博士論文

非線形3次元挙動を伴う液中構造物の耐震評価技術に関する研究

岩 崎 晃 久

目次

第1章 序論 1

1.1 本論文の目的と研究範囲 1

1.1.1 目的 1

1.1.2 研究範囲 3

1.2 フリースタンディングラックと高速炉炉心の概要 4

1.2.1 フリースタンディングラックの概要 4

1.2.2 高速炉炉心の概要 6

1.3 既往研究 7

1.3.1 滑り・ロッキング挙動を伴う振動挙動 7

1.3.2 ガタ支持構造物の振動挙動 8

1.3.3 液中構造物の振動現象 9

1.3.4 既往研究と本論文の位置付け 10

1.4 研究の概要 14

第 2 章 フリースタンディングラック耐震解析手法と試験 15

2.1 解析と試験の方針 15

2.2 解析モデルと仮定 17

2.3 実寸大耐震試験 20

2.3.1 実寸大試験体 20

2.3.2 入力地震波 23

2.3.3 試験ケース 29

2.3.4 計測条件 30

2.3.5 全装荷ラック耐震試験結果 32

2.3.5.1 長軸方向加振 32

2.3.5.2 長周期による影響 32

2.3.5.3 短軸方向加振 35

2.3.5.4 上下加振の影響 38

2.3.5.5 滑り・ロッキングに関する最大値 39

2.3.6 部分装荷ラック耐震試験結果 41

2.3.6.1 装荷状態による影響 41

2.3.6.2 滑り・ロッキングに関する最大値 45

2.3.7 滑り・ロッキングに関する検討 46

2.4 第 2 章のまとめ 49

第 3 章 フリースタンディングラック耐震評価手法 50

3.1 検証解析 50

3.1.1 解析ケース....50
3.1.2 全装荷ラックの解析結果....51
3.1.3 部分装荷ラックの解析結果....57
3.2 モデルの妥当性....63
3.2.1 ロッキング挙動に関する考察....63
3.2.2 流体力に関する考察....68
3.2.3 燃料の変位....74
3.3 最大値評価....76
3.3.1 滑り変位....76
3.3.2 ロッキング変位・脚部荷重....77
3.4 摩擦係数による安全側評価....78
3.4.1 全装荷ラックにおける滑り変位評価....78
3.4.2 部分装荷ラックにおける滑り変位評価....79
3.4.3 ロッキング変位・脚部荷重評価....82
3.5 滑りに関する安全係数....85
3.5.1 安全係数....85
3.5.2 解析条件....86
3.5.3 モンテカルロ法による検討....86
3.6 評価手法を適用できるフリースタンディングラック....88
3.7 滑り・ロッキング挙動の耐震評価フロー....90
3.7.1 滑り挙動に関する評価手順....90
3.7.2 ロッキング挙動に関する評価手順....90
3.7.3 ラックの構造健全性確認....90
3.7.4 実機構造について....90
3.8 第 3 章のまとめ....93
第 4 章 高速炉炉心の群振動解析....95
4.1 解析と試験の方針....95
4.2 モデル化対象範囲....97
4.3 解析モデルの考え方....97
4.4 運動方程式....100
4.5 衝突荷重・摩擦力....103
4.5.1 球面座（外力③）....103
4.5.2 パッド部（外力①）....104
4.5.3 エントランスノズルと連結管（外力②）....105
4.5.4 上部構造物（外力⑧）....106
4.5.5 ラッチスプリング（外力⑨）....106

4.5.6 炉心支持板の応答 107
4.6 流体力 108
4.6.1 水平方向における流路網による付加質量効果（外力④） 108
4.6.2 上下方向のダッシュポット効果（外力⑤） 110
4.6.3 上下方向の流体排除質量に係る流体力（外力⑥） 111
4.6.4 上下方向の内部流れによる流体力（外力⑦） 111
4.7 第 4 章のまとめ 113
第 5 章 高速炉炉心の群振動試験と解析の検証 114
5.1 実寸大単体耐震試験 114
5.1.1 実寸大試験体 114
5.1.2 実寸大試験装置 116
5.1.3 衝突パラメータ 117
5.1.4 単体試験の解析モデル概要 117
5.1.5 単体試験条件 119
5.1.6 加振試験と検証解析 120
5.1.6.1 スイープ加振試験 120
5.1.6.2 水平単独加振試験 120
5.1.6.3 水平単独加振試験における検証解析（衝突荷重の検証） 122
5.1.6.4 上下単独加振試験 125
5.1.6.5 上下単独加振試験における検証解析（跳び上がり変位の検証） 129
5.1.6.6 水平＋上下加振試験 133
5.1.6.7 水平＋上下加振試験における検証解析（跳び上がり変位の検証） 137
5.2 縮尺 37 体群体系耐震試験 141
5.2.1 縮尺 37 体群体系試験体装置 141
5.2.2 群体系試験の解析モデル概要 142
5.2.3 群体系試験条件 143
5.2.4 加振試験と検証解析 144
5.2.4.1 水平単独加振試験と検証解析（衝突荷重の検証） 144
5.2.4.2 上下単独加振試験と検証解析（跳び上がり変位の検証） 147
5.2.4.3 水平+上下加振試験と検証解析（跳び上がり変位の検証） 149
5.2.5 跳び上がり変位の解析精度評価 151
5.3 縮尺 32 体･18 体列体系耐震試験 154
5.3.1 縮尺 32 体･18 体列体系試験体装置 154
5.3.2 列体系試験の解析モデル概要 156
5.3.3 列体系試験条件 157
5.3.4 加振試験と検証解析（水平変位の検証） 157

5.4 縮尺 313 体多数体系耐震試験........161
5.4.1 縮尺 313 体多数体系試験装置........161
5.4.2 多数体系試験条件........162
5.4.3 加振試験と検証解析........163
5.5 モデルの妥当性........164
5.5.1 衝突挙動........164
5.5.2 ガタ挙動........167
5.5.3 流体力........170
5.5.4 長周期地震動への適用........174
5.6 評価手法の適用範囲........176
5.6.1 評価手法を適用できる高速炉炉心........176
5.6.2 解析評価........178
5.6.3 実機構造について........178
5.7 第 5 章のまとめ........180
第 6 章 結論........182
謝 辞........185
参考文献........186
本論文に関連した既発表・既投稿の論文........189

第1章

序論

1.1 本論文の目的と研究範囲

1.1.1 目的

昨今，大きな地震が頻繁に発生しているわが国では，産業施設の耐震問題は避けて通れない課題であり，地震に対する構造物の健全性の確認は非常に重要である．一般的には線形で取り扱うことができる構造物が多く，比較的容易に解析による耐震評価が可能であるが，実際の構造物の中にはガタ，衝突，滑り，ロッキングなどの接触や幾何学的な非線形が生じるものがあり，それらによって地震時における挙動が複雑となる．このような非線形挙動が生じる構造物を対象とした耐震評価を行う際，実際に生じうる振動現象を把握することが重要であり，地震による構造物の衝突荷重や変位量などが設計する上で重要な評価項目となる．非線形構造物の振動に対して解析評価するためには，非線形事象を再現できる適切な解析手法が必要であり，実験による検証の裏付けが必要とされる．また，設計する上で地震に対する構造健全性を確保するためには，解析結果が安全側でなければならず，特に非線形構造物では解析パラメータの影響を熟慮する必要がある．

本研究では，非線形構造物として原子力プラント機器であるフリースタンディングラックおよび高速炉の炉心を対象とした．フリースタンディングラックは水中に燃料を保管するための構造物であり，固定支持せず床面に直置きするため，地震に対して滑ることで摩擦により地震エネルギーが消散される．また，滑りだけではなく，ロッキングが生じると着地時に脚部に荷重が発生する．高速炉炉心は液体ナトリウム中にあり，炉心支持板に多数の炉心構成要素が挿入されて自立し，高温状態による熱応力を考慮して上下方向に拘束する支持を持たない．そのため，地震時には跳び上がり，隣接炉心構成要素との衝突などが生じる．炉心構成要素は六角形の棒状で六角配置されており，各方向の炉心構成要素と干渉するため，3 次元的な挙動を考慮する必要がある．これらは液体中にあり，液体から作用する荷重によって地震時の応答が低減されるため，設計裕度が厳しい大地震に対して，その影響は無視できない．フリースタンディングラックおよび高速炉炉心の共通した課題としてはともに液中に置かれ，地震の際に 3 次元的に変位しながら衝突を繰り返す複雑な振動挙動が生じることである．いずれも原子力プラント機器であり，極めて高い安全性を要求される．これらの構造物に対して振動挙動を模擬できる解析モデルを開発し，変位および荷重を実験結果により検証することで解析手法の妥当性を示す．また，非線形構造物を精度よく解析評価することは難しく，信頼性向上のために設計値（入力条件）の不確実性も考慮した評価手法を構築する．

本論文では，フリースタンディングラックと高速炉炉心を対象とし，複雑な非線形挙動を把握するとと

もに構造健全性を確認するための変位や荷重を解析評価することを目的とする実験的および解析的研究について示すが，同様の複雑な非線形挙動を伴う液中構造物に対して耐震評価を実施する際に応用できる手法である．本論文で試みる耐震評価の基本フローを図 1. 1 に示す．

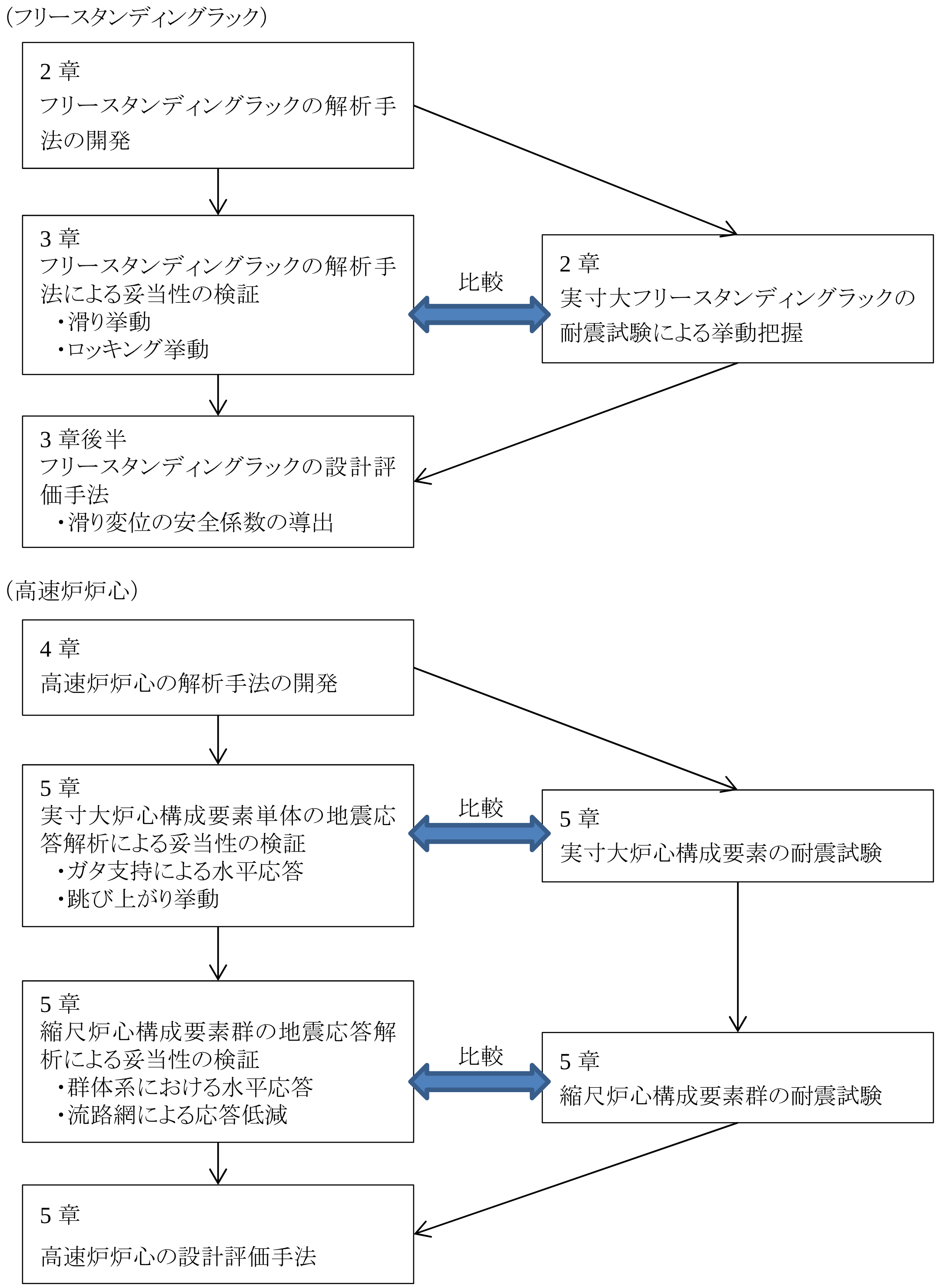


図 1. 1 本研究の基本フロー

1.1.2 研究範囲

本論文の研究内容について大きく以下の通りに分けられる.

1) フリースタンディングラック

1)-1 実寸大耐震試験による現象把握

1)-2 フリースタンディングラック耐震解析と検証

1)-3 フリースタンディングラック耐震評価

2) 高速炉炉心

2)-1 実寸大単体試験・縮尺群体系試験による現象把握

2)-2 炉心群振動解析と検証

各項目における研究範囲について, 以下に示す.

1) フリースタンディングラック

1)-1 実寸大耐震試験による現象把握

フリースタンディングラックは地震時に滑りとロッキングを伴う振動挙動が生じるため, 地震に対する滑り量およびロッキングによる変位や脚部荷重を把握する必要がある. そのため, 耐震試験で用いる試験体は実機と同様の挙動が生じなければならず, 幾何学的相似だけではなく, 脚部などの衝突箇所における剛性なども実機を模擬する必要がある. しかしながら, 滑りやロッキングに影響の大きい重力加速度が不変であるため, 縮尺試験体では厳密に模擬することが難しい. したがって, 実機挙動を忠実に模擬できるフリースタンディングラックの実寸大試験体を用いて耐震試験を実施し, 実機で生じうる現象について把握する.

1)-2 フリースタンディングラック耐震解析と検証

フリースタンディングラックの水中における滑りとロッキングの振動挙動を評価できる解析手法を開発する. 複数搭載される燃料は 1 本で集約し, ラック自身も 1 本の梁でモデル化して, 幾何学的に模擬できなくなる質量の影響は慣性モーメントを付加することで考慮する. また, ラックに対して燃料が占める重量の割合は大きく, ラックを支持する脚部が負担する自重は中央脚に偏る. ベースプレートを含む脚部の剛性や脚の荷重分布によるロッキング挙動への影響を解析モデルに反映する. この解析モデルを用いて実寸大耐震試験のシミュレーションを行い, 本解析手法の妥当性を検証する. また, 滑りおよびロッキングは摩擦係数に依存するため, 摩擦係数の下限値・上限値を用いることで滑り変位, ロッキング変位, 脚部荷重が安全側に評価できることを確認する.

1)-3 フリースタンディングラック耐震評価手法

上記で開発した解析手法を用いて, 実機評価する際の耐震評価手法について検討する. 特にフリースタンディングラックは滑り変位が累積していくため, 滑りに対して信頼性向上のために設計値(入力条件)の不確実性も考慮した評価を行う. 振動挙動に影響があると考えられる設計値に対してばらつきを与え, それらの影響も含めた評価が可能な手法を提案する.

2) 高速炉炉心

2)-1 実寸大単体試験・縮尺群体系試験による現象把握

高速炉の炉心は多数の炉心構成要素群で構成され，地震時に水平応答，跳び上がり，隣接炉心構成要素との衝突といった振動挙動が生じるため，個々の炉心構成要素における水平変位，跳び上がり変位，衝突荷重を把握する必要がある．実寸大で模擬した炉心全体の耐震試験を実施できると直接的に現象把握が可能であるが，非常に大規模なものとなり現実的ではない．したがって，幾つかの部分試験を積み重ね，炉心全体における振動挙動を推定することになる．本研究では，実機炉心構成要素を模擬した実寸大単体において単体振動挙動の詳細を把握し，複数体の縮尺試験体を用いて群振動による振動挙動を把握する．

2)-2 炉心群振動解析と検証

液中における高速炉炉心の水平応答や跳び上がりを含む 3 次元振動挙動を評価できる解析手法を開発する．個々の炉心構成要素における水平変位や衝突荷重，跳び上がり変位が評価できるように炉心構成要素全数を解析対象とし，周囲の炉心構成要素や炉心支持板との干渉，群における流体構造連成などをモデル化する．実寸大単体に対して加振条件や衝突部の隙間などをパラメータとした試験で単体の解析モデルを検証し，縮尺試験体群に対して群振動による影響を検証することで，実機高速炉炉心に適用可能な解析手法であることを示す．

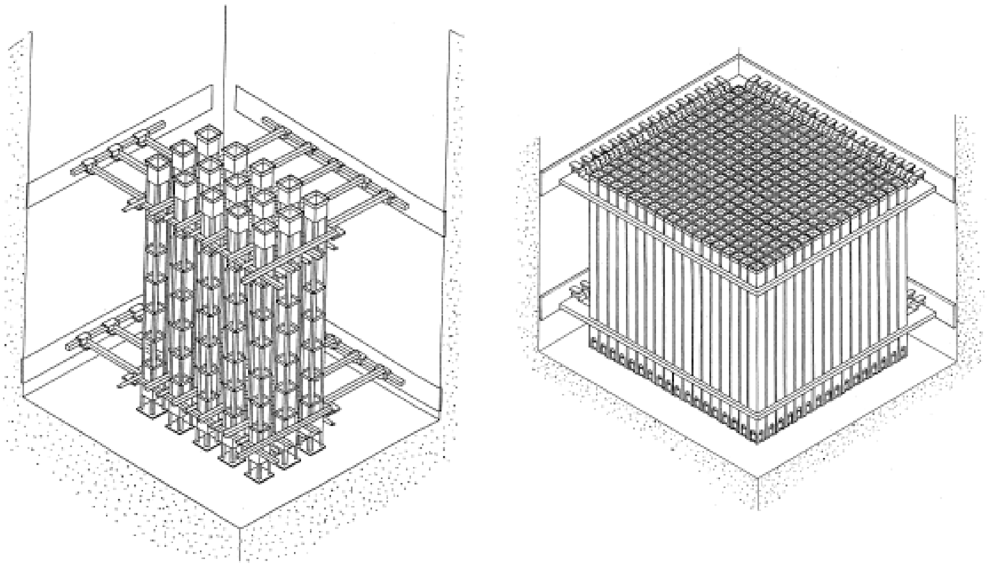
1.2 フリースタンディングラックと高速炉炉心の概要

1.2.1 フリースタンディングラックの概要

PWR（加圧水型原子炉：Pressured Water Reactor）における使用済燃料ラックのラックセルには，図 1. 2 に示すようにアングル材（山型鋼）を組み合わせたアングル型ラックセルと，角管から成るキャン型ラックセルの 2 タイプがある．また，支持方式として，ピット壁面に上下 2 ヶ所で固定する壁支持型と，ピット床面にアンカーボルトで固定される自立型の 2 タイプがある．これらの使用済燃料ラックは水中に設置されることから構造減衰の他に，水中における流体減衰および使用済燃料ラックと燃料集合体が衝突することにより生じる衝突減衰が発生する．そのため，振動台試験によって使用済燃料ラックの地震時における減衰特性を把握して設計用減衰定数を算定しており，ラックセルと燃料集合体のガタや水中における付加質量を模擬した解析モデル（図 1. 3）で耐震設計手法を構築し[1]，合理的かつ安全側に評価できるように設計している．

フリースタンディングラックは，従来の使用済燃料ラックでは地震荷重を負担するはずの支持部材を周囲に持たず，図 1. 4 に示すように使用済燃料ピットの床上に直置きするため，地震時には滑りが生じる．そのため，使用済燃料ラック自身への地震入力も従来の設計方式である壁支持方式や床支持方式と比べて低減される．フリースタンディングラックは滑るときの摩擦によって地震エネルギーが消散され，周囲の水によって振動応答が低減されるため，高震度化への期待ができる設計手法である．また，角管のラックセルには使用済燃料が挿荷されており，地震時にはラックセル内で燃料が振動して燃料とラックセルが衝突する．それに加えて，フリースタンディングラック自身には滑りだけではなくロッキングが発生し，脚部の浮き上がりや着地を繰り返すため，脚部とピット床面の間に荷重が発生する．

したがって，フリースタンディングラックを設計するためには，三次元での滑り，ロッキング，衝突といった非線形事象及び周囲の水との連成振動を評価できる解析手法が必要である.



(a) アングル型　　　(b) キャン型

図 **1. 2**　使用済燃料ラック(壁支持型) [1]

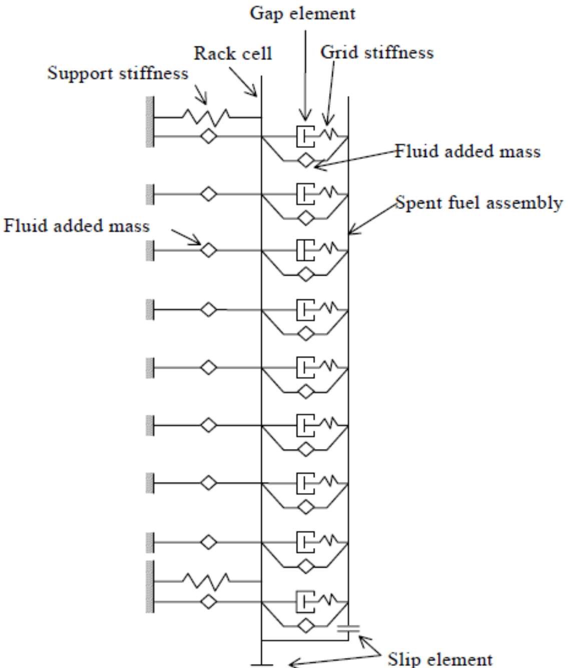


図 **1. 3**　解析モデル(キャン型) [1]

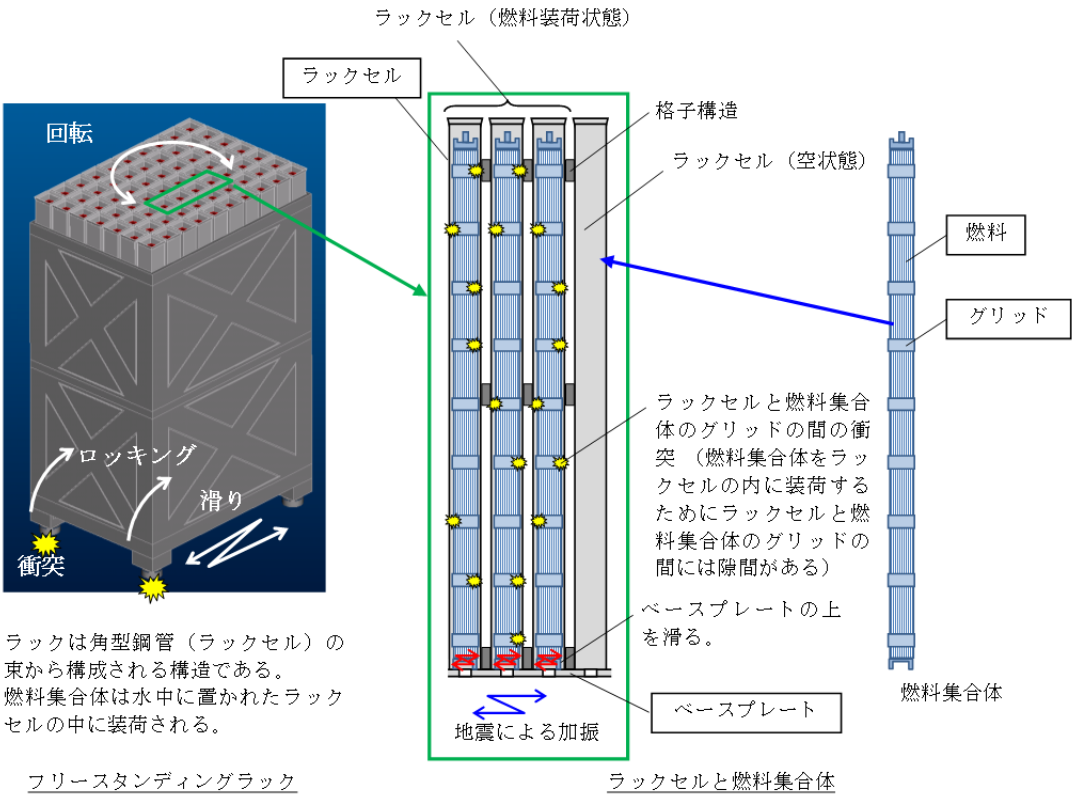
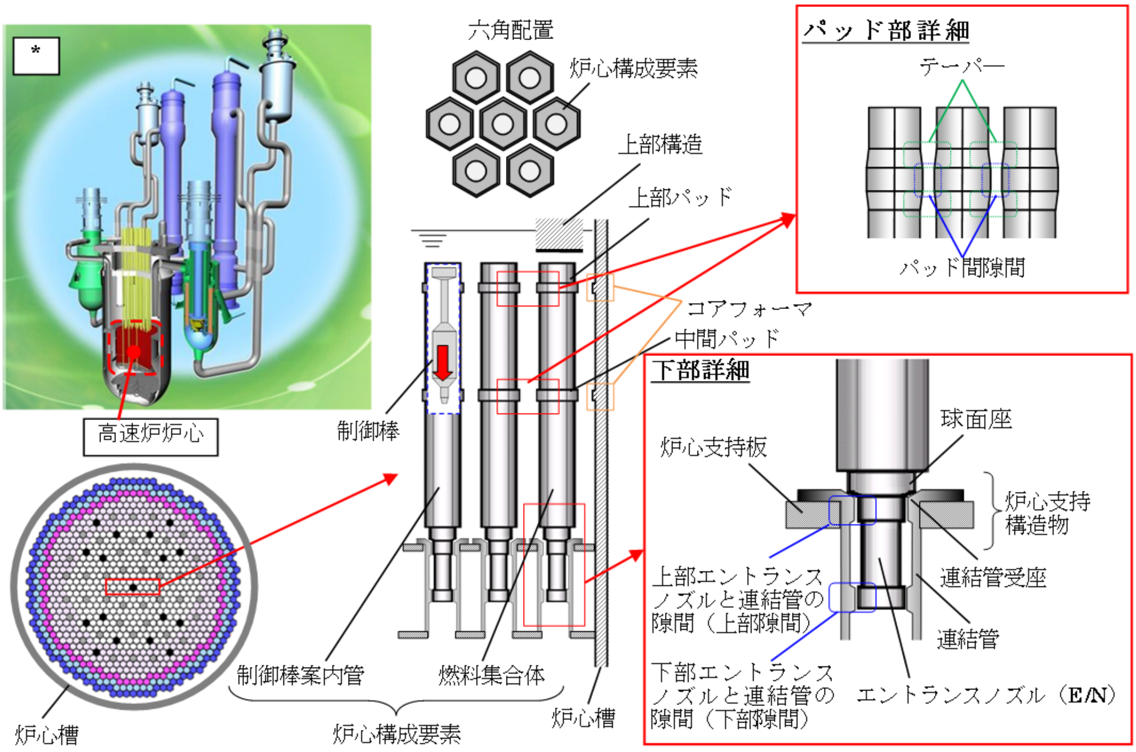


図 1. 4　フリースタンディングラックの構造

1.2.2 高速炉炉心の概要

高速炉の炉心は数百本以上の炉心構成要素群から構成され，運転時には高温状態による熱伸びやスウェリングによる伸びが生じるため，軸方向には拘束されず，炉心支持構造物上に自立させる(図1. 5)．また，熱応力を避けるため，高速炉は薄肉構造である．そのため，免振構造によって水平地震動は比較的小さいものの，上下地震動に対しては炉心槽が上下に大きく応答し，炉心に作用する上下加速度も大きくなる．昨今の基準地震動の増大によって，さらに炉心の設計地震加速度は上下方向に大きくなり，炉心構成要素の跳び上がりは無視できなくなった．そのため，地震時には炉心支持板に対して跳び上がりと着地を繰り返し，跳び上がりが大きくなると，隣接する炉心構成要素との衝突箇所であるパッド(Pad)部や，エントランスノズル(Entrance Nozzle)と連結管(Receptacle tube)との勘合部が上下方向に外れて水平方向への可動域が増えるため，制御棒挿入性にも影響が生じる可能性がある．同時に作用する水平方向の地震動によって，炉心構成要素は隣接する炉心構成要素と衝突し，エントランスノズルが連結管と干渉することで，上下方向には摩擦力が生じて跳び上がり挙動は抑制される．また，炉心は流体中(実機は液体ナトリウム中)にあり，狭い隙間で密に形成された六角柱群であるため，流体を介して炉心構成要素が相互に連成した群振動を呈す．炉心構成要素の構造健全性，制御棒挿入性，炉心反応度外乱の評価の観点から地震時の高速炉炉心の安全性を評価するためには，個々の炉心構成要素で生じる変位･荷重を含む炉心構成要素群の3次元振動挙動を把握するための解析手法が必要となる．



*：「高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究」－フェーズⅡ技術検討書－

図 1. 5　高速炉炉心の概要

1.3 既往研究

前節で述べたフリースタンディングラックや高速炉炉心における非線形挙動に対して，その耐震性を評価するにあたり，次のような既往研究が関連する．

- ・滑り・ロッキング挙動を伴う振動挙動
- ・ガタ支持構造物の振動挙動
- ・液中構造物の振動現象

本節では，これらに対して本論文の特徴とその位置づけについて述べる．

1.3.1 滑り・ロッキング挙動を伴う振動挙動

大変位による幾何学的非線形挙動を扱った耐震分野の研究として，剛体ブロックの滑り・ロッキング運動の研究が多く行われている．鄭ら[2][3]はブロック型構造物における正弦波励振および実地震波励振による滑り・ロッキング振動の検討を行った．ロッキング振動は非線形性が強いため，正弦波励振による振動特性をそのまま耐震設計に適用することはできず，実地震波励振で評価する必要があり，滑り発生がロッキング応答に大きく影響することを示した．また，井上ら[4]，今西ら[5]は剛体ブロックの底面形状の影響についても検討しており，底面の多角形化は減衰性能の低下につながることを示した．

安田ら[6]はロッキング時に摩擦力が作用した場合の動的挙動を数値解析により明らかにするとともに，構造物の転倒の有無を判断するマップを整理した．上述の既往研究では，剛体ブロックで水平 1 方向と上下方向の平面的な運動を対象としているが，実際の地震では3次元的な挙動を考慮しなければならない．ロッキング挙動が生じる具体的な構造物を取り上げた研究としては，平底円筒貯槽や貯蔵架台付き円柱キャスクなどがある．平底円筒貯槽のロッキング挙動の計算は，剛底面モデルで衝突前後の角速度の比である角速度変化率によって衝突時のエネルギー消散を考慮し，ロッキングによる上下変位や転倒を評価している[7]．また，小林ら[8]，西ら[9]，山田ら[10]は平底円筒貯槽の底板周縁部の弾性変形による浮き上がりや応力を考慮した．貯蔵架台付きキャスクにおいては円筒構造物であるキャスクの下部に四角の貯蔵架台が設置されるため，角柱剛体モデルとしてロッキングの転倒評価をしているが，ロッキング変位にばらつきが大きく裕度を含む設計が必要であることを示唆した[11][12]．

フリースタンディングラックに関する研究では，Moudrik ら[13]が実寸大のフリースタンディングラックの振動台加振試験を実施し，滑りおよびロッキングの挙動を確認した．しかしながら，燃料を入れない空の状態における気中の水平 1 方向のみの加振を対象としており，加振方向や燃料の影響について検討されていない．また，有限要素解析でロッキングが生じない滑りのみの挙動に対しては試験結果を再現したが，ロッキング挙動を伴う滑り挙動は今後の課題とされた．Queval ら[14]が継続研究に取り組み，1/2 縮尺ラックを用いた加振試験で水中や燃料装荷の影響について確認した．燃料全装荷・1/2 挿荷・1/4 挿荷・空の 4 体系を対象とし，気中と水中で試験が行われた．燃料が装荷されることで滑り変位は大きくなることを示したが，燃料配置による影響に関しては具体的な結果や考察などは示されていない．また，滑りとロッキングに関しては剛体ブロックと同様の検討がなされている．縮尺ラックでは燃料の重量に対してフリースタンディングラックの底面剛性が適切に模擬できず，挙動の把握に必ずしも十分でないことが考えられる．実寸大のフリースタンディングラックにおいて燃料が装荷された状態で地震波加振されたときに生じる複雑な 3 次元挙動や脚部における荷重の評価や検証が実施された例はない．

1.3.2 ガタ支持構造物の振動挙動

ガタによる非線形挙動に対する耐震を扱った研究では，ガタ支持を持つ配管系に関するものが多い．化学プラントや発電プラントなどの配管では熱膨張の逃げのためにガタが設けられており，ガタ支持を持つ配管系の耐震試験や解析評価が実施されているが，支持部における衝突パラメータの設定に対して詳細な記述が少ない．また，加速度や変位の応答については述べられているが，支持反力について解析と定量的に比較した事例は少ない．小林ら[15]、Kanekoら[16]は熱交換器伝熱管と支持板との衝突振動現象に対して，接触剛性に関してはBijlaardの論文に基づいて円筒構造物の局所剛性から決定し，接触による減衰に関しては復元力の履歴特性として振動試験結果に合うエネルギーロス係数を導出している．このように，跳ね返りが生じる構造物間の衝突剛性はFEM解析や理論式によって算出する事例は多いが，衝突減衰はまだ試験結果を反映する必要がある．また，このようなガタ支持を持つ配管系における解析手法としては運動方程式を直接解く方法と固有値解析の結果を使用するモーダル解析の2通りが考えられる．前者は多自由度系の梁として直接運動方程式を解くため，棒群を対象とする

と自由度が膨大となる[17]．後者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する．モーダル解析では計算で用いる振動モードを仮定する際，衝突箇所（接触点）を自由にした振動モードを使用する方法と固定にした振動モードを使用する方法がある．例えば，支持点に間隙を持つ配管系の振動の場合，管の振動が小さく，管が支持点と稀に接触する場合は接触点を自由にした振動モードを使用した方が妥当であると考えられる[18]．しかしながら，間隙が小さく，加振されている時間のほとんどで接触した状態の振動の場合は接触点を固定とした振動モードを使用する方法（拘束モード法）が適している[19]．なお，拘束モード法では，その配管のガタ支持部における接触が管の静的たわみによる変位で考慮されるが，固定支持がなくガタ支持のみで自立する高速炉炉心のような構造物では静的たわみを考慮することができない．

従来の高速炉炉心の耐震に関する研究では，鉛直方向の設計地震力が小さかったため，跳び上がり挙動を考慮せずに水平変位や衝突荷重に着目していた（Morishita[20][21][22]，Fontaine[23]，Fontaine ら[24]）．過去に実施された高速増殖炉もんじゅの耐震解析の研究では，炉心構成要素下端のエントランスノズルとそれが挿入される連結管の間のガタを厳密にモデル化せず，単純支持とばね要素で線形にモデル化した．したがって，解析にはガタによる並進や回転の剛体運動が考慮できず，跳び上がりにも対応していなかった．最近の設計地震レベルの増大によって上下方向に跳び上がり変位が生じることが想定されるようになり，水平応答の特性だけではなく，ガタ支持部における反力を適切に模擬できなければ精度よく跳び上がりを評価することはできない．

1.3.3 液中構造物の振動現象

発電プラント内の機器には流体の関与した機械構造物も数多くあり，単に強制振動力として構造物に作用するだけではなく，構造物の振動が流体力の発生過程に影響を与える構造と流体の連成振動系として考えなければならないものもある．その中で液中構造物の耐震に関する研究では，静止流体中における単一柱から角柱群や六角柱群に関するものまで古くから数多く研究されている．液中構造物で考慮するべき流体力には，構造物の固有振動数を低下させる流体付加質量と，構造物周囲の流体が地震加速度で振動することで生じる（構造物への入力加速度が見かけ上小さくなる）浮力の効果がある．液中構造物の流体付加質量は，Fritz[25]の研究が最も頻繁に引用されている．Fritz は流体アニュラスを介した外筒と内筒の二重円筒に対して，速度ポテンシャルに基づいて，それぞれが微小振幅するときの慣性項における流体力の計算式を導出した．使用済燃料ラック[1]では Fritz の流体力を参照するが，原子炉炉心の燃料集合体群のように隣接構造物との隙間が狭い場合は流体を介して構造物間に連成振動が生じる．Sharp[26]は流路幅が変化する管路に対して，流路網的に流体付加質量マトリクスを作成する計算方法を示した．六角柱群の流体付加質量に関しては藤田が六角柱間のすべての隙間流れを考慮した流路網理論を考案している[27]．富田らは四角の燃料集合体群を一塊とした流体付加質量に対して群内の隙間（燃料集合体間の隙間）で補正する平面近似付加質量係数を導出した[28][29][30][31]．堀内ら[32]は、タンク内の六角柱群において、タンクを外筒、六角柱群を内筒とした二重円筒に対して平面近似付加質量係数（内筒の投影面積と流路面積の比から算出）を適用した．さらに 3 次元性についても展開し，有限要素法による六角柱群（内筒）を並進させたときの

流体付加質量から上部漏れを考慮した付加質量補正係数を導出した．ただし，柱群を一体の内筒とみなし，柱間の相対加速度による影響は無視している．高速炉炉心は最外周にコアフォーマがあり，水平変位が制限されるため，地震時の水平挙動が大きくなると最外周を起点に流路間の隙間が増減するため，炉心構成要素間の干渉に対して流路ごとの圧力変動を考慮する方が適切である．また，流体付加減衰を考慮した事例は少ないが，最近のフリースタンディングラックにおける研究では白井ら[33]がラック間の流路交差部における流量保存と圧力等価および隙間流路内で発生する流体の圧力損失を考慮した運動モデルを構築した．さらに，Kaneko ら[34]，Sakamoto ら[35]がラックの回転やロッキングまで対応する運動モデルに高度化した．ラック間やラック－ピット間の隙間流路が狭い状態であれば，流体付加減衰を考慮することでより一層精度の高い解析が可能になると考えられる．

1.3.4 既往研究と本論文の位置付け

前節までに述べた既往研究に対し，問題点は次の通りである．

(1) 剛体ブロックによる滑りやロッキングの挙動と異なり，実際の構造物では構造物底面の弾性変形が生じるため，試験では底面剛性や脚の荷重分布などの模擬性が重要となり，実スケールによって振動応答を把握することの意味は大きい．実寸大のフリースタンディングラックの水中試験はこれまでに例がなく，滑り・ロッキング・衝突を含んだ複合的な挙動の把握は重要である．また，フリースタンディングラックの滑りは，累積していく挙動であるため，特にロッキングが同時に生じる場合は試験と解析で誤差が生じやすい．摩擦係数の上限値・下限値を用いて滑りとロッキングを安全側に評価する方法は既存の評価手法にもあるが，水中にある実寸大のフリースタンディングラックに対して確認されたことはなく，その他の設計値のばらつきによる影響に関して検討した研究も例がない．フリースタンディングラックの挙動は非線形性が強く，安全側に解析評価するためには一意的に設計値を決めることは困難である．

(2) 高速炉炉心では，多数の炉心構成要素がガタで支持され，大地震時には隣接する炉心構成要素と干渉しながら水平に群振動し，上下方向には跳び上がりが生じる複雑な振動挙動が引き起こるが，それらを考慮した群全体の 3 次元振動挙動を再現できる解析手法は研究された例がない．水平挙動のみを対象とし，ガタ部の水平応答特性を線形で扱った解析例はあるが，ガタを考慮していないため，跳び上がりに影響するガタ部反力と摩擦力が適切に計算されない．

(3) 単純な形状であれば液中構造物単体に作用する流体力は一般的であり，六角柱群に対しても流路網理論によって流体力を考慮することができる．また，ばね支持された六角柱群に対して流体の影響を検証した研究の例はあるが，高速炉炉心では最外周の炉心槽側に設置されたコアフォーマによって水平変位が制限されるため，水平挙動が大きくなると隣接する炉心構成要素間で衝突が発生する．ガタ支持，衝突事象を有する液中の群体系に対して群内側まで含めた炉心構成要素間の衝突荷重や水平変位について検証された解析評価例はない．

以上の既往研究を背景とし，本論文の特徴を表 1．1 にまとめた．また，非線形挙動を伴う構造物の耐震評価手法構築の流れは図1．6のように考えられるが，その中で本研究の位置付けとしては点線で囲った範囲であり，表 1．1 には各項目が図 1．6 の[1]～[6]のどこに対応するかを示した．

表 1.1　研究の特徴

	研究の特徴	位置付け
(1)フリースタンディングラックの地震時振動挙動(ロッキングを伴う滑り挙動)に関する実験的検討および解析手法の開発	(地震時のフリースタンディングラックの現象把握) ・実寸大のフリースタンディングラック試験体を対象. ・燃料装荷による挙動への影響を把握. ・各種入力条件(加振振動数，上下動入力，短辺・長辺への地震波入力)で滑り・ロッキングの特性を把握.	[1] [2] [3]
	(解析モデル化手法) ・複数ある燃料を 1 体に集約し，幾何学的に模擬できない質量の影響は慣性モーメントを付加することで考慮. ・脚部剛性はベースプレート等を含めた脚部近傍の剛性として考慮. ・ラックを支持する脚部が負担する自重の分布を模擬.	[4]
	(評価手法) ・滑り挙動は脚の摩擦係数の下限値である 0.2 で，ロッキング挙動は脚の摩擦係数の上限値である 0.8 で安全側に解析. ・滑りは累積していく挙動であり，信頼性向上のために設計値(入力条件)の不確実性も考慮した評価とする. ・フリースタンディングラックの耐震解析手法に関する適用範囲を整理する.	[5] [6]
(2)高速炉炉心の地震時群振動挙動(ガタ支持・跳び上がり挙動)に関する実験的検討および解析手法の開発	(地震時の炉心構成要素の現象把握) ・実寸大の炉心構成要素試験体(単体)を対象. ・各種入力条件(正弦波の加振振動数，加振方向，加振レベル，地震波入力，雰囲気，衝突部隙間量)で単体における衝突荷重，跳び上がり変位の特性を把握.	[1] [2] [3]
	(解析モデル化手法) ・並進・回転の剛体運動でガタ支持部の接触を考慮した拘束モード法を使用. ・水平挙動が生じる炉心構成要素の跳び上がり変位を考慮.	[4] [5]

(3)液中の群振動挙動における衝突荷重・水平変位評価	(地震時の高速炉炉心の現象把握) ・群体系に対しては炉心構成要素縮尺試験体を対象. ・群は実物通り六角配置とし，個々の水平変位・炉心構成要素間の衝突荷重・跳び上がり変位を把握. ・群に作用する流体力による衝突荷重の低減を確認.	[1] [2] [3]
	(解析モデル化手法) ・単体解析モデルを群体系に展開. ・炉心構成要素間の流体力は流路網理論を適用. ・多数体群最外周における圧力境界は群全体を 1 つの内筒とみなしたときの圧力分布とし，端漏れも考慮. ・コアフォーマによる最外周の変位を制限.	[4]
	(評価手法) ・個々の炉心構成要素における水平変位，衝突荷重，跳び上がり変位. ・高速炉炉心の耐震解析手法に関する適用範囲を整理する.	[5] [6]

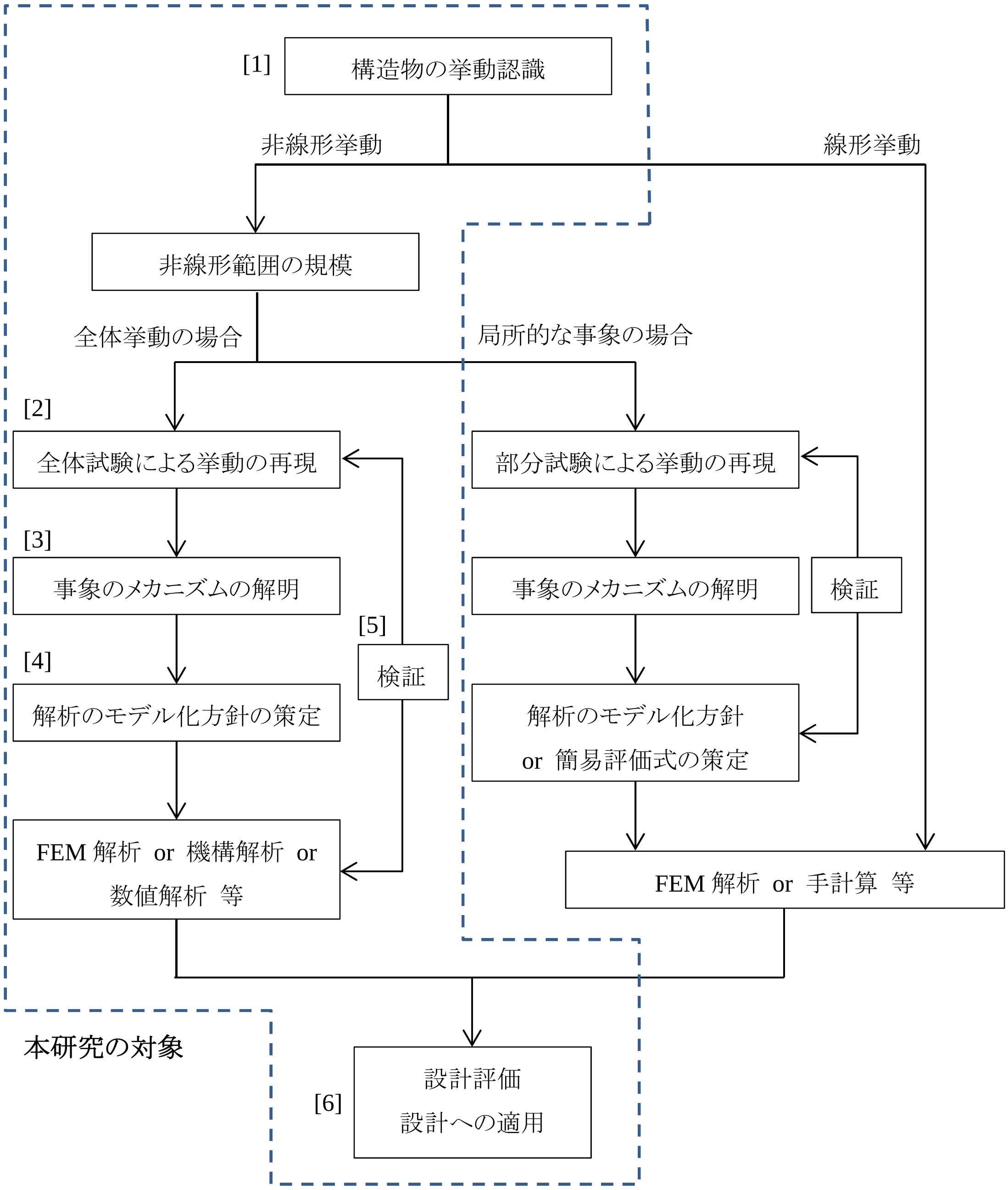


図 **1. 6** 非線形挙動を伴う構造物の耐震評価手法構築の流れと本研究の位置付け

1.4 研究の概要

本論文は 6 章よりなり，第 1 章は序論，第 2 章はフリースタンディングラックの耐震評価手法と耐震試験，第 3 章はフリースタンディングラックの耐震評価手法，第 4 章は高速炉炉心の群振動解析，第 5 章は高速炉炉心の群振動試験と解析の検証，第 5 章は結論である．各章の概要は次の通りである．

第 1 章では，序論として本研究の目的を述べるとともに，研究対象としてフリースタンディングラックおよび高速炉炉心の構造とそれらの耐震評価に関連する従来研究について概論し，本論文の位置付けを説明した．

第 2 章では，フリースタンディングラックの解析モデルの考え方および実寸大耐震試験の結果について示した．解析では，滑りとロッキングによる大変位の挙動を推定するために機構解析を用い，自重による荷重分布や底面剛性が適切に模擬できるように解析モデルを策定した．また，ラックセルと燃料集合体との衝突，周囲の流体との連成を考慮した．耐震試験では 7 セル×10 セルの実寸大のフリースタンディングラックを対象とし，燃料の挿荷状態や加振周波数による滑りやロッキングの挙動の違いについて明らかにした．

第 3 章では，フリースタンディングラックの耐震評価に必要な滑り変位・ロッキング変位・脚部荷重について解析の検証を行った．フリースタンディングラックの振動挙動は脚部と床面の間の摩擦係数の感度が高いため，摩擦係数の上限値・下限値を用いることで滑り変位，ロッキング変位，脚部荷重が安全側に評価できることを確認した．また，滑り変位は時々刻々の滑り変位が累積されるため，解析との誤差が生じやすい．解析の信頼性向上のため，摩擦係数以外の解析パラメータのばらつきまで考慮したモンテカルロ法による滑り変位の評価を行い，その結果から滑り変位の安全係数を導出して設計評価手法をまとめた．

第 4 章では，高速炉の炉心の耐震解析に考慮するべき外力を整理し，ガタを有する炉心構成要素群による隣接炉心構成要素同士の衝突，流体構造連成など水平挙動に加えて，炉心構成要素の跳び上がり，運転時の上下差圧，炉心支持板の応答など上下挙動を考慮した非線形 3 次元解析モデルの考え方について示した．炉心構成要素の跳び上がりは水平挙動におけるガタ支持反力による摩擦力の影響が大きい．ガタ支持部を模擬するために拘束モード法を使用し，各炉心構成要素間に生じる流体力を算出するために流路網理論を適用して個々の炉心構成要素における応答を再現する．

第 5 章では，実寸大単体耐震解析，1/1.5 縮尺試験体 37 体群体系耐震試験，1/1.5 縮尺試験体 18 体・32 体列体系試験，1/2.5 縮尺試験体 313 体多数体系耐震試験を実施し，炉心構成要素の跳び上がり，炉心構成要素頂部の水平変位，パッド部の荷重について確認した．単体から多数体へ段階を踏みながら試験結果と解析結果を比較して解析の妥当性を示した．

第 6 章では以上の研究の結論をまとめて述べた．

第 2 章

フリースタンディングラック耐震解析手法と試験

2.1 解析と試験の方針

地震時におけるフリースタンディングラックの主な挙動は滑り挙動とロッキング挙動が挙げられる．そのため，試験では両方の挙動を確認できるように滑りが生じやすい短軸とロッキングが生じやすい長軸のラックセル数となるように異方性を持たせたフリースタンディングラックを対象とする．フリースタンディングラックには燃料が装荷されるが，フリースタンディングラックの重量に対して挿荷燃料の重量は 2 倍以上あり，挿荷燃料に対するラック剛性は剛としてみなすことはできず，適切にラックの弾性変形を考慮する必要がある．滑りとロッキングに影響がある重力加速度は不変であるため，相似則を満たす試験体設計は難しい．そのため，本研究では実寸大のフリースタンディングラックを用いて地震時における振動挙動を把握する．耐震試験では，フリースタンディングラックの振動挙動に対して影響があり，試験で設定可能な試験パラメータを試験条件とする．解析の検証では，フリースタンディングラックの全体応答が再現できることを確認するとともに，解析で使用した仮定が妥当であることを確認する．解析評価としては滑りとロッキングが同時に生じるフリースタンディングラックの滑り挙動を解析で厳密に再現することは困難であるため，滑り変位を大きく見積もることで安全側に評価する手法を構築する．フリースタンディングラックの研究内容と流れについて図 2. 1 に示す．

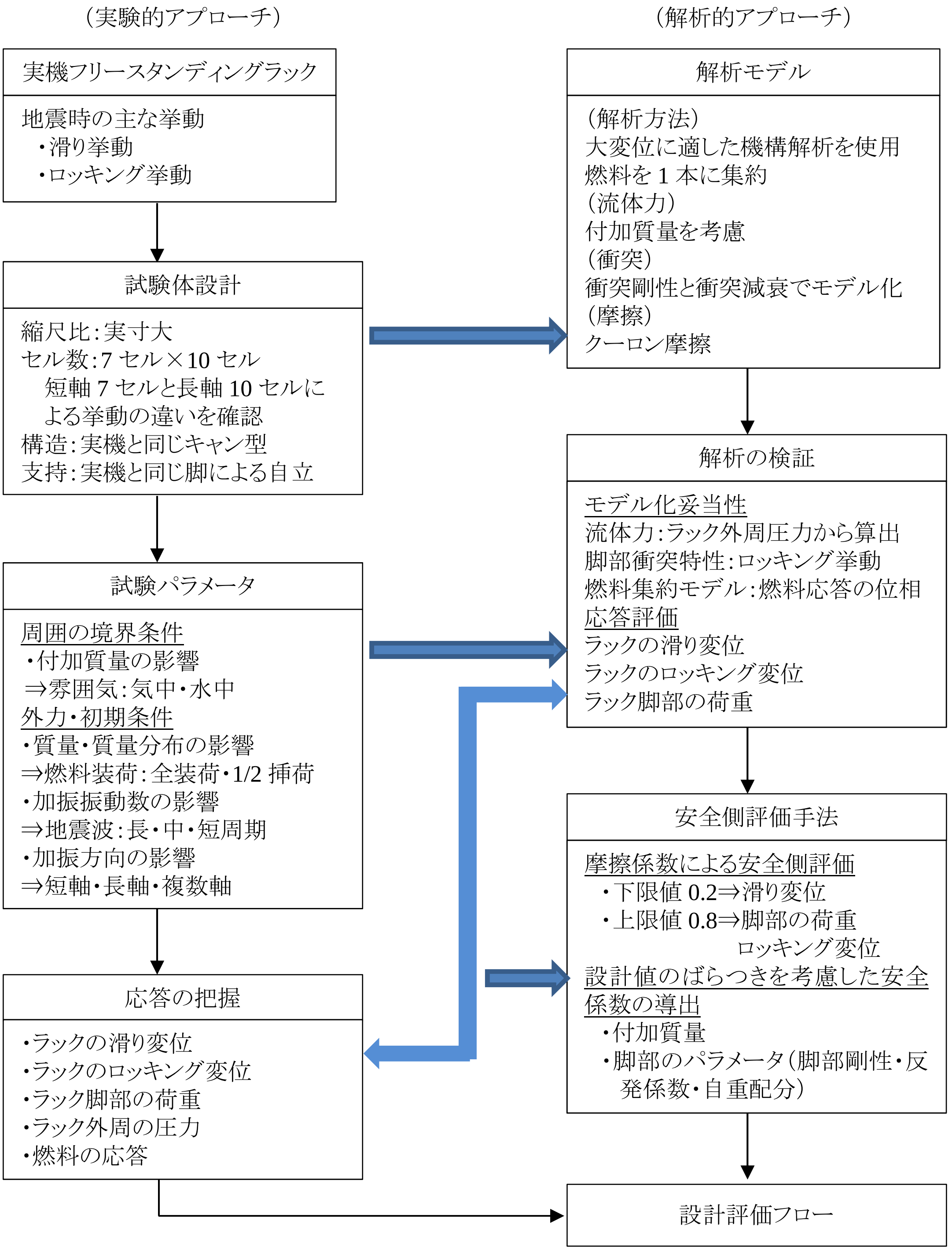


図 2. 1 フリースタンディングラックの研究内容と流れ

2.2 解析モデルと仮定

フリースタンディングラックは，地震時にロッキングや滑りが生じ，ロッキングによって脚部に浮き上がりが生じた際は床面に着地したときに衝突荷重が発生する．また，角鋼管のラックセルの中には燃料集合体が装荷され，地震時にはラックセルの中で燃料集合体が動き，燃料棒を束ねているグリッド部でラックセルと衝突する．このフリースタンディングラックは水で満たされた燃料ピットの床面に置かれ，完全に浸水されている．したがって，フリースタンディングラックの解析モデルには滑りやロッキングといった大変位をともなう 3 次元挙動を考慮する必要がある．また，ラック－ピット間，燃料－ラックセル間の流体構造連成および燃料－ラックセル間の衝突，脚－ピット床間の衝突・摩擦などの非線形事象も考慮する必要がある．図 2. 2 に解析モデルの概要を示す．ラックと燃料を 1 本の梁でモデル化し，各々の重心位置でベースプレートに配置する．また，ラック脚部とピット床面間および燃料とラックベースプレート間は衝突（ばね・減衰・ガタ）と摩擦を，燃料とラック間には衝突（ばね・減衰・ガタ）を考慮する．ただし，ラック脚部とピット床面間および燃料とラックベースプレート間は解析開始時には接触した状態である．フリースタンディングラックの耐震解析には機構解析ソフト ADAMS（MSC Software）を使用した．

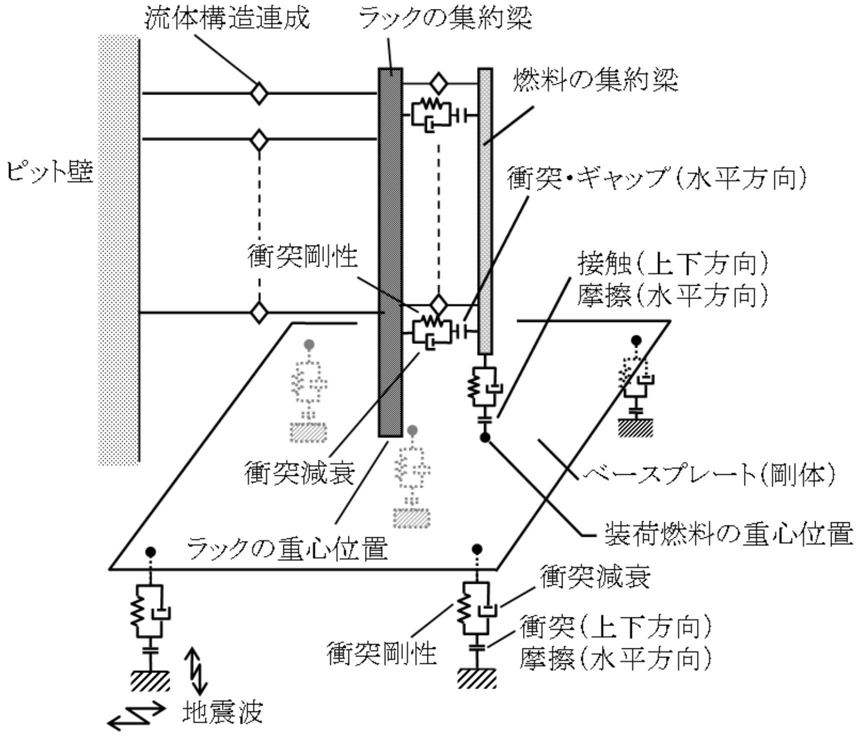


図 2. 2 フリースタンディングラックの解析モデル概要

解析モデルに適用した考え方を以下に示す．

（1） ラックは角鋼管を束ねた構造であるため，燃料装荷のない空のラックを，高さ方向に一様な質量と剛性を持つ 1 本梁でモデル化した[1][36].

（2） ベースプレートを剛体とし，脚部の位置の影響を考慮できるように脚部と脚部まわりのベースプ

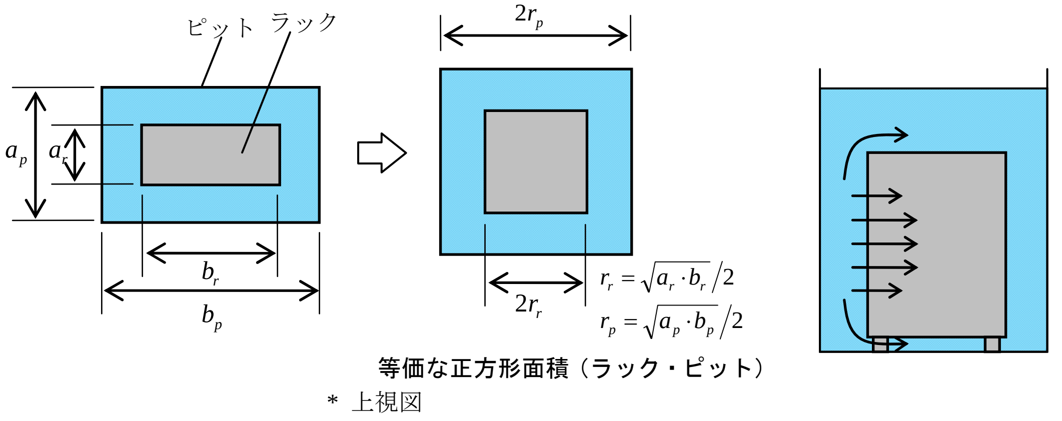
レートの局所剛性を脚部の衝突ばねとして脚部の位置に配置した.

(3) ラック脚部とピット床面間および燃料とベースプレート間の摩擦(水平方向)において,静摩擦係数は動摩擦係数に等しいとした.

(4) ラックの流体付加質量は,図 2. 3 に示すようにラックとピットの等価断面積となる正方形の二重角柱における流体付加質量 $m_{add-rack}$ [1][37]を使用し,ラックとピット間の上下における端漏れによって流体付加質量が小さくなる影響も考慮した.

$$m_{add_rack} = \frac{4}{3} \cdot \frac{r_p{}^2 + r_r{}^2}{r_p{}^2 - r_r{}^2} \cdot \rho \cdot \pi \cdot r_r{}^2 \cdot h_r \cdot \alpha \qquad (2.1)$$

ここで,r_pはピットの等価断面積となる正方形の一辺長さの半分,r_rはラックの等価断面積となる正方形の一辺長さの半分,ρは水密度,h_rはラック高さ,αは端漏れによる流体付加質量の低減を考慮するための係数[38]とした.



(a) 付加質量 (b) 端漏れ

図 2. 3 流体付加質量

(5) 流体構造連成による流体力にはラックとピット間に生じる流体付加質量(仮定(4))および慣性連成項(質量マトリクスの非対角項)を考慮した[25][37].流体付加減衰は無視した.流体構造連成による流体力を次式に示す.

$$\begin{Bmatrix} F_{rack} \\ F_{pit} \end{Bmatrix} = -\begin{bmatrix} m_{add_rack} & -(m_{add_rack} + m_{d_rack}) \\ -(m_{add_rack} + m_{d_rack}) & m_{add_rack} + m_{d_rack} + m_{h_pit} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{x}_{rack} \\ \ddot{x}_{pit} \end{Bmatrix} \qquad (2.2)$$

ここで,F_{rack}はラックに作用する流体力,F_{pit}はピットに作用する流体力,m_{h_pit}はピット内包体積の水質量,$\ddot{x}_{rack}$はラック加速度,$\ddot{x}_{pit}$はピット加速度とした.m_{d_rack}には次式を使用した[37].

$$m_{d_rack} = \frac{4}{3} \cdot \rho \cdot \pi \cdot r_r{}^2 \cdot h_r \qquad (2.3)$$

(6) 燃料とラックセル間に生じる流体構造連成も仮定(4)(5)と同様に考えた.ただし,燃料とラックセルは幅に対して高さが大きいため,端漏れの影響は考慮しない.

(7) 燃料を装荷することで生じるベースプレートのたわみによる脚部荷重配分への影響を考慮できるように，脚部に初期突出量を与えた（仮定(2)にあるように，ベースプレートは剛体でモデル化するため，脚部の突出量で初期脚部荷重を調整した）.

(8) ラックに装荷された複数の燃料は同相に動くと考え，一様断面1本梁に集約して燃料の重心位置に配置した. なお，燃料が加振中に同位相で振動することは試験でも確認されている[39].

(9) 複数燃料を 1 本梁に集約することで模擬できない複数の燃料による回転慣性 I_f をベースプレートに付加した（図 2. 4）. ラック重心位置における燃料による回転慣性 I_G は次式で表せ，仮定(8)にしたがって燃料を 1 本梁にモデル化することで右辺第 1 項は考慮される.

$$I_G = M_f \cdot l^2 + I_f \tag{2.4}$$

ここで，M_fは装荷燃料の挿質量，I_fは全装荷燃料の重心位置における燃料の回転慣性，l はラックと燃料の重心間距離とした.

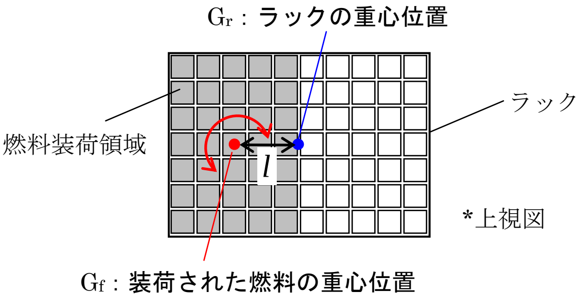


図 2. 4 燃料の慣性モーメント

仮定(4)～(6)の流体構造連成の計算はラック高さ方向に分割して行うことで，ロッキングによる影響も考慮される. また，(2.1)式や(2.2)式は CFD など妥当と考えられる手法で算出した値を使用しても良い. 水中条件を対象とした試験解析では試験で取得した摩擦係数 0.3 を使用した[32][40]. また，脚部の減衰に関しては反発係数が 0.7 相当になるように設定した.

2.3 実寸大耐震試験

2.3.1 実寸大試験体

使用済燃料ラックは角鋼管を束ねた構造であり，水深 12m 程度のピット床面に設置され，完全に水没している．個々の角鋼管をラックセルと呼び，ラックセルの中に使用済の燃料集合体が保管される．1 つのラックセルに 1 体の燃料集合体を装荷することができる．燃料集合体は特に固定されず，地震時にはラックセルの中を動く．そのとき，燃料集合体はラックのベースプレートの上面を滑り，グリッドと呼ばれる燃料棒を拘束する部位とラックセル内面が衝突する．既設プラントの使用済燃料ラックは床や壁から支持されているが，フリースタンディングラックは支持部材がないため，地震時には滑り，ロッキング，回転，衝突が発生する．

フリースタンディングラックの実寸大試験体（以下，ラック試験体）は 7×10 のラックセルから構成され，高さ 4.5m，幅 2m，長さ 3m の大きさである．振動台と振動台テーブルに設置された水槽およびラック試験体，全てのラックセルに燃料が装荷されたラック試験体および半数のラックセルに燃料が装荷されたラック試験体が水槽の中に置かれた状態の写真を図 2. 5 に示す．また，試験体および水槽の概要を図 2. 6 に示す．ラック試験体はベースプレートの下に 5 つの支持脚を持ち，図 2. 7 に示すように使用済燃料ピットを模擬する水槽床面に直接，ラック試験体を置いた．水槽床面材料は実機使用済燃料ピット床面と同材とした．支持脚は円筒形状で，図 2. 8 に示すようにロッキング時に脚や床面に過度に応力が発生しないように支持脚先端にピン機構を採用した．また，フリースタンディングラックでは外周面をすべて平板で覆うことで水による抵抗を増加させ，滑り変位の低減効果を得ることができる．ラックに挿入する模擬燃料は重量および流体付加質量を実機模擬しており，模擬燃料とラックセルが衝突する燃料グリッドの衝突剛性を実機に合うように板ばねを用いて設計した．ラック試験体の重量は約 20ton であり，模擬燃料をすべてのラックセルに装荷したときの総重量は約 70ton となった．実際の使用済燃料ピットの水深は約 12m であり，CFD の検討などを実施してスロッシングによるラックへの影響は小さいことを確認している．したがって，試験中に水槽内の水にスロッシングが発生してラック試験体の振動挙動に影響を与えないように水槽内の上部にスロッシング防止板を設置した．また，水槽の応答がラック試験体の応答に影響を与えることがないように，耐震試験で使用する地震波の周波数に対して十分剛とみなせるように水槽を設計した．耐震試験は 15m×20m の振動台テーブルを持つ，独立行政法人 防災科学技術研究所 兵庫耐震工学研究センター 実大三次元震動破壊実験設備（E-Defense）を使用した．

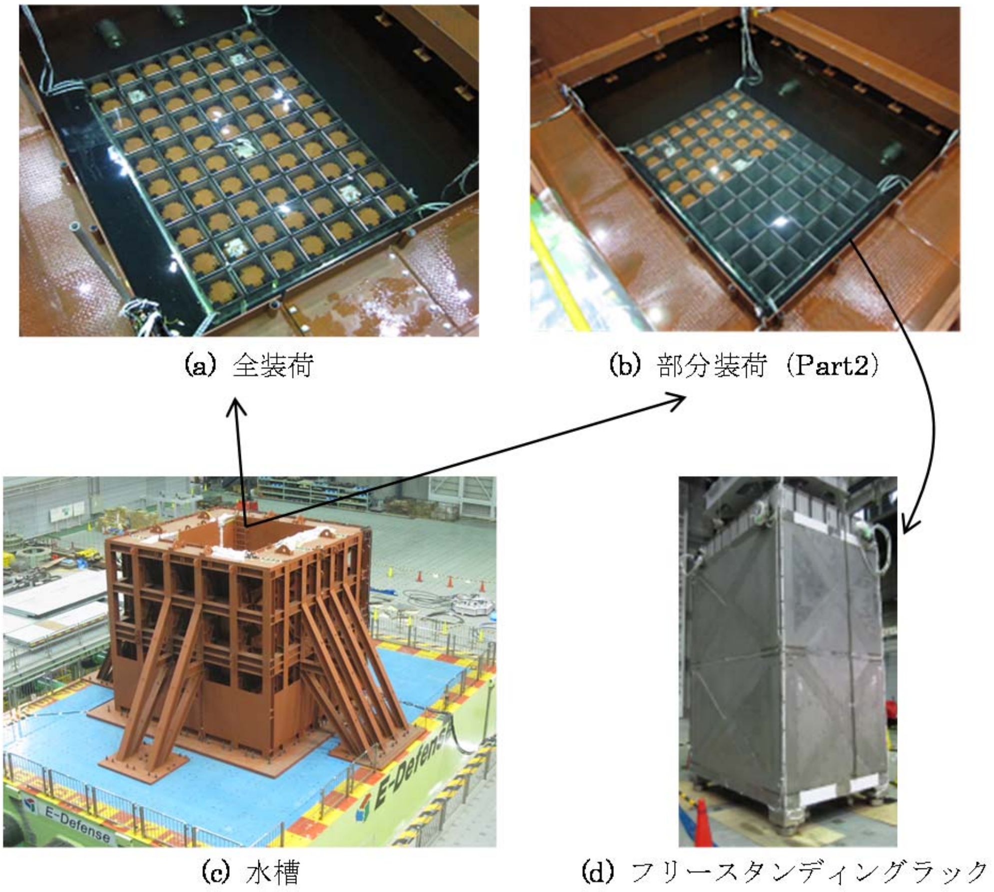


図 2. 5　水槽とラック試験体

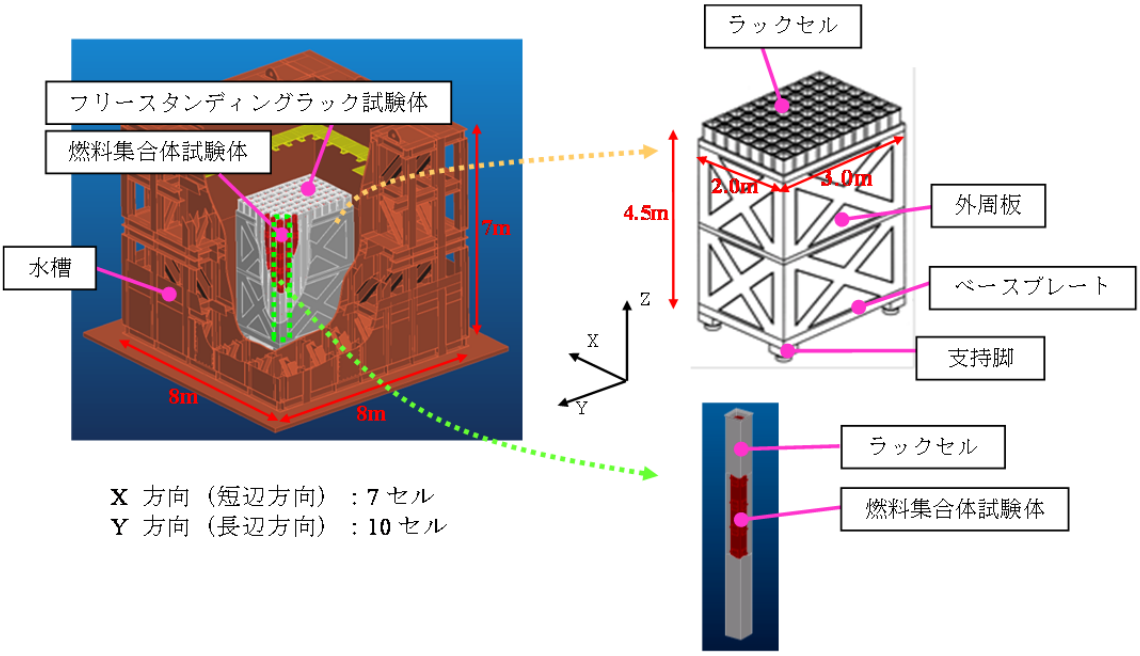


図 2. 6　ラック試験体と水槽の概要

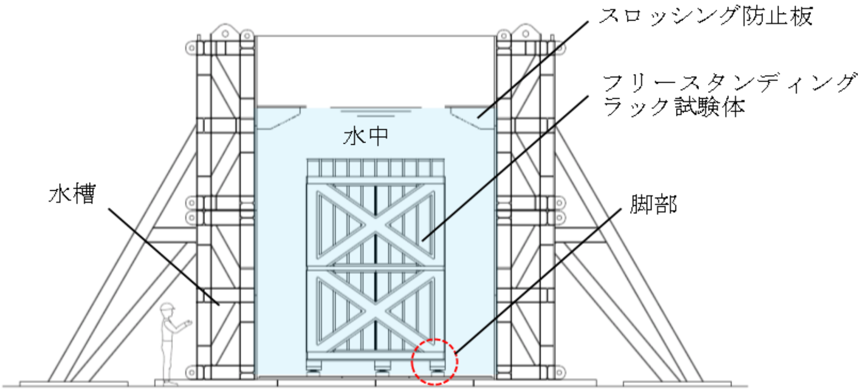


図 **2. 7**　ラック試験体と水槽の構造

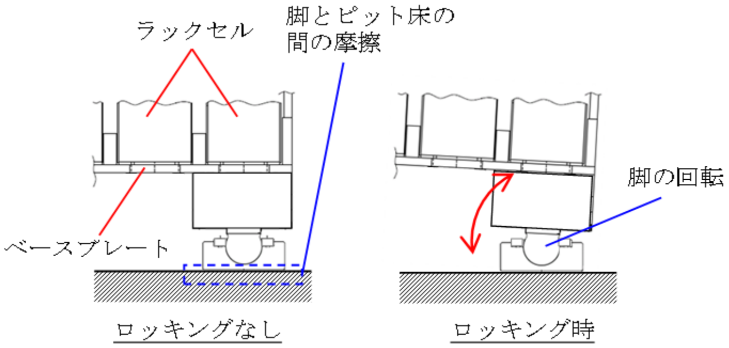
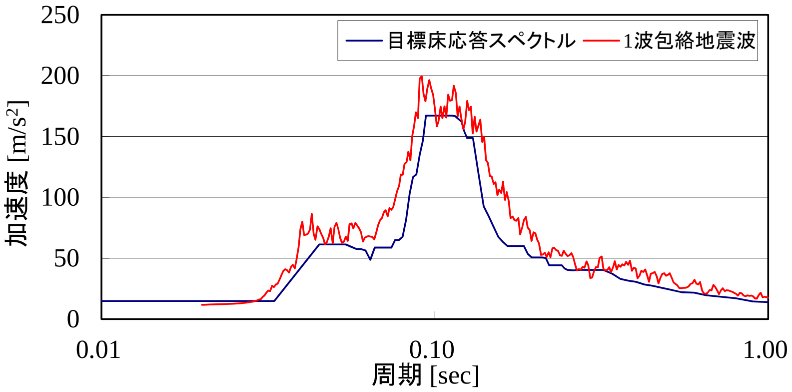


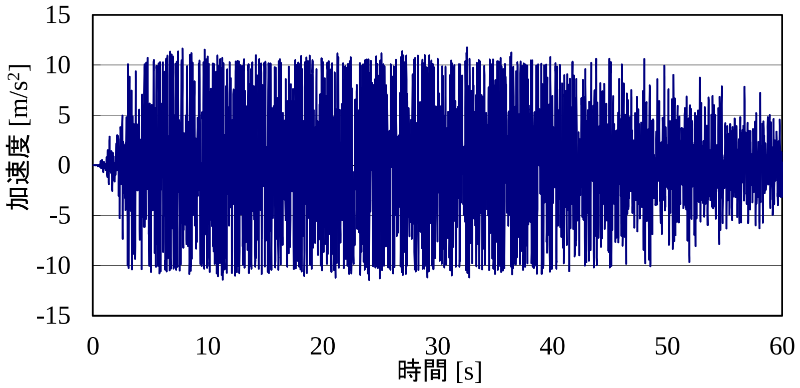
図 **2. 8**　脚部の構造

2.3.2 入力地震波

耐震試験では 1 波包絡地震波と 3 波分割地震波の 2 種類の人工地震波を使用した．1 波包絡地震波は日本国内 PWR プラントの使用済燃料ピット床位置における地震特性を考慮した目標床応答スペクトルを全周波数範囲にわたって 1 波で包絡する 60 秒の地震波とし，水平 2 方向（X 方向・Y 方向）と上下方向（Z 方向）の床応答スペクトルと加速度波形を図 2. 9 から図 2. 11 に示す．また，3 波分割地震波は加振周波数がラック挙動に与える影響を確認するために，目標床応答スペクトルの周波数特性を短周期，中周期，長周期の 3 つに分けて作成した地震波である．水平 2 方向（X 方向・Y 方向）に関しては短周期（10.6Hz～30Hz）・中周期（8～10.6Hz）・長周期（1～8Hz）の周波数範囲ごとに目標床応答スペクトルを包絡する各 30 秒の地震波，上下方向（Z 方向）に関しては全周期成分を包絡する 30 秒を 3 回繰り返した地震波とし，床応答スペクトルと加速度波形を図 2. 12 から図 2. 14 に示す．1 波包絡地震波と 3 波分割地震波ともに水平方向の加速度レベルは約 10m/s^2，上下方向の加速度レベルは約 7m/s^2 であり，滑りやロッキングを伴うフリースタンディングラックの地震応答を確認することができた．

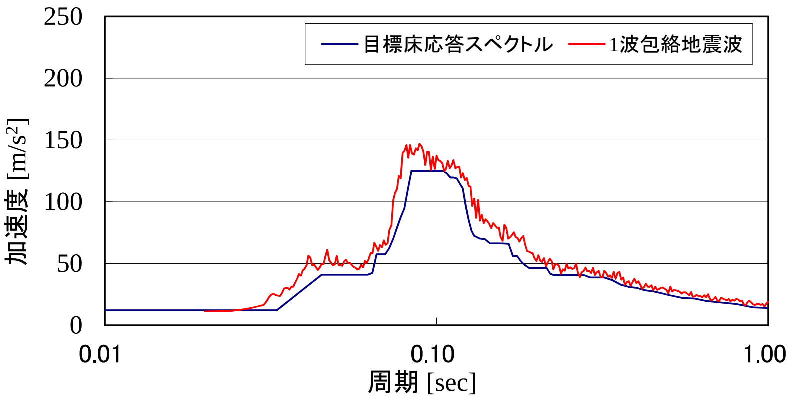


(a) 床応答スペクトル

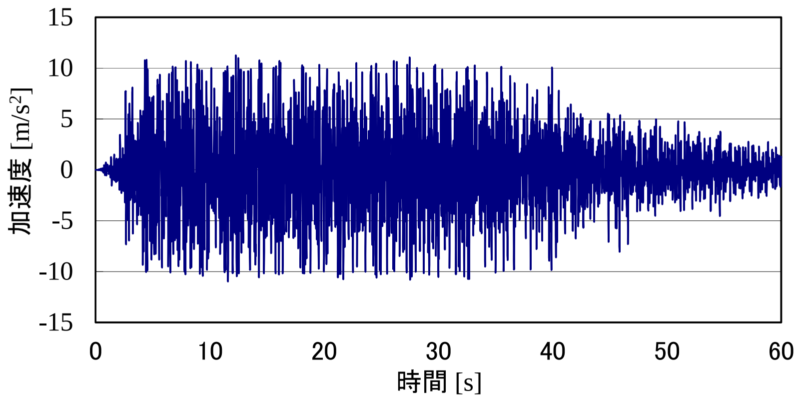


(b) 加速度

図 2. 9 1 波包絡地震波（X 方向）

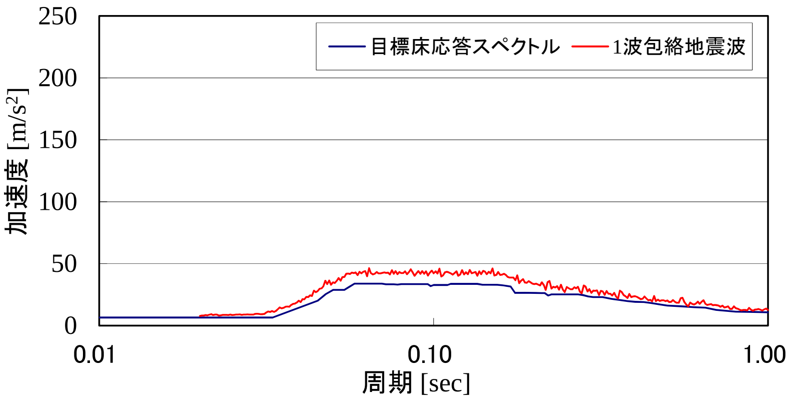


(a) 床応答スペクトル

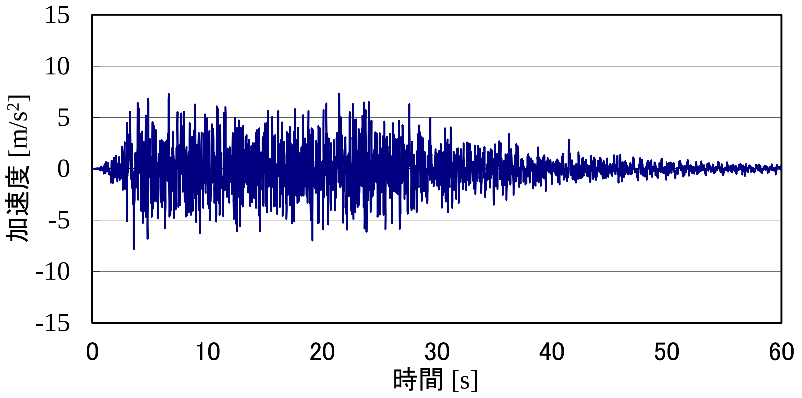


(b) 加速度

図 **2. 10　1** 波包絡地震波（**Y** 方向）

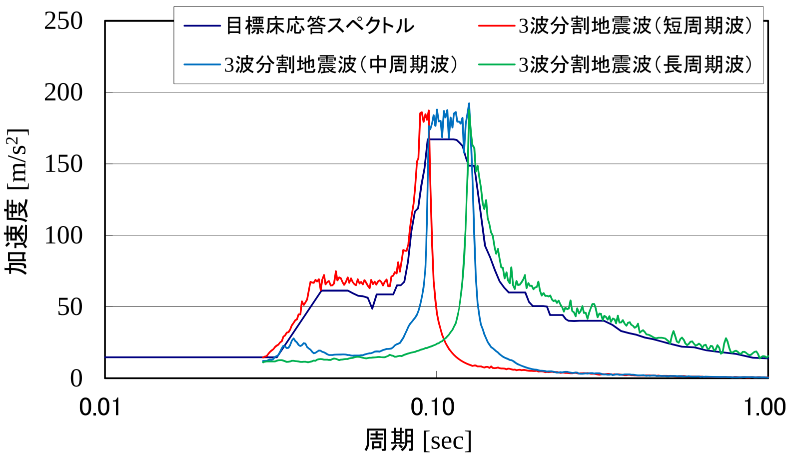


(a) 床応答スペクトル

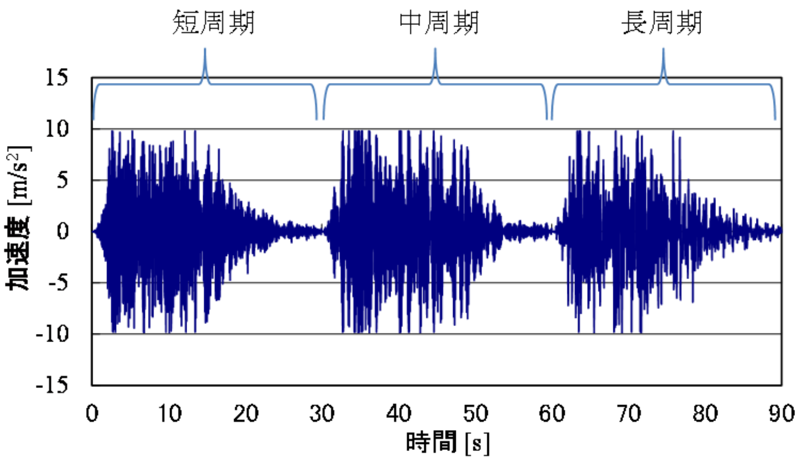


(b) 加速度

図 **2. 11　1** 波包絡地震波（**Z** 方向）

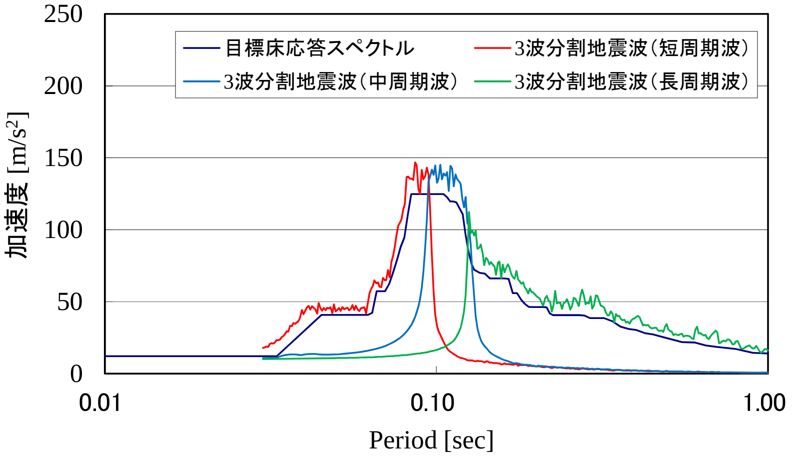


(a) 床応答スペクトル

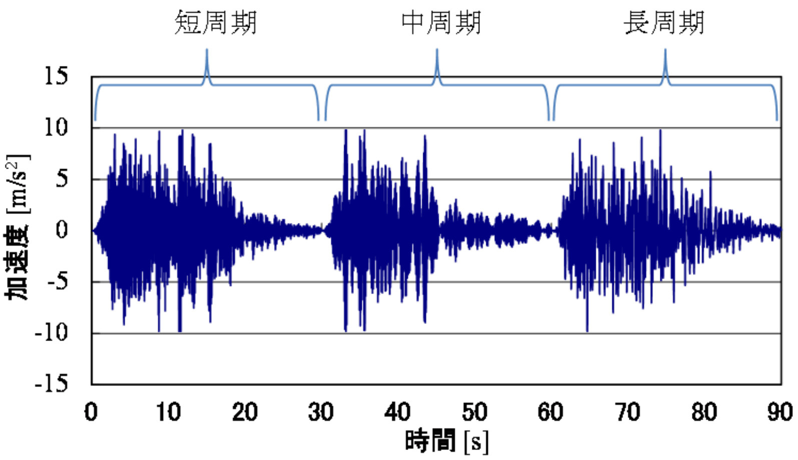


(b) 加速度

図 **2. 12**　**3** 波分割地震波（**X** 方向）

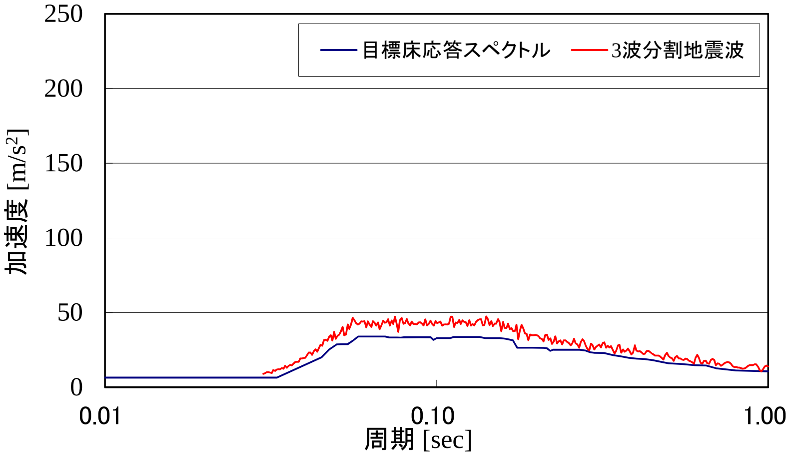


(a) 床応答スペクトル

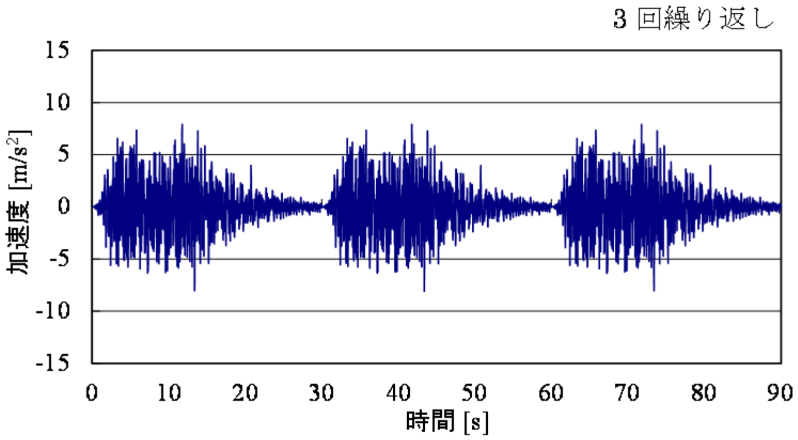


(b) 加速度

図 **2. 13** **3** 波分割地震波（**Y** 方向）



(a) 床応答スペクトル



(b) 加速度

図 **2. 14 3** 波分割地震波（**Z** 方向）

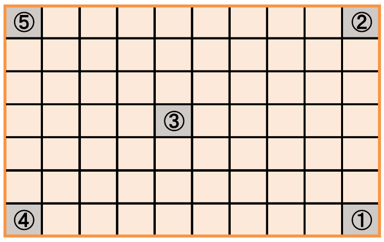
2.3.3 試験ケース

気中／水中・燃料装荷状態・地震波・加振方向・加振レベルなどをパラメータに 30 ケース以上の試験を実施した．そのうち，これらの試験パラメータの影響が比較できる代表試験ケースを表 2．1 に示す．

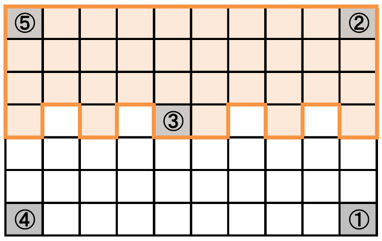
気中／水中では，両条件の試験結果を比較することで流体連成による影響を確認することができる．特に流体連成による滑りやロッキングによる応答低減効果を確認する．また，燃料装荷状態は，すべてのラックセルに燃料を装荷した全装荷と部分的に燃料を装荷した Part1 装荷・Part2 装荷の 3 体系とし，燃料装荷箇所の詳細を図 2. 15 に示す．Part1 装荷では短軸側半数のラックセルに燃料を配置し，Part2 装荷では長軸側半数のラックセルに燃料を配置した．また，燃料ラックの短軸方向（7 ラックセルの方向）を X 方向，長軸方向（10 ラックセルの方向）を Y 方向とした．燃料装荷状態や長軸・短軸の加振方向における応答への影響を確認する．加振レベルは 100％加振を基本とし，3 波分割地震波のみ加振レベル大（110％加振）の試験ケースも加えた．なお，加振レベル大（110%加振）は振動台加振限界近くまで加振したものである．

表 2. 1 試験ケース

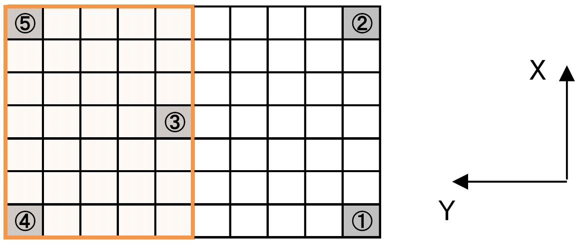
Case No.	雰囲気	燃料装荷条件	地震波	加振方向	加振レベル
Case1	水中	Full	1波包絡地震波	Y	100%
Case2	水中	Full	3 波分割地震波	Y	110%
Case3	水中	Full	1波包絡地震波	X	100%
Case4	水中	Full	3 波分割地震波	X	110%
Case5	水中	Full	3 波分割地震波	X+Y	100%
Case6	水中	Full	3 波分割地震波	X+Y+Z	110%
Case7	気中	Full	1波包絡地震波	Y	100%
Case8	気中	Full	1波包絡地震波	Y+Z	100%
Case9	気中	Full	3 波分割地震波	X	110%
Case10	水中	Part1	1波包絡地震波	X	100%
Case11	水中	Part1	3 波分割地震波	X+Y	110%
Case12	水中	Part2	1波包絡地震波	X	100%
Case13	水中	Part2	3 波分割地震波	X+Y	110%



(a) 全装荷



(b) 部分装荷（Part1）



(c) 部分装荷（Part2）　　　①～⑤:脚部

図 2. 15 燃料装荷状態

2.3.4 計測条件

ラック試験体の振動挙動を把握するために，ラック試験体の変位・荷重・圧力・加速度を計測した．各計測点の配置を図 2. 16 に示す．変位計測では，ラック試験体の滑り変位や回転角度を確認するために水槽壁面からラック試験体までの距離を非接触で計測可能な変位計を水槽側に設置した．その設置位置としては，ラック試験体の 3 次元的な挙動を把握できるようにラック試験体の 2 つの側面に対して各々の四隅とした．また，ロッキング変位を確認するためにラック試験体のベースプレートからピット床面までの距離を計測する変位計をラック試験体下面に設置した．その設置位置としては，ベースプレートの四隅と中央近傍の 5 ヶ所とした．計測した変位から外挿することで脚部位置における上下変位に換算した．

荷重計測では，5 本の脚部のひずみを計測し，別途実施したひずみ－荷重の校正試験結果を使用することで脚部に作用する荷重に換算した．また，ラック試験体外周に作用する流体力を確認するために，ラック試験体外周側面および下面に圧力計を設置した．

加速度計測では，ラック試験体の振動状態を把握するためにラック外周部に加速度計を設置した．

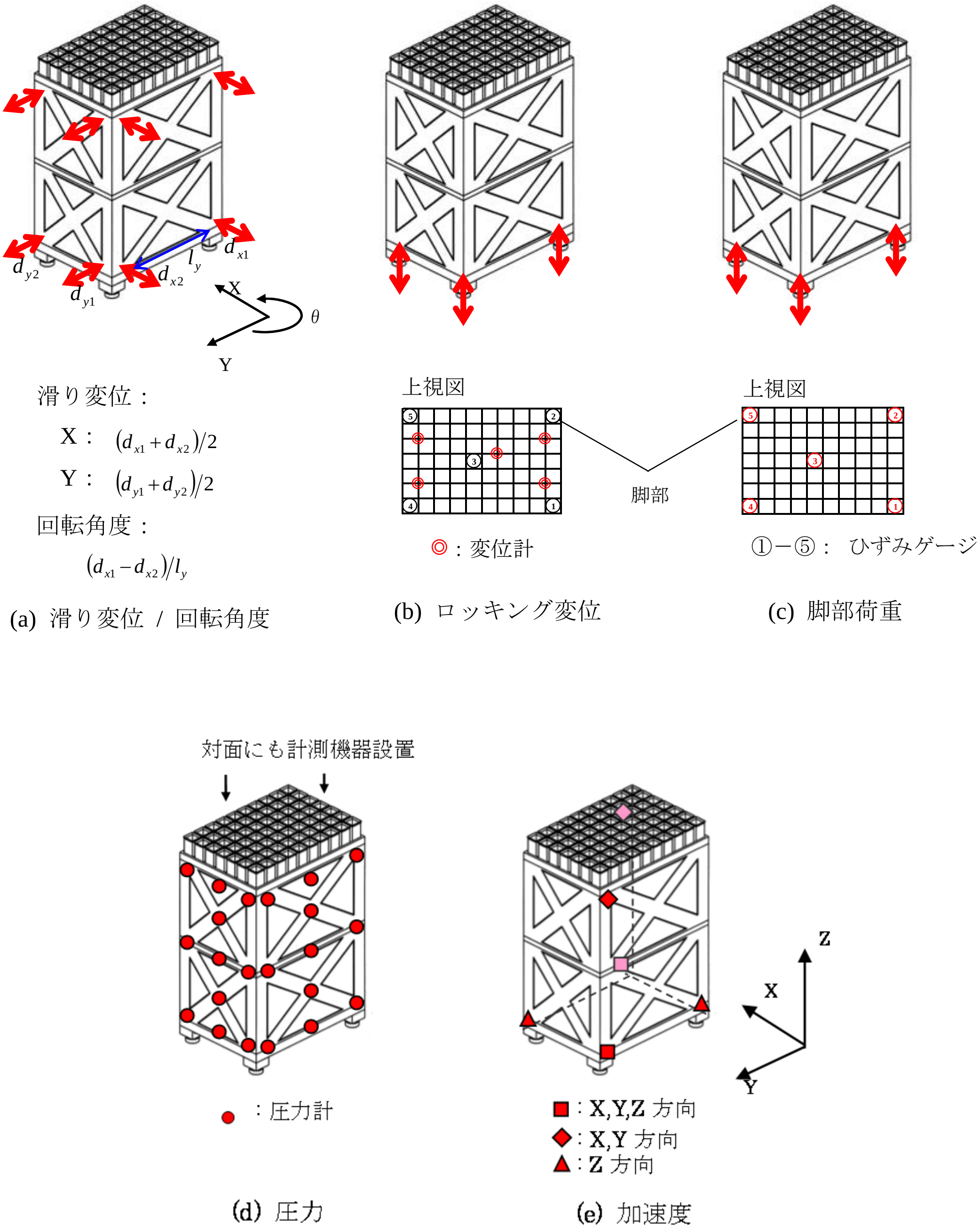


図 2. 16 ラック試験体の計測点

2.3.5 全装荷ラック耐震試験結果

はじめにラック試験体脚部と水槽床面の間の摩擦係数を得るために，気中・水中両条件において正弦波加振試験を実施した．ただし，水中条件においてはラック試験体に流体力が作用しないように脚部のみ水を浸した状態とした．滑りが生じない加振レベルにおけるランダム加振で確認したラック試験体のピーク振動数に対して，十分小さい周波数の正弦波加振を実施し，ラック試験体が滑り出す加振加速度から気中の摩擦係数 0.4，水中の摩擦係数 0.3 を取得した．

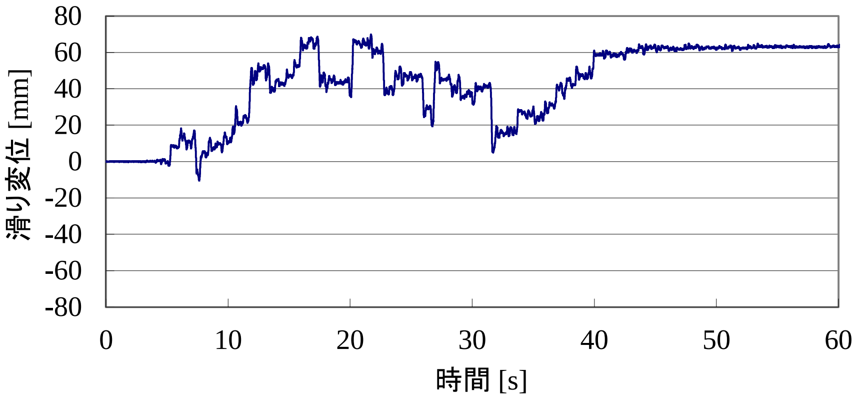
燃料全装荷試験では，70 体の燃料試験体をすべてのラックセルに装荷して地震波加振を行った．ロッキングが発生しにくい長軸方向の水中加振試験 Case1（1 波包絡地震波・Y 方向）では滑り挙動に着目し，短軸方向の水中加振試験 Case3（1 波包絡地震波・X 方向）ではロッキング挙動に着目した．長周期・中周期・短周期の 3 波分割地震波における水中加振試験 Case2（3 波分割地震波・Y 方向），Case4（3 波分割地震波・X 方向）では加振振動数の影響について確認した．水の影響がない気中の Case7（1 波包絡地震波・Y 方向）と Case8（1 波包絡地震波・Y+Z 方向）を比較し，上下加振による滑り挙動への影響を確認した．

2.3.5.1 長軸方向加振

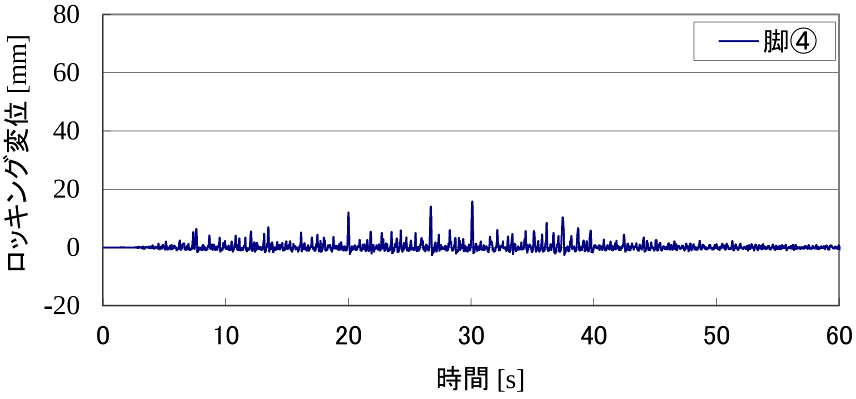
燃料全装荷試験では 70 体の燃料試験体をすべてのラックセルに装荷して地震波加振を行った．ロッキングが発生しにくい長軸方向の水中加振試験 Case1（1 波包絡地震波・Y 方向）では滑り挙動に着目した．Case1 におけるラック試験体の滑り変位および一例として脚④のロッキング変位を図 2. 17 に示す．1 波包絡地震波では加振加速度が大きい 5-40s の間で滑りが大きく発生していることが確認できた．長軸方向の加振でもロッキング変位が生じた．

2.3.5.2 長周期による影響

Case1（1 波包絡地震波・Y 方向）に対して，同条件で加振波を 3 波分割地震波とした Case2（3 波分割地震波・Y 方向）におけるラック試験体の滑り変位および脚④のロッキング変位を図 2. 18 に示す．3 波分割地震波では，各周期の加速度レベルは同程度であるが，短周期・中周期において滑り変位とロッキング変位はほとんど発生しておらず，長周期においてのみ大きく発生していることが確認できた．長周期地震波では，ラック試験体が滑っているときの変位振幅が大きく，滑る時間も長くなるため，ラック試験体の滑り変位は大きくなった．それに加えて，脚部の浮き上がり時間からロッキングも長周期で応答しやすいことが確認できた．

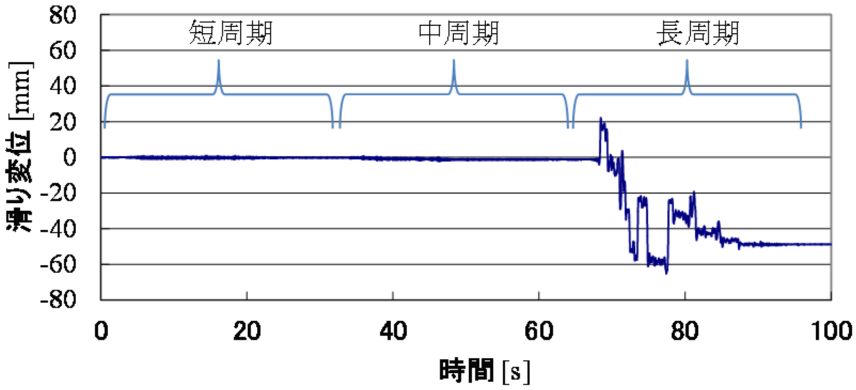


(a) 滑り変位

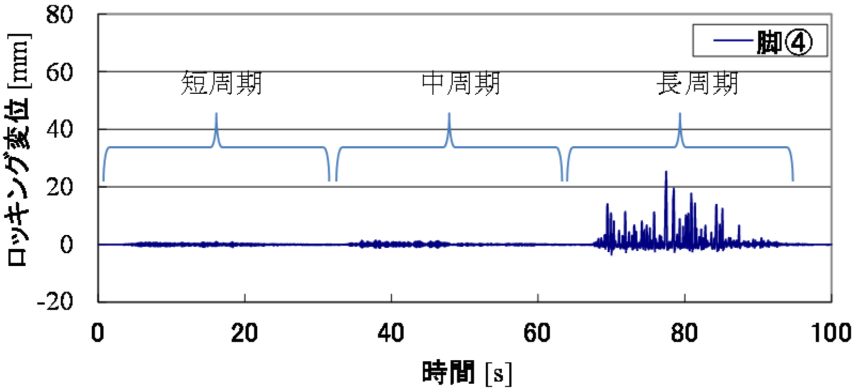


(b) ロッキング変位（脚④）

図 **2. 17**　試験結果（**Case1**）



(a)　滑り変位

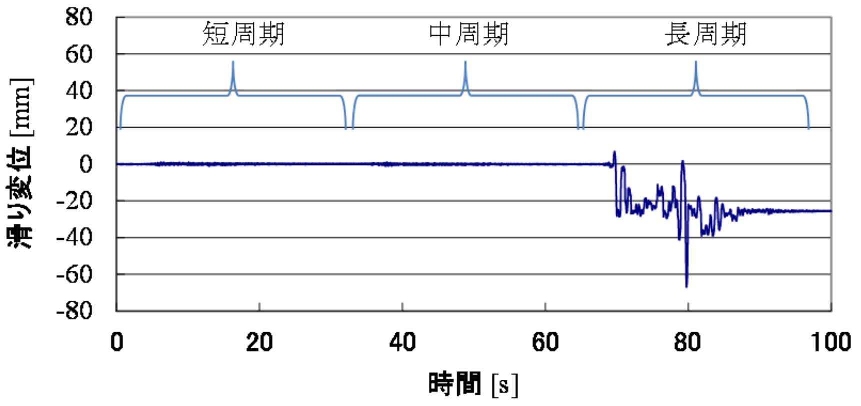


(b)　ロッキング変位

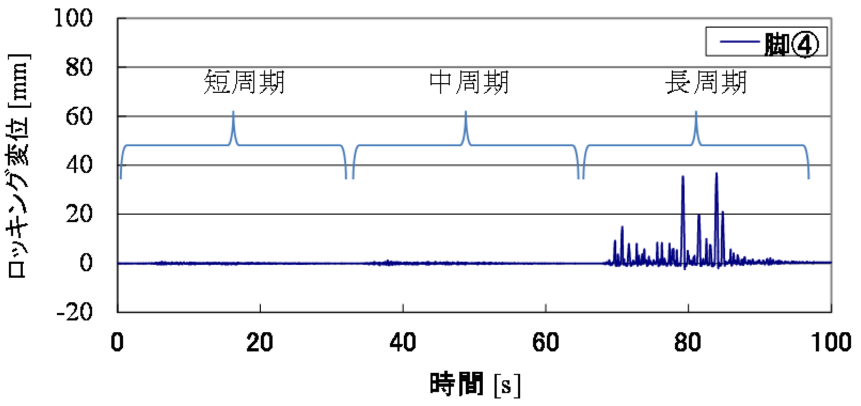
図 **2. 18**　試験結果（**Case2**）

2.3.5.3 短軸方向加振

短軸方向の水中加振試験 Case3（1 波包絡地震波・X 方向），Case4（3 波分割地震波・X 方向）ではロッキング挙動に着目した．Case4 におけるラック試験体の滑り変位および脚④のロッキング変位を図 2. 19 に示す．短軸方向加振の Case4 では，長軸方向加振の Case2 と同様に長周期の加振においてのみ応答が大きく発生したが，ロッキング変位は Case2 より大きくなった．ロッキング変位が大きく生じている 80-85 秒の 5 秒間における脚①と脚②のロッキング変位と脚部荷重を図 2. 20 に示す．不規則な地震波加振に対して，脚①と脚②の浮き上がりが交互に発生していることが変位波形からも確認できた．また，ロッキングから着地して，次に浮き上がるまで脚部荷重は変動しており，ロッキングしている間も加振の影響を受けていると考えられる．なお，本計測結果は加振前に脚部荷重を 0 にオフセットして圧縮荷重が負値になるように脚部荷重の計測を実施していることから，ロッキングによって脚が浮き上がっている時間帯は自重による初期荷重だけ正の値を示し，頭打ちしたものとなっている．

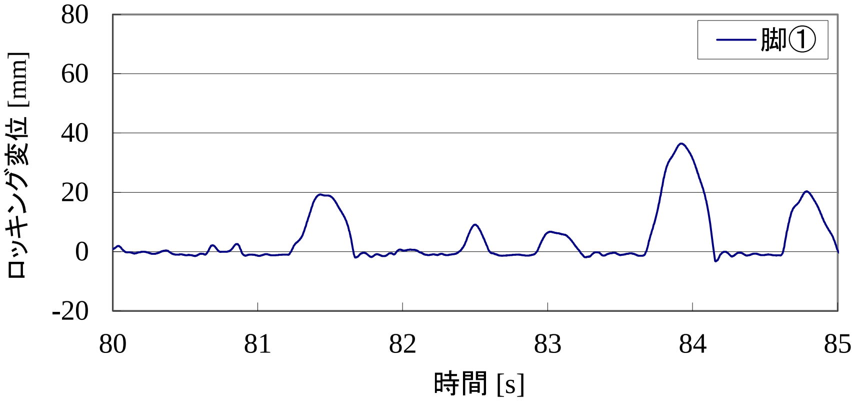


(a) 滑り変位

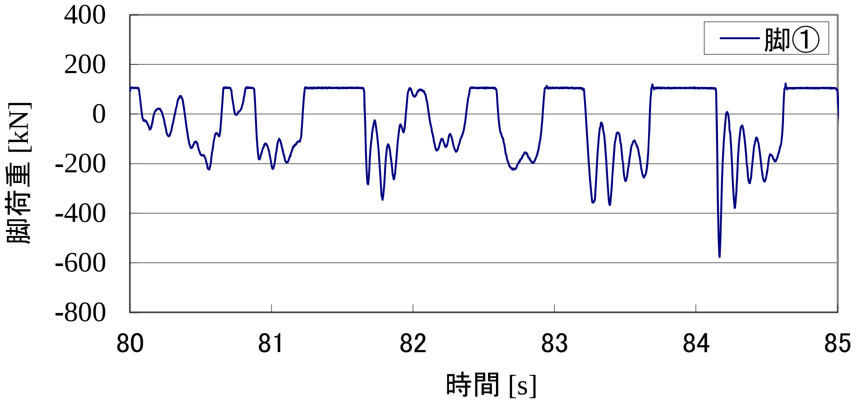


(b) ロッキング変位

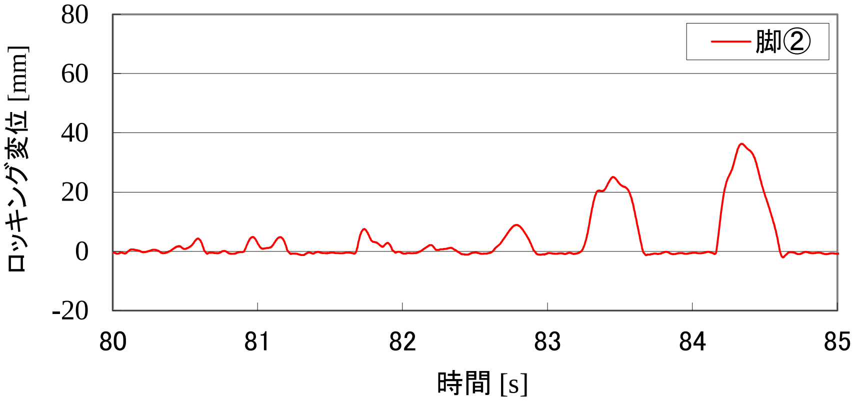
図 2. 19 試験結果（Case4）



(a) 脚①のロッキング変位

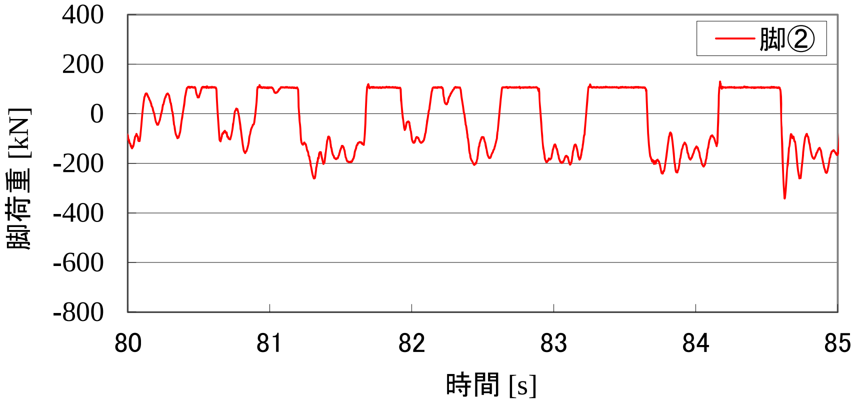


(b) 脚①の荷重

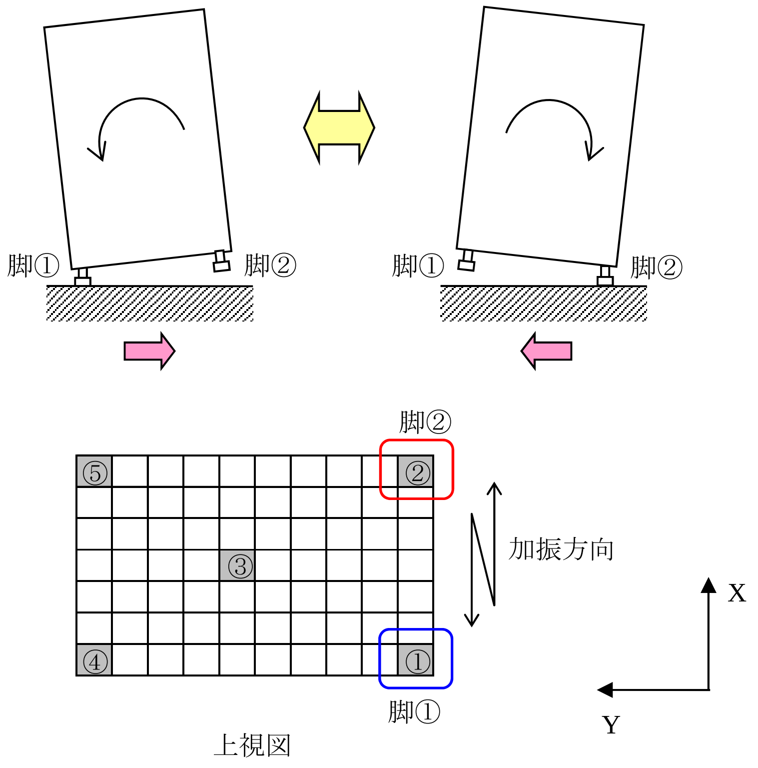


(c) 脚②のロッキング変位

図 **2. 20**（**1/2**） ロッキング変位と脚部荷重（**Case4**）



(d) 脚②の荷重



(e) ロッキング挙動

図 **2. 20（2/2）** ロッキング変位と脚部荷重（**Case4**）

2.3.5.4　上下加振の影響

上下加振による滑り挙動への影響を確認するため，水の影響がない気中の Case7（1 波包絡地震波・Y 方向）とCase8（1 波包絡地震波・Y+Z 方向）の試験結果を比較した．Case7 とCase8 の滑り変位を図 2. 21 に示す．Case7 とCase8 の滑る方向やタイミングは概ね同じであるが，滑り幅が異なる．上下加振によってラック試験体に上下方向の慣性力が作用することから脚部荷重が変動し，摩擦力も変動することで滑り幅が変わったと考えられる．したがって，フリースタンディングラックの耐震評価には，上下方向の地震波を考慮する必要がある．

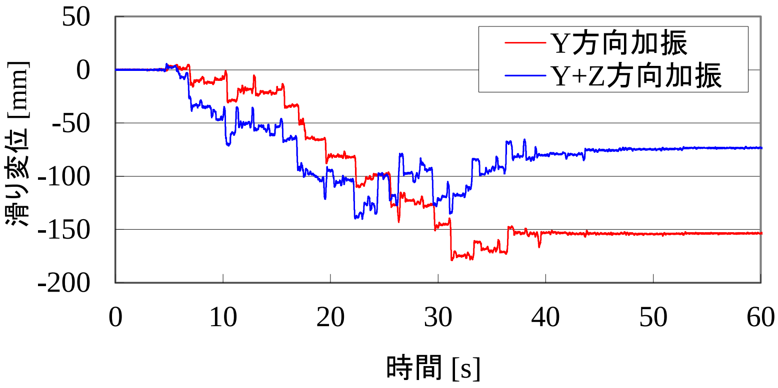
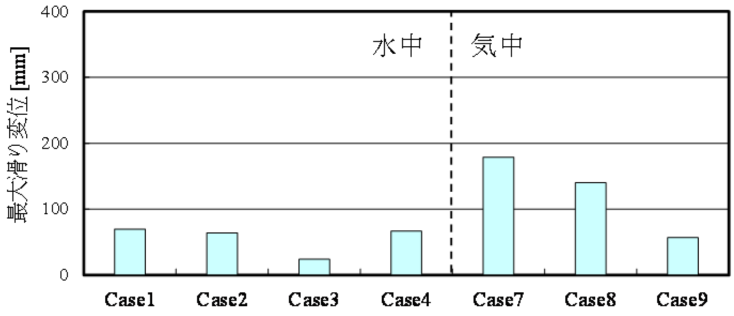


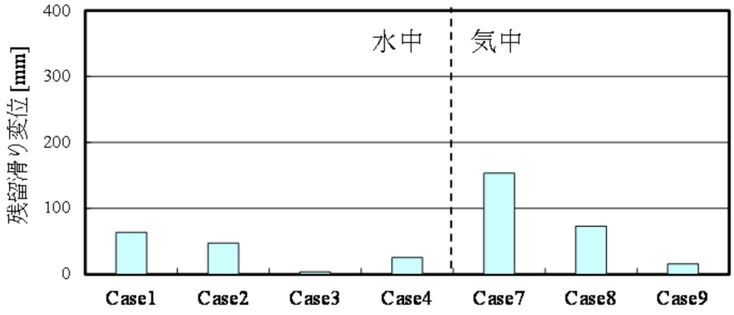
図 **2. 21**　水平加振と水平＋上下加振の滑り挙動

2.3.5.5 滑り・ロッキングに関する最大値

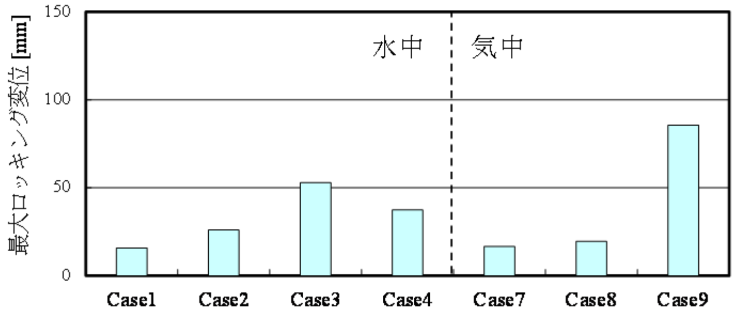
Case1～Case4, Case7～Case9 における最大滑り変位・残留変位・最大ロッキング変位・最大脚部荷重を図 2. 22 に示す. ただし, 3 波分割地震波の短周期・中周期地震波では, 滑り・ロッキングがほとんど発生していないため, 3 波分割地震波の試験ケースでは長周期加振の結果のみを対象とした. 長軸方向の加振である Case1・Case2 と比べて短軸方向の加振である Case3・Case4 では滑り変位が小さく, ロッキング変位が大きくなった. しかしながら, 短軸方向より長軸方向の方が回転慣性は大きく, 脚間距離も長いため, ロッキング変位に対する脚部荷重は長軸方向の方が大きくなった. また, 長軸方向加振では, 水中条件である Case1（1 波包絡地震波・Y 方向）より気中条件である Case7（1 波包絡地震波・Y 方向）の方が水による抵抗がないため, 滑り変位・脚部荷重は大きくなった. 一方, 短軸方向加振では水中条件の Case4（3 波分割地震波・X 方向）に対して気中の同じ加振条件である Case9（3 波分割地震波・X 方向）のロッキング変位は約 2 倍大きく, 滑り変位は逆に小さくなった. 短軸方向の加振によって, ラック試験体に与えられたエネルギーがロッキング挙動に使用されるため, 滑り変位が減少したと考えられる.



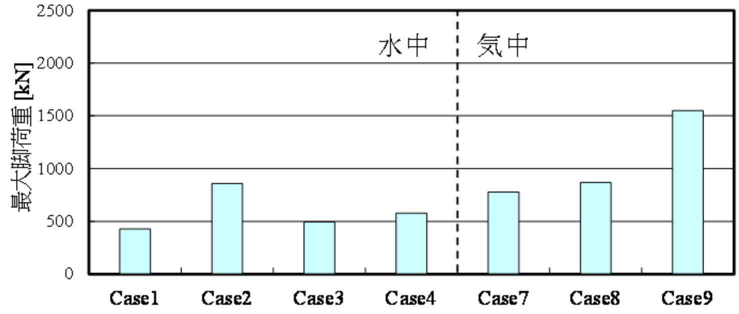
(a) 最大滑り変位



(b) 残留変位



(c) 最大ロッキング変位



(d) 最大脚部荷重

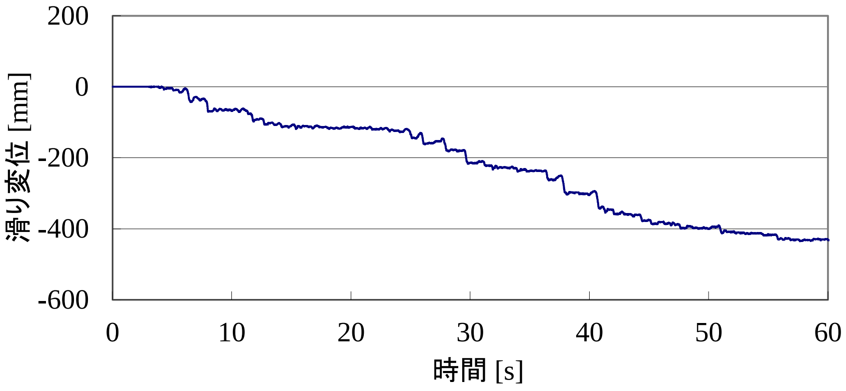
図 **2. 22** 全装荷ラックの試験結果(最大値)

2.3.6 部分装荷ラック耐震試験結果

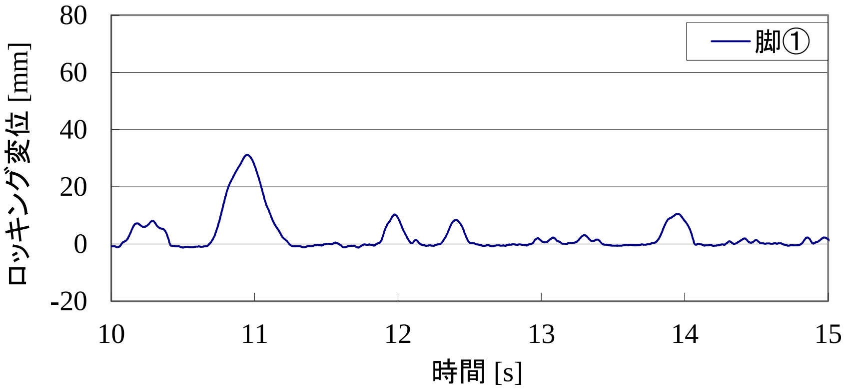
燃料部分装荷試験では，片側半数のラックセルに燃料を装荷して地震波加振を行った．部分装荷条件は図 2. 15 に示すように短軸側半数のラックセルに装荷する Part1 装荷と長軸側半数のラックセルに装荷する Part2 装荷の 2 条件であり，燃料の部分装荷によるラック試験体の振動挙動への影響について確認した．

2.3.6.1 装荷状態による影響

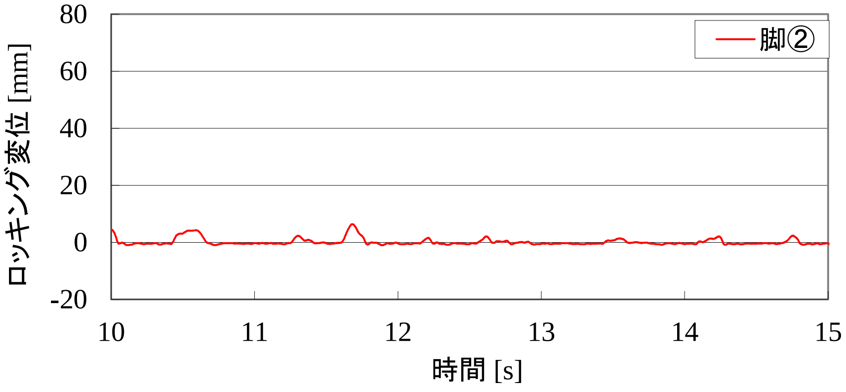
Part1 装荷ラックを短軸方向に加振した Case10（1 波包絡地震波・X 方向）における滑り変位と脚①～⑤のロッキング変位を図 2. 23 に示す．滑り変位から燃料を装荷していない方向へドリフトしていることが確認できる．また，燃料装荷側の脚②・脚⑤のロッキング変位は小さく，燃料未装荷側の脚①・脚④のロッキング変位は大きい．図 2. 24 に示すように，燃料装荷側に振動するときは脚②・脚⑤を支点とする回転慣性が小さく，主にロッキングが発生しやすい．反対に燃料未装荷側に振動するときは脚①・脚④を支点とする回転慣性が大きいため，ロッキングが生じにくく，主に滑りが発生する．これらが繰り返されることでラック試験体は燃料未装荷側へドリフトしていく滑り挙動になったと考えられる．



(a) 滑り変位

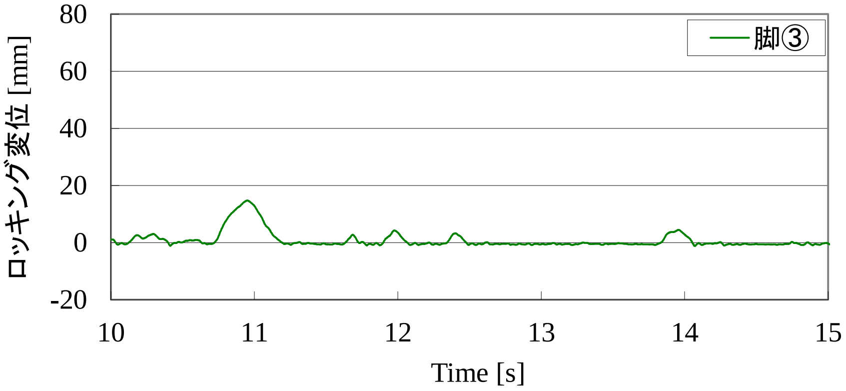


(b) 脚①のロッキング変位

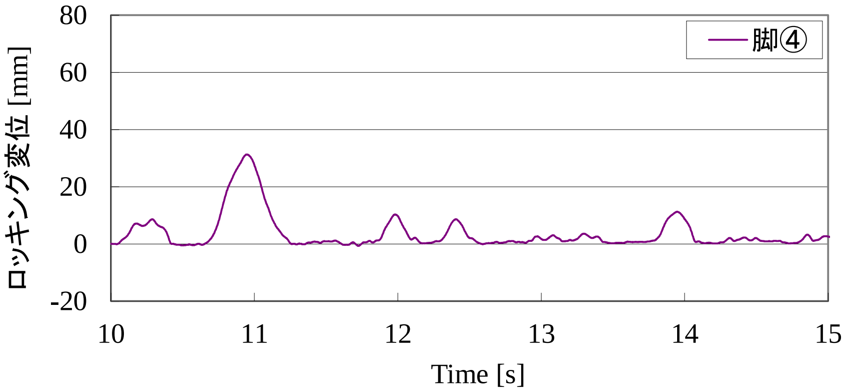


(c) 脚②のロッキング変位

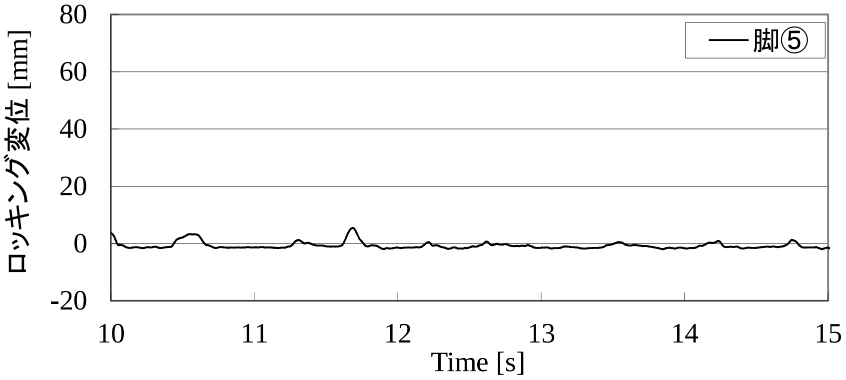
図 **2. 23（1/2）** 試験結果（**Case10**）



(d) 脚③のロッキング変位



(e) 脚④のロッキング変位



(f) 脚⑤のロッキング変位

図 2. 23（2/2） 試験結果（Case10）

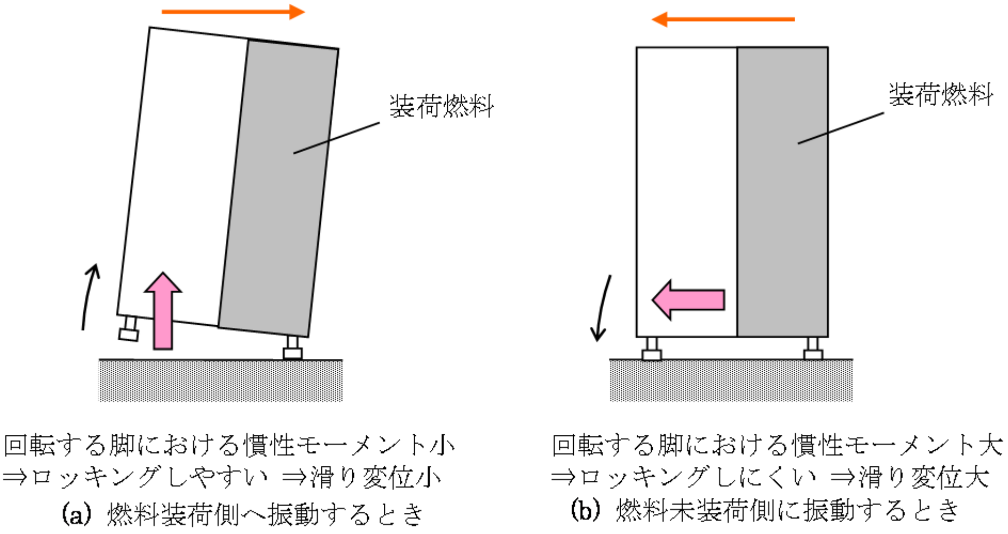
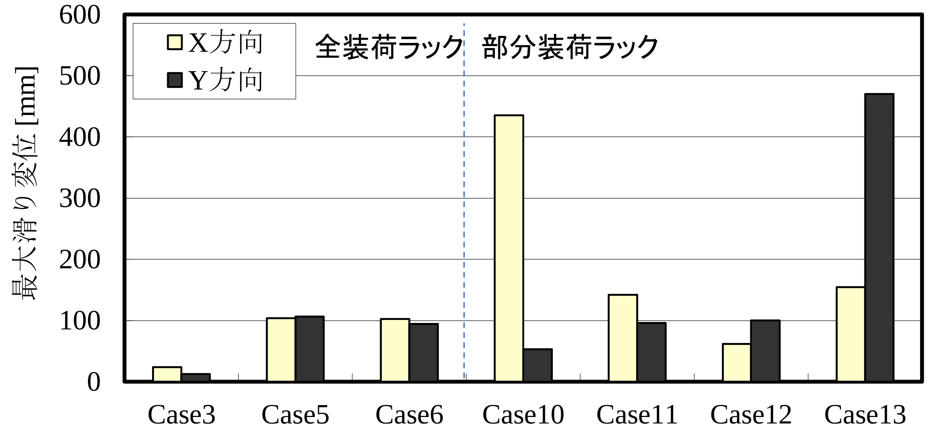


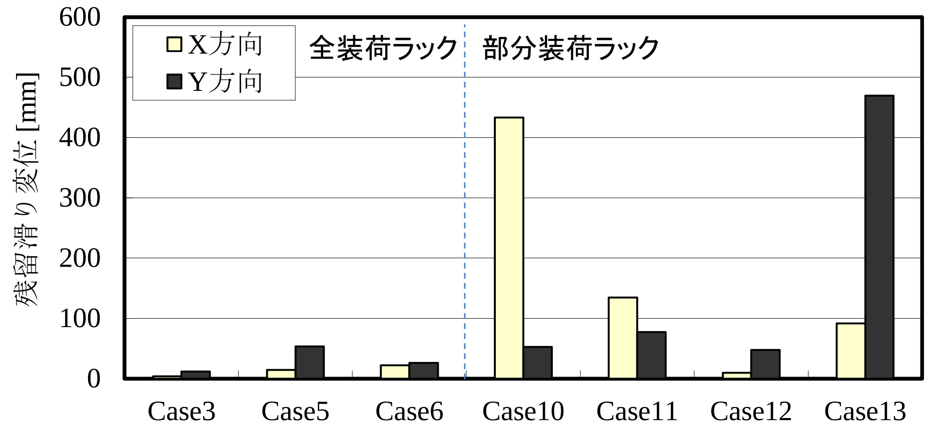
図 **2. 24** 部分装荷ラックのロッキング挙動

2.3.6.2 滑り・ロッキングに関する最大値

Case3・5・6・10～13 における最大滑り変位（X 方向・Y 方向）・残留変位（X 方向・Y 方向）を図 2. 25 に，最大ロッキング変位・最大脚部荷重を図 2. 26 に示す．Case10・Case11・Case13 のように燃料を部分装荷した方向に加振すると，燃料未装荷側にドリフトすることで滑り変位が大きくなり，最大変位と残留変位は概ね等しくなることが確認できた．一方，全装荷である Case3・5・6 では最大変位に対して残留変位は小さくなった．同じ加振条件（1波包絡地震波・X 方向）である Case3（全装荷），Case10（Part1 装荷），Case12（Part2 装荷）のうち，ロッキング変位と脚部荷重は Case3 が最も大きくなった．全装荷では回転慣性が大きくなることに加え，ロッキングが両側へ交互に生じて成長しやすいため，部分装荷よりロッキング変位と脚部荷重が大きくなったと考えられる．

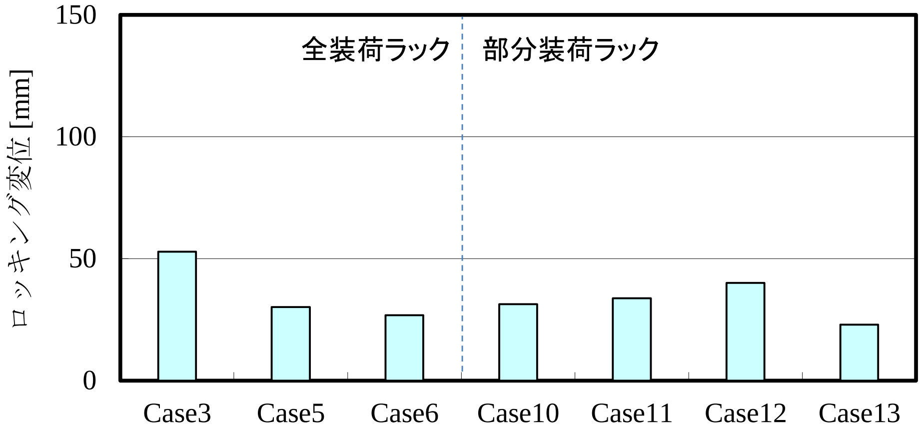


(a) 最大滑り変位

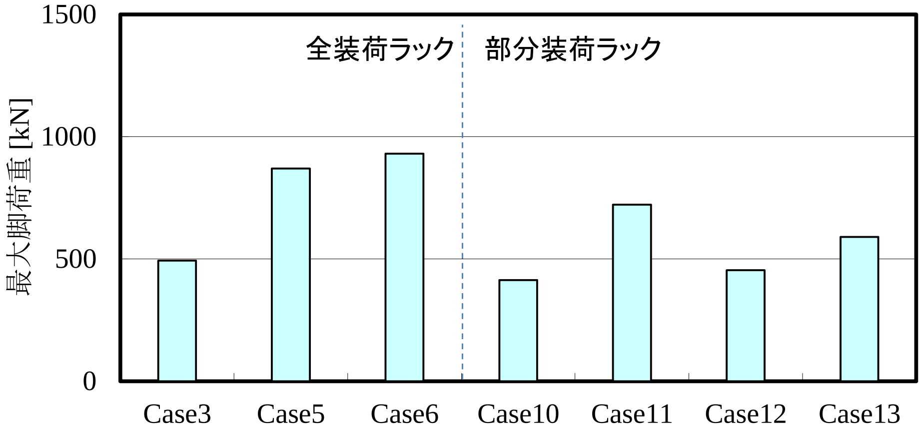


(b) 残留変位

図 **2. 25** 全装荷と部分装荷における滑り変位



(a) 最大ロッキング変位



(b) 最大脚荷重

図 2. 26　全装荷と部分装荷におけるロッキング変位・脚部荷重

2.3.7　滑り・ロッキングに関する検討

フリースタンディングラックにおける滑りとロッキングの挙動について，水平・上下の 2 次元の物理モデルを用いて説明する．ここでは簡単とするため，幾何学的非線形やベースプレートの変形，燃料によるガタを無視し，上下加振や振動することによる遠心力を考慮しない．また，流体による影響も考慮しない．地震動の加振レベルが小さいときは滑りやロッキングは生じないが，加振レベルが大きくなると滑り，あるいはロッキングの条件のうち，早く満たした方の挙動が生じる．図 2. 27 に示すように，ピット床面加速度$\ddot{x}_e > 0$，ピット床面に対するラックの相対速度（ラックの滑り速度）$\dot{u} < 0$のときを対象とすると，滑りの条件は次式で表わせる．

$$m \cdot \ddot{x}_e > m \cdot g \cdot \mu_s \quad (2.5)$$

ここで，mはラック質量，　gは重力加速度，　μ_sは静摩擦係数とする．この滑り条件を満たすときの水平方向の運動方程式を次式に示す．

$$m \cdot \ddot{u} = -m \cdot \ddot{x}_e + m \cdot g \cdot \mu \quad (2.6)$$

ここで，$\ddot{u}$はピット床に対するラックの相対加速度（ラックの滑り加速度），μは動摩擦係数とする．また，ロッキング条件について次式に示す．

$$m \cdot \ddot{x}_e \cdot h > m \cdot g \cdot l \quad (2.7)$$

ここで，hはラックの重心高さ，lはロッキングの支点となる脚部から重心までの水平距離とする．　ロッキング条件を満たすときの運動方程式を次式に示す．

$$I_l \cdot \ddot{\phi}_l = -m \cdot g \cdot l + m \cdot \ddot{x}_e \cdot h \quad (2.8)$$

ここで，I_lはロッキングの支点における回転慣性，$\ddot{\phi}_l$はロッキング支点における回転加速度とする．さらに加振レベルが大きくなると，滑りとロッキングが同時に生じる．滑りながらロッキングが生じ始める条件は次式となる．

$$m \cdot (\ddot{x}_e + \ddot{u}) \cdot h > m \cdot g \cdot l \quad (2.9)$$

また，ロッキングしながら滑りが生じ始める条件は次式となる．

$$m \cdot \left(\ddot{x}_e - h \cdot \ddot{\phi}_l\right) > \mu_s \cdot m \cdot \left(g + l \cdot \ddot{\phi}_l\right) \quad (2.10)$$

滑りとロッキングが同時に生じているときの水平方向（滑りに関する）運動方程式を次式に示す．

$$m \cdot (\ddot{x}_e + \ddot{u}) = \mu \cdot m \cdot \left(g + l \cdot \ddot{\phi}_l\right) + m \cdot h \cdot \ddot{\phi}_l \quad (2.11)$$

回転方向（ロッキングに関する）運動方程式を次式に示す．

$$I_l \cdot \ddot{\phi}_l = -m \cdot g \cdot l + m \cdot (\ddot{x}_e + \ddot{u}) \cdot h \quad (2.12)$$

ラックの滑り加速度が負側に大きく生じるほど(2.12)式の右辺は小さくなるため，ロッキングによる回転角加速度は小さくなる．逆に滑り加速度が負側に小さくなるとロッキングによる回転角加速度は大きくなる．また，ロッキングによる角加速度が大きくなるほど(2.11)式の右辺は大きくなり，ラックの滑り加速度が負側に小さくなる（滑らなくなる）．逆にロッキングによる角加速度が小さいほど滑る条件となる．部分装荷になると，図 2. 28 に示すように加振正方向に偏心した状態と比べて，加振負方向に偏心した状態のlとI_lは小さい．同じ滑り加速度であれば，lが小さいほど(2.12)式の右辺は大きくなり，さらにI_lが小さいほどロッキングによる回転角加速度は大きくなる．逆にlとI_lが大きいほどロッキングによる回転角加速度は小さくなる．以上のことから，部分装荷ラックでは装荷側には滑りにくくロッキングが生じやすく，未装荷側には滑りが生じやすいため，装荷側に滑り変位がドリフトしていくことになる．実際には幾何学的非線形や弾性応答の影響などもあるが，ここで示した傾向を解析でも模擬するためには，燃料装荷位置や回転慣性を考慮する必要がある．

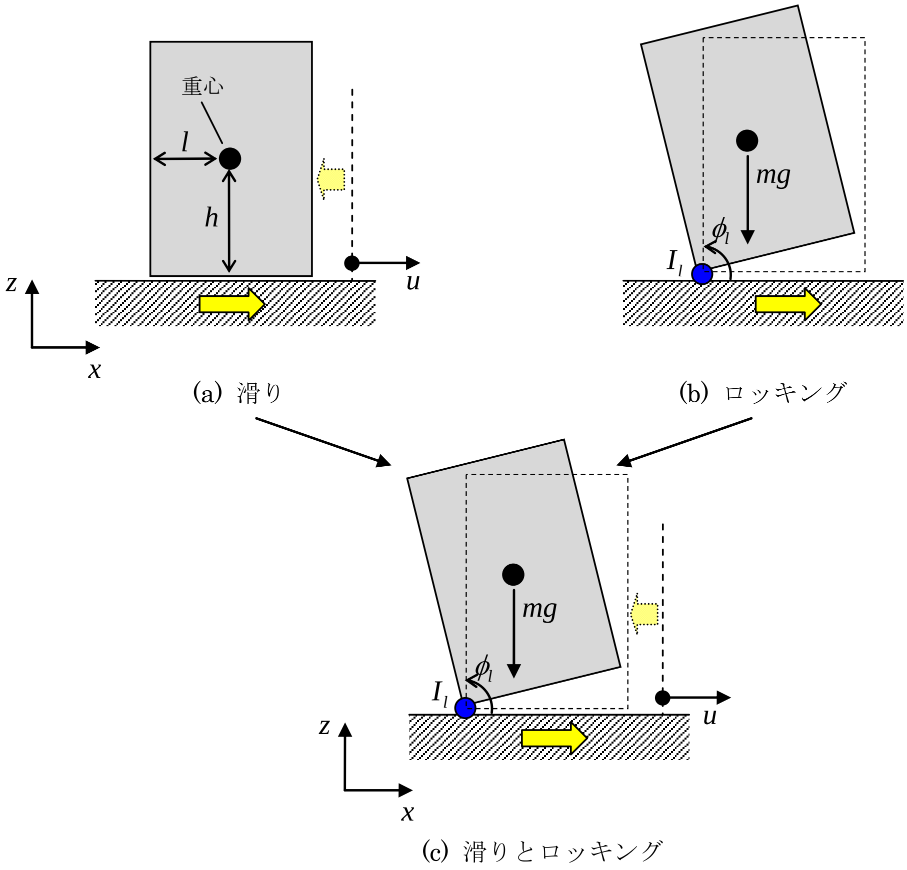


図 2. 27　滑りとロッキングの挙動

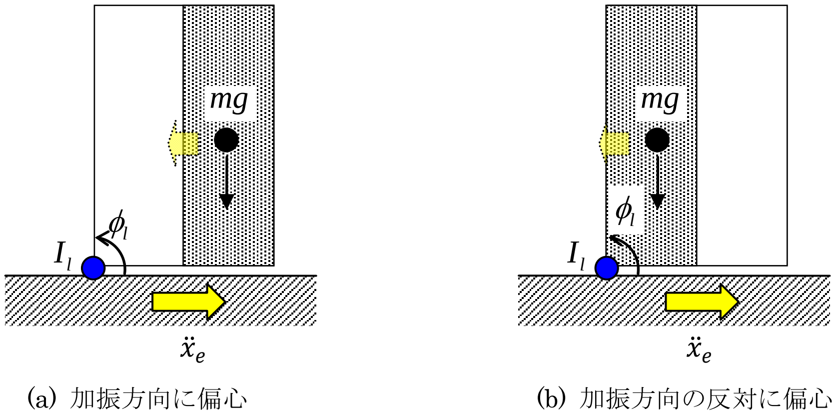


図 2. 28　部分装荷条件と重心位置

2.4 第 2 章のまとめ

実寸大フリースタンディングラックの耐震試験を実施し，燃料装荷状態や加振波（加振方向・周波数特性）などがラック挙動に与える影響を確認した．試験で確認できた主な項目を以下にまとめた．

- 滑り変位・ロッキング変位ともに短周期・中周期の地震波では小さく，長周期の地震波では大きく生じた．
- 燃料全装荷では，長軸方向加振と比べて短軸方向加振のロッキング変位は大きく，滑り変位は小さくなった．地震によって入力されるラックへのエネルギーがロッキング挙動に使用されることで滑り変位が小さくなったと考えられる．
- 上下方向の加振の有無によって滑り挙動は変わるため，フリースタンディングラックの耐震評価では上下地震波も考慮する必要がある．
- 燃料部分装荷ラックは，燃料装荷側にはロッキングしやすいため滑りにくく，燃料未装荷側にはロッキングしにくいため滑りが生じやすい．そのため，地震時における燃料部分装荷ラックは燃料未装荷側にドリフトしていく滑り挙動になった．
- 運動方程式から部分装荷ラックの滑りとロッキングによるドリフト挙動の傾向を確認することができた．
- 部分装荷ラックは一方向に滑ってドリフトしていくため，全装荷ラックより滑り変位は大きくなった．

以上の試験データはフリースタンディングラックの耐震解析手法を検証するために次章で使用される．

第 3 章

フリースタンディングラック耐震評価手法

3.1 検証解析

3.1.1 解析ケース

フリースタンディングラックの耐震試験で確認するべき挙動としては，図 3. 1 に示すように，滑り・回転・ロッキング・衝突が挙げられ，設計上重要な滑り変位・回転角度・ロッキングによる脚部の上下変位・脚部の衝突荷重について試験と解析で比較する．また，燃料装荷は図 3. 2 に示すように全数のラックセルに燃料を配置した全装荷，短軸側半数のラックセルに燃料を配置した Part1 装荷，長軸側半数のラックセルに燃料を配置した Part2 装荷の 3 体系とした．全装荷では，燃料が最も多く装荷されて重量が大きくなるため，地震時にラックに作用する荷重が最も大きくなる．Part1 装荷，Part2 装荷では装荷燃料の重心がラック中央より偏心するため，回転やロッキングが生じやすい装荷条件であり，それぞれ短辺方向と長辺方向に偏心させた．

表 3. 1 に示す 6 ケースの試験解析を実施した．試験に使用した加振波には 1 波包絡地震波と 3 波分割地震波（長周期波）の 2 種類の人工地震波がある（図 2. 9～図 2. 14）．

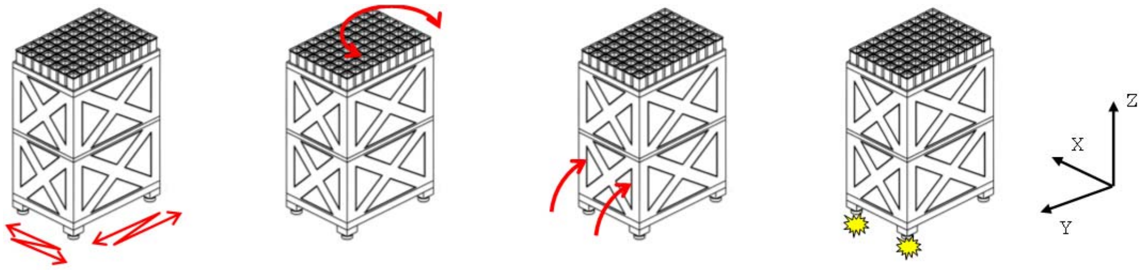


図 3. 1 フリースタンディングラックの挙動

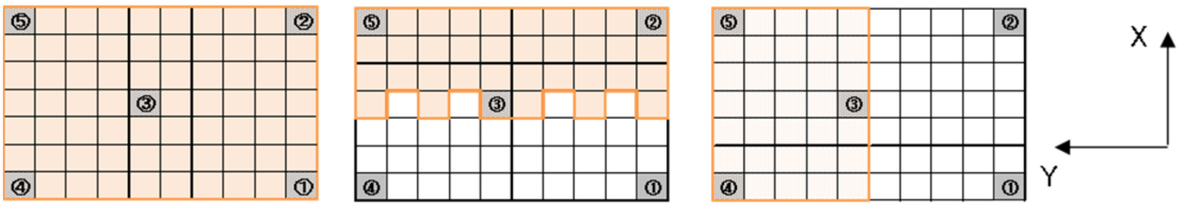


図 3. 2　燃料装荷状態

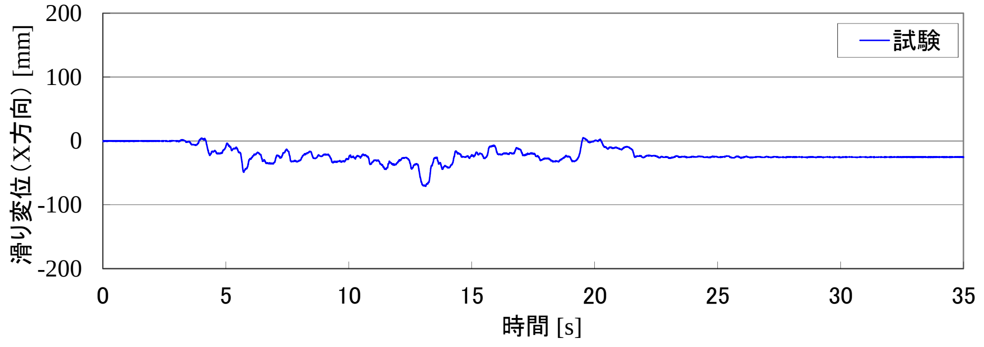
表 3. 1　解析対象の試験ケース

Case No.	雰囲気	燃料装荷条件	地震波	加振方向	加振レベル
Case1 (2 章の Case1)	水中	Full	1 波包絡地震波	Y	100%
Case2 (2 章の Case2)	水中	Full	3 波分割地震波 (長周期波)	Y	110%
Case3 (2 章の Case4)	水中	Full	3 波分割地震波 (長周期波)	X	110%
Case4	水中	Full	3 波分割地震波 (長周期波)	X+Y+Z	100%
Case5 (2 章の Case11)	水中	Part1	3 波分割地震波 (長周期波)	X+Y	110%
Case6 (2 章の Case13)	水中	Part2	3 波分割地震波 (長周期波)	X+Y	110%

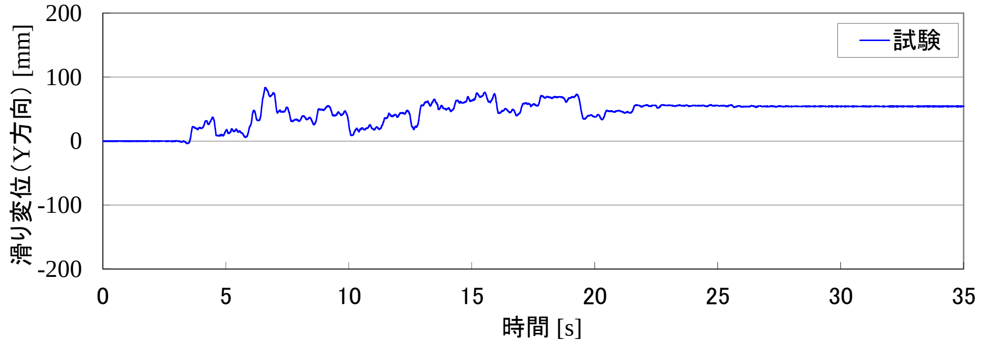
3.1.2　全装荷ラックの解析結果

Case4(3 波分割地震波長周期波・X+Y+Z 方向・全装荷)における試験と解析の結果を図 3. 3 と図 3. 4 に示す．滑り変位に関しては，試験結果と解析結果の滑りが生じているタイミングはよく一致しており，解析でラックの滑り挙動を再現していることが確認できた．ただし，滑り変位は加振中，時間の経過で累積していくため，試験ケースによっては試験結果と解析結果の滑り変位に差が生じる場合もある．脚①のロッキング変位と脚部荷重を 10-20 秒に拡大し，試験結果と解析結果を重ね合わせたものを図 3. 5 に示す．ロッキング変位に関しても，試験結果と解析結果のロッキング変位が生じるタイミングはよく一致した．また，ロッキング変位は滑りのように累積していく挙動ではないため，時間の経過に関係なく，非常に近い変位波形となった．脚部荷重に関しては，試験結果と比べて解析結果の方が小さくな

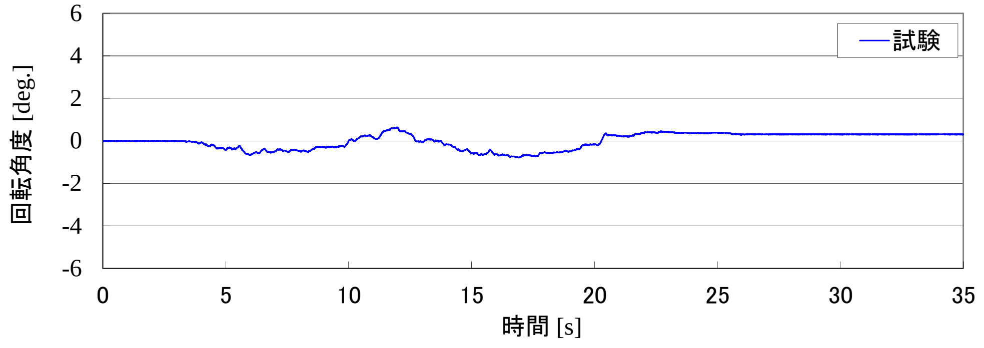
ったが，脚部荷重が生じるタイミングや荷重が変動する傾向はよく一致しており，解析でラックのロッキング挙動を再現できていることが確認できた．



(a) 滑り変位（X 方向）

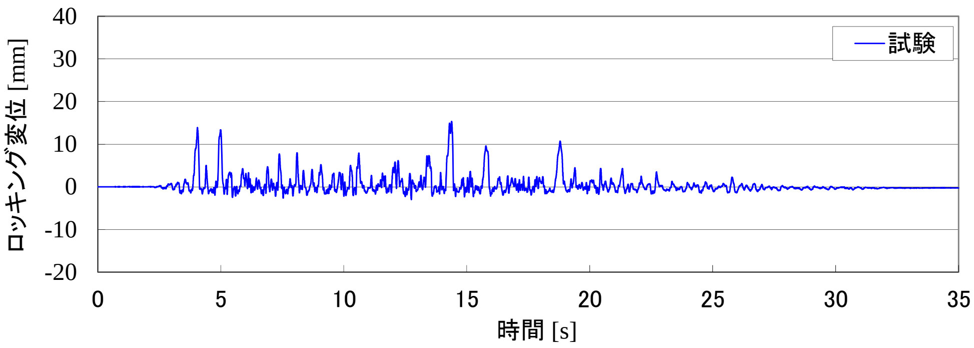


(b) 滑り変位（Y 方向）

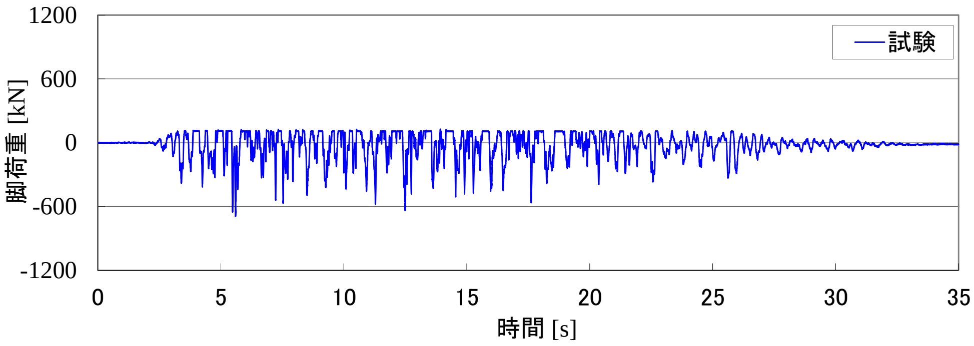


(c) 回転角度

図 3. 3（1/2） 試験結果（Case4）

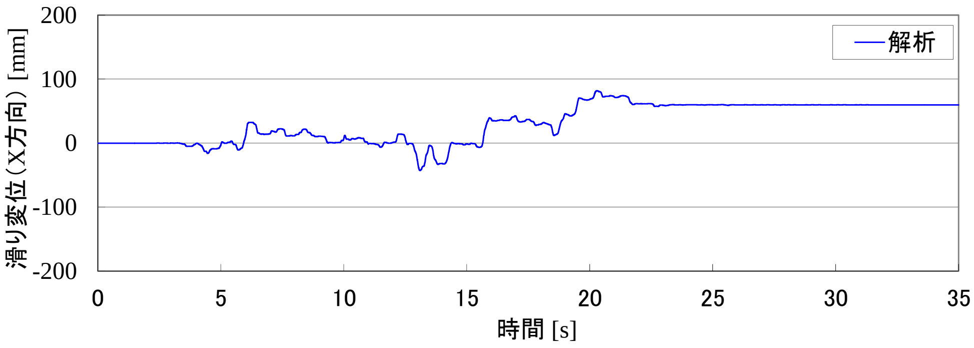


(d) 脚①のロッキング変位

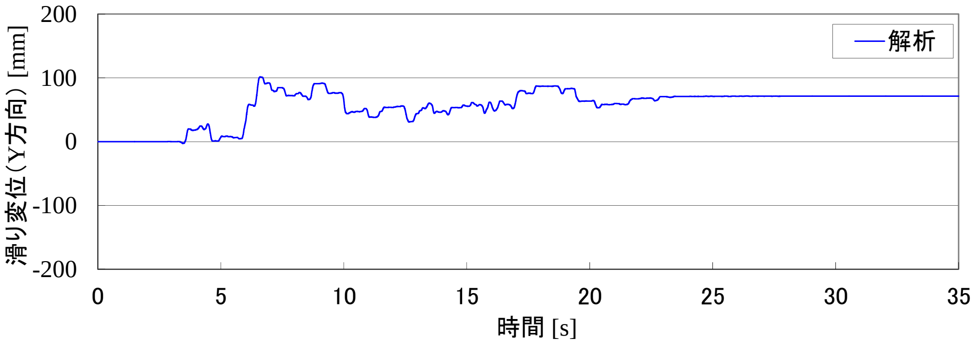


(e) 脚①の荷重

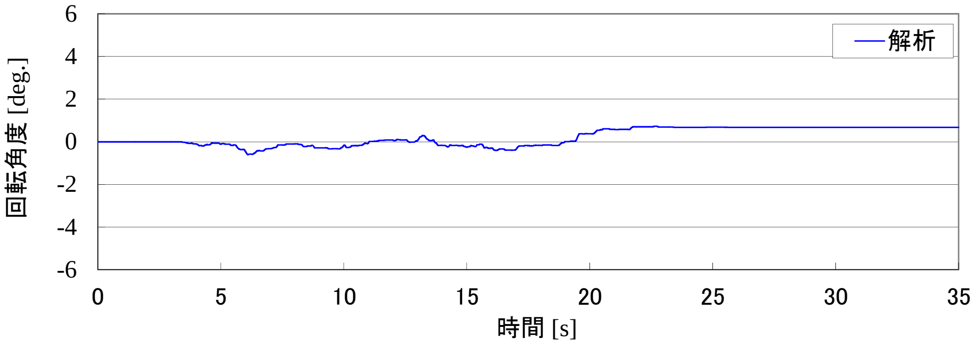
図 **3. 3（2/2）** 試験結果（**Case4**）



(a) 滑り変位（X 方向）

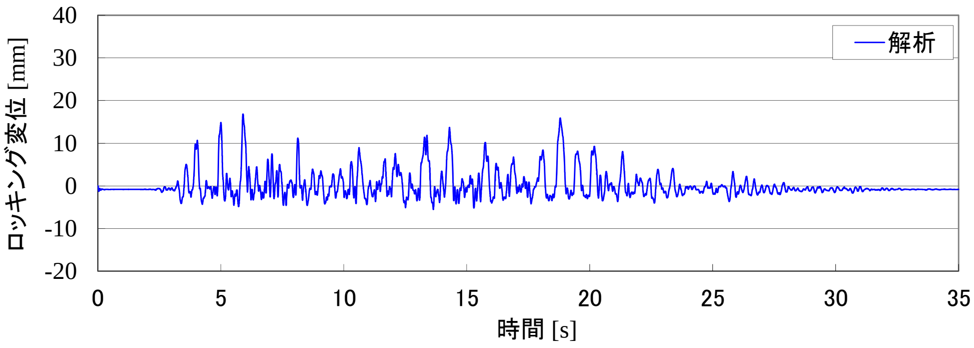


(b) 滑り変位（Y 方向）

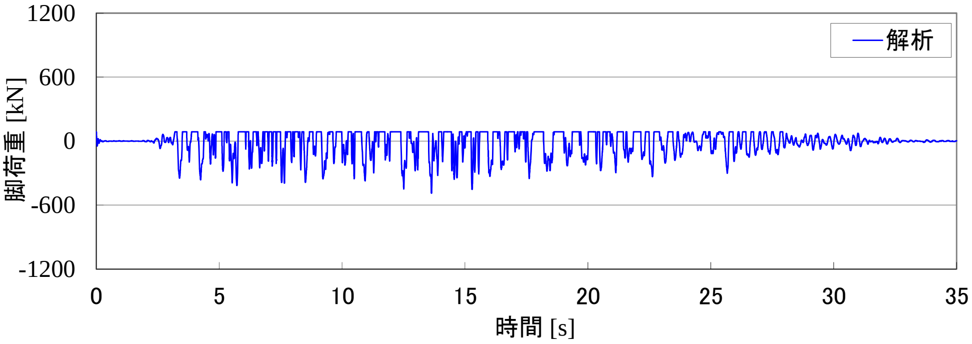


(c) 回転角度

図 **3. 4（1/2）**　解析結果（**Case4**）

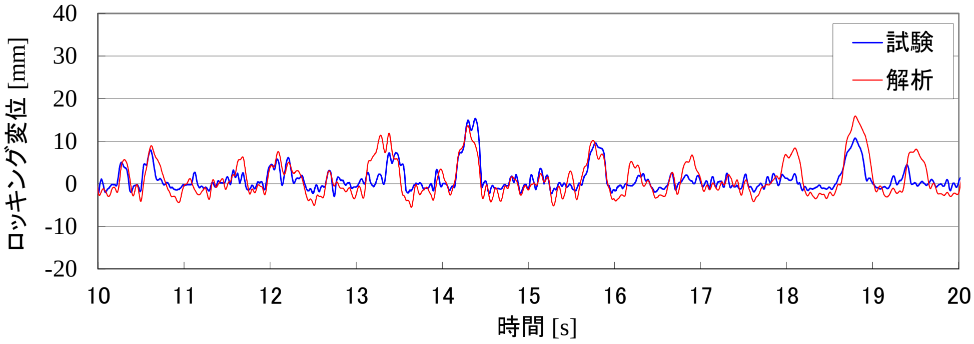


(d) 脚①のロッキング変位

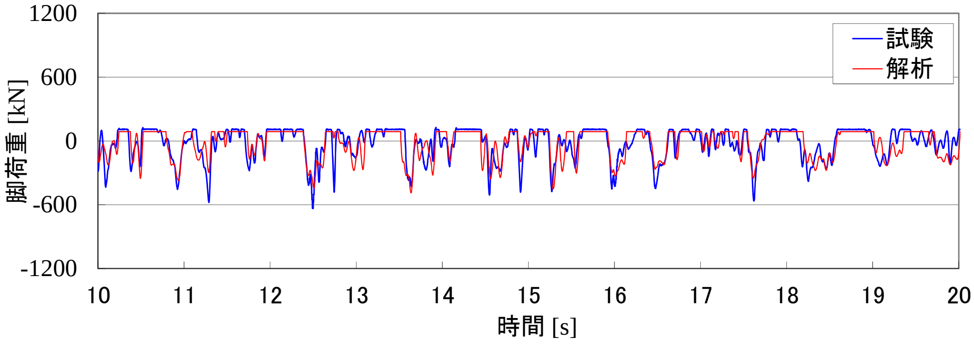


(e) 脚①の荷重

図 **3. 4**（**2/2**） 解析結果（**Case4**）



(a) 脚①のロッキング変位



(b) 脚①の荷重

図 3. 5 脚①のロッキング変位と脚部荷重（**Case4**）

3.1.3　部分装荷ラックの解析結果

部分装荷ラックの特徴として，図3. 6に示すように，燃料装荷側に移動するときは燃料装荷側の脚を支点とする回転慣性が小さく，滑りよりもロッキングが生じる．反対に燃料未装荷側に移動するときは燃料未装荷側の脚を支点とする回転慣性が大きく，ロッキングよりも滑りが生じる．これらが繰り返されることでラック試験体は燃料未装荷側へドリフトしていく滑り挙動となる．

Case5（3 波分割地震波長周期波・X+Y 方向・Part1 装荷）における試験と解析の結果を図 3. 7 と図 3. 8 に示す．部分装荷ラックの滑り変位の特徴である燃料未装荷へのドリフトについて解析で確認することができた．また，図 3. 9 に示すようにロッキング変位や脚部荷重が生じるタイミングはよく一致し，解析で部分装荷ラックのロッキング挙動の傾向も再現していることが確認できた．

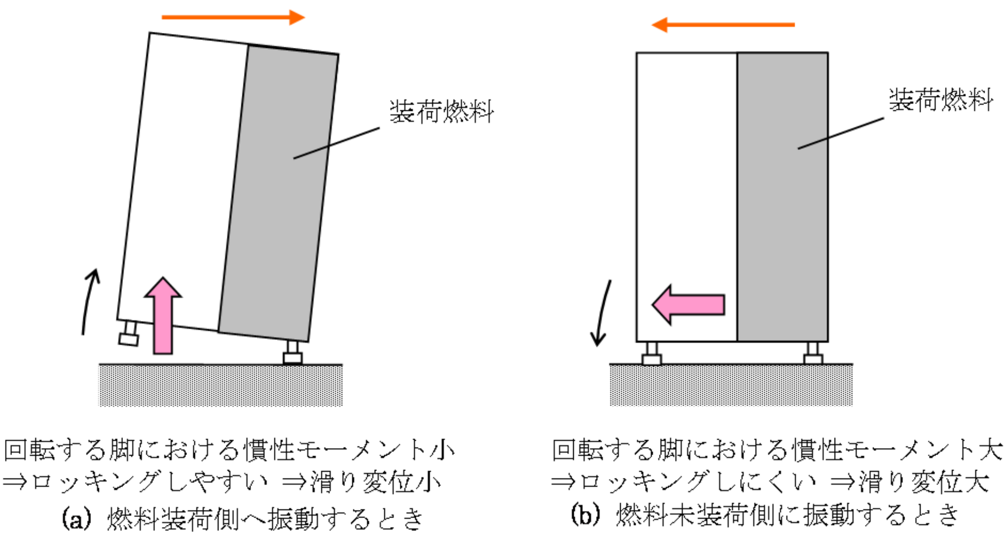
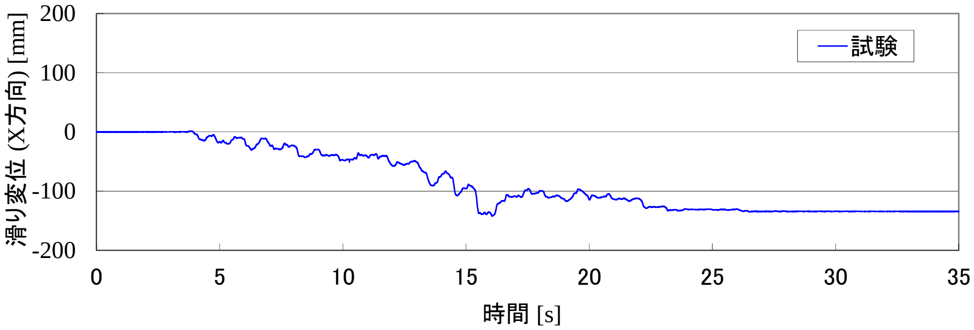
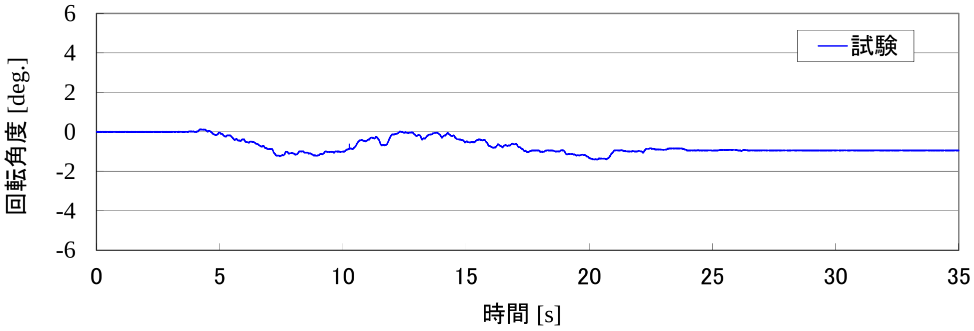


図 3. 6　部分装荷ラックのロッキング挙動



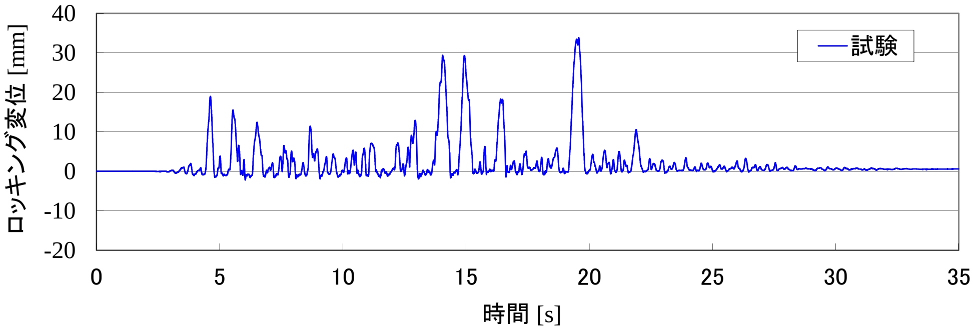
(a) 滑り変位（X 方向）

(b) 滑り変位（Y 方向）

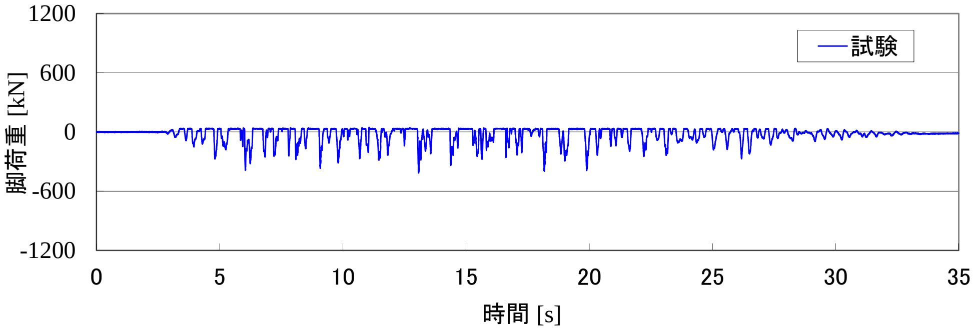


(c) 回転角度

図 3. 7（1/2） 試験結果（Case5）

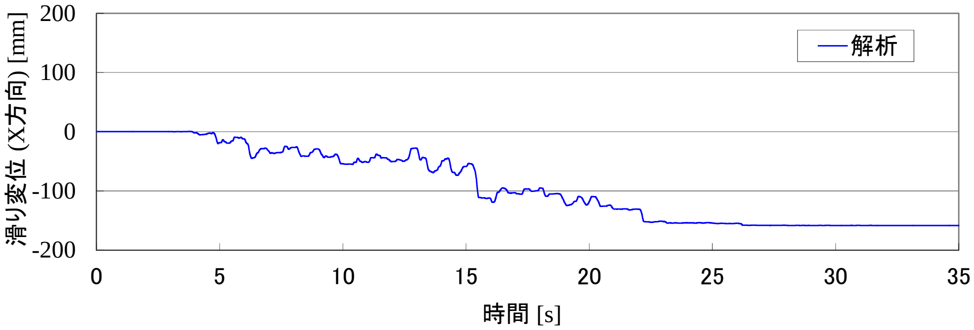


(d) 脚①のロッキング変位

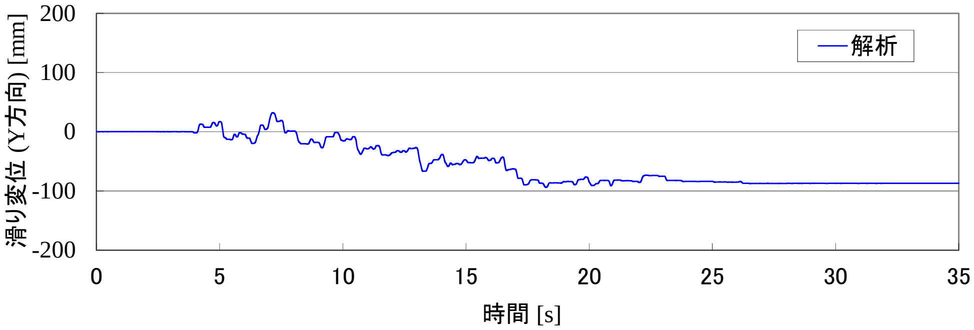


(e) 脚①の荷重

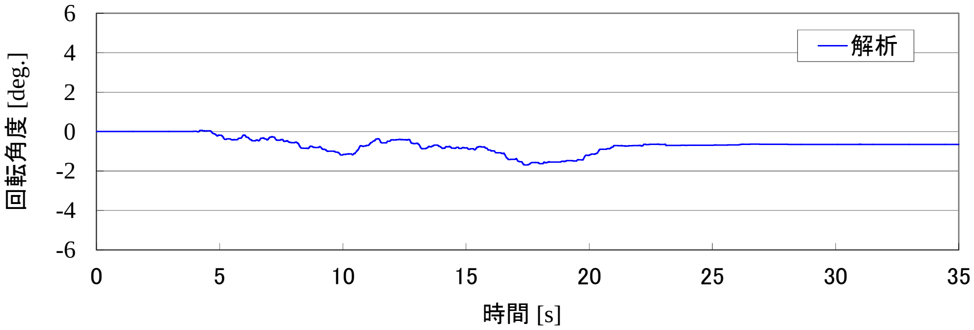
図 **3. 7（2/2）** 試験結果（**Case5**）



(a) 滑り変位（X 方向）

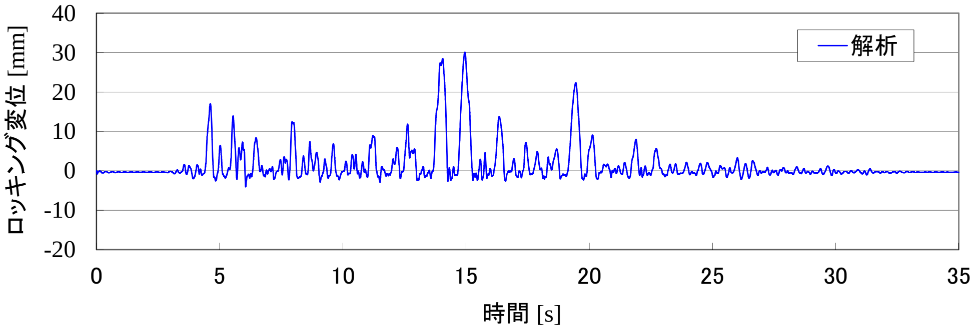


(b) 滑り変位（Y 方向）

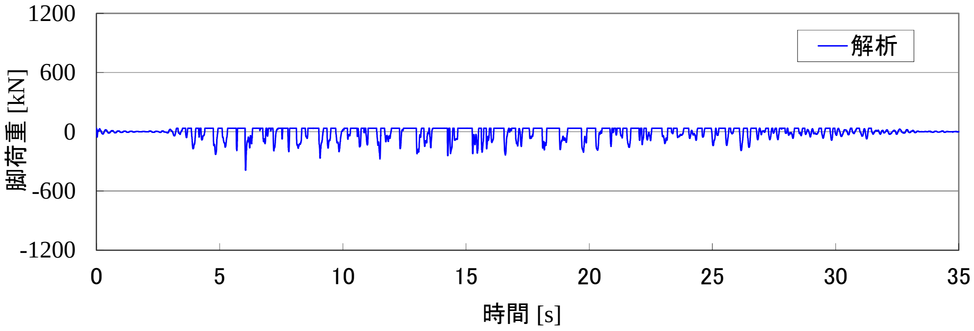


(c) 回転角度

図 **3. 8（1/2）** 解析結果（**Case5**）

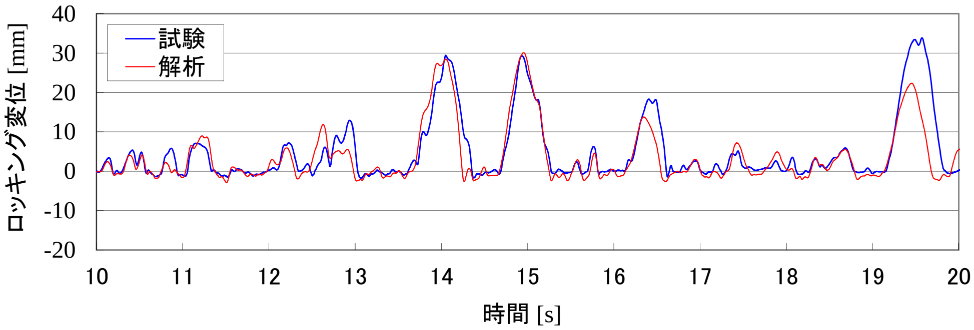


(d) 脚①のロッキング変位

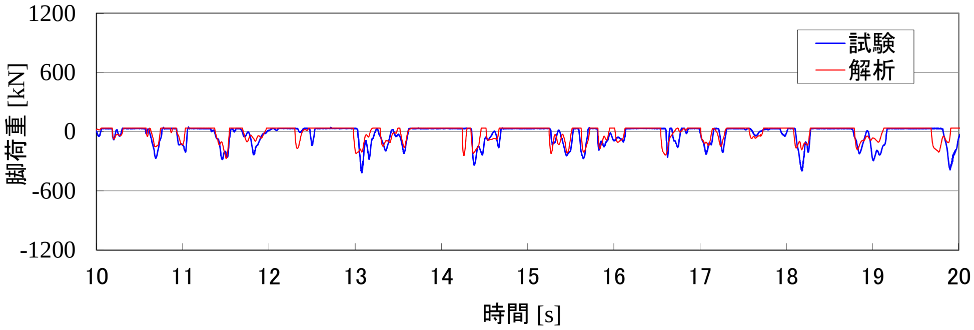


(e) 脚①の荷重

図 **3. 8**（**2/2**） 解析結果（**Case5**）



(a) 脚①のロッキング変位



(b) 脚①の荷重

図 **3. 9** 脚①のロッキング変位と脚部荷重（**Case5**）

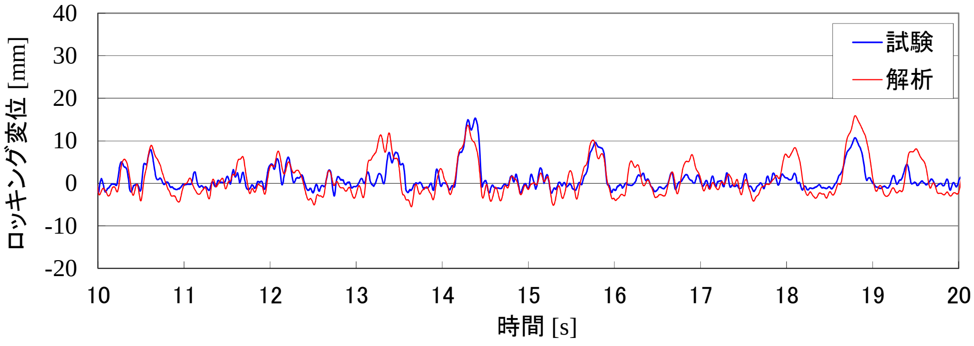
3.2 モデルの妥当性

3.2.1 ロッキング挙動に関する考察

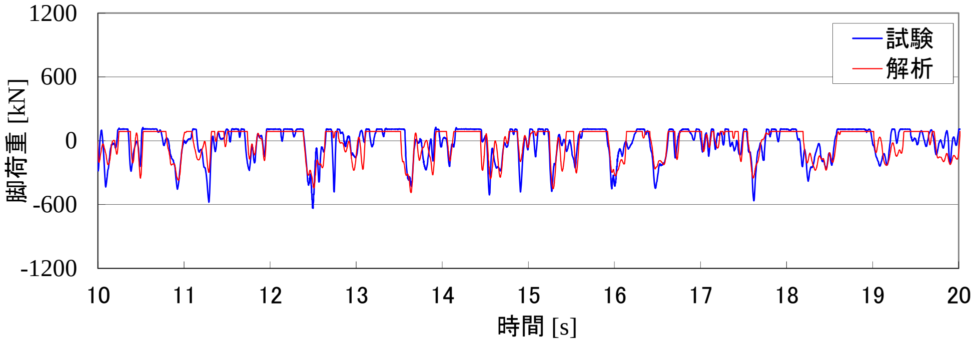
フリースタンディングラックではロッキング時における脚部の衝突荷重に着目している．高速炉の炉心構成要素の衝突のような局所的に生じる短時間（1ms オーダ）による衝突ではなく，ロッキングの周期に近い衝突時間（100ms オーダ）である．そのため，衝突部の局所的な変形から衝突剛性を算出するべきではなく，衝突部である脚部とロッキング時に変形するベースプレートのたわみまで考慮した剛性を衝突剛性とみなした．燃料全装荷および燃料部分装荷におけるロッキング変位と脚部荷重を図 3. 10と図3. 11に示す．試験と解析のロッキング変位と脚部荷重は概ね同じ傾向であり，水平2方向加振や 3 方向加振では 2 方向のロッキングが混在する 3 次元的な運動が生じているが，ロッキング変位や脚部荷重が解析で再現できている．また，燃料装荷によるロッキング挙動の違いについても解析可能であることを示した．燃料部分装荷のように重心位置が偏った状態と，燃料全装荷のように重心位置が中央の状態でロッキングと滑りの挙動は異なり，偏心を持つラックの滑り変位はドリフトしていくことを明らかにした．ロッキング時のエネルギー消散は角速度変化率で考慮されることが多いが，2 方向のロッキングには適用できず，脚部の衝突減衰を仮定してロッキング挙動におけるエネルギー消散を考慮した．仮定で用いた反発係数 0.7 が概ね妥当であることを示すことができた．

本研究で対象としたフリースタンディングラックは摩擦係数 0.3，高さ約 4.5m，短辺長さ約 2m，長辺長さ約3mであり，計算上ではロッキングは生じずに滑りのみが生じるが（後述の(3.23)式と(3.25)式を参照），フリースタンディングラックの耐震試験ではいずれの方向にも滑りながらロッキングが頻繁に生じた．これはフリースタンディングラックの弾性応答によって増加した慣性力と底面の弾性変形による脚の荷重分布が原因と考えられる．したがって，弾性応答を考慮できるようにラック本体を弾性梁でモデル化した．また，従来研究と同様にラックのベースプレートの変形を無視して剛として解析を実施すると荷重分布が模擬できずにロッキングは生じない．そのため，ラック自身より 3 倍重たい燃料の自重によるベースプレートの弾性変形と中央脚部の反力を考慮できるように脚部をモデル化した．図 3. 12(a)に示すようにベースプレートが剛の場合，自重より慣性力による慣性モーメントの方が大きくなるとロッキングが生じるが，図 3. 12(b)に示すようにベースプレートに弾性変形を生じながら中央脚に反力を受け，応答が大きくなる場合，転倒モーメントは大きくなり支点となる脚の反対側の脚に浮き上がりが生じやすくなる．脚が浮き上がり，重心位置も振動すると，ロッキングが成長しやすくなると考えられる．脚部のモデル化をベースプレートの弾性変形まで考慮することでロッキングを評価可能とした．

これらのことを確認するために，ベースプレートの弾性変形を考慮した脚部剛性を使用した本解析に対して，中央脚の自重負担を無視した条件および脚部剛性をすべて5倍にした条件におけるロッキング変位と比較した．図 3. 13(a)に本解析結果，図 3. 13(b)に中央脚の自重負担を無視した条件の解析結果，図 3. 13(c)に脚部剛性をすべて 5 倍にした条件の解析結果を示す．本解析や試験結果に対して，中央脚の自重負担を無視した解析ではロッキング変位が小さくなり，さらに脚部剛性を大きくしたことでロッキングが大幅に低減した．これらのことからベースプレートの弾性変形を含む脚部剛性の考え方および自重による脚の荷重分布を模擬した中央脚によってロッキング挙動が再現できたといえる．



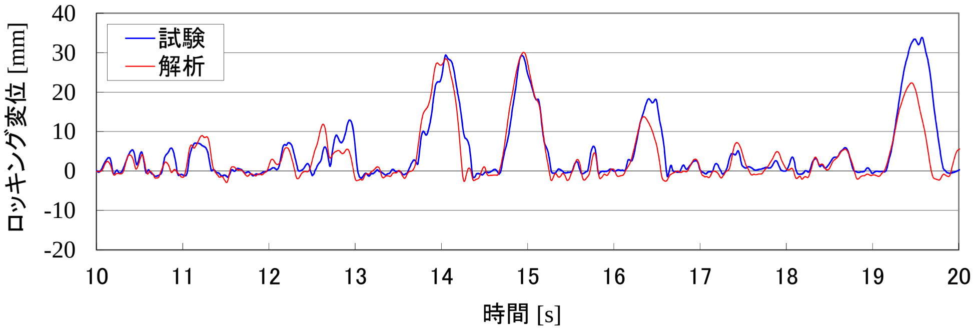
(a) 脚①のロッキング変位



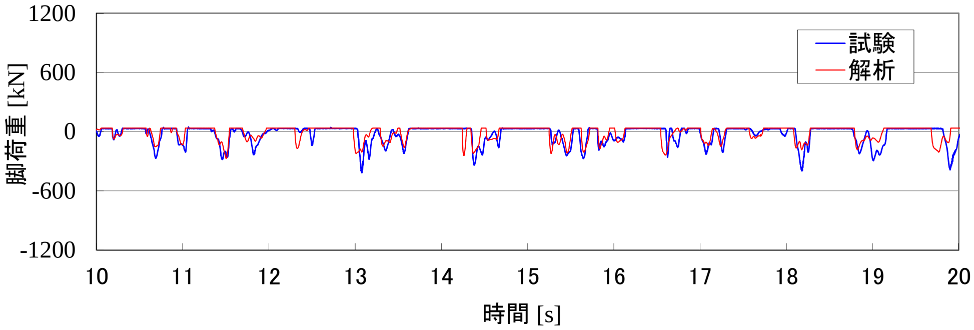
(b) 脚①の荷重

図 **3. 10** 燃料全装荷におけるロッキング変位と脚部荷重

（**Case4**：水中 燃料全装荷 **X+Y+Z** 加振）



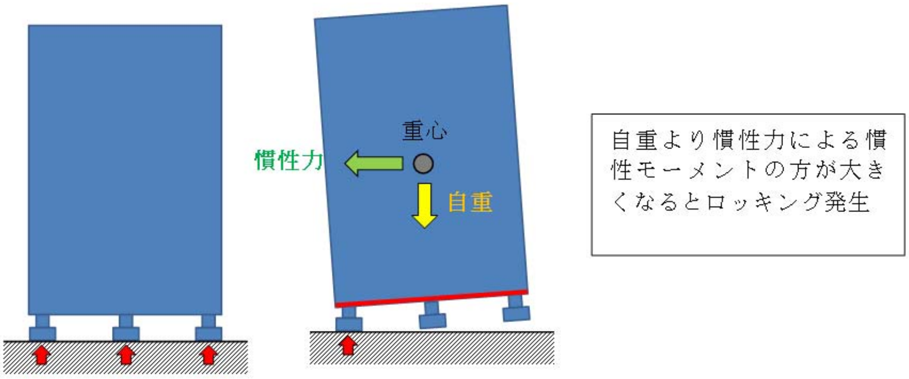
(a) 脚①のロッキング変位



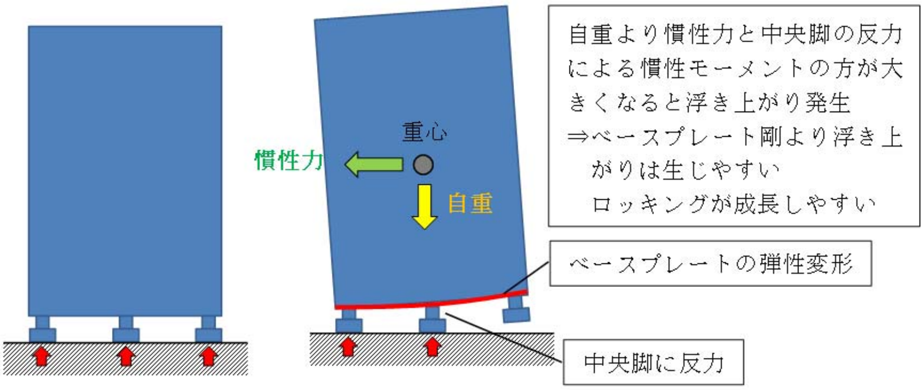
(b) 脚①の荷重

図 **3. 11** 燃料部分装荷におけるロッキング変位と脚部荷重

（**Case5**：水中 燃料部分装荷 **Part1 X+Y** 加振）

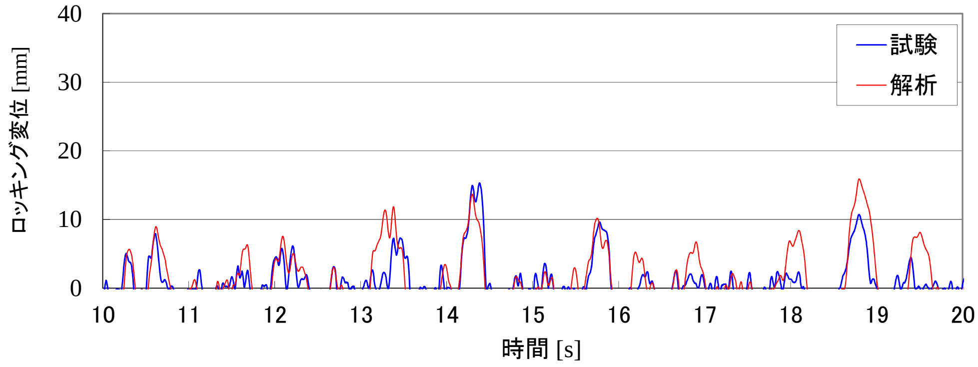


(a) ベースプレートを剛としたとき

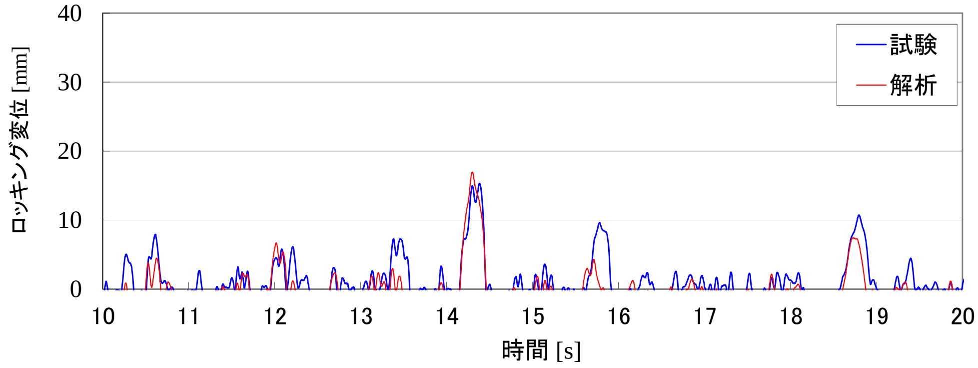


(b) ベースプレートのたわみを考慮したとき

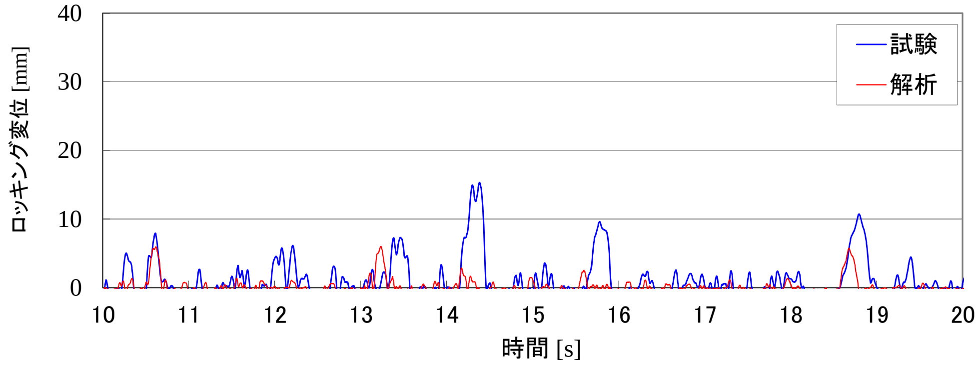
図 3. 12 ロッキングとベースプレートのたわみ



(a) 本解析手法



(b) 中央脚の自重負担無視



(c) 脚部剛性 5 倍

図 **3. 13** 脚部剛性とロッキング変位

3.2.2 流体力に関する考察

フリースタンディングラックにおける流体力の影響について以下に述べる．ピットとラックを二重角柱とした流体付加質量を使用し[37]，軸対象同心円筒構造物における流体付加質量に対する端漏れ効果[38]を適用して 3 次元性による流体付加質量の低減を考慮している．ここでは流体力の特性を確認するために二重円筒の流体力（図 3. 14）の導出を示す．二重円筒の隙間流体の速度ポテンシャルから以下の通り流体力を導き出せる[25].

二重円筒の隙間流体の速度ポテンシャルを ϕ とすると，隙間流体の半径方向と周方向の流速 v_r，v_θ が次式で表される．

$$v_r = -\frac{\partial \emptyset}{\partial r},\ v_\theta = -\frac{1}{r}\frac{\partial \emptyset}{\partial \theta} \tag{3.1}$$

連続の式は次式で表される．

$$\frac{\partial}{\partial r}\left(r\frac{\partial \emptyset}{\partial r}\right) + \frac{1}{r}\frac{\partial^2 \emptyset}{\partial \theta^2} = 0 \tag{3.2}$$

内筒と外筒における境界条件は次式となる．

$$-\frac{\partial \emptyset}{\partial r} = v_r|_{r=R_1} = \dot{X}_1 cos\theta \tag{3.3}$$

$$-\frac{\partial \emptyset}{\partial r} = v_r|_{r=R_2} = \dot{X}_2 cos\theta \tag{3.4}$$

$$-\frac{1}{r}\frac{\partial \emptyset}{\partial \theta} = v_\theta|_{\theta=0} = v_\theta|_{\theta=\pi} = 0 \tag{3.5}$$

以上より速度ポテンシャルは次式となる．

$$\emptyset = -\frac{{R_1}^2}{{R_2}^2-{R_1}^2}\left(r+\frac{{R_2}^2}{r}\right)\dot{X}_1 cos\theta + \frac{{R_2}^2}{{R_2}^2-{R_1}^2}\left(r+\frac{{R_1}^2}{r}\right)\dot{X}_2 cos\theta \tag{3.6}$$

ρ_wは流体密度とし，速度ポテンシャルから任意の点(r,θ)における圧力は次式にて得られる．

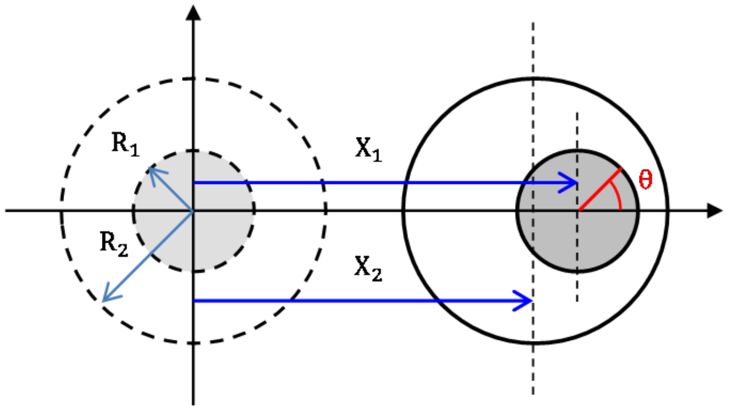


図 3. 14 二重円筒の流体力

$$P_{r\theta} = -\rho_w \frac{\partial \emptyset}{\partial t} = \rho_w \frac{{R_1}^2}{{R_2}^2 - {R_1}^2}\left(r + \frac{{R_2}^2}{r}\right)\ddot{X}_1 \cos\theta - \rho_w \frac{{R_2}^2}{{R_2}^2 - {R_1}^2}\left(r + \frac{{R_1}^2}{r}\right)\ddot{X}_2 \cos\theta \tag{3.7}$$

内筒に作用する荷重（単位長さ当たりの流体力）は内筒（半径 R_1 ）上の圧力を積分することで算出できる.

$$F = \rho_w \pi {R_1}^2 \frac{{R_2}^2 + {R_1}^2}{{R_2}^2 - {R_1}^2}\left(\ddot{X}_1 - \ddot{X}_2\right) - \rho_w \pi {R_1}^2 \ddot{X}_2 \tag{3.8}$$

したがって, 二重円筒における流体力は右辺 1 項目の流体付加質量と相対加速度, 右辺 2 項目の流体排除質量と外筒の絶対加速度で表わせる. 内筒には液中無限遠における流体付加質量$\rho_w \pi {R_1}^2$の$\left({R_2}^2 + {R_1}^2\right)/\left({R_2}^2 - {R_1}^2\right)$倍となる流体付加質量と相対加速度$\ddot{X}_1 - \ddot{X}_2$から流体力が算出される. また, 内筒には流体排除質量$\rho_w \pi {R_1}^2$と外筒加速度$\ddot{X}_2$から算出される流体力が作用し, それは外筒加速度に対する浮力に該当する. したがって, 流体付加質量と流体排除質量による慣性力（加速度項による荷重）は液中構造物にとって考慮するべき重要な荷重である. また, 流体付加質量に対する端漏れの影響は軸対象同心円筒構造物における流体付加質量に対する両端からの端漏れに関する低減係数[38]を適用し, 端漏れ係数として次式を使用する.

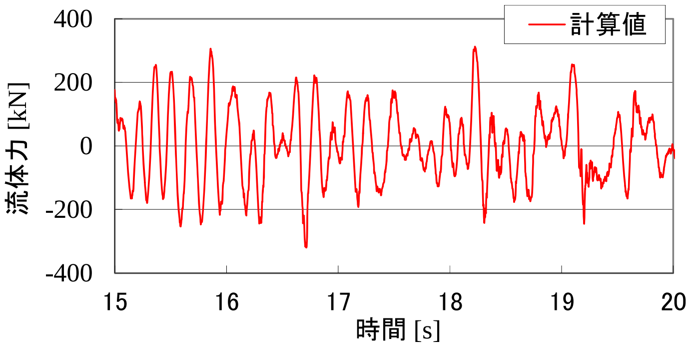
$$K = 1 - (R/H)\tanh(H/R) \tag{3.9}$$

H：内筒長さ×(1/2)

R：内筒半径

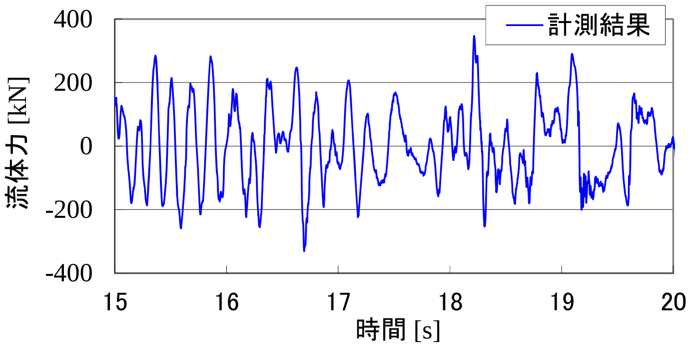
なお, FEM 等で端漏れの影響が確認できる場合はその結果を使用してもよい.

試験ではラック全側面の圧力変動を計測しているため, 圧力計近傍の面積と圧力計測値からラック側面における流体力が概算でき, ラック対面の流体力の差分からラックに作用する流体力を算出することができる. また, ラックとピットの加速度計測値とラックの端漏れを考慮した流体付加質量と流体排除質量（慣性連成項）から導出される流体力を計算することができる. Case3（1 波包絡地震波・X 方向）における圧力計測値から概算した流体力と加速度計測値と流体付加質量・流体排除質量から計算した流体力の時刻歴波形を図 3. 15 に示す. これらの時刻歴波形はよく一致しており, 解析で使用する流体力（流体付加質量と流体排除質量による慣性力）が妥当であることを示した.



$$F_{rack} = -m_{add_rack} \cdot \ddot{x}_{rack} + \left(m_{add_rack} + m_{d_rack}\right) \cdot \ddot{x}_{pit}$$

(a)　計測されたラックと水槽の加速度から計算した流体力



$$F_{rack} = \sum (P_i \cdot A_i)$$

P_i　:圧力計測値

A_i　:ラック側面の面積

(b)　計測されたラック側面の圧力とラック側面の面積から算出した流体力

図 3. 15　圧力と加速度から算出した流体力（Case3）

次にフリースタンディングラックの挙動に対する流体力の影響について以下に示す．2.3.7 項では幾何学的非線形やベースプレートの変形，燃料によるガタ，上下加振や振動することによる遠心力を無視し，気中におけるフリースタンディングラックの滑りとロッキングの挙動について簡単に説明した．フリースタンディングラックを剛体とし，ピット床面加速度$\ddot{x}_{pit} > 0$のときにピット床面に対して滑りが生じたラックの相対速度（ラックの滑り速度）$\dot{u} < 0$のときの挙動を対象とすると，気中で滑り条件を満たすとき（$m_{rack} \cdot \ddot{x}_{pit} > m_{rack} \cdot g \cdot \mu_s$）の水平方向の運動方程式は次式となる（(2.6)式）．

$$m_{rack} \cdot \ddot{u} = -m_{rack} \cdot \ddot{x}_{pit} + m_{rack} \cdot g \cdot \mu \tag{3.10}$$

m_{rack}:ラックの質量

$\ddot{u}$:相対加速度（ピットに対するラックの加速度）

$\ddot{x}_{pit}$：ピットの絶対加速度

g：重力加速度

μ：動摩擦係数

したがって，気中における滑り加速度（相対加速度）は次式となる．

$$\ddot{u} = -\ddot{x}_{pit} + g \cdot \mu \tag{3.11}$$

滑り条件$m_{rack} \cdot \ddot{x}_{pit} > m_{rack} \cdot g \cdot \mu_s$を満たすと(3.11)式の右辺は負（ピット床面の動きに対して反対側に動く）となるため，ピット床面加速度が大きく，摩擦係数が小さいほど，滑り加速度の絶対値は大きくなり，滑り変位が大きくなることが分かる．次に水中で流体力を考慮したときの滑り挙動について述べる．ラックに作用する流体力は(6.8)式より次式で表せる．

$$F_{rack} = -m_{add_rack} \cdot \ddot{x}_{rack} + \left(m_{add_rack} + m_{d_rack}\right) \cdot \ddot{x}_{pit} \tag{3.12}$$

$\ddot{x}_{rack}$：ラックの絶対加速度

m_{add_rack}：流体付加質量

m_{d_rack}：流体排除質量

水中（流体付加質量・流体排除質量・浮力を考慮）の状態で滑り条件を満たすとき（$m_{rack} \cdot \ddot{x}_{pit} > m_{rack} \cdot g \cdot \mu_s + m_{d_rack} \cdot \ddot{x}_{pit}$）の水平方向の運動方程式は次式となる．

$$\left(m_{rack} + m_{d_rack}\right) \cdot \ddot{u} = -\left(m_{rack} - m_{d_rack}\right) \cdot \ddot{x}_{pit} + m_{rack} \cdot g' \cdot \mu \tag{3.13}$$

g'：浮力を考慮した見かけ上の重力加速度であり，次式で表わせる．

$$g' = \frac{m_{rack} - m_{d_rack}}{m_{rack}} g \tag{3.14}$$

したがって，水中における滑り加速度（相対加速度）は次式となる．

$$\ddot{u} = -\frac{m_{rack} - m_{d_rack}}{m_{rack} + m_{add_rack}} \ddot{x}_{pit} + \frac{m_{rack}}{m_{rack} + m_{add_rack}} g' \cdot \mu = \frac{m_{rack} - m_{d_rack}}{m_{rack} + m_{add_rack}} \left(-\ddot{x}_{pit} + g \cdot \mu\right) \tag{3.15}$$

水中の滑り条件$m_{rack} \cdot \ddot{x}_{pit} > m_{rack} \cdot g \cdot \mu_s + m_{d_rack} \cdot \ddot{x}_{pit}$を満たすと(3.15)式の右辺は負（ピット床面の動きに対して反対側に動く）となるため，流体付加質量m_{add_rack}と流体排除質量m_{d_rack}が大きいほど滑り加速度の絶対値は小さくなり，滑り変位は小さくなる．したがって，滑り方向とタイミングによって滑り変位の累積は変わるが，定性的には流体付加質量m_{add_rack}と流体排除質量m_{d_rack}を大きくすると滑り変位は低減する．また，それらを小さく見積もることで滑り変位を安全側に評価することが可能といえる．上下の端漏れによる流体付加質量の低減を考慮しないと流体付加質量を大きめに見積もることとなり，危険側の評価となるため，解析上考慮することが重要である．

次にロッキング挙動における流体力の影響について以下に考察する．ロッキングに関する研究は数多くあるが，それらの多くは剛体ブロックを対象としたロッキングの事例である．基礎を加振した時の剛体ブロックのロッキングの発生は，入力加速度とアスペクト比から求まる．本研究で対象としたフリースタンディングラックの寸法は高さ約 4.5m，短辺長さ約 2m，長辺長さ約 3m であり，ピット床面加速度$\ddot{x}_{pit} > 0$のときにピット床面に対して滑りが生じたラックの相対速度（ラックの滑り速度）$\dot{u} < 0$のときの挙動に対する流体力の影響および中央脚部の反力の影響について考察する．同じサイズの剛体ブロッ

クにおける気中の滑りとロッキングの発生条件は(2.5)式，(2.7)式から以下となる．

（気中・滑り発生条件）

$$m_{rack} \cdot \ddot{x}_{pit} > m_{rack} \cdot g \cdot \mu_s \tag{3.16}$$

$$\Leftrightarrow \ \ddot{x}_{pit} > g \cdot \mu_s \tag{3.17}$$

（気中・ロッキング発生条件）

滑りが生じていないときのロッキング発生条件を次に示す．

$$m_{rack} \cdot \ddot{x}_{pit} \cdot h > m_{rack} \cdot g \cdot l \tag{3.18}$$

$$\Leftrightarrow \ \ddot{x}_{pit} > \frac{l}{h} g \tag{3.19}$$

滑っている状態におけるロッキング発生条件を次に示す．

$$m_{rack} \cdot (\ddot{x}_{pit} + \ddot{u}) \cdot h > m_{rack} \cdot g \cdot l \quad \Rightarrow \ddot{x}_{pit} > \frac{l}{h} g - \ddot{u} \tag{3.20}$$

上記の気中における滑りとロッキングの発生条件に対して，水中では流体付加質量と流体排除質量の影響を考慮する必要がある．水中における滑りとロッキングの発生条件は次式となる．

（水中・滑り発生条件）

滑りが生じるまでラックとピット間の相対加速度が 0 であり，相対加速度で生じる流体付加質量による流体力は考慮する必要がない．流体排除質量による流体力のみ考慮すると，水中の滑り発生条件は以下となる．

$$m_{rack} \cdot \ddot{x}_{pit} > m_{rack} \cdot g' \cdot \mu_s + m_{d_rack} \cdot \ddot{x}_{pit} \tag{3.21}$$

$$\Leftrightarrow \ \ddot{x}_{pit} > \frac{m_{rack}}{m_{rack} - m_{d_rack}} \cdot g' \cdot \mu_s \tag{3.22}$$

ただし，m_{rack} は内部流体（ラックが内包して一緒に動く流体）も含んだ質量とする．(3.14)式より，水中の滑り発生条件は次式となり，気中の滑り条件の式と等しくなる．

$$\ddot{x}_{pit} > g \cdot \mu_s = 0.3\text{g}\ （水中の摩擦係数は 0.3） \tag{3.23}$$

（水中・ロッキング発生条件）

滑りが生じていないときのロッキング発生条件を次に示す．なお，滑りが生じていないため，ラックとピット間の相対加速度が 0 であり，相対加速度で生じる流体付加質量による流体力は考慮していない．流体排除質量による流体力のみ考慮するとロッキング発生条件は次式となる．

$$m_{rack} \cdot \ddot{x}_{pit} \cdot h > m_{rack} \cdot g' \cdot l + m_{d_rack} \cdot \ddot{x}_{pit} \cdot h \tag{3.24}$$

$$\Leftrightarrow \ \ddot{x}_{pit} > \frac{m_{rack}}{m_{rack} - m_{d_rack}} \frac{l}{h} \cdot g' = \frac{l}{h} g \ = （短辺で約 0.44\text{g}，長辺で 0.67\text{g}） \tag{3.25}$$

したがって，滑りが生じていないときの水中のロッキング発生条件は気中と等しくなる．
滑っている状態におけるロッキング発生条件を次に示す．なお，滑りによってラックとピット間に相対加速度が生じるため，流体付加質量による流体力の影響を考慮している．流体排除質量による流体力も考慮すると，水中で滑っているときのロッキング発生条件は次式となる．

$$m_{rack} \cdot (\ddot{x}_{pit} + \ddot{u}) \cdot h + m_{add_rack} \cdot \ddot{u} \cdot h > m_{rack} \cdot g' \cdot l + m_{d_rack} \cdot \ddot{x}_{pit} \cdot h \qquad (3.26)$$

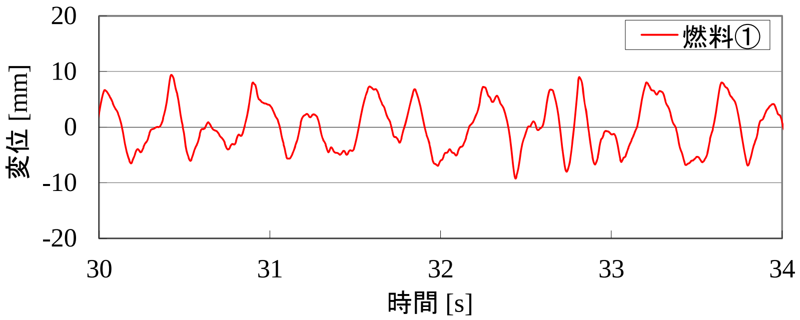
$$\Leftrightarrow \ \ddot{x}_{pit} > \frac{m_{rack}}{m_{rack} - m_{d_rack}} \frac{l}{h} g' - \frac{m_{rack} + m_{add_rack}}{m_{rack} - m_{d_rack}} \ddot{u} = \frac{l}{h} g - \frac{m_{rack} + m_{add_rack}}{m_{rack} - m_{d_rack}} \ddot{u} \qquad (3.27)$$

滑り発生条件および滑りが生じていないときのロッキング発生条件の式は気中と変わらない．また，滑りが生じているときのロッキング発生条件（(3.20)式，(3.27)式）から，流体付加質量と流体排除質量によって，気中より水中のロッキングが発生するピット加速度は大きくなる．

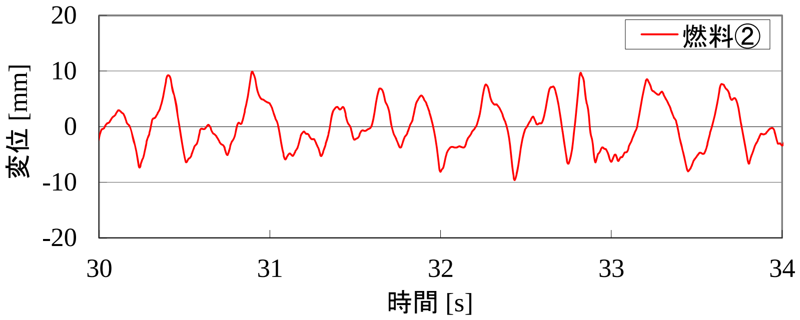
以上のことからロッキング挙動（ロッキングによる衝突荷重）に対しても流体付加質量や流体排除質量を大きくすることが耐震上効果的であることを示した．滑り変位と同様，上下の端漏れによる流体付加質量の低減を考慮しないと流体付加質量を大きめに見積もることとなり，危険側の評価となるため，解析上考慮することが重要である．

3.2.3 燃料の変位

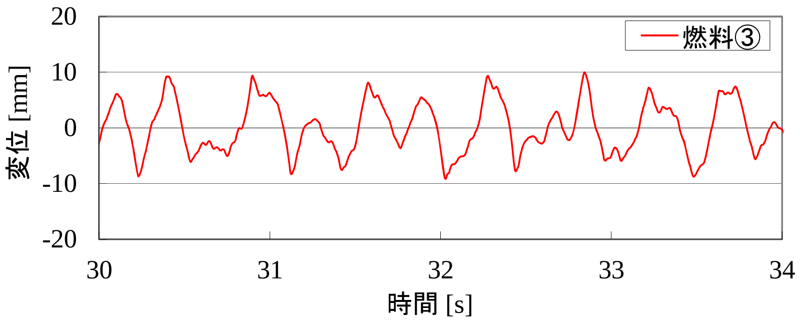
Case1（1 波包絡地震波・Y 方向）ではラック試験体の中央と四隅近傍のラックセルに装荷した燃料頂部における加振方向の水平変位（ラックセルとの相対変位）を計測した．図 3. 16 に示すようにそれら 5 体の燃料の水平変位はすべて同位相であったため，加振中の燃料は全体的に同位相で振動していると考えられる．したがって，解析モデルで複数の燃料を 1 本に集約することが妥当であるといえる．



(a) 燃料①

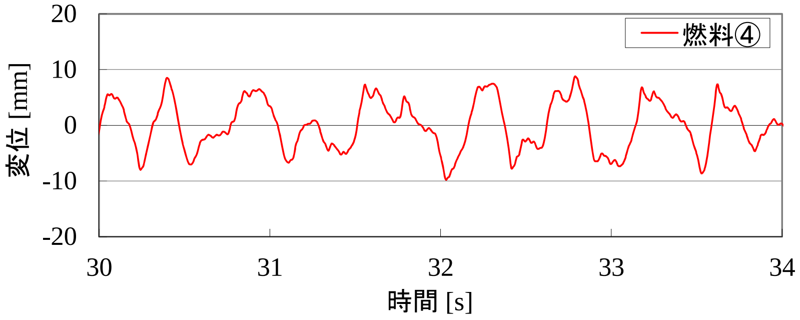


(b) 燃料②

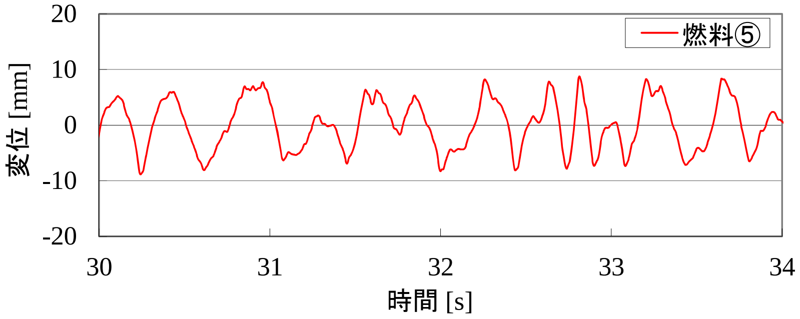


(c) 燃料③

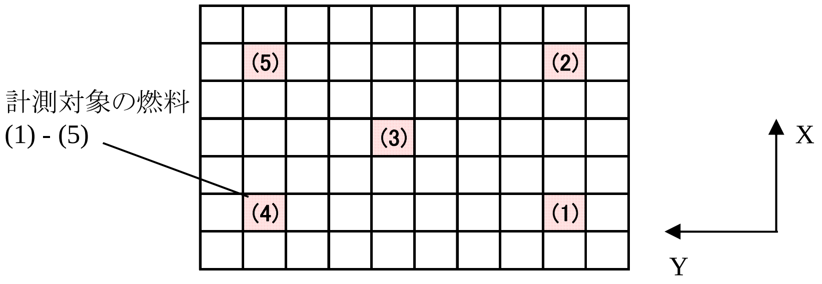
図 **3. 16**（**1/2**） 燃料頂部の水平変位（**Case1**）



(d) 燃料④



(e) 燃料⑤



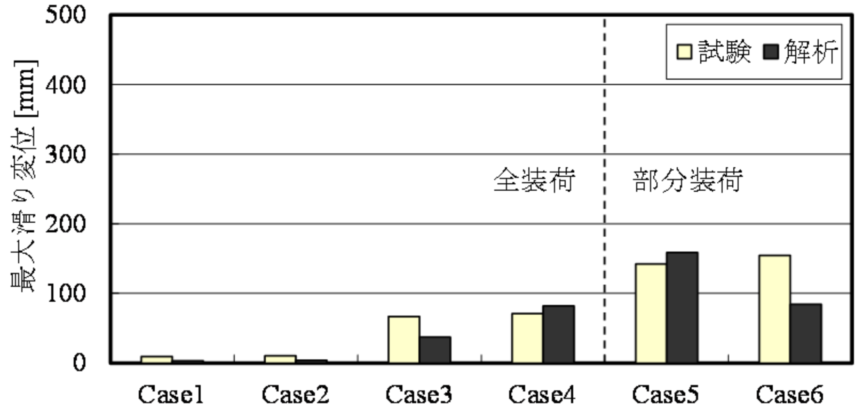
(f) 計測対象の燃料

図 3. 16（2/2） 燃料頂部の水平変位（Case1）

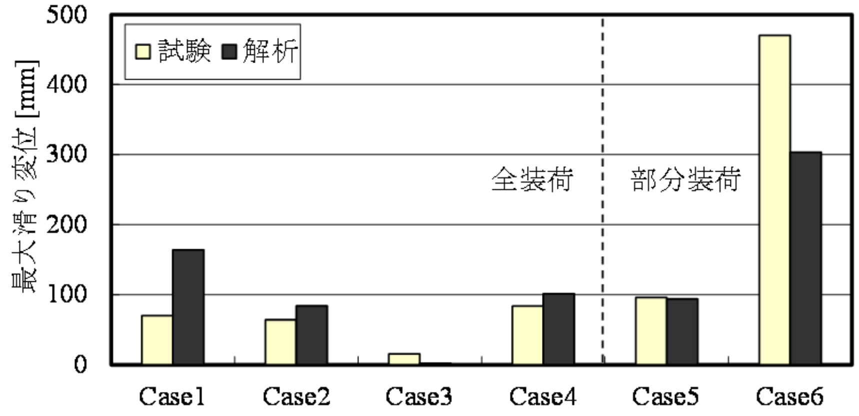
3.3 最大値評価

3.3.1 滑り変位

X 方向とY 方向の最大滑り変位を 図3. 17 に示す．前節で解析結果が試験結果の傾向を再現することを確認したが，最大滑り変位は試験ケースによっては差がある．特に，部分装荷である Case6（3 波分割地震波長周期波・X+Y 方向・Part2 装荷）では，試験結果が解析結果を大きく上回った．これは図3. 6 に示したように部分装荷ラックの滑り変位が一方向にドリフトするため，滑り変位の誤差も積算されたことが要因だと考えられる．したがって，滑り変位は試験結果と解析結果の差が時間の経過で累積し，最大値に大きな差が生じる場合があるため，滑り変位に関しては安全側に評価することが重要となる．



(a) 最大滑り変位（X 方向）



(b) 最大滑り変位（Y 方向）

図 **3. 17** 最大滑り変位

3.3.2 ロッキング変位・脚部荷重

5 つのラック脚部のうち，最大ロッキング変位を図 3. 18 に，最大脚部荷重を図 3. 19 に示す．ロッキング変位は，図 3. 5 と図 3. 9 に示したように装荷状態に関わらず試験結果と解析結果はよく一致しているが，最大脚部荷重はすべて解析の方が小さくなった．ラックの全体挙動を評価する上では本解析手法は妥当であると考えられるが，解析で局所的な応答である脚部の衝突荷重が小さくなる傾向があるため，脚部荷重の安全側評価について次節で検討した．

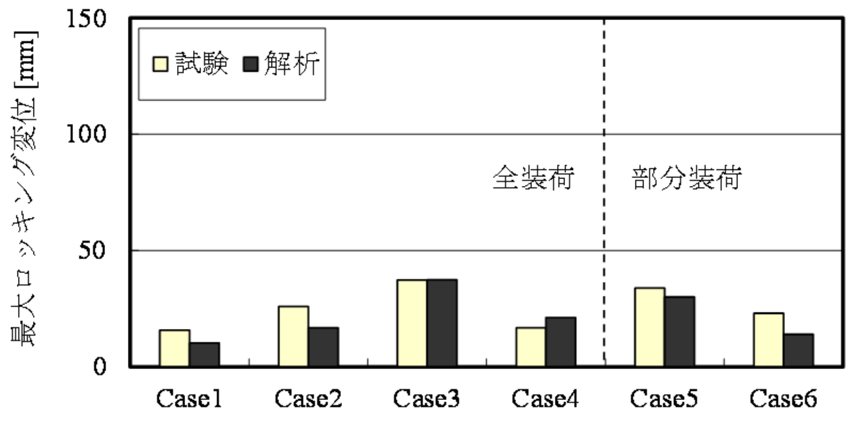


図 3. 18 最大ロッキング変位

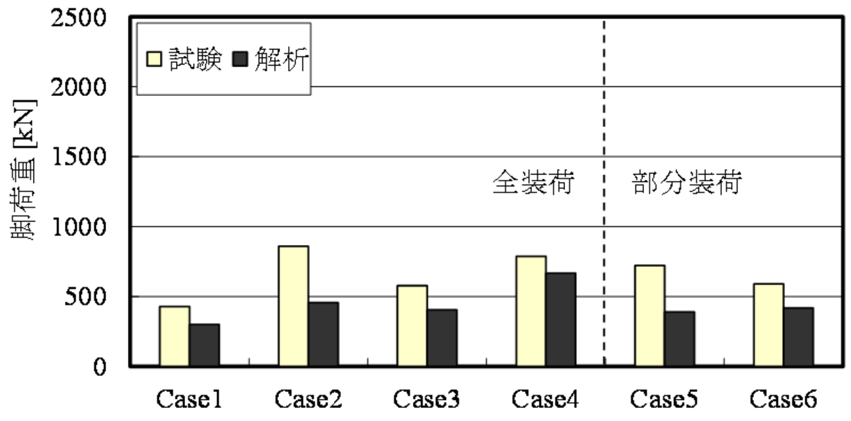


図 3. 19 最大脚部荷重

3.4 摩擦係数による安全側評価

フリースタンディングラックの耐震健全性を確認するためには，滑りやロッキングによる 3 次元的な挙動および脚部における衝突荷重等が精度よく計算され，それらが設計許容値を満足する必要がある．しかしながら，フリースタンディングラックの振動挙動は非線形性が強い事象であるため，前節までに示したように滑り変位や脚部荷重のように解析と試験に差が生じることもあるが，それらを安全側に評価をするための解析パラメータを定めることは難しい．そのため，フリースタンディングラックの滑りやロッキングへの影響が最も大きい摩擦係数による安全側評価を確認するための解析を実施した．フリースタンディングラックおよび使用済燃料ピット床はすべてステンレス製であり，フリースタンディングラック脚部底面とピット床面の摩擦はステンレス同士のものとなる．数多くのフリースタンディングラックに関する文献でも Rabinowicz によるステンレス同士の摩擦試験[41]を参照し，摩擦係数の下限値である 0.2 を使用して滑りの評価を，上限値である 0.8 を使用してロッキングの評価を行っている．本論文においても，表 3. 1 に示す試験ケースに対して摩擦係数 0.2 および 0.8 を使用した時刻歴応答解析を実施し，安全側に解析評価できることを確認した．

3.4.1 全装荷ラックにおける滑り変位評価

燃料全装荷（全装荷ラック）である Case1～Case4 において，滑り変位を評価するために摩擦係数を下限値 0.2 とした解析結果と試験結果のラック中央位置の最大滑り変位を図 3. 20 に，ラック角の最大滑り変位を図 3. 21 に示す．解析結果と試験結果ともに中心位置と角の最大滑り変位に大きな差はなく，回転による影響はわずかであった．解析の最大滑り変位は試験結果より大きくなったが，試験ケースによっては試験結果に対する解析結果の裕度は小さかった．

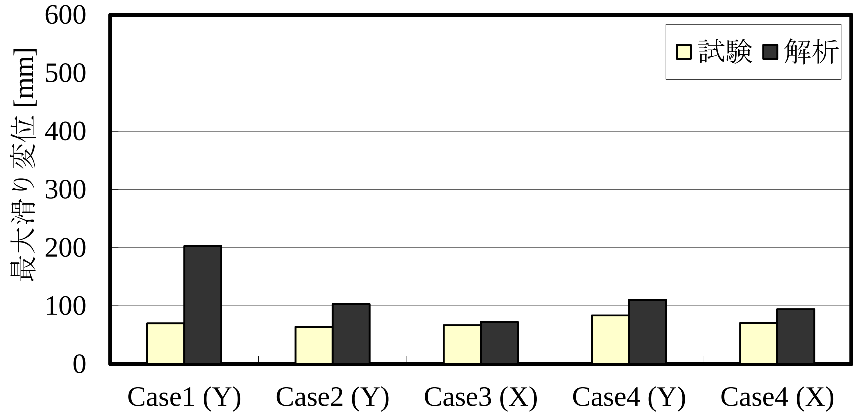


図 3. 20 全装荷ラック中央での最大滑り変位
（摩擦係数 0.2 の解析）

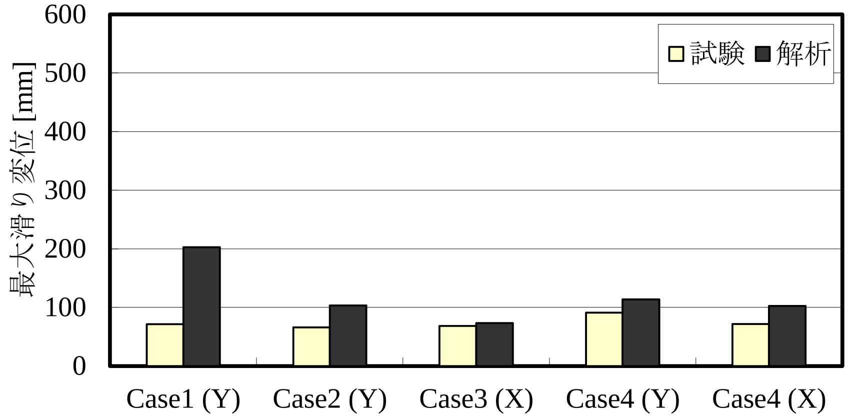


図 3. 21　全装荷ラック角での最大滑り変位
（摩擦係数 0.2 の解析）

3.4.2　部分装荷ラックにおける滑り変位評価

燃料部分装荷（Part1 装荷ラック・Part2 装荷ラック）である Case5・Case6 において，滑り変位を評価するために摩擦係数を下限値 0.2 とした解析結果と試験結果のラック中央位置の最大滑り変位を図 3. 22 に，ラック角の最大滑り変位を図 3. 23 に示す．解析結果と試験結果ともに中心位置と角の最大滑り変位に大きな差はなく，回転による影響は小さい．また，解析の最大滑り変位は試験結果より小さくなった．燃料部分装荷の試験では，図 3. 6 に示すようにラックが燃料装荷側に振動する際，ロッキングが生じやすく滑りにくくなり，燃料未装荷側に振動する際，ロッキングが生じにくく滑りやすいため，ラックには燃料未装荷側にドリフトしていく滑りが生じた．解析結果と試験結果の最大滑り変位の差が大きくなった主な要因は，解析では滑りが生じやすい摩擦係数の下限値 0.2 を使用したため，部分装荷ラックは試験（摩擦係数 0.3）ほどロッキングせず，一方向へのドリフトも生じにくくなったためであると考えられる．そこで，部分装荷ラックに関しては，安全側評価を担保するために摩擦係数の上限値と下限値を使用して滑りが一方向へ生じやすい摩擦係数の組み合わせとする（燃料装荷側の脚の摩擦係数 0.8，燃料未装荷側の脚の摩擦係数 0.2）．摩擦係数 0.2 と 0.8 を組み合わせた解析結果を図 3. 24，図 3. 25 に示す．ドリフトしやすいように摩擦係数を図 3. 26 に示す組み合わせとしたことで，試験結果より解析結果の方が概ね 2 倍以上大きくなり，部分装荷ラックの解析における滑り変位は十分安全側になることを確認することができた．

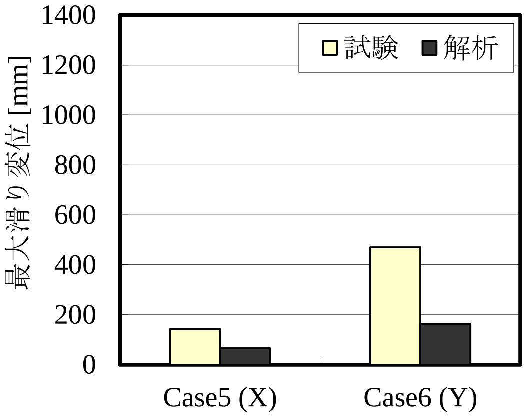


図 **3. 22**　部分装荷ラック中央での最大滑り変位
（摩擦係数 **0.2** の解析）

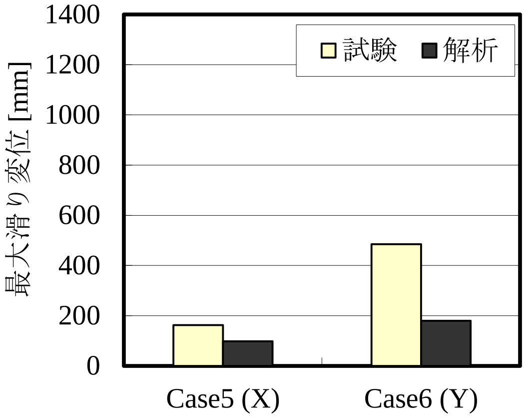


図 **3. 23**　部分装荷ラック角での最大滑り変位
（摩擦係数 **0.2** の解析）

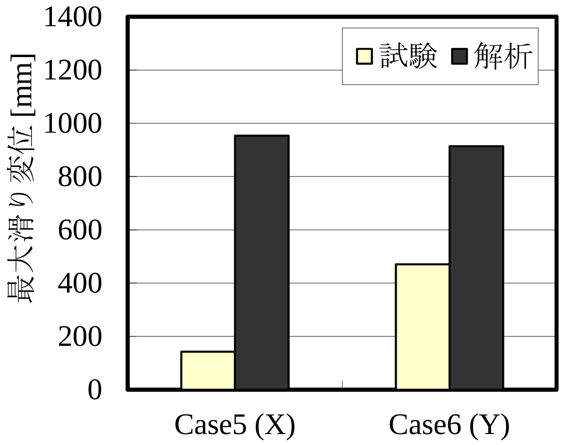


図 **3. 24** 部分装荷ラック中央での最大滑り変位
（摩擦係数 **0.2** と **0.8** を組み合わせた解析）

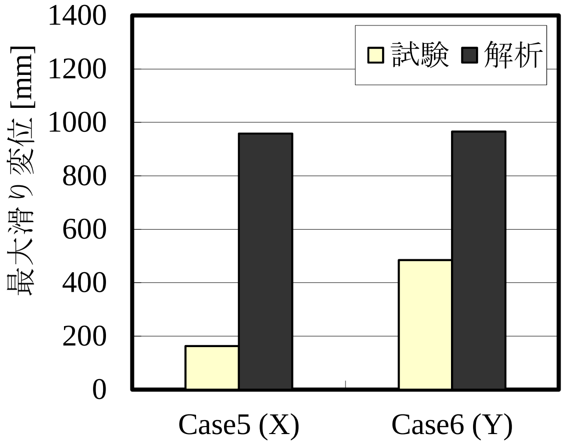
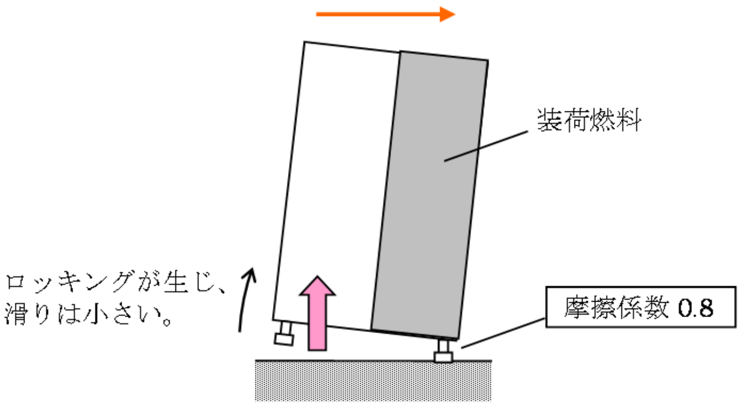
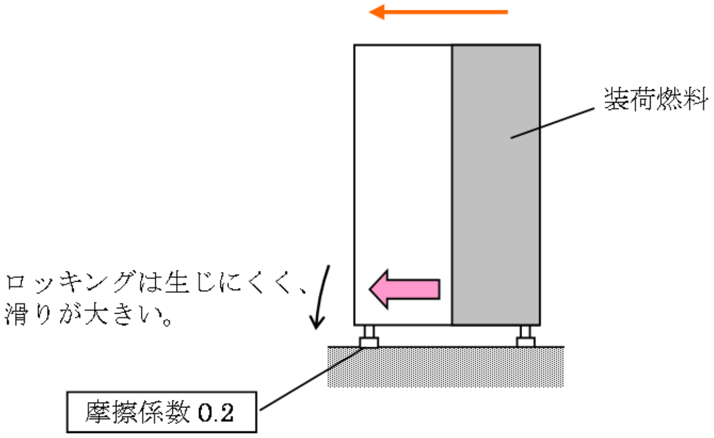


図 **3. 25** 部分装荷ラック角での最大滑り変位
（摩擦係数 **0.2** と **0.8** を組み合わせた解析）



(a) 燃料装荷側へ振動するとき

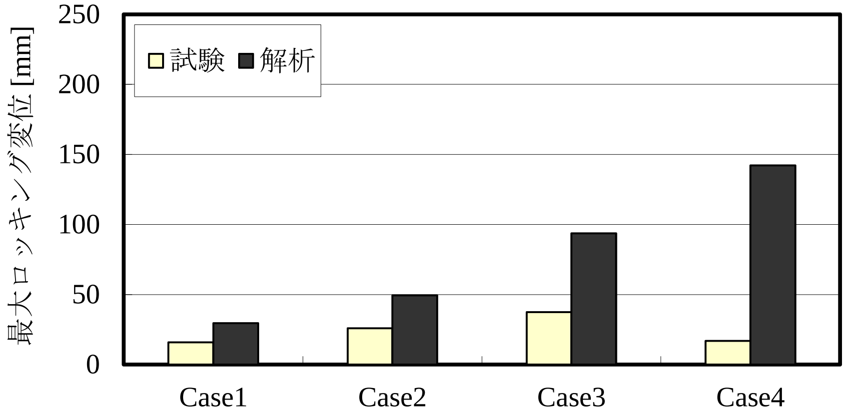


(b) 燃料未装荷側に振動するとき

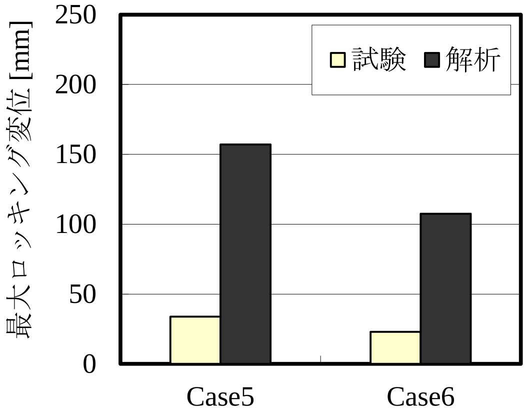
図 **3. 26** ドリフトしやすい摩擦係数の組み合わせ

3.4.3 ロッキング変位・脚部荷重評価

ロッキングを評価するために，摩擦係数を上限値 0.8 としたときの Case1～Case6 の解析結果と試験結果のうち，最大ロッキング変位・最大脚部荷重を図 3. 27，図 3. 28 に示す．ロッキング変位・脚部荷重は滑り変位のように累積していくような挙動ではなく，誤差が積算されることもないため，全装荷・部分装荷ともにロッキング変位・脚部荷重は試験結果より摩擦係数 0.8 の解析結果の方が大きく，安全側であることを確認することができた．



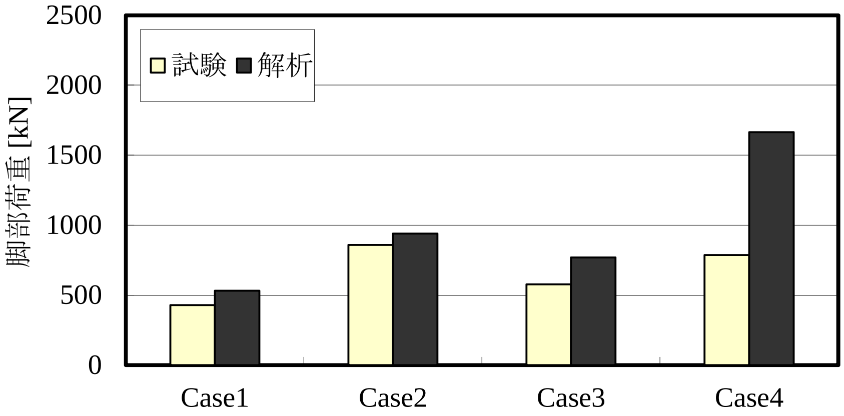
(a) 燃料全装荷条件



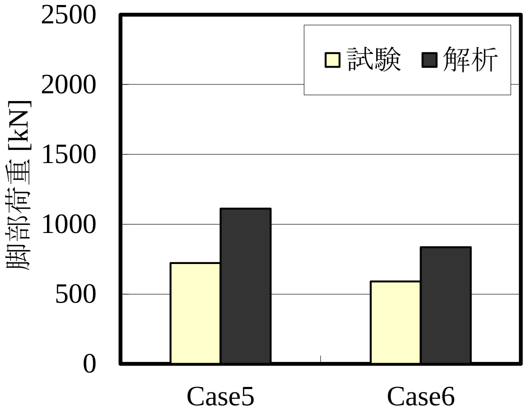
(b) 燃料部分装荷条件

図 **3. 27** 最大ロッキング変位

（摩擦係数 **0.8** の解析）



(a) 燃料全装荷条件



(b) 燃料部分装荷条件

図 3. 28 最大脚部荷重

（摩擦係数 0.8 の解析）

3.5 滑りに関する安全係数

前節では，燃料全装荷のラックの滑り変位は，図 3．21 に示すように摩擦係数 0.2 を使用することで安全側となることを確認したが，地震中に滑り変位が累積していくことを考えると解析の誤差も積算されるため，解析条件によってはさらに裕度が小さくなることも考えられる．一方で燃料部分装荷のラックの滑り変位においては，図 3. 25 に示すように摩擦係数 0.2 と 0.8 を組み合わせることで，滑り変位を十分大きく見積もれることを確認することができた．フリースタンディングラックの振動挙動は非線形であり，摩擦係数以外の解析パラメータのばらつきの影響を受けることも考えられるため，試験結果に対して解析結果の裕度が特に小さい燃料全装荷ラックではそれらの影響まで考慮した滑り変位の評価方法を検討した．

3.5.1 安全係数

本研究における安全係数の定義について述べる．構造物の耐震に関する安全側評価とは，不確実性を有する実際の構造物に対して耐震性を示す上で必要な考え方である．解析では材料物性や減衰などに確定値を使用するが，実際の構造物ではばらつきを持つ．また，構造物に作用する地震力に対しても構造物の振動特性によって応答が変わることが考えられる．したがって，特に地震時の損傷が許されない原子力プラント機器が対象の場合，入力条件では地震波や構造物の振動特性など，出力に対しては許容応力などに余裕を見込んだ耐震評価を実施している．具体的には，構造物の減衰はばらつきを持つためデータの下限の値を使用すること，地震波においては建屋や構造物の固有周期のずれなどを考慮して周期軸に拡幅した応答スペクトルを使用することなど，入力条件で安全側の評価となるように考えられている．解析で出力される応力に対しては実材料に対して余裕を持った設計応力強さとするなど，材料強度の面でも安全側に評価できるように考慮されている．基本的な考え方は上記にしたがうことになるが，非線形構造物を対象とする場合，安全側に解析評価するために考慮するべきパラメータを特定しにくい．

フリースタンディングラックでは脚とピット床面の間の摩擦係数が滑りやロッキングに大きな影響を与えることが容易に予想できる．したがって，フリースタンディングラックの耐震評価では，実際に試験で取得した摩擦係数ではなく，上限値・下限値を使用して解析の応答が試験より大きく見積もれる条件とした．さらに滑り変位に関しては地震中に変位が累積していくことから摩擦係数以外の要因で意図せず非安全側の評価になる可能性がないとは言えない．摩擦係数以外にも挙動に影響を与える設計値はあるものの，その影響は不確実であり，一意的に決めることができない．そこで設計値のばらつきを考慮して応答に対して余裕を持った安全側の評価を可能とするために安全係数を使用する．本論文における安全係数の定義は設計値における解析に対して，設計値のばらつきを考慮した解析の結果を包絡するための係数とする（図 3．29）．設計値を中央値とした正規乱数でランダムな組み合わせに設定した解析を複数行い，安全係数を導出した．この安全係数は本論文で対象としたフリースタンディングラックに採用できる考え方であり，構造が大きく異なる場合には，同様の検討を実施して再度安全係数を導出する必要がある．

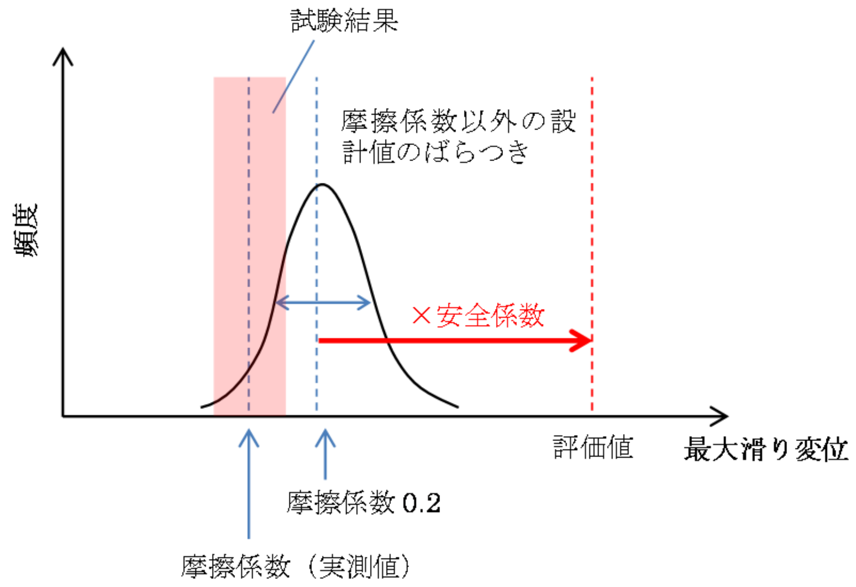


図 **3. 29** フリースタンディングラックの安全係数の考え方

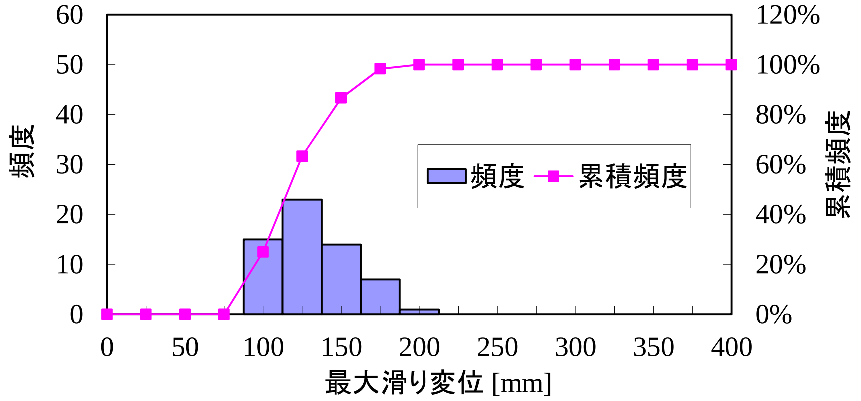
3.5.2 解析条件

フリースタンディングラックの振動挙動は非線形であり，解析パラメータのばらつきの影響を計り知れず受ける．摩擦係数 0.2 を使用することで滑り変位を，摩擦係数 0.8 を使用することでロッキング変位・脚部荷重を安全側に評価できることを示したが，特に滑り変位に関しては累積していく挙動であり，燃料全装荷の試験結果に対して解析結果の裕度は小さい．したがって，滑り変位のみモンテカルロ法による評価を実施し，安全係数を導出する．具体的にはロッキング挙動や脚部の荷重に影響がある脚部剛性・脚部減衰および中央脚部の自重配分（3.2.1 項），滑り挙動・ロッキング挙動に影響がある流体付加質量の端漏れ係数（3.2.2 項），それらに加えて製作・施工上の理由からばらつきが比較的大きいと考えられる角 4 脚の自重配分を 3 次元挙動に影響が大きい主要な解析パラメータとし，これらのパラメータのばらつきは実機で取りうる範囲を考慮して正規乱数によって与えた．Case4 と同じ 3 波分割地震波（長周期・X+Y+Z 方向）を入力加振とし，脚部とピット床間の摩擦係数には下限値である 0.2 を使用して計 60 ケースの解析を実施した．

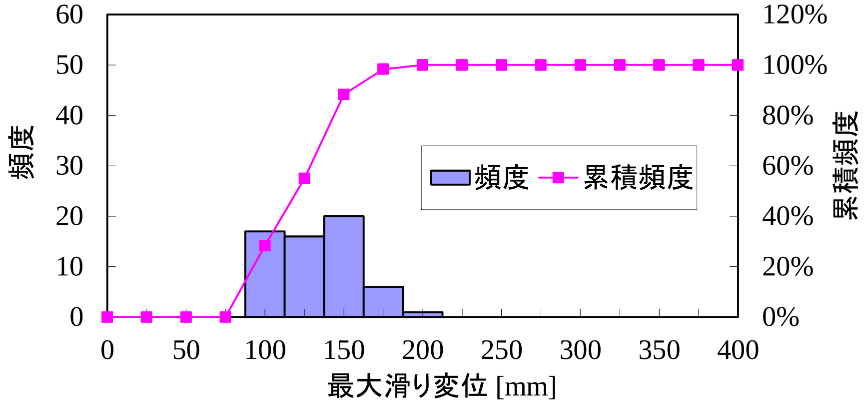
3.5.3 モンテカルロ法による検討

60 ケースの解析結果における X 方向と Y 方向のラック角における最大滑り変位の頻度分布および累積頻度を図 3. 30 に示す．また，表 3. 2 に示すように，X 方向における 60 ケースの最大滑り変位の最大値は 193mm，平均値+3×標準偏差（σ）は 193mm となり，Y 方向では最大値は 183mm，平均値+3σ は 193mm となった．X 方向・Y 方向いずれにおいても平均値+3σ が最大値に近く，ばらつきを考慮しないノミナル解析の 2 倍（X 方向：206mm，Y 方向：228mm）が最大値および平均値+3σ より大きくなることを確認した．

以上のことから，燃料全装荷ラックの滑り変位評価では安全係数“2”を用いることとする．試験結果に対する解析結果の裕度の小さい全装荷ラックの滑り変位は，解析パラメータのばらつきまで考慮し，摩擦係数の下限値 0.2 を使用した解析結果を 2 倍とすることで試験結果より大きく見積もることができた．なお，施工時におけるピット床面の状態を極端に想定し，一様に傾き 1/1000，1/500，1/200 を与えたが，滑り変位のばらつきは安全係数 2.0 で十分包絡する結果となった．



(a) X 方向

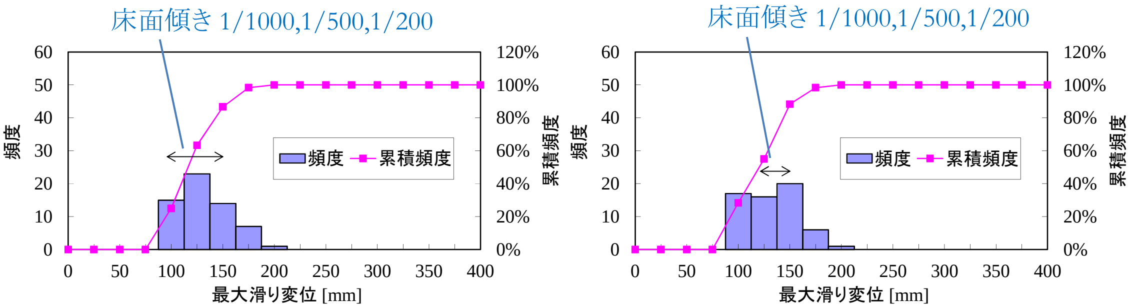


(b) Y 方向

図 **3. 30**　最大滑り変位の頻度分布と累積頻度

表 **3. 2**　モンテカルロ法による解析結果（滑り変位）

	X 方向	Y 方向
ノミナル解析 [mm]	103	114
ばらつきを考慮した解析（平均値 ＋3σ）[mm]	193	193
ばらつきを考慮した解析（最大値）[mm]	193	183
ノミナル解析×2 [mm]	206	228



(a) X 方向　　**(b) Y 方向**

図 **3. 31**　ピット床傾きの影響

3.6　評価手法を適用できるフリースタンディングラック

耐震試験で設定した試験装置，試験条件を参考にして，本論文の評価手法を適用できるフリースタンディングラックを表 3. 3 のように設定した．解析モデルの考え方などは適用範囲外の構造においても使用できると考えられるが，安全係数 2 を用いる本評価手法を適用できるフリースタンディングラックは耐震試験で使用した試験体と同じキャン型のラックにピン構造の脚を取り付けた自立構造である．ラック周囲の水は実機で 60°となるが，試験の常温時の密度に対して 2%以下の差異であり，適用範囲に影響はないと考えられる．また，ラックセル体数では，耐震試験に 7 セル×10 セル（70 セル）を束ねたラック構造を採用したが，7 セル未満ではロッキング挙動が顕著になり耐震試験で現象把握した挙動と異なる傾向がみられることも考えられるため，適用外とする．また，施工時におけるピット床面の状態を極端に想定し，一様に傾き 1/1000，1/500，1/200 を与えたが，滑り変位のばらつきは安全係数 2.0 で十分包絡する結果となった．適用外のラック構造に関しては，同様の手順によって再度安全係数を導出すればよい．

試験におけるフリースタンディングラックと水槽の隙間は十分に大きく，流体付加減衰による影響は小さい．解析では流体付加減衰を考慮していないため，ピット壁面に近づき隙間が狭くなった際のスクイーズフィルム効果による応答の低減なども考慮されない．したがって，実機評価の際もピット壁への近づきに対しては安全側に解析評価できると考えられる．また，流体付加質量が滑り挙動とロッキング挙動に与える影響は大きく，流体付加質量と流体排除質量，端漏れによる流体付加質量の低減に関する検討は重要である．流体付加質量を小さめに見積もることで，フリースタンディングラックの挙動を定性的には安全側に評価することができる．燃料部分装荷に関してはロッキングが燃料装荷側にのみ生じ，燃料未装荷側にドリフトしながら滑るため，最大滑り変位は大きくなる．実機で余震による影響を考慮すると，ピット壁への接近は避けられないため，燃料装荷位置の配慮やロッキングを防止する施策が必要であると考えられる．

表 **3. 3** 評価手法を適用できるフリースタンディングラック構造

	適用可能な ラック構造	試験	適用可能な構造を 設定した根拠
ラック形状	四角 (キャン型)	四角 (キャン型)	耐震試験と同じ構造
支持	脚構造	脚構造	滑り・ロッキング時の摩擦・衝突による荷重の伝達が耐震試験と同様. 自重による荷重分布の影響も耐震試験と同様
脚形状	ピン構造	ピン構造	滑り・ロッキング時の摩擦・衝突による荷重の伝達が耐震試験と同様. ピン構造でなければ脚部に荷重が集中し, 異なる損傷モードが生じる可能性がある
ラック ーピット間	脚部で衝突	脚部で衝突	上述(支持・脚形状)と同じ
ピット床面	平面 (1/200 以下)	平面	床面の傾きを 1/1000～1/200 として解析しても安全係数 2.0 で十分包絡する
流体	水 (常温～60°)	水 (常温)	実機は水(60°)であり、試験で使用した常温の水と密度は大きく変わらない(2%以下)
ラックセル 体数	7 セル以上 ×7 セル以上	7 セル ×10 セル	試験体より少ない 7 セル未満はロッキングが顕著になり, 耐震試験で現象把握した挙動と異なる可能性がある

3.7 滑り・ロッキング挙動の耐震評価フロー

前節まで，摩擦係数の設定によって解析で安全側に滑り・ロッキング挙動が評価できることを確認するとともに，試験結果に対する解析結果の裕度が小さい燃料全装荷の滑り変位に対しては安全係数“2”を使用することで主要な解析パラメータのばらつきまで考慮した滑り変位の評価が可能であることを示した．本節では，それらを踏まえてフリースタンディングラックの滑りおよびロッキングに関する評価の手順を整理した．それらの評価手順を図 3. 32 に示す．

3.7.1 滑り挙動に関する評価手順

滑り変位では，燃料全装荷条件においては全脚の摩擦係数を 0.2（最も滑りやすい条件）で解析を実施し，前節で得た安全係数“2”を乗じた滑り変位で最大滑り変位の評価を行う．また，燃料部分装荷条件においては燃料未装荷側にドリフトしながら滑るため，燃料装荷側の摩擦係数を 0.8（最も滑りにくい条件），燃料未装荷側の摩擦係数を 0.2（最も滑りやすい条件）として解析を実施し，最大滑り変位の評価を行う．この条件では解析結果が十分安全側となるため，安全係数を使用する必要はない．また，ラック形状のアスペクト比が小さいなど，ロッキングによって片側の脚部だけで支持するような挙動をしない場合は，振動方向による挙動の違いがなくなり，一方向にドリフトが生じないため，燃料部分装荷における評価は不要であると考えられる．

3.7.2 ロッキング挙動に関する評価手順

ロッキングの評価では，滑りのように誤差が積算されていくことがないため，安全係数を使用しない．燃料全装荷条件において全脚の摩擦係数を 0.8（最もロッキングしやすい条件）で解析を実施し，最大ロッキング変位および最大脚部荷重の評価を行う．また，複数のフリースタンディングラックを連結する構造を採用した場合はロッキング挙動が生じないため，最大ロッキング変位の評価は不要となる．

3.7.3 ラックの構造健全性確認

以上の手順で算出された解析結果からラックの構造健全性を確認する．最大滑り変位ではラックがピット壁面に衝突しないこと，最大ロッキング変位では転倒しないこと，最大脚部荷重に関しては，別途 FEM の詳細解析モデルで静解析を実施し，ラックの構造が健全であることを示す．

3.7.4 実機構造について

耐震評価フローに沿った評価を行い，構造健全性が確認できる構造とする必要があるが，試験および解析より得た知見から実機の構造として以下が推奨される．

- ■ 片側に偏心するように燃料を貯蔵したラックではドリフトする滑り挙動が生じるため，大きな滑り変位が生じうる．基本的には燃料の装荷に極端な偏りがないように貯蔵するべきである．
- ■ ロッキングによる脚部荷重は 1000kN オーダと大きい．脚部荷重を小さくするためにロッキング挙動を抑制する方法としては，アスペクト比が小さいラックサイズとすること，複数のラックを連

結すること，が挙げられる．また，ラックを極力剛な構造とすることで，ベースプレートの弾性変形が抑えられるため，ロッキングが生じにくくなると考えられる．

- ロッキングによって浮き上がりが大きくなり，支点となる脚部にもある程度荷重が作用するが，対象としているフリースタンディングラックの脚部はピン支持構造を採用しているため，ロッキング時にも脚部が回転し，脚部底面が床面に面で接した状態で摺動する．ピン支持構造ではない脚部の場合，ロッキング時には脚部の角と床面が点に近い状態で接することになり，面圧が極端に大きくなること，その際，脚部にも大きなモーメントが作用し，強度上厳しくなることが考えられる．したがって，ピン支持構造の脚部は非常に有効な構造である．
- 液中構造物において流体付加質量や流体排除質量を大きくすることは耐震上効果的である．上下の端漏れによる流体付加質量の低減を考慮しないと流体付加質量を大きめに見積もることとなり，危険側の評価となるため，解析上考慮するべき重要な因子である．

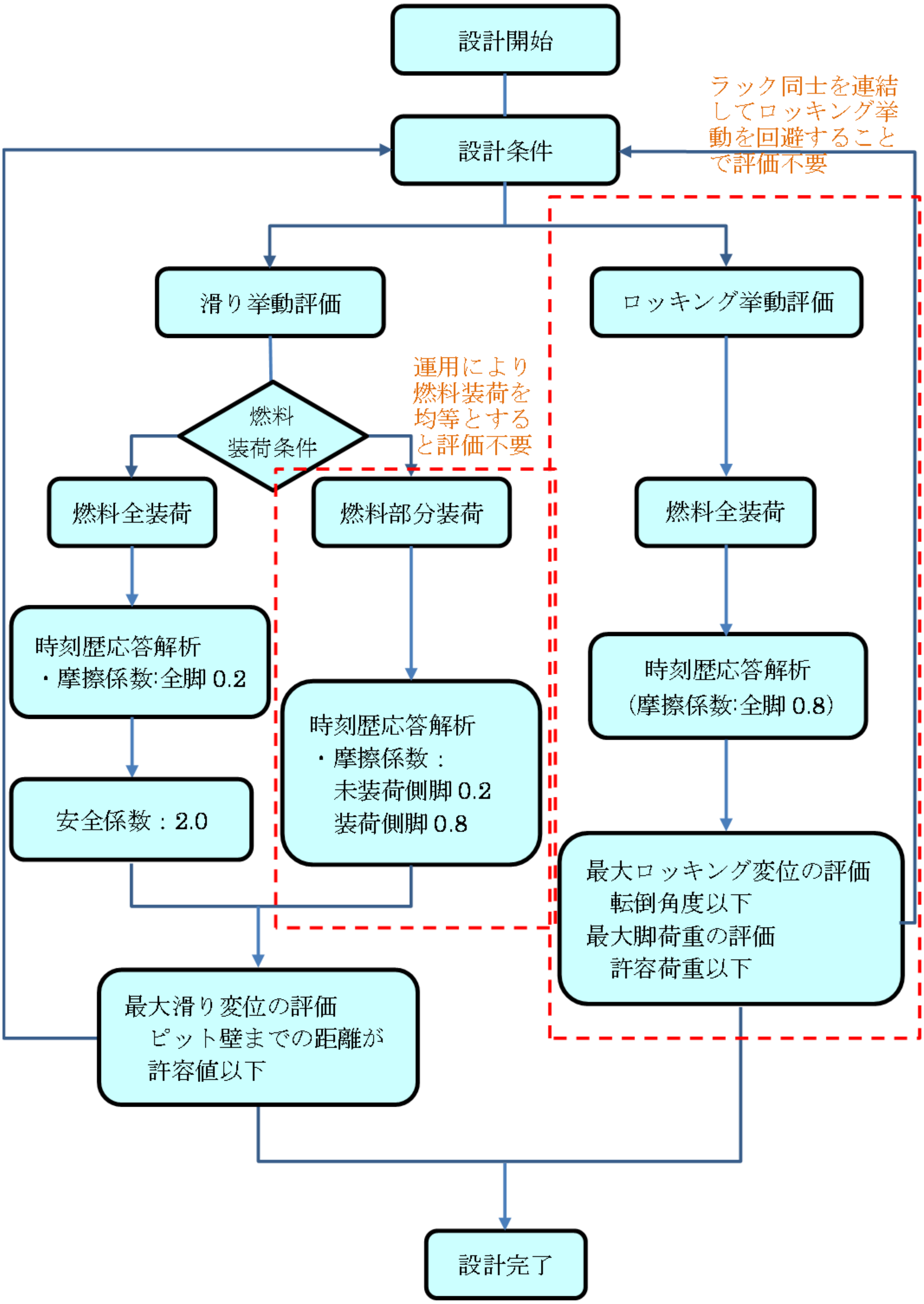


図 3. 32　滑り挙動とロッキング挙動の耐震評価フロー

3.8 第 3 章のまとめ

フリースタンディングラックの耐震解析では，滑りやロッキングといった大変位や燃料－ラックセル間の衝突，脚－ピット床間の衝突・摩擦，周囲の水との流体構造連成の影響など，非線形の 3 次元挙動を考慮する必要がある．そのため，機構解析を用いた耐震解析手法を構築し，実寸大試験結果と比較することでその妥当性を確認した．しかしながら，フリースタンディングラックの挙動は非線形性が強く，一般的な構造物の線形解析のように解析精度を向上させることは困難である．そこで摩擦係数の上限値・下限値を使用することで解析が安全側評価できることを確認した．さらに滑り変位に関しては変位が積算されていく挙動であり，その裕度が小さいことから，モンテカルロ法を用いて安全係数を導出した．本章で確認できた主な項目を以下にまとめた．

- 機構解析を使用したフリースタンディングラックの耐震解析手法を構築した．
- 解析結果における燃料全装荷ラックの滑り変位，ロッキング変位，脚部荷重はいずれも試験結果の傾向を再現することができた．
- 摩擦係数とアスペクト比ではロッキングが生じにくいラックであったが，ベースプレートの弾性変形を含めた脚部剛性を解析モデルに考慮することで，ロッキング挙動を模擬することができた．
- 部分装荷ラックは燃料装荷側にロッキングし，燃料未装荷側に滑り，ドリフトしていく挙動を解析で再現することができた．
- 滑り変位は試験結果と解析結果の差が時間の経過で累積されていくため，最大値には差が生じる場合がある．
- 滑り変位や脚部荷重を安全側に評価できるように解析パラメータを設定する必要があり，摩擦係数の上限値である 0.8 を使用することで，解析のロッキング変位・脚部荷重が試験を上回ることが確認できた．また，摩擦係数の下限値である 0.2 を使用することで，燃料全装荷における解析の滑り変位が試験を上回ることが確認できた．
- 燃料部分装荷のドリフトによる滑り変位に対しては，摩擦係数の下限値 0.2 と上限値 0.8 を組み合せて使用することで，解析の滑り変位が試験を大きく上回る．
- 解析結果に裕度が小さい燃料全装荷の滑り変位に関しては，摩擦係数以外の解析パラメータのばらつきを考慮したモンテカルロ法を実施し，最大滑り変位を評価するための安全係数“2”を導出することができた．
- フリースタンディングラックの滑り挙動およびロッキング挙動に関する耐震評価手順を整理した．

また，試験と解析より得た知見から実機を設計するにあたり，以下が推奨される．

- 片側に偏心するように燃料を貯蔵したラックではドリフトする滑り挙動が生じるため，大きな滑り変位が生じる．基本的には燃料の装荷に極端な偏りがないように燃料装荷位置を配慮して貯蔵した方が良い．もしくはロッキングを抑制する必要である．
- ロッキングによる脚部荷重のオーダは大きく，ラックの脚部だけではなく，ピット床の構造健全性の観点から小さい方が望ましい．アスペクト比が小さいラックサイズとすること，複数のラックを連結することなどロッキングを抑制する施策が必要である．

- 現行では滑りが大きくなる条件として摩擦係数や流体付加質量を小さく設定することで安全側に評価できるが，余震を想定して周囲のピット壁までの距離を十分に空けることが重要である.
- ピット壁へ近づくほど流体の影響は大きくなるが，解析ではスクイーズフィルムの効果を無視しているため，安全側な設計手法である.

第 4 章

高速炉炉心の群振動解析

4.1 解析と試験の方針

地震時における高速炉炉心の主な挙動は炉心構成要素群の水平応答，パッド間衝突，跳び上がり挙動が挙げられる．そのため，試験では 3 次元群振動挙動を確認できるように炉心を模擬した耐震試験を実施することが望ましいが，規模が大きいため実寸大で実施することは現実的ではなく，実施可能な既存の試験設備もない．したがって，炉心構成要素単体の基本的な動的挙動については実寸大で確認し，群振動については縮尺試験体で確認する．縮尺試験では小規模群体系（1/1.5 縮尺 37 体群）において付加質量（流路網）によるパッド間衝突への影響，支持板応答による跳び上がりへの影響，水平加振による上下挙動への影響について，列体系（1/15.縮尺 18 体列・32 体列）では水平加振時におけるパッド間隙間や総パッド間隙間による水平変位やパッド間衝突荷重への影響について，大規模群（1/2.5 縮尺 313 体群）では大規模群体系における水平応答について確認する．解析の検証では，それぞれについて解析の検証を実施し，妥当性を確認することで実機体系に展開可能な解析手法とする．高速炉炉心の研究内容と流れについて図 4. 1 に示す．

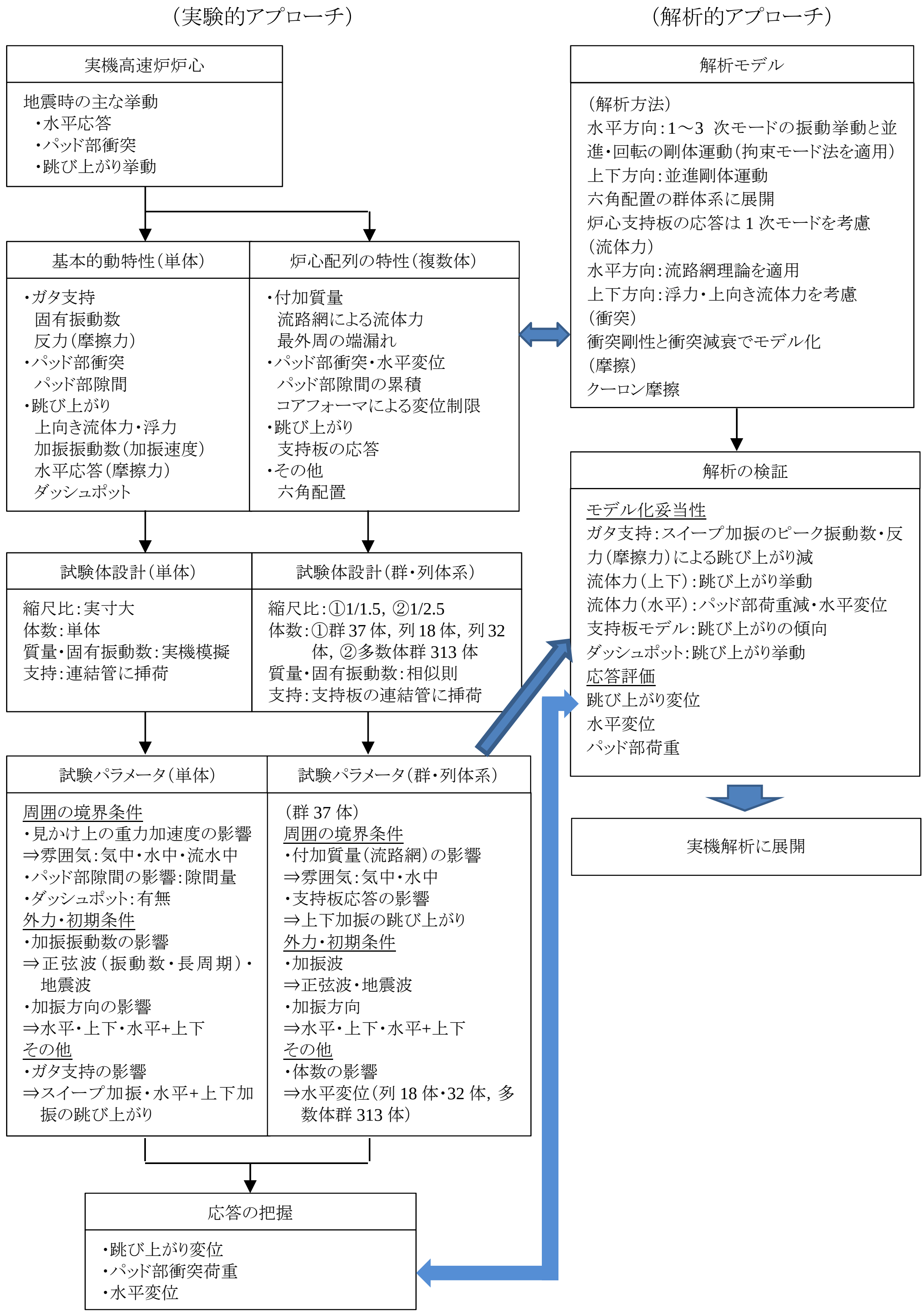


図 4. 1　高速炉炉心の研究内容と流れ

4.2 モデル化対象範囲

高速炉炉心は炉心構成要素が六角配列された群体系である．炉心構成要素は円筒状のエントランスノズル部と六角形断面状の本体部で構成されている．炉心構成要素の下端部にあるエントランスノズルは炉心支持構造物に取り付けられた円筒状の連結管の内側に挿入され，連結管受座（連結管上端の円錐面，Receptalce tube seat）と球面座（炉心構成要素本体部下端の球面，Spherical seat）が接触し，炉心構成要素が自立する．高速炉炉心を対象とした炉心群振動解析コード REVIAN-3D（Co**R**e **E**lement **VI**bration **AN**alysis Code-**3** **D**imension）の解析モデルや運動方程式の考え方について次節以降に述べる．解析モデルには図 4. 2 に示す構造や炉心構成要素に作用する外力を考慮する．

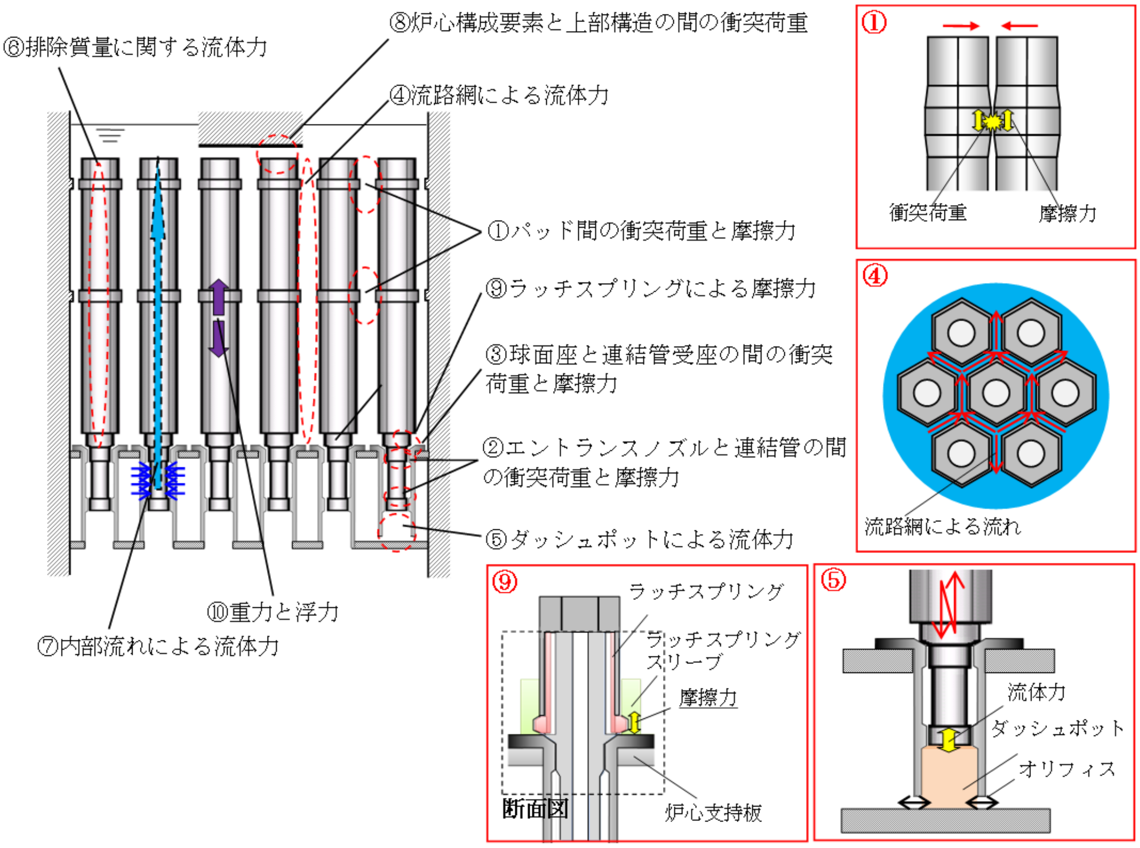


図 **4. 2** 炉心構成要素に作用する外力

4.3 解析モデルの考え方

炉心構成要素に作用する外力（衝突荷重・流体力）は図 4. 2 にまとめた通りであり，衝突荷重と流体力の詳細については 4.4 節と 4.5 節に示す．ここでは，炉心構成要素の群振動解析モデルの考え方を以下に示す．

- 炉心構成要素は下端部 2 箇所で支持された片持ち梁モデルとして模擬し，モーダル解析によって運動方程式の計算を行う.
- エントランスノズル上部・下部と連結管の勘合部の間隙は非常に小さいため，炉心構成要素の振動モードはエントランスノズル上部・下部でピン支持の境界条件とした振動モードとする.
- 炉心構成要素の振動モードには，面方向（X 方向）と角方向（Y 方向）の 2 方向（図 4. 3 ）における 1～3 次モードを考慮する. 炉心構成要素の軸の捩れ，軸中心の回転は無視する.
- エントランスノズルと連結管の間隙による傾きを考慮できるように，炉心構成要素の剛体としての並進・回転運動（図 4. 4）も考慮する.
- 流体中における炉心構成要素はその内部流体と一緒に動くとし，炉心構成要素の質量には内部流体も含める（モード質量・振動モード・固有振動数・全体質量・回転慣性モーメントなどに反映させる）.
- 跳び上がりが大きくなり，エントランスノズルと連結管の接触位置が変わっても，炉心構成要素全長に対して接触位置の変化による影響は小さいため，初期位置における境界条件の振動モードのままとする.
- 炉心支持板は上下方向の面外 1 次振動モード（中央ほど大きく応答するモード）のみ考慮可能とする.
- 炉心構成要素の傾きと自重や浮力によって生じる回転モーメントは無視する.

なお，炉心は数百本以上の炉心構成要素群であることから，上部パッドと中間パッドの衝突が生じやすい炉心構成要素の変形を考慮して，上記にあるように炉心構成要素の振動モードを 1～3 次で近似した. また，実際に振動試験結果からも高次モードによる影響は確認されていない. これは，炉心構成要素が下端部にあるエントランスノズルと連結管との間で間隙を持ちながら水平方向に支持されることになり，高次モードが励起されにくいためと考えられる.

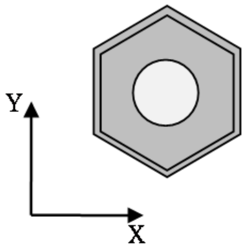


図 **4. 3** 水平 **2** 方向の定義

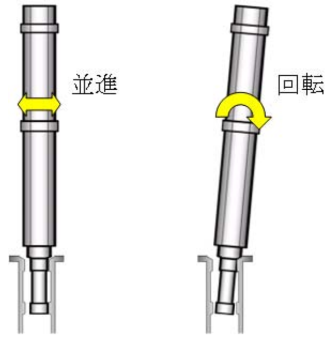


図 **4. 4** 並進と回転における剛体運動

4.4 運動方程式

本解析が対象としている炉心構成要素の振動挙動は水平 2 方向における振動と上下の跳び上がりであり，炉心構成要素 1 本の力学モデルの自由度は図 4. 5 に示すように，①跳び上がりの 1 自由度（上下方向），②重心における剛体並進の 2 自由度（水平 2 方向），③重心における剛体回転の 2 自由度（水平 2 方向軸回り），④梁 1～3 次モードの 6 自由度（水平 2 方向×3 モード）の計 11 自由度とする．炉心構成要素に作用する荷重によって生じる水平方向の応答の考え方を図 4. 6 に示す．上下方向の応答は 1 質点系として扱う．

多数の炉心構成要素群体系に対する運動方程式を次式に示す．

$$[M][\ddot{x}] + [C][\dot{x}] + [K][x] = \{F\} \tag{4.1}$$

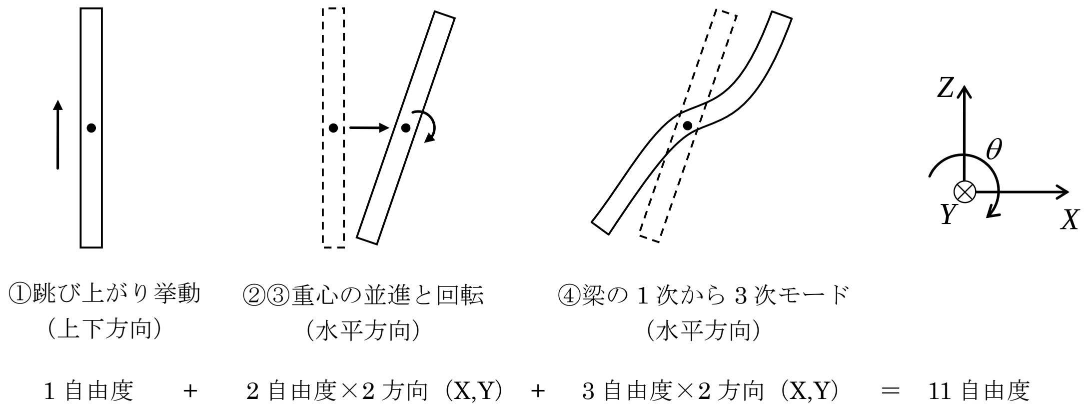


図 4. 5　炉心構成要素の自由度

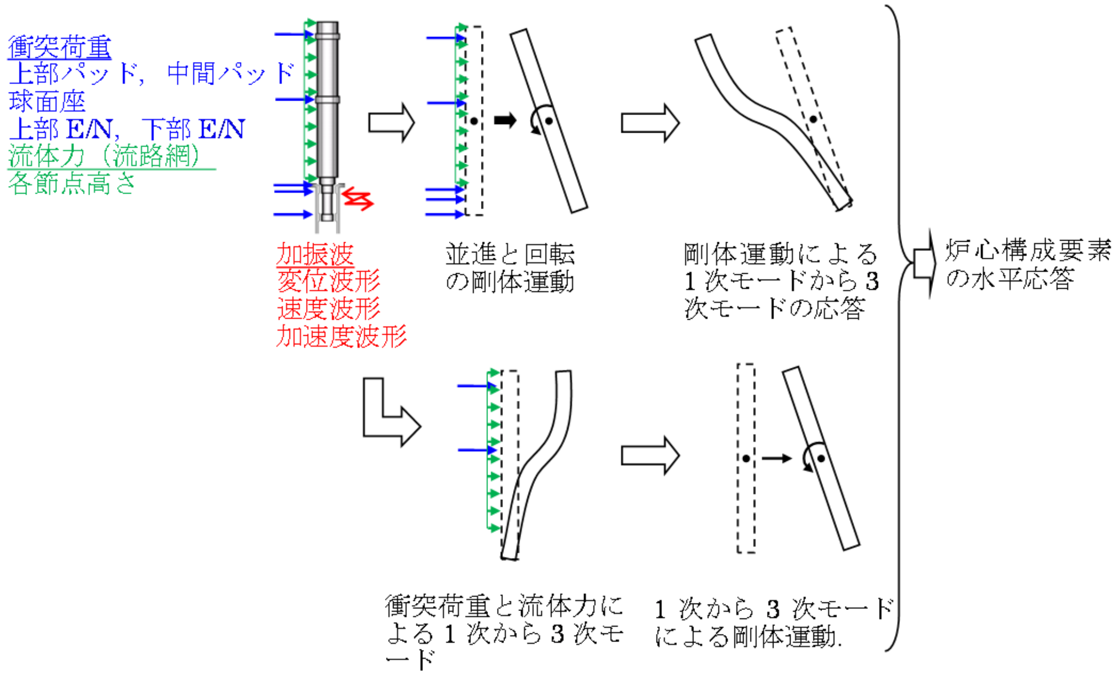


図 4. 6　剛体と 1 次から 3 次の振動モードによる水平方向の応答

1 本の炉心構成要素における質量マトリクス$[M]$を次式に示す.

$$[M]=\begin{bmatrix} m_{x1} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & m_{x1}\beta_{x1} & 0 & m_{x1}\beta"_{x1} & 0 & 0 \\ 0 & m_{x2} & 0 & 0 & 0 & 0 & m_{x2}\beta_{x2} & 0 & m_{x2}\beta"_{x2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & m_{x3} & 0 & 0 & 0 & m_{x3}\beta_{x3} & 0 & m_{x3}\beta"_{x3} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & m_{y1} & 0 & 0 & 0 & m_{y1}\beta_{y1} & 0 & m_{y1}\beta"_{y1} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & m_{y2} & 0 & 0 & m_{y2}\beta_{y2} & 0 & m_{y2}\beta"_{y2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & m_{y3} & 0 & m_{y3}\beta_{y3} & 0 & m_{y3}\beta"_{y3} & 0 \\ m_{x1}\beta_{x1} & m_{x2}\beta_{x2} & m_{x3}\beta_{x3} & 0 & 0 & 0 & M_x & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & m_{y1}\beta_{y1} & m_{y2}\beta_{y2} & m_{y3}\beta_{y3} & 0 & M_y & 0 & 0 & 0 \\ m_{x1}\beta"_{x1} & m_{x2}\beta"_{x2} & m_{x3}\beta"_{x3} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & I_x & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & m_{y1}\beta"_{y1} & m_{y2}\beta"_{y2} & m_{y3}\beta"_{y3} & 0 & 0 & 0 & I_y & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & M_z \end{bmatrix} \tag{4.2}$$

m_{xn}, m_{yn}は n 次のモード質量, β_{xn}, β_{yn}は水平動における n 次の刺激係数, $\beta"_{xn}$, $\beta"_{yn}$は回転動における n 次の刺激係数である. また, M_x, M_y, M_Zは炉心構成要素とその内部流体質量を含む質量（基本的には3つとも同じ）, I_x, I_yは炉心構成要素の内部流体質量を考慮した重心位置における回転慣性モーメントである. なお, 種類の異なる炉心構成要素がある場合は, それに対応した質量マトリクスで計算する. 減衰マトリクス$[C]$を次式に示す.

$$[C]=2[M][\zeta][\omega] \tag{4.3}$$

ここで, $[\zeta]$は減衰比, $[\omega]$は角固有振動数であり, それぞれを次式に示す. 剛体運動（並進・回転）と上下運動には減衰や角固有振動数は不要であり, 0 とする.

$$[\zeta]=\begin{bmatrix} \zeta_{x1} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \zeta_{x2} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \zeta_{x3} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \zeta_{y1} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \zeta_{y2} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \zeta_{y3} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \tag{4.4}$$

$$[\omega]=\begin{bmatrix} \omega_{x1} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \omega_{x2} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \omega_{x3} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \omega_{y1} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \omega_{y2} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \omega_{y3} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \tag{4.5}$$

剛性マトリクス$[K]$を次式に示す.

$$[K] = [\omega][M][\omega] \tag{4.6}$$

また, $[x]$, $[\dot{x}]$, $[\ddot{x}]$は変位, 速度, 加速度マトリクスであり, 変位マトリクス$[x]$を次式に示す.

$$[x] = \begin{bmatrix} x_{1,1} & x_{1,2} & \cdots & \cdots \\ x_{2,1} & x_{2,2} & & \vdots \\ x_{3,1} & x_{3,2} & \cdots & x_{n,m} \\ y_{1,1} & y_{1,2} & \cdots & \cdots \\ y_{2,1} & y_{2,2} & & \vdots \\ y_{3,1} & y_{3,2} & \cdots & y_{n,m} \\ X_{G,1} & X_{G,2} & \cdots & X_{G,m} \\ Y_{G,1} & Y_{G,2} & \cdots & Y_{G,m} \\ \theta_{GX,1} & \theta_{GX,2} & \cdots & \theta_{GX,m} \\ \theta_{GY,1} & \theta_{GY,2} & \cdots & \theta_{GY,m} \\ Z_{G,1} & Z_{G,2} & \cdots & Z_{G,m} \end{bmatrix} \tag{4.7}$$

ここで, n がモード数, m が炉心構成要素の数とする. また, $x_{i,j}$, $y_{i,j}$をj番目の炉心構成要素のi次モードの一般変位, $X_{G,j}$, $Y_{G,j}$をj番目の炉心構成要素の重心における水平絶対変位, $\theta_{GX,j}$, $\theta_{GY,j}$をj番目の炉心構成要素の重心まわりにおける回転角, $Z_{G,j}$を j 番目の炉心構成要素の重心における上下絶対変位とする.

炉心構成要素に作用する水平方向の外力ベクトルFは次のように表される.

$$[F] = \begin{bmatrix} f_{x1,1} & f_{x1,2} & \cdots & \cdots \\ f_{x2,1} & f_{x2,2} & & \vdots \\ f_{x3,1} & f_{x3,2} & \cdots & f_{xn,m} \\ f_{y1,1} & f_{y1,2} & \cdots & \cdots \\ f_{y2,1} & f_{y2,2} & & \vdots \\ f_{y3,1} & f_{y3,2} & \cdots & f_{yn,m} \\ f_{GX,1} & f_{GX,2} & \cdots & f_{GX,m} \\ f_{GY,1} & f_{GY,2} & \cdots & f_{GY,m} \\ f_{RX,1} & f_{RX,2} & \cdots & f_{RX,m} \\ f_{RY,1} & f_{RY,2} & \cdots & f_{RY,m} \\ f_{GZ,1} & f_{GZ,2} & \cdots & f_{GZ,m} \end{bmatrix} \tag{4.8}$$

ここで, $f_{xi,j}$, $f_{yi,j}$をj番目の炉心構成要素のi次モードの一般力の和, $f_{GX,j}$, $f_{GY,j}$をj番目の炉心構成要素に作用する水平荷重の和, $f_{RX,j}$, $f_{RY,j}$を j 番目の炉心構成要素の重心まわりにおける回転モーメントの和, $f_{GZ,j}$をj番目の炉心構成要素の重心に作用する上下荷重の和とする.

4.5 衝突荷重・摩擦力

4.5.1 球面座（外力③）

球面座に作用する荷重は連結管受座との衝突荷重（連結管受座の法線方向）と摩擦力（連結管受座の傾き方向）であり，図 4. 7 に示す．連結管受座は傾きを持っているため，衝突荷重は上下方向と水平方向に分解できる．上下方向の荷重は炉心構成要素の跳び上がりに寄与するものであり，水平方向の荷重は炉心構成要素の剛体運動に寄与する．解析では，落下試験で取得した反発挙動データから力学的に等価となる衝突剛性と衝突減衰による荷重で置き換えることができる．また，摩擦力は衝突荷重に直交する方向に働き，その大きさは衝突荷重に摩擦係数を乗じたものとする．この衝突荷重の考え方は，パッド間や E/N と連結管の間の衝突荷重においても同様である．ただし，球面座と連結管受座の衝突においては摩擦力の影響を含んだ反発挙動データを使用する場合（すなわち，実機と同様に傾きを持った落下試験で反発挙動データを取得した場合）は摩擦力を解析上考慮しない（摩擦係数を 0 とする）．

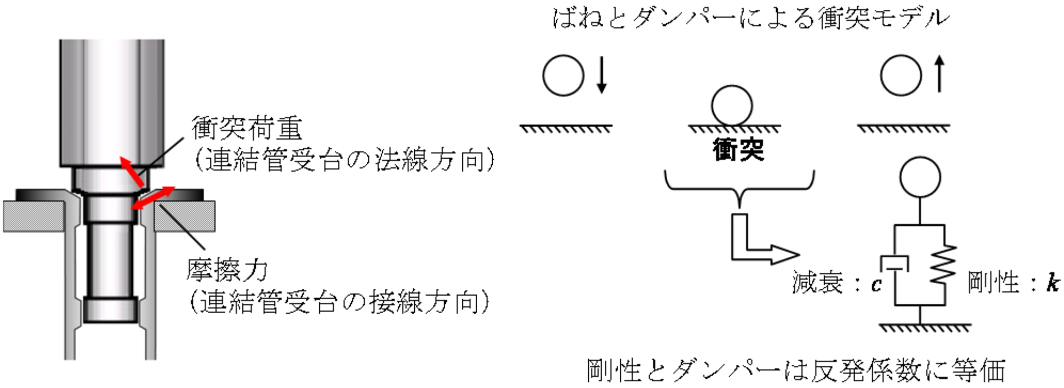


図 4. 7　球面座における衝突

4.5.2 パッド部（外力①）

上部パッド・中間パッドに作用する荷重は，図 4. 8 に示すように衝突荷重(水平方向)と摩擦力（上下方向）である．パッド部における衝突位置は常にパッド部中央として考える．衝突荷重は図 4. 7 と同じ考え方で力学的に等価となる衝突剛性と衝突減衰による荷重で置き換えることができる．パッド部の衝突荷重の算出方法を次に示す．パッド部の水平方向の変位および速度は次式で表わされる．

$$X_{p,j} = \sum_{i=1}^{3} \lambda_{xi,j} x_{i,j} + X_{G,j} + H_{p,j}\theta_{GX} \tag{4.9}$$

$$Y_{p,j} = \sum_{i=1}^{3} \lambda_{yi,j} y_{i,j} + Y_{G,j} + H_{p,j}\theta_{GY} \tag{4.10}$$

$$\dot{X}_{p,j} = \sum_{i=1}^{3} \lambda_{xi,j} \dot{x}_{i,j} + \dot{X}_{G,j} + H_{p,j}\dot{\theta}_{GX} \tag{4.11}$$

$$\dot{Y}_{p,j} = \sum_{i=1}^{3} \lambda_{yi,j} \dot{y}_{i,j} + \dot{Y}_{G,j} + H_{p,j}\dot{\theta}_{GY} \tag{4.12}$$

ここで，$\lambda_{xi,j}$，$\lambda_{yi,j}$を j 番目の炉心構成要素におけるパッド部中央の i 次モード変位，$H_{p,j}$を重心位置からパッド部中央までの距離とする．式(4.9)～(4.12)から隣接する炉心構成要素のパッド間の相対変位および相対速度は次式となる．

$$D_gap_{j,k} = \cos\theta_{j,k}\left(X_{p,k} - X_{p,j}\right) + \sin\theta_{j,k}\left(Y_{p,k} - Y_{p,j}\right) \tag{4.13}$$

$$V_gap_{j,k} = \cos\theta_{j,k}\left(\dot{X}_{p,k} - \dot{X}_{p,j}\right) + \sin\theta_{j,k}\left(\dot{Y}_{p,k} - \dot{Y}_{p,j}\right) \tag{4.14}$$

ここで，$\theta_{j,k}$は図 4. 9 に示すように j 番目の炉心構成要素と隣接する 6 体の炉心構成要素（k =1～6）の角度とする．パッド部における衝突荷重の X 方向と Y 方向の合力を次式に示す．

$$f_{px,j} = \sum_k \cos\theta_{j,k}\left\{k_p \cdot \left(D_gap_{j,k} + gap_{ini}\right) + c_p \cdot V_gap_{j,k}\right\} \tag{4.15}$$

$$f_{py,j} = \sum_k \sin\theta_{j,k}\left\{k_p \cdot \left(D_gap_{j,k} + gap_{ini}\right) + c_p \cdot V_gap_{j,k}\right\} \tag{4.16}$$

ここで，gap_{ini}はパッド間の初期隙間とし，k_p，c_pはパッド部の衝突剛性，衝突減衰とする．また，Σは隣接するすべての炉心構成要素（k =1～6）を対象とし，パッド間で接触が生じている状態である$D_gap_{j,k} + gap_{ini} < 0$となる炉心構成要素とのパッド部衝突のみを考慮する．衝突時の上下方向における摩擦力は次式で表わされる．

$$f_{pz,j} = \mu \sum_k \left\{\left[k_p \cdot \left(D_gap_{j,k} + gap_{ini}\right) + c_p \cdot V_gap_{j,k}\right] sign\left(\dot{Z}_{G,j} - \dot{Z}_{G,k}\right)\right\} \tag{4.17}$$

ここで，μは摩擦係数とする．パッド間で接触が生じている状態である$D_gap_{j,k} + gap_{ini} < 0$となる炉心構成要素とのパッド部摩擦のみを考慮する．$\mathrm{sign}\left(\dot{Z}_{G,j} - \dot{Z}_{G,k}\right)$は，$\dot{Z}_{G,j} - \dot{Z}_{G,k} < 0$のとき+1，$\dot{Z}_{G,j} - \dot{Z}_{G,k} = 0$のとき 0，$\dot{Z}_{G,j} - \dot{Z}_{G,k} > 0$のとき-1 とし，隣接する炉心構成要素との相対速度によって

摩擦力の方向を考慮する．また，隣接する炉心構成要素間の上下方向の相対変位が大きくなると上部パッドと中間パッドでパッド外れが生じ，衝突までの隙間gap_{ini}も変わる．

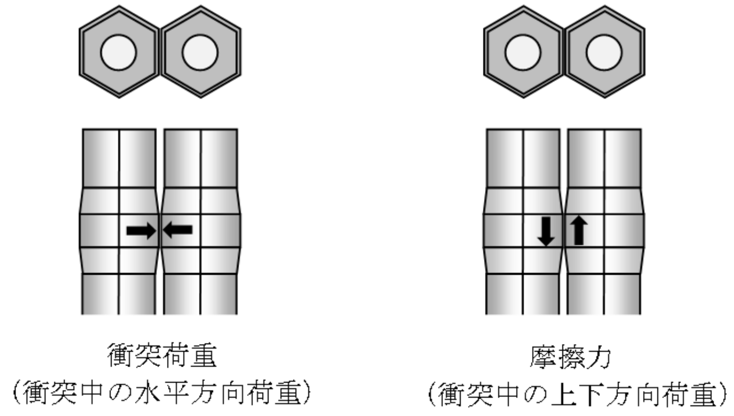


図 **4. 8** 上部パッドと中間パッドの衝突荷重

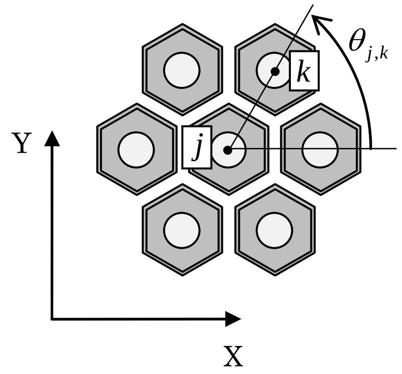


図 **4. 9** 隣接する炉心構成要素の角度

4.5.3 エントランスノズルと連結管（外力②）

エントランスノズルが傾くことでエントランスノズルと連結管が嵌合部で衝突し，衝突荷重と摩擦力が生じる．エントランスノズルに作用する衝突荷重と摩擦力を図 4. 10 に示す．エントランスノズルと連結管は円筒形状であるため，嵌合部における接触はどの角度でも起こりうる．したがって，図 4. 11 に示すように連結管に対してエントランスノズルが接触する方向に反力が生じる．なお，炉心構成要素の跳び上がりが大きくなり，エントランスノズル嵌合部外れを生じることで衝突箇所（上部：連結管嵌合部上端，下部：エントランスノズル下端）における隙間が変わる．エントランスノズルの衝突荷重は炉心構成要素の剛体運動に寄与する．また，エントランスノズル嵌合部外れ後の隙間は炉心構成要素の種類ごと（炉心燃料集合体，ブランケット燃料集合体，制御棒集合体など）に異なるため，炉心構成要素種類ごとに設定可能とした（解析上は初期のエントランスノズル嵌合部隙間も設定可能）．

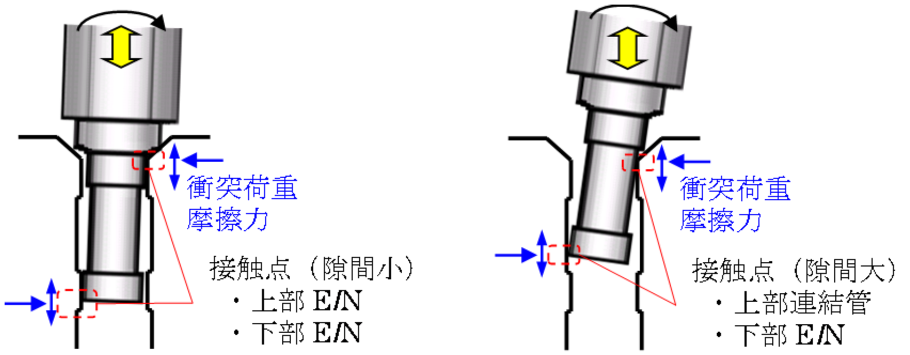


図 **4. 10**　エントランスノズルと連結管の接触状態

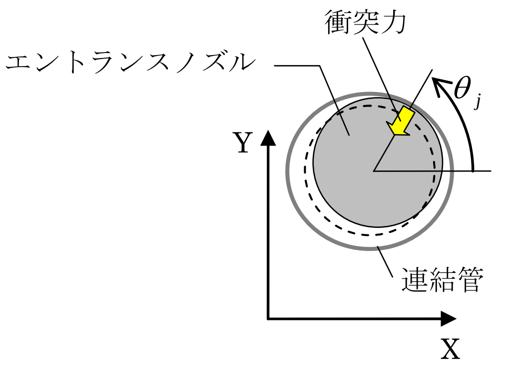


図 **4. 11**　エントランスノズルと連結管の接触点の角度

4.5.4　上部構造物（外力⑧）

炉心構成要素の配置によってはその上方に上部構造物（Upper structure）が設置されており，跳び上がりが大きく発生した際に炉心構成要素の頂部と上部構造物が衝突する（図 4. 2 の⑧）．解析では任意の炉心構成要素に対して，上部構造物との衝突荷重および衝突中の水平方向の摩擦力も考慮できるようにした．

4.5.5　ラッチスプリング（外力⑨）

炉心構成要素によっては炉心支持板との間にラッチスプリングを設置する構造もあり，ラッチスプリングによる機械的な跳び上がり抑制機構（図 4. 2 の⑨）についても解析上考慮できるようにした．ラッチスプリングは，炉心構成要素の下部に取り付けられた板ばね先端の出張部が連結管に取り付けられたスリーブに嵌る構造であり，炉心構成要素が炉心支持板に対して相対的に上下動することで板ばねが押されて摩擦力が発生する（伊藤他，1984）．ラッチスプリングを考慮する炉心構成要素は任意に選択可能とした．

4.5.6 炉心支持板の応答

多数の炉心構成要素が炉心支持板の上から装荷され，上下に加振されると，炉心支持板には炉心構成要素の慣性力が作用する．また，炉心構成要素が跳び上がると着地時の衝突で炉心支持板にはさらに大きな荷重が作用する．それらの荷重によって炉心支持板が応答すると，図 4．12 に示すように炉心支持板の位置によって上下応答加速度が異なるため，炉心構成要素の装荷位置で跳び上がり変位が変わる．本解析手法では，炉心支持板の解析モデルには中央に近いほど上下方向に応答が大きくなる 1 次モードを考慮可能とする．炉心支持板の運動方程式を次式に示す．

$$M_{sp}\ddot{x}_{sp} + C_{sp}\dot{x}_{sp} + K_{sp}x_{sp} = F_{sp} \tag{4.18}$$

ここで，M_{sp}は炉心支持板の 1 次のモード質量，x_{sp}は炉心支持板 1 次モードの一般変位である．炉心支持板の 1 次のモード減衰C_{sp}，モード剛性K_{sp}を次式に示す．

$$C_{sp} = 2M_{sp}\zeta_{sp}\omega_{sp} \tag{4.19}$$

$$K_{sp} = {\omega_{sp}}^2 M_{sp} \tag{4.20}$$

ここで，ζ_{sp}は炉心支持板の 1 次モードの減衰比，ω_{sp}は炉心支持板の 1 次の固有角振動数である．炉心支持板に作用する上下方向の外力F_{sp}は次のように表される．

$$F_{sp} = \sum_j \left(\lambda_{sp,j} \cdot f_{sp,j}\right) \tag{4.21}$$

ここで，$\lambda_{sp,j}$は j 番目の炉心構成要素の位置における炉心支持板 1 次のモード変位，$f_{sp,j}$はj 番目の炉心構成要素の位置における炉心支持板への上下荷重である．なお，炉心支持板の応答速度と応答変位は 4.1 項の球面座衝突に使用される．

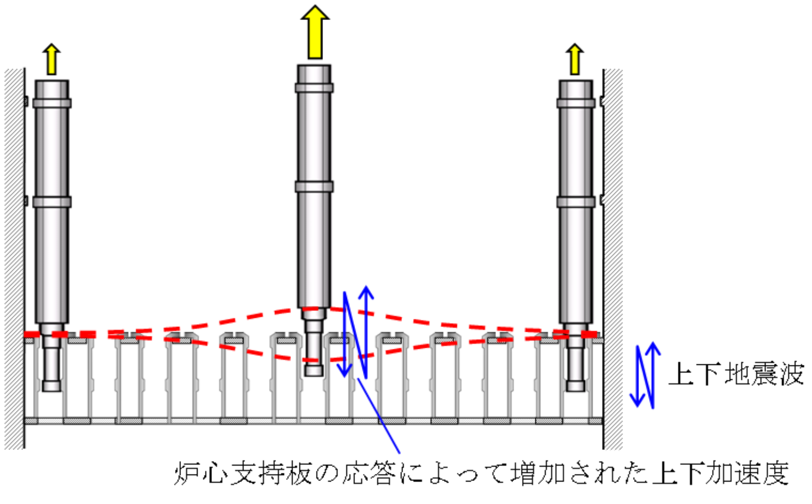


図 4. 12 炉心支持板の応答

4.6 流体力

4.6.1 水平方向における流路網による付加質量効果（外力④）

炉心構成要素群モデルの概略を図 4. 13 に示す．炉心構成要素が振動すると，炉心構成要素周囲の流体はまわりの流路に流入あるいは流出する．そのため，炉心構成要素群振動時にはこれらの流れによって流体力が生じ，炉心構成要素同士がその流体力を介して連成することになる．炉心構成要素間の流路の交点における流量と圧力の釣り合いによる流路網理論に基づいて流体力（流体付加質量）を考慮する．炉心構成要素間の各流路の交点 h における圧力と流量の連続性から各炉心構成要素に作用する壁面圧力を算出し，壁面長さで積分することで流路網による流体力f_{fl}が次式で算出できる（藤田，1981）．

$$f_{fl} = \int_0^l p(\xi)d\xi = \frac{l}{2}\{p(l) + p(0)\} - \frac{pl^3}{12\delta}\ddot{\delta} \quad (4.22)$$

ここで，l は六角形一辺の長さ，ρ は流体密度とする．一つの流路における流体力は流路両端部の圧力 $p(l)$, $p(0)$と流路間隙間変化における加速度項$\ddot{\delta}$によって算出されるため，全炉心構成要素の加速度から全流路における流体力が算出される．なお，炉心最外周の境界条件として，地震動のように構造物全体を加振する場合には群全体で応答すると考えられ，図 4. 14 に示すように炉心槽を外筒，群全体を内筒とする二重円筒における圧力分布に等しいとする（藤田，1981）． 炉心構成要素は高さによって応答加速度が異なるため，炉心構成要素の高さ方向で分割して，その高さごとに流体力を計算する．二重円筒における圧力分布を考慮することによる構造物の応答への影響について，内筒（構造物）をばねとダンパーで外筒に結合した 1 質点系を用いて確認する．外筒が加振されたときの構造物の運動方程式は以下となる．

$$m_s\ddot{x}_s + c(\dot{x}_s - \dot{x}_o) + k(x_s - x_o) = F_i \quad (4.23)$$

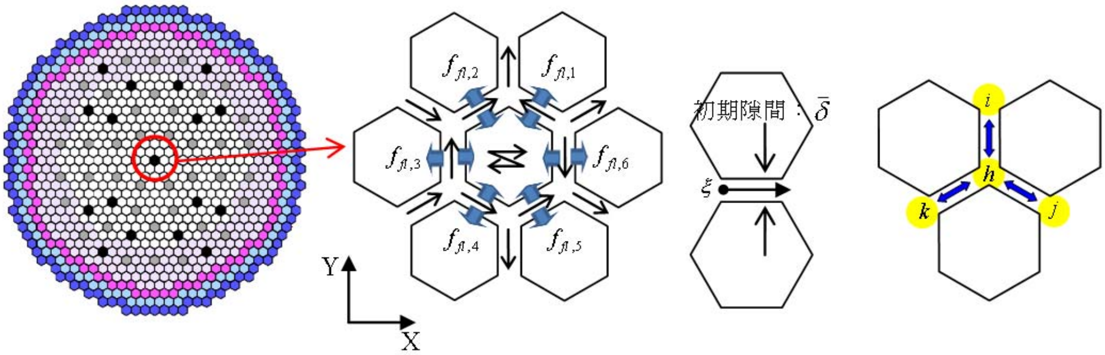
ここで，m_sは構造物の質量，$\ddot{x}_s$，$\dot{x}_s$，x_sは構造物の絶対加速度，絶対速度，絶対変位，$\dot{x}_o$，x_oは外筒の絶対速度，絶対変位，c は構造物の減衰，k は構造物の剛性とする．構造物と外筒との相対運動により生じる構造物に作用する流体力F_iおよび外筒に作用する流体力F_oは次式で表される（Fritz, 1972）．

$$\begin{Bmatrix} F_i \\ F_o \end{Bmatrix} = -\begin{bmatrix} m_{add} & -m_{add}-m_d \\ -m_{add}-m_d & m_{add} + m_d + m_h \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{x}_s \\ \ddot{x}_o \end{Bmatrix} \quad (4.24)$$

ここで，m_{add}は構造物と外筒の相対運動によって生じる流体付加質量，m_dは構造物が排除する流体質量，m_hは外筒内側の領域を満たしたときの流体質量，$\ddot{x}_o$は外筒の絶対加速度とする．式(4.23), 式(4.24)より，構造物の応答は次式のように表される．

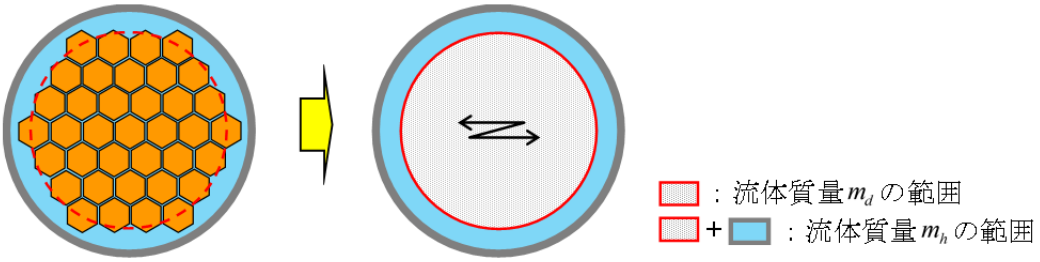
$$(m_s + m_{add})\ddot{y} + c\dot{y} + ky = -(m_s - m_d)\ddot{x}_o \quad (4.25)$$

ここで，$\ddot{y}$，$\dot{y}$，yは外筒に対する構造物の相対加速度，相対速度，相対変位とする．式(4.25)から構造物の固有振動数と応答倍率を求めると，固有振動数は流体付加質量m_{add}によって低下し，応答倍率もm_{add}とm_dによって低減する．したがって，炉心構成要素の応答には個々の炉心構成要素間の流路における流体力も影響するが，炉心構成要素群全体の応答は主にm_{add}とm_dによって低減すると考えられる．



(a) 高速炉炉心　　(b) 流路網　　(c) 座標　(d) 圧力と流量の連続性

図 **4. 13** 流路網による流体力（流体付加質量）



アニュラス部による圧力境界

図 **4. 14** 周囲の境界条件

4.6.2 上下方向のダッシュポット効果（外力⑤）

炉心構成要素の上下動によって，連結管下部領域に移動体積分の流体の流入あるいは流出が必要となるが，連結管の位置によっては連結管下部領域にあるドレン用の小さい孔（オリフィス）しか流路を持たない構造とする場合がある．その炉心構成要素が上下に移動することで，図 4. 15 に示すようにオリフィス部の流れによる圧損でダッシュポットの効果が生じる．この下部プレナム内圧力に対する圧力損失P_{loss}は次式で表わされる．

$$P_{loss} = -sign(\dot{Z}_G - \dot{Z}_{sp})\frac{n \cdot \alpha}{2}\rho\left\{\frac{A_1}{n \cdot A_2} \cdot (\dot{Z}_G - \dot{Z}_{sp})\right\}^2 \tag{4.26}$$

ここで，A_1はエントランスノズル下端の断面積，A_2はオリフィス面積，$\dot{Z}_G$は炉心構成要素の上下速度，$\dot{Z}_{sp}$は対象とする連結管位置の炉心支持板の上下速度，n はオリフィスの数，α はオリフィスの圧力損失係数とする．オリフィス以外にも流路がある場合はそれも考慮して圧損係数の計算に反映させる．この圧力損失は炉心構成要素が跳び上がることを防ぐダッシュポットによる流体力F_dとして作用し，次式で表わせる．

$$F_d = A_1 \cdot P_{loss} \tag{4.27}$$

なお，炉心構成要素が跳び上がる際，連結管下部領域は負圧になり，飽和蒸気圧に達した時点でキャビテーションが発生し，それ以下の圧力にはならないため，ダッシュポットによる圧力に下限値を設定できるようにした．

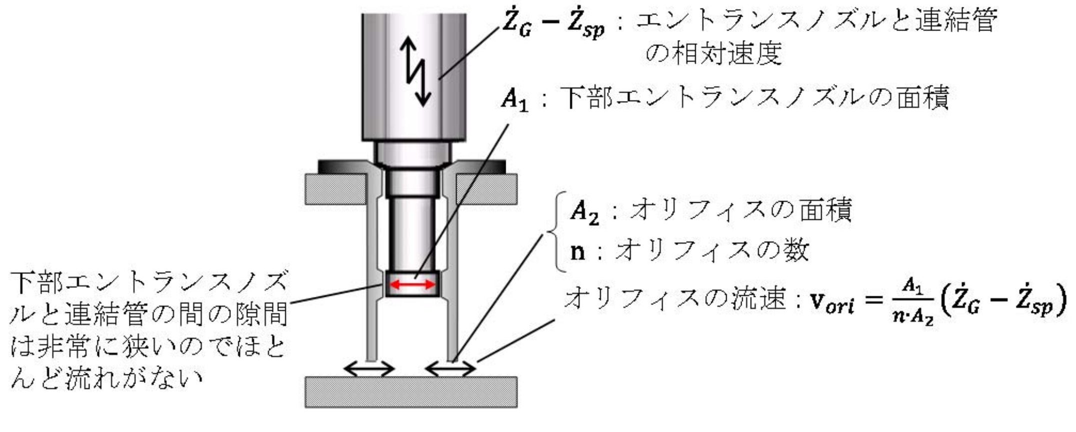


図 4. 15 連結管の下部領域のダッシュポットによる流体力

4.6.3 上下方向の流体排除質量に係る流体力（外力⑥）

上下に振動する炉容器内の炉心構成要素には，図 4. 16 に示すように流体排除質量に係る流体力F_{wmass}が作用する．これは流体排除質量に炉容器の上下加速度を乗じた荷重であり，Fritz の慣性連成項に対応し（Fritz, 1972），次式で表わせる．

$$F_{wmass} = m_w \cdot \ddot{Z}_0 \tag{4.28}$$

ここで，m_wは炉心構成要素によって排除される流体質量，$\ddot{Z}o$ は炉容器の上下加速度である．

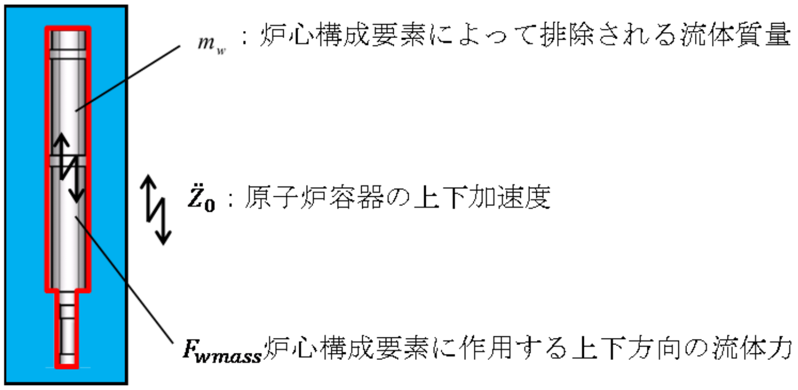


図 4. 16 炉心構成要素によって排除された流体質量と上下加速度による流体力

4.6.4 上下方向の内部流れによる流体力（外力⑦）

プラント通常運転時には，図 4. 17 に示すようにエントランスノズル側面の孔から冷却材が流入し，炉心構成要素内部の下から上に流れる．この冷却材の流れによって炉心構成要素の上下に差圧P_{dp}が生じ，エントランスノズル下面で受圧することで炉心構成要素を浮上させる向きに流体力F_{upw}が発生する．この内部流れによる流体力を次式に示す．

$$F_{upw} = P_{dp} \cdot A_1 \tag{4.29}$$

炉心構成要素や炉心支持板の挙動などによらず，流れによる差圧は一定とする．

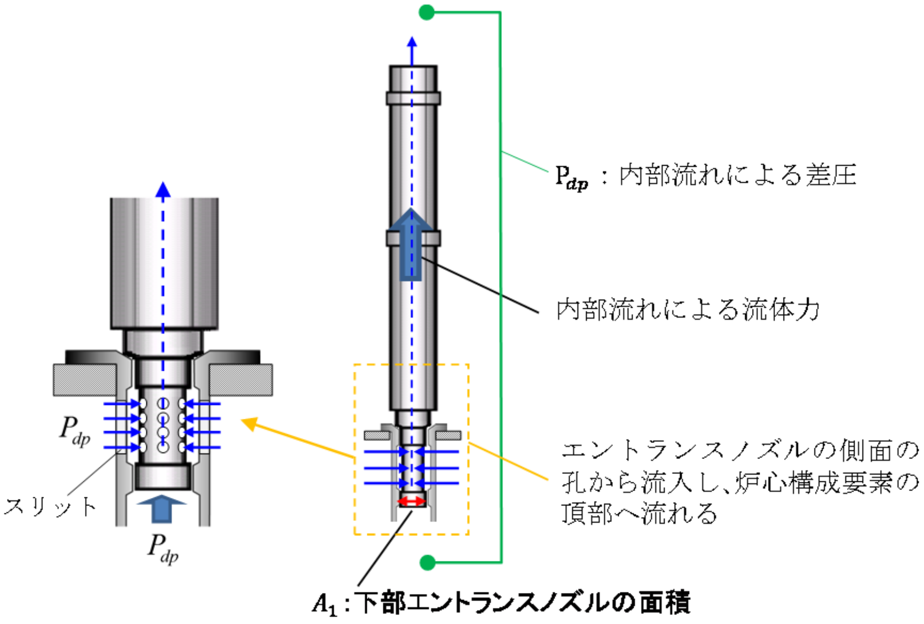


図 **4. 17** 内部流れによる流体力

4.7 第 4 章のまとめ

本章では，地震時における高速炉の炉心構成要素群が上下方向に跳び上がりを生じながら，水平方向にも振動して隣接する炉心構成要素とパッド部間で衝突するような 3 次元群振動挙動を対象とした炉心耐震解析手法についてまとめた．

- 隣接する炉心構成要素と干渉するパッド部および炉心支持板の連結管と干渉するエントランスノズルの衝突荷重は水平挙動に，それによる摩擦力は上下挙動に影響する外力であり，衝突モデルと摩擦力の計算方法を示した．
- 球面座の衝突荷重は水平方向と上下方向に分力として生じる外力とみなせるため，連結管受座に干渉する球面座の衝突モデルは受座の傾きを考慮した．
- 炉心構成要素内部流れによる上向き流体力，炉心構成要素の流体排除質量と上下加振加速度によって生じる流体力（慣性連成項）など上下方向の流体力として考慮した．
- 炉心構成要素群の水平方向の加速度から流路網理論による流体付加質量を考慮した．
- 炉心構成要素の自由度としては，水平方向にはエントランスノズル上下の勘合部で支持した 1 次から 3 次の振動モードと並進・回転の剛体運動に拘束モード法を適用し，上下方向には剛体運動とした．
- 多数の炉心構成要素を六角配置し，パッド部で相互に干渉するように炉心群体系に展開した．

次章では耐震試験と比較することで本解析手法の妥当性を示す．

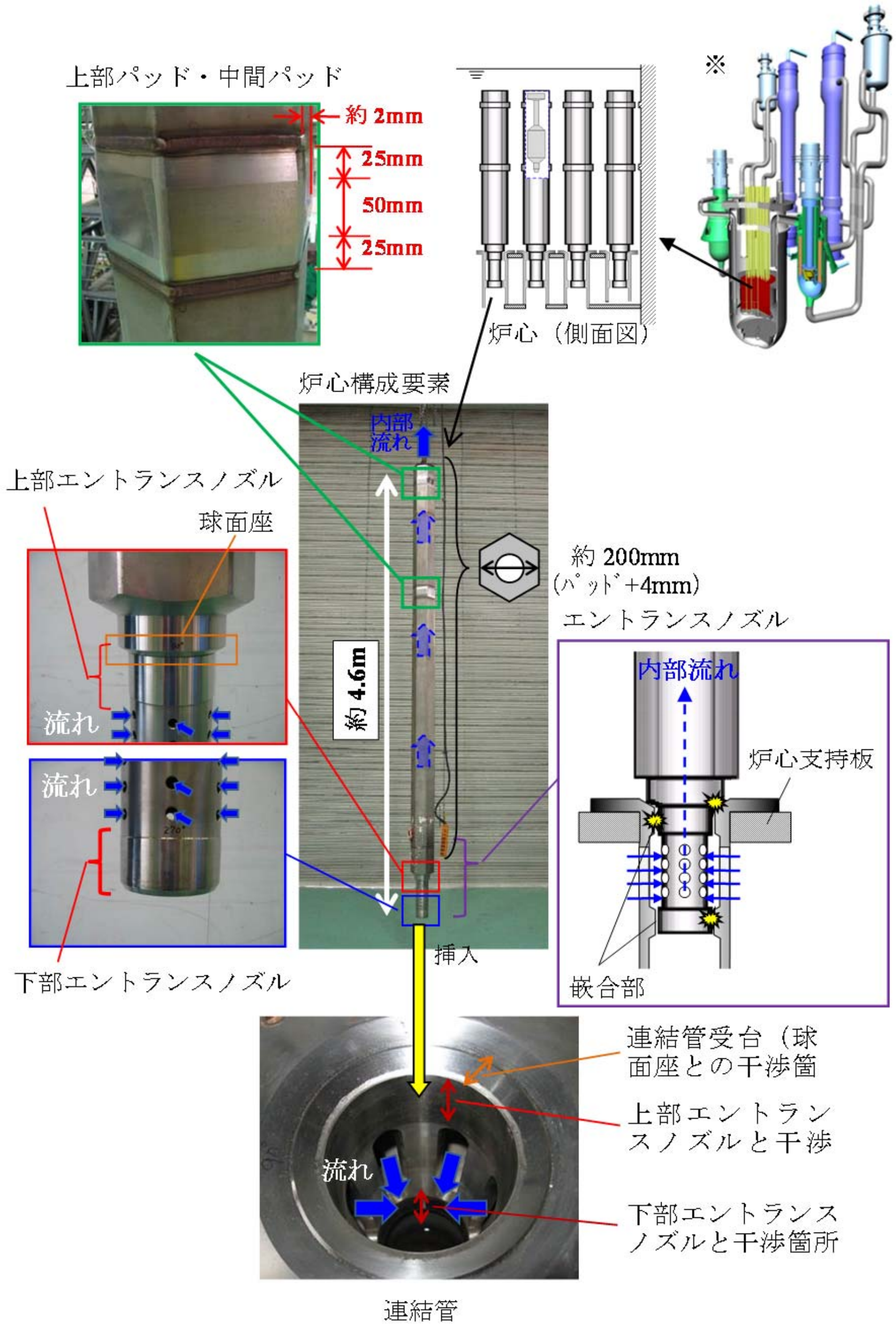
第 5 章

高速炉炉心の群振動試験と解析の検証

5.1　実寸大単体耐震試験

5.1.1　実寸大試験体

ナトリウム冷却高速炉実用炉（JSFR：Japan Sodium-cooled Fast Reactor）の炉心構成要素（炉心燃料集合体）の実寸大試験体を図 5. 1 に示す．JSFR の炉心構成要素は全長約 4.6m，重量は約 650kg である．試験体は SUS304 製とし，内部構造物の燃料（Fuel pin）や遮蔽体（Shield）の質量分布を模擬して，炉心構成要素の固有振動数や振動モードに合うように設計した．下端部のエントランスノズル以外の大部分が対辺間距離約 200mm の六角柱の形状をしており，上部パッドと中間パッドの部分では対辺間距離で更に 4mm 程度大きく，パッドの上下はテーパとなっている．パッド部の幅は 50mm，パッド部上下のテーパの幅は 25mm である．エントランスノズルの長さは 350mm で，連結管の中に挿入され，上部エントランスノズルと上部連結管および下部エントランスノズルと下部連結管の隙間は片側 0.1mm と非常に狭くなっており，炉心構成要素が水平方向に応答する際にそれらの勘合部で支持される．上下方向には球面座が連結管受座に着座することで支持される．連結管の中間部には高さ方向に長孔が開いており，実機運転時にはそこから液体ナトリウムが流れ込み，エントランスノズル側面にある小さな孔を通過して炉心構成要素の内部を通って上に流れていく．それらの圧損によって実機では上下差圧が生じ，上向きの流体力が作用する．



※「高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究」－フェーズⅡ技術検討書－

図 **5. 1** 炉心構成要素の実寸大試験体

5.1.2 実寸大試験装置

架台で支持された試験容器を振動台上に設置し，試験容器下部に設置した連結管に炉心構成要素を挿入する．加振中に炉心構成要素の上下差圧を調整できるように試験容器の下部から上部へ水を流すことのできる流動装置を使用した．試験装置と主な計測点の概要を図 5. 2 に示す．連結管近傍の加振加速度，パッド部の衝突荷重，炉心構成要素の跳び上がり変位（炉心支持板との上下相対変位）を計測した．また，流水中では炉心構成要素の上下間における差圧を計測した．荷重計測に関してはパッド部の衝突荷重のピークを計測するために高速サンプリング 0.1ms とし，その他の計測に関しては低速サンプリング 5ms とした．実寸大単体試験の条件としては，図 4. 2 の外力①②③⑤⑥⑦⑩を設定可能としており，④に関しては単体試験であるため，流路網ではなく試験容器との流体構造連成が考慮される．⑧⑨に関しては，試験では取り上げていないが，衝突特性や摩擦特性などの必要なデータを取得すれば解析に反映可能である．跳び上がり変位は上下方向の流体力の影響を大きく受けるが，炉心構成要素の内部流れにおける圧損係数は模擬されていないため，水を使用した流動装置によって試験容器の上下差圧が JSFR 運転時における炉心構成要素の上下想定差圧 0.3MPa となるように流量を調整して流水中条件とした．また，連結管近傍で計測した加速度を解析の入力とした．

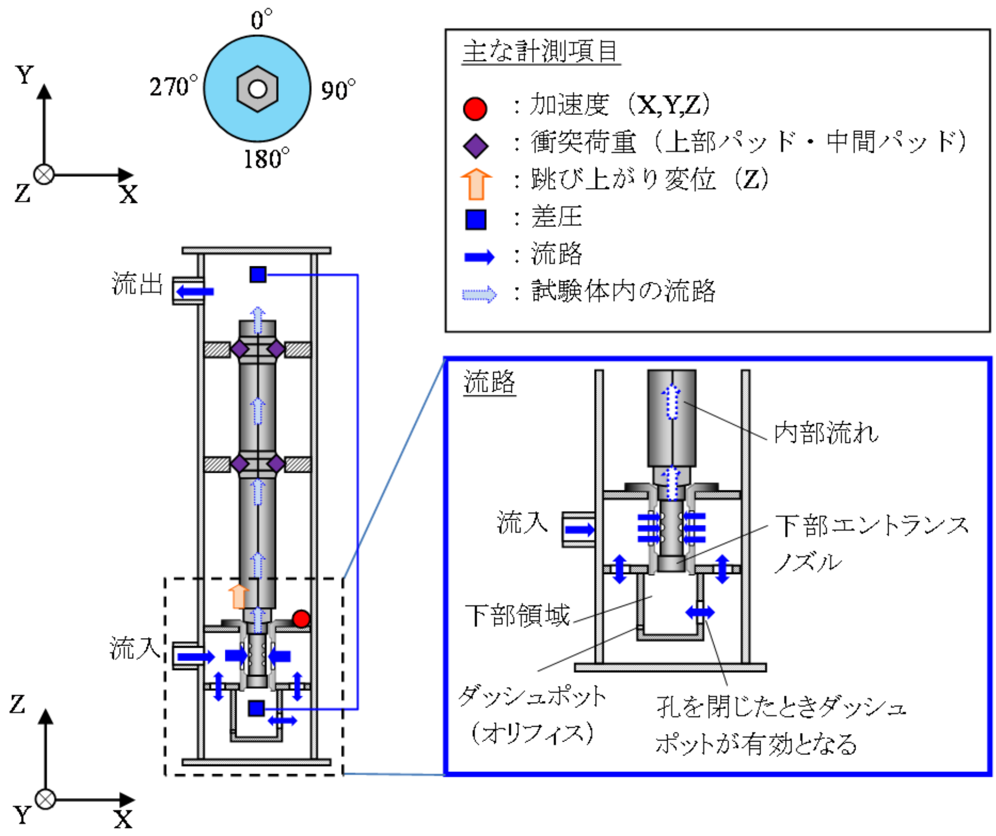


図 5. 2 実寸大試験装置

5.1.3 衝突パラメータ

炉心構成要素には，図 5. 3 に示したように上部パッド・中間パッド・上部エントランスノズル・下部エントランスノズル・球面座といった 5 つの衝突部がある．解析モデルに使用するための各衝突部の特性を落下試験により取得した．

球面座に関しては炉心構成要素を吊り上げ，連結管に落下させたときの衝突挙動から衝突特性を取得した．気中・水中で落下試験を実施し，水中による影響も確認した．気中の反発係数は約 0.6 であった．水中では衝突前後における流体の影響により減衰が大きくなり，反発係数は気中より小さくなった．

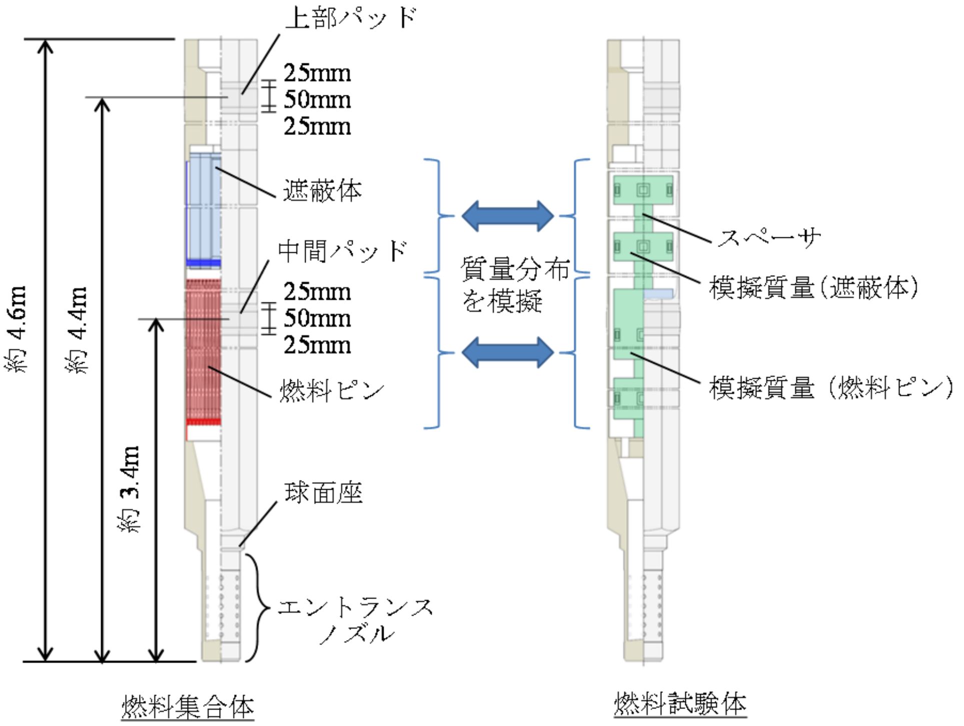


図 5. 3 炉心構成要素と試験体

5.1.4 単体試験の解析モデル概要

炉心群振動解析コード REVIAN-3D における単体解析モデルの概要について図 5. 4 に示す．解析では炉心構成要素の水平 2 方向にそれぞれ 1～3 次の振動モードと，並進と回転による剛体運動を考慮する．1～3 次の振動モードには上部エントランスノズルと下部エントランスノズルをピン支持とする炉心構成要素の FEM 解析の結果を使用する．パッド部・球面座・エントランスノズルの衝突箇所は線形のばねと減衰およびギャップでモデル化し，落下試験で得られた衝突特性に等価となる衝突剛性・衝突減衰を使用する．エントランスノズルのギャップ量は片側 0.1mm，パッド部のギャップ量は試験条件にしたがう．上部パッド，中間パッド，エントランスノズルが周囲と接触している間は上下方向に摩擦力も生じる．加振時の炉心構成要素の下部で計測した曲げひずみからエントランスノズルにおける反力

を推定し，そのときの跳び上がり挙動からエントランスノズルでの摩擦係数を0.3と推定した．パッド部の摩擦係数は摩擦試験の結果を参照して 0.5 とした．

球面座については連結管受座の傾きに合わせて接触荷重を計算する．単体解析の水平方向の流体力には流体を外周で囲う試験容器（外筒）と炉心構成要素の六角形断面形状と等価面積の円形状を内筒とした二重円筒の流体構造連成として考慮する（Fritz，1972）．上下方向の流体力は浮力，内部流れによる上向き力，炉心構成要素が排除する流体質量と上下加振加速度による流体力（以下，排除流体慣性力）を考慮する．また，連結管下方のダッシュポットを有効とする場合は，試験で得られた跳び上がり速度（炉心支持板に対する相対速度）の 2 乗に比例する流体力を上下方向に考慮し，ダッシュポット内の負側圧力は試験時常温における飽和水蒸気圧を下回ることはないため，-0.1MPa（ゲージ圧）で圧力低下は留まるとした．

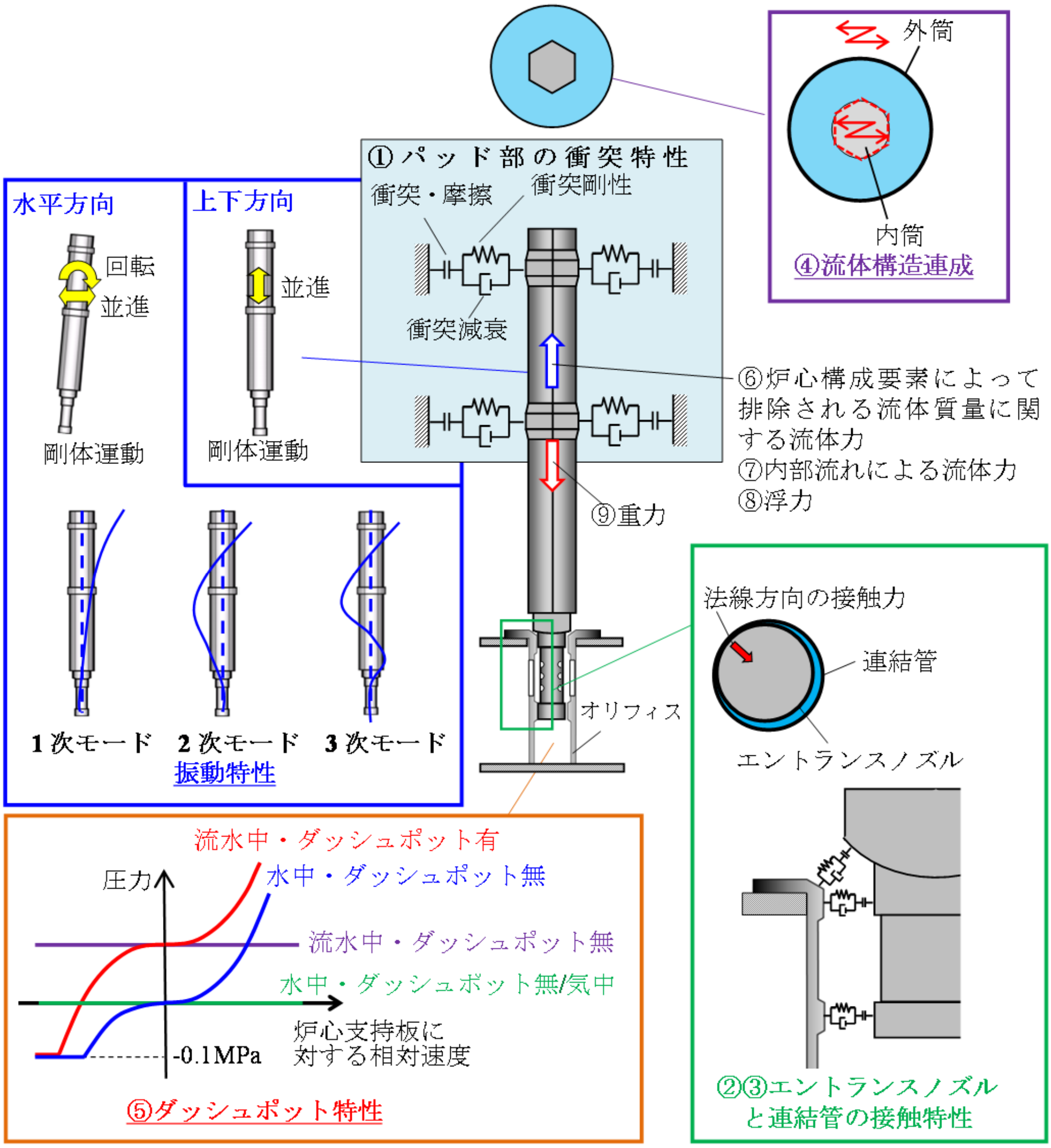
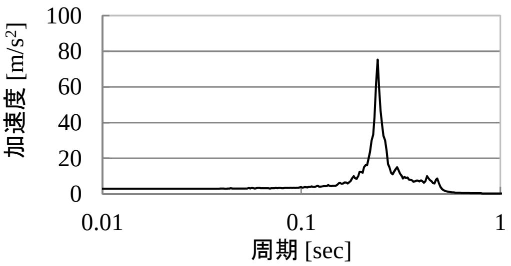


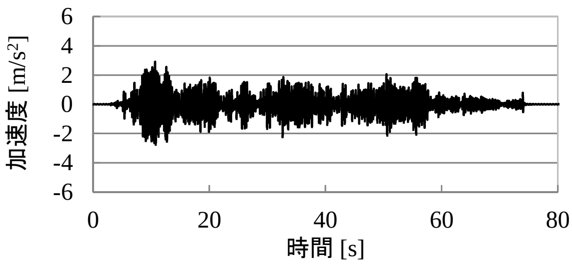
図 5. 4 実寸大単体試験体解析モデル

5.1.5 単体試験条件

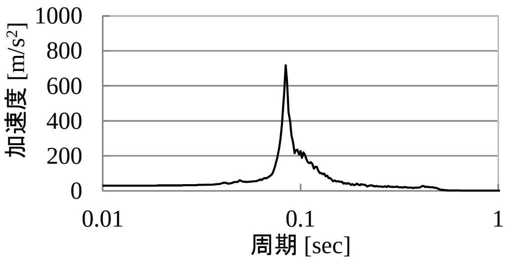
加振試験では，炉心構成要素の振動特性を把握するための正弦波スイープ加振と加振時の炉心構成要素の挙動を把握するための正弦波と地震波を入力とした振動試験を実施した．加振地震波は高速炉実証施設の建屋などの特徴を考慮したときの炉心支持板位置における地震波応答加速度とし，その床応答スペクトルを図 5. 5 (a)(c)に，地震波加速度波形を図 5. 5(b)(d)に示す．なお，正弦波加振（図 5. 6）では地震波の主成分である，水平方向 4.2Hz，上下方向 11.9Hz を基準加振の加振振動数とし，加振条件の加振加速度レベルにしたがって，加振開始から 5s で 10s 間の定常加振となり，その後 5s で停止する，計 20s 間における加振とした．跳び上がりを考慮した炉心群振動解析の検証を行うことができるように加振試験における上下方向の加振加速度レベルは地震波，正弦波ともに跳び上がりが十分生じる大きさとした．



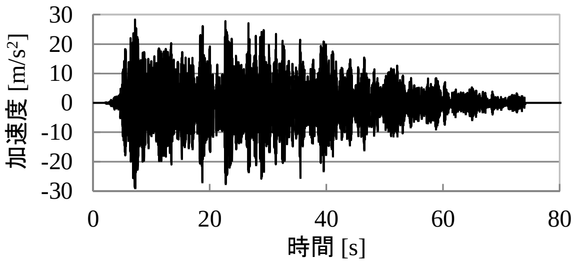
(a) 床応答加速度スペクトル（水平方向）



(b) 地震波加速度（水平方向）



(c) 床応答加速度スペクトル（上下方向）



(d) 地震波加速度（上下方向）

図 5. 5 地震波加速度と床応答加速度スペクトル（減衰比 1%）

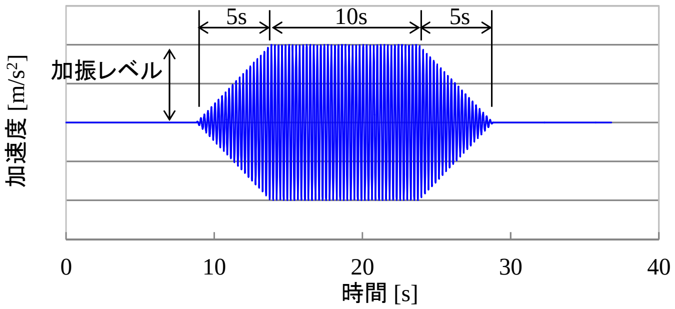


図 **5. 6** 正弦波加速度

5.1.6 加振試験と検証解析

5.1.6.1 スイープ加振試験

正弦波スイープ加振試験では，加振加速度 0.3m/s^2 一定で 1Hz から 5Hz まで加振振動数を増加させる加振を実施し，実寸大単体試験体の振動特性を確認した．エントランスノズル上下の勘合部を支持としたFEMによる固有値解析の結果では固有振動数が 4.2Hz であったが，勘合部における間隙を考慮して気中におけるスイープ加振の解析を実施するとピーク振動数が 3.2Hz と低減し，試験結果の 3.3Hz に近い結果となった．また，気中のスイープ加振試験における応答倍率から実寸大単体試験の解析では構造減衰 2.5%を使用する．水中では流体付加質量の影響でピーク振動数が低下し，解析では2.7Hz，試験では2.5Hzとなり，近い結果を示した．気中ではエントランスノズルに間隙を持つ炉心構成要素の振動特性（ピーク振動数）について，水中では流体付加質量について，解析のモデル化が適切であることを確認することができた．

5.1.6.2 水平単独加振試験

正弦波の水平単独加振試験では，水平挙動に影響があると考えられる雰囲気・パッド部間隙間・加振レベルを試験パラメータとした．試験条件を表 5. 1 に示す．水平単独加振に使用する正弦波は加振加速度 3.9m/s^2，加振振動数 4.2Hz とし，U-h-1 と U-h-2 ではパッドにおける隙間が 1.0mm のときの雰囲気（気中，水中）の影響を，U-h-3 と U-h-4 ではパッド部隙間（5.0mm，0.1mm）の影響を確認した．なお，エントランスノズルと連結管の勘合部における間隙によって炉心構成要素頂部が剛体で動きうる変位（自由倒れ量）は約 2.5mm であるため，パッド部隙間が 2.5mm より小さい U-h-1，U-h-2，U-h-4 では剛体運動が主に生じ，パッド部隙間が 2.5mm より大きい U-h-3 では応答変位が大きく生じる水平挙動となる．また，U-h-5 と U-h-6 では，他のケースの 2 倍以上大きい加振加速度 9.8m/s^2 とし，加振レベルの影響について確認した．

隣接する炉心構成要素のパッド部を模擬した衝突治具を試験装置側に設置し，炉心構成要素が水平方向に振動するときのパッド部での衝突荷重を計測した．各試験ケースにおけるパッド部の最大衝突荷重を図 5. 7 に示す．図 5. 3 に示すように断面が中実に近い上部パッドの方が六角管に近い中間パッドより衝突剛性が大きく，振動応答も頂部に近い上部パッドの方が大きいため，中間パッドと比べて上部パッドの方が衝突荷重は大きくなった．また，加振レベルやパッド部隙間が大きくなるほど炉心構成要素上部の応答も大きくなるため，衝突荷重も顕著に大きくなった．

表 **5. 1** 水平単独正弦波加振 試験条件

<table>
<tr><th rowspan="2">試験ケース</th><th rowspan="2">雰囲気</th><th colspan="3">加振波（正弦波）</th><th rowspan="2">パッド部隙間</th></tr>
<tr><th>方向</th><th>レベル</th><th>振動数</th></tr>
<tr><td>U-h-1</td><td>気中</td><td rowspan="6">X</td><td rowspan="4">$3.9m/s^2$</td><td rowspan="6">4.2Hz</td><td>1.0mm</td></tr>
<tr><td>U-h-2</td><td>水中</td><td>1.0mm</td></tr>
<tr><td>U-h-3</td><td>水中</td><td>5.0mm</td></tr>
<tr><td>U-h-4</td><td>水中</td><td>0.1mm</td></tr>
<tr><td>U-h-5</td><td>気中</td><td rowspan="2">$9.8m/s^2$</td><td>1.0mm</td></tr>
<tr><td>U-h-6</td><td>水中</td><td>1.0mm</td></tr>
</table>

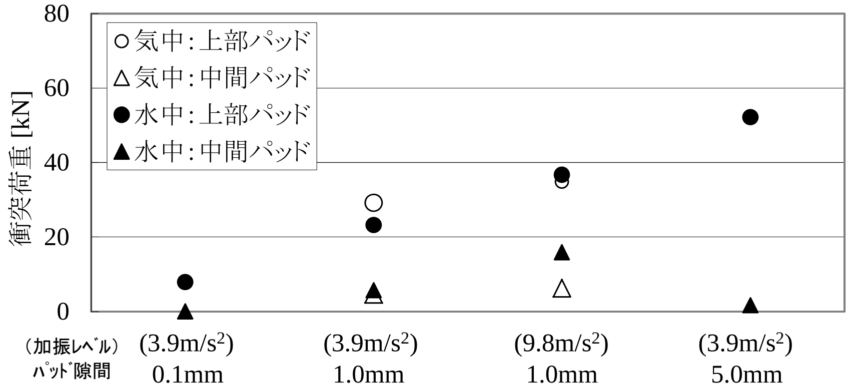
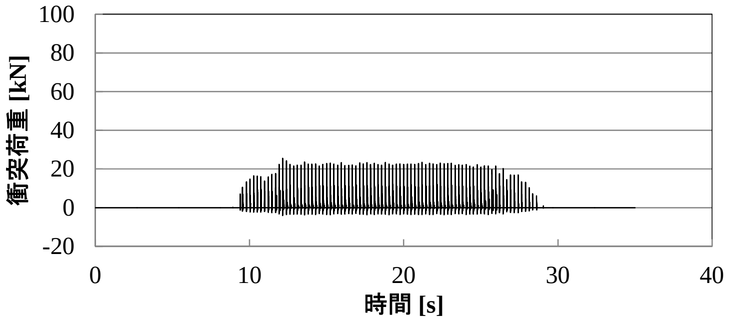


図 **5. 7** 水平単独加振における最大衝突荷重

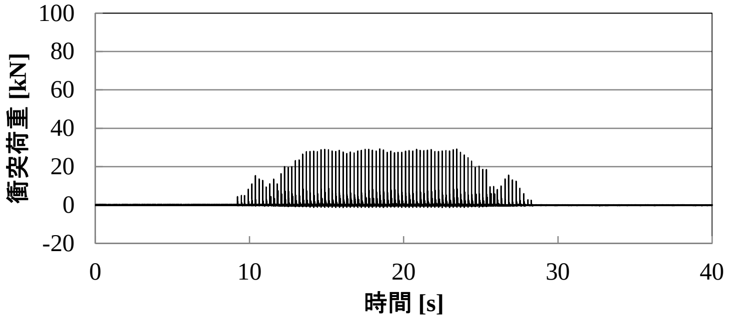
5.1.6.3 水平単独加振試験における検証解析（衝突荷重の検証）

前節に示した試験のうち U-h-1～U-h-3 を，パッド部に衝突荷重を伴う水平挙動の検証解析の対象とした．U-h-1 および U-h-2 の上部パッド（270°）の衝突荷重の時刻歴波形を図 5. 8 および図 5. 9 に示す．自由倒れ量よりパッド部隙間が小さい条件（パッド部隙間 1.0mm）における気中と水中での衝突荷重が解析で再現できた．パッド部の隙間が 1mm である U-h-1 と U-h-2 は，自由倒れ量よりパッド部隙間が小さい条件であるため，剛体運動に近い挙動となる．気中では構造質量が衝突するが，水中では構造質量・流体付加質量・内部水が衝突質量となり，排除質量と加振加速度による流体力の応答低減効果より影響が大きくなったと考えられる．したがって，解析では水中における衝突荷重の方が大きいことが示されたが，試験では明確に確認できなかった．U-h-3 の試験と解析の上部パッド（270°）の衝突荷重の時刻歴波形を図 5. 10 に示す．水中条件でパッド部隙間 1.0mm である U-h-2 と比べて，自由倒れ量よりパッド部隙間が大きい U-h-3（パッド部隙間 5.0mm）では剛体回転に弾性応答も加わり，パッド部の衝突速度が大きくなるため，衝突荷重は大きくなる．解析でもこれらの衝突挙動の傾向を再現することができた．なお，パッド部の応答変位に対してパッド部隙間が大きいと，パッド部が衝突に至らなくなる．

U-h-1～U-h-3 のパッド部の最大衝突荷重を図 5. 11 に示す．試験と解析のパッド部の最大衝突荷重は概ね一致した．以上のことから，下端部のエントランスノズルで間隙を持ち，水平方向に剛体運動や弾性応答しながらパッド部で衝突を繰り返す炉心構成要素の水平挙動（衝突荷重）が本解析手法で適切に計算できることを確認できた．

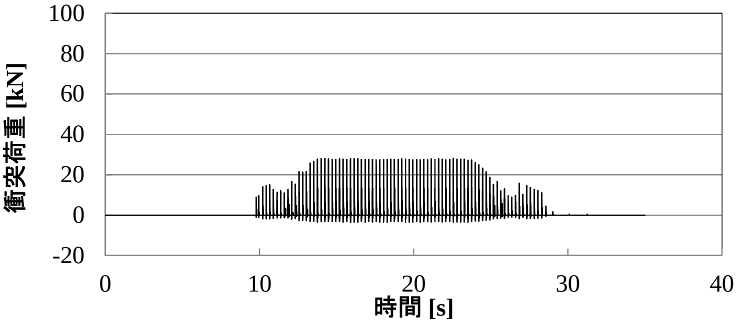


(a) 解析

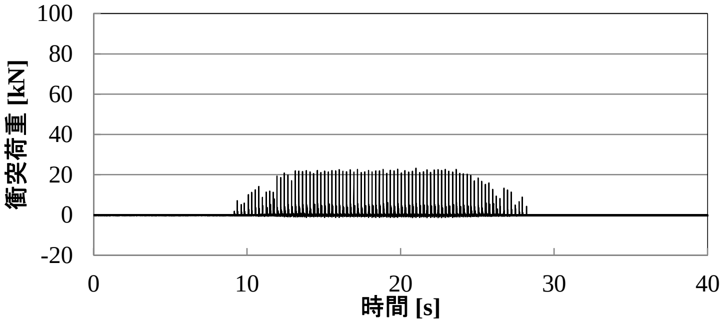


(b) 試験

図 5. 8 衝突荷重（U-h-1）

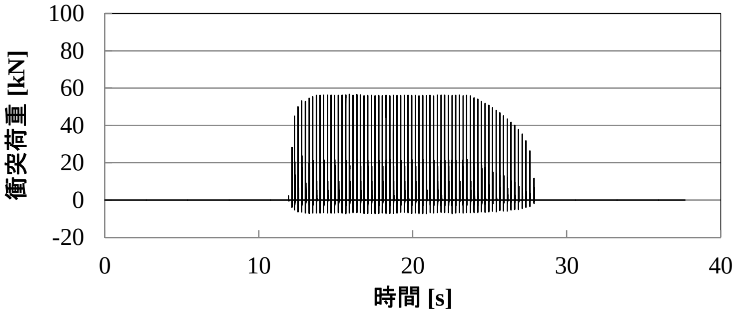


(a) 解析

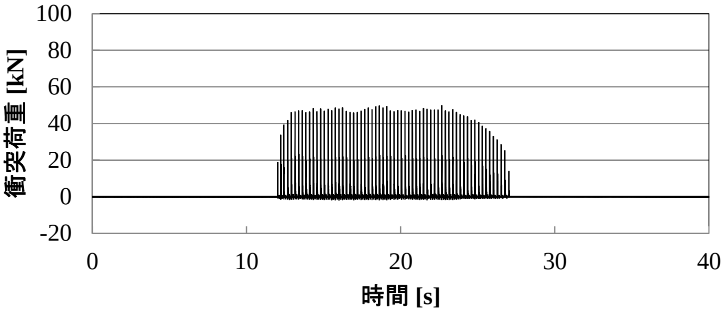


(b) 試験

図 **5. 9** 衝突荷重（**U-h-2**）



(a) 解析



(b) 試験

図 **5. 10** 衝突荷重（**U-h-3**）

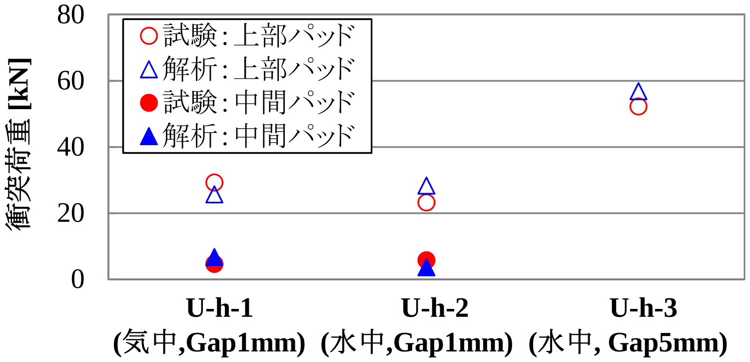


図 **5. 11** 衝突荷重の最大値

5.1.6.4 上下単独加振試験

上下単独加振試験では，跳び上がり挙動に影響があると考えられる雰囲気，加振振動数，長周期波，ダッシュポット構造の有無を試験パラメータとした．試験条件を表 5. 2 に示す．上下単独加振に使用する正弦波は加振加速度 14.7m/s^2，加振振動数 11.9Hz とし，U-v-1～U-v-3 では雰囲気（気中，水中，流水中）の影響を確認した．流水中は炉心構成要素の上下差圧が 0.3MPa の状態とした．U-v-4 と U-v-5 では加振振動数を変えた影響を，U-v-6 と U-v7 では長周期の正弦波を重畳させた加振で長周期の影響を，U-v-8 と U-v-9 ではダッシュポット構造を有効にしてその効果を確認した．炉心構成要素の跳び上がり挙動では，炉心支持板（連結管）からの相対変位で定義された跳び上がり変位を評価する．

流水中にある炉心構成要素の上下加振 U-v-3 による跳び上がり挙動を図 5. 12 に示す．炉心支持板が上下に加振されている中，炉心構成要素が跳び上がり，着地した後，再度跳び上がることが繰り返されている．また，跳び上がり中は重力のみではなく，排除流体慣性力による影響で上下変位がきれいな放物線となっていない．一方で長周期波を重畳させた正弦波加振 U-v-6 では，図 5. 13 に示すように長周期成分の大きな上下変位に追従するように炉心構成要素は跳び上がりが生じていることが確認できる．

ダッシュポット構造を有効とした流水中の上下加振 U-v-9 の跳び上がり挙動は，図 5. 14 に示すように跳び上がりが大幅に抑制されており，ダッシュポット構造が非常に有効であることが確認できた．この加振中におけるダッシュポット内の圧力を図 5. 15 に示す．炉心構成要素が跳び上がり，エントランスノズルが連結管から引き抜かれるときに負圧に，炉心構成要素が落下し，エントランスノズルが連結管へ挿入されるときに正圧となる．なお，負圧では-0.1MPa 以下にはならず，飽和水蒸気圧で留まり，4.6.2 項のダッシュポットのモデルの考え方が妥当であることが確認できた．

上下単独加振の最大跳び上がり変位から，雰囲気による影響およびダッシュポット構造の効果を確認する．U-v-1～3，U-v-8，U-v-9 の最大跳び上がり変位について，図 5. 16 にまとめた．水中（U-v-2）では気中（U-v-1）より反発係数が小さいため，最大跳び上がり変位も小さくなり，流水中（U-v-3）では内部流れによる差圧によって上向きの流体力を受けるため，水中より最大跳び上がり変位は大きくなった．また，水中・流水中ともにダッシュポット構造を有効（U-v-8，U-v-9）とすることで最大跳び上がり変位は 1/3 以下となり，ダッシュポットによる大きな跳び上がり低減効果が認められた．

加振振動数および長周期波の影響を確認するため，U-v-3～U-v-7 の最大跳び上がり変位について図 5. 17 にまとめた．同じ加振加速度で，加振振動数を変えた U-v-3～U-v-5 では，加振振動数が小さいほど跳び上がり変位が大きくなったが，加振速度で整理すると加振速度の 2 乗に比例するように最大跳び上がり変位が大きくなった．したがって，加振振動数による影響ではなく，加振速度が大きいほど最大跳び上がり変位が大きくなったと考えられる．炉心構成要素の跳び上がりの大きさは跳び上がり始めの運動エネルギーが影響するため，加振速度に依存する．しかしながら，図 5. 13 で確認できるように跳び上がり変位は跳び上がり中の炉心支持板の上下変位の影響も受けるため，長周期波重畳の加振試験 U-v-6 と U-v-7 では加振速度の大きさに対して跳び上がりが小さくなった．

表 5. 2 上下単独正弦波加振 試験条件

<table>
<tr><td rowspan="2">試験ケース</td><td rowspan="2">雰囲気</td><td colspan="3">加振波（正弦波）</td><td rowspan="2">ダッシュポット</td></tr>
<tr><td>方向</td><td>レベル</td><td>振動数</td></tr>
<tr><td>U-v-1</td><td>気中</td><td rowspan="9">Z</td><td rowspan="5">14.7m/s^2</td><td rowspan="3">11.9Hz</td><td>無</td></tr>
<tr><td>U-v-2</td><td>水中</td><td>無</td></tr>
<tr><td>U-v-3</td><td>流水中
（0.3MPa）</td><td>無</td></tr>
<tr><td>U-v-4</td><td>流水中
（0.3MPa）</td><td>10.0Hz</td><td>無</td></tr>
<tr><td>U-v-5</td><td>流水中
（0.3MPa）</td><td>8.0Hz</td><td>無</td></tr>
<tr><td>U-v-6</td><td>流水中
（0.3MPa）</td><td>1.48m/s^2
+14.7m/s^2</td><td>1.0Hz
+11.9Hz</td><td>無</td></tr>
<tr><td>U-v-7</td><td>流水中
（0.3MPa）</td><td>0.38m/s^2
+14.7m/s^2</td><td>0.5Hz
+11.9Hz</td><td>無</td></tr>
<tr><td>U-v-8</td><td>水中</td><td>14.7m/s^2</td><td>11.9Hz</td><td>有</td></tr>
<tr><td>U-v-9</td><td>流水中
（0.3MPa）</td><td>14.7m/s^2</td><td>11.9Hz</td><td>有</td></tr>
</table>

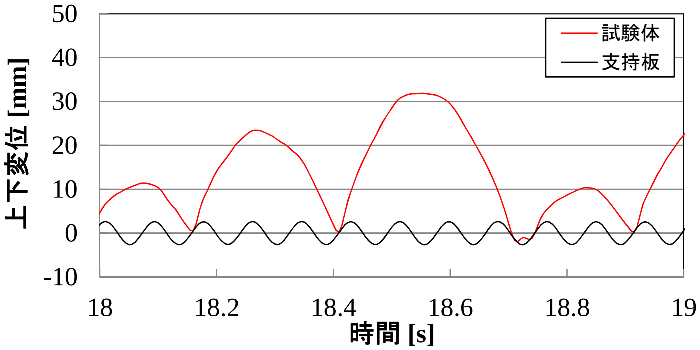


図 5. 12 炉心構成要素と炉心支持板の上下絶対変位（U-v-3） 流水中の影響

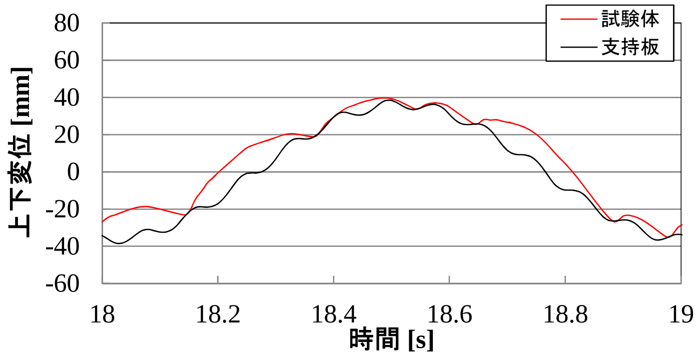


図 5. 13 炉心構成要素と炉心支持板の上下絶対変位（U-v-6） 長周期波の影響

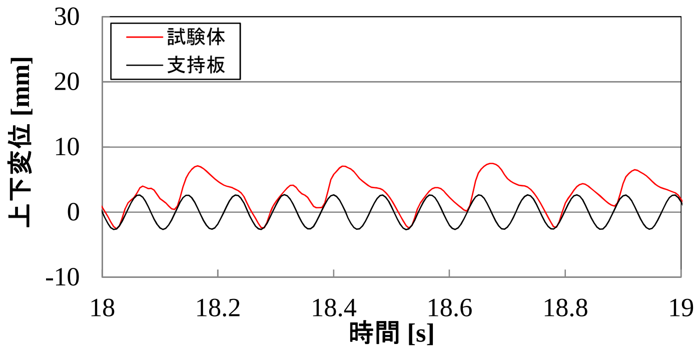


図 5. 14 炉心構成要素と炉心支持板の上下絶対変位（U-v-9） ダッシュポットの影響

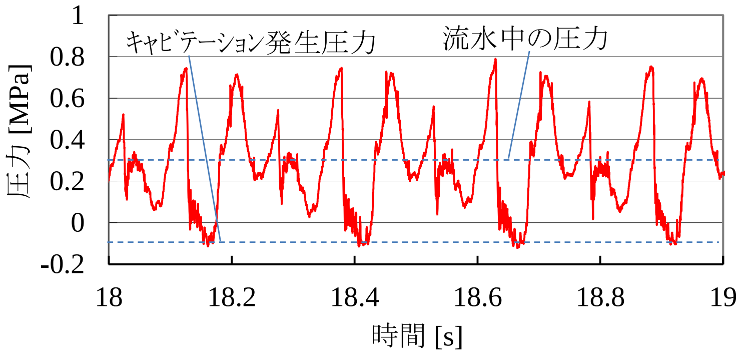


図 5. 15　ダッシュポット内の圧力（**U-v-9**）

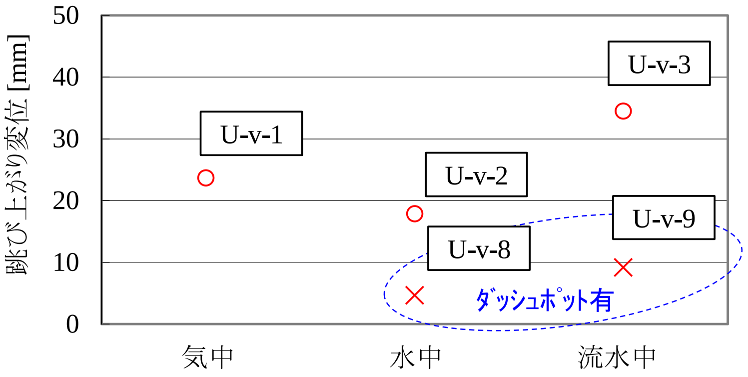


図 5. 16　最大跳び上がり変位　雰囲気・ダッシュポットの影響

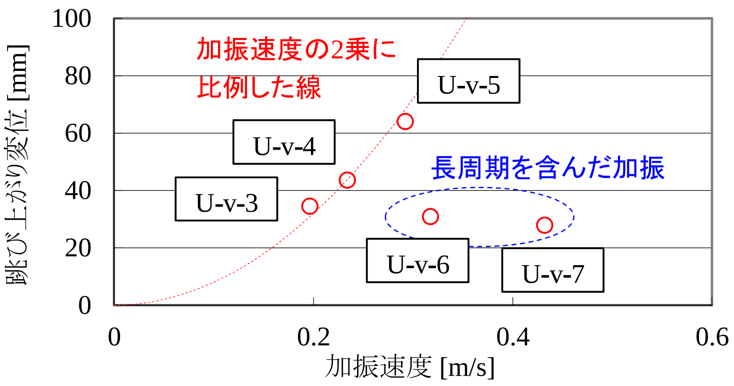


図 5. 17　最大跳び上がり変位　加振振動数・長周期波の影響

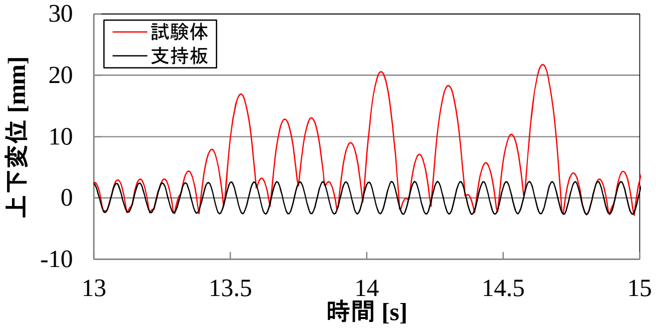
5.1.6.5 上下単独加振試験における検証解析（跳び上がり変位の検証）

跳び上がり変位の時刻歴波形について試験と解析で比較した. U-v-1～U-v-3 は雰囲気（気中・水中・流水中）を変えた条件であり, 炉心構成要素および炉心支持板の上下絶対変位を図 5. 18～図 5. 20 に示す. 気中（U-v-1）や水中（U-v-2）では, 図 5. 18 と図 5. 19 に示すように試験と解析で跳び上がる時間帯は異なっているが, 跳び上がり挙動の傾向は解析でよく再現できている. また, 炉心支持板が上向きに加振されているときに炉心構成要素が炉心支持板に衝突すると跳び上がり変位が増大し, 炉心支持板が下向きに加振されているときに炉心構成要素が炉心支持板に衝突すると跳び上がり変位が低減する傾向を確認できた. 流水中（U-v-3）では, 差圧による流体力を考慮した炉心構成要素における見かけ上の重力加速度は2.9m/s^{2}であり, 図5. 20に示すように気中や水中より大きく跳び上がる. 加振中継続して跳び上がりが生じており, 跳び上がり変位の大きさは試験と解析で概ね近い. また, 水中の炉心構成要素には流体排除質量と上下加振加速度による流体力（排除流体慣性力）が作用するが, 特に見かけ上の重力加速度が小さい流水中ではその影響が大きく, 試験と解析ともに, 跳び上がり中の上下絶対変位が気中や水中のようにきれいな放物線になっていない. 気中や水中と同様に, 炉心支持板に衝突するタイミングで炉心構成要素の跳び上がり挙動が常に変わるが, 流水中の解析でもその影響をよく再現できることを確認した.

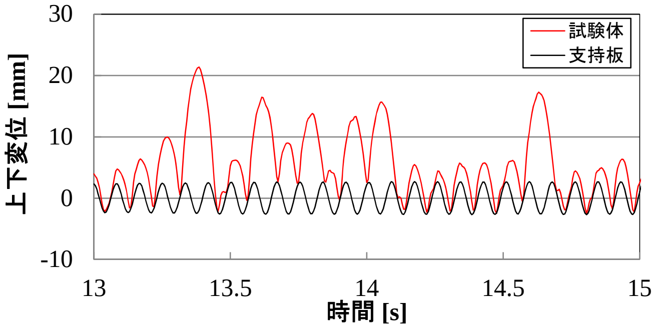
流水中（U-v-3）の加振波（加振加速度 14.7m/s^2, 加振振動数 11.9Hz）に長周期波（加振加速度 1.48m/s^2, 加振振動数 1.0Hz）を重畳した流水中の上下加振 U-v-6 の炉心構成要素および炉心支持板の上下絶対変位を図 5. 21 に示す. 長周期波によって炉心構成要素が大きく跳び上がっているときに炉心支持板も上昇し, 炉心構成要素が小さく跳び上がっているときに炉心支持板も一緒に下降しており, 解析でも再現することができた. また, 加振変位が正弦波加振のように連続的ではなく急に大きな変位が生じるような加振波の場合は炉心構成要素が大きく跳び上がったときに炉心支持板が下降して跳び上がり変位が大きくなることもありうる.

ダッシュポットを有効にした流水中の上下加振 U-v-7 の炉心構成要素および炉心支持板の上下絶対変位を図 5. 22 に示す. ダッシュポットが無効のときの跳び上がり変位（図 5. 20 ：U-v-3）と比べて跳び上がり変位が大きく減少するとともに, 加振時間中の跳び上がり変位のばらつきが小さくなった. 跳び上がり変位は 8mm 程度であり, 炉心支持板の上下動によって跳び上がり中の炉心構成要素の上下変位も変動した. それらのダッシュポット効果を解析でも再現できることを確認した.

U-v-1（気中）, U-v-2（水中）, U-v-3～5（流水中・加振振動数）, U-v-6（流水中・長周期）, U-v-7（流水中・ダッシュポット有）の試験と解析の最大跳び上がり変位は図 5. 23 に示すように概ね一致している. 以上のことから, 雰囲気, 加振振動数（加振速度）, 長周期加振波, ダッシュポット構造による影響を考慮した上下単独加振による跳び上がり挙動が解析で適切に計算できていることが確認できた.

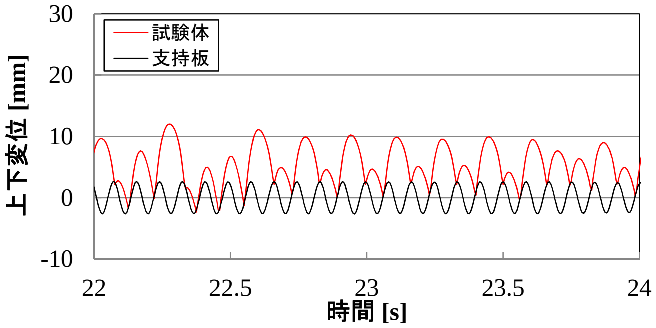


(a) 解析

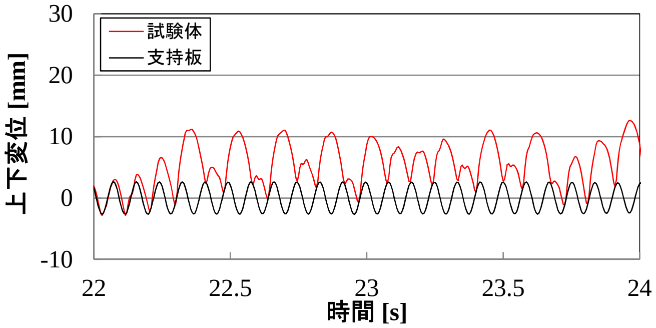


(b) 試験

図 **5. 18** 上下変位（**U-v-1**）

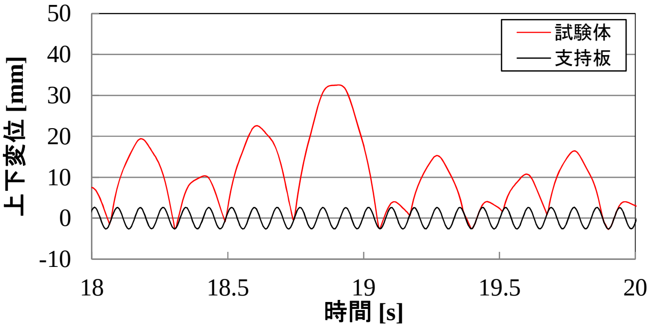


(a) 解析

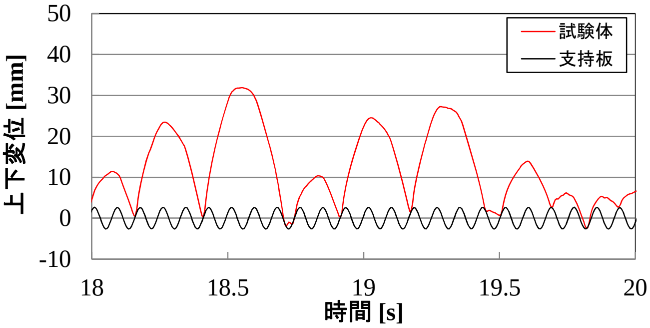


(b) 試験

図 **5. 19** 上下変位（**U-v-2**）

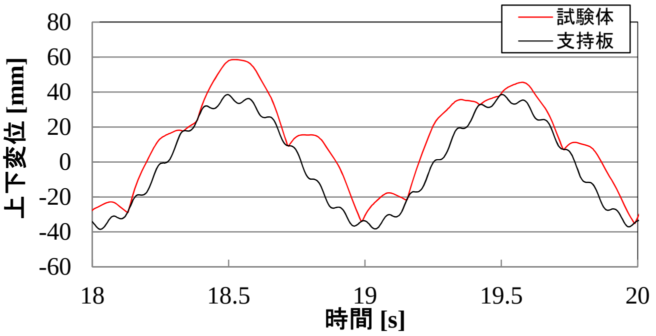


(a) 解析

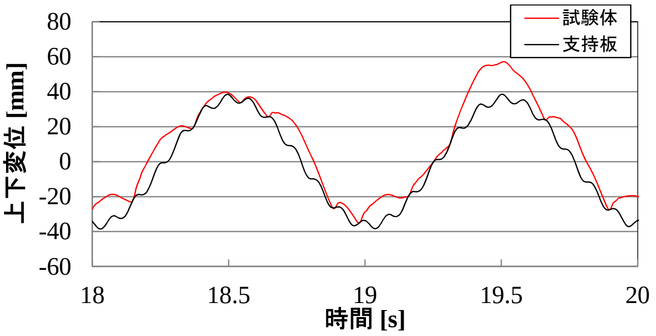


(b) 試験

図 **5. 20** 上下変位（**U-v-3**）

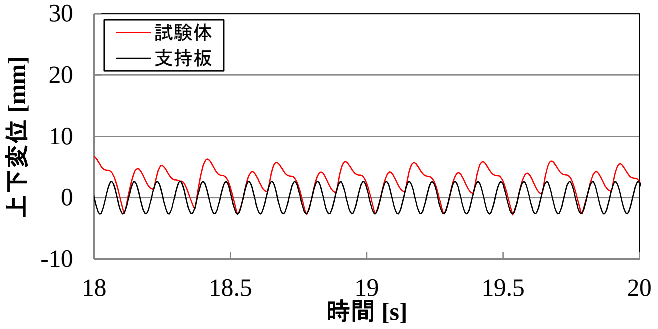


(a) 解析

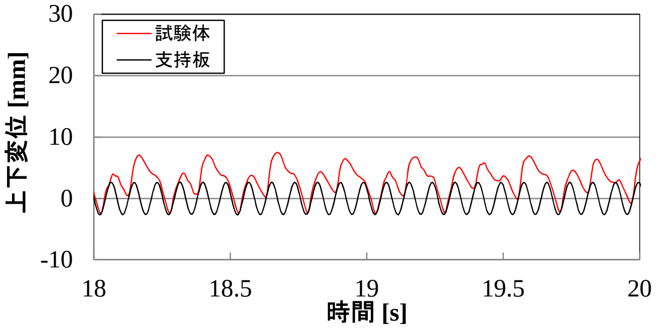


(b) 試験

図 **5. 21** 上下変位（**U-v-6**）



(a) 解析



(b) 試験

図 **5. 22** 上下変位（**U-v-7**）

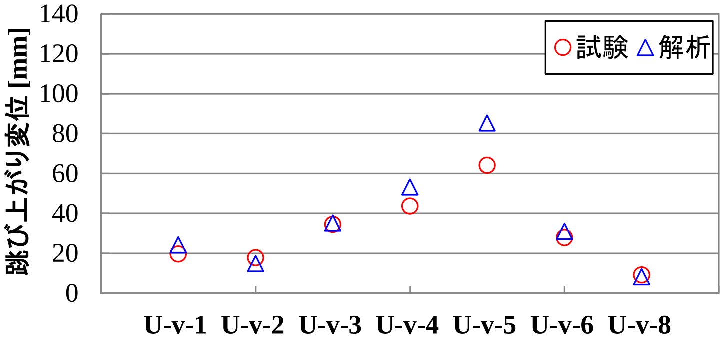


図 **5. 23** 上下単独加振における最大跳び上がり変位

5.1.6.6 水平＋上下加振試験

水平+上下加振試験では，水平応答と跳び上がりに影響があると考えられる雰囲気，水平加振レベル，パッド部隙間，炉心構成要素周りの流路の大きさを試験パラメータとし，試験ケースを表 5. 3 に示す．上下加振に使用する正弦波は加振加速度 19.6m/s^2，加振振動数 11.9Hz とし，水平加振に使用する正弦波は加振加速度 2.0m/s^2 および 3.9 m/s^2，加振振動数は 4.2Hz とする．U-hv-1～U-hv-6 はパッド部衝突が生じる条件であり，気中の U-hv-1 と U-hv-2 および流水中の U-hv-4 と U-hv-5 では水平加振レベル（衝突荷重）が跳び上がりに与える影響を，U-hv-6 ではパッド部隙間（水平変位，衝突荷重）が跳び上がりに与える影響を確認した．U-hv-7～U-hv-9 では試験容器側の衝突治具を取り外し，パッド部に衝突が生じない状態において，流体付加質量が跳び上がりに与える影響を確認した．周囲を炉心構成要素で囲われる実機状態を想定して，U-hv-8 と U-hv-9 の炉心構成要素には周囲の流路を狭くする流路制限板を設置した（図 5. 24）．

U-hv-1～U-hv-6 における最大跳び上がり変位を図 5. 25 に示す．水平加振レベルが大きいほど，またパッド部隙間が大きいほど，跳び上がり変位は小さくなった．パッド部の衝突荷重および水平応答で生じるエントランスノズルの連結管押付荷重による摩擦力が跳び上がりを抑制する．

パッド部隙間が 1.0mm の U-hv-5 と 5.0mm の U-hv-6 における水平変位波形および上下変位波形を図 5. 26 と図 5. 27 に示す．いずれも水平方向にはパッド部隙間だけ変位しているが，U-hv-5 よりパッド部衝突荷重や水平応答変位が大きい U-hv-6 の方が跳び上がり中の上下変位の変動が大きく，炉心支持板の変位に追従していることが確認できた．

U-hv-7～U-hv-9 における最大跳び上がり変位および最大水平変位を図 5. 28 に示す．U-hv-7 に対して，U-hv-8 は流路制限板によって流体付加質量が大きくなり，最大水平変位は小さくなった．これらの試験ケースではパッド部の衝突がなく，水平変位に応じたエントランスノズルにおける押付荷重が生じるため，U-hv-8 の最大跳び上がり変位は大きくなった．U-hv-9 の最大水平変位は U-hv-8 と同程度であるが，流水中であるため，最大跳び上がり変位は大きくなった．

表 5. 3 水平+上下単独正弦波加振 試験条件

試験ケース	雰囲気	加振波(正弦波)			パッド部隙間	流路制限板
		方向	レベル	振動数		
U-hv-1	気中	X+Z	X : 2.0m/s^2 Z : 19.6 m/s^2	X : 4.2Hz Z : 11.9Hz	1.0mm	無
U-hv-2	気中		X : 3.9m/s^2 Z : 19.6m/s^2		1.0mm	無
U-hv-3	水中		X : 3.9m/s^2 Z : 19.6m/s^2		1.0mm	無
U-hv-4	流水中 (0.3MPa)		X : 2.0m/s^2 Z : 19.6 m/s^2		1.0mm	無
U-hv-5	流水中 (0.3MPa)		X : 3.9m/s^2 Z : 19.6m/s^2		1.0mm	無
U-hv-6	流水中 (0.3MPa)		X : 3.9m/s^2 Z : 19.6m/s^2		5.0mm	無
U-hv-7	水中		X : 3.9m/s^2 Z : 19.6m/s^2		—	無
U-hv-8	水中		X : 3.9m/s^2 Z : 19.6m/s^2		—	有
U-hv-9	流水中 (0.3MPa)		X : 3.9m/s^2 Z : 19.6m/s^2		—	有

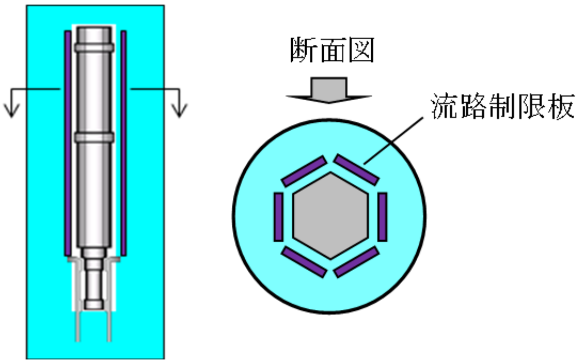


図 5. 24 流路制限板

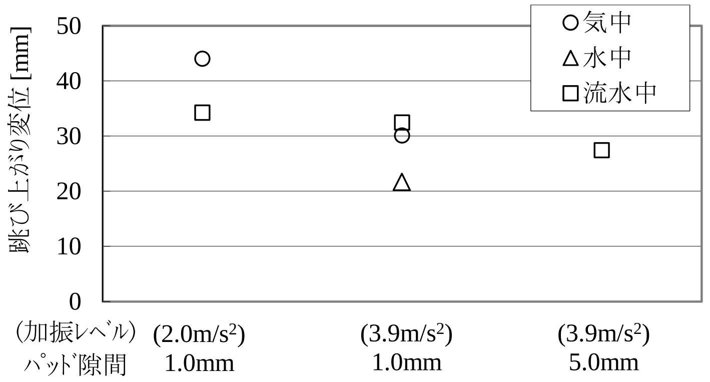
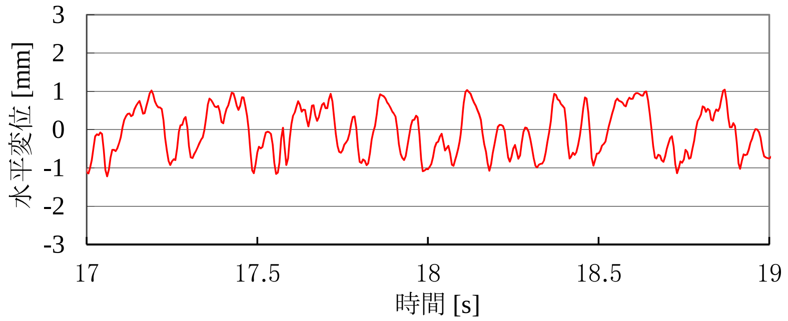
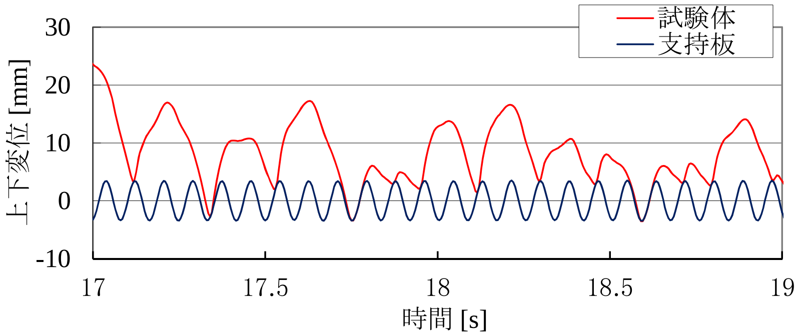


図 5. 25　最大跳び上がり変位（U-hv-1～U-hv-6）

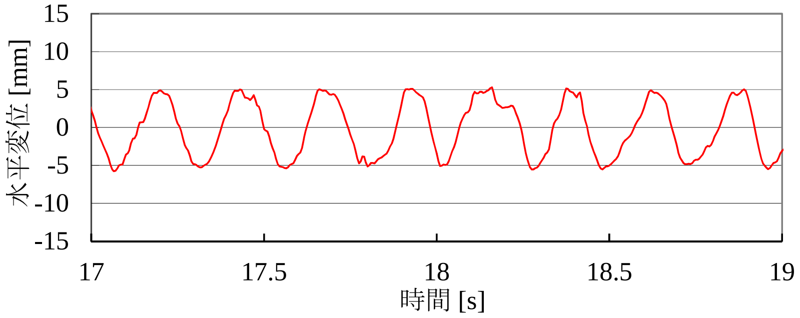


(a) 上部パッド近傍の水平変位

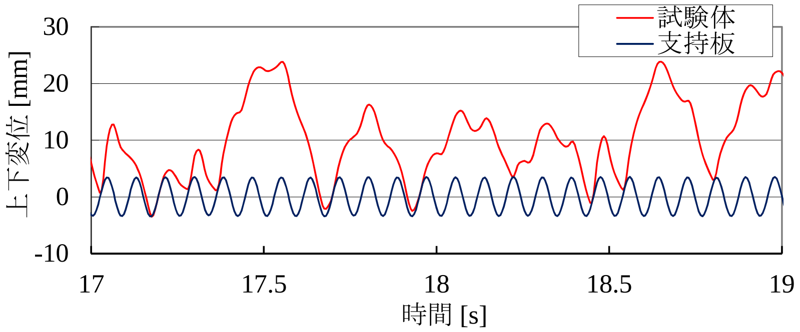


(b) 炉心構成要素と炉心支持板の上下絶対変位

図 5. 26　水平と上下の変位（U-hv-5）



(a) 上部パッド近傍の水平変位



(b) 炉心構成要素と炉心支持板の上下絶対変位

図 5. 27 水平と上下の変位（**U-hv-6**）

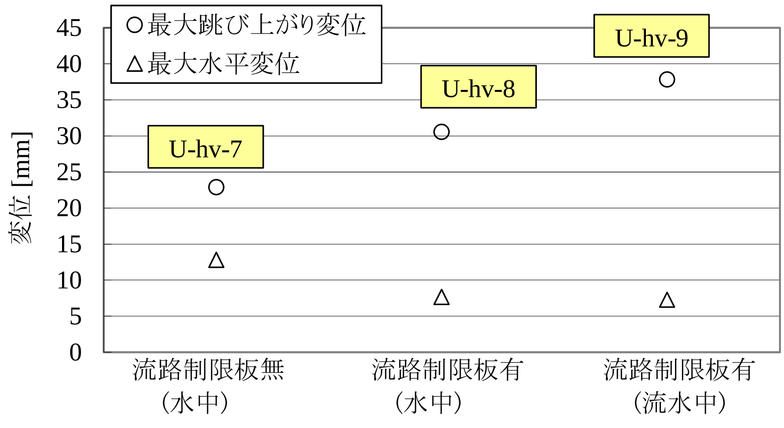


図 **5. 28** 最大水平変位と最大跳び上がり変位の関係

5.1.6.7 水平＋上下加振試験における検証解析（跳び上がり変位の検証）

表 5. 4 に示す U-hv-10～U-hv-14 の水平+上下加振試験に対して検証解析を実施した. U-hv-10～U-hv-13 は前項に示した試験より上下加振レベルが小さい正弦波加振試験であり, 水平加振による跳び上がり変位への影響がより顕著な条件とした. また, U-hv-14 は流水中の地震波加振試験である.

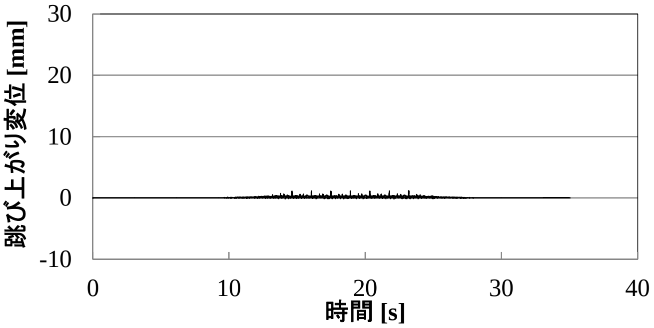
U-hv-10～U-hv-12 はパッド部に衝突がない状態で雰囲気（気中・水中・流水中）を変えた条件であり, 試験と解析の跳び上がり変位を図 5. 29～図 5. 31 に示す. 気中・水中では跳び上がり変位がほとんど生じなかった. 流水中では上向きの流体力によって気中や水中と比べて跳び上がりが大きく生じ, 見かけ上の重力加速度も小さいため, エントランスノズルにおける摩擦力の影響で図 5. 31 に示すように跳び上がり中の挙動がきれいな放物線ではなく, 炉心支持板の上下変位に合わせて上下に変動した. 解析の跳び上がり変位は試験結果の傾向と良く一致しており, エントランスノズルにおける摩擦の影響を適切に考慮できることが確認できた. パッド部衝突有・流水中の U-hv-13 における試験と解析の跳び上がり変位を図 5. 32 に示す. 解析の跳び上がり変位は試験の傾向と一致しており, パッド部における摩擦の影響も適切に考慮できることを確認した.

流水中の地震波加振である U-hv-14 における試験と解析の跳び上がり変位を図 5. 33 に示す. 地震波の上下変位はランダムな波形であり, 炉心構成要素が炉心支持板と衝突するタイミングが異なると跳び上がり変位波形にも差異が生じやすいが, 跳び上がり変位の大きさは同程度であった.

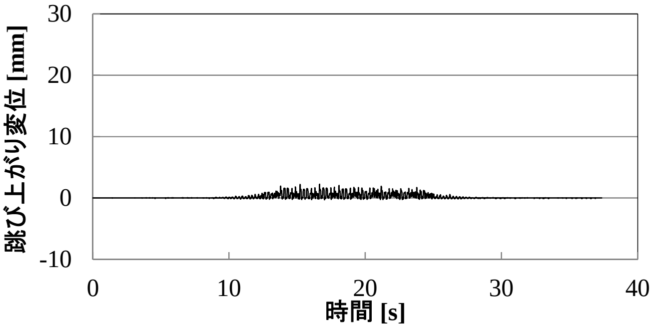
U-hv-10～U-hv-14 における試験と解析の最大跳び上がり変位を図 5. 34 に示す. 水平方向に加振されることでパッド部あるいはエントランスノズルに摩擦力が生じ, 跳び上がり変位を低減させるが, いずれの状態においても, 試験と解析の最大跳び上がり変位は概ね一致している. また, 正弦波加振だけではなく地震波加振においても, 最大跳び上がり変位は同様に一致している. 以上のことから, 水平+上下加振でパッド部の衝突や水平変位をともなう跳び上がり挙動が解析で適切に計算できることを確認した.

表 5. 4 水平+上下単独正弦波加振　試験条件

<table>
<tr><th rowspan="2">試験ケース</th><th rowspan="2">雰囲気</th><th colspan="3">加振波（正弦波）</th><th rowspan="2">パッド部
隙間</th><th rowspan="2">流路
制限板</th></tr>
<tr><th>方向</th><th>レベル</th><th>振動数</th></tr>
<tr><td>U-hv-10</td><td>気中</td><td rowspan="5">X+Z</td><td>X : 3.9m/s^2
Z : 14.7 m/s^2</td><td rowspan="4">X : 4.2Hz
Z : 11.9Hz</td><td>－</td><td>無</td></tr>
<tr><td>U-hv-11</td><td>水中</td><td>X : 3.9m/s^2
Z : 14.7 m/s^2</td><td>－</td><td>無</td></tr>
<tr><td>U-hv-12</td><td>流水中
（0.3MPa）</td><td>X : 3.9m/s^2
Z : 14.7 m/s^2</td><td>－</td><td>無</td></tr>
<tr><td>U-hv-13</td><td>流水中
（0.3MPa）</td><td>X : 3.9m/s^2
Z : 14.7 m/s^2</td><td>1.0mm</td><td>無</td></tr>
<tr><td>U-hv-14</td><td>流水中
（0.3MPa）</td><td colspan="2">地震波（図 5. 5）</td><td>1.0mm</td><td>無</td></tr>
</table>

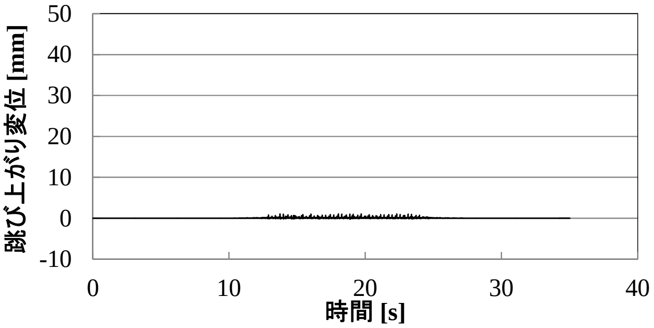


(a) 解析

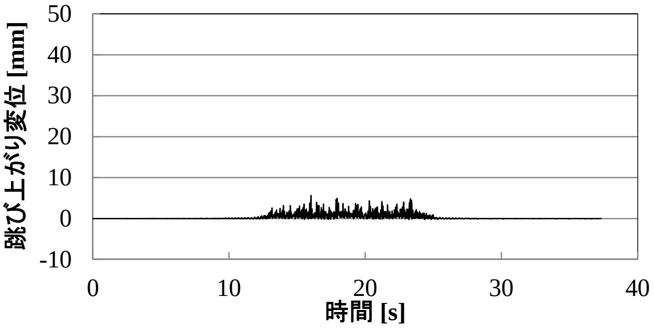


(b) 試験

図 **5. 29** 上下変位（**U-hv-10**）

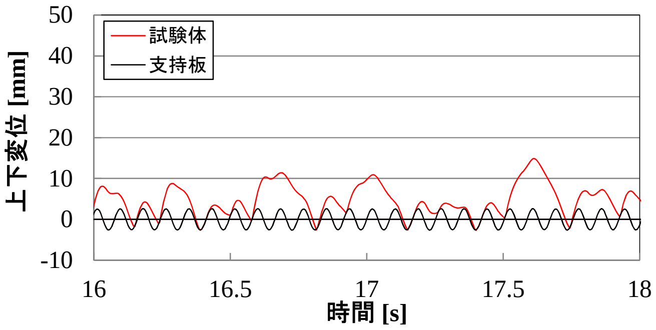


(a) 解析

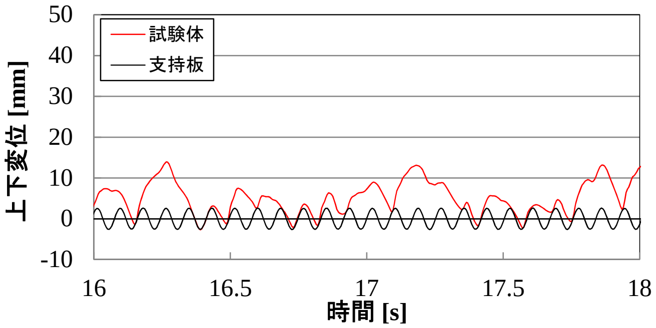


(b) 試験

図 **5. 30** 上下変位（**U-hv-11**）

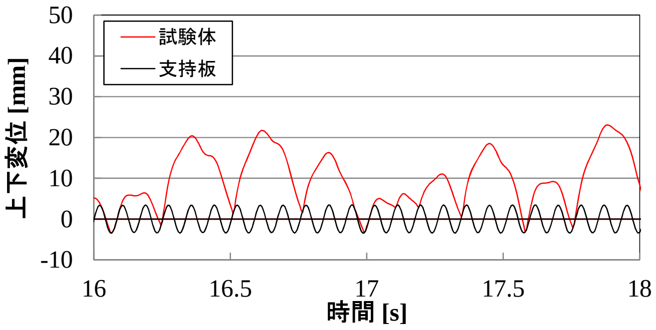


(a) 解析

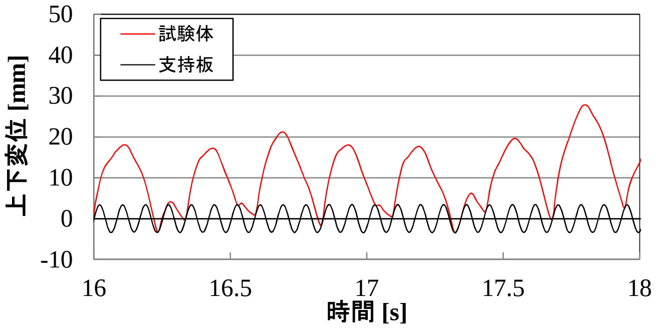


(b) 試験

図 **5. 31**　上下変位（**U-hv-12**）

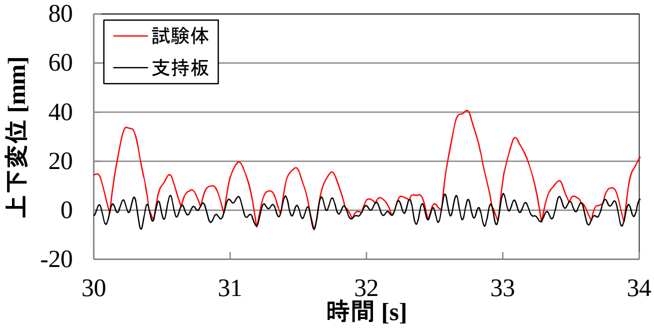


(a) 解析

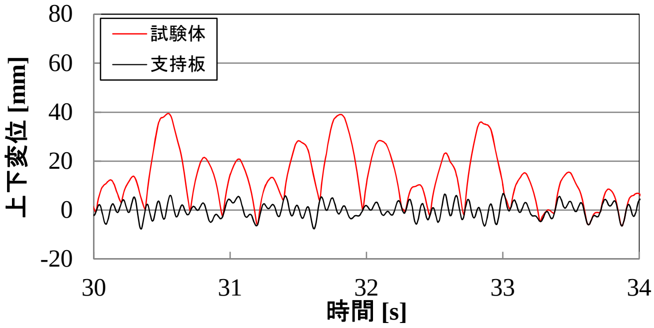


(b) 試験

図 **5. 32**　上下変位（**U-hv-13**）



(a) 解析結果



(b) 試験結果

図 **5. 33** 上下変位（**U-hv-14**）

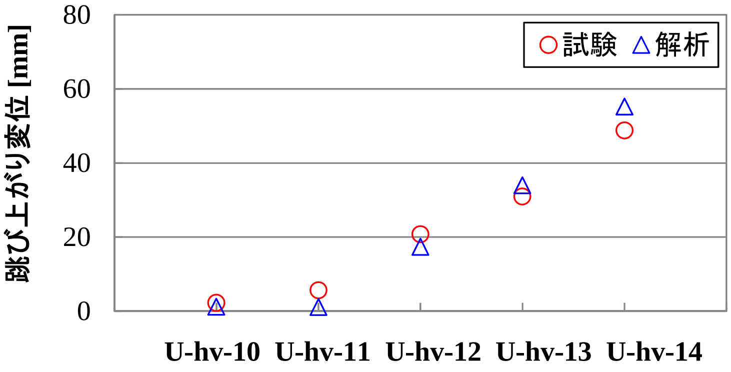


図 **5. 34** 水平+上下加振における最大跳び上がり変位

5.2 縮尺 37 体群体系耐震試験

5.2.1 縮尺 37 体群体系試験体装置

群体系では流体力によるパッド部衝突荷重への影響，隣接する炉心構成要素との干渉や炉心支持板の応答による跳び上がりへの影響など複数体の炉心構成要素における振動挙動に影響の大きい因子について耐震試験で確認した．炉心構成要素の試験体は縮尺比 1/1.5 とし，重力加速度の下向き荷重に対する内部流れによる上向き流体力の影響が実機と同等になる流水中条件（炉心構成要素の上下における圧力差 0.2MPa）を設定可能とした．群体系試験では試験容器下部の炉心支持板に設置された連結管に 37 体の 1/1.5 縮尺試験体を挿入した．試験装置および主な計測点の概要を図 5. 35 に示す．炉心支持板端の加速度，パッド部の衝突荷重，試験体跳び上がり変位を計測した．なお，パッド部の衝突荷重は上部パッドのみを対象とした．水中および流水中においては圧力変動・差圧を計測するために試験容器に圧力計と差圧計を設置した．荷重計測に関してはパッド部の衝突荷重のピークを計測するために高速サンプリング 0.1ms とし，その他の計測に関しては低速サンプリング 1ms とした．加振試験では 1/1.5 縮尺試験体の群振動挙動を把握するために正弦波と地震波の振動試験を実施した．

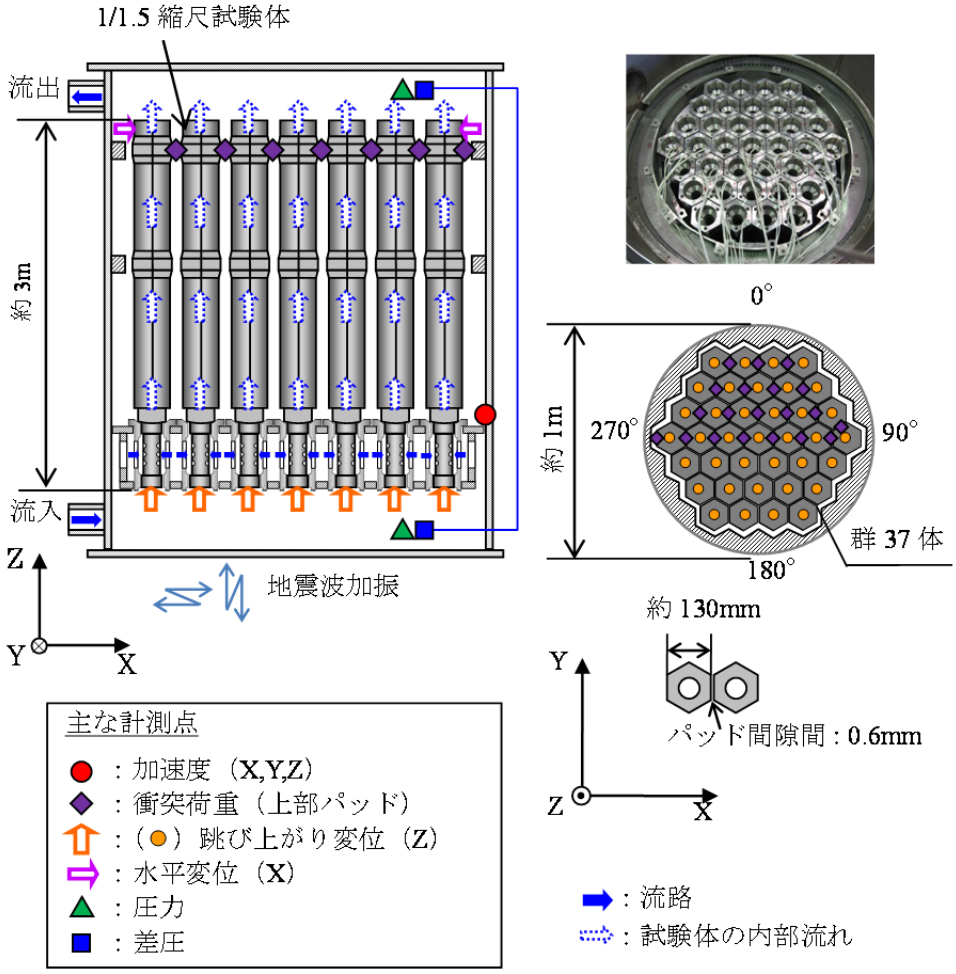


図 5. 35 群体系試験体と計測点

5.2.2 群体系試験の解析モデル概要

炉心群振動解析コードREVIAN-3Dにおける群体系の解析モデルの概要について**図 5. 36** に示す．図 5. 4 に示す単体解析モデルに，流路網による流体構造連成振動，隣接する炉心構成要素とパッド同士の衝突，炉心支持板の応答が考慮される． 各衝突パラメータは 1/1.5 縮尺試験体や部分試験体などを用いた落下試験の結果から設定した．

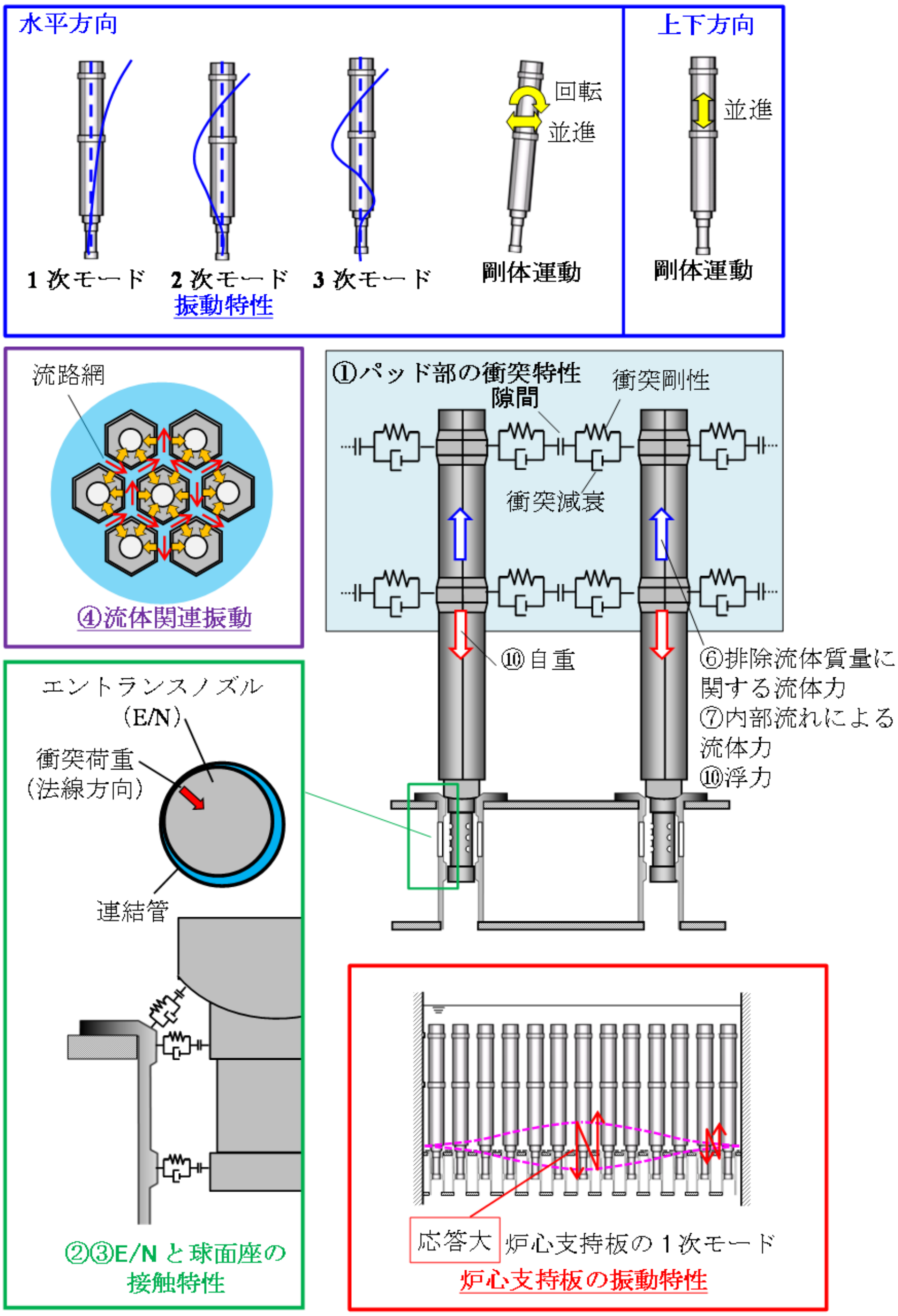
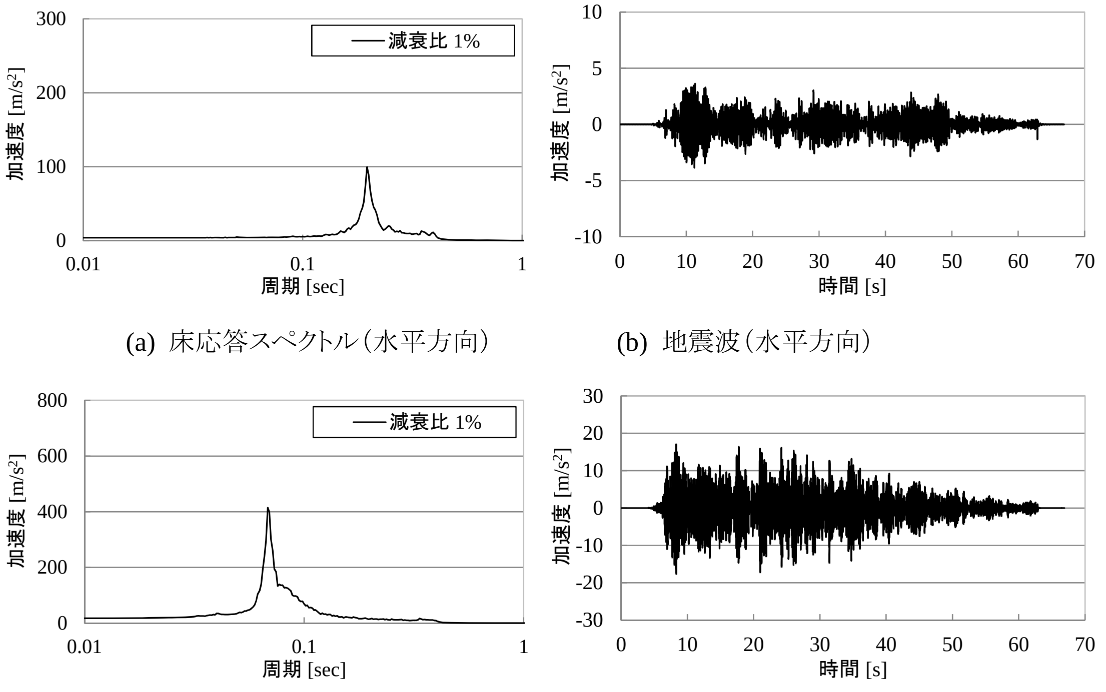


図 5. 36 群体系における解析モデル

5.2.3 群体系試験条件

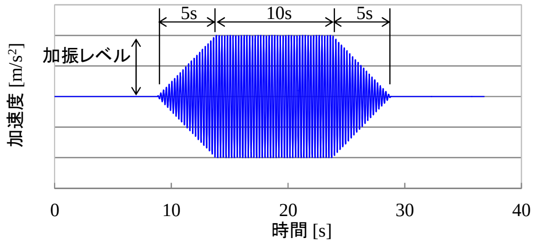
加振時の炉心構成要素群の挙動を把握するために，正弦波と地震波を入力とした群体系の振動試験を実施した．加振地震波は高速炉実証施設の建屋などの特徴を考慮したときの炉心支持板位置における地震波応答加速度を基に，相似比に合わせて時間軸を調整（$\times 1/\sqrt{1.5}$）した波形とし，その床応答スペクトルを図 5. 37(a)(c)に，地震は加速度波形を図 5. 37 (b)(d)に示す．なお，正弦波加振（図 5. 38）では地震波の主成分である，水平方向 5.1Hz，上下方向 14.6Hz を加振振動数とし，加振条件の加振加速度レベルにしたがう．水平単独加振は加振開始から 5s で定常加振となり，定常加振 10s の後に 5s で停止する計 20s 間の加振とした．上下加振は加振開始から 5s で定常加振となり，定常加振 5s の後に 5s で停止する 15s 間を 3 回繰り返す計 45s 間の加振とし，水平+上下加振は上下加振の 45s の間，水平方向に定常加振とした．跳び上がりを考慮した炉心群振動解析の検証を行うことができるように加振試験における上下方向の加振加速度レベルは地震波，正弦波ともに跳び上がりが十分生じる大きさとした．



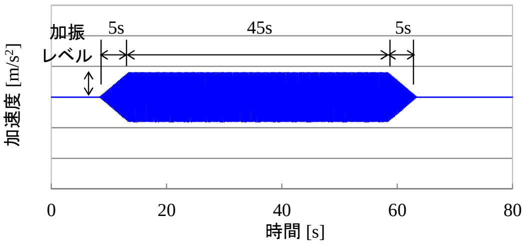
(a) 床応答スペクトル（水平方向）　(b) 地震波（水平方向）

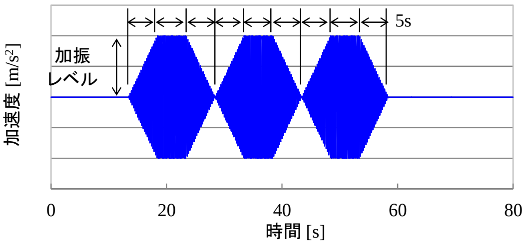
(c) 床応答スペクトル（水平方向）　(d) 地震波（水平方向）

図 5. 37 地震波加速度と床応答スペクトル



(a) 水平単独加振





(b) 水平+上下加振　　(c) 上下単独加振・水平+上下加振

図 **5. 38** 正弦波加速度

5.2.4 加振試験と検証解析

5.2.4.1 水平単独加振試験と検証解析（衝突荷重の検証）

正弦波の水平単独加振試験では，水平挙動に影響があると考えられる雰囲気・加振レベルを試験パラメータとした．試験条件を表 5. 5 に示す．水平単独加振に使用する正弦波は加振加速度 3.9m/s^2，加振振動数 5.1Hz とし，G-h-1 と G-h-2 では雰囲気（気中・水中）の影響を，G-h-2 と G-h-3 では水中条件における加振レベルの影響を確認した．

試験装置側には最外周のパッド部と衝突するコアフォーマを模擬した衝突治具を設置した．炉心構成要素番号と上部パッドの衝突荷重の計測点番号を図 5. 39 に示す．各試験ケースにおける試験と解析のパッド部の最大衝突荷重を図 5. 40 に示す．気中における衝突荷重に対して水中の衝突荷重は小さく，加振レベルを大きくすると水中の衝突荷重も大きくなった．解析結果は試験の衝突荷重の傾向と概ね一致した．

ここでは炉心構成要素が完全に真っ直ぐ製作されていると仮定しており，製作誤差による初期曲がりを考慮していない．炉心構成要素間の隙間は小さいため，炉心構成要素の初期曲がりによる影響を確認する．上部パッドや中間パッドにおける初期曲がりについて，サンプル寸法計測した結果を考慮して，乱数によって初期曲がりを解析条件に反映した解析結果を図 5. 41 に示すが，初期曲がり量は衝突荷重に大きな影響を与えなかった．

表 5. 5 水平単独正弦波加振 試験条件

試験ケース	雰囲気	加振波（正弦波）		
		方向	レベル	振動数
G-h-1	気中	X	3.9m/s^2	5.1Hz
G-h-2	水中			
G-h-3	水中		8.0m/s^2	

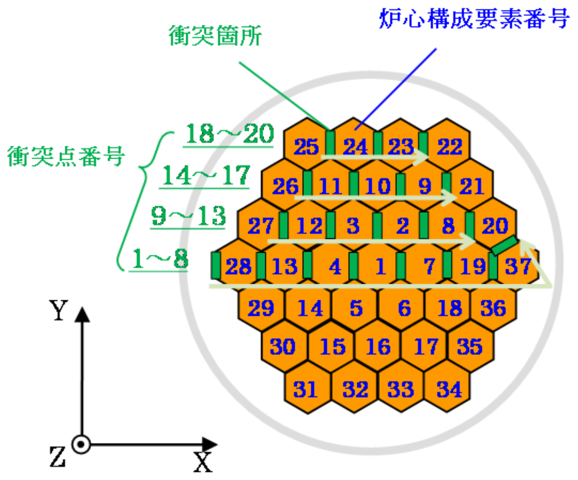
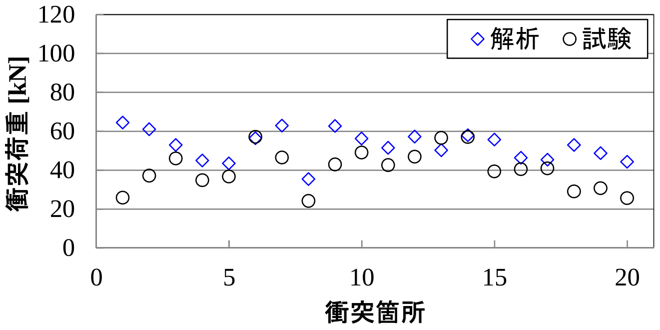
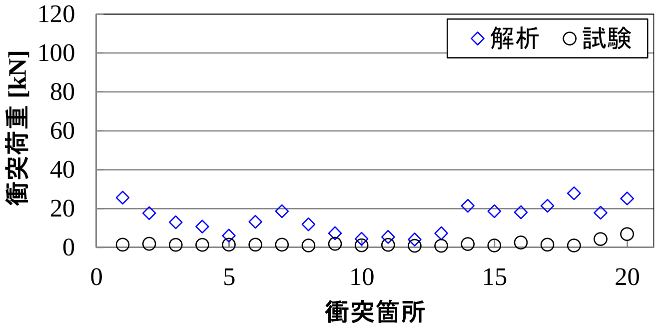


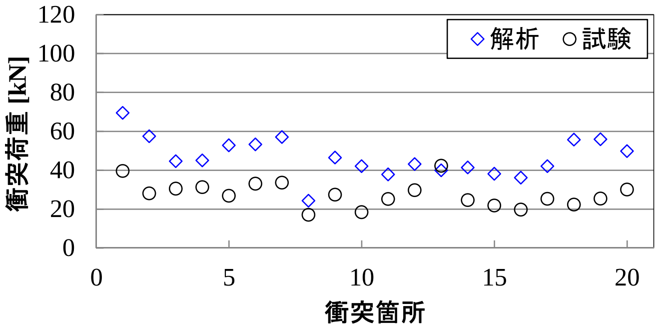
図 5. 39 衝突箇所



(a) 気中（G-h-1）



(b) 水中（G-h-2）



(c) 水中（G-h-3）

図 **5. 40** 水平単独加振における衝突荷重

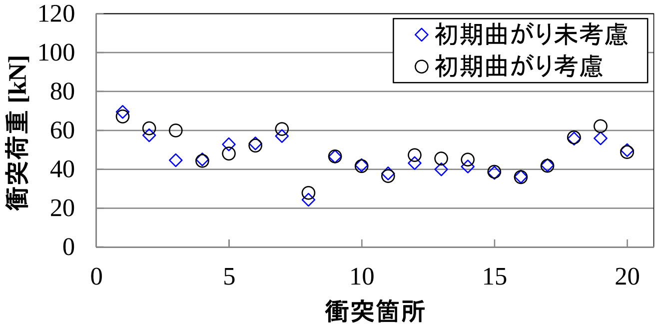


図 **5. 41** 水平単独加振における衝突荷重（初期曲がりの影響）

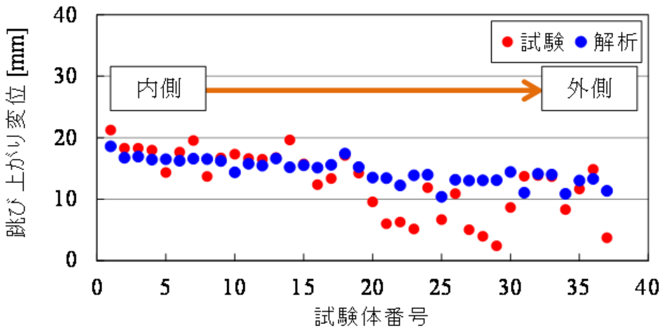
5.2.4.2 上下単独加振試験と検証解析（跳び上がり変位の検証）

正弦波の上下単独加振試験では，雰囲気を試験パラメータとした．試験条件を表 5. 6 に示す．上下単独加振に使用する正弦波は加振加速度 10.4m/s^2, 加振振動数 14.6Hz とし，G-v-1～G-v-3 では雰囲気（気中・水中・流水中）の影響を確認した．37 体それぞれで跳び上がりにばらつきが生じることが考えられるため，図 5. 38 (c)に示したように一度の加振で 3 回繰り返す正弦波加振を 3 回実施し，総加振回数を 9 回とした．跳び上がった炉心構成要素は炉心支持板と衝突するタイミングによって跳び上がり変位が変わり，その後の挙動も変わってしまうため，最大跳び上がり変位は同じ加振条件でも試験間でばらつきが生じる．各加振（9 回）の最大跳び上がり変位の平均値を炉心構成要素ごとに整理した試験結果と解析結果を図 5. 42 に示す．気中と水中では炉心支持板中央の方が端と比べて跳び上がり変位が大きく，試験結果と解析結果は近い傾向を示した．

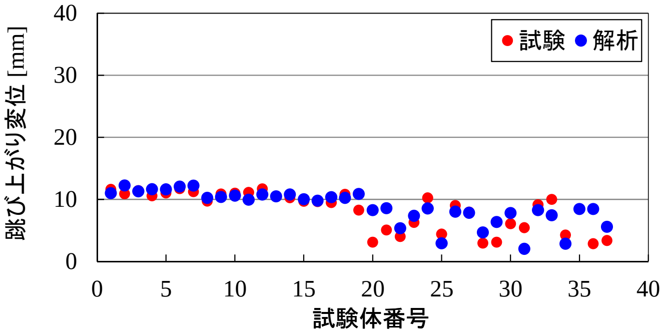
流水中では解析結果より試験結果の方が最大跳び上がり変位は小さくなった．ここで，上部パッドや中間パッドにおける初期曲がりについて，サンプル寸法計測した結果を考慮して，乱数によって初期曲がりを解析条件に反映した解析結果を図 5. 43 に示す．初期曲がりを考慮することで解析結果が試験結果に近くなる結果となった．初期曲がりを解析で考慮することで，周囲の炉心構成要素からパッド部が押され，エントランスノズルにおける荷重が増加して摩擦力も大きくなり，跳び上がり変位を抑制する．エントランスノズルの長さに対して上部パッドからエントランスノズルまでの長さは大きいため，モーメントの釣り合いから上部パッド部を押す荷重に対してエントランスノズルに生じる荷重は約 10 倍大きくなる．流水中では炉心構成要素に上向きの流体力が作用するため，見かけ上の重力加速度が小さくなり，摩擦力の影響がより大きくなる．したがって，初期曲がりによるエントランスノズルの摩擦力を考慮することで試験結果と解析結果がより近い傾向を示すことが確認できた．また，炉心構成要素の初期曲がりを考慮せず，真っ直ぐと仮定することで最大跳び上がり変位を安全側に評価することができる．

表 5. 6 上下単独正弦波加振　試験条件

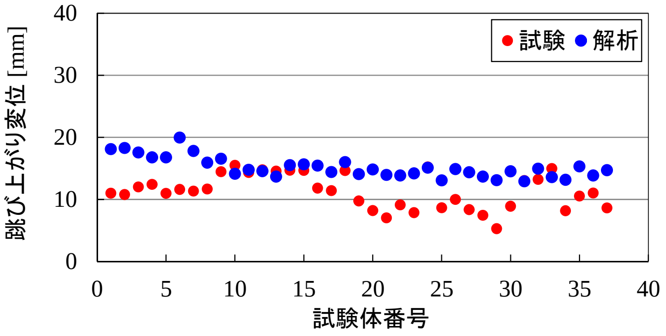
試験ケース	雰囲気	加振波（正弦波）			加振回数
		方向	レベル	振動数	
G-v-1	気中	Z	10.4m/s^2	14.6Hz	9
G-v-2	水中				9
G-v-3	流水中（0.2MPa）				9



(a) 気中(G-v-1)



(b) 水中(G-v-2)



(c) 流水中(G-v-3)

図 **5. 42** 上下単独加振における最大跳び上がり変位

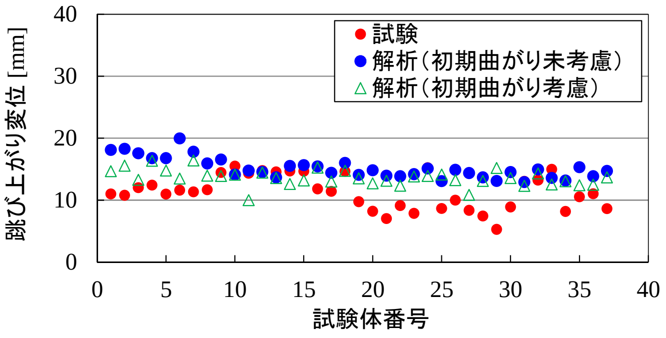


図 **5. 43** 流水中の上下単独加振における最大跳び上がり変位(初期曲がりの影響)

5.2.4.3 水平+上下加振試験と検証解析（跳び上がり変位の検証）

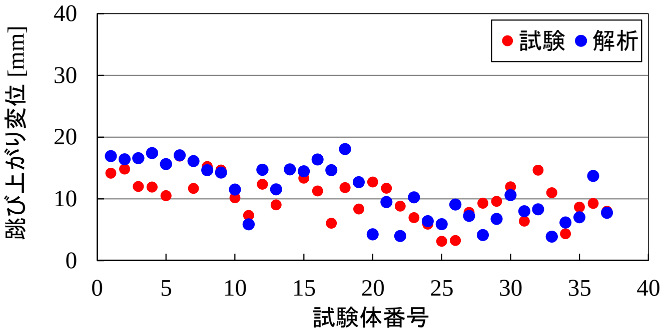
正弦波の水平+上下加振試験では，雰囲気を試験パラメータとした．試験条件を表 5．7 に示す．水平+上下加振に使用する正弦波は，水平方向の加振加速度 3.9m/s^2, 加振振動数 5.1Hz とし，上下方向の加振加速度 14.7m/s^2, 加振振動数 14.6Hz とした．正弦波加振では上下単独加振と同様に一度の加振で 3 回繰り返す正弦波加振を 3 回実施したため，総加振回数を 9 回とし，地震波加振の総加振回数は 3 回とした．

試験と初期曲がりを考慮した解析における各加振（正弦波加振 9 回、地震波加振 3 回）の最大跳び上がり変位の平均値を図 5．44 に示す．気中・水中・流水中いずれにおいても試験と解析の最大跳び上がり変位は近い傾向を示した．また，気中の水平+上下正弦波加振 G-hv-1 では水平方向の応答が他のケースより大きく，摩擦力も大きくなるため，上下加速度が上下単独正弦波加振 G-v-1 より大きいにも関わらず，最大跳び上がり変位が同程度となった（図 5. 42 (a)・図 5. 44 (a)）.

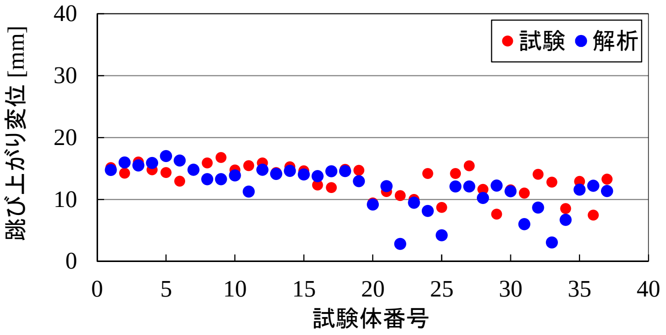
地震波加振 G-hv-4 においても，試験と解析の最大跳び上がり変位は近い傾向を示した（図 5．44 (d)）.

表 5. 7 水平+上下加振 試験条件

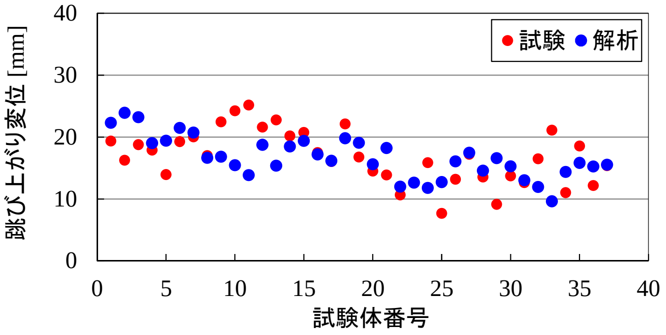
試験ケース	雰囲気	加振条件				加振回数
		加振波	方向	レベル	振動数	
G-hv-1	気中	正弦波	X Z	3.9 m/s^2 14.7m/s^2	5.1Hz 14.6Hz	9
G-hv-2	水中	正弦波				9
G-hv-3	流水中 （0.2MPa）	正弦波				9
G-hv-4	流水中 （0.2MPa）	地震波		図 5.37		3



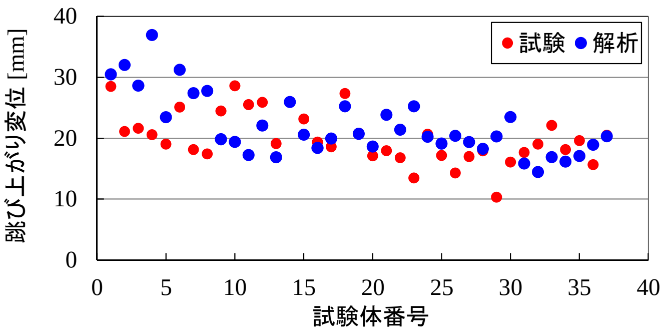
(a) 気中(G-hv-1)



(b) 水中(G-hv-2)



(c) 流水中(G-hv-3)



(d) 流水中(G-hv-4)

図 **5. 44** 水平+上下加振における最大跳び上がり変位

5.2.5 跳び上がり変位の解析精度評価

炉心構成要素の跳び上がり変位は，炉心構成要素が跳び上がっている間も炉心支持板が上下に変位し，炉心支持板に着地するときの相対速度と反発係数にしたがって炉心構成要素は再び跳び上がる．上下加振中の炉心構成要素は跳び上がりと着地を繰り返すことになるが，跳び上がりが発生する着地のタイミングが少しでもずれると，図 5. 45 に示すように，その後の跳び上がり挙動は異なるものとなる．また，炉心構成要素の跳び上がり中における炉心支持板の上下絶対変位が大きいと，その影響を受けて炉心構成要素と炉心支持板の相対変位である跳び上がり変位も増減する．したがって，解析と試験の結果を比較すると，跳び上がり挙動の全体的な傾向は変わらないものの，時々刻々の跳び上がりの軌跡など挙動の詳細は異なるため，解析精度を評価するためにはタイミングによる影響を極力排除した評価値が必要である．平均値や RMS 値を使用すると，タイミングによる影響は小さくなるものの，加振レベルが小さい時間帯や跳び上がり変位が小さい時間帯が多くなると，跳び上がりを正しく評価できない．そのため，有意な跳び上がり変位のみ抽出して RMS 値を算出することで解析と試験の結果を定量的に比較することとした．ここで有意な跳び上がりとは，設定した閾値より大きい跳び上がりのことであり，図 5. 46 に示すように閾値を超えた跳び上がりのみを分析対象とする．閾値はパッド部長さの 1/10（1/1.5 縮尺試験体では 3mm）とした．

水平+上下方向の正弦波加振（G-hv-3）と地震波加振（G-hv-4）における試験と解析の跳び上がり変位の RMS 値を図 5. 47，図 5. 48 に示す．正弦波加振は同じ加振波が繰り返されるため，跳び上がりのタイミングによる影響が小さく，炉心構成要素間で最大跳び上がり変位のばらつきも小さい．そのため，正弦波加振における最大跳び上がり変位（図 5. 44 (c)）と RMS 値（図 5. 47）の傾向は近い．一方で，地震波加振はランダムに加振され，タイミングによる影響が大きくなるため，炉心構成要素間で最大跳び上がり変位（図 5. 44 (d)）のばらつきが大きいが，RMS 値（図 5. 48）ではタイミングによる影響が小さくなることでばらつきも小さくなり，試験と解析が良く一致しており，群体系における解析の跳び上がり変位が妥当であることを示した．

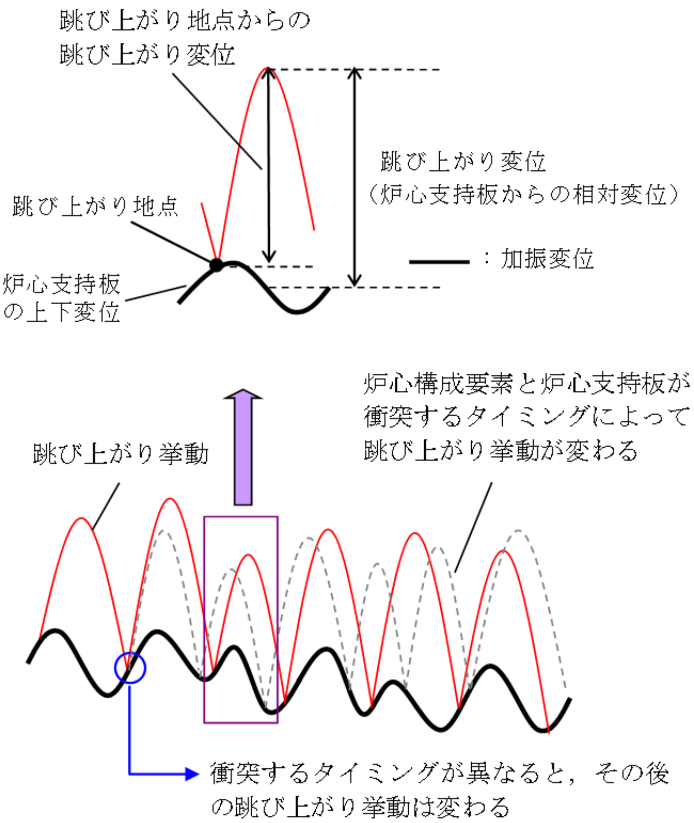


図 5. 45 衝突するタイミングによる跳び上がり変位の差異

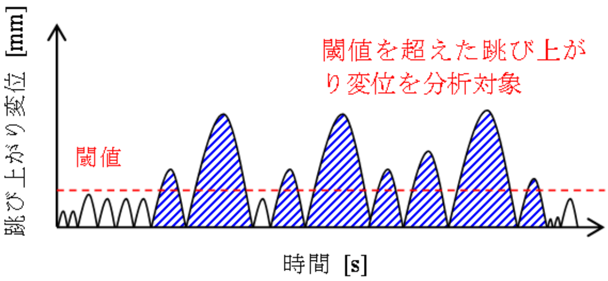


図 5. 46 跳び上がり変位の RMS 値の計算

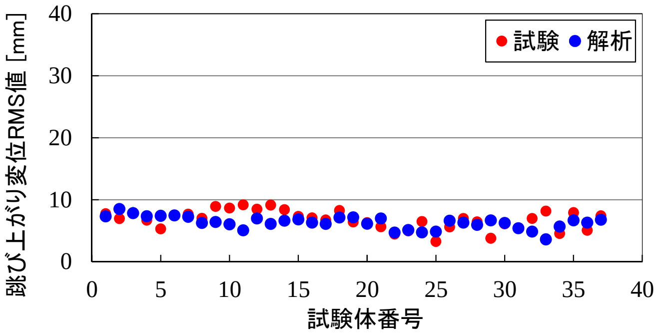


図 **5. 47** 跳び上がり変位の **RMS** 値(**G-hv-3**)

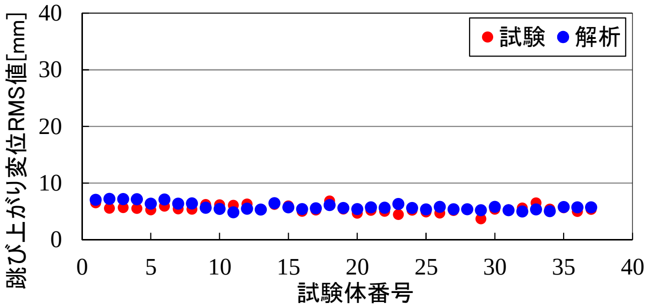


図 **5. 48** 跳び上がり変位の **RMS** 値(**G-hv-4**)

5.3 縮尺 32 体・18 体列体系耐震試験

5.3.1 縮尺 32 体・18 体列体系試験体装置

高速炉炉心は数百体の炉心構成要素の群であり，JSFR 炉心の中央最長列は図 5. 49 に示すように 32 体の炉心構成要素が並ぶ．したがって，水平方向に加振されると複数体の炉心構成要素が同時に同じ方向へ変位することによる水平可動域の増加（列効果）が生じる（図 5. 50）．JSFR 炉心の最長列 32 体と中規模列 18 体を試験対象とし，群体系のように斜めに位置する炉心構成要素の影響がない状態で，流体の影響がない気中において，列効果による水平変位やパッド部衝突荷重への影響を確認した．1 列 18 体では 1 列 32 体と同じ連結管ピッチとそれより狭い連結管ピッチの 2 条件で試験を実施し，パッド間隙間の影響についても確認した．

列体系試験では試験容器下部の炉心支持板に設置された連結管に 32 体もしくは 18 体の 1/1.5 縮尺試験体を 1 列に挿入する．試験装置および主な計測点の概要を図 5. 51 に示す．炉心支持板端の加速度，パッド部の衝突荷重，試験体頂部の水平変位を計測した．なお，パッド部の衝突荷重は上部パッドのみを対象とした．荷重計測に関しては衝突荷重のピークを計測するために高速サンプリング 0.1ms で，その他の計測に関しては低速サンプリング 1ms とした．加振試験では 1/1.5 縮尺試験体の列振動挙動を把握するために正弦波の振動試験を実施した．

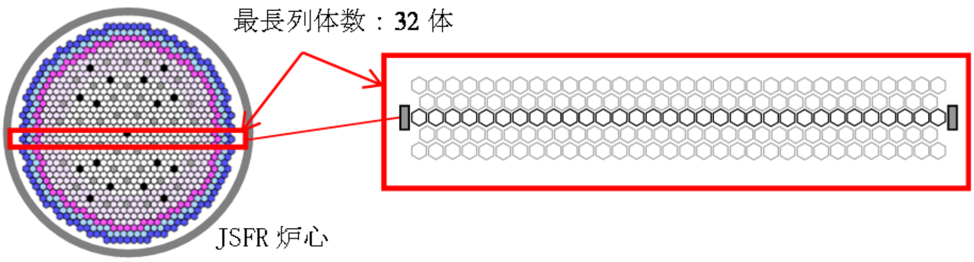


図 5. 49 炉心の最長列

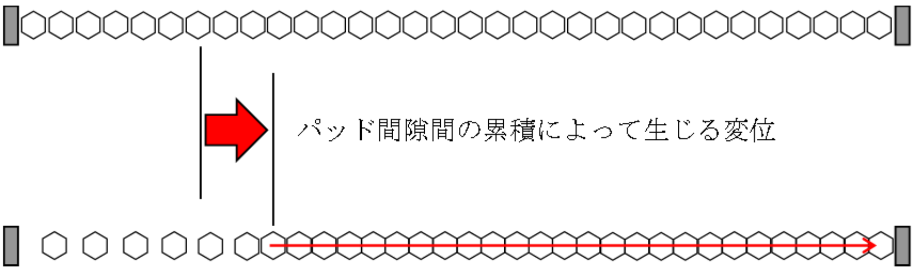


図 5. 50 列効果

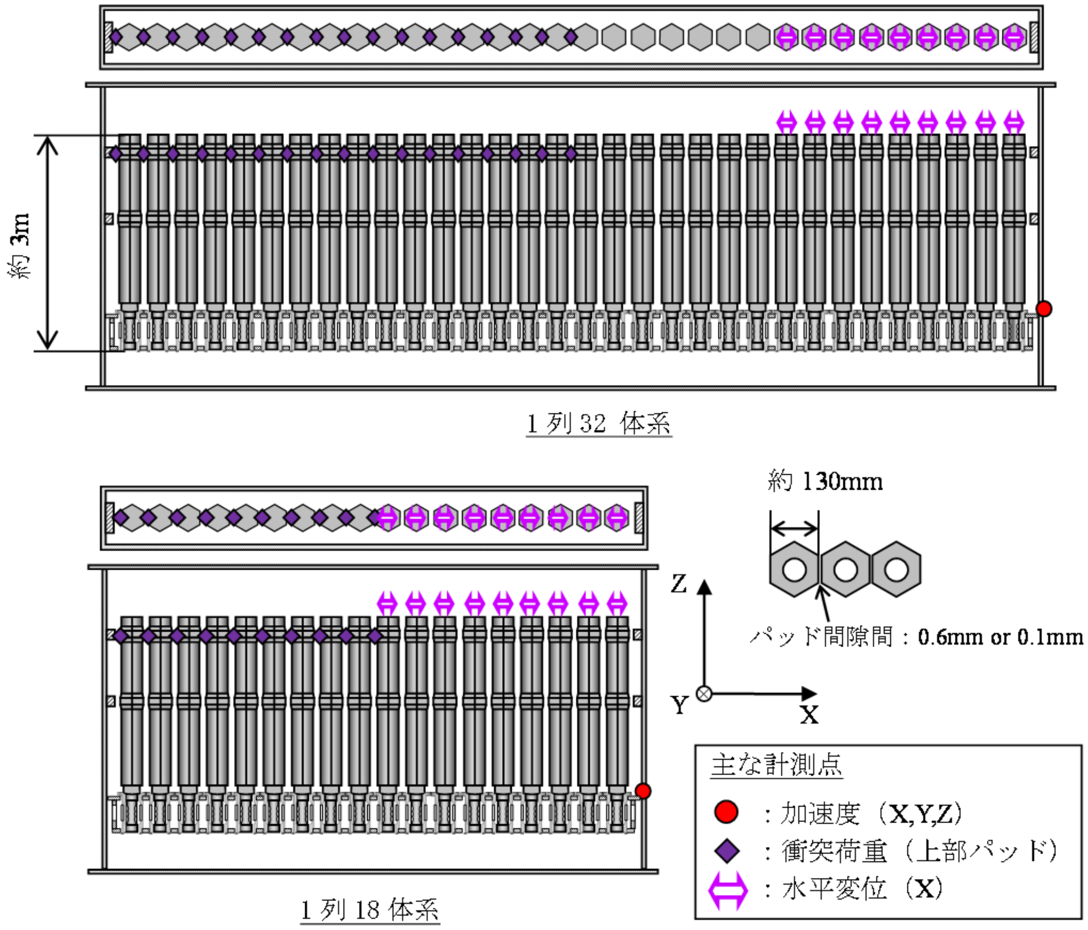


図 **5. 51**　列体系試験体と計測点

5.3.2 列体系試験の解析モデル概要

炉心群振動解析コード REVIAN-3D における列体系の解析モデルの概要について図 5. 52 に示す. **図 5. 36** に示す群体系の解析モデルから流路網による流体構造連成と炉心支持板の応答を無視し, 該当する 1 列以外の炉心構成要素と干渉しないようにすることで列体系の解析モデルとした. 1/1.5 縮尺試験体の各パラメータは群体系試験と同様とする.

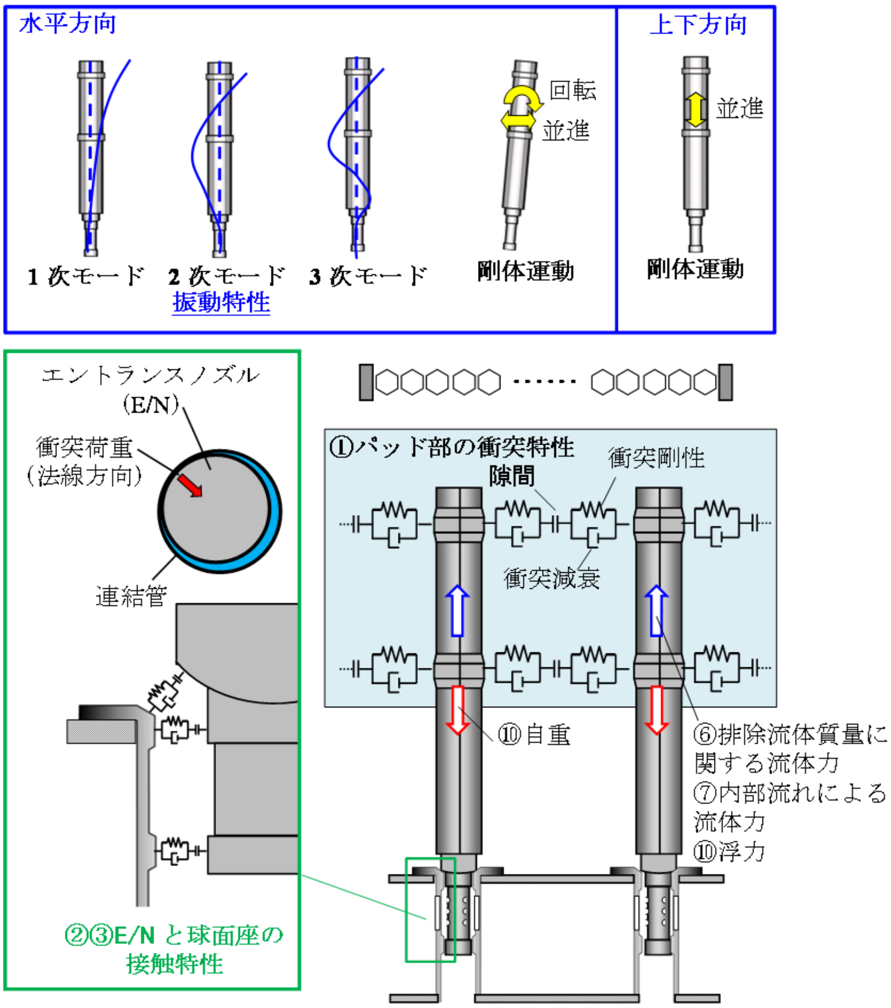


図 5. 52 列体系における解析モデル

5.3.3 列体系試験条件

加振時の列効果による炉心構成要素の挙動を把握するために，水平単独加振で正弦波を入力とした列体系の振動試験を実施した．加振波は群体系試験と同様の正弦波を使用した（図 5. 38(a)）．

5.3.4 加振試験と検証解析（水平変位の検証）

正弦波の水平単独加振試験では，列効果に影響が大きいと考えられる 1 列体数・パッド間隙間を試験パラメータとした．試験条件を表 5. 8 に示す．水平単独加振に使用する正弦波は加振加速度 3.9m/s^2，加振振動数 5.1Hz とし，R-h-1 と R-h-2 では 1 列体数（32 体・18 体）の影響を，R-h-2 と R-h-3 ではパッド間隙間（0.6mm・0.1mm）の影響を確認した．

試験装置側にコアフォーマを模擬した衝突治具を設置し，炉心構成要素が水平方向に振動するときのパッド部での衝突荷重と頂部の水平変位を計測した．炉心構成要素番号と衝突荷重および水平変位の計測点番号を図 5. 53 に示す．R-h-1～R-h-3 の試験と解析における頂部の最大水平両振幅変位および上部パッドの最大衝突荷重を図 5. 54～図 5. 56 に示す．最大水平両振幅変位は試験と解析で良く一致した．1 列 32 体（R-h-1）では中央近傍は両側とも寄り切った振動をするが，図 5. 57 に示すように端に近い試験体ほど水平可動域が小さい外側に振動する際は寄り切るが，水平可動域が大きい内側に振動する際は寄り切らないため，水平両振幅変位は小さくなった．列の端である FA32 と中央寄りの FA24 の試験と解析の頂部水平変位は，図 5. 58 と図 5. 59 に示すように時刻歴でも良く一致することを確認した．

1 列 18 体（R-h-2, R-h-3）では両振幅変位がどの位置の炉心構成要素でも概ね等しく，両側ともにすべてのパッド部隙間が詰まるまで寄り切って振動した．列体系における水平変位の傾向は解析でもよく再現できている．上部パッドの衝突荷重に関しては，1 列 18 体（R-h-2, R-h-3）において，パッド部間隙間が大きいほど衝突荷重が大きく，端に行くほど衝突荷重が大きくなる傾向についても解析と良く合っているが，体数が多い 1 列 32 体（R-h-1）では試験より解析の方が大きくなった．

表 5. 8 水平単独正弦波加振　試験条件

試験ケース	試験体数	雰囲気	加振波（正弦波）			パッド部隙間
			方向	レベル	振動数	
R-h-1	32	気中	X	3.9m/s^2	5.1Hz	0.6mm
R-h-2	18	気中				0.6mm
R-h-3	18	気中				0.1mm

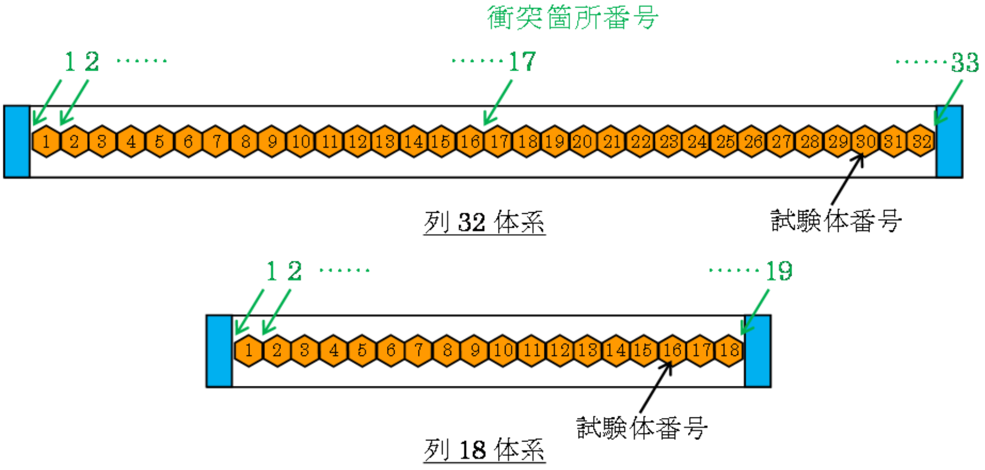
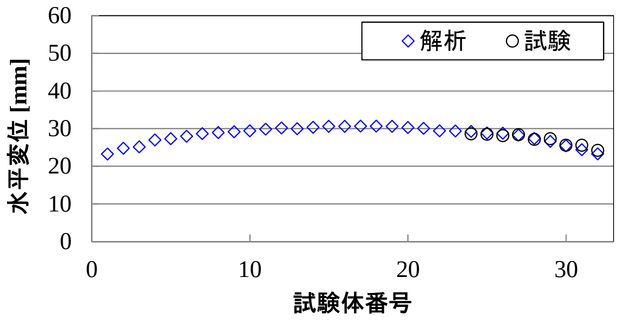
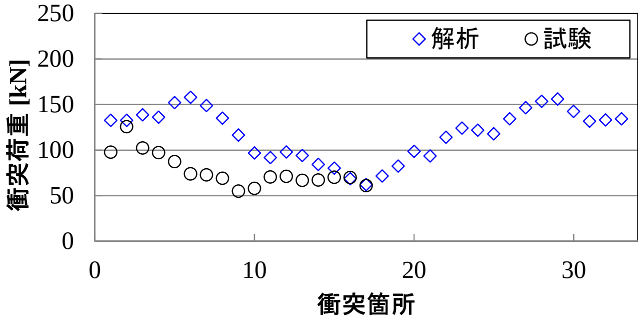


図 5. 53 試験体番号･パッド間番号

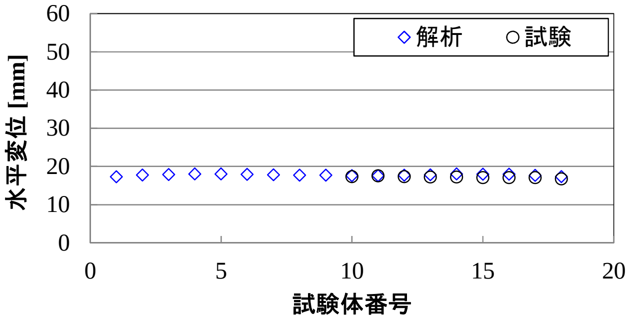


(a) 最大水平両振幅変位

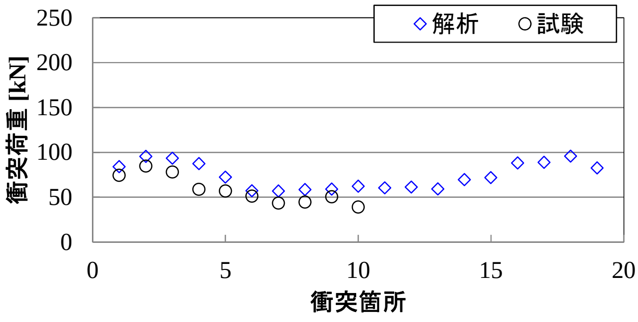


(b) 最大衝突荷重

図 5. 54 最大水平変位･最大衝突荷重の試験と解析の比較（R-h-1）

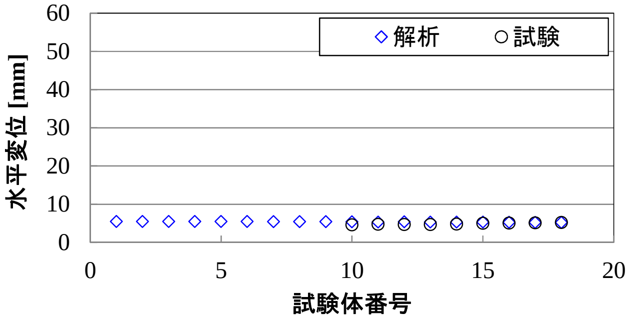


(a) 最大水平両振幅変位

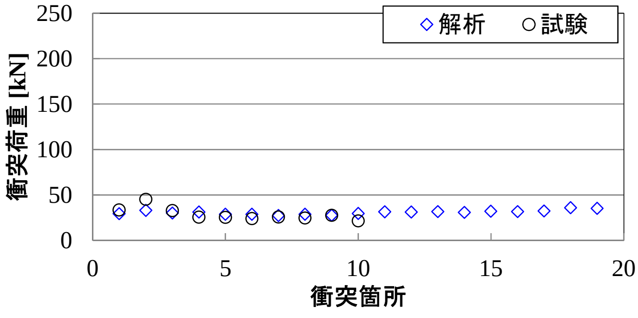


(b) 最大衝突荷重

図 **5. 55** 最大水平変位･最大衝突荷重の試験と解析の比較（**R-h-2**）



(a) 最大水平両振幅変位



(b) 最大衝突荷重

図 **5. 56** 最大水平変位･最大衝突荷重の試験と解析の比較（**R-h-3**）

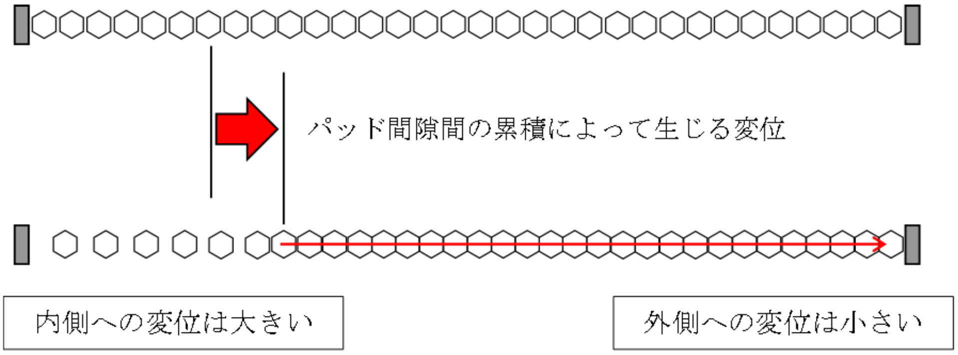
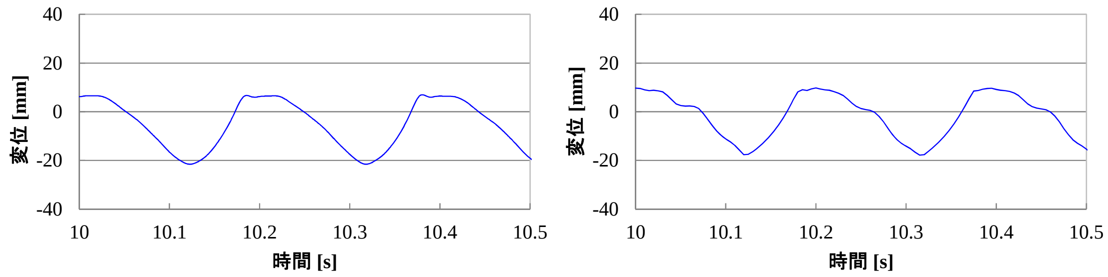
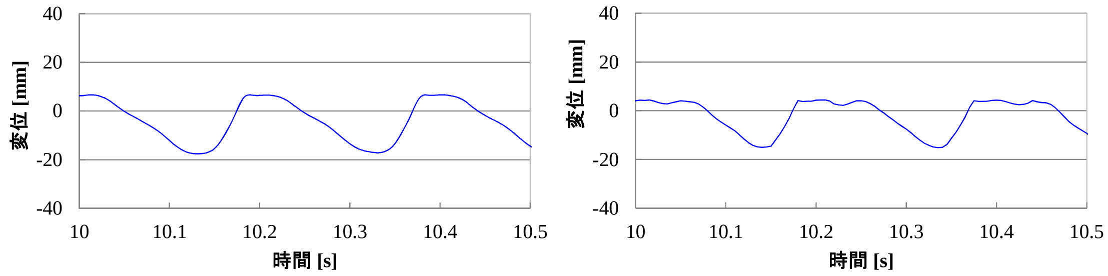


図 5. 57 列による変位の傾向



(a) 試験結果 (b) 解析結果

図 5. 58 **FA24** の頂部水平変位の時刻歴波形（**R-h-1**）



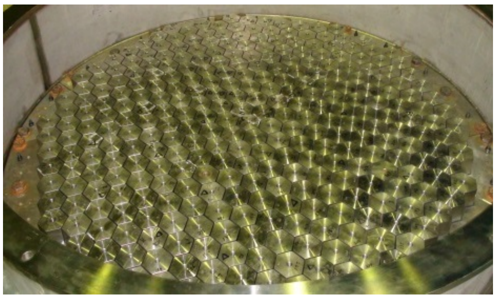
(a) 試験結果 (b) 解析結果

図 5. 59 **FA32** の頂部水平変位の時刻歴波形（**R-h-1**）

5.4 縮尺 313 体多数体系耐震試験

5.4.1 縮尺 313 体多数体系試験装置

多数体による群振動挙動（多数体群における水平変位）を確認するため，313 体多数体系耐震試験を実施した．313 体多数体は最長列 19 体で，周囲の炉心構成要素との干渉が生じる群体系である．炉心構成要素の試験体は縮尺比 1/2.5 とし，試験容器下部の炉心支持板に設置された連結管に 313 体の 1/2.5 縮尺試験体を挿入した．313 体を配置した多数体の状況と炉心構成要素番号を図 5. 60 に示す．また，1/2.5 縮尺試験体ではパッド部は上部パッドのみを模擬し，中間パッドはない構造とした．上部パッド間隙間は 0.4mm とし，最外周のコアフォーマとの隙間は 0.5mm とした．試験装置および主な計測点の概要を図 5. 61 に示す．炉心支持板端の加速度，試験体跳び上がり変位および頂部水平変位を計測した．地震波加振試験で 1/2.5 縮尺試験体の多数体における群振動挙動を確認した．



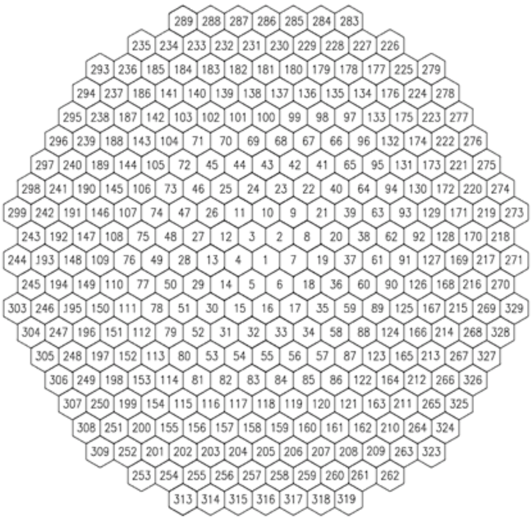


図 5. 60 313 体多数体系試験

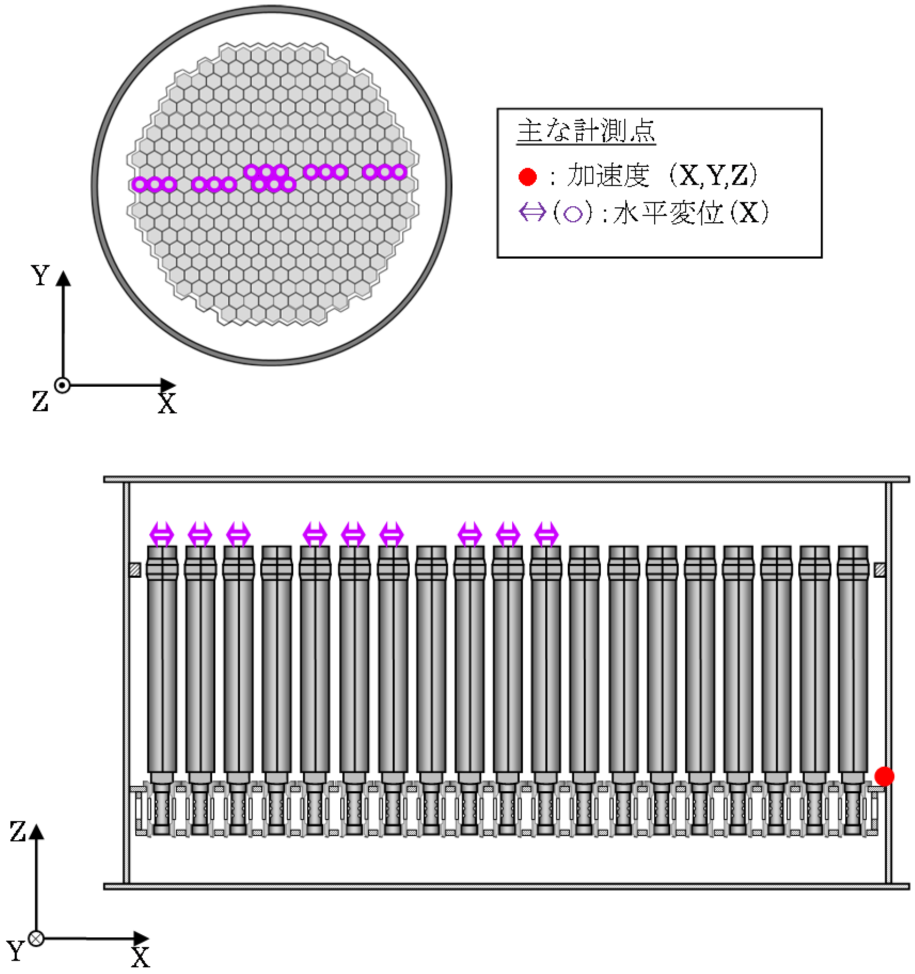
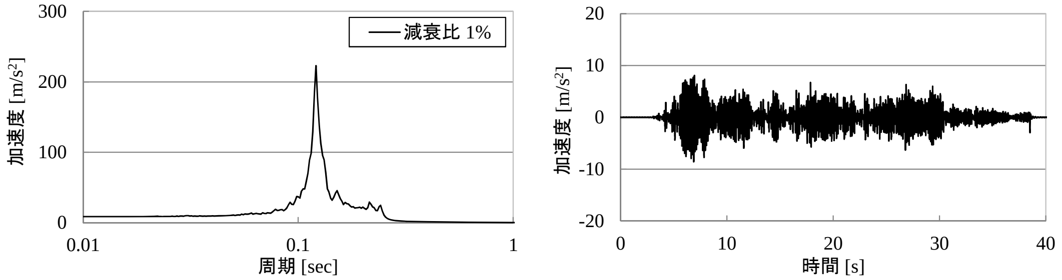


図 5. 61　313 体多数体系試験における計測点

5.4.2 多数体系試験条件

加振時の炉心構成要素の挙動を把握するための地震波を入力とした振動試験を実施した. 加振地震波の床応答スペクトルを図 5. 62 (a)に, 地震は加速度波形を図 5. 62 (b)に示す.



(a) 床応答スペクトル（水平方向）　(b) 地震波（水平方向）

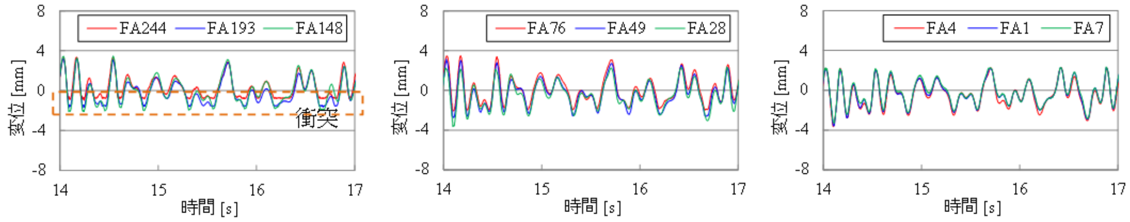
図 5. 62 地震波加速度と床応答スペクトル（減衰比 1%）

5.4.3 加振試験と検証解析

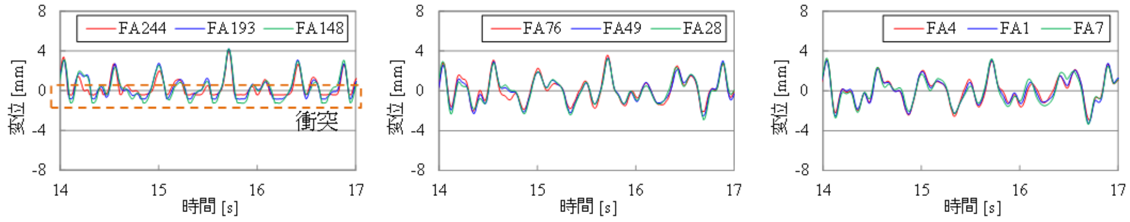
多数体系試験の試験条件を表 5. 9 に示す．M-s-1 は水平単独加振とし，水中条件の地震波加振とした．多数体群の外周側の層から FA244，FA193，FA148，中間層から FA76，FA49，FA28，中央側の層から FA4，FA1，FA7 における，水平単独加振 M-s-1 の試験と解析の頂部水平変位の時刻歴波形を図 5. 63 に示す．多数体群のいずれの層においても，試験と解析の頂部水平変位の傾向が良く一致していることが確認できた．また，図 5. 61 に示す水平変位計測点における試験と解析の頂部水平両振幅変位の最大値を図 5. 64 に示す．多数体群の中央に近いほど水平両振幅変位は大きく，端になるほど水平両振幅変位は小さくなり，試験と解析ともに列体系試験の列効果と同様の傾向を示した．

表 5. 9 多数体系試験条件

試験ケース	試験体数	雰囲気	加振条件		加振回数
			方向	加振波	
M-s-1	313	In water	X	地震波（図 5. 62）	1



(a) 試験結果



(b) 解析結果

図 5. 63 多数体系試験における試験と解析の頂部水平変位（M-s-1）

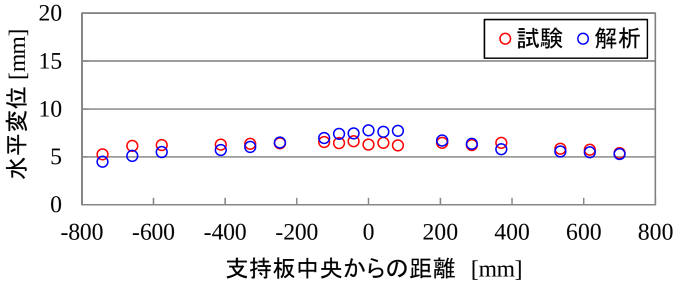


図 5. 64 試験と解析の最大水平両振幅変位（M-s-1）

5.5 モデルの妥当性

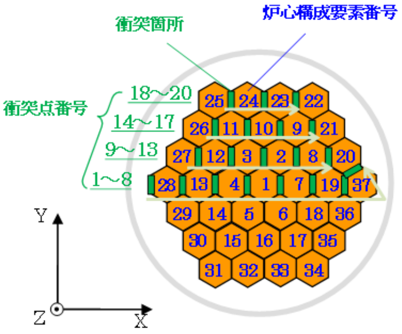
5.5.1 衝突挙動

高速炉炉心の解析において，炉心構成要素の衝突部に関しては衝突部の切り出しモデルを用いた落下試験から衝突部における反発特性を取得し，衝突剛性と衝突減衰を決定した．これらは衝突による局所的な変形に対応する剛性と衝突によるエネルギー消散に対応する減衰である．流体の影響がない気中の正弦波水平加振における群体系の最大衝突荷重を図 5. 65 に示す．試験と解析の衝突荷重は概ね一致している．また，衝突荷重から確認できる衝突時間も同程度であり，衝突剛性と衝突に関わる有効質量が解析で再現できていることを確認した．ただし，図 5. 65 の①と②の衝突荷重は比較的乖離が大きく，その理由について考察する．①の衝突点 1 は解析の方が大きい．最外層の試験体 28 は加振方向に振動してコアフォーマに衝突するが，コアフォーマは試験容器に固定されている．そのため、図 5. 66(a)のように試験体が真っ直ぐ加振方向に振動しているときはコアフォーマに対して加振方向に衝突するが，試験体の初期曲がりや据え付け状態などによって，図 5. 66 図 5. 68(b)のように斜め当たりが生じることがありうる．②においても衝突点 18，19，20 は解析の方が大きい．図 5. 67 に示すように試験体 22～25 はコアフォーマに隣接しており，試験ではコアフォーマとの干渉（斜め当たり）が生じると考えられる．図 5. 65 の③は試験体 20 と試験体 37 の衝突荷重であり，他の衝突箇所と比べて比較的小さい．これは加振方向に対して斜め当たりの衝突のためであり，解析でも模擬できていることが確認できた．

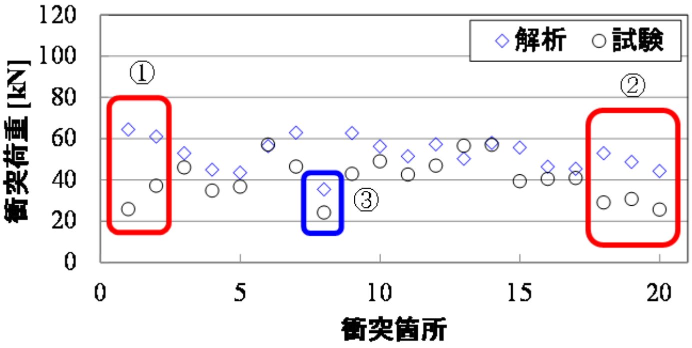
次に，斜め当たりが生じない列体系における気中の正弦波水平加振の最大衝突荷重を図 5. 68 に示す．18 体列体系（パッド間隙間ノミナル・パッド間隙間小）における解析と試験の結果を図 5. 68(b)(c)に示すが，群体系のような乖離は見られず，試験と解析は非常に近い傾向を示した．パッド間隙間小は剛体に近い応答，パッド間隙間ノミナルは弾性応答が大きく生じる条件であり，ともに衝突荷重を正しく評価できた．斜め当たりが生じなければ衝突荷重は適切に評価できることを確認した．

さらに体数が多い 32 体列体系における解析と試験の結果を図 5. 68 (d)に示す．18 体列体系と比べて試験と解析の乖離が大きい．しかしながら，図 5. 68 (e)に示すように水平変位は試験と解析が一致しているため，水平変位の大きさが異なるということはない．また，端や中央の衝突荷重は試験と解析で近い傾向を示し，端と中央の間の衝突荷重（図 5. 68 (d)の赤枠）の乖離が大きい．図 5. 69 に示すように端の試験体は中央側に隣接する試験体に衝突せずに変位が大きく生じ，反対のコアフォーマ側に対して衝突するため，衝突荷重は大きくなる．中央の試験体では両側に変位が生じ，同程度の衝突が生じている．端と中央の間の試験体ではコアフォーマ側の振幅は小さく衝突荷重は大きくなり，中央側の振幅は大きく衝突荷重は小さくなるといった偏った振動が生じる．解析では試験体はすべて同じ振動特性を持つが，試験では個々の試験体の振動特性が若干異なるため，体数が多くなり，大きく両振幅する 32 体列体系ではそれらの間にわずかな位相のずれが生じることで衝突荷重が小さくなり，解析と差が生じたと考えられる．また，全体として解析の衝突荷重が試験より大きくなる原因として以下が挙げられる．試験では試験体が軸回りに回転しうるが，解析では軸回りの運動を無視している．実際に衝突することで軸回りの回転が生じ，さらにパッド間の隙間も狭くなることで衝突荷重が低減する．軸回り

の回転を解析で考慮するのは非常に煩雑であるが，軸回りの回転を無視することで解析の方が安全側となると考えられる．したがって，解析手法としては妥当であると考える．



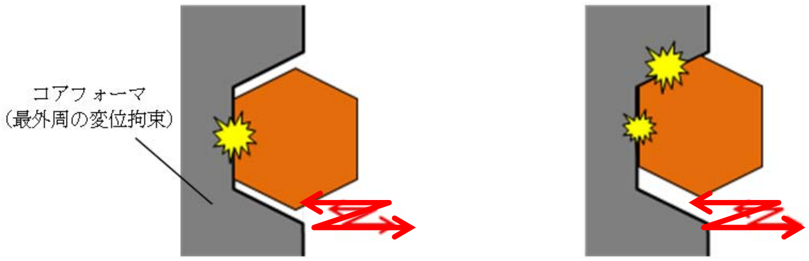
(a) 衝突点番号



(b) 最大衝突荷重（G-h-1）

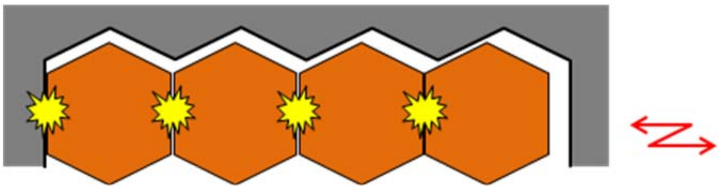
図 **5. 65** 群体系における衝突荷重

（**G-h-1**：気中 正弦波 水平**(X)**方向加振）

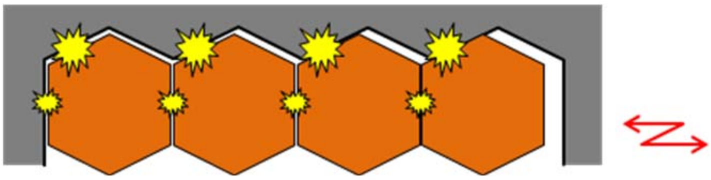


(a) 加振方向に振動　　(b) 加振直交方向の変位の影響

図 **5. 66**　最外周（試験体 **28**）の衝突

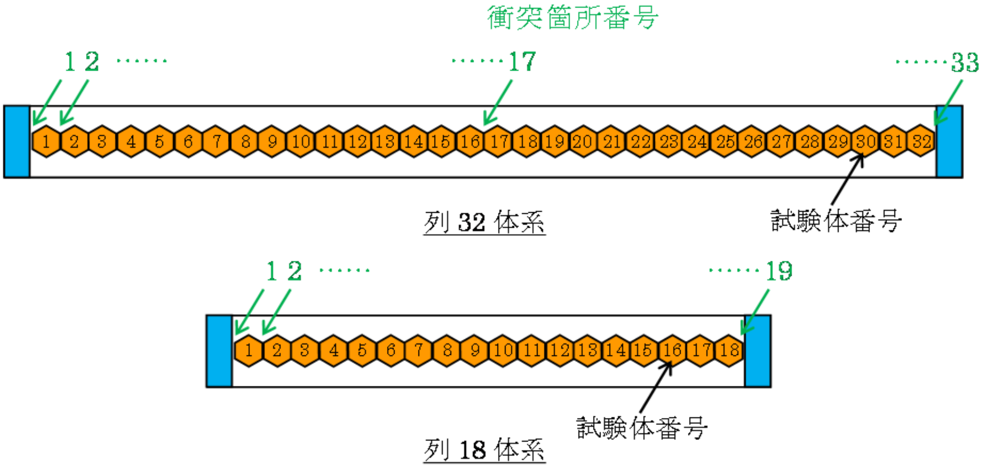


(a) 加振方向に衝突

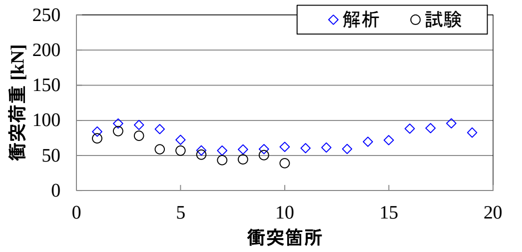


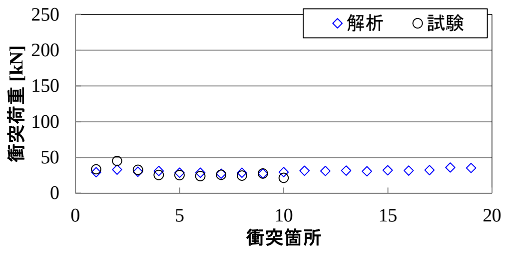
(b) 斜め当たりの衝突

図 **5. 67** 最外周（試験体 **22**～**25**）の衝突



(a) 試験体番号と衝突点番号



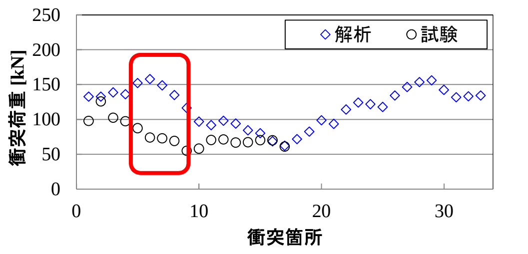


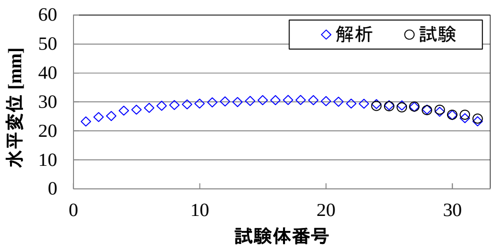
(b) 最大衝突荷重

（R-h-2：パッド間隙間ノミナル）

(c) 最大衝突荷重

（R-h-3：パッド間隙間小）





(d) 最大衝突荷重

(e) 最大水平両振幅変位

図 **5. 68** 列体系における衝突荷重

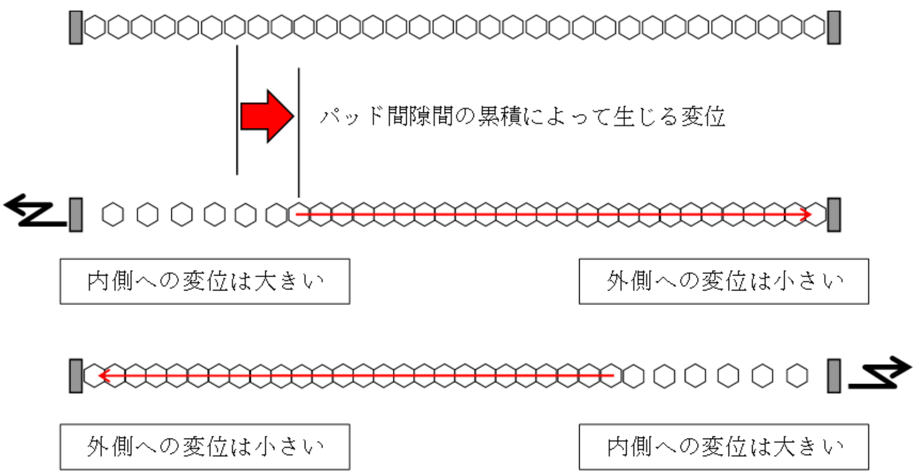


図 5. 69　列における変位

5.5.2 ガタ挙動

高速炉炉心の炉心構成要素は下端部を挿入した炉心支持板の連結管との勘合部に対してガタ支持となっており，水平方向に関しては拘束モード法に剛体運動を考慮した解析モデルとしている．拘束モードとしてはエントランスノズルの上下端をピン支持とした 1～3 次モードを，剛体運動としては並進と回転を考慮している（図 5. 70）．ガタ支持部（エントランスノズル上下の勘合部）における接触は剛体運動によって生じることになる．炉心構成要素の 3 次元応答を適切に解析するには計算されるガタ支持による水平の応答およびガタ支持部の荷重が妥当である必要がある．

実寸大単体における正弦波スイープ加振試験（加振加速度：0.3m/s^2 一定，加振振動数：1Hz→5Hz）の結果からガタ支持による水平応答が妥当であることを確認した．図 5. 71 に示すように，エントランスノズル上下の勘合部をピン支持とした FEM による固有値解析の結果では炉心構成要素は 1 次の固有振動数が 4.2Hz であった．これに対して，ガタ支持を考慮した気中のスイープ加振の解析では 3.2Hz となり，ガタ支持によって固有振動数が低下した．試験では 3.3Hz であり，解析と試験が概ね近い結果となった．また，水中のスイープ加振においても解析では 2.7Hz，試験では 2.5Hz となり，近い結果を示した．炉心構成要素に作用する荷重や応答が異なる気中と水中の条件において 1 次の固有振動数が試験と近い結果を示しており，ガタ支持における応答が適切に解析できることを確認した．

ガタ支持部の荷重は摩擦力として跳び上がり挙動に影響する．炉心構成要素の上方に位置するパッド部を静的に載荷すると，モーメントの釣り合いから 10 倍以上の荷重がエントランスノズルに生じるため，水平応答時のエントランスノズルにおける摩擦力の影響は非常に大きくなる．したがって，水平応答中における跳び上がり挙動からガタ支持部の荷重（摩擦力）の妥当性を確認した．実寸大単体における気中および流水中の正弦波上下加振の跳び上がり変位を図 5. 72 および図 5. 73 に示す．跳び上がりのタイミングによって変位波形は一致しないが，気中で約 20mm，流水中で約 30mm の跳び上がり変位は試験と解析で近い傾向を示した．また，上下加振に水平加振が加わることで，炉心構成要素の水平応答で生じるエントランスノズルの摩擦力が跳び上がり変位を抑制する．気中および流水中の正

弦波水平+上下加振における跳び上がり変位を図 5. 74 および図 5. 75 に示す．水平加振が加わることで気中では跳び上がりがほとんど生じなくなり，流水中では約 15mm に低減し，それらの跳び上がり変位の波形は試験と解析で近い傾向を示した．試験と解析における最大跳び上がり変位を図 5. 76 に示す．水平応答による跳び上がりを抑制するエントランスノズルの摩擦力の影響が試験と解析で同程度であることが分かる．

以上のことから，拘束されていないガタ支持構造物の解析モデルにおいて，拘束モード法に剛体運動を考慮することで，水平方向の振動特性およびガタ支持部に生じる反力が妥当であることを確認することができた．

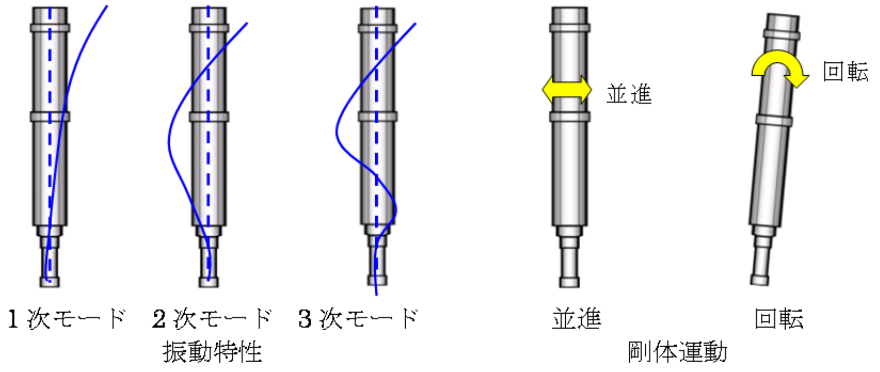
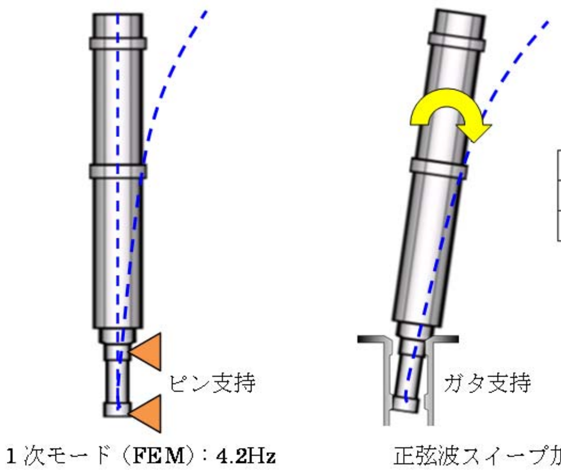


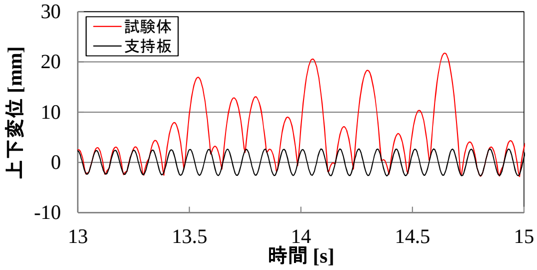
図 5. 70　解析で水平方向に考慮している応答



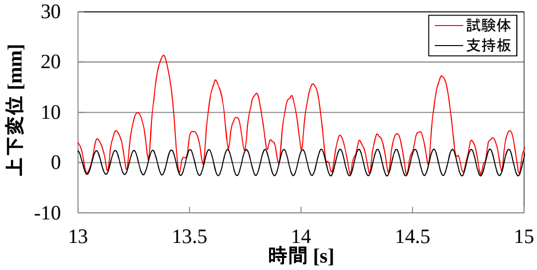
1 次固有振動数

	試験	解析
気中	3.3Hz	3.2Hz
水中	2.5Hz	2.7Hz

図 5. 71　ガタ支持された炉心構成要素の振動特性と解析結果



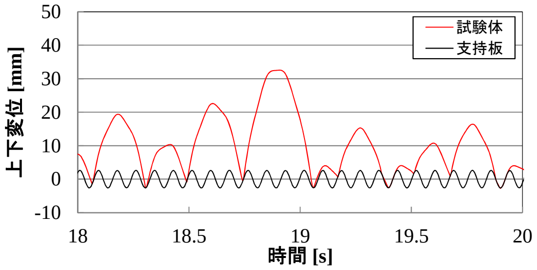
(a) 解析



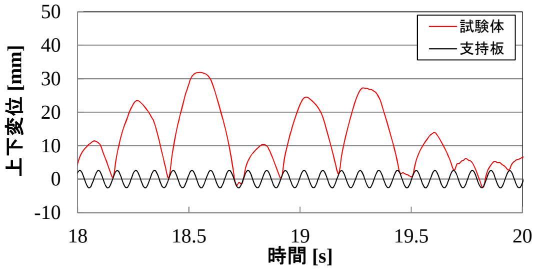
(b) 試験

図 **5. 72** 上下単独加振（**U-v-1**）における跳び上がり挙動

（気中 正弦波 上下単独加振：**11.9Hz 14.7m/s²**）



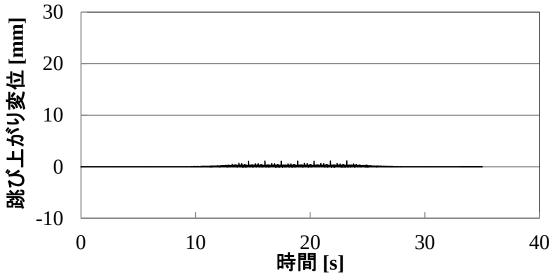
(a) 解析



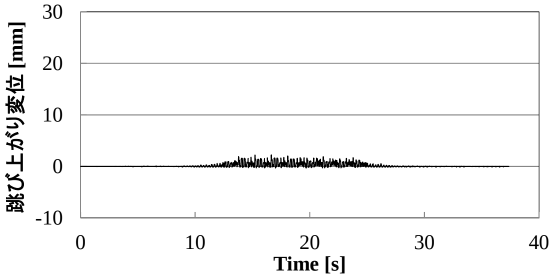
(b) 試験

図 **5. 73** 上下加振（**U-v-3**：流水中）における跳び上がり挙動

（流水中 正弦波 上下単独加振：**11.9Hz 14.7m/s²**）



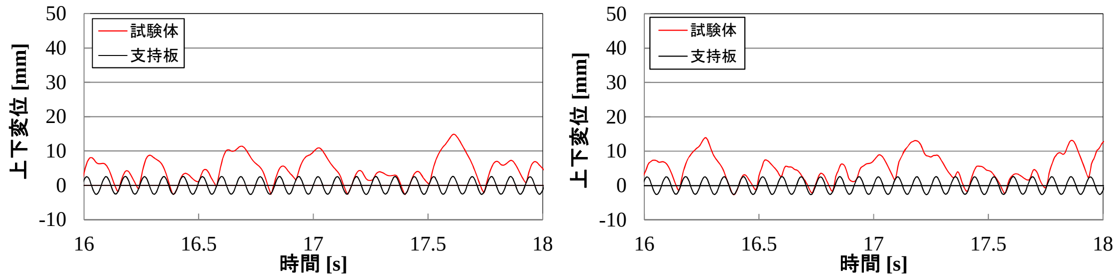
(a) 解析



(b) 試験

図 **5. 74** 水平+上下加振（**U-hv-10**）における跳び上がり挙動

（気中 正弦波 水平＋上下加振：**4.2Hz 3.9m/s² + 11.9Hz 14.7m/s²**）



(a) 解析　　　　(b) 試験

図 5. 75　水平+上下加振（U-hv-12：流水中）における跳び上がり挙動
（流水中　正弦波　水平＋上下加振：4.2Hz 3.9m/s^2 + 11.9Hz 14.7m/s^2）

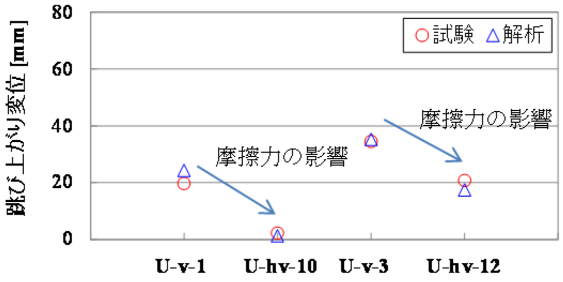


図 5. 76　最大跳び上がり変位

5.5.3 流体力

高速炉炉心における流体力は流路網理論に基づいて算出している．炉心構成要素間の流路に一方向流れが生じるとし，炉心構成要素群における流路全体で圧力と流量のバランスを計算している．炉心構成要素の全長に対して炉心構成要素単体の径は非常に小さく，流路網内において上方への端漏れの影響は小さいと考えられるが，炉心構成要素群が大きくなると炉心構成要素全長に対する群全体の径が大きくなるため，最外周における端漏れの影響は無視できない．1/1.5 縮尺 37 体群体系の解析においては端漏れの影響は比較的小さいため無視したが，1/2.5 縮尺 313 体多数体系の解析においては最外周の端漏れによる圧力減少を境界条件に反映して流路網による流体力を算出した．

気中と水中の 37 体群体系の正弦波水平加振における衝突荷重を図 5. 77 に示す．斜め当たりや軸回転による影響などで解析の衝突荷重の方が大きくなったと考えられるが，気中・水中ともに試験と解析は近い傾向を示しており，流体力が適切に考慮できていることが確認できた．また，水中の 313 体多数体系の地震波水平加振における水平変位を図 5. 78 に示す．多数体群の中央に近いほど水平両振幅変位は大きく，端になるほど水平両振幅変位は小さくなった．試験と解析は近い傾向を示しており，多数体系における流体力が適切に考慮できていることを確認した．

ここで付加質量係数（無限遠の流体付加質量との比）と二重円筒半径比（Ro/Ri：外筒半径/内筒半径）の関係を図 5. 79 に示す．群体系（37 体）・多数体系（313 体）の試験体系では，二重円筒半径比が

1.1 近傍であり，端漏れの影響は内筒半径と高さの比から決められるため，多数体系では影響が大きいことが分かる．炉心槽内径が小さくなり炉心半径に近づく（Ro/Ri（外筒半径/内筒半径）が小さい）ほど流体付加質量は大きくなり，炉心の水平応答は低減するが，固有振動数も低下するため，地震波の周波数特性によっては炉心構成要素の水平応答が増幅する可能性もある．また，炉心構成要素の層数（体数）が多くなるほど炉心半径は大きくなり，Ri/H（炉心半径／炉心構成要素高さ）は大きくなるため，端漏れによって付加質量係数は小さくなる．炉心構成要素 1 体当たりの流体排除質量は層数（体数）で変わらない．したがって，炉心構成要素の層数が大きくなるほど端漏れの影響が大きくなるため，端漏れを考慮しなければならない．

次に流体付加質量および流体排除質量による応答への影響について，水中での基礎加振における 1 質点系（減衰 2%と仮定）の応答倍率から確認した．水中での基礎加振における 1 質点系の応答倍率を以下に導出する．水中における1質点系（構造体）と水槽（基礎）の 2 自由度の運動方程式を次式に示す．

$$\begin{bmatrix} m+m_w & -(m_w+m_h) \\ -(m_w+m_h) & m+m_w+m_0 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{x}+\ddot{y} \\ \ddot{y} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} c & -c \\ -c & c \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{x}+\dot{y} \\ \dot{y} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} k & -k \\ -k & k \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x+y \\ y \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \tag{5.1}$$

m, c, k :1 質点系（構造体）の質量，減衰，剛性

x :基礎からの相対変位

y :基礎の絶対変位（$y = ae^{i\omega t}$）

m_w :流体付加質量

m_h :構造体による流体排除質量

m_0 :水槽の内部流体質量

1 質点系（構造体）のみ抜粋した運動方程式は次式となる．

$$m+m_w)\ddot{x}+c\dot{x}+kx = -(m-m_h)\ddot{y} \tag{5.2}$$

(5.2)式から基礎加振に対する 1 質点系の応答倍率および位相は次式で算出できる．

$$\frac{\ddot{x}+\ddot{y}}{\ddot{y}} = \frac{\{1-(\omega/\omega_{w0})^2\}\{1+(\gamma-1)(\omega/\omega_{w0})^2\}+4{h_w}^2(\omega/\omega_{w0})^2-2h_w(\omega/\omega_{w0})^3\gamma i}{\{1-(\omega/\omega_{w0})^2\}^2+4{h_w}^2(\omega/\omega_{w0})^2} \tag{5.3}$$

$$\phi = \arctan\frac{-2h_w(\omega/\omega_{w0})^3\gamma}{(1-\gamma)(\omega/\omega_{w0})^4+(4{h_w}^2+\gamma-2)(\omega/\omega_{w0})^2+1} \tag{5.4}$$

$$\omega_{w0} = \sqrt{\frac{k}{m+m_w}} \tag{5.5}$$

$$h_w = \frac{c}{2\sqrt{(m+m_w)k}} \tag{5.6}$$

$$\gamma = \frac{m-m_h}{m+m_w} \tag{5.7}$$

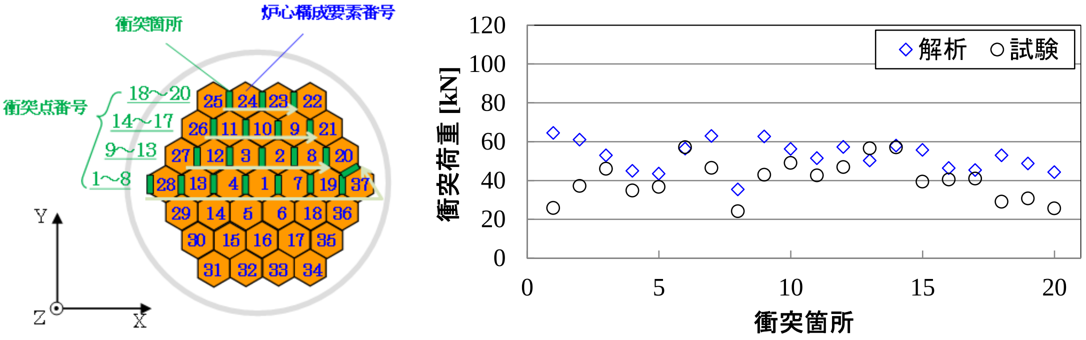
気中における固有振動数および応答倍率を基準とした付加質量係数を増加させたときの応答倍率曲線（$m=8$，$m_h=1$）を図 5. 80 に示す．付加質量係数が大きくなると(5.5)式に示すように固有振動数は小さくなり，応答倍率も低減することが分かる．付加質量係数が 20（Ro/Ri=1.051 に相当）とすると構造減衰に関わらず応答倍率のピークは気中の 1/5 となり，応答としては 5 倍の減衰比相当まで大きく低減する．また，応答倍率のピークに関しては次式で表わせる．

$$\lambda_w = \frac{\sqrt{4{h_w}^2+\gamma^2}}{2h_w} \tag{5.8}$$

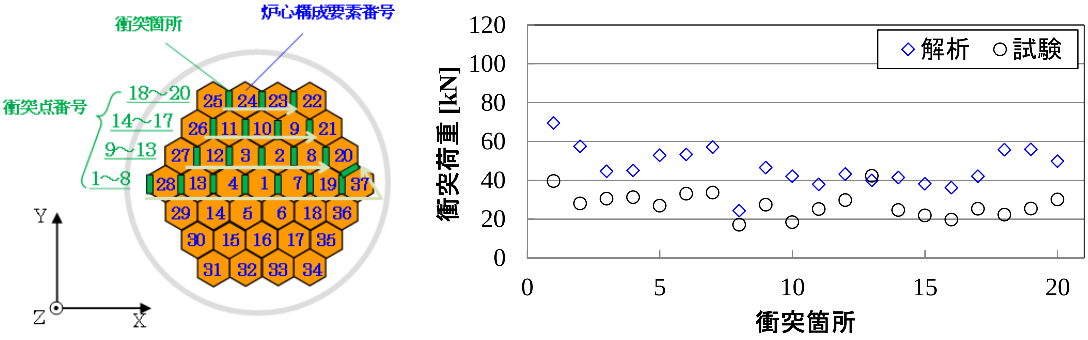
したがって，気中の応答倍率のピークに対する水中の応答倍率の比は次式となり，気中と水中の減衰比が同程度で十分小さい値とすると(5.7)式に示す γ と等しくなる．

$$\frac{\lambda_w}{\lambda_a} = \frac{\sqrt{4{h_w}^2+\gamma^2}}{\sqrt{4{h_a}^2+1}}\frac{h_a}{h_w} \fallingdotseq \gamma \tag{5.9}$$

以上のことから周波数特性を持つ振動系に対して流体付加質量や流体排除質量を大きくすることが耐震上効果的であることを示した．また，固有振動数も低下するため，地震波の周波数特性によっては炉心構成要素の水平応答が増幅する可能性もあるため，留意する必要がある．これらの影響は液中構造物の耐震解析評価上非常に重要な因子であり，高速炉炉心の耐震解析手法に取り入れている．



(a) 気中（G-h-1：水平単独正弦波加振 X 方向 3.9m/s^2・5.1Hz）



(b) 水中（G-h-3：水平単独正弦波加振 X 方向 8.0m/s^2・5.1Hz）

図 **5. 77** 水平単独加振における衝突荷重

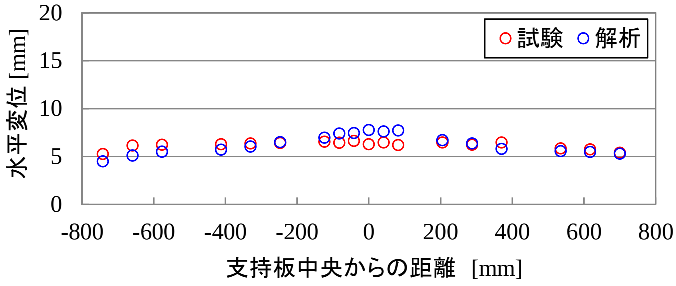


図 **5. 78** 試験と解析の最大水平両振幅変位（**M-s-1**：水平単独地震波加振）

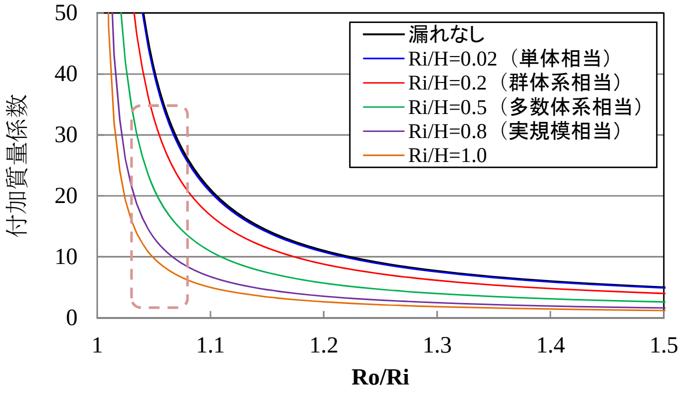


図 **5. 79** 二重円筒半径比と流体付加質量係数の関係

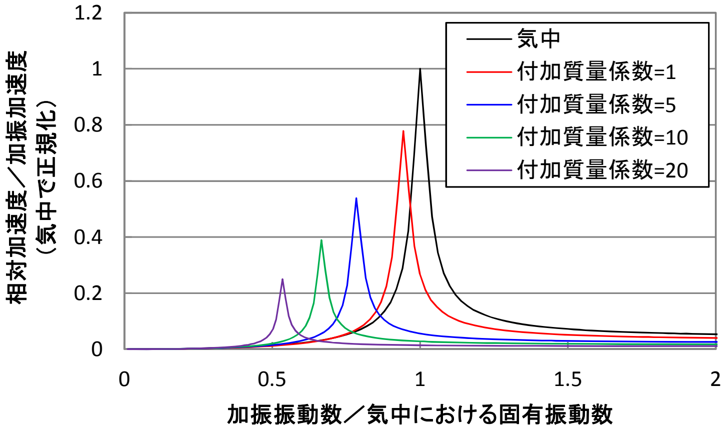


図 **5. 80** 流体力による固有振動数と応答の低減

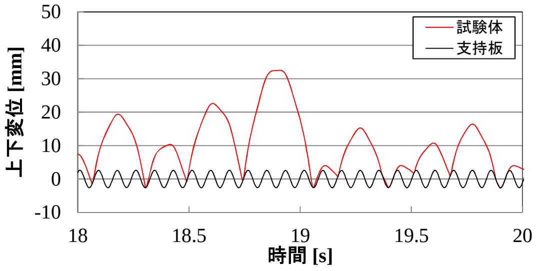
5.5.4 長周期地震動への適用

高速炉は免震建屋を採用しており，免震装置の仕様によって振動特性が変わる可能性がある．特に跳び上がりに関しては跳び上がり中に地震変位の影響を受けるため，解析が上下の長周期地震動に対応していることを確認しておく必要がある．上下単独加振において，U-v-3（14.7m/s^2, 11.9Hz の正弦波加振）と長周期波を含む U-v-6（14.7m/s^2, 11.9Hz に 1.48m/s^2, 1.0Hz を重畳させた正弦波加振）の跳び上がり変位を比較する．加振加速度は大きく変わらないが，加振速度の最大値は U-v-3 が 0.2m/s に対し，U-v-6 は 0.43m/s であり，U-v-6 の方が加振速度は 2 倍以上大きいにもかかわらず，跳び上がり変位は小さくなった．図 5. 81(a)に U-v-3 の試験結果を示すが，加振変位が約 3mm に対して，試験体の跳び上がりによって生じる上下変位は約 30mm である．また，図 5. 82(a)には U-v-6 の試験結果を示すが，加振変位が約 40mm に対して，試験体の跳び上がりによって生じる上下変位は約 50mm であり，支持板と試験体の間の相対変位（跳び上がり変位）が支持板の変位に大きく影響を受けていることが確認できる．したがって，U-v-6 の跳び上がり変位は 30mm 以下となり，U-v-3 より小さくなった．U-v-3 と U-v-6 の解析結果を図 5. 81(b)，図 5. 82(b)に示すが，解析は試験と同じ傾向であり，最大跳

び上がり変位についても良く一致した．したがって，長周期波による影響を本解析手法で模擬できており，今後高速炉建屋の振動特性が変わった場合においても，長周期による大振幅に対応することができると考えられる．

表 5. 10　上下単独正弦波加振　試験条件

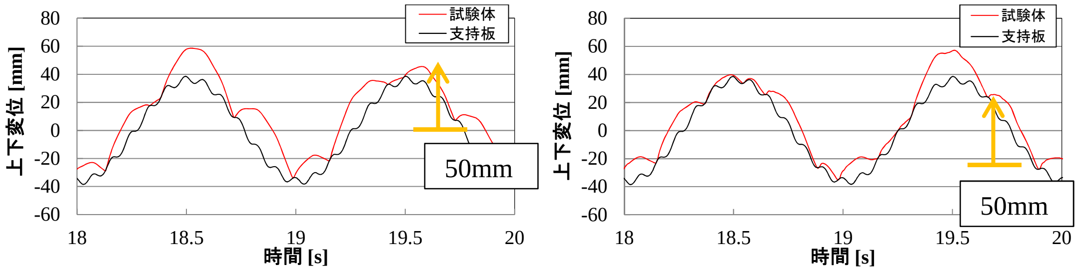
試験ケース	雰囲気	加振波（正弦波）		
		方向	レベル	振動数
U-v-3	流水中 （0.3MPa）	Z	$14.7m/s^2$	11.9Hz
U-v-6	流水中 （0.3MPa）		$1.48m/s^2$ $+14.7m/s^2$	1.0Hz +11.9Hz



(a) 解析　　　(b) 試験

図 5. 81　上下変位（U-v-3）

（加振レベル：$14.7m/s^2$　加振振動数：11.9Hz）



(a) 解析　　　(b) 試験

図 5. 82　上下変位（U-v-6）

（加振レベル：$1.48m/s^2$　加振振動数 1Hz＋ 加振レベル $14.7m/s^2$　加振振動数 11.9Hz）

5.6 評価手法の適用範囲

5.6.1 評価手法を適用できる高速炉炉心

耐震試験で設定した試験装置，試験条件を参考にして，本論文の評価手法を適用できる高速炉炉心を表 5. 11 のように設定した．本解析手法を適用できる構造は六角配置された正六角柱群で最外周には変位を制限する枠を有し，下端部は円柱形状でガタ支持されており，地震時における水平変位や隣接六角柱との衝突荷重，上下の跳び上がりを評価できる．つまり，多数の炉心構成要素が密な六角配置の群体系をなし，炉心槽に設置されるコアフォーマによって最外周の水平変位が制限される高速炉炉心に本解析手法は適用できる．評価手法を適用できるパッド間隙間，炉心構成要素の対辺間距離，全長はそれぞれ 0.1～5mm，80～200mm，2～4.6m とした．これは検証に使用した耐震試験の試験体寸法であり，生じる現象が変わらないことを確認できれば制限することはないと考えられる．また，流路網による流体力は試験や文献等で示された流路の隙間長さ比（炉心構成要素辺長さ／流路隙間）が 0.078 以下で本解析手法は適用できる．実機の冷却材は液体ナトリウムであるが，実機条件の密度を解析に使用することで液体は任意に適用可能である．跳び上がり変位については，長周期加振で 1Hz が重畳された上下正弦波加振を対象に跳び上がり中の加振変位の影響を検証したが，これは加振振動数によって現象が変わらないため，長周期加振に制限なく適用可能とする．解析手法の適用性として最外周拘束条件であるコアフォーマの有無による影響は大きくないと考えられるが，コアフォーマ無の耐震試験による検証が行われていないことから現状はコアフォーマがない条件は適用外とし，今後の課題とする．上下差圧は耐震試験の条件であった 0～0.3MPa において適用できる．単体で炉心構成要素の基本的な動的特性を検証し，群 37 体（4 層），列 18 体（9 層相当），32 体（実規模列 16 層相当），群 313 体（11 層）において炉心で想定しうる事象である跳び上がり，水平変位（剛体運動・弾性応答），衝突（パッド部・エントランスノズル），流体力など地震時に炉心に生じうる 3 次元挙動と外力に対して解析手法を検証することで，実規模（1000 体規模）に展開可能と考え，適用できる炉心構成要素体数は制限しない．

表 5. 11 評価手法を適用できる高速炉炉心構造

	適用可能な 炉心構造	実寸大 単体 モデル	1/1.5 縮尺 群体系 モデル	1/1.5 縮尺 列体系 モデル	1/2.5 縮尺 多数体系 モデル	適用可能な構造を 設定した根拠
形状	正六角形	正六角形	正六角形	正六角形	正六角形	炉心構成要素の形状
支持部 の形状	円筒	円筒	円筒	円筒	円筒	炉心構成要素の形状
配列	六角配置	六角配置	六角配置	(一列配列)	六角配置	高速炉炉心の配置
対辺間距離	80～200mm	200mm	130mm	130mm	80mm	各耐震試験で使用した寸法
全長	2～4.6m	4.6m	3m	3m	2m	各耐震試験で使用した寸法
初期パッド間 隙間	0.1～5mm	1mm 5mm	内:0.6mm 最外:6mm	0.6mm 0.1mm	(内:0.4mm 最外:0.5mm)	水平加振時のパッド部衝突荷重
流路寸法比 (流路の隙間 ／長さ)	0.074 以下	−	0.037	−	0.074	水平加振時の水平応答(流体力による低減)
支持条件	ガタ支持	ガタ支持	ガタ支持	ガタ支持	ガタ支持	水平加振時の水平応答 水平＋上下加振における跳び上がり(ガタ支持部の反力･摩擦力)
外周拘束条件 (コアフォーマ)	六角形状	(加振方向)	六角形状	(加振方向)	六角形状	水平加振時の水平応答
長周期加振	任意	1.0Hz	−	−	−	長周期を含む上下加振の跳び上がり. 加振振動数で現象は変わらないため, 長周期加振に制限なく適用可能
上下差圧 (見かけ上の 重力加速度)	0～0.3MPa (2.9～ 9.8m/s^2)	0～0.3MPa (2.9～ 9.8m/s^2)	0～0.2MPa (2.9～ 9.8m/s^2)	―	―	流水中の上下加振における跳び上がり変位(流水中の見かけ上の重力加速度 2.9m/s^2)
流体	液体	水 (常温)	水 (常温)	気中	水 (常温)	作動流体密度を使用することで解析手法としては適用可能
体数	群 1000 体 規模	1 体	群 37 体 (4 層)	列 32 体 (16 層)	群 313 体 (11 層)	実寸大単体における振動挙動 ⇒複数体における群振動挙動 ⇒実機規模(1000 体規模)に展開

5.6.2 解析評価

高速炉炉心では前述したフリースタンディングラックと異なり，各設計値が跳び上がりや水平応答に与える影響に傾向がみられる．水平応答では流体付加減衰や初期姿勢による斜め当たりの影響を考慮していないことから，隣接する炉心構成要素とのパッド間の衝突荷重は解析の方が大きいことが耐震試験結果との比較で示された．跳び上がりに関しては，炉心支持板に衝突するタイミングによって最大跳び上がり変位はばらつきを持つが，ある程度平均的には解析で評価できることを耐震試験との比較で確認することができた．炉心構成要素同士の境界条件に変化を生じさせるパッド外れ事象（隣接する炉心構成要素と上下に大きくずれることでパッド部もずれ，初期隙間が大きくなることで水平変位が大きくなる事象）については隣接する炉心構成要素との上下相対変位によって生じるものであり，パッド外れが生じるほど跳び上がるタイミングとパッド外れ中に水平応答が大きくなるタイミングは，相反する挙動で同時に生じることは少ないと考えられる．それらについても現象把握し，分析する必要があるが，本論文における耐震試験の条件ではそのような事象を確認することはできなかったため，今後の課題とする．

高速炉炉心における解析評価を安全側に行うための一つの手法として，水平挙動と上下挙動は背反する関係にあるため，水平挙動の評価と上下挙動の評価を分ける考え方がある．水平挙動においては，制御棒挿入性および投入反応度を確認するための水平変位と炉心構成要素の構造健全性を確認するための衝突荷重を評価する．したがって，実機解析では水平変位や衝突荷重が安全側となる解析パラメータを使用することが考えられる．例えば，液体ナトリウムの密度では，実機炉心温度が400～550℃とされ，密度は温度に応じるため，流体付加質量や流体排除質量が小さくなる（水平応答が大きくなる）下限値の密度とする．また，構造寸法ではパッド間隙間が大きくなる（水平応答が大きくなる）ように寸法公差を考慮する．その他の解析パラメータにおいても同様に水平応答が大きくなるように設定することで水平変位を安全側に評価することができる．上下挙動においては，水平変位が大きいほどエントランスノズルにおける反力が大きくなるため，摩擦力によって跳び上がり変位が抑制される．したがって，水平変位が小さくなる解析パラメータを使用することになるため，水平挙動を安全側評価するための解析パラメータと反対の設定をすることになる．以上より，高速炉炉心耐震解析では評価対象に応じた解析パラメータを設定することで安全側評価が可能となると考えられる．

5.6.3 実機構造について

炉心構成要素の水平応答に関しては制御棒挿入性や構造健全性の観点から小さい方が良い．また，跳び上がり変位に関しても同様である．試験および解析より得た知見から実機の構造として以下が推奨される．

- 炉心の水平応答には流体付加質量の影響が大きい．流体付加質量によって固有振動数が低下するとともに応答の大きさも低減する．炉心槽の内径を小さくし，炉心半径に近づけることで流体付加質量が大きくなり，水平応答が小さくなる．しかしながら，固有振動数が低下することで設計地震波の主な振動数に合致する可能性もある．免振建屋を採用する場合は設計地震波が卓越した加振振動数を持つため，特に注意が必要である．

- パッド間の隙間が大きいほど衝突荷重は大きくなるため，パッド部荷重の観点からはパッド間隙間を極力小さくすることが望ましい．
- 跳び上がり変位が大きくなると隣接する炉心構成要素とパッド同士が上下にずれるパッド外れが生じ，水平応答が増加する可能性があるため，跳び上がり変位も小さい方がよい．また，炉心支持板に作用する荷重の観点からも跳び上がり変位は小さい方がよい．ダッシュポットなどの機械的に跳び上がりを抑制する機構を設けることが望ましい．
- 水平変位と背反するが，跳び上がりの観点からは水平変位が大きくなるほどエントランスノズルにおける摩擦によって跳び上がりを抑制する．したがって，最外周の変位を制限するコアフォーマとの隙間を広げること，もしくはコアフォーマ自体をなくすことで水平変位が大きくなるため，跳び上がりには効果的であると考えられる．総合的に判断する必要がある．
- 炉心支持板の 1 次モードは中央に近いほど応答が大きくなる振動モード（太鼓モード）であり，応答速度も大きい．炉心支持板の炉心構成要素への衝突速度は大きくなるため，中央付近の炉心構成要素の跳び上がり変位は大きくなる．炉心支持板の剛性を高くすることで上下方向の応答は小さくなり，跳び上がりを低減させることができる．

5.7 第 5 章のまとめ

本章では，炉心耐震試験および検証解析の結果を示した．各試験と検証解析について以下にまとめた．

- 実寸大単体試験では，単体で確認できる事象に着目した試験を実施し，以下のことが確認できた．
  - ・流水中では上向き流体力が作用するため，跳び上がり変位は大きくなった．
  - ・加振速度が大きいほど跳び上がりが大きくなった．
  - ・長周期波では跳び上がり中の加振変位によって加振速度に対応するほどの跳び上がりは生じなかった．加振変位のタイミングによっては逆に跳び上がりが大きくなることもありうる．
  - ・パッド部隙間が大きいほど衝突荷重は大きい．
  - ・スイープ加振の応答からエントランスノズルのガタ支持によって固有振動数は低下する．
  - ・水平+上下加振では水平応答によって跳び上がりが低減した．
  - ・下部領域のダッシュポットを有効とすることで跳び上がり変位は大きく低減した．

  これらの挙動に対して再現解析の結果と比較し，解析の妥当性を示した．
- 1/1.5 縮尺群体系試験では，複数体の炉心構成要素における群振動挙動に着目した試験を実施し，以下のことが確認できた．
  - ・流体力によってパッド部衝突荷重が大きく低減する．
  - ・炉心支持板の応答によって炉心支持板中央における加振加速度，加振速度が大きくなるため，跳び上がり変位も大きくなる．
  - ・群体系においても水平+上下加振では水平応答によって跳び上がりが低減した．

  これらの挙動に対して再現解析の結果と比較し，解析の妥当性を示した．
- 1/1.5 縮尺列体系試験では，JSFR 炉心最長列の 32 体列体系および中規模列の 18 体列体系において列効果に着目した試験を実施し，以下のことが確認できた．
  - ・最外周（端）で水平変位が制限されるため，中央ほど変位が大きく，端ほど小さい．
  - ・逆に衝突荷重は水平変位が制限される最外周（端）の方が大きく，同位相で振動する中央ほど小さい．

  再現解析では列効果によって生じた水平変位・衝突荷重の妥当性を示した．
- 1/2.5 縮尺多数体系試験では，313 体の多数体での群振動挙動として水平変位を確認し，再現解析によって多数体で生じる水平変位が妥当であることを示した．

以上のことから，炉心群振動挙動に影響の大きい因子を抽出し，それらを考慮できる 4 体系の耐震試験結果と比較することで解析の検証を行い，高速炉炉心の耐震解析手法の妥当性を示した．

また，試験と解析により得た知見から実機を設計するにあたり，以下が推奨される．

- 炉心槽に囲まれる炉心は，炉心槽の内径を小さくして炉心半径に近づけることで流体付加質量は大きくなり，水平応答が小さくなる．しかしながら，固有振動数が低下することで設計地震波の主な振動数に合致する可能性もあるため，注意が必要である．

- パッド間の隙間が大きいほど衝突荷重は大きくなるため，パッド部荷重の観点からはパッド間隙間を極力小さくすることが望ましい．
- パッド外れや炉心支持板に作用する荷重の観点から跳び上がり変位は小さい方がよい．過度に跳び上がりが生じる可能性がある場合はダッシュポットなどの機械的に跳び上がりを抑制する機構を設けることが望ましい．
- 跳び上がりの観点からは水平変位が大きくなるほどエントランスノズルにおける摩擦によって跳び上がりを抑制する．したがって，最外周の変位を制限するコアフォーマとの隙間を広げること，もしくはコアフォーマ自体をなくすことも跳び上がりには効果的であると考えられる．水平変位と跳び上がり変位は背反するため，総合的に判断する必要がある．
- 炉心支持板の 1 次モードは中央に近いほど応答が大きくなる振動モード（太鼓モード）であり，応答速度も大きいため，中央付近の炉心構成要素ほど跳び上がり変位は大きくなる．炉心支持板の剛性を高くすることで上下方向の応答は小さくなり，跳び上がりを低減させることができる．

第 6 章

結論

本研究は，原子力プラントの主要機器の一つである自立型使用済燃料ラック（フリースタンディングラック）と高速炉の炉心を対象とし，実寸大試験や縮尺試験を実施し，地震時に生じる非線形挙動を把握した後に，試験で確認された変位や衝突などを再現するための解析手法を開発した．ともに流体連成下における非線形 3 次元挙動を伴う構造物であり，フリースタンディングラックでは滑りやロッキングの大変位による幾何学的非線形が生じ，高速炉炉心では多数のガタ支持における接触や跳び上がりなどの非線形が生じる．試験結果と比較することで解析手法の妥当性を確認するとともに，非線形挙動に対する安全側評価のための設計手法についてまとめた．

以上の研究の結論は以下の通りである．

（1）フリースタンディングラックの滑り・ロッキングが重畳する大変位や衝突といった非線形挙動の複雑さを考慮して，実寸大試験体による振動台耐震試験を実施し，地震時におけるフリースタンディングラックの全体挙動を把握した．燃料装荷状態や加振波（加振方向・周波数特性）に対して水中における変位や脚部荷重など設計に必要な振動応答を取得し，実寸大のフリースタンディングラックにおける現象把握を確実に行うことができた．

フリースタンディングラック試験体のアスペクト比から摩擦力による転倒モーメントに対して自重の回転モーメントの方が大きく，剛体で考えるとロッキングは生じないが，地震波加振では滑りとロッキングによる煩雑な 3 次元の運動が生じた．ベースプレートの剛性を考慮した脚部の衝突モデルを機構解析に適用することでロッキング挙動を再現することができ，ラックに装荷される燃料による荷重分布も挙動に影響を与えていることが分かった．また，時刻歴で累積する滑り変位は，摩擦係数の下限値を使用することで安全側に解析評価できるが，さらに信頼性向上のために摩擦係数以外の設計値（入力条件）の不確実性を考慮し，それらに乱数によるばらつきを与えることで滑り変位に分布を持つことが分かった．この滑り変位の分布を，設計値による解析の滑り変位が包絡するための安全係数を導出し，耐震評価フローを構築した．

（2）実寸大で模擬できる構造物では耐震試験によって直接的に現象を把握することができるが，大規模な構造物が対象の場合は現実的ではない．高速炉炉心に対しては，実寸大の炉心構成要素単体で各種入力条件（正弦波の加振振動数，加振方向，加振レベル，地震波入力，雰囲気，衝突部隙間量）における衝突荷重，跳び上がり変位の特性を把握し，実物通り六角配置とした縮尺試験体によって衝突を伴う群振動挙動を実験的に把握した．跳び上がり挙動は加振速度に依存して大きくなるが，長周期成分が含まれた加振では加振変位の影響も受けることが分かった．また，並

進・回転の剛体運動でガタ支持部の接触を考慮した拘束モード法によって，ガタ支持部以外にも衝突（パッド間衝突）を伴う六角柱群の振動を再現することができた．実寸大単体，縮尺群試験の衝突荷重や変位と解析を比較することで，段階的に解析検証し，炉心全体の群振動評価が可能な解析手法であることを示した．

（3）水中六角柱群において個々の炉心構成要素間の衝突荷重を耐震試験によって把握し，流体の影響により衝突荷重が大きく低減することを確認した．解析ではガタ支持・衝突を伴う群振動挙動について流路網理論を使用することで隣接炉心構成要素との衝突荷重の低減を再現することができ，コアフォーマによって最外周の変位が制限される条件において適用できることが確かめられた．また，水平方向の群振動に加えて，上下方向に跳び上がりが生じる複雑な3次元非線形挙動に対して流路網理論による流体力を適用できることが分かった．液中におけるガタ支持・衝突を含む六角柱群振動の地震応答を評価できる解析手法を開発した．

以上，非線形3次元挙動を伴う液中構造物であるフリースタンディングラックと高速炉炉心の耐震評価に関する研究の結果を示した．フリースタンディングラックでは実寸大試験を実施し，実機で生じうる現象把握を行うことができた．また，高速炉炉心では実寸大による炉心全体の耐震試験は現実的ではないため，炉心構成要素1本のみの実寸大単体試験を実施して基本特性について把握し，縮尺群体系試験によって炉心全体挙動の特性についても把握した．段階的に解析検証を実施することで、高速炉炉心の耐震解析を可能とした．非線形挙動を伴う構造物に対して，実規模の挙動をすべて把握することは困難である場合は上記のような実験的アプローチが必要となる．また，解析のインプットとなる設計値に対して，解析が安全側となる値を一意的に決められる場合はそれに準ずるが，不確実な場合はそのばらつきまで考慮して安全側の評価ができるように配慮する必要がある．フリースタンディングラックの滑り変位は累積していく現象であるため，解析との誤差も累積していく．このような現象は解析モデルを適切に作成しても地震応答を試験結果と完全に一致させることは難しい．したがって，設計で使用する際は摩擦係数による安全側評価に加えて，摩擦係数以外の設計値のばらつきを考慮した安全係数を導出し，さらに裕度を持つ評価手法を示した．一方で高速炉炉心の跳び上がり変位は炉心支持板との衝突によって生じるため，炉心支持板と衝突するタイミングによって，その後の挙動が異なるものとなる．したがって，跳び上がり変位の時刻歴波形においても試験結果と完全に一致させることは難しい．しかしながら，繰り返し加振される正弦波加振によって跳び上がり変位の最大値が概ね一致することを確認するとともに，地震波加振による跳び上がりの傾向も群全体の挙動として近いことを示すことができた．炉心構成要素個々の跳び上がりの時刻歴波形を一致させることは困難であるが，炉心全体の跳び上がりによる炉心支持板への荷重などを評価することはできると考えられる．また，フリースタンディングラックのロッキング挙動や高速炉炉心の水平応答においては地震動の影響が大きく，時刻歴波形も比較的一致する．これらのことから，非線形挙動の特性によって安全側に耐震評価することができる手法を構築する必要がある．本論文において，構造物全体で非線形3次元挙動が生じるフリースタンディングラックと高速炉炉心における一連の試験と解析について方法論を述べ，解析評価手法について示した．フリースタンディングラックや高速炉炉心だけではなく非線形3次元挙動を伴う

液中構造物全般に対して，ここで得られた知見を参考に，耐震安全性向上に寄与されると幸いである．

謝　辞

本論文は，東京大学大学院工学系研究科　金子成彦教授のご指導の下で纏めました．金子教授には，大変ご多忙な中で御指導・適切な御助言をいただきましたことを心から感謝申し上げます．また，本研究について，大変有益な御指導・御助言を賜りました東京大学大学院工学系研究科　岡本孝司教授，東京大学生産技術研究所　須田義大教授，東京大学生産技術研究所　中野公彦教授，東京電機大学大学院工学研究科　藤田聡教授に深く感謝いたします．

本研究に関して上司としてご指導をいただきました三菱重工業総合研究所　猫本善続氏，廣田和生氏に感謝いたします．フリースタンディングラックに関する試験・解析等では，設計部門の立場から研究のまとめ方について御指導をいただきました三菱重工業原子力事業部　奥野大作氏，谷口勝彦氏に感謝いたします．本研究で示したフリースタンディングラックの耐震試験及び解析は関西電力殿，九州電力殿，四国電力殿，北海道電力殿，日本原子力発電殿との共同研究として実施したものであり，貴重な成果の公表をご認可いただきました各社の関係者の方々に感謝いたします．また，本プロジェクトの確性試験委員会において，貴重な御助言をいただきました原子力安全推進協会　亀山雅司氏には大変お世話になり，感謝しております．さらに，本研究に対して御指導をいただきました当時・関西電力の千種直樹氏に感謝いたします．

高速炉炉心に関する試験・解析等では，炉心群振動解析に関するプログラム方法等で多大なご協力をいただいた三菱重工総合研究所　笹島圭介氏，門出匡胤氏に感謝いたします．また，設計部門の立場から研究のまとめ方について御指導をいただきました三菱重工業原子力事業部　碇本岩男氏，松原慎一郎氏に感謝いたします．本研究で示した高速炉炉心の耐震試験及び解析は経済産業省からの受託事業である「高速炉等技術開発」及び「高速炉国際協力等技術開発」の一環として実施した成果であり，貴重な成果の公表をご認可いただきました関係者の方々に感謝申し上げます．さらに，本研究に対して御指導をいただきました日本原子力研究開発機構　北村誠司氏，山本智彦氏，三菱FBRシステムズ　原田英典氏，当時・三菱 FBR システムズ　岡村茂樹氏，谷口善洋氏に感謝いたします．

フリースタンディングラックの実寸大耐震試験，高速炉炉心の耐震試験等の大変困難な各種試験の完遂のため，試験・計測作業に関して多大なるご助力をいただきましたMHIソリューションテクノロジーズ株式会社　構造・振動グループ　綿貫憲一氏，香山悟氏，盛中義男氏（現　退社），エム・エム ブリッジ株式会社　平井潤氏に感謝いたします．

さらに，入社以来，業務や研究を通じて数多くの貴重な御指導と御助言をいただきました総合研究所内の諸先輩並びに同僚諸氏に心から感謝いたします．

本論文は以上の皆様の御指導と御協力のもとにまとめることができたものであり，ここに心より御礼を申し上げます．

平成31年

岩崎　晃久

参考文献

[1] 猫本善続, 中村友道, 佐藤郁夫, 奥野大作, 鶴一隆, 原文雄, PWR 使用済燃料ラックの合理的な耐震設計手法の開発, 日本機械学会, Dynamics and Design Conference, 2002, No.632, 2002

[2] 鄭萬溶, 鈴木浩平, 正弦波励振を受ける剛体ブロック構造物のロッキング振動特性, 日本機械学会論文集 C 編, 66 巻, 645 号, 2000

[3] 鄭萬溶, 鈴木浩平, ランダム波を受ける剛体ブロックのロッキング振動, 日本機械学会論文集 C 編, 72 巻, 713 号, 2006

[4] 井上善雄, 柴田京子, 今西望, 佐藤品朋, 山崎善彦, 剛体のロッキングの減衰に対する底面形状の影響, 日本機械学会論文集 C 編, 76 巻, 762 号, 2010

[5] 今西望, 井上善雄, 柴田京子, 岩郷浩二, 剛体のロッキングの振動特性への底面形状の影響(固有振動数と減衰比の振幅依存性), 日本機械学会論文集 C 編, 77 巻, 783 号, 2011

[6] 安田裕矢, 渡邊鉄也, 鞆田顕章, 摩擦を考慮したロッキング振動, 日本機械学会論文集, Vol.82, No.838, 2016

[7] Taniguchi,T., Rocking Mechanics of Flat-Bottom Cylindrical Shell Model Tanks Subjected to Harmonic Excitation, Journal of Pressure Vessel Technology, Vol.127, 373-386, 2005

[8] 小林信之, 伊藤誠, 渡辺昌宏, 田附英幸, 円筒貯槽のロッキングと横滑りの連成を考慮した地震応答解析, 日本機械学会論文集 C 編, 68 巻, 666 号, 2002

[9] 西晴樹, 山田實, 畑山健, 地震動による小規模タンク底部の浮き上がり挙動について－その1 浮き上がり回数および高さに関する検討－, 消防研究所報告 第 96 号, 2003

[10] 山田實, 西晴樹, 大塚尚武, 吉田聖一, 地震動による小規模タンク底部の浮き上がり挙動について－その 2 隅角部のひずみと低サイクル疲労強度－, 消防研究所報告 第 96 号, 2003

[11] 川口昇平, 白井孝治, 金澤健司, 搬送中の貯蔵架台付き金属キャスクの長周期地震動に対する地震時安定性評価, 土木学会論文集 A1(構造・地震工学), Vol.68, No.2, 271-286, 2012

[12] 近藤俊介, 白井孝治, 南波宏介, 地震動を受ける貯蔵架台付きキャスクのロッキングモデル化手法の提案, 日本機械学会論文集, Vol.82, No.834, 2016

[13] Moudrik,R., Queval,J.C., Gantenbein,F., Champomier,F. and trollat,C., Tests and calculations on a scale one spent fuel storage rack, Transactions of the 13th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT13), 1995

[14] Queval,J.C., Sollogoub,P., Champomier,F. and Vallat,S., Seismic behavior of spent fuel storage racks, Transactions of the 15th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT15), 1999

[15] 小林里沙, 金子成彦, 渡邊辰郎, 中村友道, ガタのある板で支持された U 字管の振動減衰評価, 日本機械学会 2002 年度年次大会講演論文集(Ⅶ), 2002

[16] Kaneko,S., Kobayashi,R., Watanabe,T. and Nakamura,T., Damping estimation of a loosely supported single U-bend tube used in a steam generator, Modern Practice in Stress and Vibration Analysis 2012, Journal of Physics: Conferenc Series 382(2012)012048

[17] 藤田勝久, 中村友道, ガタ支持部を持つ連続体構造物の振動応答(第 3 報:直接積分法による非線形時刻歴応答解析), 日本機械学会講演論文集, No.770-3(1977), pp.60-62.

[18] Roger,R.J. and Pick,R.J., On the dynamic spatial response of a heat exchanger tube with intermittent baffle contacts, Nuclear Engineering and Design, Vol.36, No.1(1976),pp.81-90.

[19] 中村友道, 藤田勝久, モーダル解析による管の支持部での衝突振動挙動の解析(拘束モード法の適用の提案とモード重畳法との比較), 日本機械学会論文集 C 編, Vol.55, No.516(1989), pp.1878-1884.

[20] Morishita,M., Seismic response analysis of PEC reactor core mock-up, Proc. of 1st RCM on CRP, IAEA/IWGFR,1993

[21] Morishita,M., Seismic response analysis of RAPSODIE core mock-up in-air experiment, Proc. of 2nd RCM on CRP, IAEA/IWGFR,1994

[22] Morishita,M., Seismic response analysis of RAPSODIE core mock-up in-water experiment, Proc. of 3rd RCM on CRP, IAEA/IWGFR,1995

[23] Fontaine,B., Intercomparison of LMFBR seismic analysis codes –CEA contribution-, Transactions of the 14th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, 1997

[24] Fontaine,B., Morin,T., Morishita,M. and Asayama,T., Seismic analysis of LMFBR cores –symphony mock-up-, Transactions of the 14th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, 1997

[25] Fritz,R.J., The effect of liquids on the dynamic motions of immersed solids, Transactions of the ASME, Journal of Engineering for Industry, February, 1972, pp.167-173

[26] Sharp,G.R. and Wenzel,W.A., Hydrodynamic mass matrix for a multibodied system, Transactions of the ASME, Journal of Engineering for Industry, pp.611-618, 1974

[27] 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, No.415, 1981, pp.251-262

[28] 富田久雄, 佐々木陽一, 流路網近似による流体中の管群の振動解析(第1報, 単純化した管群の振動モデル), 日本機械学会論文集 C 編, Vol.49, No.445, 1983, pp.1464-1473

[29] 富田久雄, 流路網近似による流体中の管群の振動解析(第 2 報, 管群の連続体形のモデル), 日本機械学会論文集 C 編, Vol.49, No.445、1983, pp.1474-1484

[30] 笠井洋昭, 加賀万亀男, 盛山武夫, 流体中における棒群の連成振動の研究(第 1 報, 実験結果と解析値との比較), 日本機械学会論文集 C 編, Vol.49, No.440, 1983, pp.525-534

[31] 笠井洋昭, 尾上佳史, 加賀万亀男, 流体中における棒群の連成振動の研究(第 2 報, 二次元配列の棒群の振動特性), 日本機械学会論文集 C 編, Vol.50, No.449, 1984, pp.90-100

[32] 堀内敏彦, 中川正紀, 大橋正久, 液中六角棒群の地震応答における付加質量の三次元的評価,

日本機械学会論文集 C 編，59 巻 557 号(1993)，pp.93-99
[33] 白井宏尚，金子成彦，山崎由大，使用済み燃料ラックの運動モデルの構築，日本機械学会，Dynamics and Design Conference，2014，No.14-17，2014
[34] Kaneko,S., Shirai,H., Construction of Dynamic Model for Free Standing Spent Fuel Rack under Seismic Excitations, Proceedings of the ASME 2015 Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2015-45069, 2015
[35] Sakamoto,K., Kan,R., Takai,A., Kaneko,S., Construction of Dynamic Model of Planar and Rocking Motion for Free Standing Spent Fuel Rack, Proceedings of the ASME 2017 Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2017-65172, 2017
[36] 原子力規格委員会，原子力発電所耐震設計技術規程，JEAC4601-2008，日本電気教会，2008
[37] 佐々木陽一，富田久雄，原子炉炉心の耐震解析，東芝レビュー，Vol.36，No.7，pp.657-664，東芝技術企画室，1981
[38] Mulcahy,T.M., Fluid force on rods vibrating in finite length annular regions, Transactions of the ASME Journal of Applied Mechanics, Vol.47, 1980
[39] 岩崎晃久，猫本善続，森田英之，谷口勝彦，奥野大作，松岡寿浩，千草直樹，フリースタンディングラックの実用化研究 実寸大試験体を用いた耐震試験，日本機械学会論文集，Vol.81，No.831，2015
[40] Iwasaki, A., Nekomoto, Y., Morita, H., Taniguchi, K., Okuno, D., Matsuoka, T.　and Chigusa, N., Experimental Study on Free Standing Rack Loading Full Fuel Assembly, Proceedings of the ASME 2012 Pressure Vessels & Piping Division Conference, PVP2012-78451, 2012
[41] Rabinowicz,E., Friction coefficients of water-lubricated stainless steel for a spent guel rack facility, Massachusetts Institute of Technology, November, 1976

本論文に関連した既発表・既投稿の論文

査読付き論文

① 岩崎晃久，猫本善続，森田英之，谷口勝彦，奥野大作，松岡寿浩，千草直樹，フリースタンディングラックの実用化研究 実寸大試験体を用いた耐震試験，日本機械学会論文集，Vol.81，No.831，2015

② 岩崎晃久，猫本善続，森田英之，谷口勝彦，奥野大作，松岡寿浩，千草直樹，フリースタンディングラックの実用化研究 耐震設計評価手法の高度化，日本機械学会論文集，Vol.81，No.831，2015

③ 岩崎晃久，廣田和夫，門出匡胤，碇本岩男，高速炉の炉心耐震解析手法の構築，日本機械学会論文集，Vol.82，No.839，2016

国際会議講演論文（査読付き）

① Iwasaki, A., Nekomoto, Y., Morita, H., Taniguchi, K., Okuno, D., Matsuoka, T.　and Chigusa, N., Experimental Study on Free Standing Rack Loading Full Fuel Assembly, Proceedings of the ASME 2012 Pressure Vessels & Piping Division Conference, PVP2012-78451, (2012)

② Iwasaki, A., Nekomoto, Y., Morita, H., Taniguchi, K., Okuno, D., Matsuoka, T. and Chigusa, N., Experimental Parameter Study on Free Standing Rack, Proceedings of the ASME 2012 Pressure Vessels & Piping Division Conference, PVP2012-78458, (2012)

③ Iwasaki, A., Nekomoto, Y., Morita, H., Taniguchi, K., Okuno, D., Matsuoka. T. and Chigusa, N., Analysis Study on Free Standing Rack under the Earthquake Excitation, Proceedings of the ASME 2012 Pressure Vessels & Piping Division Conference, PVP2012-78462, (2012)

④ Iwasaki, A., Nekomoto, Y., Morita, H., Taniguchi, K., Okuno, D., Matsuoka, T. and Chigusa, N., Development of　Seismic Design Method for Free Standing Rack, Proceedings of the ASME 2013 Pressure Vessels & Piping Division Conference, PVP2013-97168, (2013)

⑤ Iwasaki, A., Nekomoto, Y., Morita, H., Nishida, S., Nagaya, M., Okuno, D. and Chigusa, N., Evaluation of the Sliding Behavior of the Rack Using CAV Concept, Proceedings of the ASME 2011 Pressure Vessels & Piping Division Conference, PVP2011-57933, (2011)

⑥ Takaki,Y., Taniguchi,K., Kishimoto,J., Iwasaki,A. and Nekomoto,Y., Seismic Design of Free Standing Rack in Japanese Nuclear Power Plants, Proceedings of the ASME 2017 Pressure Vessels & Piping Division Conference, PVP2017-65740, (2017)

⑦ Iwasaki,A., Hirota,K., Monde,M., Matsubara,S. and Ikarimoto,I., Development of a Core Seismic Analysis Method for a Fast Reactor, Proceedings of the ASME 2016 Pressure Vessels & Piping Division Conference, PVP2016-63454, (2016)

⑧ Iwasaki,A., Sawa,N., Matsubara,S., Kitamura,S. and Okamura,S., Core Seismic Experiment of a Full-Scale Single Model for a Fast Reactor, Proceedings of the ASME 2016 Pressure Vessels & Piping Division Conference, PVP2016-63461, (2016)

⑨ Iwasaki,A., Matsubara,S., Yamamoto,T., Kitamura,S. and Harada,H., Core Seismic Experiment and Analysis of Full Scale Single Model for Fast Reactor, Proceedings of the ASME 2017 Pressure Vessels & Piping Division Conference, PVP2017-65329, (2017)

⑩ Iwasaki,A., Matsubara,S., Yamamoto,T., Kitamura,S. and Okamura,S., Core Seismic Experiment and Analysis of Hexagonal Bundle Model for Fast Reactor, Proceedings of the ASME 2017 Pressure Vessels & Piping Division Conference, PVP2017-65354, (2017)

⑪ Iwasaki,A., Matsubara,S., Yamamoto,T., Kitamura,S. and Okamura,S., Core Seismic Experiment and Analysis of a Large Number of Element Models for Fast Reactor, Proceedings of the ASME 2017 Pressure Vessels & Piping Division Conference, PVP2017-65357, (2017)

国内学会講演論文

① 岩崎晃久, 猫本善続, 森田英之, 谷口勝彦, 奥野大作, フリースタンディングラックの耐震評価手法, 日本機械学会 Dynamics and Design Conference, No.631, (2013)

② 北村誠司, 澤直樹, 岩崎晃久, 門出匡胤, 松原慎一郎, 岡村茂樹, 高速増殖実証炉に向けた耐震性評価技術開発（1）全体概要と要素試験, 日本原子力学会, 2010 年秋の大会

③ 北村誠司, 澤直樹, 岩崎晃久, 門出匡胤, 松原慎一郎, 岡村茂樹, 高速増殖実証炉に向けた耐震性評価技術開発（2）実寸単体試験と解析, 日本原子力学会, 2010 年秋の大会

④ 岩崎晃久, 澤直樹, 門出匡胤, 松原慎一郎, 岡村茂樹, 北村誠司, 高速増殖実証炉に向けた耐震性評価技術開発（3）1/1.5 縮尺模擬集合体群体系試験, 日本原子力学会, 2010 年秋の大会

⑤ 門出匡胤, 澤直樹, 松原慎一郎, 岩崎晃久, 岡村茂樹, 北村誠司, 高速増殖実証炉に向けた耐震性評価技術開発（4）1/1.5 縮尺模擬集合体群体系試験解析, 日本原子力学会, 2010 年秋の大会

⑥ 岩崎晃久, 門出匡胤, 澤直樹, 松原慎一郎, 谷口善洋, 北村誠司, 高速増殖実証炉に向けた耐震性評価技術開発（1）1/1.5 縮尺模擬集合体列体系試験, 日本原子力学会, 2011 年秋の大会

⑦ 門出匡胤, 岩崎晃久, 澤直樹, 松原慎一郎, 谷口善洋, 北村誠司, 高速増殖実証炉に向けた耐震性評価技術開発（2）1/1.5 縮尺模擬集合体列体系試験解析, 日本原子力学会, 2011 年秋の大会

⑧ 岩崎晃久, 門出匡胤, 澤直樹, 碇本岩男, 谷口善洋, 北村誠司, 高速増殖実証炉に向けた耐震性評価技術開発（1）1/2.5 縮尺模擬集合体多数体系試験, 日本原子力学会, 2012 年春の大会

⑨ 門出匡胤, 岩崎晃久, 澤直樹, 碇本岩男, 谷口善洋, 北村誠司, 高速増殖実証炉に向けた耐震性評価技術開発（2）1/2.5 縮尺模擬集合体多数体系試験解析, 日本原子力学会, 2012 年春の大会

⑩ 岩崎晃久, 廣田和夫, 門出匡胤, 碇本岩男, 松原慎一郎, 高速炉炉心の 3 次元集合体変位を考慮した耐震性評価手法の構築（1）3 次元炉心群振動解析手法の構築, 日本原子力学会, 2016 年春の大会
⑪ 岩崎晃久, 門出匡胤, 碇本岩男, 松原慎一郎, 高速炉炉心の 3 次元集合体変位を考慮した耐震性評価手法の高度化（1）強地震動による水平方向支持条件の変化, 日本原子力学会, 2016 年秋の大会
⑫ 岩崎晃久, 門出匡胤, 松原慎一郎, 碇本岩男, 高速炉炉心の 3 次元集合体変位を考慮した耐震性評価手法の高度化（2）熱変形・照射変形の影響評価, 日本原子力学会, 2016 年秋の大会
⑬ 松原慎一郎, 岩崎晃久, 川村一輝, 碇本岩男, 原田英典, 山本智彦, 高速炉炉心の耐震性評価技術開発（1）37 体群体系強加振試験と解析, 日本原子力学会, 2017 年秋の大会
⑭ 山本智彦, 原田英典, 岩崎晃久, 松原慎一郎, 碇本岩男, 高速炉炉心の耐震性評価技術開発（2）制御棒集合体単体加振試験, 日本原子力学会, 2017 年秋の大会
⑮ 岩崎晃久, 川村一輝, 松原慎一郎, 碇本岩男, 山本智彦, 原田英典, 高速炉炉心の耐震性評価技術開発（3）制御棒評価モデルの検証, 日本原子力学会, 2017 年秋の大会