

原子力発電設備の格納容器並びに配管系の  
耐震性評価手法に関する研究

2023年 3月

日高 慎士郎

原子力発電設備の格納容器並びに配管系の  
耐震性評価手法に関する研究

日高 慎士郎

理工情報生命学術院  
システム情報工学研究群  
筑波大学

2023年 3月

原子力発電設備の格納容器並びに配管系の  
耐震性評価手法に関する研究

目 次

1. 緒論.....	1
1. 1 背景.....	1
1. 1. 1 東京電力福島第一原子力発電所事故 .....	1
1. 1. 2 事故調査委員会の提言を踏まえた本研究の立場.....	1
1. 1. 3 新規制基準により強化された耐震・耐津波性能に関する着眼点.....	2
1. 2 本研究の目的と構成.....	3
1. 2. 1 本研究で対象とする設備.....	3
1. 2. 2 目的と構成.....	4
参考文献.....	6
2. 本研究で対象とする設備とそれらに関する耐震性評価手法.....	7
2. 1 本研究の対象とする設備に関する構造と要求される機能.....	7
2. 1. 1 PWR-CV の構造と要求される機能 .....	7
2. 1. 2 BWR-FDW の構造と要求される機能.....	8
2. 2 基準に基づく耐震性評価手法の変遷 .....	8
2. 2. 1 原子炉格納容器の耐震性評価.....	8
2. 2. 2 原子炉格納容器の座屈評価 .....	10
2. 2. 3 本研究で定義する座屈評価手法と座屈挙動の関係.....	13
2. 2. 4 配管系の耐震性評価.....	16
2. 2. 5 配管系の耐震性評価で考慮する入力の特徴.....	22
2. 3 原子炉格納容器並びに配管系の耐震性評価手法に関する既往研究 .....	24
2. 3. 1 原子炉格納容器を対象とした座屈評価手法に関する既往研究 .....	24
2. 3. 2 配管系を対象とした動的応答に関する既往研究.....	27
2. 4 本研究の課題設定と独自性 .....	28

2. 4. 1	耐震性評価手法に関する課題設定	28
2. 4. 2	本研究の独自性	29
	参考文献	30
3.	耐震信頼性実証試験体の振動特性を反映させた解析モデルの構築	33
3. 1	解析モデルの妥当性確認に用いる耐震信頼性実証試験	33
3. 1. 1	実証試験の目的とその加振装置	33
3. 1. 2	実証試験の試験体	35
3. 1. 3	実証試験における入力地震波の設定	38
3. 2	原子炉格納容器の解析モデルの振動特性	41
3. 2. 1	PWR-CV 解析モデルと解析条件	41
3. 2. 2	PWR-CV 解析モデルの振動特性に関する妥当性確認	42
3. 3	配管系の解析モデルの振動特性	43
3. 3. 1	BWR-FDW 解析モデルと解析条件	43
3. 3. 2	BWR-FDW 解析モデルの振動特性に関する妥当性確認	45
3. 4	結言	47
	参考文献	48
4.	原子炉格納容器の静的座屈挙動に影響を与える因子に関する検討	49
4. 1	構造要素における因子の変動に伴う静的座屈挙動への影響	49
4. 1. 1	座屈評価に用いる解析条件の設定	49
4. 1. 2	FE モデルへ作用する地震荷重の算定	52
4. 1. 3	静的座屈挙動に解析条件が与える影響の検討	57
4. 1. 4	現実的な因子の設定に伴う座屈耐力への影響評価	58
4. 2	入力地震波における因子の変動に伴う静的座屈挙動への影響	63
4. 2. 1	入力地震波の設定	63
4. 2. 2	FE モデルへ作用する地震荷重の算定	67

4. 2. 3	想定より厳しい因子の設定に伴う座屈耐力への影響評価.....	69
4. 2. 4	鉛直方向の入力地震波による座屈耐力への影響に関する考察 .....	73
4. 3	結言.....	76
	参考文献.....	77
5.	原子炉格納容器の動的座屈挙動における状態推移の特徴.....	78
5. 1	動的座屈評価に用いる解析条件の設定.....	78
5. 1. 1	動的座屈評価における解析条件の比較.....	78
5. 1. 2	解析モデルの設定及び固有値解析.....	79
5. 1. 3	入力地震波の設定 .....	82
5. 2	動的弾性解析に基づく座屈評価に関する検討 .....	83
5. 2. 1	オーバルモード発現による動的座屈挙動への影響.....	83
5. 2. 2	解析手法の相違による動的座屈評価への影響.....	87
5. 3	非線形性を考慮した動的座屈評価に関する検討.....	90
5. 3. 1	材料非線形並びに幾何学的非線形の動的座屈評価への影響.....	90
5. 3. 2	動的弾塑性座屈挙動の状態推移 .....	92
5. 4	静的な座屈耐力に対する動的弾塑性座屈挙動の比較.....	97
5. 5	結言.....	99
	参考文献.....	100
6.	3方向入力を考慮した配管系の耐震性評価に関する検討 .....	101
6. 1	モードの特性を考慮した係数に基づく耐震性評価手法の提案.....	101
6. 2	多質点系はりモデルの設定 .....	104
6. 3	入力地震波の設定 .....	106
6. 4	入力方向とモードの特性を考慮した係数の算定.....	107
6. 5	提案した耐震性評価手法の検証 .....	108
6. 5. 1	耐震性評価手法ごとの一次応力の比較.....	108

6. 5. 2 入力方向とモードの係数への寄与に関する考察.....	110
6. 6 結言.....	112
参考文献.....	112
7. 結論.....	113
7. 1 本論において得られた結論.....	113
7. 2 今後の課題.....	115
謝辞.....	116
業績リスト.....	117

# 1. 緒論

## 1. 1 背景

### 1. 1. 1 東京電力福島第一原子力発電所事故

2011年3月11日14時16分に三陸沖の太平洋を震源とする東北地方太平洋沖地震が発生した。その後、約1時間弱で大規模な津波が発生した。上記の津波高さは津波評価による津波高さを超えており、東京電力福島第一原子力発電所（以下、1Fという）の敷地は広範に渡り浸水した。敷地への浸水により海水冷却系機器が損傷した。また、建屋への浸水により電源盤の機能が失われ、1Fでは全交流電源喪失となった。さらに、1, 2, 4号機では直流電源も喪失した。上記により隣接号機間での電源の融通が出来なくなったため、事故への対応が困難になった<sup>1-1)</sup>。従って、水素爆発が発生し、事故が進展した要因は、地震の後に発生した大規模な津波である。

一方で、1Fの原子炉建屋で得られた観測記録は、基準地震動  $S_s$  の揺れに伴う最大応答加速度値を超えるものであった。ここでいう基準地震動  $S_s$  とは、極めてまれではあるが発生する可能性があり、施設に大きな影響を与えるおそれがあると想定した地震動である。1Fが地震により被災した際、運転中の原子炉は全てスクラムし、送電鉄塔の倒壊等により外部電源喪失の状態に至った。ただし、非常用ディーゼル発電機が全て自動起動し電源が確保されたため、原子力発電所の安全に影響を及ぼす状況ではなかった<sup>1-1)</sup>。

既往研究では、1Fの設備に対する観測された地震動を用いた耐震安全性評価を実施し、地震発生から津波来襲までの間は安全上重要な設備が機能を維持していた可能性が高いと結論づけられている<sup>1-2)</sup>。安全上重要な設備は、地震応答を小さく抑える観点から、建屋内の低い位置に設置されている。また、1つ設備が故障しても対処できるようにほぼ同じフロアレベルに多重化が図られている。これまで、基準地震動  $S_s$  の揺れに伴う最大応答加速度値を超える地震が発生した経験を有しているが、事故への対応が困難になることはなかった。このことは、原子力発電設備の設計に用いられる耐震性評価手法が頑健性を高めるべく保守性を有しており、基準地震動  $S_s$  の揺れに伴う最大応答加速度値を超える入力であっても耐震安全上重要な設備が損傷に至らなかったことが要因の1つである。

### 1. 1. 2 事故調査委員会の提言を踏まえた本研究の立場

東京電力福島原子力発電所事故調査委員会（国会事故調）及び東京電力福島原子力発電所における事故調査・検証委員会（政府事故調）は、2012年7月に事故調査報告書を公表した。公表された報告書には、基準策定や外的事象の評価に関して以下のような提言がなされている<sup>1-3)</sup>、<sup>1-4)</sup>、<sup>1-5)</sup>。

- (1) 外的事象も考慮したシビアアクシデント対策が十分な検討を経ないまま、事業者の自主性に任されてきた。（国会事故調）
- (2) 設置許可された原発に対して遡って適用する法的仕組み（バックフィット）は何もなかった。（国会事故調）

- (3) 日本では、積極的に海外の知見を導入し、不確実なリスクに対応して安全の向上を目指す姿勢に欠けていた。(国会事故調)
- (4) 地震や津波に対する安全評価を始めとして、事故の起因となる可能性がある火災、火山等の外部事象を含めた総合的なリスク評価は行われていなかった。(政府事故調)
- (5) 複数の法律の適用や所掌官庁の分散による弊害のないよう、一元的な法体系となることが望ましい。(国会事故調)

新規制基準は、上記の提言から新たな知見を反映して見直された。既に認可を得ている原子力施設に対しても新規制基準への適合を義務づける「バックフィット」が導入され、「設置許可基準」及び「工事計画認可」に対する適合性審査が行われている。「設置許可基準」及び「工事計画認可」が前段規制に対する設計評価だとすると、安全性向上評価は、約 18 か月毎に原子力委員会に届けなければならない後段規制に対する総合的なリスク評価である。

本研究では、施設の実態を踏まえたシステム耐性や設計を超える入力に基づく評価を行い、上記の(3)と(4)の不確実なリスクや総合的なリスク評価に資する施設の脆弱性に関わるより現実的な評価を試みる。現実的な評価を把握することによって、設計評価がどの程度の保守性を有しているかを把握することができ、施設の安全性向上に繋がるものと考えられる。ここで、現実的な評価とは、測定データ等を基にできるだけ現実に近い仮定を置いて設定した解析条件に基づき、地震に対する耐震安全上重要な設備の挙動をシミュレーションすることである。また、保守的な評価とは、規格に従って損傷確率が低くなるように設計に用いる保守的に設定した解析条件に基づき、耐震安全上重要な設備の頑健性を高めるべく保守性を有した評価を実施することである。

### 1. 1. 3 新規制基準により強化された耐震・耐津波性能に関する着眼点

図 1-1 に 3.11 の教訓を反映させた新規制基準のイメージを示す。新規制基準において、シビアアクシデント対策及び特定重大事故対策等が新たに新設されるとともに、耐震・耐津波性能の従来の規制基準が強化された。耐震・耐津波性能に関する規制基準は、主に「実用発電用原子炉及びその付属施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則の解釈」の第 4 条とその別記 2 に記載され、従来の規制基準である 2006 年に改訂された「発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針」から改訂された。

表 1-1 に本研究で着目する新規制基準で改訂された項目を示す。基本方針については、「過大な変形、亀裂、破損等を生じさせない」から「塑性ひずみが生じる場合であっても、その量が小さなレベルに留まって破断延性限界に十分な余裕を有する」に改訂された<sup>1-6), 1-7)</sup>。破断延性限界に十分な余裕があれば塑性ひずみが小さなレベルに留まることが許容されたことから、新規制基準適合性審査では原子炉格納容器などの弾塑性を考慮した耐震性評価手法が導入されるようになった。これらの状況を踏まえ、現実的な評価に基づき座屈挙動のメカニズムを明らかにする観点から、構造要素及び入力地震波における因子の変動により静的弾塑性座屈評価の座



屈耐力がどの程度変動するのかを 4 章で、静的弾塑性座屈評価で得られた座屈耐力に対して、動的弾塑性の座屈挙動がどのように状態推移するのかを 5 章でそれぞれ取り組む。

地震力の組合せについては、「水平方向と鉛直方向を適切に組み合わせたもの」から「水平 2 方向と鉛直方向を適切に組み合わせたもの」へ現実的な評価に対応するように改訂された<sup>1-6), 1-7)</sup>。この基準の改訂に伴い、配管系のような 3 次元的な広がりを持つ複雑な形状を有する設備には、1 次モードが地震による応答の支配的なモードとは限らず、3 方向入力による影響を考慮する必要があるため、3 方向入力を考慮した配管系の耐震性評価が導入されることになった。配管系の耐震性評価では、地盤や建屋と連成していない配管系の解析モデルを用いているため、地盤剛性や建屋剛性等による応答への影響を考慮している。これらの状況を踏まえて、基準地震動  $S_s$  を超えるような大きな地震荷重に対応すべく、3 方向同時入力による応答解析や地震荷重の組み合わせに時間軸の同時性を考慮した時刻歴解析ベースの現実的な評価をどのように導入するかを 6 章で取り組む。

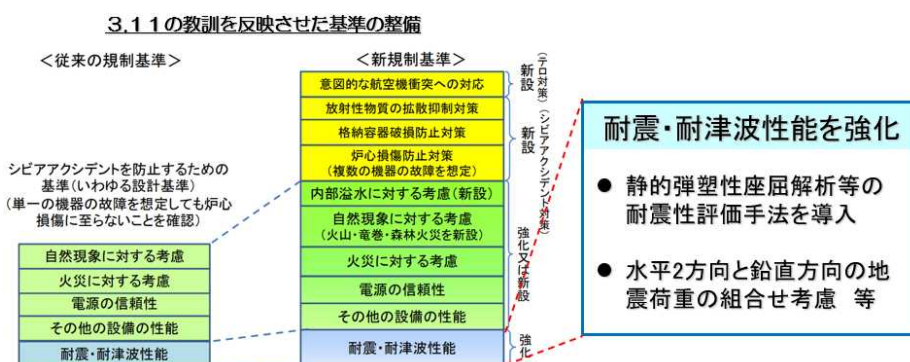


図 1-1 3.11 の教訓を反映させた規制基準 (参考文献 1-5 に加筆修正)

表 1-1 本研究で着目する耐震設計に関する基準改訂<sup>1-6), 1-7)</sup>

耐震設計に関する基準	基本方針	地震力の算定法
発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針	過大な変形、亀裂、破損等を生じさせない	水平方向と鉛直方向を適切に組み合わせたもの(2方向)
新規規制基準(2013.7.8以降)	塑性ひずみが生じる場合であっても、その量が小さなレベルに留まって <b>破断延性限界に十分な余裕を有する</b> ⇒弾塑性評価の導入	水平2方向と鉛直方向を適切に組み合わせたもの(3方向)

## 1. 2 本研究の目的と構成

### 1. 2. 1 本研究で対象とする設備

本研究で対象とする設備は、1.1.3 で取り上げたように、新規規制基準の改訂に伴い新たな耐震性評価手法が導入された原子炉格納容器と配管系である。

原子炉格納容器は、加圧水型（Pressurized Water Reactor）（以下、PWR という）及び沸騰水型（Boiling Water Reactor）（以下、BWR という）に分類され、本研究では座屈の損傷モードを考慮した静的弾塑性座屈解析が導入されている PWR 鋼製原子炉格納容器（PWR Steel Containment Vessel）（以下、PWR-CV という）を対象としてとりあげる。

配管系は、3 次元的な空間配置がなされるため、複雑な振動モード特性を有し、水平 2 方向並びに鉛直方向の 3 方向入力に対して複雑な地震応答が生じる。また、配管系はガイド、ティー及びエルボを有し、これらの構造ディテールにおける一次応力の評価が重要となる。これらを踏まえ、本研究では原子炉冷却系設備から抽出した BWR 給水系配管（BWR Feedwater Piping System）（以下、BWR-FDW という）を対象としてとりあげる。

なお、本研究で対象とする原子炉格納容器並びに配管系は、耐震信頼性実証試験<sup>1-8)</sup>において採用された典型的なモデルである。ここでいう耐震信頼性実証試験は、図 1-2 に示す耐震安全上最も重要な S クラスの設備が基準地震動に対して、冷やす、止める、閉じ込めるの機能が維持されることを実証することを目的として、1980 年から 2005 年まで原子力工学試験センターにより実施された試験である。

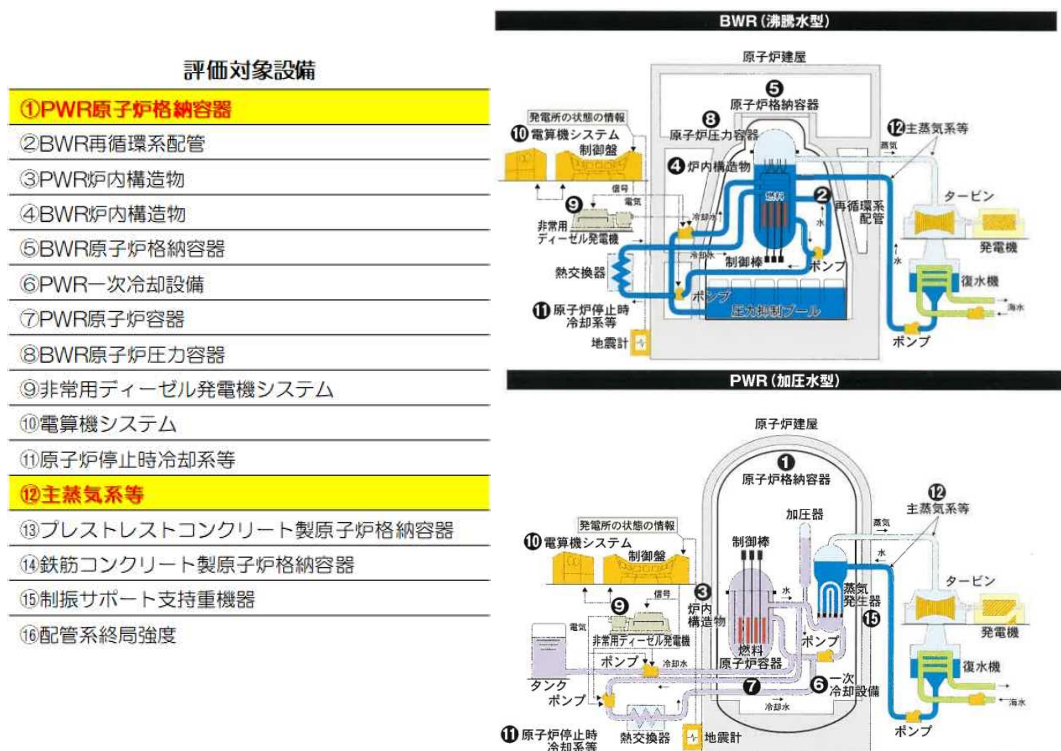


図 1-2 耐震信頼性実証試験の評価対象設備(参考文献 1-8 に加筆修正)

### 1. 2. 2 目的と構成

本研究では、原子力発電設備から PWR-CV 及び BWR-FDW を研究対象として取り上げる。その上で、第一に PWR-CV の弾塑性座屈挙動の問題に焦点を当て、静的弾塑性座屈評価において、構造要素の因子を現実的な評価に変動させた場合、どの程度座屈耐力が高くなるかを、一

方で入力地震波における因子の変動を想定より厳しくした場合、どの程度座屈耐力が低くなるかを把握する。さらに、PWR-CVの動的弾塑性座屈評価において、静的な弾塑性座屈耐力に対し、動的弾塑性座屈挙動がどのように状態推移をして、どの程度応答するかを把握する。第二に配管系の耐震性評価においては、応答スペクトル解析法と比べて現実的な評価になることを想定し、配管系の3次元的な振動モードの特性を反映した係数に基づく一次応力評価手法を提案する。1.1.2での本研究の立場を踏まえ、現実的な評価とは、測定データ等を基にできるだけ現実に近い仮定を置いて設定した解析条件に基づき、地震に対する耐震安全上重要な設備の挙動をシミュレーションすることである。また、保守的な評価とは、規格に従って損傷確率が低くなるように設計に用いる保守的に設定した解析条件に基づき、耐震安全上重要な設備の頑健性を高めるべく保守性を有した評価を実施することである。以上の目的を踏まえて、本研究の章構成は表 1-2 に示すとおり以下の5項目である。

- (1) 2章では、原子炉格納容器と配管系において、構造と耐震性評価手法の概要を述べ、既往研究を調査する。調査した知見に基づき本研究で取り組む課題と独自性を述べる。
- (2) 3章では、4章から6章の耐震性評価手法に対する課題検討に用いるPWR-CV及びBWR-FDWの解析モデルにおける信頼性を確保するために、解析モデルの振動特性が試験体の振動特性を再現できていることを確認する。
- (3) 4章では、PWR-CVの座屈設計評価手法として用いられる静的弾塑性座屈解析において、構造要素及び入力地震波における因子の変動による座屈挙動への影響を評価する。それらの因子において支配的なパラメータを選定し、特に座屈耐力に与える影響を定量的に把握する。具体的には、構造要素の因子は保守的に設定されているが、初期不整形形状、初期不整量及び降伏応力の因子を現実的なものに設定した場合に、どの程度座屈耐力が高くなるかを把握する。一方、入力地震波における因子の変動については、想定される入力地震波の周期特性や振幅を厳しくした場合、どの程度座屈耐力が低くなるかを把握する。
- (4) 5章では、多質点系はりモデル並びにFEモデルの基礎に地震力を作用させて動的弾性座屈評価を実施し、考慮する座屈モードの違いが座屈荷重に及ぼす影響を明確にする。その上で、入力地震波の振幅を変動させる動的弾塑性座屈評価を実施し、静的な弾塑性座屈耐力に対し、動的弾塑性の座屈挙動がどのように状態推移して、どの程度の動的応答まで示すかを把握する。
- (5) 6章では、空間的に複雑に配置された配管系の耐震性評価を現実的なものとするために、3方向入力の影響を考慮し、配管系の振動モードの特性を反映した係数に基づく一次応力評価手法を提案する。なお、本評価手法を振幅補正係数法という。具体的には、BWR-FDWの解析モデルに3方向入力を作用させて地震応答解析を実施し、提案手法の精度の検証を試みる。

表 1-2 本論文の構成

1. 緒 論	
2. 本研究で対象とする設備とそれらに関する耐震性評価手法	
3. 耐震信頼性実証試験体の振動特性を反映させた解析モデルの構築	
原子炉格納容器	配管系
4. 原子炉格納容器の静的座屈挙動に影響を与える因子に関する検討	6. 3方向入力を考慮した配管系の耐震性評価に関する検討
5. 原子炉格納容器の動的座屈挙動における状態推移の特徴	
7. 結 論	

参考文献

- 1-1) 一般社団法人日本原子力学会 東京電力福島第一原子力発電所事故に関する調査委員会, 福島第一原子力発電所事故その全貌と明日に向けた提言—学会事故調最終報告書—, 丸善出版, (2020).
- 1-2) 長澤和幸, 奈良林直, 東北地方太平洋沖地震における福島第一原子力発電所の地震応答に関する分析について, 日本機械学会論文集, Vol. 82, No. 837 (2016) , DOI: 10.1299/transjsme.16-00007.
- 1-3) 国会事故調 東京電力福島原子力発電所事故調査委員会, 報告書 (2012), available from <<https://warp.da.ndl.go.jp/info:ndljp/pid/3856371/naiic.go.jp/>>, (参照日 2022 年 8 月 26 日).
- 1-4) 政府事故調 東京電力福島原子力発電所における事故調査・検証委員会, 最終報告 (2012), available from <<https://www.cas.go.jp/jp/seisaku/icanps/index.html>>, (参照日 2022 年 8 月 26 日).
- 1-5) 原子力規制委員会, 実用発電用原子炉に係る新規制基準について-概要- (2013), available from <<https://www.nra.go.jp/data/000070101.pdf>>, (参照日 2022 年 8 月 26 日).
- 1-6) 原子力規制委員会, 発電用実用発電用原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則の解釈, available from <<https://www.nra.go.jp/data/000382455.pdf>>, (参照日 2022 年 8 月 26 日).
- 1-7) 原子力安全委員会, 実用発電用原子炉に関する耐震設計審査指針, available from <<https://warp.da.ndl.go.jp/info:ndljp/pid/9483636/www.nsr.go.jp/archive/nsc/shinsashishin/pdf/1/si004.pdf>>, (参照日 2022 年 8 月 26 日).
- 1-8) 財団法人原子力発電技術機構, 多度津工学試験所 30 年のあゆみ(2005).

## 2. 本研究で対象とする設備とそれらに関する耐震性評価手法

### 2. 1 本研究の対象とする設備に関する構造と要求される機能

#### 2. 1. 1 PWR-CVの構造と要求される機能

図 2-1 に耐震重要度分類に応じた加圧水型原子力発電プラント設備を示す。PWR-CV は、耐震 S クラスに分類され、上部半球、下部さら形鏡板及び円筒胴により構成されている。下部さら形鏡鋼板にはスタッドが取り付けられており、これが基礎コンクリートに埋設されている。主な付属設備として、配管貫通部、機器搬入口、エアロック及びポーラクレーンを有する。

原子炉格納容器は、事故時に原子炉一次系設備から放出される放射性物質などの有害な物質の漏えいを防止するために設けられているものであり、一次冷却材喪失事故時などに圧力障壁となり、かつ放射性物質放散に対する最終障壁を形成する機能を有する。この漏えい防止の機能を維持するため、原子炉格納容器及び格納容器バウンダリを構成する配管貫通部などは以下の設計方針に基づく<sup>2-1)</sup>。

- (1) 原子炉及び一次冷却設備を格納し、一次冷却材喪失事故時に生じる最高内圧及び温度に耐える。
- (2) 原子炉格納容器貫通配管で、事故時に閉鎖が要求されるものには、事故時に原子炉格納容器の機能を保持できる構造とする。
- (3) 原子炉格納容器の漏えい試験を行えるように設計する。

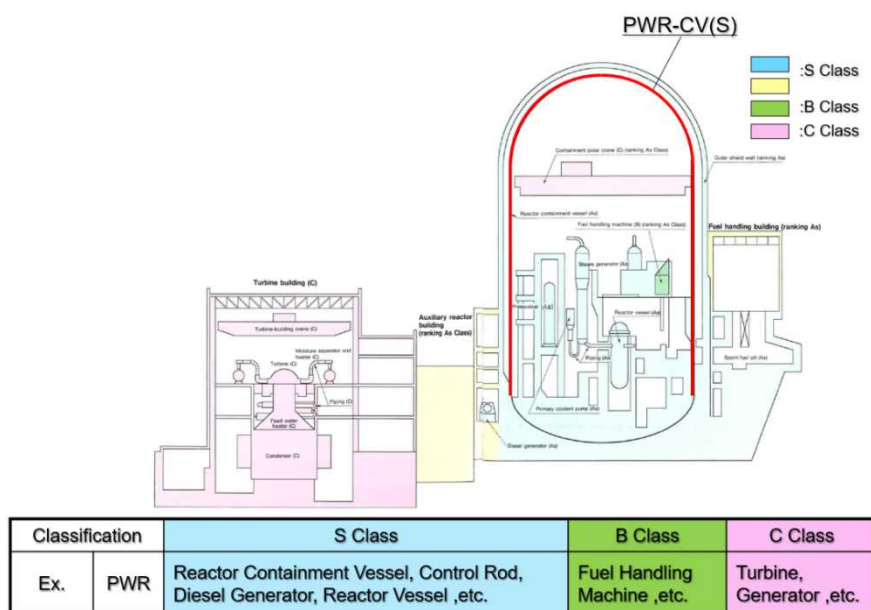


図 2-1 耐震重要度分類に応じた PWR-NPP(参考文献 2-2 に加筆修正)

## 2. 1. 2 BWR-FDW の構造と要求される機能

図 2-2 に耐震重要度分類に応じた沸騰水型原子力発電プラント設備を示す。BWR-FDW は、耐震 S クラス等に分類され、タービン復水器から原子炉へ送られてくる原子炉給水を压力容器内の給水スパーチャへ導く。電気出力 110 万 kW 級では 2 本の給水母管とヘッド及び 6 本のライザ管による配管と、給水母管の格納容器貫通部前後の隔離弁などで構成されており、3 次元的に広がりを持つ構造である。

BWR-FDW は、大地震の発生により原子炉の冷却材喪失事故を誘発することなく、かつ、必要により原子炉冷却及び減圧し、格納容器バウンダリとして原子炉を隔離する機能を有するものであり、原子炉の安全性を保持する上で、きわめて重要な系統である<sup>2-1)</sup>。

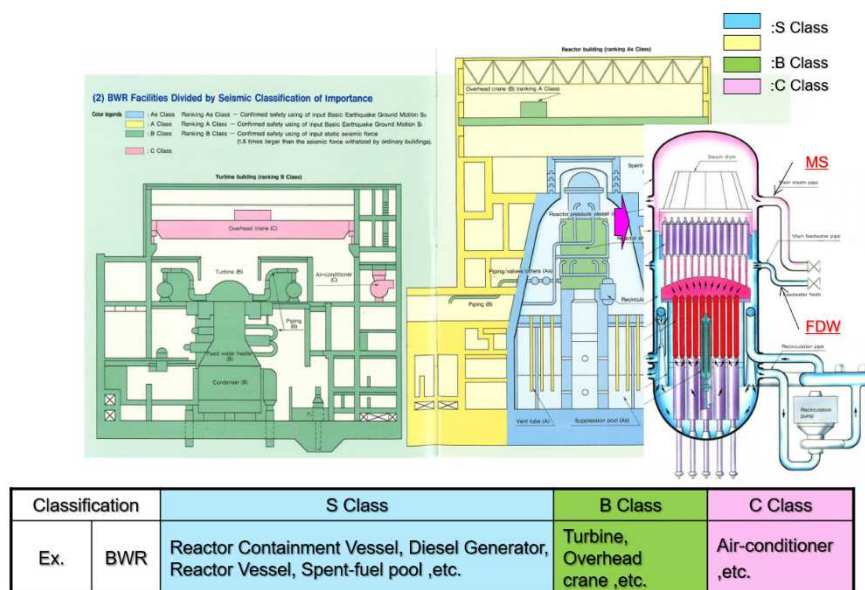


図 2-2 耐震重要度分類に応じた BWR-NPP(参考文献 2-2 に加筆修正)

## 2. 2 基準に基づく耐震性評価手法の変遷

### 2. 2. 1 原子炉格納容器の耐震性評価

PWR-CV の耐震性評価では、多質点系はりモデルによる地震応答解析結果より原子力発電所耐震設計技術指針 重要度分類・許容応力編 (JEAG4601・補-1984)に記載される座屈評価式を用いた評価 (以下, 「動的弾性座屈評価」という) が行なわれ, 評価基準を満足することから座屈に対する健全性が確認されている<sup>2-3)</sup>。

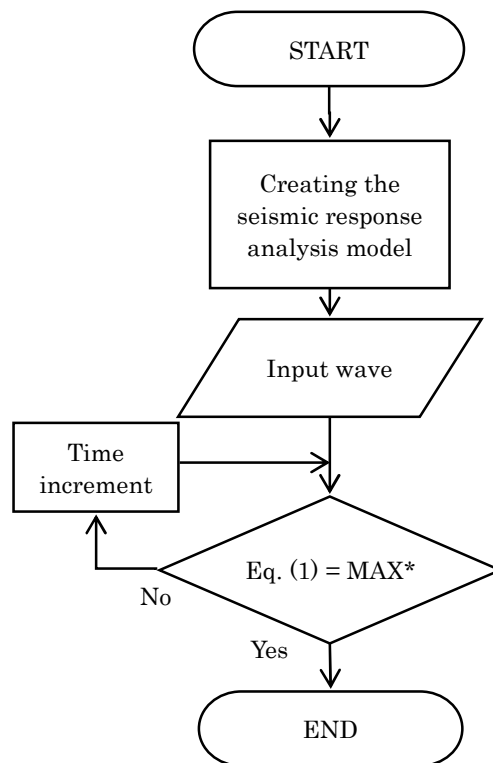
図 2-3 に具体的な PWR-CV の動的弾性座屈評価の手順を示す。多質点系はりモデルの基部に時刻歴入力地震波を入力し, 曲げモーメント及び軸力に関する地震応答を質点ごとに算出する。PWR-CV の基部で得られる曲げモーメント及び軸力を式(1)に代入して左辺 $F(P, M)$ の値を算出し, 式(1)の右辺と比較することで座屈評価を行う。左辺 $F(P, M)$ の値の算出については, 算出した軸力と曲げモーメントのそれぞれが最大値となる時刻毎に軸荷重分布とせん断荷重分布を抽出して左辺を算出する方法か, もしくは各時刻の軸力と曲げモーメントを式(1)に代入して数値が最も厳しい時刻の左辺を算出する方法のどちらかを採用する。本研究では, 原子力発電所

耐震設計技術指針 重要度分類・許容応力編 (JEAG4601・補-1984)に記載される座屈評価式を用いた評価を動的弾性座屈評価と定義し、 $F(P, M)$ の値の算出に各時刻の軸力と曲げモーメントを式(1)に代入して数値が最も厳しい時刻の左辺を算出する方法を用いる。

$$F(P, M) = \frac{\alpha(P/A)}{f_c} + \frac{\alpha(M/Z)}{f_b} \leq 1 \quad (1)$$

ここで、 $P$ は軸力、 $A$ は断面積、 $M$ は曲げモーメント、 $Z$ は断面係数、 $P/A$ は軸圧縮応力、 $M/Z$ は曲げ圧縮応力、 $f_c$ は軸圧縮座屈応力、 $f_b$ は曲げ圧縮座屈応力、 $\alpha$ は安全率(1.5)である。

4章において、静的弾塑性座屈解析を用いた原子炉格納容器の耐震性評価（以下、「静的弾塑性座屈評価」という）で用いる FE モデルへの入力荷重に、多質点系はりモデルに基づく動的弾性座屈評価から算出される軸荷重分布及びせん断荷重分布を適用する。また、5章において、耐震設計に用いられる入力地震波を多質点系はりモデル及び FE モデルの基部に入力して動的弾性座屈評価を実施し、解析モデルの違いに伴う動的座屈挙動への影響を比較する。



\* The buckling evaluation by JEAG4601 is the largest.

図 2-3 PWR-CV の動的弾性座屈評価の手順

## 2. 2. 2 原子炉格納容器の座屈評価

静的弾塑性座屈評価において、2.2.1 の評価手法の違いという観点から、図 2-4 に本研究で採用する評価手順を、図 2-5 に静的弾塑性座屈解析の解析条件に関する特徴を示す。評価手順は、多質点系はりモデルを用いた動的弾性座屈評価から FE モデルへの入力荷重を算定するパートと、FE モデルの作成から静的弾塑性座屈解析を実施するまでの2つのパートに分かれる。

FE モデルへの入力荷重を算定し、2.2.1 で述べたように静的弾塑性座屈評価を実施する。動的弾性座屈評価から入力荷重を算定する際、左辺の値の算出については、各時刻の軸力と曲げモーメントを式(1)に代入して数値が最も厳しい時刻の左辺を算出する方法を採用する。左辺の数値が最も厳しい時刻において、多質点系はりモデルの地震応答解析から算出される軸荷重及びせん断荷重分布を FE モデルへの入力荷重に選定する。上述の方法で得られた軸荷重及びせん断荷重分布を図 2-5(c)に示すように FE モデルの要素区間で等価になるように適用する。

静的弾塑性座屈解析を実施するにあたり、図 2-4 に示すように解析モデルを作成し、初期不整や降伏応力等の解析条件を設定する必要がある。図 2-5(a)に示すように、機器搬入口やエアロック等の構造不連続部やリングガーダを PWR-CV の FE モデルに模擬する。FE モデルは、多質点系はりモデルと異なり、構造的に異方性となる円筒胴の形状や半球部やリングガーダによる剛性の違いを精緻にモデル化することが可能となる。解析条件において、図 2-5(b)に示すように初期不整や降伏応力を設定する。上記の解析条件は、多質点系はりモデルを用いた動的弾性座屈評価と比べて形状や非線形性の考慮という観点から、構造要素における因子が変動する。静的弾塑性座屈解析において、図 2-5(d) に示すように荷重変位曲線が得られる。ここで、荷重変位曲線の頂部にあたる水平荷重を座屈耐力とする。解析モデル及び解析条件で述べたように 2.2.1 の動的弾性座屈評価と比べて因子が変動することから、座屈耐力の変動幅が増える。

米国における原子炉格納容器の座屈評価に着目すると、ASME code case N-284 にて弾性座屈固有値解析による座屈評価手法が規定されている<sup>24)</sup>。具体的には、1 次の弾性座屈固有値に初期不整や幾何学的非線形の影響を考慮した耐力低減係数、材料非線形の影響を考慮した塑性低減係数及び供用状態ごとに変動させる安全係数を用いて座屈評価を実施する。静的弾塑性座屈解析を用いた原子炉格納容器の耐震性評価については述べられていない。

動的弾塑性座屈評価において、図 2-6 に本研究で採用する評価手順を、図 2-7 に動的弾塑性座屈解析の解析条件に関する特徴を示す。動的弾塑性座屈評価においては、入力地震波を FE モデルの基部に入力する。その際には、耐震設計に用いられる入力地震波の振幅を $\delta$ 倍(1.0~4.0倍)増分し、10.0 s 抽出したものをを用いる。原子炉格納容器の荷重-変位曲線及び円筒胴の Mises 応力から入力地震波の振幅を変動させる倍率を決定する。



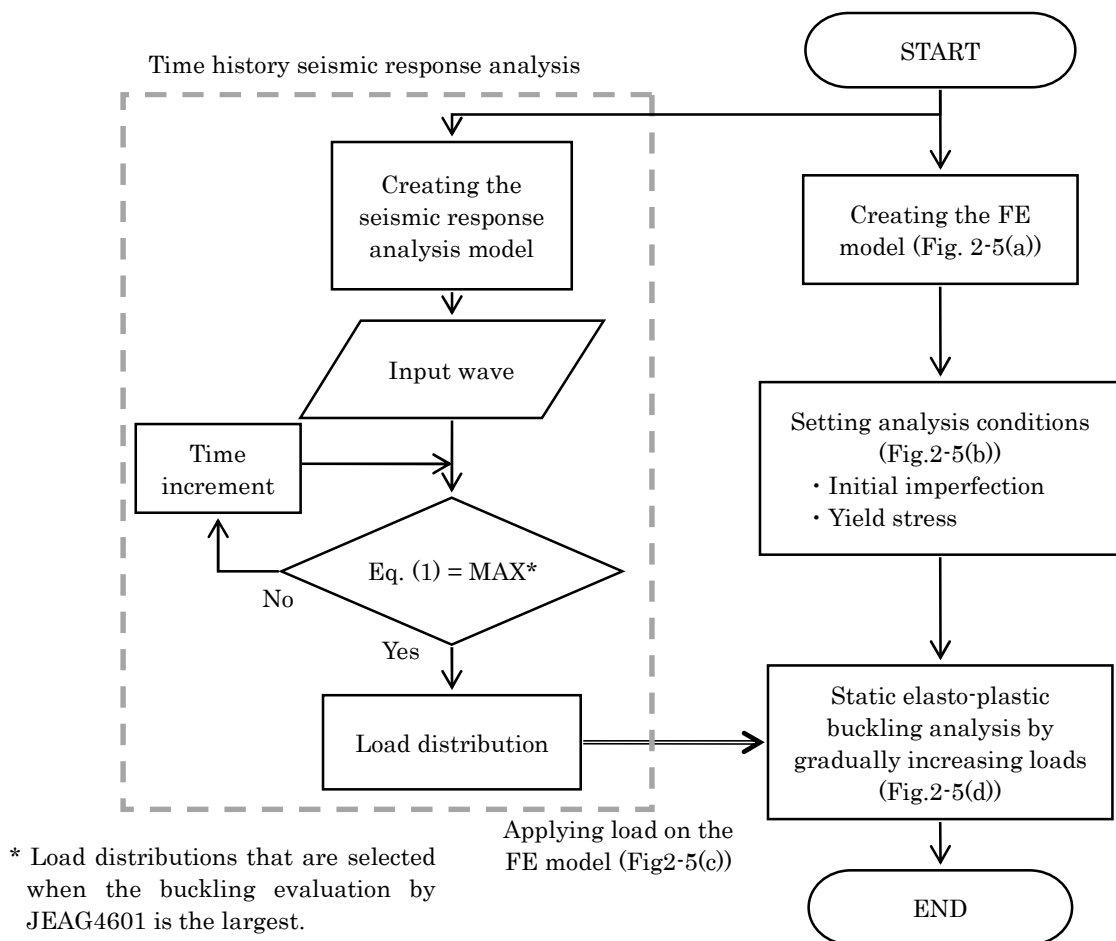


図 2-4 本研究で採用する静的弾塑性座屈解析に関する評価手順

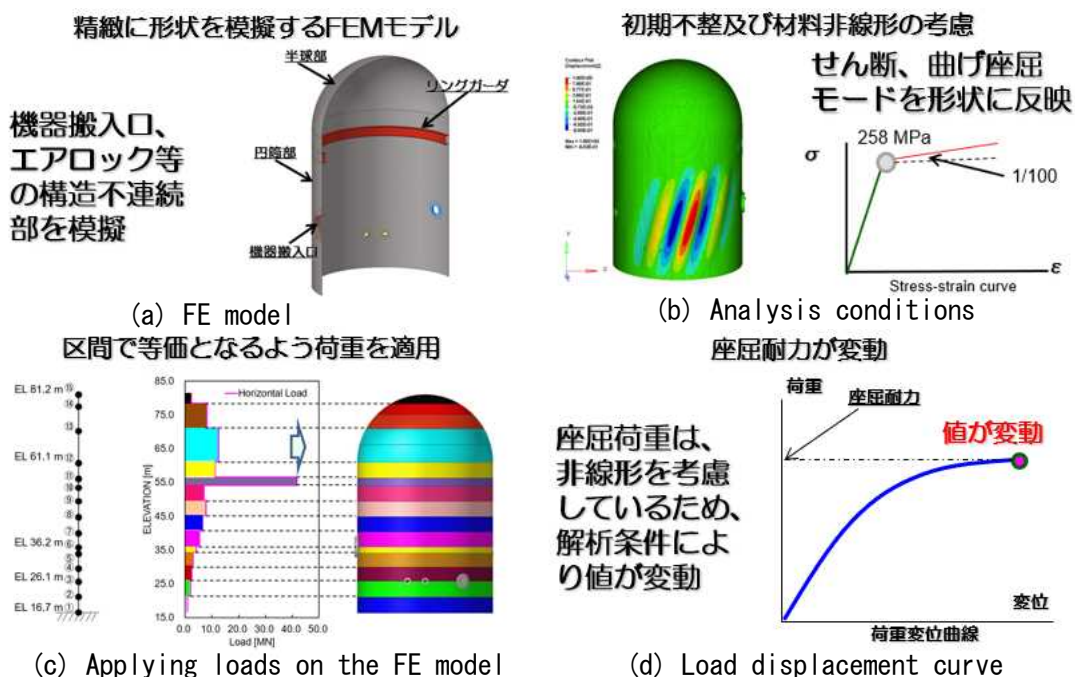


図 2-5 静的弾塑性座屈解析の解析条件に関する特徴

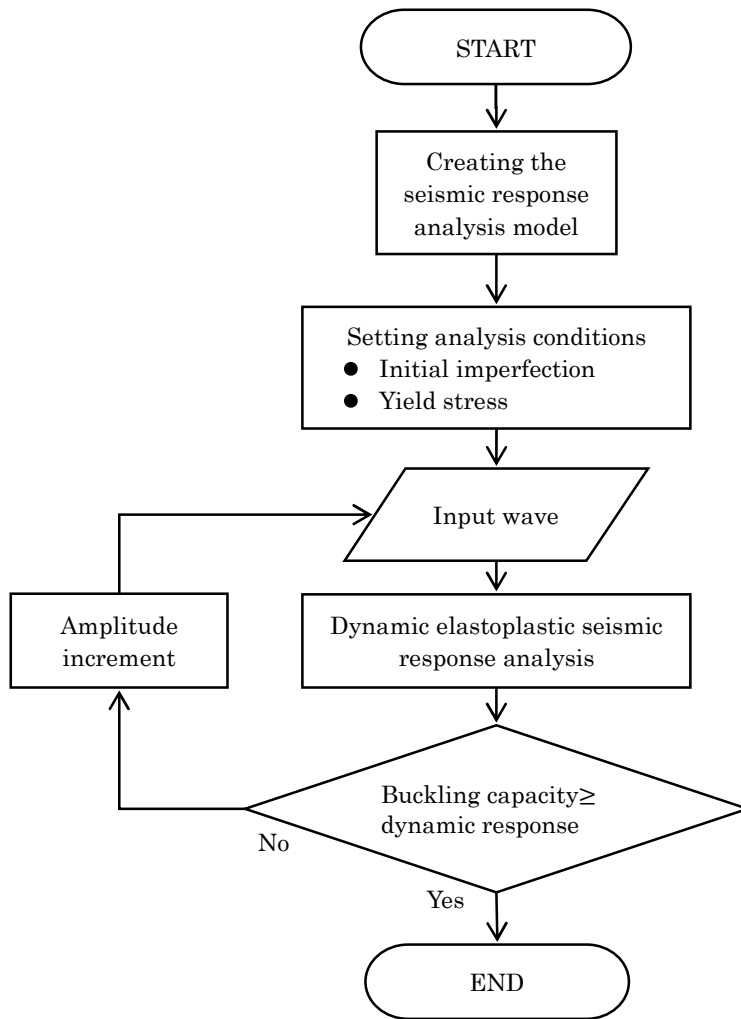


図 2-6 本研究で採用する動的弾塑性座屈解析に関する評価手順

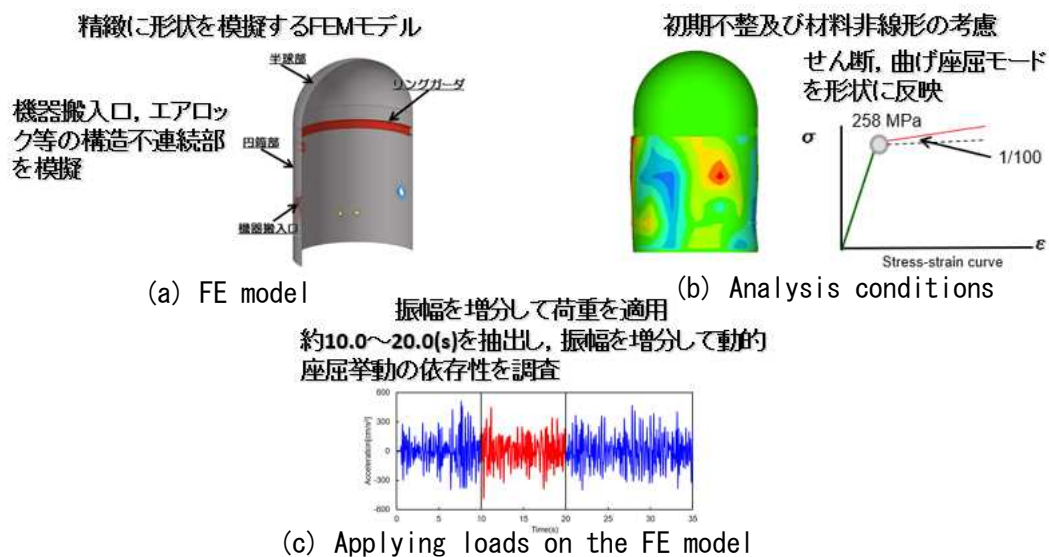


図 2-7 動的弾塑性座屈解析の解析条件に関する特徴

### 2. 2. 3 本研究で定義する座屈評価手法と座屈挙動の関係

PWR-CV の耐震性評価では、動的弾性座屈評価もしくは静的弾塑性座屈評価が行なわれ、評価基準を満足することから座屈に対する健全性が確認されている。ここで、評価基準を満足するとは、すなわち発生荷重が座屈耐力以下となることである。上記の考え方により、座屈評価手法ごとに座屈耐力の定義は異なる。本研究では、①式(1)における $F(P, M)$ の最大値を算出する座屈評価手法（動的弾性座屈評価）、②2.2.2 で示した静的弾塑性座屈解析に基づく座屈評価手法（静的弾塑性座屈評価）及び③幾何学的非線形と材料非線形を考慮した動的弾塑性座屈解析に基づく座屈評価手法（動的弾塑性座屈評価）を実施する。本研究で定義する座屈評価手法と座屈挙動の関係を表 2-1 に示す。

#### ①動的弾性座屈評価と座屈耐力の関係

動的弾性座屈評価において、多質点系はりモデルあるいは FE モデルを用いて動的弾性の地震応答解析にて式(1)に代入する地震による応答値を算出する。一方、NASA 下限曲線と安全率にて座屈耐力を求める。図 2-8 に軸圧縮座屈応力値の実験データによる下限曲線<sup>2-3)</sup>を、図 2-9 に曲げ座屈応力値の実験データによる下限曲線<sup>2-3)</sup>をそれぞれ示す。NASA 下限曲線である式(2)及び式(3)は、 $R/t$ を 800 より小さくなるように制限することで、95%信頼下限を下回る。さらに、安全率 $\alpha$ を塔状鋼構造設計指針の薄肉円筒に対する安全率（長期荷重：2.25）に対し、短期荷重相当として 1.5 に設定されている<sup>2-3)</sup>。従って、99%信頼下限を十分に下回ることが図 2-8 及び図 2-9 に示されており、式(1)を用いた動的弾性座屈評価は十分に保守的な評価である。ここでいう保守的な評価の意味するところは、1.1.2 で定義したとおりである。

$$f_c = 0.6 \frac{E}{\eta} \left[ 1 - 0.901 \left\{ 1 - \exp \left( -\frac{1}{16} \sqrt{\eta} \right) \right\} \right] \quad (2)$$

$$f_b = 0.6 \frac{E}{\eta} \left[ 1 - 0.731 \left\{ 1 - \exp \left( -\frac{1}{16} \sqrt{\eta} \right) \right\} \right] \quad (3)$$

ここで、 $f_c$ は軸圧縮座屈応力、 $f_b$ は曲げ圧縮座屈応力、 $E$ は縦弾性係数、 $\eta$ は $R/t$ 、 $R$ は円筒の平均半径、 $t$ は円筒の板厚である。

#### ②静的弾塑性座屈評価と座屈耐力の関係

静的弾塑性座屈評価において、2.2.2 で示したように多質点系はりモデルの地震応答解析から FE モデルへの入力荷重を算出し、FE モデルを用いた静的弾塑性座屈解析を実施する。一方、座屈耐力は、水平と鉛直方向の地震荷重を線形に漸増負荷していき、水平方向における荷重変位曲線の接線剛性が 0、もしくは最大となる水平荷重とする。その際、式(1)の $F(P, M)$ が 1 相当となるような水平荷重を算出する。ここで、上記の水平荷重を基準荷重といい、最大水平荷重と基準荷重の比を座屈耐力比という。座屈耐力比の考え方を図 2-10 に示す。座屈耐力比は、動的弾性座屈評価の座屈耐力に対し静的弾塑性座屈評価の座屈耐力がどの程度高くなるかを定量的に示す。

### ③動的弾塑性座屈評価と座屈挙動の関係

動的弾塑性座屈評価において、FE モデルの基部に入力地震波である時刻歴加速度波を入力し、幾何学的非線形及び材料非線形を考慮した動的弾塑性座屈解析を実施する。一方、座屈挙動に対する考えを以下に示す。Iijima らは、平底円筒タンクの支配的な損傷要因と考えられる座屈に注目した静的試験及び振動試験を実施し、加振方向に象脚座屈、加振直角方向にせん断座屈が発生し、せん断座屈のしわが重なる箇所に亀裂が発生することを明らかにした<sup>2-5)</sup>。久田らは、動的座屈の判定に静的弾塑性座屈評価から得られた PWR-CV 頂部の変位と最大相当応力を用いた<sup>2-6)</sup>。これらの知見を踏襲し、静的弾塑性座屈解析で得られる荷重変位曲線及び円筒胴の Mises 応力から入力地震波の振幅を漸増させる大きさを決定し、地震荷重を算出する。ここで、静的弾塑性座屈評価から算出した座屈耐力と入力地震波の振幅を変動させる動的弾塑性座屈評価から算出した地震荷重の比を動的応答倍率と定義する。動的弾塑性の座屈挙動における知見として、入力地震波の振幅を変動させた際の動的応答倍率の変動を把握する。ただし、計算時間短縮の都合で入力地震波を短くしているため、疲労評価は評価対象外とする。

表 2-1 本研究で定義する座屈評価手法と座屈挙動の関係

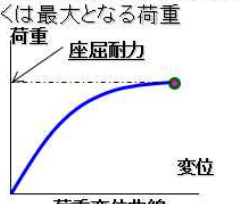
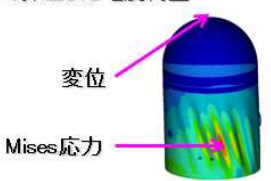
座屈評価手法	動的弾性座屈評価 (4章, 5章)	静的弾塑性座屈評価 (4章)	動的弾塑性座屈評価 (5章)
解析モデル	多質点系はりモデル FEMモデル	FEMモデル	FEMモデル
構造解析	線形	幾何学的非線形 材料非線形	幾何学的非線形 材料非線形
座屈耐力及び 座屈挙動	安全率を考慮した $f_b$ , $f_c$ それ ぞれの応力比の和が1.0とな る荷重(基準荷重) $F(P, M) = \frac{\alpha(P/A)}{f_c} + \frac{\alpha(M/Z)}{f_b} \leq 1$ $f_c$ : 軸圧縮荷重に対する座屈応力 $f_b$ : 曲げモーメントに対する座屈応力 $\alpha$ : 安全率(1.5), A: 断面積, Z: 断面係数	荷重変位曲線の接線剛性が0, もしくは最大となる荷重  荷重変位曲線	入力地震波の振幅を変動させ て算出した地震荷重 <sup>*1)</sup>  変位 Mises応力
座屈耐力に対する 評価の指標	座屈耐力比 $F(P, M)$ が1.0となる水平荷重(基準荷重)と座屈 耐力の比	動的応答倍率 静的弾塑性座屈評価から算出した座屈耐力と 入力地震波の振幅を変動させた動的弾塑性座 屈評価から算出した地震荷重の比 $\beta$	
明確にする知見	構造要素と入力地震波における因子の変動に よる座屈耐力への影響	静的な弾塑性座屈に対する動的弾塑性の座 屈挙動における状態推移と動的応答	

図 II - 1 軸圧縮座屈応力値の実験データによる下限曲線

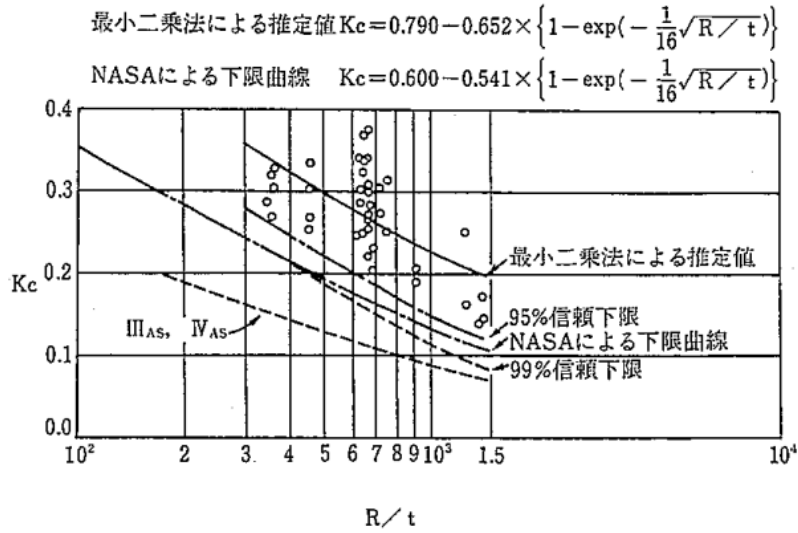


図 2-8 軸圧縮座屈応力の実験データによる下限曲線（参考文献 2-3 より引用）

図 II - 2 曲げ座屈応力値の実験データによる下限曲線

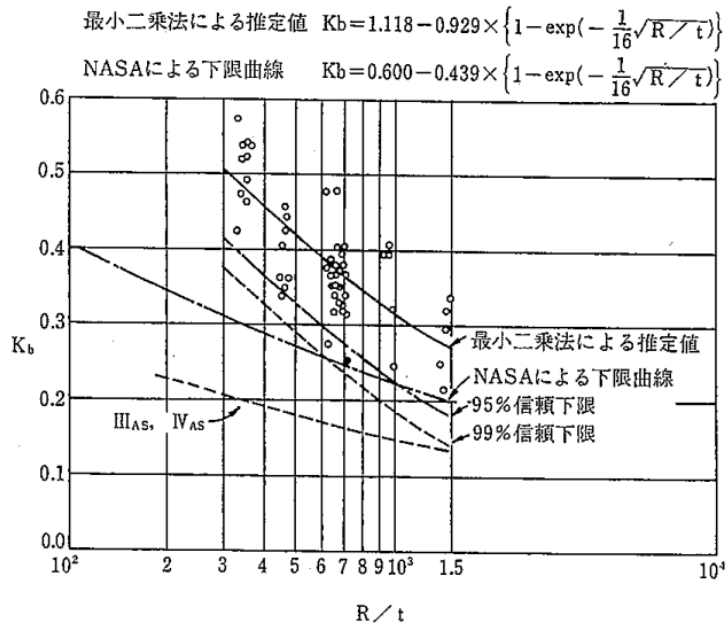


図 2-9 曲げ座屈応力の実験データによる下限曲線（参考文献 2-3 より引用）

## 座屈耐力比の考え方(基礎応答波を例示)

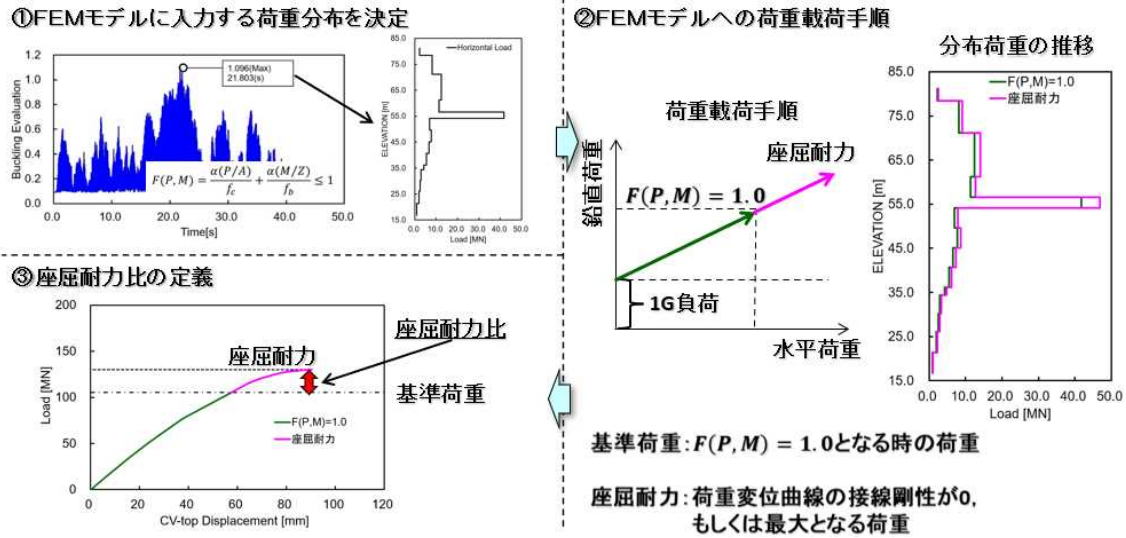


図 2-10 座屈耐力比の考え方

### 2. 2. 4 配管系の耐震性評価

#### (1) 3方向入力を考慮すべき評価対象設備の選定

新規基準において「地震力の算定法」が改訂され、水平 2 方向と鉛直方向の入力を考慮した耐震性評価手法が新たに導入された。本研究では、水平 2 方向に同じ入力が入るとは考えづらく、保守的な評価になるという観点から、フローチャートを作成し評価対象設備の選定を行った。図 2-11 に評価対象設備を選定するフローチャートを示す。本研究において、構造上水平 2 方向及び鉛直方向地震力の影響の可能性がある設備かどうかで評価対象設備を選定する。図 2-11 において、PWR-CV のような対称形状となる設備や横型ポンプ等の主要な応答が明確な設備は、水平 2 方向と鉛直方向の入力による影響は軽微であると判断した。一方、BWR-FDW のような 3 次元的な広がりを持つ設備や主要な応答が明確でない設備を評価対象とした。

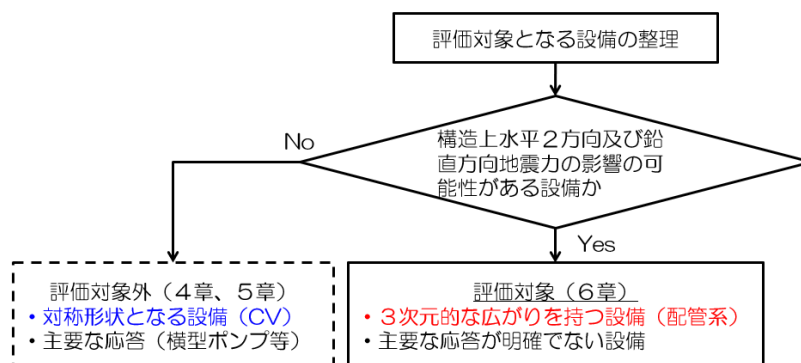


図 2-11 評価対象設備を選定するフローチャート

## (2) 応答スペクトル解析の評価手順

応答スペクトル解析 (Response Spectrum Analysis) (以下, RSA という) の評価手順を図 2-12 に示す. 機器・配管系の耐震性評価では, 剛機器と柔機器に分類され, 剛領域の周期特性をもつ機器は設置床面の震度を用いた静的評価を, 柔領域の周期特性をもつ機器は建物・構築物の応答増幅による共振を考慮した動的評価を行う. 剛機器と柔機器の分類は設備の固有値解析結果から判定されるが, 剛柔判定に明確な規定はない. 本研究では, PWR-CV も含めて, 30Hz より長周期側の周期特性を持つ設備を柔機器と設定した. 3 次元的な広がりを持つ複雑な形状を有する配管系は, 柔機器に分類され, アンカー点からアンカー点までの建屋から独立した系統を多質点系はり要素でモデル化される場合が多い. 一般的に用いられる RSA は, 床応答スペクトルを直接用いることにより各固有モードの最大応答が求められ, 系の最大応答は各モードの応答を重ね合わせることにより求められる. 本研究では, 30Hz を剛柔判定に用いていることから, 動的解析で考慮する固有モードは 30Hz より長周期側となる. 入力に用いる床応答スペクトルは, 減衰定数が一定で固有周期が異なる 1 質点系モデルに対し, ある地震動で揺らした時に, それぞれのモデルの最大応答値を求め, 固有周期を横軸に, 最大応答値を縦軸にプロットしたものをつないだ曲線である. さらに, 地盤の物性や建物の剛性等による応答への影響を考慮すべく周期方向に $\pm 10\%$ 拡幅する. 従って, RSA の特徴は, 解析によって得られる結果は構造物の最大応答であり, 応答の時間変化を考慮したものではなく保守的な評価であることや時刻歴応答解析に比べて計算時間が早いことである.

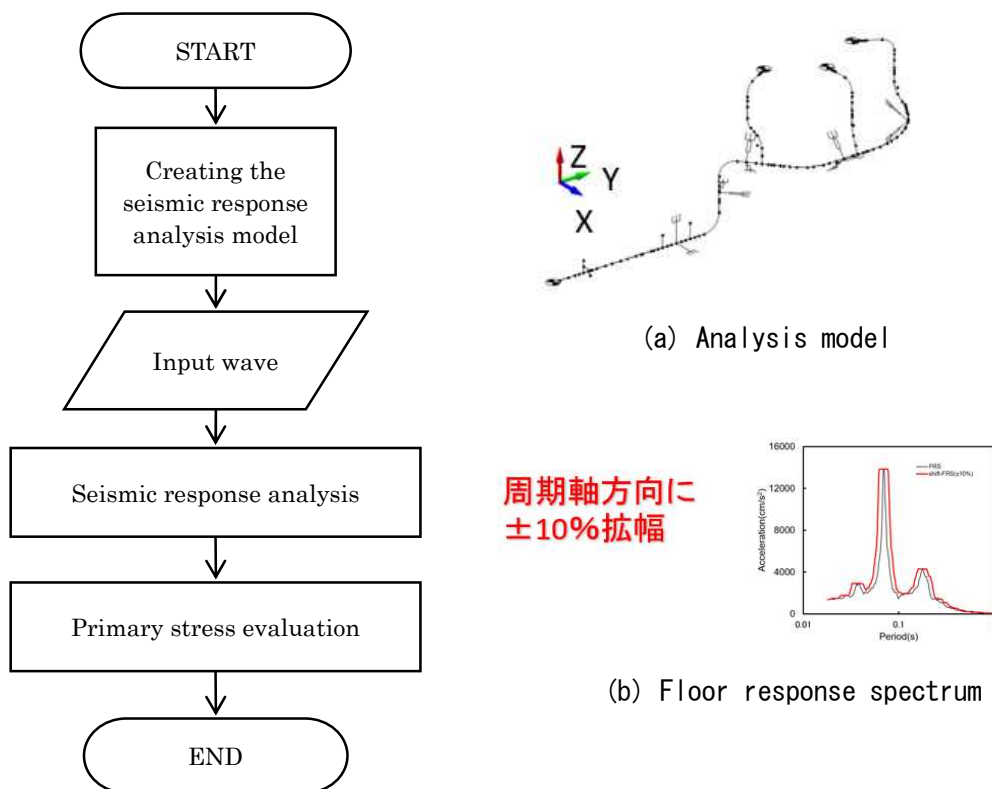


図 2-12 応答スペクトル解析に関する評価手順

### (3) 時刻歴解析の評価手順

時刻歴解析 (Time History Analysis) (以下, THA という) の評価手順を図 2-13 に示す. THA は, 直接積分法または固有値解析結果を用いて各次成分に分解後に時刻歴応答解析を行うモーダル解析法があり, 時刻毎に応答を算出して組み合わせる同時性を考慮した評価や 3 方向同時入力による応答解析が可能であるため, RSA に比べて現実的な評価法である. THA に基づく配管系の耐震性評価では, ASME 規格による時間軸を変動させた入力波を用いて, 地盤の物性や建物の剛性等による応答への影響を考慮することによる耐震性評価への影響を確認する (Time History Broadening) (以下, THA-ASME という). 配管系の耐震性評価で考慮する入力の特徴については, 後述の 2.2.5 で詳細を述べる.

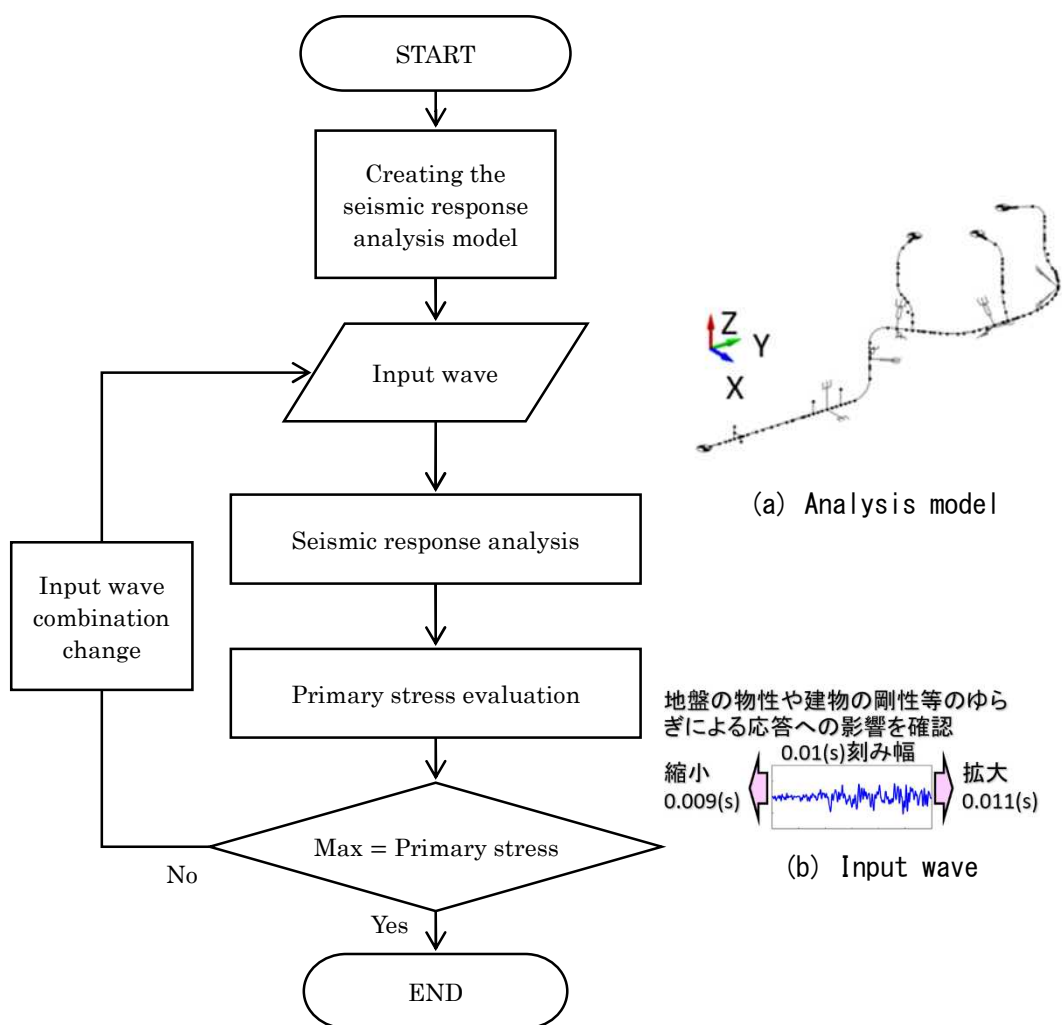


図 2-13 時刻歴解析に関する評価手順

### (4) 配管系の耐震性評価における解析条件の比較

表 2-2 に配管系の耐震性評価における解析条件の比較を示す. 本研究では, 3 つの耐震性評価手法を実施し, ガイド, ティー及びエルボの一次応力を比較する. 配管系の耐震性評価には,



応答スペクトル法と THA-ASME に基づく時刻歴解析法が用いられている。THA-ASME に基づく時刻歴解析から算出される一次応力を正解と仮定し、拡幅補正係数法により算出される一次応力と比較することで、拡幅補正係数法により算定される解の精度を推定する。

(d), (e)及び(f)において、汎用解析コード ABAQUS の標準機能を用いて固定条件とした。さらに、(g), (h)及び(i)の3つの因子は、3つの評価手法ともモーダル法、モード減衰及び線形となるように解析条件の統一を図った。

表 2-2 配管系の耐震性評価における解析条件の比較

耐震性評価手法	応答スペクトル法 (RSA)	拡幅補正係数法 (THA × α)	時刻歴解析法 (THA-ASME)
(a)入力波形	床応答スペクトル		時刻歴加速度波
(b)地盤剛性・建屋剛性等を考慮する入力	拡幅有り	拡幅を考慮する係数の提案	時間軸を拡大・縮小させ影響を確認
(c)解析モデル		多質点系はりモデル	
(d)解析コード		ABAQUS	
(e)運動方程式の解法		陰解法	
(f)線形ソルバ		Gauss の消去法	
(g)積分法		モーダル法	
(h)減衰比		モード減衰	
(i)材料		線形	

(5) 配管系の耐震性評価に関する基礎式

2 節点はり要素の剛性に関する基礎式を式(4)に示す。

$$\begin{bmatrix} f_i \\ f_j \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} k_{ii} & k_{ij} \\ k_{ji} & k_{jj} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_i \\ x_j \end{bmatrix} \quad (4)$$

$$K_{ii} = \begin{vmatrix} \frac{EA}{l} & & & & & \\ 0 & \frac{12EI_c}{l^3(1+\phi_c)} & & & & \\ 0 & 0 & \frac{12EI_b}{l^3(1+\phi_b)} & & & \\ 0 & 0 & 0 & \frac{GJ}{l} & & \\ 0 & 0 & -\frac{6EI_b}{l^2(1+\phi_b)} & 0 & \frac{(4+\phi_b)EI_b}{l(1+\phi_b)} & \\ 0 & \frac{6EI_c}{l^2(1+\phi_c)} & 0 & 0 & 0 & \frac{(4+\phi_c)EI_c}{l(1+\phi_c)} \end{vmatrix} \quad \text{sym.}$$

$$K_{ji} = \begin{vmatrix} -\frac{EA}{l} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{12EI_c}{l^3(1+\phi_c)} & 0 & 0 & 0 & -\frac{6EI_c}{l^2(1+\phi_c)} \\ 0 & 0 & -\frac{12EI_b}{l^3(1+\phi_b)} & 0 & \frac{6EI_b}{l^2(1+\phi_b)} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -\frac{GJ}{l} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{6EI_b}{l^2(1+\phi_b)} & 0 & \frac{(2-\phi_b)EI_b}{l(1+\phi_b)} & 0 \\ 0 & \frac{6EI_c}{l^2(1+\phi_c)} & 0 & 0 & 0 & \frac{(2-\phi_c)EI_c}{l(1+\phi_c)} \end{vmatrix}$$

$$K_{jj} = \begin{vmatrix} \frac{EA}{l} & & & & & \\ 0 & \frac{12EI_c}{l^3(1+\phi_c)} & & & & \\ 0 & 0 & \frac{12EI_b}{l^3(1+\phi_b)} & & & \\ 0 & 0 & 0 & \frac{GJ}{l} & & \\ 0 & 0 & \frac{6EI_b}{l^2(1+\phi_b)} & 0 & \frac{(4+\phi_b)EI_b}{l(1+\phi_b)} & \\ 0 & -\frac{6EI_c}{l^2(1+\phi_c)} & 0 & 0 & 0 & \frac{(4+\phi_c)EI_c}{l(1+\phi_c)} \end{vmatrix} \quad \text{sym.}$$

ここで、 $\phi_b : 12EI_c/(GA_{sb}l^2)$ 、 $\phi_c : 12EI_b/(GA_{sc}l^2)$ 、 $E$ ：縦弾性係数、 $I_b$ ：要素 b 軸周りの断面二次モーメント、 $I_c$ ：要素 c 軸周りの断面二次モーメント、 $G$ ：横弾性係数、 $A$ ：断面積、 $A_{sb}$ ：要素 b 軸方向のせん断断面積、 $A_{sc}$ ：要素 c 軸方向のせん断断面積、 $J$ ：断面ねじりモーメント、 $l$ ：要素長とする。

次に、BWR-FDW 配管を評価対象として、応答スペクトル解析法を用いて地震荷重を算出し、一次応力評価を実施するまでの基礎式を示す。モード座標系による運動方程式より式(5)を導出する。

$$SA_x(T_k, h) = \frac{\omega_k}{\sqrt{1-h^2}} \left| \int_0^t \ddot{x}_e(\tau) e^{-h\frac{2\pi}{T}(t-\tau)} \sin \frac{2\pi}{T} \sqrt{1-h^2}(t-\tau) d\tau \right|_{max} \quad (5)$$

ここで、 $q_i$ はモード座標系変位、 $h$ は減衰定数、 $\omega_k$ は固有角振動数、 $\beta_k$ は刺激係数、 $\ddot{x}_e$ は入力加速度とする。

$$\dot{q}_{k max} = |\beta_k SA_x| \quad (6)$$

各モードでの応答が同時刻に起きることはほとんどないという考えから、ここでは代数和ではなく SRSS 評価を用いる。

$$\ddot{x}_{i max} = \sqrt{\sum_{k=1}^n (x_{ik} \dot{q}_{k max})^2} \quad (7)$$

式(7)同様に求まる最大変位を式(4)に代入し、配管本体に生じる地震荷重を算定する。

次に、原子炉冷却材圧力バウンダリを構成するクラス 1 配管である BWR-FDW 配管の一次応力を算定する。管台及び突合せ溶接式ティーにおけるクラス 1 配管の一次応力を算出する式は、

式(8)で表される。一次応力の許容応力は、JEAG4601・補-1984 から運転状態IVに対する許容応力状態IV<sub>AS</sub>を想定し、3S<sub>m</sub>に設定した。ここで、運転状態IVとは発生頻度が極めて低く、プラント寿命中には起こるとは考えられない事象によって引き起こされる状態であるが、万一発生した場合の設計の妥当性を評価するために特に考慮するものをいう。検討に用いた入力地震波は、基準地震動 S2 に基づく Mark-1 型建屋の生体遮蔽壁の加速度応答波である。このことから、JEAG4601・補-1984 から運転状態と地震動との組合せを考えたとき、地震の発生確率と継続時間の関係から、本検討では運転状態IVを考慮した。

$$S_{prm} = \frac{B_1 P D_0}{2t} + \frac{B_{2b} M_{bp}}{Z_b} + \frac{B_{2r} M_{rp}}{Z_r} \leq 3S_m \quad (8)$$

ここで、 $S_{prm}$ は一次応力(MPa)、 $P$ は最高使用圧力(MPa)、 $D_0$ は管の外径(mm)、 $t$ は管の厚さ(mm)、 $M_{bp}$ は分岐管の地震荷重により生じるモーメント、 $M_{rp}$ は主管の地震荷重により生じるモーメント、 $Z_b$ は分岐管の断面係数、 $Z_r$ は主管の断面係数、 $B_1$ 、 $B_{2b}$ 、 $B_{2r}$ は応力係数、 $S_m$ は設計応力強さ(Guide:480 MPa, T:411 MPa, Elbow:411 MPa)とする。

それ以外におけるクラス 1 配管の一次応力を算出する式は、式(9)で表される。

$$S_{prm} = \frac{B_1 P D_0}{2t} + \frac{B_2 M_{ip}}{Z_i} \leq 3S_m \quad (9)$$

ここで、 $M_{ip}$ は管の地震荷重により生じるモーメント、 $Z_i$ は管の断面係数、 $B_2$ は応力係数とする。

BWR-FDW 配管の評価対象部位は、一次応力評価上で厳しくなるガイド、ティー及びエルボを代表として選定した。設計・建設規格を参考にして設定したガイド、ティー及びエルボの応力係数<sup>2-7)</sup>を表 2-3 に示す。

表 2-3 評価対象部位の応力係数

Points	Stress factor		
	$B_1$	$B_2$ or $B_{2r}$	$B_{2b}$
Guide	0.5	1.0	-
Elbow	0.5	1.63	-
T	0.5	1.51	1.21

## 2. 2. 5 配管系の耐震性評価で考慮する入力の特徴

BWR-FDW における耐震性評価の入力には、周期方向に応答加速度を±10%拡幅した床応答スペクトルを用いる。±10%拡幅した床応答スペクトルは、既往研究<sup>2-8), 2-9)</sup>において地盤物性、建屋剛性、地盤ばね定数の算出式及び減衰定数、位相特性の因子の変動をカバーできることが確認されている。ここで、BWR-FDW は、 $V_s=1000$  から  $1500\text{m/s}$  の中高地盤帯の 110 万  $\text{kWBWR}$  プラントに設置されているとする。床応答スペクトルに対して周期方向へ変動を与える特に影響が大きい因子は、地盤剛性と建屋剛性である<sup>2-9)</sup>。

図 2-14 に地盤剛性に対する検討結果を、図 2-15 に地盤剛性と建屋剛性に対する検討結果をそれぞれ示す。床応答スペクトルを 10%拡幅した場合、図 2-14 から地盤が硬質側に応答する場合は約 20%、地盤が軟質側に応答する場合は約 60%の応答幅を包絡されることが確認できる。また、図 2-15 から地盤剛性が約-25%から+10%、建屋剛性が約-15%から+15%の組合せ領域を包絡されることが確認できる。

時刻歴解析法を用いる場合、ASME に基づく評価方法を用いている。ASME Section III Division 1 Nonmandatory Appendix N-1222.3 には、時刻歴解析で拡幅の影響を考慮する方法が述べられている。具体的には、BWR-FDW の耐震性評価で応答スペクトルを用いた評価手法を採用する場合、地盤物性等の因子の変動をカバーするために、入力に±10%拡幅した床応答スペクトルが用いられる。ASME による時刻歴解析を用いる評価手法を採用する場合は、時間軸を拡大・縮小させた入力波を用いて拡幅による影響を確認する必要がある<sup>2-10)</sup>。THA-ASME では、少なくとも 1 方向の入力に対し 2 波以上の入力波が必要となる。2.2.4 で述べたように、新規基準で「地震力の算定法」が改訂され、BWR-FDW の耐震性評価は 3 方向入力を考慮しなければならない。図 2-16 に THA-ASME に用いる入力時刻歴波の例を示す。2 方向入力から 3 方向入力を考慮するため、入力を組み合わせることにより解析ケースが増加し、拡幅を考慮することによる耐震性評価への影響を確認する。

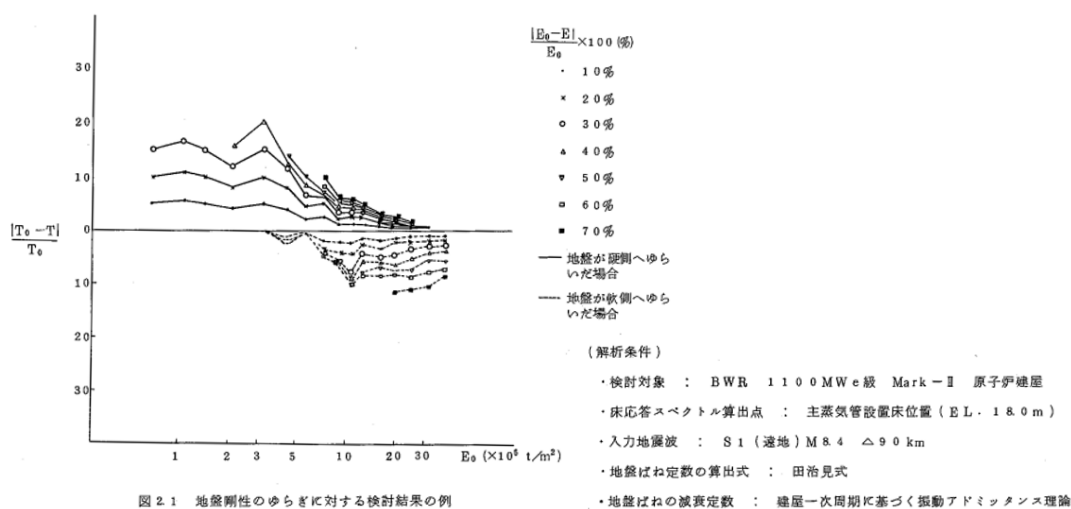
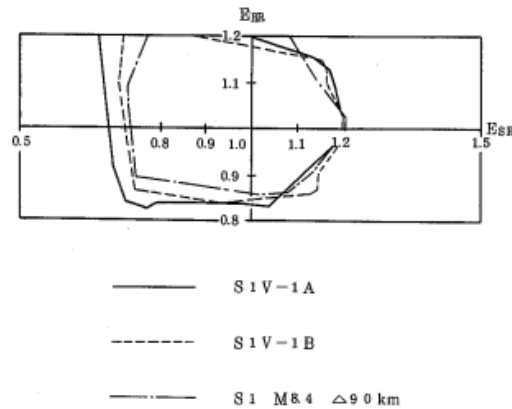


図 2-1 地盤剛性のゆらぎに対する検討結果の例

図 2-14 地盤剛性に対する検討結果 (参考文献 2-8 より引用)



包絡できる範囲：図中の各地震波を示す線により囲まれる領域

$E_{BR} = E_B / E_{B0}$  ( $E_B$ ：ゆらぎを考慮した建屋剛性， $E_{B0}$ ：基準建屋剛性)

$E_{SR} = E_S / E_{S0}$  ( $E_S$ ：ゆらぎを考慮した地盤剛性， $E_{S0}$ ：基準地盤剛性)

図 2-2 地盤剛性のゆらぎと建屋剛性のゆらぎの組合せに対する検討結果の例

(解析条件)

- ・検討対象：BWR 1100MWe級 Mark-II 原子炉建屋及びPWR 3ループプラント内部コンクリート
- ・床応答スペクトル算出点：BWR原子炉建屋：EL50.5, 31.8, 18.0m  
PWR内部コンクリート：EL32.6, 24.5, 17.5m
- ・入力地震波：S1V-1A, S1V-1B, S1M8.4 Δ90 km
- ・地盤ばね定数の算出式：田治見式

図 2-15 地盤剛性と建屋剛性に対する検討結果 (参考文献 2-8 より引用)

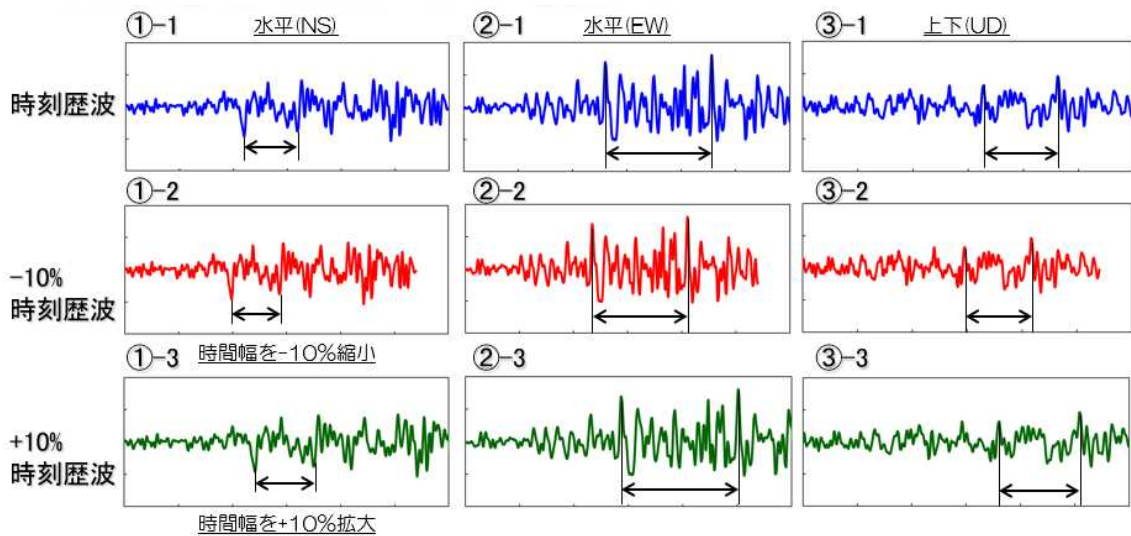


図 2-16 THA-ASME に用いる入力時刻歴波の例

## 2. 3 原子炉格納容器並びに配管系の耐震性評価手法に関する既往研究

### 2. 3. 1 原子炉格納容器を対象とした座屈評価手法に関する既往研究

#### (1) 静的座屈挙動に関する既往研究

本研究で対象とする PWR-CV の静的弾塑性座屈評価において、座屈耐力に影響を与える因子を抽出すべく、座屈設計評価手法を構築することを念頭に置いた既往研究を広くとり上げることとした。

表 2-4 に既往研究を整理する。原子力工学試験センターは、大地震時に耐震重要設備の機能が維持されることを実証することや設計評価手法の妥当性を確認すること等を目的とし、1980 年から 2004 年まで多度津工学試験所において耐震信頼性実証試験を行ってきた。原子炉格納容器の構造を模擬した試験体の加振試験により基準地震動 S2 における PWR-CV の機能維持を確認するとともに、実機サイズの解析モデルによる地震応答解析結果より動的弾性座屈評価を行い、評価基準を満足することから座屈に対する健全性を確認している<sup>2-11)</sup>。

次に、高速増殖炉容器を対象とした座屈研究において、座屈設計技術指針(案)を作成することを目的とし、1987 年から 1994 年まで地震荷重による円筒殻を対象に静的・動的座屈試験及び解析が実施された。松浦ら(1989)<sup>2-12)</sup>や村上ら(1994)<sup>2-13)</sup>は、座屈試験ではせん断座屈と曲げ座屈が見られ、炉容器の初期不整形形状により座屈耐力が最大 3 割程度低減することを明らかにした。また、川本ら(1993)<sup>2-14)</sup>は座屈荷重に降伏応力の影響が現れることを、松浦ら(1991)<sup>2-15)</sup>は FE モデルの要素分割が座屈耐力に影響を与えることを、秋山ら(1987)<sup>2-16)</sup>、岡田ら(1992)<sup>2-17)</sup>、秋山ら(1994)<sup>2-18)</sup>は円筒殻の半径・長さ比が座屈モードの支配的なパラメータであることを明らかにしている。

近年の研究では、岡藤ら(2020)<sup>2-19)</sup>は、上述した座屈研究に基づき PWR-CV の座屈強度設計に適用する上での静的弾塑性座屈解析の手順を提案するとともに、座屈荷重に影響する解析のパラメータ感度評価を行い、それらのパラメータ設定手法を提示している。また、Phan ら(2019)<sup>2-20)</sup>は、モデリングパラメータについて、ABAQUS を用いたタンクの荷重漸増による弾塑性静的解析にてパラメータスタディを実施している。

以上の研究において、原子力工学試験センターにより実施された耐震信頼性実証試験<sup>2-11)</sup>は、原子炉格納容器における機能維持や耐震設計評価の妥当性を確認するため、原子炉格納容器の構造を模擬した試験体や解析モデルが用いられた。その他<sup>2-12)、2-13)、2-14)、2-15)、2-16)、2-17)、2-18)、2-19)、2-20)</sup>については、静的弾塑性座屈評価に対する知見を得る上で一般性を持っていることから、円筒胴のみの試験体や解析モデルが用いられた。

表 2-4 静的座屈挙動に関する既往研究  
(参考文献を元に作成)

文献	内容	評価手法	知見
原子力工学試験センター (1988)	振動試験, 解析	動的	加振試験により基準地震動 S2 における PWR-CV の機能維持を確認
松浦ら (1989)	静的試験, 解析	静的	初期不整形により座屈耐力が低減することを確認
村上ら (1994)	静的試験, 解析	静的	初期不整形により座屈耐力が低減することを確認
川本ら (1993)	解析	静的	座屈荷重に降伏応力の影響が現れることを確認
松浦ら (1991)	解析	静的	FE モデルの要素分割が座屈耐力に影響を与えることを確認
秋山ら (1987)	試験	静的	円筒殻の半径・長さ比が座屈モードで重要なパラメータであることを確認
岡田ら (1992)	試験	静的	円筒殻の半径・長さ比が座屈モードで重要なパラメータであることを確認
秋山ら (1994)	指針案の提案	—	円筒殻の半径・長さ比が座屈モードで重要なパラメータであることを確認
岡藤ら (2020)	解析	静的	静的弾塑性座屈解析の手順を提案と, 座屈荷重に影響するパラメータの設定
Phan ら (2019)	解析	静的	ABAQUS を用いたタンクの非線形静的解析にてパラメータスタディ

## (2) 動的座屈挙動に関する既往研究

PWR-CV の動的座屈挙動において、連続体の動的挙動に影響する振動特性、動的座屈の判定基準及び限界耐力とその損傷モードを把握すべく、動的座屈挙動に関連する既往研究を広くとり上げることとした。

表 2-5 に既往研究を整理する。ここからわかるように、動的座屈挙動に関する研究は貯水タンクに関するものが数多くある。1990 年から 2000 年初めまでは、貯水タンク内で内包する水の挙動やそれが座屈にどのような影響を及ぼすかという研究が進められていた。藤田ら(1990)<sup>21)</sup>は、液体を有する薄肉円筒殻を用いて流体連成振動、オーバル振動、静液圧が動的座屈時の挙動及び座屈限界に与える影響について実験的考察を行った。内包する水が無い場合の静的座屈限界と比較すると、流体連成を伴う円筒の動的座屈限界は 3~4 倍程度増加することを明らかにした。伊藤ら(1992)<sup>2-22)</sup>は、胴部局所集中質量および初期不整形が取扱える有限要素法による動的座屈シミュレーション手法の開発を行った。その際、座屈判定に座屈固有値が  $0 < \lambda < 1$  のときに座屈が生じたものとして取り扱った。久田ら(1993)<sup>2-6)</sup>は、PWR-CV の地震時における動的座屈強度を、幾何学的非線形を考慮した時刻歴応答解析から評価した。その際、動的座屈の判定に静的弾塑性座屈評価から得られた PWR-CV 頂部の変位と最大相当応力を用いた。

2000 年から 2010 年初めまでは、貯水タンクが機能喪失するまで加振試験を実施し、限界耐力やその損傷モードを把握する研究が進められていた。伊藤ら(2004)<sup>2-23)</sup>は、原子力プラントの貯水タンクを模擬した地震時の座屈実験を行い、象脚座屈発生から損傷に至るまでの余裕度、

液体圧の影響ならびに鉛直方向の入力荷重による影響を検討した。象脚座屈発生から、き裂等の何らかの損傷発生までには、塑性変形によるエネルギー吸収効果が大きいことから裕度が見込めることを明らかにした。Iijima ら(2010)<sup>2-5)</sup>は、平底円筒タンクの支配的な損傷要因と考えられる座屈に注目した静的試験及び振動試験を実施した。加振方向に象脚座屈、加振直角方向にせん断座屈が発生し、せん断座屈のしわが重なる箇所に亀裂が発生し、L/R が 1 に近いタンクの支配的な損傷モードはせん断座屈による亀裂発生であることを明らかにした。上記の報告書(2008)<sup>2-24)</sup>において、動的弾塑性解析において移動硬化則を用いると振動試験結果との比較で精度が良いことを明らかにした。Maekawa ら(2010)<sup>2-25)</sup>は、大規模円筒形貯水タンクの振動試験において、タンクの側壁で発生する高次の振動モードである楕円形の振動が、動的流体圧力の分布形状や大きさに影響を与えることを明らかにした。

近年の研究では、Toyoda ら(2019)<sup>2-26)</sup>は、模擬タンクの加振試験及び再現シミュレーション解析を実施し、タンク屋根における圧力を受ける領域の幅は、線形波理論と比べてシミュレーション解析の方が試験結果に近接していることを明らかにした。Bohra ら(2019)<sup>2-27)</sup>は、タンクの挙動を基礎の柔性を考慮した数値解析手法を用いて検討し、細長のタンクでは考慮すべきであることを明らかにした。

以上の研究において、久田ら<sup>2-6)</sup>は、原子炉格納容器を対象に地震時の幾何学的非線形を考慮した動的座屈挙動に関する知見を得るために、半球部を含む円筒胴を模擬した解析モデルを用いた。その他<sup>2-5), 2-21), 2-22), 2-23), 2-24), 2-25), 2-26), 2-27)</sup>については、動的座屈評価に対する知見を得る上で一般性を持っていることから、貯水タンクを中心に閉空間となる円筒胴の試験体や解析モデルが用いられた。

表 2-5 動的座屈挙動に関する既往研究(参考文献を元に作成)

文献	内容	評価手法	知見
藤田ら (1990)	振動試験	動的	流体を伴う円筒の動的座屈限界は、空時の静的座屈限界に比べ 3 倍程度増加
伊藤ら (1992)	解析	動的	座屈判定に座屈固有値が $0 < \lambda < 1$ のときに座屈が生じたものとした
久田ら (1993)	解析	動的	動的座屈の判定に静的弾塑性解析による CV 頂部の変位と最大相当応力を用いた
伊藤ら (2004)	振動試験, 解析	動的	損傷発生までには、塑性変形によるエネルギー吸収効果が大きく裕度が見込める
Iijima ら (2010)	振動試験	動的	せん断座屈のしわが重なる箇所に亀裂が発生することを確認
原子力安全基盤機構 (2008)	振動試験, 解析	動的	移動硬化則を用いると振動試験結果との比較で精度が良いことを確認
Maekawa ら (2010)	振動試験	動的	高次の振動モードの振動が、動的流体圧力の分布形状や大きさに影響を与える
Toyoda ら (2019)	振動試験, 解析	動的	タンク屋根における圧力を受ける領域の幅は、線形波理論より解析の方が良好
Bohra ら (2019)	解析	静的	細長のタンクでは基礎の柔性を考慮すべきであることを確認



## 2. 3. 2 配管系を対象とした動的応答に関する既往研究

本研究で対象とする BWR-FDW の耐震性評価において、配管系の 3 次元的な振動モードの特性を反映した係数に基づく時刻歴解析ベースの一次応力評価手法を新たに提案するために、本研究に関連する地震応答に関する既往研究をとり上げることとした。

表 2-6 に既往研究を整理する。原子力工学試験センター(1997)<sup>2-28)</sup>、<sup>2-9)</sup>は、加振試験により基準地震動 S2 における BWR-FDW の構造・強度及び機能維持を確認するとともに、耐震設計評価手法の妥当性を確認している。さらに、2.2.5 で述べたように床応答スペクトルの周期軸方向の変動を与える因子は、地盤物性、建屋剛性、地盤ばね定数の算出式及び減衰定数、位相特性等であることが確認している。日本電気協会(1997)<sup>2-8)</sup>は、上記の研究成果を踏まえて床応答スペクトルを周期軸方向に±10%拡幅した設計用床応答スペクトルを用いることを提示している。

次に、ASME(2004)<sup>2-10)</sup>は、拡幅した設計用床応答スペクトルを用いた応答スペクトル法の代わりに時刻歴解析法を採用する場合は、時間軸を拡大・縮小させた入力波を用いて因子による影響を確認する必要があることを提示している。U.S.NRC(2012)<sup>2-29)</sup>は、地震荷重の 3 成分を組み合わせる方法について、応答スペクトル法を使用する場合は SRSS 法や 100:40:40 の組合せ方法を、時刻歴解析法を使用する場合は SRSS 法や同時性を考慮した組合せを適用できることを提示している。

近年の研究では、田井ら(2017)<sup>2-30)</sup>は、不規則振動論に基づく多入力応答スペクトル解析法を 3 方向地震入力に対する応答に拡張した適用方法を提案している。また、高山ら(2020)<sup>2-31)</sup>は、床応答スペクトルと建屋床面における応答加速度の時刻歴波形の双方を入力し、得られる時刻歴応答変位から求まる相関係数に基づいて、従来の多入力応答スペクトル解析法で得られる各応答を合成する新しい手法を提案している。

表 2-6 本研究に関連する地震応答に関する既往研究(参考文献を元に作成)

文献	内容	キーワード	知見
原子力工学試験センター (1997)	振動試験, 解析	試験体, 入力	加振試験により基準地震動 S2 における BWR-FDW の機能維持を確認
原子力工学試験センター (1997)	因子の調査	拡幅	床応答スペクトルの周期軸方向の変動を与える因子は、地盤物性、建屋剛性
日本電気協会 (1997)	設計用 FRS	拡幅±10%	±10%拡幅した設計用床応答スペクトルを用いる
ASME (2004)	時刻歴解析	時間軸	時間軸を拡大・縮小させた入力波を用いて拡幅による影響を確認
U.S. NRC (2012)	地震力の組合せ	SRSS,同時性	時刻歴解析法を使用する場合は SRSS 法や同時性を考慮した組合せを適用
田井ら (2017)	3 方向入力	多入力応答スペクトル	多入力応答スペクトル解析法を 3 方向地震入力に対する応答に拡張
高山ら (2020)	時刻歴解析	多入力	多入力応答スペクトル解析法で得られる各応答を合成する新しい手法

## 2. 4 本研究の課題設定と独自性

### 2. 4. 1 耐震性評価手法に関する課題設定

本研究において、PWR-CV 及び BWR-FDW の耐震性評価手法に関して課題を以下に設定する。

- (1) PWR-CV の座屈設計評価手法においては、建設時より大きい基準地震動  $S_s$  による地震荷重が適用されることに伴い、動的弾性座屈評価だけでなく FE モデルでの静的弾塑性座屈解析による座屈評価が導入されている。静的弾塑性座屈解析による座屈評価は、PWR-CV の構造諸元を FE モデルで精緻にモデル化し静的弾塑性座屈解析で評価することにより、動的弾性座屈評価と比較して現実的な座屈耐力を把握することができる。ただし、容器の試験や解析において、初期不整と降伏応力の因子の変動が考慮されていない。また、動的弾性座屈評価と静的弾塑性座屈評価に対する座屈耐力の関係性が明確ではない。したがって、線形応答を前提とした動的弾性座屈評価に用いる座屈耐力に対して静的弾塑性解析評価から得られる座屈耐力がどの程度変動するのか、また構造要素及び入力地震波における因子の変動により静的弾塑性座屈評価の座屈耐力がどの程度変動するのかが定量的に明らかになっていないことが課題である。
- (2) 新潟県中越沖地震や東北地方太平洋沖地震といった設計基準地震動を超える応答加速度が観測され、基準地震動  $S_s$  が増大する傾向にあることから、幾何学的非線形と材料非線形を考慮した動的弾塑性座屈解析に基づく現実的な座屈評価手法（以下、動的弾塑性座屈評価という）が求められる。ただし、多質点系はりモデルは、振動理論を適用できるよう構造物を理想化したものであり、座屈モードを表現できない。また、原子炉格納容器に付属する機器搬入口やエアロックを模擬した解析モデルを用いて動的弾塑性座屈評価が実施されておらず、曲げ座屈モードが機器搬入口の下部に発生することや水平荷重載荷方向の直角方向に生じるせん断座屈モードが対称に発生しない等、局部剛性の変化を考慮した動的弾塑性座屈の挙動が評価されていない。さらに、静的弾塑性に対する動的弾塑性の座屈挙動における状態推移が示されておらず、そのメカニズムが明らかになっていない。したがって、FE モデルの基礎に地震力を作用させて動的座屈挙動を評価し、静的な弾塑性座屈耐力に対して、動的弾塑性の座屈挙動がどのように状態推移するかが明らかになっていないことが課題である。
- (3) 3 次元な構造である配管系において、3 方向入力を考慮した配管系の耐震性評価が必要とされる。BWR-FDW の耐震信頼性実証試験では、3 方向の加振試験が未実施である。RSA に基づく配管系の耐震性評価では、地盤の物性や建物の剛性等による応答への影響を考慮するのに周期方向に±10%拡幅した床応答スペクトルを用いるが、3 方向入力が考慮されていない。THA に基づく配管系の耐震性評価では、ASME 規格による時間軸を変動させた入力波を用いているが、RSA との関係性が明確になっていない。したがって、3 次元な空間配置がな

され、複雑な振動モードと特性を有する配管系の耐震性評価に対して、1.1.3 で述べたように 3 方向同時入力による応答解析や地震荷重の組み合わせに時間軸の同時性を考慮した時刻歴解析ベースの評価を導入することが課題である。

## 2. 4. 2 本研究の独自性

本研究で取り組む課題に対して、2 章で述べた耐震性評価手法や既往研究と比較した際の独自性を示す。ここでいう現実的な評価と保守的な評価の意味するところは、1.1.2 で定義したとおりである。

- (1) 容器の円筒殻の座屈耐力に対して初期不整形や降伏応力の影響があることを確認している研究は複数ある<sup>2-12)・2-13)・2-14)</sup>。2.4.1 で述べた課題に対して、図 2-10 に示す座屈耐力比の考え方をを用いて、動的弾性座屈評価の座屈耐力に対し静的弾塑性座屈評価の座屈耐力がどのくらい高くなるかを定量的に把握する。さらに、保守的に設定されている初期不整形、初期不整量及び降伏応力における構造要素の因子を現実的なものに設定した場合に、どの程度座屈耐力が高くなるか、また、想定される入力地震波の周期特性や振幅を厳しくした場合、どの程度座屈耐力が低くなるかを明確にすることが本研究の独自性である。
- (2) 原子力プラントの貯水タンクを模擬したもので損傷モードを含めた現実的な耐力を明らかにした研究が複数ある<sup>2-5)・2-23)・2-24)・2-25)</sup>。ただし、シミュレーション解析は、計算技術が現在ほど発展しておらず、そのメカニズムを再現できていない。2.4.1 で述べた課題に対して、多質点系はりモデル並びに FE モデルの基礎に地震力を作用させて動的弾性座屈評価を実施し、考慮する座屈モードの違いが座屈荷重に及ぼす影響を明確にする。その上で、耐震設計に用いられる入力地震波の振幅を変動させる動的弾塑性座屈評価を実施し、(1)で検討した静的弾塑性座屈評価の座屈耐力に対して、動的弾塑性の座屈挙動がどのように状態推移して、どの程度の動的応答まで示すかを明確にすることが本研究の独自性である。
- (3) 配管系の耐震性評価手法において、時刻歴解析を用いる場合、THA-ASME を用いて地盤の物性や建物の剛性等による応答への影響を確認することを述べた。また、多入力応答スペクトル解析法を 3 方向入力を考慮した応答に拡張した研究がある<sup>2-30)</sup>。2.4.1 で述べた課題に対して、保守的な評価である RSA に比べて現実的な評価となる 3 方向入力を考慮した配管系の振動モードの特性を反映した係数に基づく一次応力評価手法を提案する。さらに、BWR-FDW の解析モデルに 3 方向入力を作用させて地震応答解析を実施し、THA-ASME と比較することで提案手法における精度の検証を試みることを本研究の独自性である。

## 参考文献

- 2-1) 財団法人原子力安全研究協会 実務テキスト編集委員会, 実務テキストシリーズ No.1 軽水炉発電所のあらし, (2008).
- 2-2) 通商産業省 エネルギー庁, 「万全な対策」で「安心」を, 丸善出版, (2020).
- 2-3) 日本電気協会編, 原子力発電所耐震設計技術指針 重要度分類・許容応力編 (JEAG4601・補-1984) (1984).
- 2-4) ASME, Cases of ASME Boiler and Pressure Vessel Code Case N-284-2 (2007).
- 2-5) Iijima, T., Nakagawa, M., Shibuya, A., Ebisawa, K. and Kameda, H., Seismic safety margin assessment for thin-wall cylindrical tanks utilizing ultimate strength test, Proceedings of the ASME Pressure Vessels and Piping Conference 2010, vol 1: codes and standards, pp.869–877.
- 2-6) 久田俊明, 野口裕久, 川上高, 仲戸川哲人, 田井浩一, 原子炉格納容器の動的座屈の安全裕度に関する研究, 日本機械学会論文集 A 編, vol.59, No.557 (1993), pp.203–210.
- 2-7) 日本機械学会, 発電用原子炉設備規格 設計・建設規格 <第 I 編 軽水炉規格> (2012 年版), JSME S NC1-2012 (2012).
- 2-8) 日本電気協会編, 原子力発電所耐震設計技術指針(JEAG4601-1987) (1987).
- 2-9) 財団法人原子力工学試験センター, 昭和 58 年度 耐震設計の標準化に関する調査報告書 別冊 2 (機器系), (1984).
- 2-10) ASME, Boiler and Pressure Vessel Code Section III Rules for Construction of Nuclear Facility Components Division 1-Appendices (2007).
- 2-11) Nuclear Power Engineering Test Center, PROVING TEST ON THE SEISMIC RELIABILITY FOR NUCLEAR POWER PLANT PWR REACTOR CONTAINMENT VESSEL, Summary report of proving tests on the reliability for nuclear power plant-1984 (1984).
- 2-12) Matsuura, S., Nakamura, H., Sawada, Y., Ogiso, S., Suzuki, M. and Ooka, Y., Shear buckling of 304S.S. cylinders having radius-to-thickness ratio of 100 thru 400 transverse shearing loads, Proceedings of the 10th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT-10) (1989), pp.229–234.
- 2-13) 村上俊明, 興口廣光, 平山浩, 中村秀治, 松浦真一, 高速増殖炉容器の耐震座屈設計法に関する研究 (第 3 報, 円筒殻のせん断曲げ座屈に対する形状不整の影響), 日本機械学会論文集 A 編, Vol.60, No.579 (1994), pp.2624–2631.
- 2-14) 川本要次, 湯原哲夫, 初期撓みと塑性の相互作用を考慮した円筒殻の軸圧縮座屈推定法, 日本造船学会論文集, 第 174 号 (1993), pp.485–490.
- 2-15) Matsuura, S., Nakamura, H., Ogiso, S., Ooka, Y. and Akiyama, H., Buckling strength evaluation of FBR main vessels under lateral seismic loads, Proceedings of the 11th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT-11) (1991), pp.269–280.
- 2-16) 秋山宏, 高橋誠, 橋本伸一, 曲げせん断荷重を受ける鋼製円筒殻の座屈実験, 日本建築学

- 会構造系論文報告集, Vol.371 (1987), pp.44–51.
- 2-17) 岡田純二, 中村貢, 月森和之, 山下卓哉, 岩田耕司, 薄肉円筒殻のせん断曲げ座屈試験(その I) –座屈挙動に及ぼす形状パラメータの影響に関する検討–, PNC TN9410 92-100 (1992), 動力炉・核燃料開発事業団.
- 2-18) 秋山宏, 大坪英臣, 山田大彦, 中村秀治, 松浦真一, 萩原豊, 湯原哲夫, 平山浩, 中川正紀, 大岡裕二, 高速増殖炉容器の耐震座屈設計法に関する研究 (第 1 報, 座屈設計技術指針 (案) の骨子), 日本機械学会論文集 A 編, Vol.60, No.575 (1994), pp.1690–1697.
- 2-19) 岡藤孝史, 三浦一浩, 中村光博, 原田達之, 箱田徳行, 小江秀保, 原達矢, 弾塑性座屈解析による鋼製原子炉格納容器の座屈強度設計手法の提案, 日本機械学会論文集, Vol. 86, No. 892 (2020), DOI:10.1299/transjsme.20-00248.
- 2-20) Hoang Nam Phan, Fabrizio Paolacci, Silvia Alessandri, Enhanced Seismic Fragility Analysis of Unanchored Steel Storage Tanks Accounting for Uncertain Modeling Parameters, Journal of Pressure Vessel Technology, PVT-17-1234, <https://doi.org/10.1115/1.4039635>.
- 2-21) 藤田勝久, 伊藤智博, 和田宏, 地震動を受ける円筒殻の座屈に関する実験的考察 (第 2 報, せん断荷重による弾性座屈における流体連成の影響), 日本機械学会論文集 C 編, Vol.56, No.525 (1990), pp.1101–1107.
- 2-22) 伊藤智博, 藤田勝久, 永田薫, 馬場金司, 越智真由美, 地震下における円筒殻の動的座屈解析 (第 1 報, 理論検討と初期不整の影響評価), 日本機械学会論文集 C 編, Vol.58, No.552 (1992), pp.2411–2416.
- 2-23) 伊藤智博, 森田英之, 濱田康治, 杉山明久, 川本要次, 白井英士, 小江秀保, 平底円筒形貯水タンクの地震時座屈挙動の検討 (第 1 報, 象脚座屈現象における液体圧の影響), 日本機械学会論文集 C 編, vol.70, No.693 (2004), pp.1309–1317.
- 2-24) 独立行政法人原子力安全基盤機構, 平成 19 年度原子力施設等の耐震性評価技術に関する試験及び調査機器耐力その 4 (タンク) に係る報告書, JNES/SSD08-012, 08 耐部報-0012.
- 2-25) Maekawa, A., Shimizu, Y., Suzuki, M., Fujita, K., Vibration Test of a 1/10 Reduced Scale Model of Cylindrical Water Storage Tank, Journal of Pressure Vessel Technology, Vol132(5), <https://doi.org/10.1115/1.4001915>.
- 2-26) Toyoda, Y., Ohtori, Y., Simulation of Sloshing Wave Crest Impact Acting on a Fixed Roof Cylindrical Tank Subjected to a Sinusoidal Excitation, ASME 2019 Pressure Vessels & Piping Conference, DOI:10.1115/PVP2019-93379
- 2-27) Harsh Bohra, Eyas Azzuni, Sukru Guzey, Seismic Analysis of Open-Top Storage Tanks With Flexible Foundation, Journal of Pressure Vessel Technology, Vol141(4), <https://doi.org/10.1115/1.4043373>.
- 2-28) Nuclear Power Engineering Test Center, PROVING TEST ON THE SEISMIC RELIABILITY FOR NUCLEAR POWER PLANT SEISMIC PROVING TEST OF MAIN STEAM AND

- FEEDWATER PIPING SYSTEM, Summary report of proving tests on the reliability for nuclear power plant-1997 (1997).
- 2-29) U.S. Nuclear Regulatory Commission, Combining Modal Responses and Spatial Components in Seismic Response Analysis, Regulatory Guide 1.92(Revision 3, October 2012)
- 2-30) 田井浩一, 佐藤邦彦, 前田栄一, 3 方向地震入力の相関性を考慮した CCFS 法多入力応答スペクトル解析, 日本機械学会論文集, Vol. 83, No. 854 (2017) , DOI:10.1299/transjsme.17-00259.
- 2-31) 高山義博, 吉田恵華, 入木信好, 前田栄一, 多入力を受ける配管系の時刻歴応答解析支援による床応答スペクトル解析法, 日本機械学会論文集, Vol. 86, No. 888(2020) , DOI:10.1299/transjsme.20-00129.

### 3. 耐震信頼性実証試験体の振動特性を反映させた解析モデルの構築

#### 3. 1 解析モデルの妥当性確認に用いる耐震信頼性実証試験

##### 3. 1. 1 実証試験の目的とその加振装置

###### (1) 背景及び目的

3.1 では、解析モデルの振動特性を確認するために用いる原子力工学試験センターにより実施された耐震信頼性実証試験の概要を述べる。3.2 以降に本研究で取り組んだ耐震信頼性実証試験体の振動特性を反映させた解析モデルを構築する。それらに基づく固有値解析結果と耐震信頼性実証試験による正弦波掃引加振試験結果を比較することによって本研究で構築した解析モデルの妥当性を確認する。

原子力発電所の設置にあたっては、日本は世界の中でも有数の地震国であるために原子力発電所の耐震安全性が強く要請されている。しかしながら、耐震安全性の問題については、自然力を相手とする複雑で高度な技術的特性から発電所が巨大地震に遭遇したときの安全性について疑問を持たれることもあり、広く一般の理解を得るには難しい要素を内包している。したがって、原子力発電所の建設を円滑に推進するために、耐震信頼性実証試験が原子力工学試験センターによって実施された<sup>3-1)</sup>。このような耐震信頼性実証試験においては、原子力発電所の耐震安全上重要な機器を実物大ないし実物に近い大きさにモデル化した試験体を用いて加振試験が行われ、巨大地震時においても十分な余裕をもって耐震安全性、信頼性を保持し得ることを、理論のみならず実験上の裏付けをもって示している<sup>3-1)</sup>。以下、得られている知見を示す。

- (1) 原子力発電所の安全上重要な設備については、耐震設計上強度的に十分な余裕をもたせてあるが、試験体について巨大地震時に相当する加振試験を実施することにより、その余裕度が確認されている。
- (2) 巨大地震の際に機能維持を必要とする安全上重要な機器配管、構造物を模擬した試験体を加振中に機能させて所要の機能が発揮できることを実証されている。
- (3) 複雑化、大型化している原子力発電所では大型計算機による各種振動解析技術等に支えられて耐震設計がなされているが、試験体の加振試験結果と数値計算モデルによる計算結果と照合することにより耐震設計の妥当性を確認されている。

###### (2) 多度津工学試験所及び大型振動台

耐震信頼性実証試験が実施された多度津工学試験所は、大型高性能振動台テーブルが設置された実験棟を中心に、加振のための油圧機器等を設置している油圧源棟、試験の計測と制御を行う計測制御棟などで構成されていた<sup>3-1)</sup>。図 3-1 に示す大型高性能振動台は、振動台テーブル 15×15 m、最大積載重量 1000 t、水平垂直同時 2 軸加振、最大加振力水平 3000 tf/垂直 3300 tf の機能を持つ、世界最大規模の施設であった。表 3-1 に大型高性能振動台の主要性能仕様を記載する。

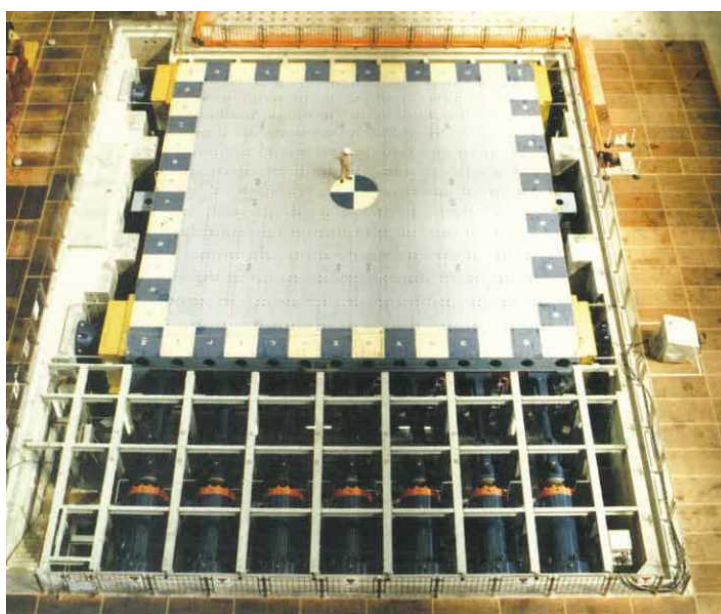


図 3-1 大型高性能振動台(参考文献 3-2 より引用)

表 3-1 大型高性能振動台の主要性能仕様(参考文献 3-1 より引用)

項 目	性 能	備 考	
1. 最大積載重量〔t〕	1 000		
2. テーブル寸法〔m〕	15×15		
3. 加振方向	X-Z同時2軸	X：水平，Z：垂直	
4. 最大ストローク〔mm〕	水 平	±200	
	垂 直	±100	
5. 最大速度〔cm/s〕	水 平	75	同時に垂直方向最大速度を満足すること
	垂 直	37.5	同時に水平方向最大速度を満足すること
6. 最大加速度	水 平	無負荷：約5 G 500t：2.72 G 1 000t：1.84 G	慣性負荷積載時
	垂 直	無負荷：約2.5 G 500t：1.36 G 1 000t：0.92 G	慣性負荷積載時
7. 最大加振力〔tf〕 (参考)	水 平	3 000	テーブルおよび可動部重量 600 t の場合
	垂 直	3 300	テーブルおよび可動部重量 600 t の場合
8. 許容転倒モーメント〔tfm〕		6 500	垂直最大加速度発生時において満足すること
		12 000	垂直加振のない場合
9. 許容偏傾モーメント〔tfm〕		3 000	
10. 加振持続時間〔sec〕		20	正弦波による加振時，最大速度にて2軸同時加振可能なこと
11. 連続加振最大速度		最大速度の5%	2軸同時加振可能なこと
12. 周波数範囲〔Hz〕		0-30	



### 3. 1. 2 実証試験の試験体

#### (1) PWR-CV 耐震信頼性実証試験の試験体

PWR-CV の耐震信頼性実証試験における試験体は図 3-2 及び図 3-3 に示した形状である。具体的には、表 3-2 に示す主要設計要目の 800 MWe 級改良標準型プラント（高地震地帯用）の PWR-CV の 1/3.7 縮尺模型で、半球部、円筒部、ポーラクレーン、機器搬入口、エアロック等を模擬した実証試験体部と振動台への固定のためのサポート部からなり、実証試験体部の形状、材質などはできるだけ実機に近いものが使用された。実証試験の加振方向は、図 3-3 に示す 90° から 270° の方向である水平方向と鉛直方向の 2 方向であった。相似則は、表 3-3 に示すように強度実証の観点から実機と試験体の応力を 1/1 となるように設定されている。



図 3-2 PWR-CV の実証試験体  
(参考文献 3-1 より引用)

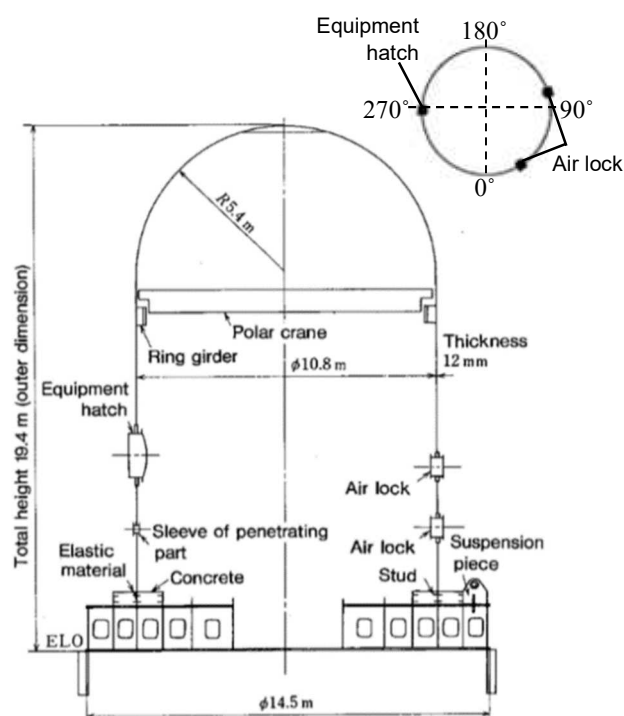


図 3-3 PWR-CV の実証試験体概略図  
(参考文献 3-1 より引用)

表 3-2 PWR-CV の実証試験体の諸元

Parameter	Actual reactor Containment vessel	Test model [scale:1/3.7]
Height [m]	64.522	17.438
Inner diameter [m]	40.0	10.811
Plate	Hemispherical part	$2.225 \times 10^{-2}$
Thickness [m]	Cylindrical part	$4.45 \times 10^{-2}$
Material	SGV480	SGV480
Mass [kg]	3210000	350000

Note: The mass of test model (350000 kg) includes mass of support (236000 kg).

表 3-3 PWR-CV の実証試験に用いる相似則

Items	Similarity ratio	
Length	$l_p/l_m = N$	3.7
Sectional area	$A_p/A_m = N^2$	13.7
Density	$\rho_p/\rho_m$	1.0
Young's modulus	$E_p/E_m$	1.0
Strain	$\epsilon_p/\epsilon_m$	1.0
Stress	$\sigma_p/\sigma_m = E_p/E_m$	1.0
Force	$P_p/P_m = E_p/E_m \cdot N^2$	13.7
Displacement	$x_p/x_m = N$	3.7
Acceleration	$\ddot{x}_p/\ddot{x}_m = E_p/E_m \cdot \rho_m/\rho_p \cdot N^{-1}$	0.27
Frequency	$f_p/f_m = (E_p/E_m \cdot \rho_m/\rho_p)^{1/2} \cdot N^{-1}$	0.27
Time	$t_p/t_m = (E_p/E_m \cdot \rho_m/\rho_p)^{-1/2} \cdot N$	3.7

Suffix p: Actual plant m: Test model

## (2) 主蒸気系等耐震信頼性実証試験の試験体

主蒸気系等耐震信頼性実証試験における試験体は図 3-4 に示した形状である。具体的には、表 3-4 に示す主要設計要目の BWR 給水系配管（以下、BWR-FDW という）の 1/2.3 縮尺で、主配管は 3 本の分岐管が集合し、1 本の母管が構成されている。試験体の模擬範囲は、耐震 S クラスである第 1 種管（冷却材圧力バウンダリ）、すなわち、原子炉圧力容器ノズル部接合部から原子炉格納容器外側の第 1 種隔離弁までとされている。実証試験の加振方向は、水平方向と鉛直方向の 2 方向であった。相似則は、表 3-5 に示すように強度実証の観点から実機と試験体の応力を 1/1 となるように設定されている。



図 3-4 BWR-FDW の実証試験体 (参考文献 3-2 より引用)

表 3-4 BWR-FDW 実証試験体の諸元

Items	BWR Feedwater Piping	
Scale	1/2.3	
	Main pipe	Branch
Size	8B (Sch 60)	5B (Sch 60)
diameter	216 mm	140 mm
Thickness	10.3 mm	8.1 mm
Material	STS480, STS410, SFVC2B	
Pressure	68.2 kg/cm <sup>2</sup>	
Temperature	Room Teap.	

表 3-5 BWR-FDW の実証試験に用いる相似則

Items	Similarity ratio	
Length	$l_p/l_m = N$	2.3
Sectional area	$A_p/A_m = N^2$	5.29
Young's modulus	$E_p/E_m$	1.0
Strain	$\epsilon_p/\epsilon_m$	1.0
Stress	$\sigma_p/\sigma_m = E_p/E_m$	1.0
Force	$P_p/P_m = E_p/E_m \cdot N^2$	5.29
Displacement	$x_p/x_m = N$	2.3
Frequency	$\Lambda$	0.7
Acceleration	$\lambda^2 \cdot N$	1.127
Weight	$N/\lambda^2$	4.694
Spring constant	N	2.3

Suffix p: Actual plant m: Test model

### 3. 1. 3 実証試験における入力地震波の設定

#### (1) プラント解析モデルから入力地震波の抽出

耐震信頼性実証試験は、日本の原子力発電所において代表的な 110 万 kW 級改良標準型原子力発電所を対象として選定し、高地震地帯における耐震設計を行った機器について、基準地震動 S2 に基づく地震力に対する耐震安全性・信頼性を明示するために、原子力工学試験センターにより実施された。このため、実証試験の目的に適合する試験体を設計・製作し、これを大型高性能振動台にのせて実証試験を実施して、当該機器の構造、強度及び機能に関する評価が行われた。従って、試験体の設計及び実証試験に用いる入力地震波は、地盤の条件、原子炉建屋の設計条件等を踏まえて求められる標準的応答波、実機設計波等に基づき適切なものを設定し用いられた<sup>3-1)</sup>。図 3-5 に PWR 及び BWR プラントの解析モデル例を示し、そのモデル図に PWR-CV 及び BWR-FDW の入力地震波を抽出した位置を示す。PWR-CV の耐震信頼性実証試験に用いた入力地震波は、改良標準化高地震帯用地震波より耐震性評価上で厳しい評価となるように試験体に最も大きい応答を与えるものとし、原子炉格納容器の基部から抽出された<sup>3-1)</sup>。BWR-FDW の耐震信頼性実証試験に用いた入力は、改良標準化高地震帯用地震波より耐震性評価上で厳しい評価となるように試験体に最も大きい応答を与えるものとし、Mark-1 型建屋の遮蔽壁から抽出された<sup>3-4)</sup>。

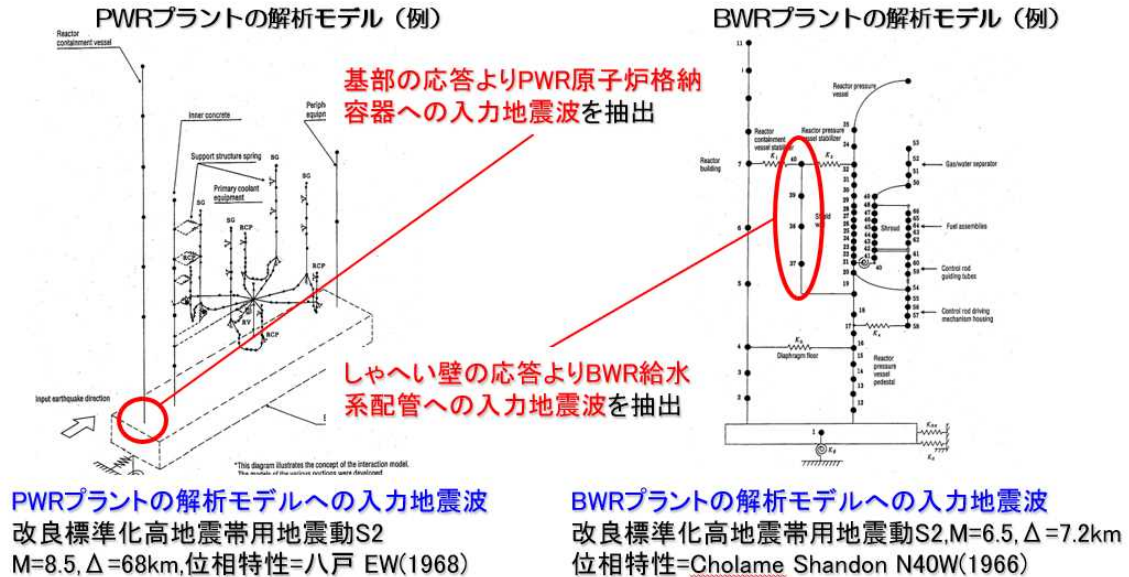


図 3-5 耐震信頼性実証試験の入力地震波における抽出位置(参考文献 3-3 を加筆修正)

## (2) PWR-CV 耐震信頼性実証試験の入力地震波

実証試験用入力地震波としては、改良標準化高地震帯用地震波と実プラントの設計に用いる地震波の比較により耐震性評価上で厳しい評価となるように試験体に最も大きい応答を与えるものとして、改良標準化高地震帯地震動 S2 に基づく PWR-CV の基礎応答波（以下、基礎応答波 S2 という）が使用された。加振試験時に振動台上で得られた加速度波形及び減衰比 1.0% の床応答スペクトル(FRS)を図 3-6 に示す。なお、後述に示す静的弾塑性座屈評価に用いる入力地震波は、縮尺比を参考にして図 3-6 の最大加速度を 1/3.7，継続時間を 3.7 倍にしたものであり，4 章及び 5 章の PWR-CV の座屈評価に用いるものとする。

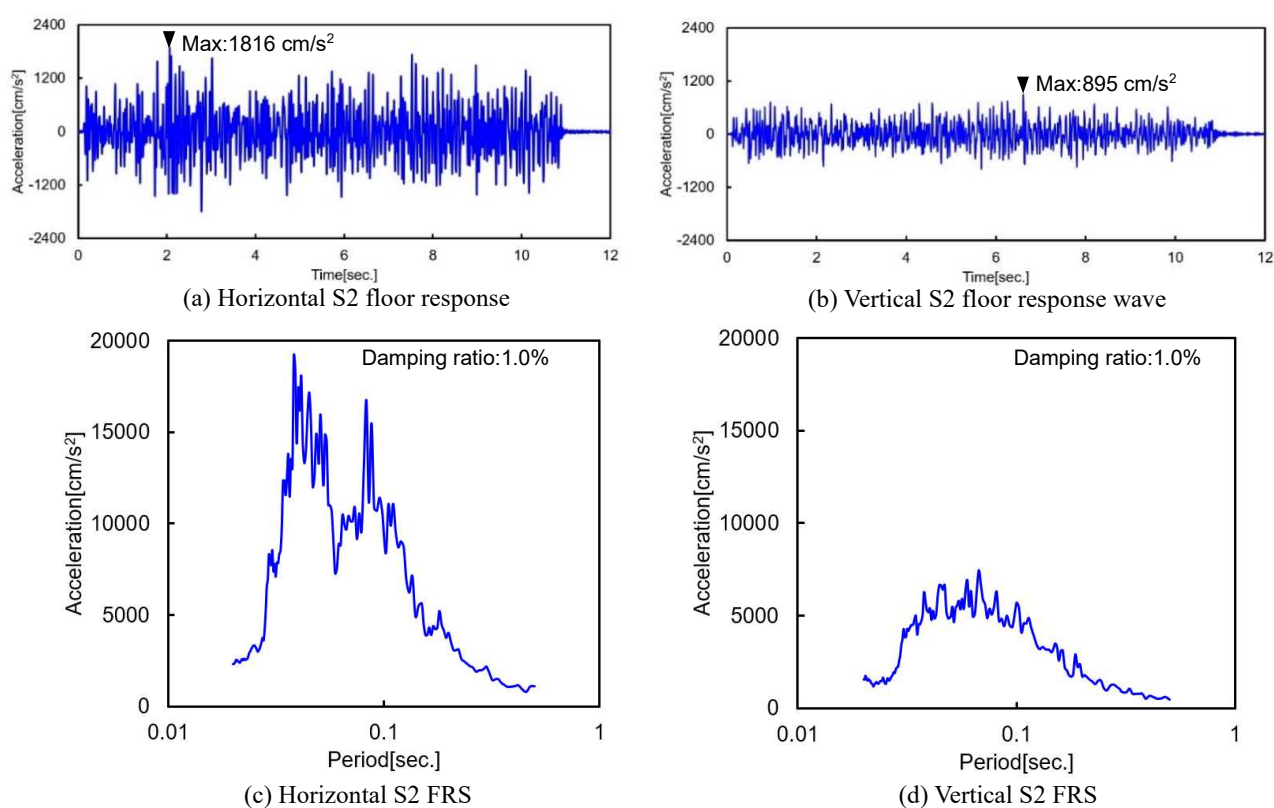


図 3-6 基礎応答波 S2 と床応答スペクトル

### (3) 主蒸気系等耐震信頼性実証試験の入力地震波

実証試験用入力地震波としては、改良標準化高地震帯用地震波と実プラントの設計に用いる地震波の比較により耐震性評価上で厳しい評価となるように試験体に最も大きい応答を与えるものとして、改良標準化高地震帯地震動 S2 に基づく Mark-1 型建屋の生体遮蔽壁の応答波（以下、遮蔽壁応答波 S2 という）が使用された。加振試験時に振動台上で得られた加速度波形及び減衰比 2.5% の床応答スペクトル(FRS)を図 3-7 に示す。

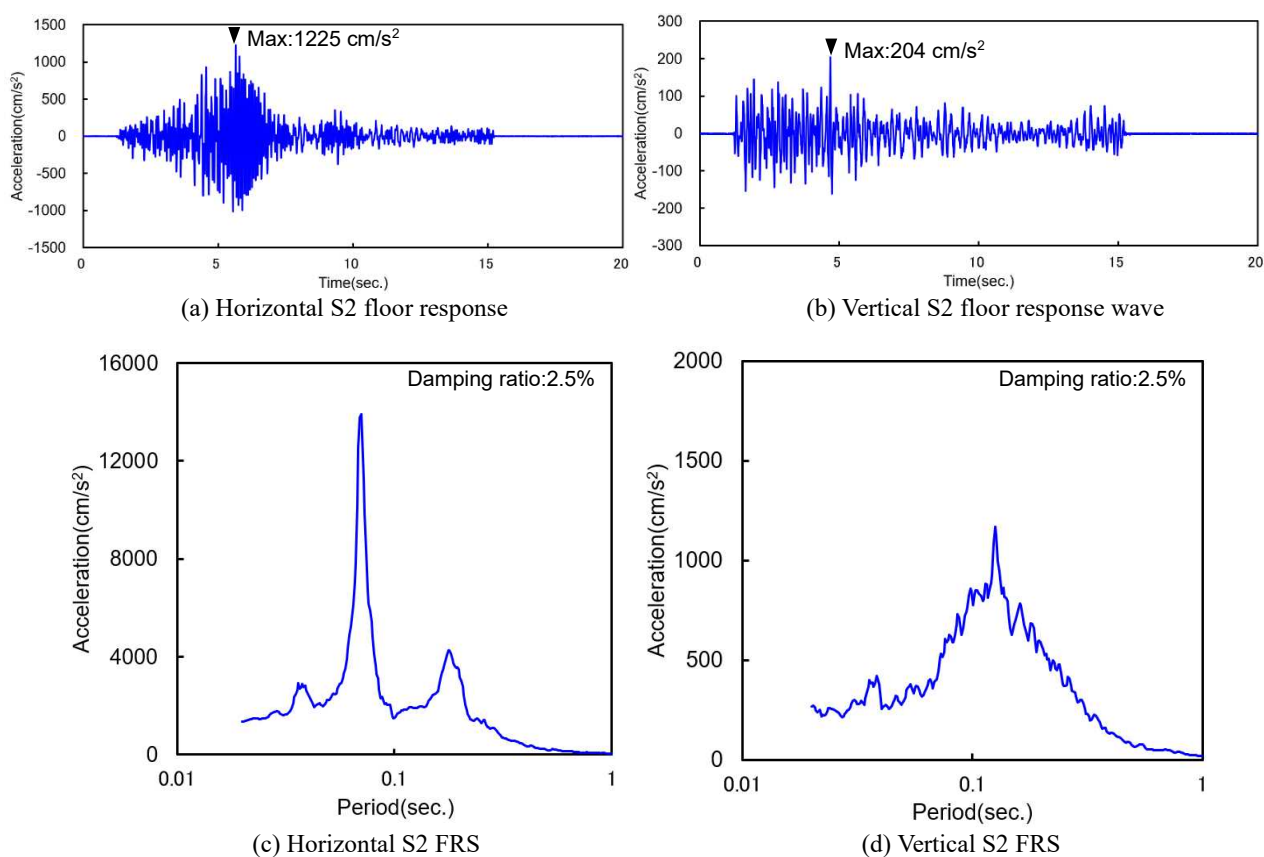


図 3-7 遮蔽壁応答波 S2 と床応答スペクトル

### 3. 2 原子炉格納容器の解析モデルの振動特性

#### 3. 2. 1 PWR-CV 解析モデルと解析条件

解析コード ABAQUS を使用して試験体の振動特性を再現する FE モデルは、図 3-3 に示す半球部、円筒部、ポーラクレーン、機器搬入口、エアロック等を模擬した実証試験体部をモデル化した。実証試験体の実測値に基づく諸元を表 3-6 に示す。さらに、振動台に固定するためのサポート部をモデル化した。構造がわかりやすいように図 3-3 に示す 90°から 270°方向断面で分割した耐震信頼性実証試験体の FE モデルを図 3-8 に示す。FE モデルは、実証試験体部及びサポート部の全体を模擬している。実証試験体部の FE モデルの要素は、ポーラクレーンが梁要素でそれ以外は 4 節点シェル要素(S4R)を基本とし、せん断座屈及び曲げ座屈における座屈モードの波長に対して十分小さくなるように一辺が約 0.07m となるように設定した。サポート部の FE モデルは、4 節点シェル要素(S4R)を基本とし、実証試験体部の固有振動数や固有振動モードを 14.5Hz-28.7Hz までの正弦波掃引加振(50 cm/s<sup>2</sup>)による試験結果と比較するため、境界条件として振動台に固定するサポートの剛性の影響を考慮できるように設定した。

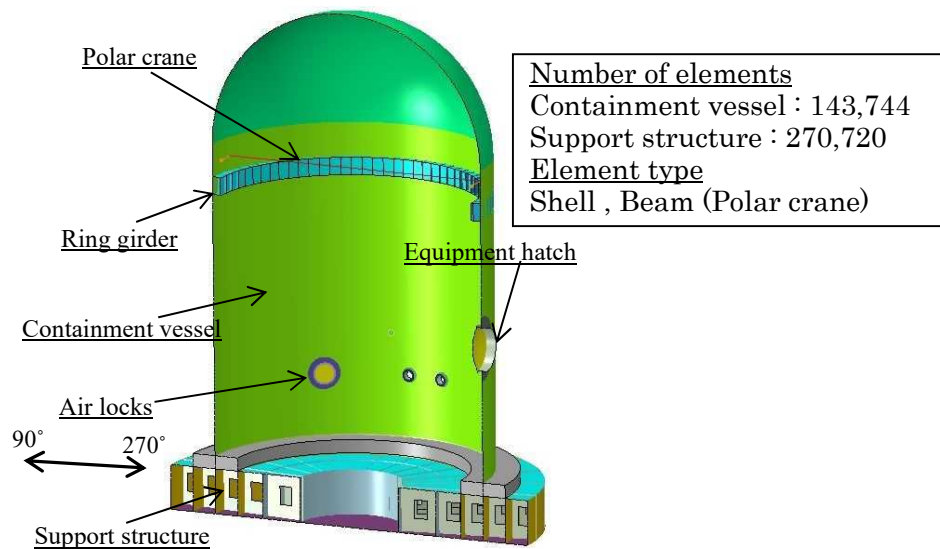


図 3-8 実証試験体に基づいた FE モデル

表 3-6 FE モデルの諸元

	Parameter	FE model [scale: 1/3.7]
Measured thickness [m]	Hemispherical part	0.0071
	Cylindrical part	0.01314
Steel	Young's modulus [MPa]	$2.035 \times 10^5$
	Poisson's ratio	0.3
	Density [kg/m <sup>3</sup> ]	$7.86 \times 10^3$
Concrete	Young's modulus [MPa]	$2.726 \times 10^4$
	Poisson's ratio	0.167
	Density [kg/m <sup>3</sup> ]	$2.62 \times 10^3$

### 3. 2. 2 PWR-CV 解析モデルの振動特性に関する妥当性確認

PWR-CV において、曲げモーメント及びせん断荷重は、低次の振動モードが支配的である地震時の応答により生じる。本研究で実施する静的弾塑性座屈評価は、地震時の応答に伴う連続体の動的な現象である座屈を静的な荷重に置き換えた評価である。そこで、PWR-CV の FE モデルにおいて、連続体の動的な挙動に影響する振動特性が妥当であるかを確認することとする。具体的には、耐震信頼性実証試験の正弦波掃引加振による台上加振試験結果と固有値解析結果を比較した。固有値解析には、原子力設備の耐震性評価への使用実績があり、解析値の信頼性を十分に検証されている解析コード ABAQUS を使用した。

ポークレーン有 PWR-CV の 90° から 270° 方向への正弦波掃引加振より得られる試験体頂部の共振曲線を図 3-9 に示す。固有振動数における試験結果と解析結果の比較を表 3-7 に示す。図 3-9 に示す試験で確認された固有振動数のうち、試験体頂部の加速度応答倍率の卓越する大きい順に 1 番目から 3 番目までの固有振動数を表 3-7 に抽出した。試験結果の 1 番目と 2 番目の固有振動数は、非常に近接していることから、一つのモードとして解析結果との比較を行った。一方、FE モデルの固有値解析より得られる 90° から 270° 方向に対して刺激係数が大きい順に、1 番目と 2 番目の固有振動数を表 3-7 に抽出した。図 3-10 (a) に試験で確認された固有振動数が 17.05Hz 時の振動モードを、図 3-10 (b) に解析で確認された固有振動数が 18.73Hz 時の振動モードをそれぞれ示す。振動モード図は、90° から 270° 方向の軸方向縦断面と EL8.05m 及び EL12.09m の周方向断面を示す。

表 3-7 及び図 3-10 において、正弦波掃引加振による試験結果と固有値解析結果を比較すると、90° から 270° 方向の応答へ影響を及ぼす順位より 1 番目と 2 番目の支配的な固有振動数と曲げ振動モードは概ね一致し、これらは座屈挙動に影響するモードと判断できる。以上により、PWR-CV の FE モデルにおいて、試験体の振動特性を再現できていることを確認することで、4 章と 5 章で用いる FE モデルの信頼性を確保した。

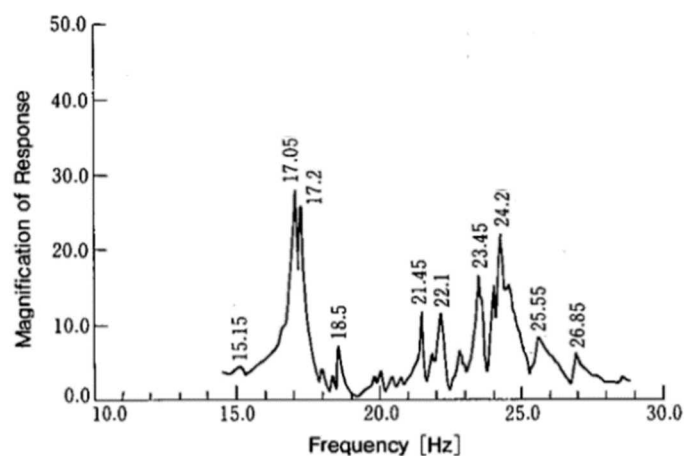


図 3-9 実証試験体頂部の共振曲線(参考文献 3-1 より引用)



表 3-7 固有振動数の比較

The specimen		FE model	
Rank	Frequency [Hz]	Rank	Frequency [Hz]
1	17.05	1	18.73
2	17.20		
3	24.20	2	23.53

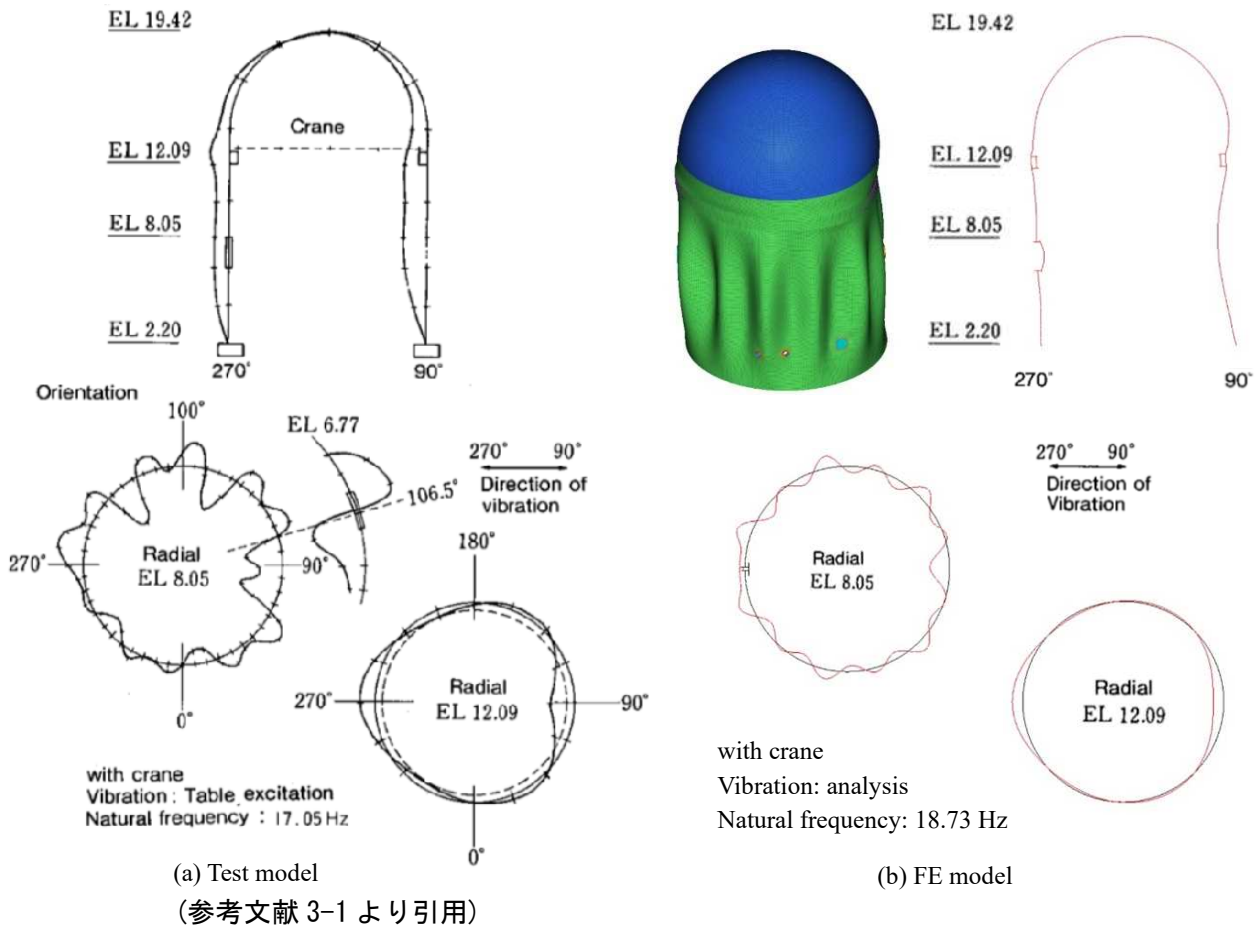


図 3-10 振動モードの比較

### 3. 3 配管系の解析モデルの振動特性

#### 3. 3. 1 BWR-FDW 解析モデルと解析条件

解析コード ABAQUS を使用して試験体の振動特性を再現する多質点系はりモデルは、図 3-11 に示す母管、分岐管、弁、貫通部、支持構造物を模擬した実証試験体をモデル化した。実証試験体の実測値に基づく諸元を表 3-8 に示す。実証試験体の構造がわかりやすいように図 3-12 に試験体の要素長及び付加質量取付け位置を示す。実証試験体の多質点系はりモデルの要素は、2 節点はり要素(PIPE31 及び ELBOW31B)を基本とし、剛領域となる 30Hz 近傍である 7 次までの曲げ振動モードの試験結果と比較出来るように曲げ振動モードの波長に対して十分小さくな

るよう質点間隔を調整しながら，1要素が約0.3m以下になるように設定した．また，試験体用のスナバの剛性を表3-9に示す．

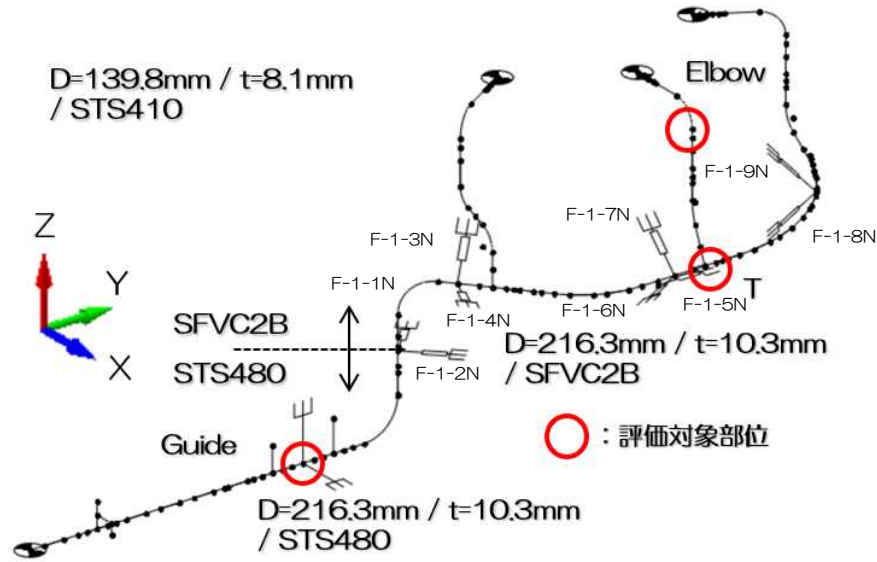


図 3-11 実証試験体に基づいた BWR-FDW 配管の多質点系はりモデル

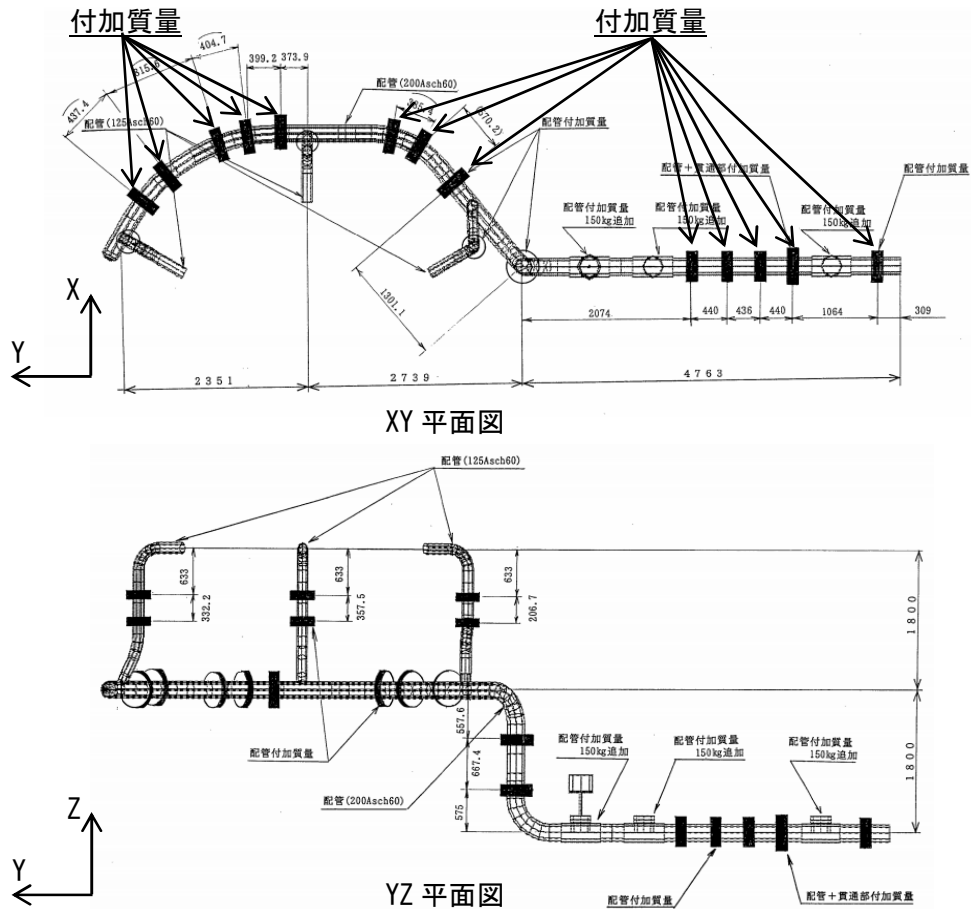


図 3-12 試験体の要素長及び付加質量取付け位置(参考文献 3-5 より引用)

表 3-8 多質点系はりモデルの諸元

Items	BWR-FDW Piping	
Material	STS480	2.06×10 <sup>5</sup> MPa
	STS410	1.92×10 <sup>5</sup> MPa
	SFVC2B	1.92×10 <sup>5</sup> MPa
Pressure	68.2 kg/cm <sup>2</sup>	
Temperature	Room Teap.	

表 3-9 試験体用のスナバの剛性一覧(参考文献 3-5 より引用)

Mechanical snubbers	Rated load [t]	Stiffness [kgf/mm]
F-1-1N	1	1690
F-1-2N	3	2810
F-1-3N	1	1690
F-1-4N	1	1690
F-1-5N	6	4580
F-1-6N	3	2810
F-1-7N	3	2810
F-1-8N	3	2810
F-1-9N	3	2810

### 3. 3. 2 BWR-FDW 解析モデルの振動特性に関する妥当性確認

3 次元的に広がりを持つ構造である BWR-FDW において、配管本体に生じる曲げモーメントは、必ずしも低次の振動モードが支配的である地震時の応答で生じるとは限らない。上記のような構造で地震時の応答をモーダルアナリシスで算出する場合、剛領域となる 30Hz 近傍までの固有振動数は、実機と比べてある程度の精度を有する必要がある。そこで、BWR-FDW の多質点系はりモデルにおいて、連続体の動的な挙動に影響する振動特性が妥当であるかを確認することとする。具体的には、耐震信頼性実証試験の正弦波掃引加振による台上加振試験結果と固有値解析結果を比較した。固有値解析には、原子力設備の耐震性評価への使用実績があり、解析値の信頼性を十分に検証されている解析コード ABAQUS を使用した。

固有振動数における試験結果と解析結果の比較を表 3-10 に示す。1 次から 3 次までの試験結果は、水平方向に 150 cm/s<sup>2</sup> で正弦波掃引加振により得られた。4 次及び 5 次の試験結果は、鉛直方向に 100 cm/s<sup>2</sup> で正弦波掃引加振により得られた。6 次及び 7 次の試験結果は、水平方向に 150 cm/s<sup>2</sup> で正弦波掃引加振により得られた。一方、多質点系はりモデルの固有値解析結果は、

2 次の刺激係数が鉛直方向に卓越していることから、4 次の試験結果と比較を行った。表 3-10 において、正弦波掃引加振による試験結果と固有値解析結果を比較すると、試験結果と固有値解析結果の比が 10%以内に収まっており、固有値解析より算出された固有振動数の精度は良好である。図 3-13 に 1 次から 3 次までの試験結果と固有値解析結果から得られる振動モードを比較した。固有値解析結果から得られる振動モードは、試験結果と比べてモードの節が逆相に出る傾向があるが、モードの形状は類似している。以上により、BWR-FDW の多質点系はりモデルにおいて、試験体の振動特性を再現できていることを確認することで、6 章で用いる多質点系はりモデルの信頼性を確保した。

表 3-10 固有振動数の比較

試験結果			解析結果					
次数	固有振動数 (Hz)	加振方向	次数	固有振動数 (Hz)	固有周期 (s)	刺激係数		
						X	Y	Z
1	16.4	水平	1	16.13	0.062	8.71E-01	-5.34E-01	6.66E-02
2	21.0	水平	3	22.78	0.044	6.81E-01	2.05E-01	-7.09E-01
3	23.4	水平	4	23.81	0.042	3.48E-01	3.16E-01	1.46E-01
4	22.4	上下	2	22.44	0.045	5.69E-01	3.35E-03	5.94E-01
5	25.8	上下	5	25.10	0.040	4.53E-01	-5.86E-03	3.52E-01
6	27.2	水平	6	25.97	0.039	-2.41E-02	3.82E-01	7.76E-01
7	28.4	水平	7	28.97	0.035	7.36E-02	9.84E-01	1.93E-02

Mode	The specimen	Analysis model
1		
2		
3		

(参考文献 3-5 より引用)

図 3-13 振動モードの比較

### 3. 4 結言

2.4.1 で述べた耐震性評価手法に関する課題検討に用いる PWR-CV 及び BWR-FDW の解析モデルにおける信頼性を確保するため、耐震信頼性実証試験の試験体情報から解析モデルを構築し、その振動特性の妥当性を確認した。以下に、得られた知見を示す。

(1) 耐震信頼性実証試験の振動特性を反映させた解析モデルの構築

- せん断座屈及び曲げ座屈における座屈モードや試験体の振動特性を表現できることを念頭に置いて、PWR-CV の FE モデルを構築した。上記の PWR-CV の FE モデルにおいて、正弦波掃引加振による試験結果と固有値解析結果の比較から試験体の振動特性を再現できていることを確認した。
- 曲げ振動特性を表現できるよう質点間隔を調整し、BWR-FDW の多質点系はりモデルを構築した。上記の BWR-FDW の多質点系はりモデルにおいて、正弦波掃引加振による試験結果と固有値解析結果の比較から試験体の振動特性を再現

できていることを確認した。

#### 参考文献

- 3-1) Nuclear Power Engineering Test Center, PROVING TEST ON THE SEISMIC RELIABILITY FOR NUCLEAR POWER PLANT PWR REACTOR CONTAINMENT VESSEL, Summary report of proving tests on the reliability for nuclear power plant-1984 (1984).
- 3-2) 財団法人原子力発電技術機構, 多度津工学試験所 30 年のあゆみ(2005).
- 3-3) 日本電気協会編, 原子力発電所耐震設計技術指針(JEAG4601-1987) (1987).
- 3-4) Nuclear Power Engineering Test Center, PROVING TEST ON THE SEISMIC RELIABILITY FOR NUCLEAR POWER PLANT SEISMIC PROVING TEST OF MAIN STEAM AND FEEDWATER PIPING SYSTEM, Summary report of proving tests on the reliability for nuclear power plant-1997 (1997).
- 3-5) 財団法人原子力発電技術機構, 平成 6 年度原子力発電施設耐震信頼性実証試験に関する調査報告書その 2 主蒸気系等耐震実証試験(1995).

## 4. 原子炉格納容器の静的座屈挙動に影響を与える因子に関する検討

### 4. 1 構造要素における因子の変動に伴う静的座屈挙動への影響

#### 4. 1. 1 座屈評価に用いる解析条件の設定

##### (1) FE モデルと弾性座屈固有値解析

静的弾塑性座屈評価のための PWR-CV の FE モデルを図 4-1 に示す。FE モデルの要素は、図 3-2 の実証試験体部の FE モデルの要素長さを相似則に従って 3.7 倍とすることで要素寸法と FE モデル全体寸法に対する割合を保っており、せん断座屈及び曲げ座屈における座屈モードの波長に対して十分小さくなるように一辺が約 0.26m となるように設定した。さらに、FE モデルに対する弾性座屈固有値解析に基づき、実機 PWR-CV の座屈モードを把握した。弾性座屈固有値解析の解析条件は、FE モデルの下端を完全固定とし、ポーラクレーンの重量によりせん断荷重が大きくなるリングガード高さの中央に水平方向の単位集中荷重 (1 MN) を載荷するように設定した。単位集中荷重は 4 章で円筒殻の機器搬入口(E/H)やエアロック(A/L)等による構造的な異方性による静的弾塑性座屈評価への影響を確認すべく、図 4-1 のようにそれぞれ 0°, 90°, 180°, 270°方向に与えた。なお、弾性座屈固有値解析には、原子力設備の耐震性評価への使用実績があり、解析値の信頼性を十分に検証されている解析コード ABAQUS を使用した。

水平 4 方向に負荷した弾性座屈固有値解析結果に基づく弾性座屈荷重を表 4-1 に示す。単位集中荷重を 270°方向に与えた場合の弾性座屈モードを図 4-2 に示す。なお、弾性座屈固有値 $\lambda_e$ に単位集中荷重 (1 MN) を掛け合わせた値が弾性座屈荷重 $P_e$  (以下「 $P_e$ 」という) に相当する。表 4-1 より 1 次モードの 4 方向の $P_e$ を比較すると、 $P_e$ の違いは最大でも 3%とほとんど差異はない。0°と 180°方向の $P_e$ が 90°と 270°方向の $P_e$ に比べて若干高い理由は、せん断座屈が生じる位置に機器搬入口 (E/H)、エアロック (A/L) があり、開口部が補強されて剛性が高くなっていることが原因として考えられる。

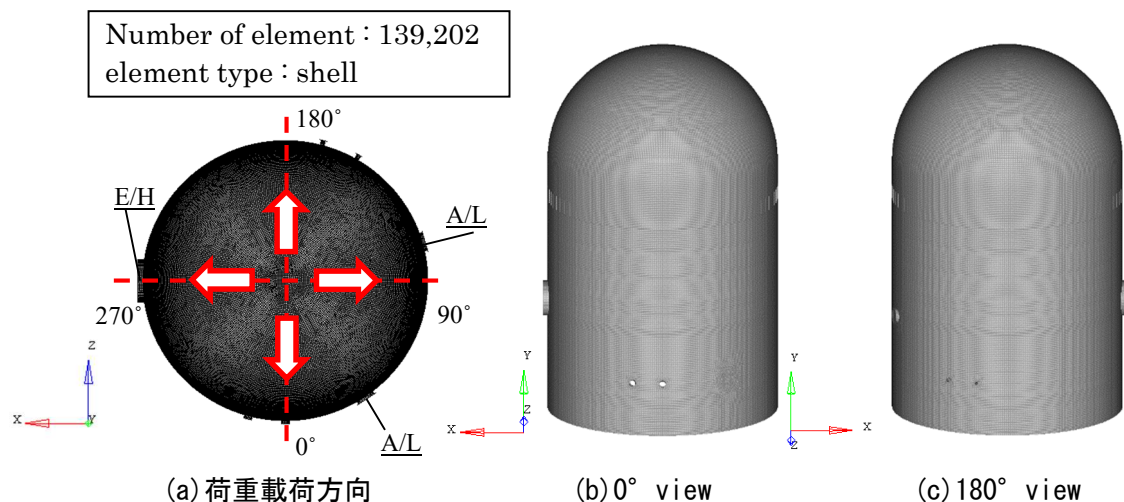


図 4-1 弾性座屈固有値解析に用いられた FE モデルと荷重載荷方向

表 4-1 弾性座屈荷重 $P_e$

	0°		90°		180°		270°	
	Mode	$P_e$ [MN]	Mode	$P_e$ [MN]	Mode	$P_e$ [MN]	Mode	$P_e$ [MN]
Shear buckling	1st	174.2	1st	173.0	1st	177.4	1st	172.8
	3rd	193.0	3rd	174.3	3rd	193.0	3rd	174.8
Bending buckling	124th	469.6	124 <sup>th</sup>	464.0	125th	466.7	129th	467.0

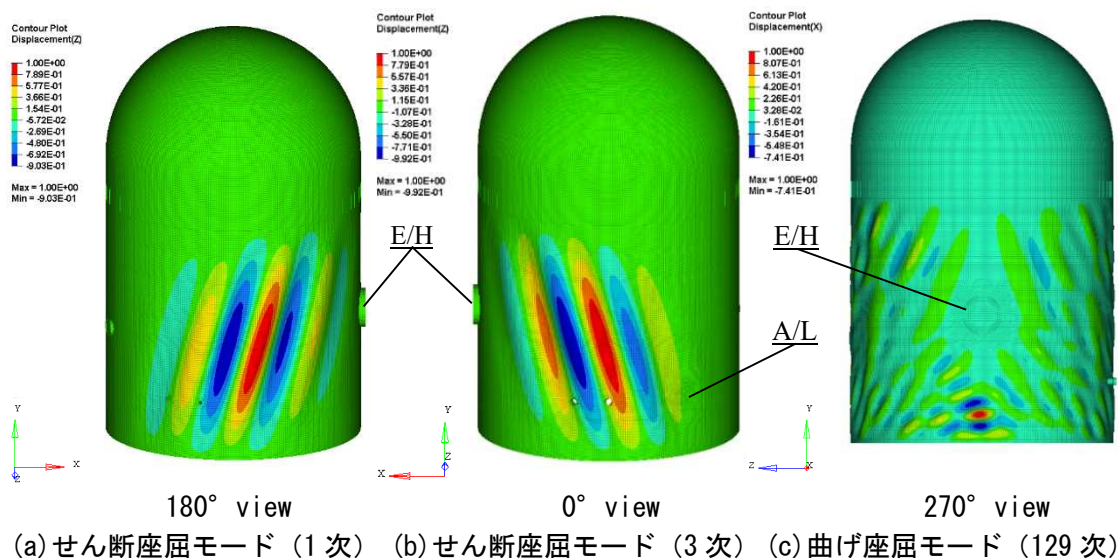


図 4-2 弾性座屈モード (荷重方向:270°)

## (2) 座屈評価に対する保守的な条件

1.1.2 での本研究の立場を述べたように、保守的な評価とは、規格に従って損傷確率が低くなるように設計に用いる保守的に設定した解析条件に基づき、耐震安全上重要な設備の頑健性を高めるべく保守性を有した評価を実施することである。ここでは、座屈耐力に影響を及ぼす初期不整形、初期不整量及び応力-ひずみ線図に対して、保守的な評価に適用する解析条件を述べる。

円筒殻に係る座屈の既往研究からは、座屈試験ではせん断座屈と曲げ座屈が見られ、弾性座屈固有値解析から求められる座屈モードを初期不整形とする場合に座屈耐力が大きく低下するという知見が得られている (4-1)・(4-2)・(4-3)・(4-4)。従って、「座屈評価に対する保守的な条件」の設定に当たっては、4.1.3(1)で得られた弾性座屈固有値解析結果のせん断座屈と曲げ座屈の両方の弾性座屈モードを用いた。ここで、せん断座屈モードで最大点もしくは最小点となる位置を求めて、それらの位置が初期不整形となるように形状を作成する。曲げ座屈モードも同様に形状を作成し、これらの形状を重ね合わせて初期不整形形状を作成する。



初期不整量は、設計建設規格より最大内径と最小内径との差が当該断面の呼び内径の1%以下<sup>4-5)</sup>となるように、胴の基準となる形状から内側、外側のそれぞれに $1.000 \times 10^{-1} \text{ m}$  ( $40.0 \text{ m} \times 1\%/4$ )と設定した。

応力-ひずみ線図は、縦弾性係数 $E$  ( $2.01 \times 10^5 \text{ MPa}$ )と設計降伏点 $S_y$  ( $258 \text{ MPa}$ )のバイリニアとして設定した<sup>4-5)</sup>。応力-ひずみ線図の降伏後における加工硬化係数 $n$ は、縦弾性係数 $E$ の $1/100$ とした<sup>4-6)</sup>。

本研究において、静的弾塑性座屈評価の保守性を明確にする観点から、上記に示す条件で静的弾塑性座屈解析を実施した。

### (3) 現実的な初期不整と材料物性とする条件

1.1.2での本研究の立場を述べたように、現実的な評価とは、測定データ等を基にできるだけ現実に近い仮定を置いて設定した解析条件に基づき、地震に対する耐震安全上重要な設備の挙動をシミュレーションすることである。ここでは、座屈耐力に影響を及ぼす初期不整形状、初期不整量及び応力-ひずみ線図に対して、現実的な評価に適用する解析条件を述べる。

円筒殻に係る座屈の既往研究からは、試験体形状の計測結果を初期不整形状とした解析モデルで座屈評価を実施し、試験結果と解析結果がほぼ一致したという知見が得られている<sup>4-7)</sup>。従って、初期不整形状はPWR-CVの製造工程で生じる形状変化を模擬して解析条件に取り入れるべく、ランダムに生じる形状変化の一例として、試験体形状の計測結果に基づき初期不整形分布を設定した。試験体の計測から得られた形状分布を初期不整形状として設定した場合を図4-3に示す。

初期不整量は、製造工程により生じる形状変化の振幅量を模擬して解析条件に取り入れるべく、既往文献に基づき胴の基準となる形状から内側、外側にそれぞれ板厚の $1/2$ 倍の不整量をできるだけ現実に近い状態を想定し設定することとし<sup>4-8)</sup>、胴板厚が $4.45 \times 10^{-2} \text{ m}$ なので不整量を $2.225 \times 10^{-2} \text{ m}$ に設定した。初期不整量の設定においては、実機の現実的条件が明らかになっていないため、板厚の比率で値を定義した。

応力-ひずみ線図は、設計降伏点 $S_y$ を信頼係数 $\eta$ より補正した降伏応力 $\sigma_y$  ( $301 \text{ MPa}$ )のバイリニアとして設定した<sup>4-9)</sup>、<sup>4-10)</sup>。ここで、信頼係数 $\eta$ は、破損確率が1%のときの $S_u$ 値と破損確率が50%のときの $S_u$ 値との比として得られたものを $S_y$ 値に流用したものとする<sup>4-10)</sup>。縦弾性係数 $E$ 及び加工硬化係数 $n$ は、「座屈評価に対する保守的な条件」と同一とする。

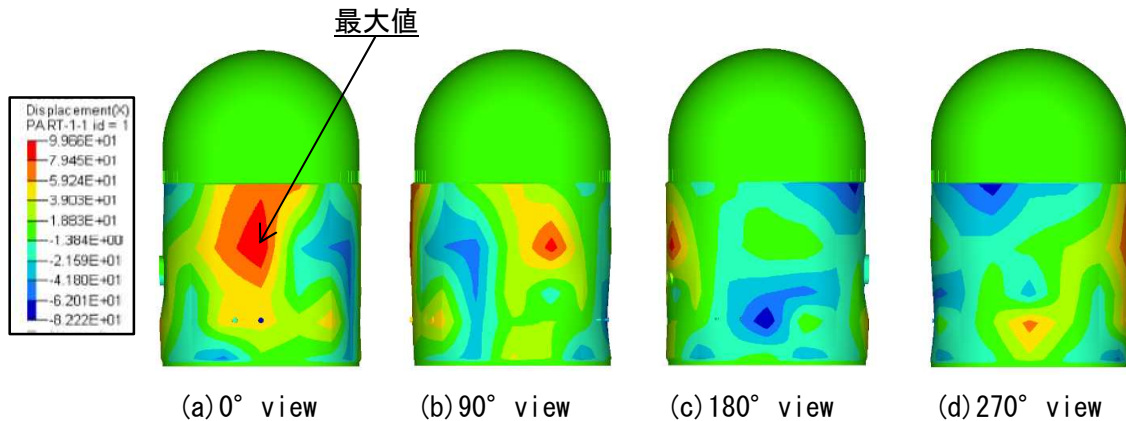


図 4-3 試験体に基づく初期不整形状

#### 4. 1. 2 FE モデルへ作用する地震荷重の算定

##### (1) 入力荷重の算定に用いる地震応答解析モデル及び入力地震波

静的弾塑性座屈評価において入力荷重の算定に用いる水平方向及び鉛直方向の地震応答解析モデルを図 4-4 に示す。基準地震動 S2 時に想定される通常運転状態での材料諸元を表 4-2 に、図 4-4 に示す水平方向と鉛直方向の地震応答解析モデルの諸元を表 4-2、表 4-3 及び表 4-4 に示す。入力荷重の算定に用いる地震応答解析モデルは、座屈評価に支配的な入力荷重を算定することを目的として、設計評価で用いられる質点ならびに梁で構成される連続体のモデルとした。質点を付与する質量とその位置については、水平方向と鉛直方向のそれぞれのモデルにおいて、低次の曲げ振動モードを模擬できることを配慮し、節点間隔を調整して設定した。鉛直方向のモデルは、半球部の軸剛性を精緻に模擬するため、水平方向のモデルより質点の数を増やした。水平方向と鉛直方向の地震応答解析モデルのいずれにおいても、質点間の構造要素としては曲げせん断型梁要素でモデル化した。各要素を高さ方向に離散化して曲げ剛性及びせん断剛性を式(10)のとおりを設定し、軸剛性を式(11)のとおりを設定した。

$$\begin{bmatrix} Q_i \\ M_i \\ Q_j \\ M_j \end{bmatrix} = \frac{EI}{l^3(1+\mu)} \begin{bmatrix} 12 & 6l & -12 & 6l \\ 6l & (4+\mu)l^2 & -6l & (2-\mu)l^2 \\ -12 & -6l & 12 & -6l \\ 6l & (2-\mu)l^2 & -6l & (4+\mu)l^2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_i \\ \theta_i \\ v_j \\ \theta_j \end{bmatrix} \quad (10)$$

$$\begin{bmatrix} P_i \\ P_j \end{bmatrix} = \frac{EA}{l} \begin{bmatrix} 1 & -1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_i \\ u_j \end{bmatrix} \quad (11)$$

ここで、図 4-5 の構造要素に示すように、 $\mu : 6EI/(GA_s l^2)$ 、 $E$  : 縦弾性係数、 $I$  : 半球部あるいは円筒部の断面二次モーメント、 $G$  : 横弾性係数、 $A$  : 半球部あるいは円筒部の断面積、 $A_s$  : 半球部あるいは円筒部のせん断断面積、 $Q$  : せん断力、 $M$  : モーメント、 $P$  : 軸力、 $u, v$  : 変位、 $\theta$  : 回転角、 $l$  : 要素長とする。

入力地震波は図 4-6 に示す基礎応答波 S2 を用いており、3.1.3 (2) で示した図 3-6 の実証試験用入力地震波を実機サイズの次元に戻した地震波である。

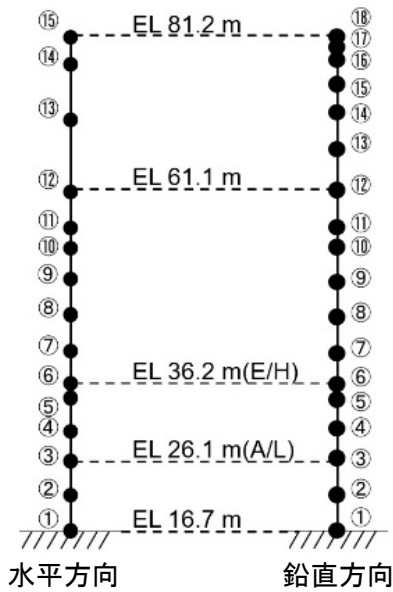


図 4-4 多質点系はりモデル

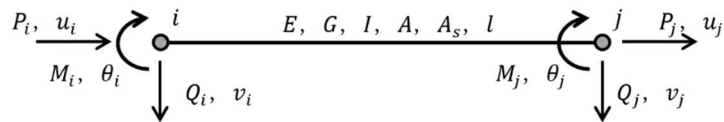


図 4-5 はりモデルにおける力と変位の関係

表 4-2 地震応答解析の材料諸元

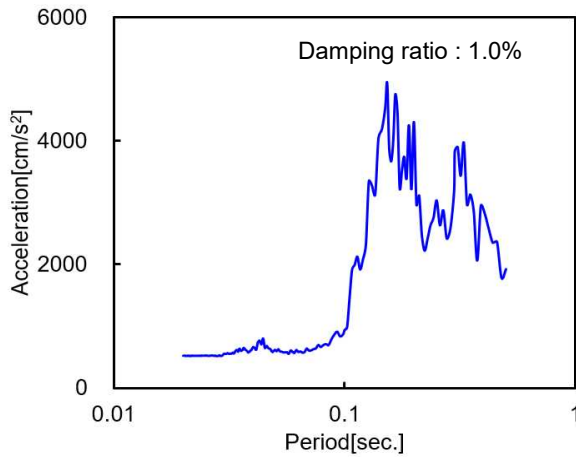
Parameter	Seismic response analysis model (Fig. 4-2) [scale: 1/1]
Material	SGV480
Temperature [°C]	49
Young's modulus [MPa]	$2.01 \times 10^5$
Poisson's ratio	0.3
Damping ratio [%]	1.0

表 4-3 多質点系はりモデルの解析諸元 (水平方向: scale1/1)

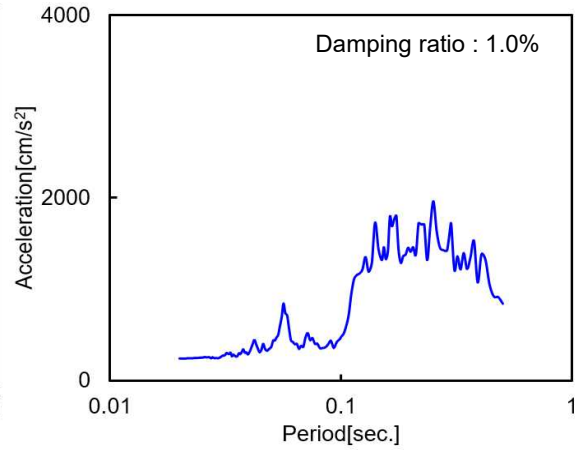
Mass point	EL [m]	Mass [kg]	Element	Shear cross section [m <sup>2</sup> ]	Geometrical moment of inertia [m <sup>4</sup> ]
⑮	81.210	30716.63	⑮ - ⑭	0.517	27.586
⑭	78.450	112034.35	⑭ - ⑬	1.038	224.032
⑬	71.140	192014.39	⑬ - ⑫	1.371	515.642
⑫	61.189	211659.93	⑫ - ⑪	2.799	1122.145
⑪	56.600	855466.13	⑪ - ⑩	2.799	1122.145
⑩	54.100	153458.00	⑩ - ⑨	2.799	1122.145
⑨	49.625	196910.26	⑨ - ⑧	2.799	1122.145
⑧	45.150	196910.26	⑧ - ⑦	2.799	1122.145
⑦	40.675	196910.26	⑦ - ⑥	2.799	1122.145
⑥	36.200	197757.20	⑥ - ⑤	2.799	1122.145
⑤	34.400	154106.82	⑤ - ④	2.799	1122.145
④	30.250	182609.51	④ - ③	2.799	1122.145
③	26.100	217910.15	③ - ②	2.799	1122.145
②	21.400	206810.78	② - ①	2.799	1122.145
①	16.700	103405.39	-	-	-

表 4-4 多質点系はりモデルの解析諸元 (鉛直方向 : scale1/1)

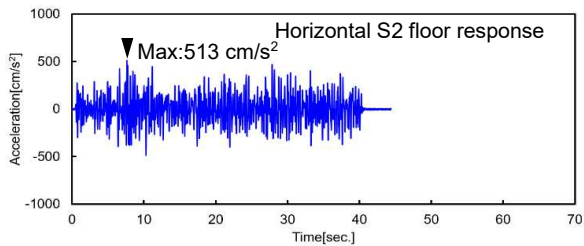
Mass point	EL [m]	Mass [kg]	Element	Shear cross section [m <sup>2</sup> ]
⑱	81.210	8122.00	⑱ - ⑰	0.006721
⑰	80.480	30660.00	⑰ - ⑯	0.08983
⑯	78.450	58020.00	⑯ - ⑭	0.1836
⑭	75.270	81470.00	⑭ - ⑬	0.2709
⑬	71.140	99350.00	⑬ - ⑫	0.3499
⑫	66.340	110600.00	⑫ - ⑪	0.8943
⑪	61.189	158200.00	⑪ - ⑩	5.598
⑩	56.600	855466.13	⑩ - ⑨	16.050
⑨	54.100	153458.00	⑨ - ⑧	5.598
⑧	49.625	196910.26	⑧ - ⑦	5.598
⑦	45.150	196910.26	⑦ - ⑥	5.598
⑥	40.675	196910.26	⑥ - ⑤	5.598
⑤	36.200	197757.20	⑤ - ④	5.598
④	34.400	154106.82	④ - ③	5.598
③	30.250	182609.51	③ - ②	5.598
②	26.100	217910.15	② - ①	5.598
①	21.400	206810.78	② - ①	5.598
①	16.700	103405.39	-	-



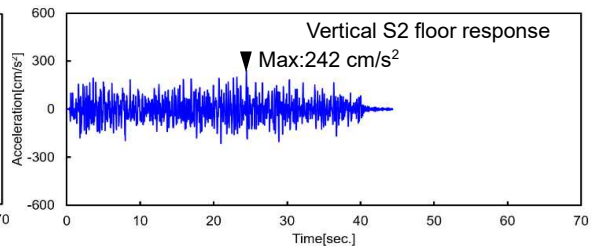
(a) 水平方向床応答スペクトル



(b) 鉛直方向床応答スペクトル



(c) 水平方向時刻歴波



(d) 鉛直方向時刻歴波

図 4-6 基礎応答波 S2 と床応答スペクトル

## (2) FE モデルへの入力荷重の算定

FE モデルへの入力荷重を算定する手順を図 4-7 に示す。静的弾塑性座屈評価に用いる入力荷重には、図 4-6 の基礎応答波 S2 を入力とする時刻歴地震応答解析より得られる荷重分布を用いる。荷重分布の算出には、原子力設備の耐震性評価への使用実績があり、解析値の信頼性が十分に検証されている解析コード ANSYS を使用した。

ここで、FE モデルへ作用させる水平方向並びに鉛直方向の地震荷重の組合せを求める際には、図 4-4 に示す各質点位置で得られた各時刻の応答変位並びに回転角より式(10)と式(11)に基づき PWR-CV の下端（節点番号①）の軸力と曲げモーメントを算出する。算出した軸力と曲げモーメントのそれぞれが最大値となる時刻毎に軸荷重分布とせん断荷重分布を抽出する方法もあるが、ここでは各時刻の軸力と曲げモーメントを式(1)の JEAG4601 による座屈評価式に代入し、図 4-8 に示すように式(1)の左辺の数値が最も厳しい時刻における軸荷重分布とせん断荷重分布を採用する。図 4-8 の動的弾性座屈評価の値で最も厳しい 21.803 秒時の軸荷重分布とせん断荷重分布及び自重を図 4-9 に示す。

ここで、静的弾塑性座屈評価を行う際の水平地震荷重の作用方法を図 4-10 に示す。上述の方法で得られたせん断荷重分布を FE モデルの要素区間で等価になるように適用する。鉛直荷重も同様に上述の方法で得られた軸荷重分布を適用する。これらの荷重分布を FE モデルに負荷させる際の考え方を図 4-11 に示す。まず、FE モデルに自重を負荷する。次に、図 4-9 に示すせん断荷重分布と軸荷重分布になるまで、水平荷重と鉛直荷重の比率を維持しながら、静的に漸増負荷する。さらに、座屈が生じるまで、これらの地震荷重を静的に漸増負荷する。

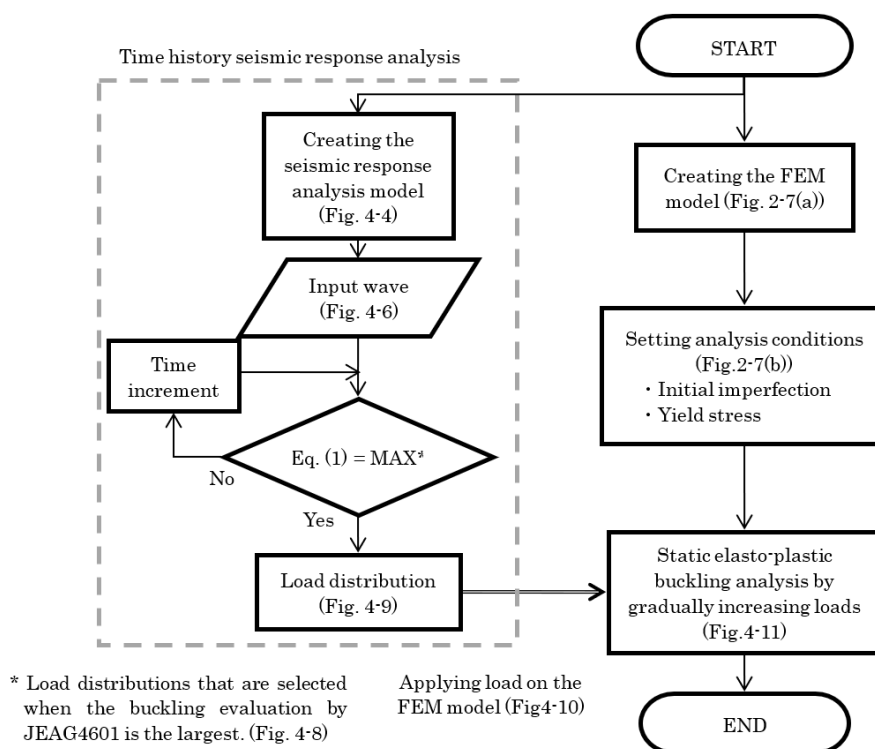


図 4-7 FE モデルへの入力荷重の算定手順

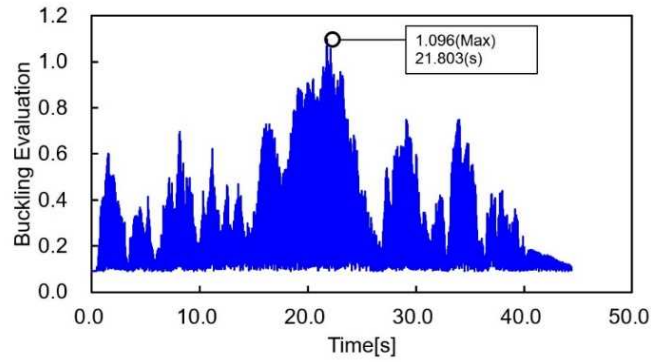
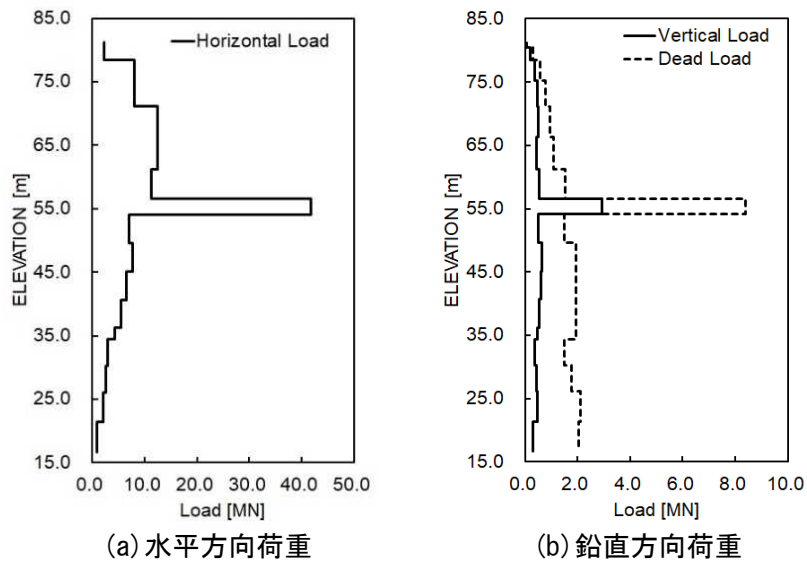


図 4-8 動的弾性座屈評価



(a) 水平方向荷重

(b) 鉛直方向荷重

図 4-9 FE モデルへの入力荷重

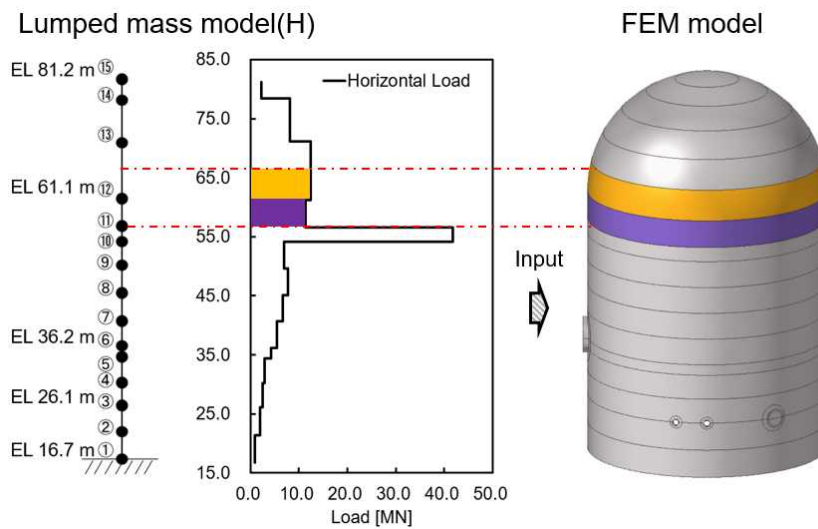


図 4-10 多質点系はりモデルから FE モデルへ転載する水平方向地震荷重

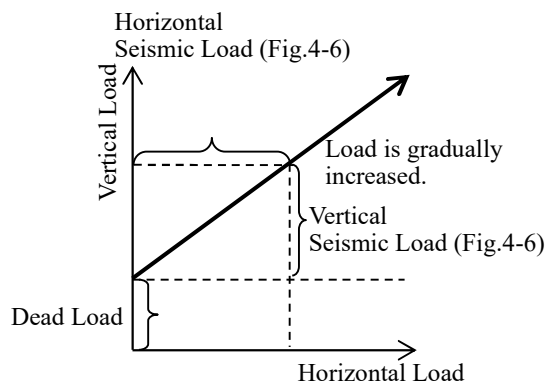


図 4-11 FE モデルへの荷重载荷

#### 4. 1. 3 静的座屈挙動に解析条件が与える影響の検討

静的弾塑性座屈評価において、初期不整形状、初期不整量及び降伏応力における構造要素の因子を現実的な評価に変動させた場合、どの程度座屈耐力が高くなるかを把握する。静的弾塑性座屈評価の解析条件とする初期不整形状、初期不整量及び降伏応力を表 4-5 に示す。静的弾塑性座屈評価を実施する解析ケースを表 4-6 に示す。解析ケース R1-1 は、初期不整量を  $1.000 \times 10^{-1} \text{ m}$ 、初期不整形状を弾性座屈理論から求められる座屈モードを反映したものと及び降伏応力を 258 MPa とし、保守的な評価に用いる解析条件とする。解析ケース R1-2 は、解析ケース R1-1 の初期不整量を  $1.000 \times 10^{-1} \text{ m}$  から現実的な条件である  $2.225 \times 10^{-2} \text{ m}$  に設定し、初期不整量を現実的な因子に設定することによる座屈耐力への影響を評価する。解析ケース R1-3 は、解析ケース R1-1 の初期不整形状を弾性座屈理論から求められる座屈モードを反映したものから試験体形状の計測結果を反映したものに設定し、初期不整形状を現実的な因子に設定することによる座屈耐力への影響を評価する。解析ケース R1-4 は、初期不整を考慮しない観点から座屈評価への影響を評価する。解析ケース R2-1 は、解析ケース R1-1 の降伏応力を 258 MPa から現実的な条件である 301 MPa に設定し、応力-ひずみ線図を現実的な因子に設定することによる座屈耐力への影響を評価する。解析ケース R2-2 は、初期不整量を  $2.225 \times 10^{-2} \text{ m}$ 、初期不整形状を試験体形状の計測結果を反映したものと及び降伏応力を 301 MPa とし、現実的な評価に用いる解析条件とする。

表 4-5 静的弾塑性座屈評価の解析条件

Parameter	Conservative conditions	Realistic conditions
Initial imperfection shape	Elastic buckling mode (図 4-2)	Shape based on the specimen (図 4-3)
Initial imperfection amplitude[m]	$1.000 \times 10^{-1}$	$2.225 \times 10^{-2}$
Yield stress[MPa]	258	301

表 4-6 静的弾塑性座屈評価の解析ケース

Case No.	Analysis condition			Notes
	Initial imperfection amount[m]	Initial imperfection shape	Yield stress [MPa]	
R1-1	$1.000 \times 10^{-1}$	Buckling mode	258	Conservative conditions for buckling evaluation
R1-2	$2.225 \times 10^{-2}$	Buckling mode	258	Effect of initially imperfection amount
R1-3	$1.000 \times 10^{-1}$	Shape based on the specimen	258	Effect of initially imperfection shape
R1-4	—	—	258	Effect of initially imperfection
R2-1	$1.000 \times 10^{-1}$	Buckling mode	301	Effect of yield stress
R2-2	$2.225 \times 10^{-2}$	Shape based on the specimen	301	Conditions for test model

#### 4. 1. 4 現実的な因子の設定に伴う座屈耐力への影響評価

4.1.2 節で記載した FE モデルへ作用する地震荷重を  $0^\circ$ ,  $90^\circ$ ,  $180^\circ$ ,  $270^\circ$  方向にそれぞれを入力した場合の解析ケース R1-1 に対する座屈耐力並びに基準荷重を表 4-7 に示す. ここでいう座屈耐力, 基準荷重及び座屈耐力比の意味するところは, 2.2.3②で定義したとおりである. 4つの荷重方向に対して座屈耐力比は 1.23 から 1.33 であり, 荷重方向に対する解析ケース R1-1 への影響は少ない.

$90^\circ$  方向に入力した場合の 6 つの解析ケースにおける座屈耐力並びに基準荷重を表 4-8 に示す. 解析ケースごとの座屈耐力比を図 4-12 に示す.  $90^\circ$  方向に入力した場合の 6 つの解析ケースにおける PWR-CV 基部に生じるせん断力と PWR-CV 頂部水平変位の関係を図 4-13 に示す. また, PWR-CV 頂部水平変位が約 67mm 時における Mises 応力分布を図 4-14 に, 最大荷重時における Mises 応力分布を図 4-15 に示す. 構造要素の因子である初期不整形, 初期不整形量及び降伏応力を保守的な評価に適応させた解析ケース R1-1 の座屈耐力比は, 1.23 になった. 図 4-13 の荷重変位曲線について, 最大荷重より低い荷重から, 勾配が徐々に緩やかになる非線形挙動が生じている. これは, 最大荷重に達する前から座屈変形が進み, PWR-CV の剛性が低下したこと, 塑性変形が生じたことが原因として考えられる. 図 4-14 の Mises 応力分布において, せん断座屈により生じた斜めのしわや, 曲げ座屈により生じた横しわが生じており, 既に塑性域が進行している様子を確認した. また, 図 4-15 の最大荷重時における Mises 応力分布において, せん断座屈により生じた斜めのしわの頂部や, 曲げ座屈により生じた横しわの頂部において, 降伏応力 (258 MPa) を超える応力が生じていることを確認した.

構造要素の因子である初期不整形, 初期不整形量及び降伏応力を現実的な評価に適応させた解析ケース R2-2 の座屈耐力比は, 1.83 になった. 図 4-13 の荷重変位曲線において, 最大荷重の直前まで勾配の変化が生じておらず, ほぼ弾性挙動である. これは, 座屈モードと関係性の



薄い形状を初期不整形としていたため、座屈モードに対応した面外変形が少しずつ進展するのではなく、急激に座屈が生じた結果と考えられる。図 4-14 の Mises 応力分布において、解析ケース R1-2 及び解析ケース R2-1 と比べ円筒殻がほぼ弾性域であることが確認された。また、図 4-15 の最大荷重時における Mises 応力分布において、せん断座屈が生じているものの、解析ケース R1-2 及び解析ケース R2-1 ほど降伏応力を超える範囲が広くなく、座屈変形の状況に差異が認められる。

初期不整形、初期不整量及び降伏応力が現実的な因子になるよう個別に変動させ、座屈耐力への影響評価を実施した。初期不整形を現実的な因子に変動させた解析ケース R1-3 の座屈耐力比は 1.80 であり、構造要素を現実的な因子になるように変動させたなかで座屈耐力への影響が最も大きい。その理由は、座屈モードと関係性の薄い形状を初期不整形としていたため、座屈モードに対応した面外変形が少しずつ進展するのではなく、急激に座屈が生じた結果と考えられる。初期不整量を現実的な因子に変動させた解析ケース R1-2 の座屈耐力比は 1.63 である。図 4-13 の荷重-変位曲線において、基準荷重以降に非線形挙動が顕著になる。初期不整形における因子の変動に比べて、座屈耐力への影響は小さい。降伏応力を現実的な因子に変動させた解析ケース R2-1 の座屈耐力比は 1.27 であり、構造要素を現実的な因子になるように変動させたなかで座屈耐力への影響が最も小さい。解析ケース R2-1 の座屈耐力が 3% しか高くなっていない理由は、試験体の半径板厚比 ( $R/t$ ) が約 450 と大きく、弾性座屈が支配的な形状であるためと考えられる。さらに、形状の不整を考慮せず、材料非線形性を考慮した座屈評価（以下、「形状不整を考慮しない座屈評価」という）を解析ケース R1-4 として実施した。解析ケース R1-4 は、5 章で述べる動的弾塑性座屈解析に用いる FE モデルと同様の解析条件である。解析ケース R1-4 の評価結果である CV の荷重-変位曲線及び円筒胴の Mises 応力に基づいて、動的弾塑性座屈評価に用いる入力地震波の振幅に対する倍率を決定する。PWR-CV の静的弾塑性座屈評価において、構造要素の因子である初期不整形及び初期不整量は、降伏応力に比べて静的座屈挙動への影響が大きいことを確認した。

表 4-7 座屈耐力  $P_{cr}$  及び基準荷重  $P_{rl}$  (Case R-1)

Direction	Reference load $P_{rl}$ [MN]	Buckling capacity $P_{cr}$ [MN]	Buckling capacity Ratio $\gamma$
0°	105.4	140.7	1.33
90°		129.9	1.23
180°		131.8	1.25
270°		136.2	1.29

表 4-8 座屈耐力  $P_{cr}$  及び基準荷重  $P_{rl}$

Case No.	Analysis condition			Reference Load $P_{rl}$ [MN]	Buckling Capacity $P_{cr}$ [MN]	Buckling capacity ratio $\gamma$
	Initial imperfection amount[m]	Initial imperfection shape	Yield stress [MPa]			
R1-1	$1.000 \times 10^{-1}$	Buckling mode	258	105.4	129.9	1.23
R1-2	$2.225 \times 10^{-2}$	Buckling mode	258		172.1	1.63
R1-3	$1.000 \times 10^{-1}$	Shape based on the specimen	258		190.3	1.80
R1-4	—	—	258		193.4	1.83
R2-1	$1.000 \times 10^{-1}$	Buckling mode	301		134.4	1.27
R2-2	$2.225 \times 10^{-2}$	Shape based on the specimen	301		193.3	1.83

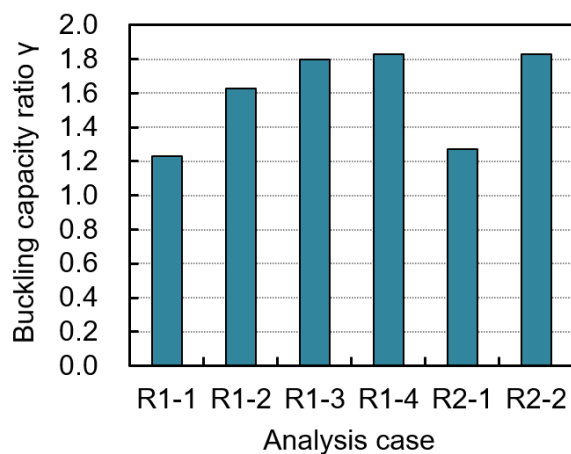


図 4-12 座屈耐力比 $\gamma$

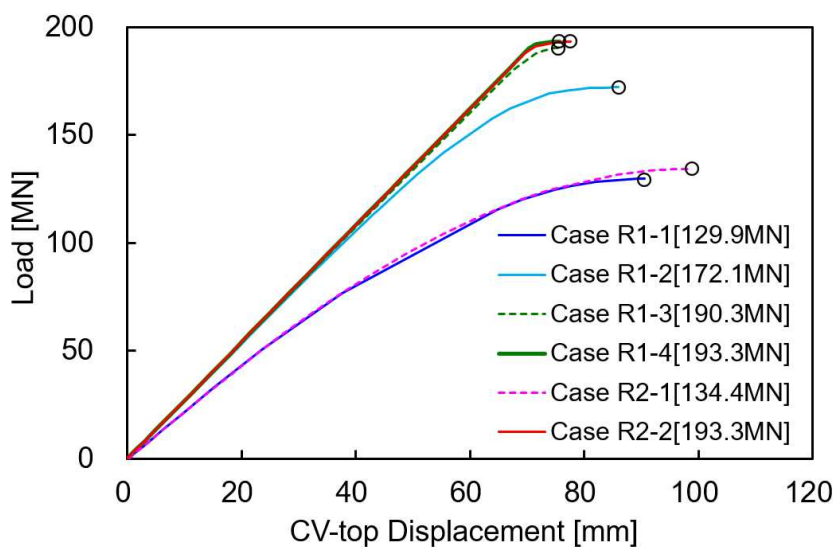


図 4-13 荷重-変位曲線

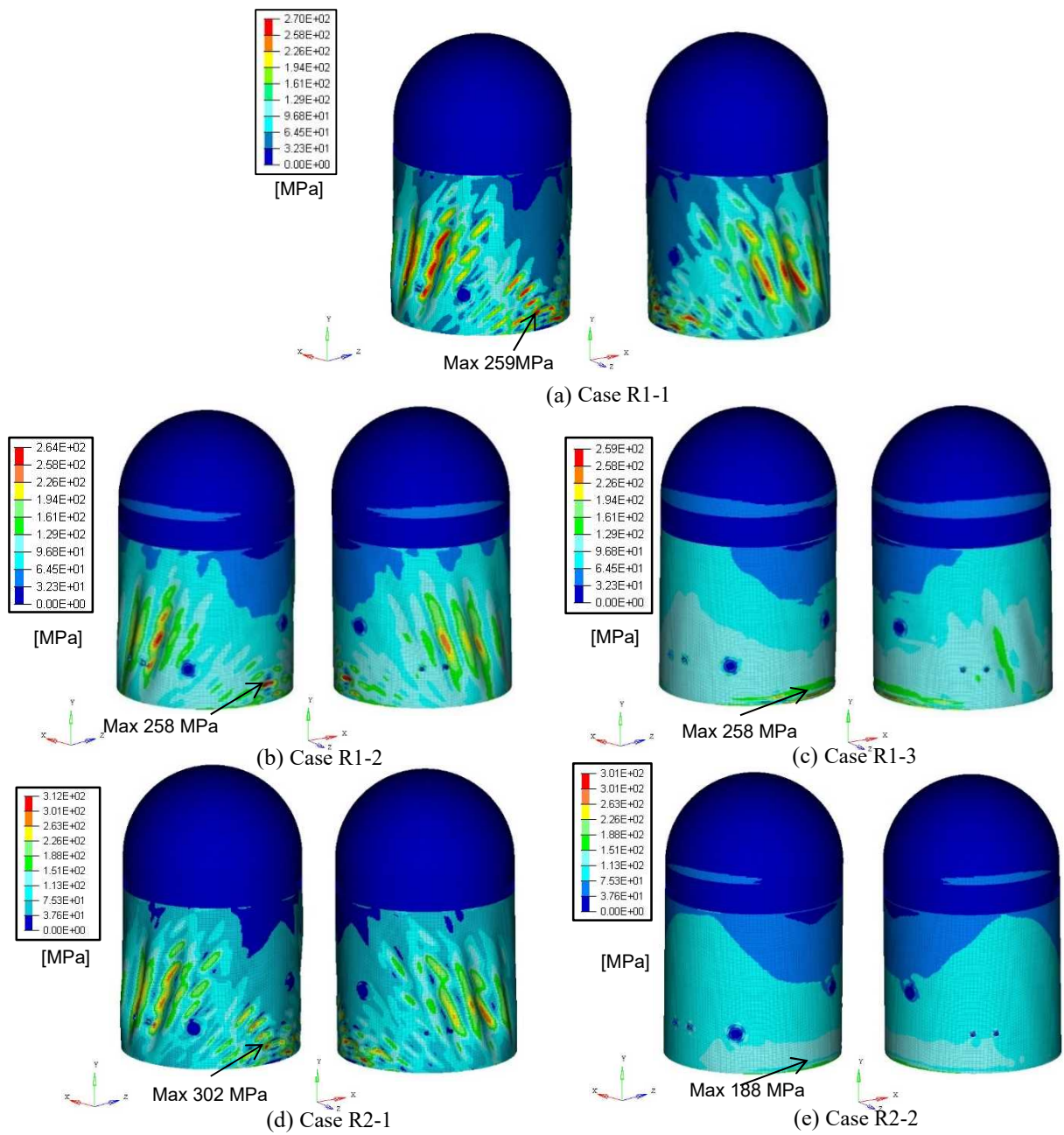


図 4-14 PWR-CV 頂部変位 67mm 時の Mises 応力コンター図

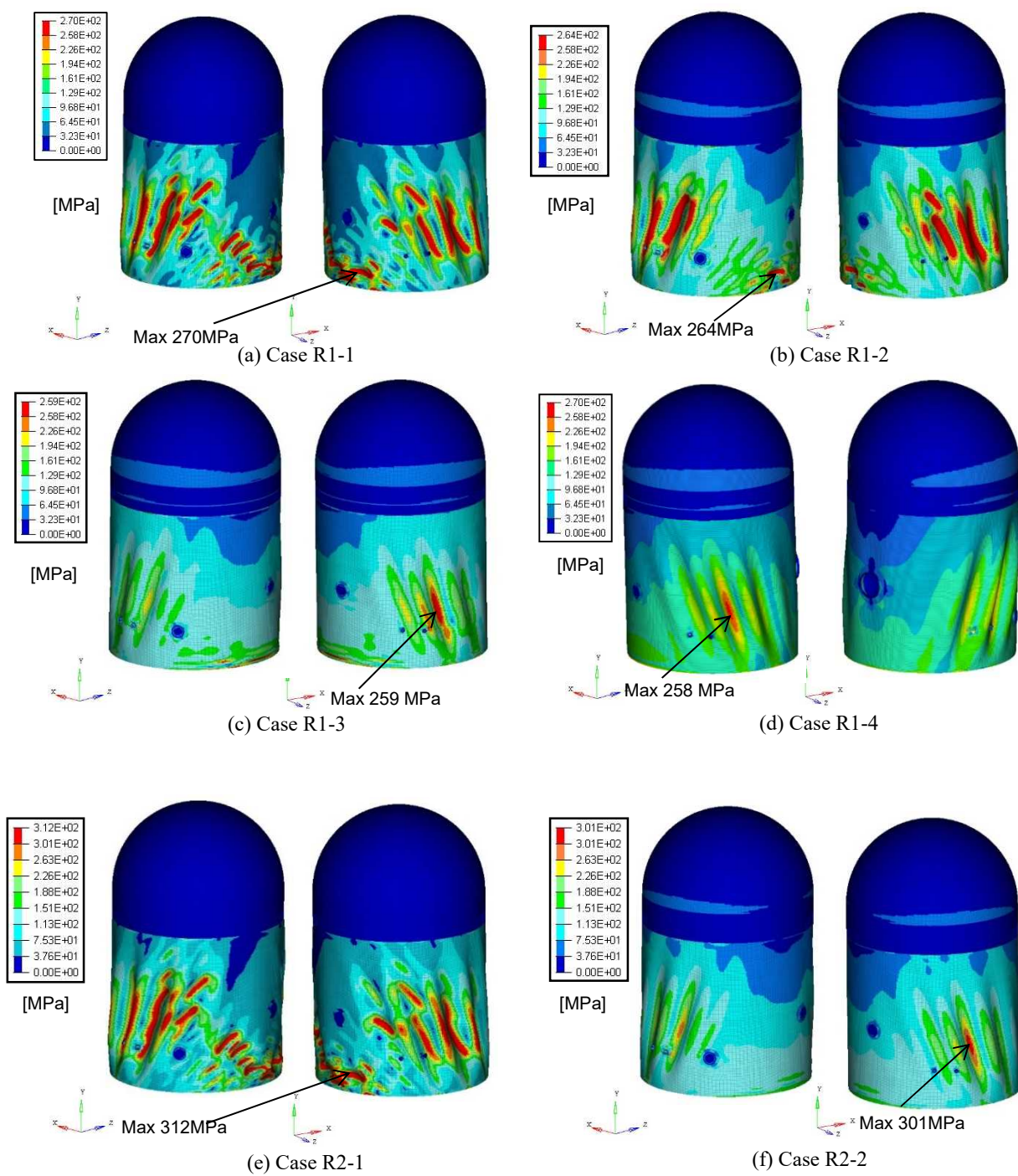


図 4-15 最大荷重時の Mises 応力コンター図

## 4. 2 入力地震波における因子の変動に伴う静的座屈挙動への影響

### 4. 2. 1 入力地震波の設定

#### (1) 入力荷重の算定に用いる多質点系はりモデルの固有値解析

入力地震波の因子を変動させるのに必要な1次から3次までの固有振動数を水平方向及び鉛直方向の多質点系はりモデルからそれぞれ算定する。4.1.2(2)で述べた水平及び鉛直方向の多質点系はりモデルによる1次から3次までの固有値解析結果を表4-9に、1次から3次までのモード図を図4-16に示す。水平方向と鉛直方向の1次の刺激係数が1576.5と1522.6であったため、質点系モデルは1次モードが卓越していた。

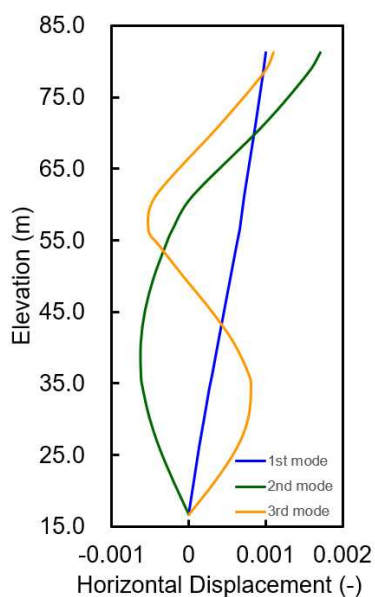
表 4-9 多質点系はりモデルの固有値解析結果(1~3次)

(a) 水平方向

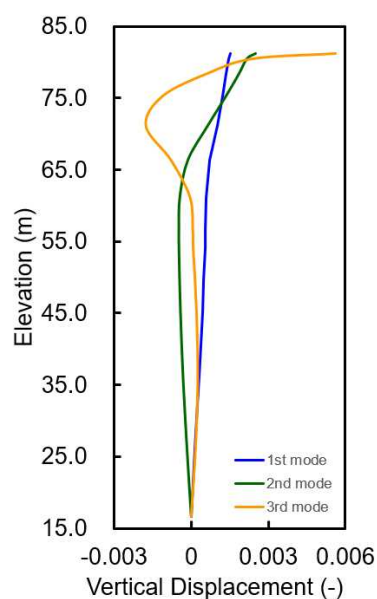
Mode	Natural frequency	Participation Factor
1st	6.48	1576.50
2nd	20.57	-563.38
3rd	31.14	410.95

(b) 鉛直方向

Mode	Natural frequency	Participation Factor
1st	17.6	1522.60
2nd	27.88	-644.56
3rd	57.54	160.24



(a) 水平方向



(b) 鉛直方向

図 4-16 多質点系梁モデルのモード図(1~3次)

## (2) 入力地震波の設定

1.2.2 で述べたように入力地震波における因子の変動を想定より厳しくするために設定した入力地震波を表 4-10 に示す。表 4-10 に示す S-1 の入力地震波は、4.1 で使用された基礎応答波 S2 である。S-1 の入力地震波と床応答スペクトルを図 4-17 に示す。入力地震波は図 4-6 に示す基礎応答波 S2 を用いており、3.1.3 (2) で示した図 3-6 の実証試験用入力地震波を実機サイズの次元に戻した地震波である。

また、座屈評価結果に対する入力地震波の影響を明らかにするため、PWR-CV の応答が支配的な周期帯において、応答加速度の大きさが想定される入力地震波よりも厳しくなるように変動させる因子を設定して入力地震波を作成した（包絡波）。さらに、PWR-CV の水平方向 1 次から 3 次の周期帯が応答に及ぼす影響を明らかにするため、最大応答加速度の周期領域の広さが想定される入力地震波より厳しくなるように変動させる因子を設定して入力地震波を作成した（応答一定波）。

包絡波の応答スペクトルと入力地震波を図 4-18 に示す。この場合、応答スペクトルは、PWR-CV 応答が支配的な周期帯で基礎応答波 S2 よりも大きい応答加速度が発生するように作成した。そして、そのスペクトルに適合する入力地震波を作成した。時刻歴波は、水平方向、鉛直方向ともに逆フーリエ変換で算出した。減衰比 1.0% の床応答スペクトルは、以下のように設定した。水平方向の床応答スペクトルにおいて、剛体成分の固有周期が S-1 よりも保守的に含まれている周期帯（0.01s～0.033s）の応答加速度を設定するために、入力地震波は  $942\text{cm/s}^2$  で一定の加速度値に設定した。また、図 4-17 の S-1 の応答スペクトルは、長周期側に向かって応答加速度が減少するため、応答加速度を  $5178\text{cm/s}^2$  から  $4708\text{cm/s}^2$  に設定した。PWR-CV の 1 次モード（図 4-16）を含む周期帯（以下、1 次モードの卓越周期帯）の応答加速度は、基本ケースより保守的に設定した。ここで、1 次モードの卓越周期帯域は、0.148 秒から 0.222 秒に設定した。長周期側の応答加速度は 1 次モードの卓越周期帯よりも座屈評価への影響が小さいため、0.222s より長い周期（応答加速度  $4708\text{cm/s}^2$ ）の応答加速度を線形に低減するように設定した。鉛直方向の床応答スペクトルにおいて、図 4-17 に示すように、長周期側に比べ、1 次周期を含む周期帯（0.05s～0.07s）の応答加速度は小さくなっている。したがって、一次周期を含む周期帯の応答加速度は、S-1 の鉛直床応答スペクトルの最大応答加速度よりも保守的に設定した。応答加速度は、0.01 秒から 0.04 秒の周期帯で  $589\text{cm/s}^2$  と一定とし、0.04 秒から 0.05 秒の周期帯で  $2158\text{cm/s}^2$  となるように線形に増加させた。さらに、応答加速度は 0.07 秒から 0.1 秒まで  $589\text{cm/s}^2$  へ線形に減少させ、0.1 秒から 1.0 秒までは一定とした。その結果、鉛直方向床応答スペクトルの最大応答加速度は、水平方向の約 40% であった。時刻歴波作成コードが 0.01 秒以下のスペクトルに一致する時刻歴波を作成できなかったため、時刻歴波の最大応答加速度は 0.01 秒の床応答スペクトルの加速度と一致しなかった。

応答一定波の応答スペクトルと入力地震波を図 4-19 に示す。この場合、目標とする減衰比 1.0% の床応答スペクトルは、以下のように設定した。水平方向の床応答スペクトルにおいて、PWR-CV 応答が支配的な周期帯で包絡波よりも大きい応答加速度が発生し、かつ PWR-CV の水

平方向1次から3次の周期で応答が一定となるよう、周期帯（0.03s～0.222s）の応答加速度を4315cm/s<sup>2</sup>で一定の加速度値に設定した。さらに、周期帯（0.01s～0.02s, 0.3s～1.0s）の応答加速度を785cm/s<sup>2</sup>で一定の加速度値に設定し、周期帯（0.02s～0.03s）は4315cm/s<sup>2</sup>となるまで線形に増加させ、周期帯（0.222s～0.3s）は785cm/s<sup>2</sup>となるまで線形に低減させ、台形の応答スペクトルとした。なお、鉛直方向の応答加速度は、水平方向の応答加速度に対して2/3倍とした。

表 4-10 入力地震波一覧

Parameter	S-1	S-2	S-3
Input wave	Base case wave	Enveloped wave	Constant response Wave

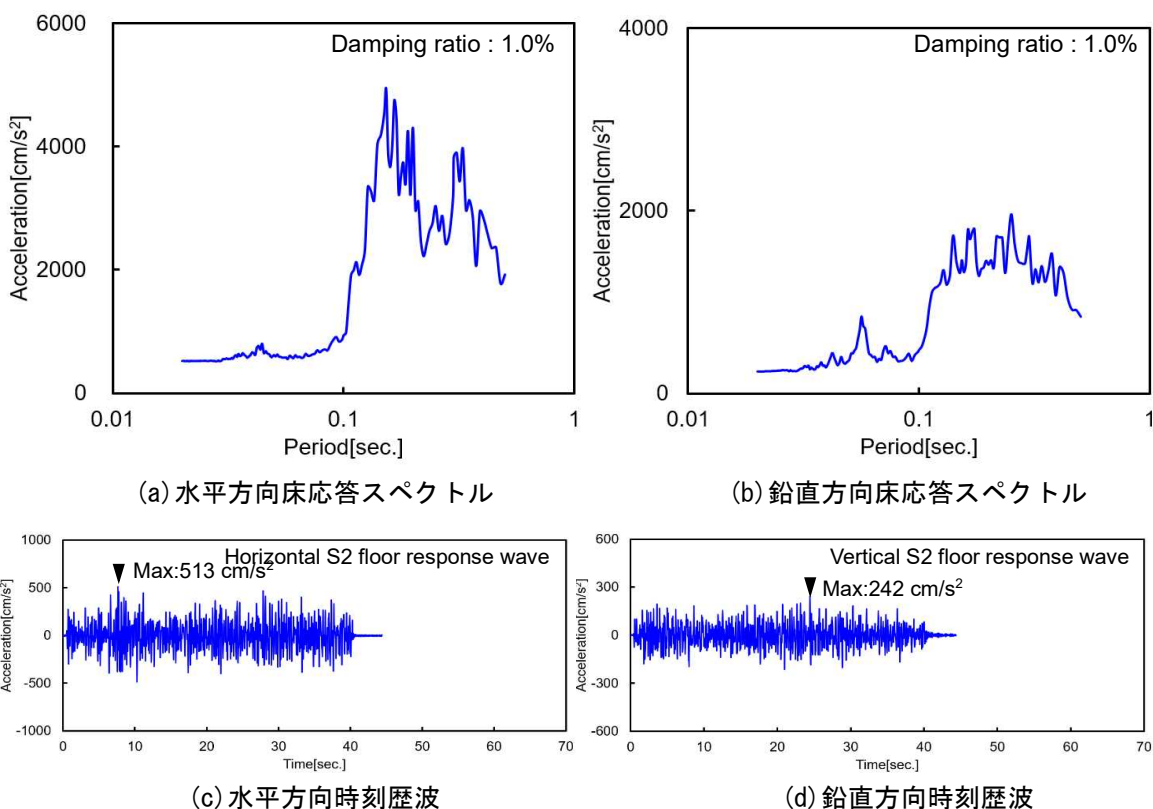


図 4-17 基礎応答波 S2 と床応答スペクトル (S-1)

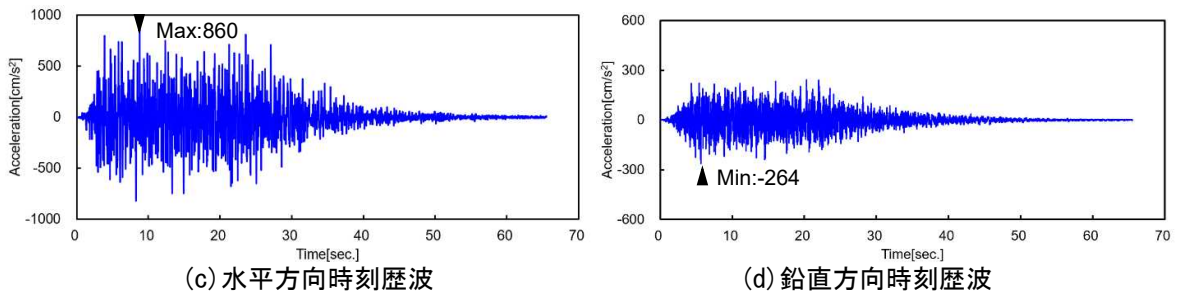
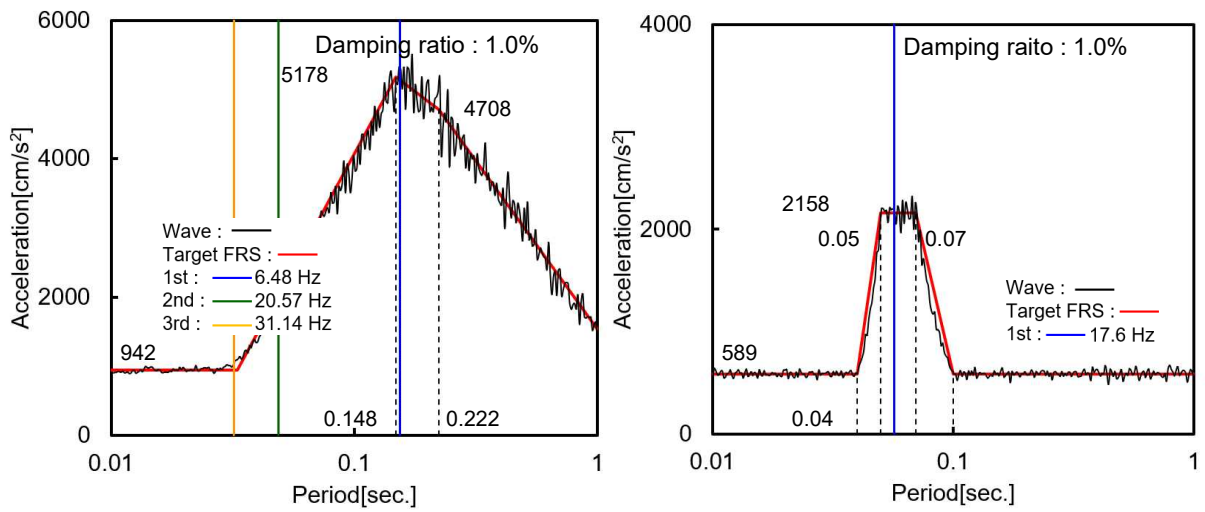


図 4-18 包絡波(S-2)

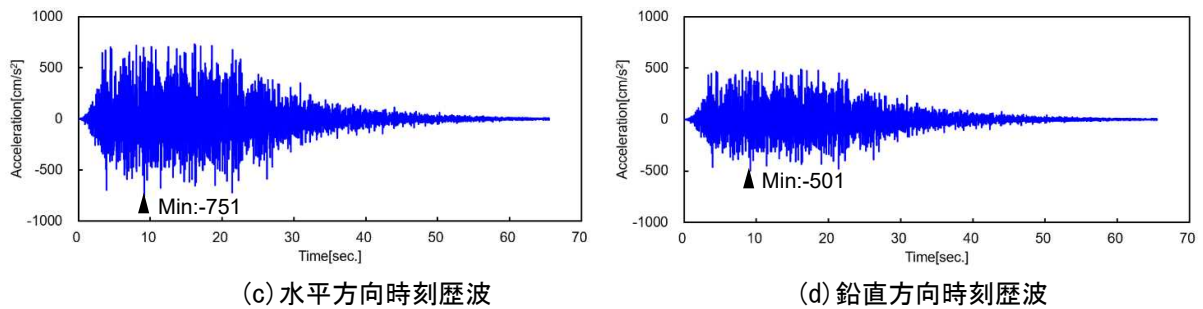
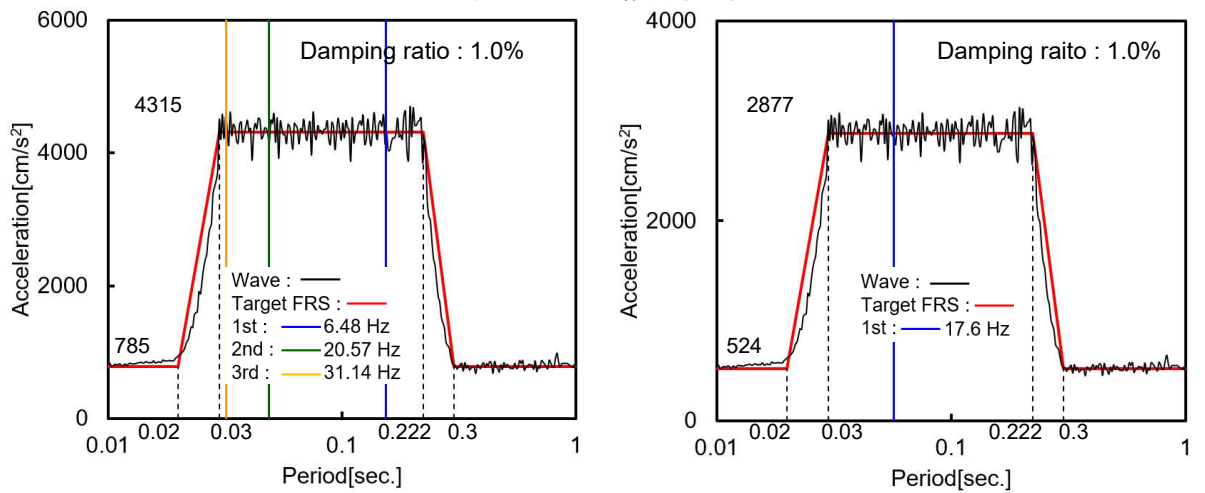


図 4-19 応答一定波(S-3)



#### 4. 2. 2 FEモデルへ作用する地震荷重の算定

##### (1) 検討する入力地震波における解析条件の設定

静的弾塑性座屈評価において、入力地震波における因子の変動を想定より厳しくした場合、どの程度座屈耐力が低くなるかを明らかにする。静的弾塑性座屈評価を実施する解析ケースを表 4-11 に示す。解析ケース S-2 では、PWR-CV の応答が支配的な周期帯における応答加速度の大きさが基礎応答波 S2 よりも厳しくなるように因子を変動させた入力地震波（包絡波）が座屈耐力に与える影響を評価する。解析ケース S-3-2 では、最大応答加速度における周期領域の広さが基礎応答波 S2 よりも厳しくなるように因子を変動させた入力地震波（応答一定波）が座屈耐力に与える影響を評価する。解析ケース S-3-1 では、鉛直方向の入力地震波の有無が座屈耐力に与える影響を評価する。

表 4-11 静的弾塑性座屈評価の解析ケース

Case No.	Input wave	Analysis condition		
		Initial imperfection amount[m]	Initial imperfection shape	Yield stress [MPa]
S-1	S2 case			
S-2	Envelope case			
S-3-1	Constant case	1.000×10 <sup>-1</sup>	Buckling mode	258
S-3-2	Constant case (Only Horizontal)			

##### (2) 解析ケースごとの FE モデルへ作用させる地震荷重の算定

静的弾塑性座屈評価に用いる入力荷重には、表 4-11 の解析ケースごとの PWR-CV の基礎応答波を入力とする時刻歴地震応答解析より得られる荷重分布を用いる。荷重分布の算出には、原子力設備の耐震性評価への使用実績があり、解析値の信頼性が十分に検証されている解析コード ANSYS を使用した。

ここで、FE モデルへ作用させる水平方向並びに鉛直方向の地震荷重の組合せを求める際には、図 4-4 に示す各質点位置で得られた各時刻の応答変位並びに回転角より式(2)と式(3)に基づき PWR-CV の下端（節点番号①）の軸力と曲げモーメントを算出する。算出した軸力と曲げモーメントのそれぞれが最大値となる時刻毎に軸荷重分布とせん断荷重分布を抽出する方法もあるが、ここでは各時刻の軸力と曲げモーメントを式(1)の JEAG4601 による座屈評価式に代入し、図 4-20 に示すように式(1)の左辺の数値が最も厳しい時刻における軸荷重分布とせん断荷重分布を採用する。図 4-20 の動的弾性座屈評価の値で最も厳しい時刻の軸荷重分布とせん断荷重分布及び自重を図 4-21 に示す。

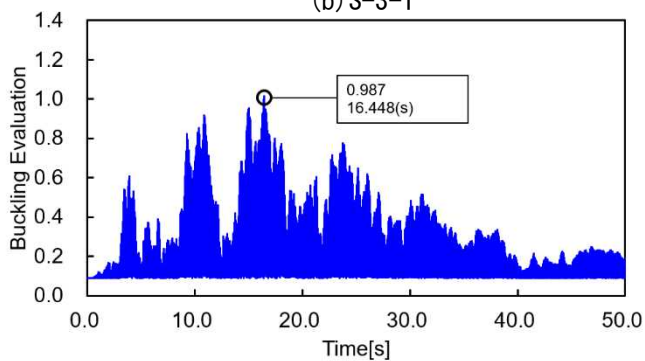
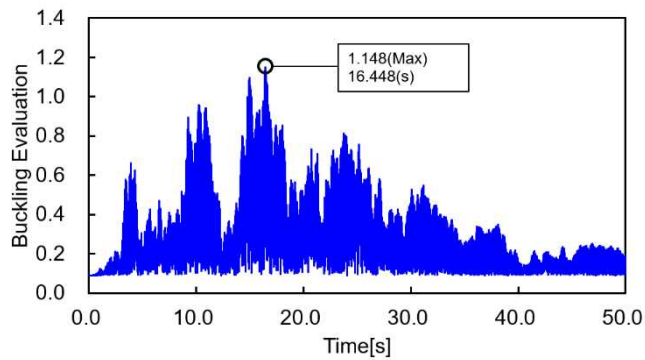
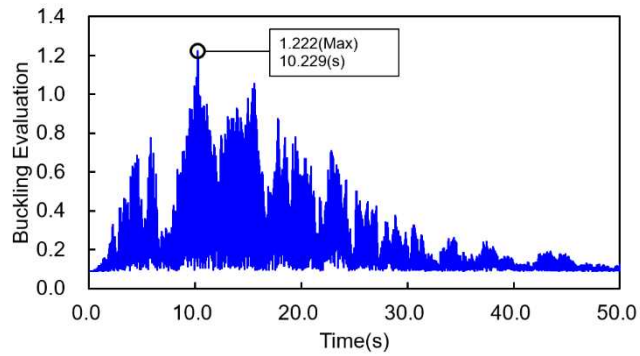


図 4-20 動的弾性座屈評価

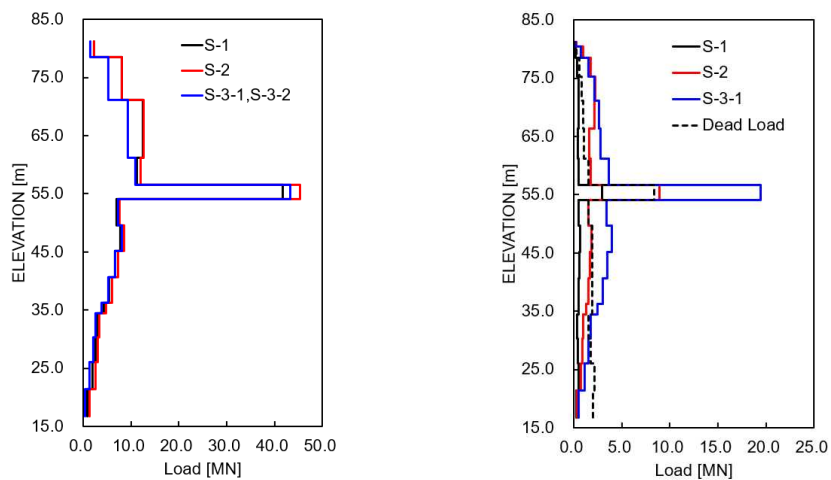


図 4-21 FE モデルへの入力荷重

#### 4. 2. 3 想定より厳しい因子の設定に伴う座屈耐力への影響評価

ここでは、各解析ケースにおける静的弾塑性座屈評価結果を示す。FEモデルは機器のハッチやエアロックなどにより非対称構造であるため、4.1.4で $0^\circ$ 、 $90^\circ$ 、 $180^\circ$ 、 $270^\circ$ の方向の荷重下で座屈耐力を算出した。その結果、 $90^\circ$ 方向の荷重時の座屈耐力が最も小さかったため、代表的に $90^\circ$ 方向の荷重時の座屈評価の結果を示した。図4-22に静的弾塑性座屈評価から算出したS-1及びS-2の荷重-変位曲線を、図4-23に40mm時、60mm時、80mm時、最大荷重時それぞれのミーゼス応力分布を、表4-12にS-1及びS-2の入力地震波に対する静的弾塑性座屈評価の結果一覧を示す。ここでいう座屈耐力、基準荷重及び座屈耐力比の意味するところは、2.2.3②で定義したとおりである。

図4-22の荷重変位曲線は、最大荷重より小さい荷重から勾配が緩やかになる非線形挙動が生じた。これは、最大荷重になる前に座屈による塑性変形が進行し、PWR-CVの剛性が低下したためと考えられる。最大荷重時のミーゼス応力分布において、せん断座屈による斜めしわの位置と曲げ座屈による横しわの位置で降伏応力を超える応力が発生した。座屈挙動とミーゼス応力分布は、入力地震波の違いによる有意な差は見られなかった。

図4-24に静的弾塑性座屈評価から算出した各ケースの荷重-変位曲線を、図4-25に最大荷重時それぞれのミーゼス応力分布を、表4-13に各ケースの入力地震波に対する静的弾塑性座屈評価の結果一覧を示す。入力地震波における因子を厳しくなるように設定した場合、座屈耐力比の変動幅は1.20から1.27に変動し、構造要素における因子の変動による座屈耐力比の変動幅に比べて1桁小さくなった。図4-24の荷重変位曲線は、最大荷重より小さい荷重から勾配が緩やかになる非線形挙動が生じた。これは、図4-22と同様に最大荷重になる前に座屈による塑性変形が進行し、PWR-CVの剛性が低下したためと考えられる。最大荷重時のミーゼス応力分布において、せん断座屈による斜めしわの位置と曲げ座屈による横しわの位置で降伏応力を超える応力が発生した。

ここで、異なる入力地震波が座屈耐力に影響するかを検討する。図4-26に各ケースのFEモデルに入力する水平荷重を示す。図4-18及び図4-19のように共振領域での応答の大きさが広帯域となっている入力地震波に基づく荷重分布によっても、図4-25に示す座屈挙動や最大荷重時のMises応力分布の差異は小さい。静的弾塑性座屈評価は、多質点系はりモデルより得られる応答をFEモデルへ入力する地震荷重とし、その地震荷重を線形に漸増負荷する静的弾塑性座屈解析による評価手法である。多質点系はりモデルの応答は、4.2.1で述べたように一次曲げモードが卓越しており、図4-26に示すように異なる入力地震波でも荷重分布が類似する。多質点系はりモデルより得られる応答をFEモデルへ入力する地震荷重とし、その地震荷重を線形に漸増負荷する静的弾塑性座屈解析による評価手法であることが要因である。

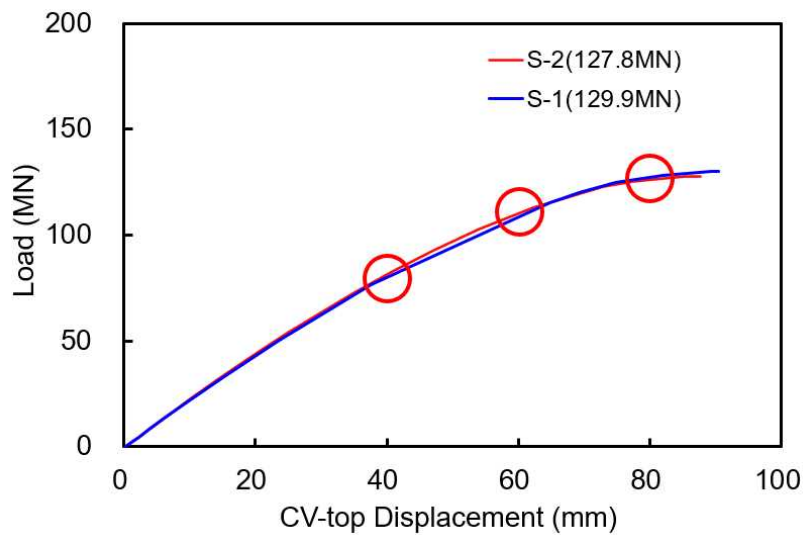


図 4-22 荷重-変位曲線 (S-1, S-2: 90° )

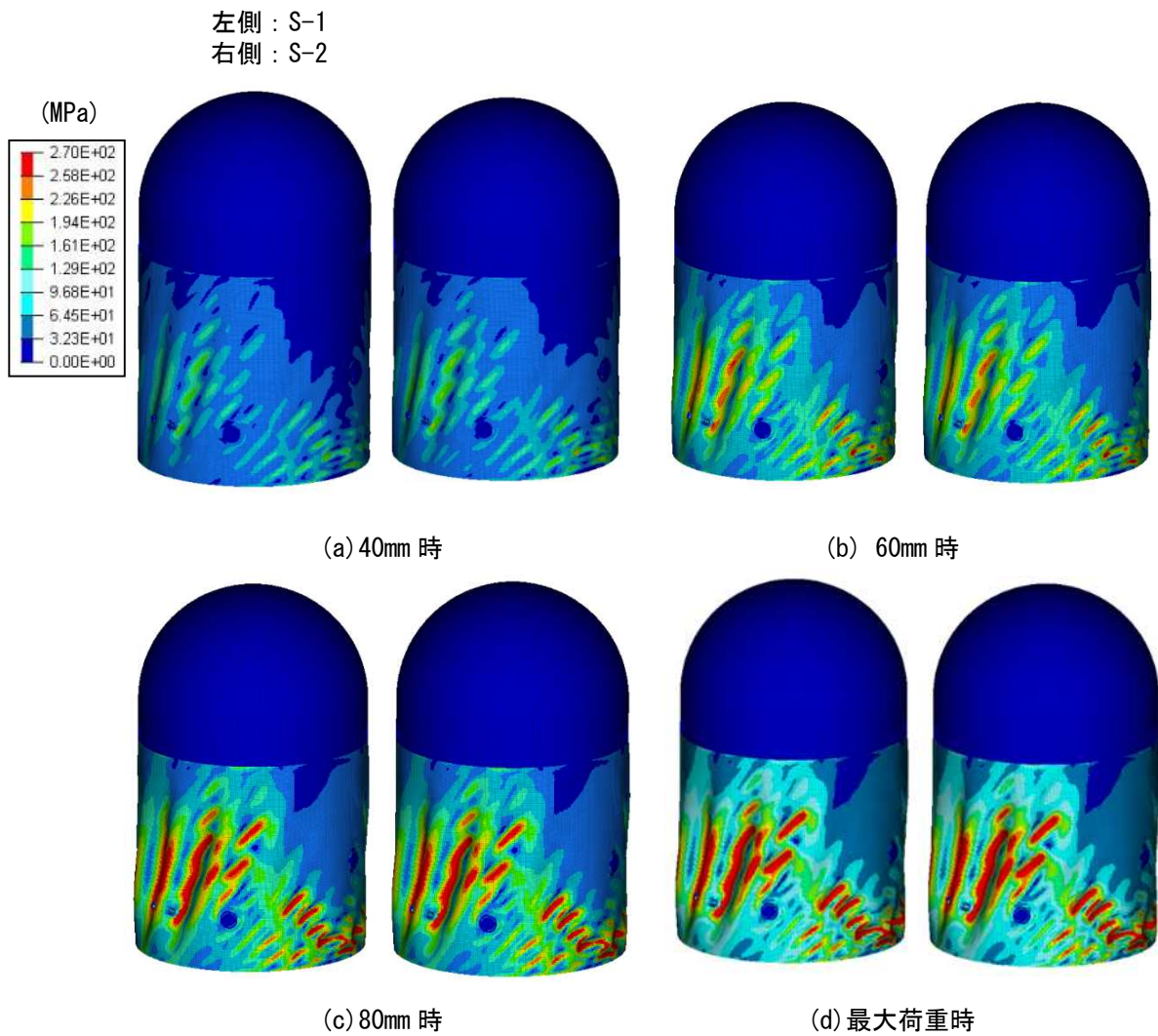


図 4-23 PWR-CV 頂部変位ごとの Mises 応力コンター図 (S-1, S-2)

表 4-12 座屈耐力  $P_{cr}$  及び基準荷重  $P_{rl}$  (S-1, S-2:90° )

Case No.	Analysis condition			Reference Load $P_{rl}$ [MN]	Buckling Capacity $P_{cr}$ [MN]	Buckling capacity ratio $\gamma$
	Initial Imperfection amount[m]	Initial Imperfection Shape	Yield stress [MPa]			
S-1	$1.000 \times 10^{-1}$	Buckling Mode	258	105.4	129.9	1.23
S-2				102.5	127.8	1.24

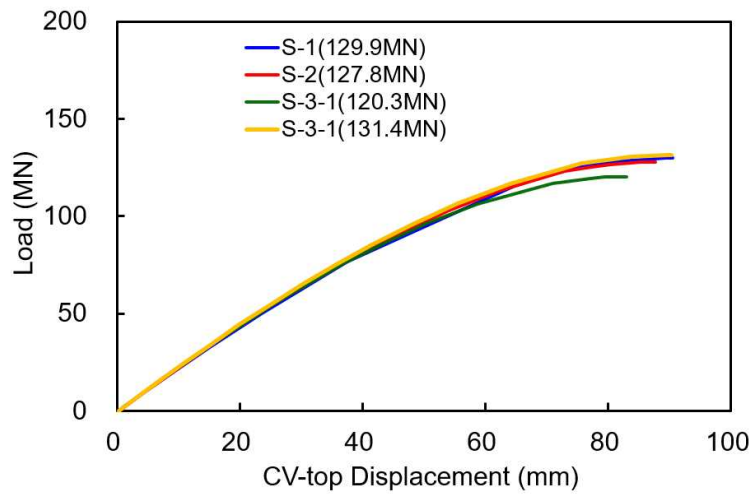


図 4-24 荷重-変位曲線

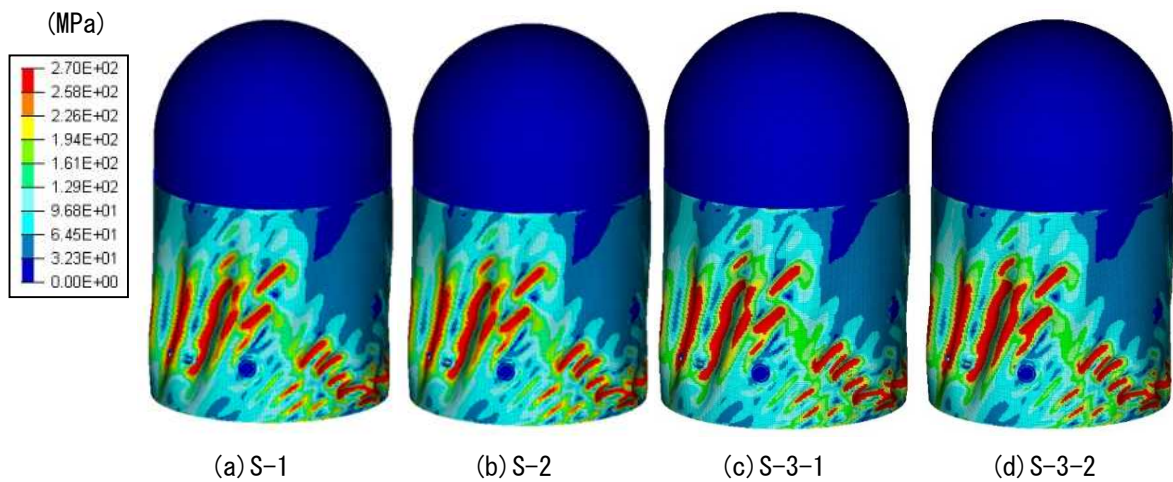


図 4-25 Mises 応力コンター図

表 4-13 座屈耐力  $P_{cr}$  及び基準荷重  $P_{rl}$

Case No.	Analysis condition		Yield stress [MPa]	Reference Load $P_{rl}$ [MN]	Buckling Capacity $P_{cr}$ [MN]	Buckling capacity ratio $\gamma$
	Initial Imperfection amount[m]	Initial Imperfection shape				
S-1				105.4	129.9	1.23
S-2	$1.000 \times 10^{-1}$	Buckling mode	258	102.5	127.8	1.24
S-3-1				94.0	120.3	1.27
S-3-2				109.3	131.4	1.20

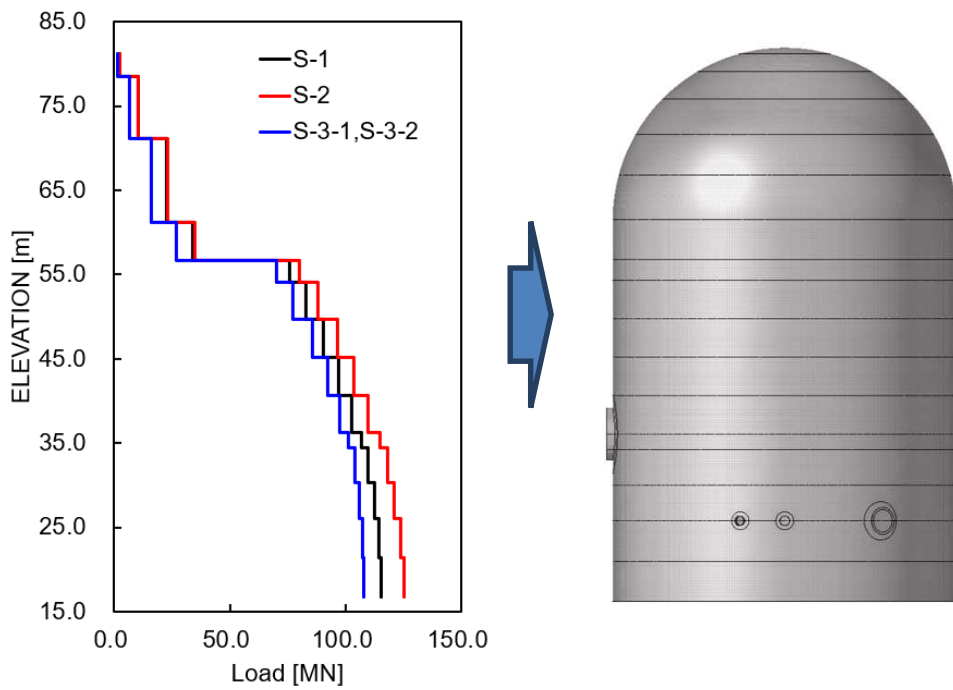


図 4-26 水平方向地震荷重の比較

#### 4. 2. 4 鉛直方向の入力地震波による座屈耐力への影響に関する考察

##### (1) 応答一定波の座屈耐力が小さくなる理由

ここでは、S-3-1（応答一定波）の座屈耐力がS-1と比べて低減した理由について述べる。表4-14に式(1)の座屈評価値が最大となった時の水平方向と鉛直方向の地震荷重の比を示す。図4-27に弾性座屈荷重及び弾性座屈モードを示す。表4-14に示すように、水平方向の地震荷重による曲げモーメントの寄与が支配的であった。静的弾塑性座屈評価において、水平方向の地震荷重に対する曲げとせん断の座屈モードが図4-25に示されているが、鉛直方向の地震荷重による象脚座屈の座屈モードが見られない。これは、図4-27に示す弾性座屈固有値解析から得られた座屈荷重は、せん断座屈や曲げ座屈に比べて軸圧縮座屈は大きいことによる。図4-28に各ケースにおける鉛直方向の荷重変位曲線を示す。図4-28に示すように、鉛直方向の地震荷重による影響によりS-3-1の座屈耐力が小さくなっている。

##### (2) 応答一定波の基準荷重が小さくなる理由

ここでは、ケースS-3-1（応答一定波）の基準荷重が低減した理由をケースS-3-2との比較することで述べる。図4-29に多質点系はりモデルにおける水平荷重と基準荷重の関係を示す。○は、式(1)の左辺の数値が最も大きい値を水平荷重分と鉛直荷重分に分離したものである。◇は、静的弾塑性座屈評価で算出した座屈耐力比を水平荷重分と鉛直荷重分に分離したものである。ここで、座屈耐力比の考え方を図4-30に示す。ここでいう座屈耐力、基準荷重及び座屈耐力比の意味するところは、2.2.3②で定義したとおりである。図4-29に示すように、基準荷重は水平荷重を指標としたものであるのに対し、基準荷重への換算に用いる動的弾性座屈評価には鉛直荷重の影響が考慮されている。従って、鉛直荷重の比率が相対的に高いほど、基準荷重は小さめに換算される。

表 4-14 水平方向と鉛直方向地震荷重の比

Case No.	Horizontal seismic load	Vertical seismic load
S-1	0.971	0.029
S-2	0.920	0.080
S-3-1	0.848	0.152
S-3-2	1.000	0.000

Horizontal(270° )		Vertical	
Shear Buckling	1st:172.8 MN 3rd:174.8 MN	Buckling	1st: 1437.9 MN
Bending Buckling	129th: 467.0 MN		

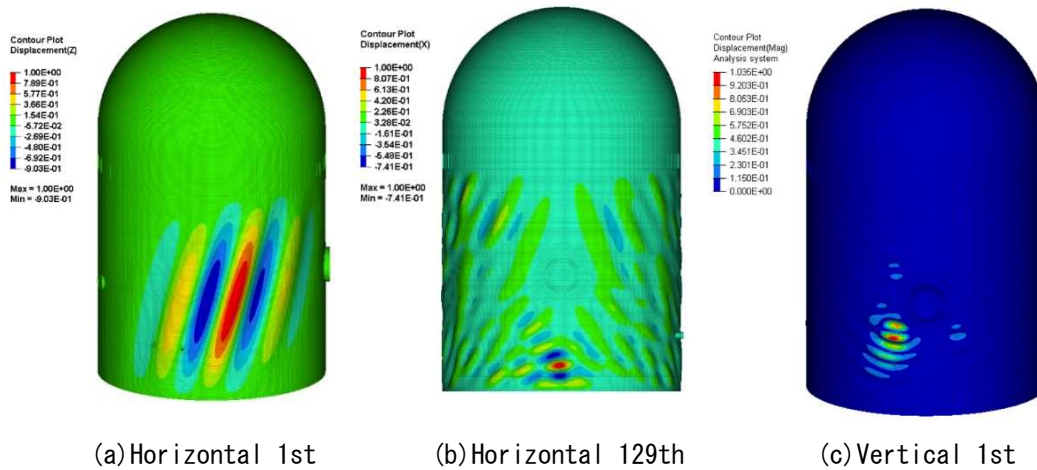


図 4-27 弾性座屈荷重及び弾性座屈モード

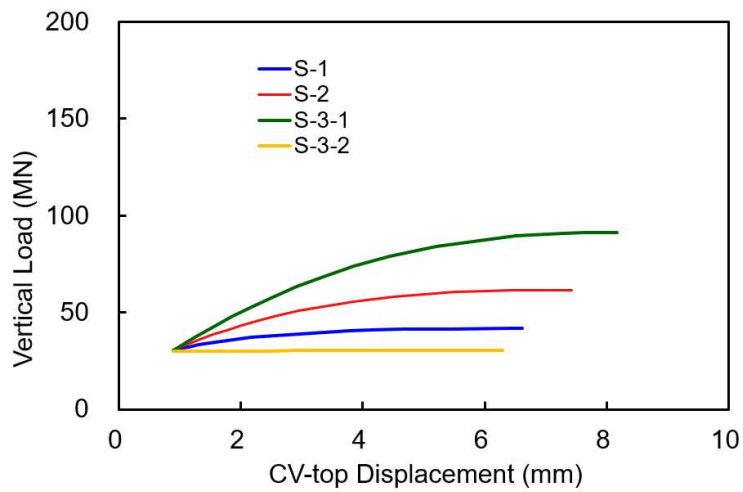


図 4-28 鉛直方向における荷重-変位曲線



- : 荷重選定時のJEAGによる座屈評価値を水平荷重分と鉛直荷重分に分離したものを図示
  - ◆ : 座屈耐力比を●の水平荷重比より水平荷重分と鉛直荷重分に分離したものを図示
- 基準荷重は●の水平荷重をJEAGによる座屈評価値1.0になるように割り戻したものを図示

Relationship between horizontal load and reference load of lumped mass model

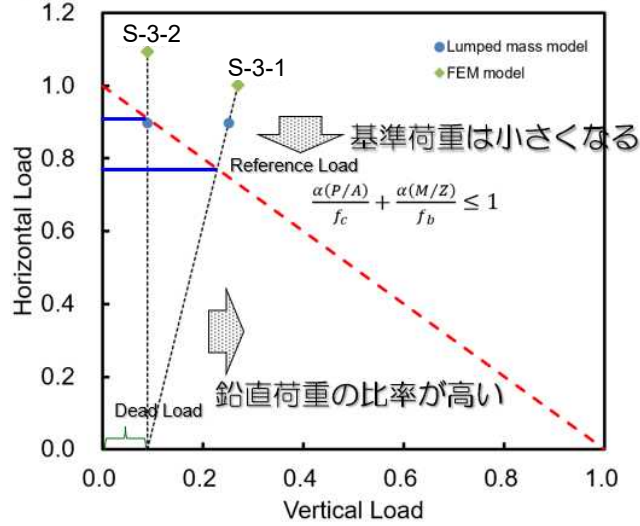


図 4-29 多質点系はりモデルにおける水平荷重と基準荷重の関係

### 座屈耐力比の考え方(基礎応答波を例示)

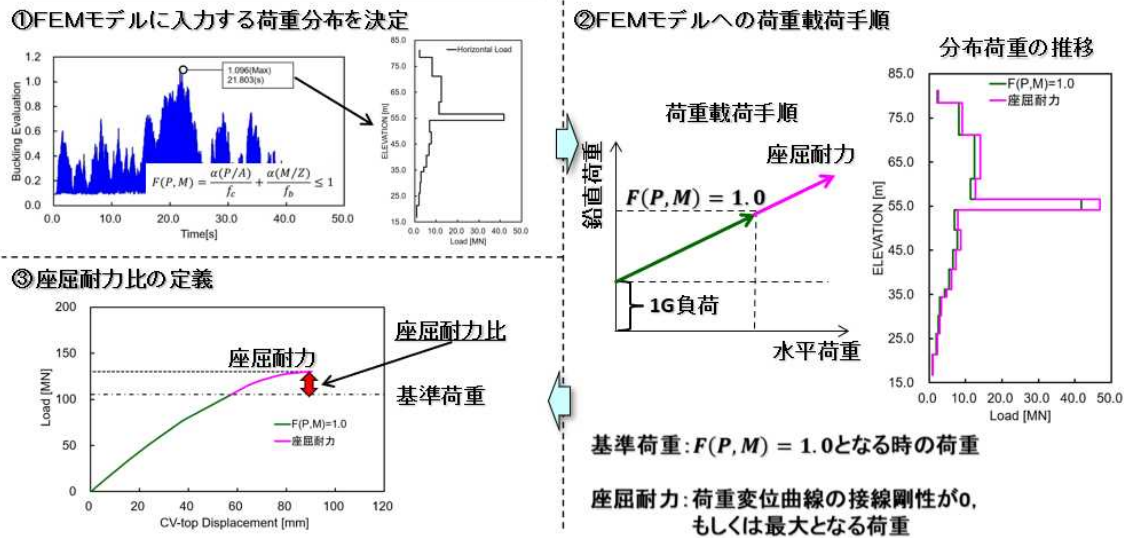


図 4-30 座屈耐力比の考え方(図 2-8 の再掲)

#### 4. 3 結言

構造要素及び入力地震波における因子を現実的な評価に変動させた場合、静的弾塑性座屈評価の座屈耐力に及ぼす影響を明らかにする観点から、FEモデルを用いた静的弾塑性座屈解析による座屈評価を実施した。以下に、得られた知見を示す。

##### (1) 構造要素における因子を現実的な評価に変動した場合

- 初期不整形形状が静的弾塑性座屈評価の座屈耐力に与える影響は、1.83 と最も大きくなることが明らかとなった。その理由は、座屈モードと関係性の薄い形状を初期不整形形状としているため、座屈モードに対応した面外変形が少しずつ進展するのではなく、急激に座屈が生じたからと考えられる。
- 初期不整形量の因子を変動した場合の静的弾塑性の座屈挙動は、基準荷重以降に非線形挙動が生じる。初期不整形形状に比べて、座屈耐力への影響は小さい。
- 降伏応力が静的弾塑性座屈評価の座屈耐力に与える影響が最も小さい理由は、試験体の半径板厚比が大きく、弾性座屈が支配的な形状であるためと考えられる。

##### (2) 入力地震波における因子を厳しくなるように設定した場合

- 静的弾塑性座屈評価の座屈耐力への影響は、構造要素における因子の変動により座屈耐力比の変動が 1.23～1.83 に対して、入力地震波における因子の変動により座屈耐力比の変動が 1.20～1.27 となり、構造要素の因子の変動に比べて座屈耐力比の変動幅が 1 桁小さくなることが明らかになった。
- 包絡波及び応答一定波による静的弾塑性の座屈挙動は、双方とも最大荷重より小さい荷重から勾配が緩やかになる非線形挙動が生じ、円筒胴の Mises 応力空間分布が類似している。
- 一次曲げモードが卓越する格納容器における応答の特性上、入力地震波の因子を変動させても FE モデルへ入力する荷重分布が類似する。従って、地震荷重を線形に漸増負荷する静的弾塑性座屈解析による評価手法を用いていることが座屈耐力比の変動幅が 1 桁小さくなる要因である。

## 参考文献

- 4-1) Matsuura, S., Nakamura, H., Sawada, Y., Ogiso, S., Suzuki, M. and Ooka, Y., Shear buckling of 304S.S. cylinders having radius-to-thickness ratio of 100 thru 400 transverse shearing loads, Proceedings of the 10th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT-10) (1989), pp.229–234.
- 4-2) 村上俊明, 興口廣光, 平山浩, 中村秀治, 松浦真一, 高速増殖炉容器の耐震座屈設計法に関する研究 (第3報, 円筒殻のせん断曲げ座屈に対する形状不整の影響), 日本機械学会論文集 A 編, Vol.60, No.579 (1994), pp.2624–2631.
- 4-3) 久田俊明, 野口裕久, 川上高, 仲戸川哲人, 田井浩一, 原子炉格納容器の動的座屈の安全裕度に関する研究, 日本機械学会論文集 A 編, vol.59, No.557 (1993), pp.203–210.
- 4-4) 加藤秀雄, 佐々木亨, 円筒容器における座屈強度の感度解析, INSS Journal, Vol.8 (2001), pp.80–91.
- 4-5) 日本機械学会, 発電用原子炉設備規格 設計・建設規格 <第 I 編 軽水炉規格> (2012 年版), JSME S NC1-2012 (2012).
- 4-6) 日本道路協会編, 道路橋示方書・同解説 V 耐震設計編 (2017), 丸善.
- 4-7) 松田浩, 黄美, 上妻隼人, 趙程, 浦田直矢, 実形状初期不整データを用いた薄肉円筒シェルの座屈解析, 土木学会西部支部研究発表会(2009.3) (2009), I-001.
- 4-8) 秋山宏, 大坪英臣, 山田大彦, 中村秀治, 松浦真一, 萩原豊, 湯原哲夫, 平山浩, 中川正紀, 大岡裕二, 高速増殖炉容器の耐震座屈設計法に関する研究 (第1報, 座屈設計技術指針(案)の骨子), 日本機械学会論文集 A 編, Vol.60, No.575 (1994), pp.1690–1697.
- 4-9) 川本要次, 湯原哲夫, 初期撓みと塑性の相互作用を考慮した円筒殻の軸圧縮座屈推定法, 日本造船学会論文集, 第174号 (1993), pp.485–490.
- 4-10) 通産省資源エネルギー庁, 解説 原子力設備の技術基準 通商産業省 資源エネルギー庁 公益事業部原子力発電安全管理課編 (1980), 電力新報社.

## 5. 原子炉格納容器の動的座屈挙動における状態推移の特徴

### 5. 1 動的座屈評価に用いる解析条件の設定

#### 5. 1. 1 動的座屈評価における解析条件の比較

5章では、耐震設計に用いられる入力地震波を格納容器の基部に入力し、動的座屈挙動がどのように状態推移するかを把握する。

表 5-1 に動的座屈評価における解析条件の比較を示す。ここで、解析条件を現実的なものに変更する因子は、(a)解析モデルの変更及び(i)材料及び形状に対する非線形性の考慮とする。動的弾性座屈評価から動的弾塑性座屈評価に変更する際、評価手法はモーダル法から直接積分法に、減衰比はモーダル減衰からレイリー減衰に変更する。従って、(a)、(g)及び(i)の3つの因子が動的な座屈評価に及ぼす影響を定量的に把握する。動的弾塑性座屈評価には、既往研究に基づきひずみ硬化則に移動硬化則を用いた<sup>5-1)</sup>。

(b)、(c)及び(d)において、汎用解析コード ABAQUS の標準機能を用いて固定条件とした。4.1 及び 4.2 の多質点系はりモデルを用いた地震応答解析には汎用解析コード ANSYS を用いたが、解析コードの変更による影響を無くするため、5章では汎用解析コード ABAQUS を用いた。

動的座屈評価に用いる入力地震波は、4章で用いた耐震設計に用いられる基礎応答波 S2 を使用する。ただし、動的弾塑性座屈評価には、入力地震波の振幅を $\delta$ 倍(1.0 から 4.0 倍まで)増分し、10.0 s から 20.0 s を抽出した入力地震波を使用する。

表 5-1 動的座屈評価における解析条件の比較

解析種類	D-1	D-2	D-3	D-4
	動的弾性 座屈評価	動的弾性 座屈評価	動的弾性 座屈評価	動的弾塑性 座屈評価
(a)解析モデル	多質点系 はりモデル	FE モデル	FE モデル	FE モデル
(b)解析コード	ABAQUS			
(c)運動方程式の解法	陰解法			
(d)線形ソルバ	Gauss の消去法			
(e)加振方法	基礎加振			
(f)境界条件	下端固定			
(g)積分法	モーダル法		直接積分法	
(h)減衰比	モード減衰		レイリー減衰	
(i)材料・形状	線形		材料非線形 幾何学的非線形	
(j)ひずみ硬化則	無し		移動硬化則	

## 5. 1. 2 解析モデルの設定及び固有値解析

### (1) 多質点系はりモデル及びFEモデルの設定

4章の静的弾塑性座屈評価において入力荷重の算定に用いた水平方向及び鉛直方向の多質点系はりモデルを図5-1に示す。基準地震動  $S_s$  が発生した時に想定される通常運転状態での材料諸元を表5-2に示す。多質点系はりモデルは、設計評価で用いられる質点ならびに Timoshenko 梁要素で構成される連続体のモデルとした。質点を付与する質量とその位置については、水平方向と鉛直方向のそれぞれのモデルにおいて、低次の曲げ振動モードを模擬できることを配慮し、節点間隔を調整して設定した。鉛直方向のモデルは、半球部の軸剛性を精緻に模擬するため、水平方向のモデルより質点の数を増やした。PWR-CVの基部は、完全固定とする。

半球部、円筒部、機器搬入口、エアロック等を模擬したFEモデルを図5-2に示す。FEモデルの諸元を表5-2に示す。FEモデルの要素は、4節点シェル要素(S4R)を基本とし、せん断座屈及び曲げ座屈における座屈モードの波長に対して十分小さくなるように一辺が約0.26mとなるように設定した。なお、4章で考慮していた初期不整形及び初期不整量は、5章の動的座屈評価では考慮しない。PWR-CVの基部は、多質点系はりモデルの拘束条件と同様となるように、円周から中心に向けて剛体を設置し、中心を完全固定とする。

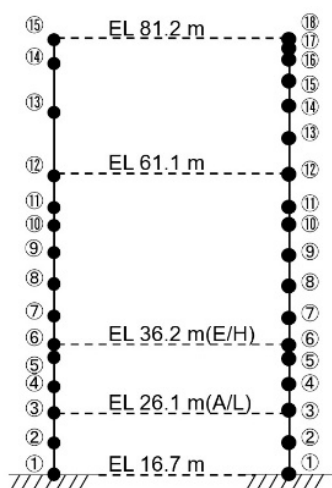


図5-1 多質点系はりモデル図

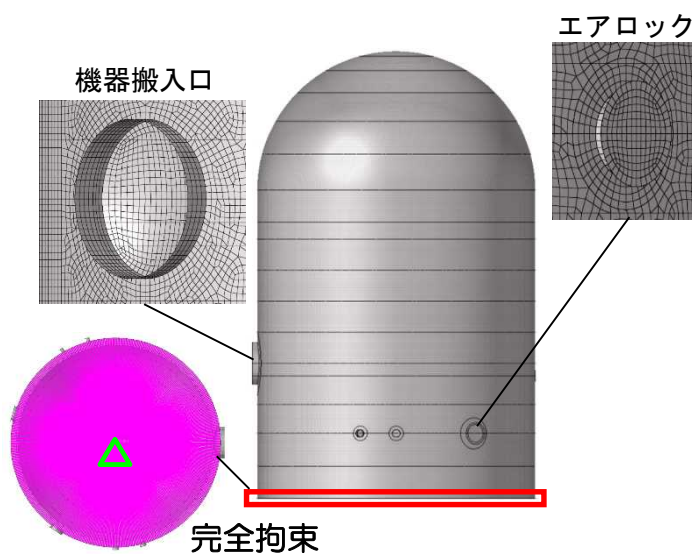


図5-2 FEモデル図

表5-2 解析モデルの諸元

Parameter	Seismic response analysis model [scale: 1/1]
Material	SGV480
Temperature [°C]	49
Young's modulus [MPa]	$2.01 \times 10^5$
Poisson's ratio	0.3
Damping ratio [%]	1.0

## (2) 固有値解析結果

多質点系はりモデル及び FE モデルにおいて、固有値解析を実施した。表 5-3 に固有値解析結果の比較一覧を、図 5-3 に多質点系はりモデルの 1 次から 3 次までのモード図を、図 5-4 に FE モデルで水平方向の刺激係数が大きいものを 3 つ選択したモード図を示す。多質点系はりモデルの 1 次固有振動数は、FE モデルの 32 次固有振動数と比べて差異が 4%以内に収まっており、ほぼ一致していた。ただし、FE モデルはリングガードにより円筒胴上部が円形保持されており、多質点系はりモデルと FE モデルにおけるモードの形状が若干異なる。FE モデルのモード図には、1 次と 32 次のモードにオーバルモードが含まれている。

多質点系はりモデルと FE モデルの水平方向刺激係数を比較した図を図 5-5 に示す。比較する振動数領域は、2.4.2(2)を踏まえて剛領域となる 30Hz までとした。固有振動数において、30Hz 以内で多質点系はりモデルは 2 次しかないが、FE モデルはオーバルモードを含めて 596 次存在した。刺激係数において、多質点系はりモデルの 1 次に比べて FE モデルの 32 次の方が小さかった。これは、FE モデルにおける 32 次の刺激係数がオーバル振動に寄与する分低下するため、FE モデルの応答が多質点系はりモデルの応答より小さくなると推測される。

表 5-3 固有値解析結果の比較一覧

Mode	Multiple lamped mass beam model	Mode	FE model
1st	6.58	32nd	6.35
2nd	21.00	245th	18.04
3rd	31.96	472nd	26.23

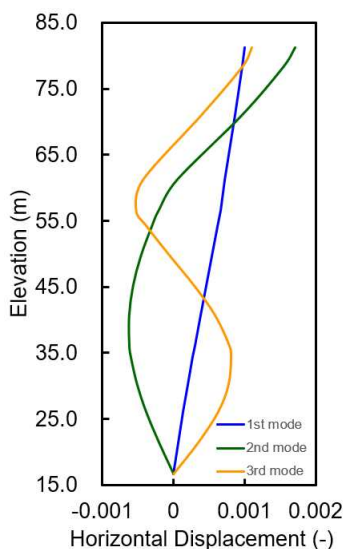


図 5-3 多質点系はりモデルのモード図

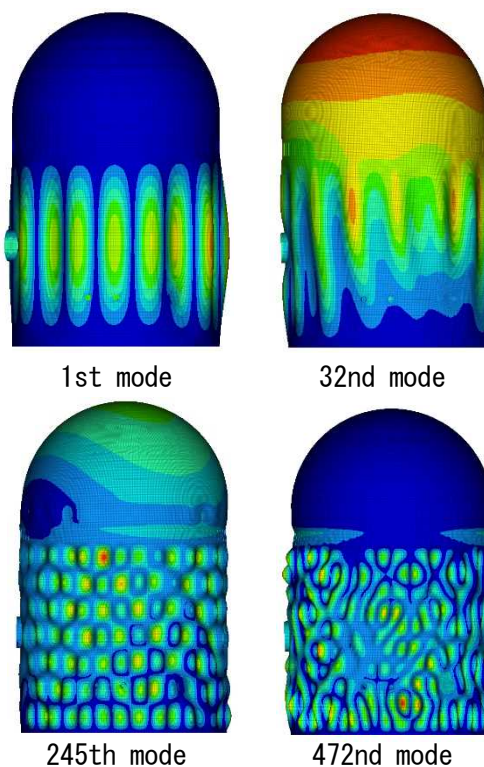


図 5-4 FE モデルのモード図

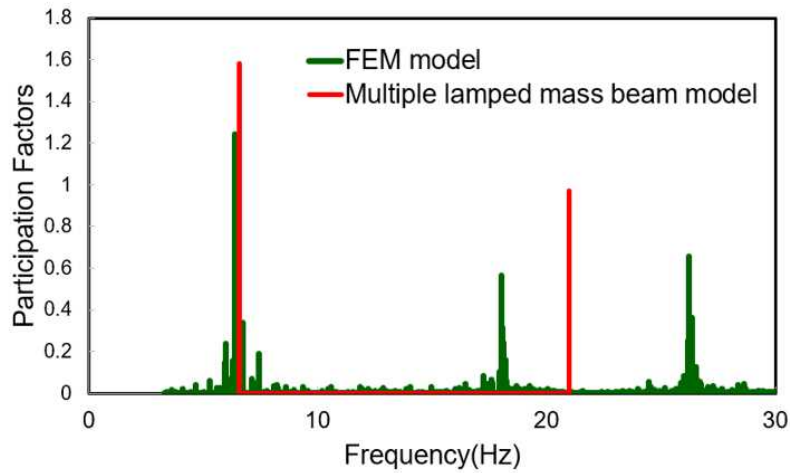


図 5-5 解析モデルにおける刺激係数の比較

### (3) 減衰比の設定

4 章において、多質点系はりモデルの地震応答解析を行い、得られたせん断力分布及び軸力分布を FE モデルに静的に加える地震荷重とした。その際、地震応答解析の評価手法は、モーダル法を用いた。本検討では、動的弾塑性地震応答解析を行うため、モーダル法ではなく直接積分法を使用する必要がある。従って、モーダル法を用いる場合はモード減衰 1.0%を、直接積分法を用いる場合はレイリー減衰を選定する。レイリー減衰は、式(12)から算出する。レイリー減衰の算出には、表 5-1 に示すように FE モデルに用いられ、かつ 4.2.4 で述べたように座屈評価では水平方向の入力地震波による曲げモーメントの寄与が支配的であったことから、32 次と 245 次の固有モードを使用する。

$$\xi_i = \frac{\alpha}{2 \cdot \omega_i} + \frac{\beta \cdot \omega_i}{2} \quad (12)$$

ここで、 $\xi$ は減衰比、 $\alpha$ 、 $\beta$ は係数、 $\omega$ は角速度、 $i$ は固有モードである。レイリー減衰とモード減衰を比較した図を図 5-3 に示す。

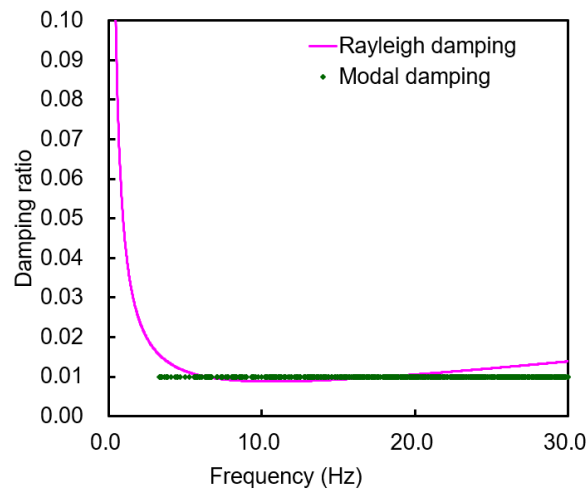


図 5-6 レイリー減衰とモード減衰の比較

#### (4) 考慮する非線形条件の設定

動的弾塑性地震応答解析において、4.1.3(2)で示した材料非線形及び幾何学的非線形を考慮する。応力-ひずみ線図は、縦弾性係数 $E$  ( $2.01 \times 10^5$  MPa) と設計降伏点 $S_y$  (258 MPa) のバイリニアとして設定した<sup>5-2)</sup>。応力-ひずみ線図の降伏後における加工硬化係数 $n$ は、縦弾性係数 $E$ の1/100とした<sup>5-3)</sup>。さらに、大きさと方向が周期的に変化する交番荷重を材料非線形となる領域で振幅を考慮することから、ひずみ硬化則を設定する必要がある。ここでは、既往研究により動的弾塑性解析において移動硬化則を用いると振動試験結果との比較で精度が良いことが報告されていることから、移動硬化則を用いた<sup>5-1)</sup>。

#### 5. 1. 3 入力地震波の設定

動的解析に用いる入力地震波は、3.1.3 で述べたように改良標準化高地震帯用地震波と実プラントの設計に用いる地震波の比較により耐震性評価上で厳しい評価となるように試験体に最も大きい応答を与えるものとして、図5-7に示す基礎応答波 S2 を使用した。上記の入力地震波は、耐震信頼性実証試験で用いられた入力地震波を相似則に従い、最大加速度を 1/3.7、継続時間を 3.7 倍にしたものである。

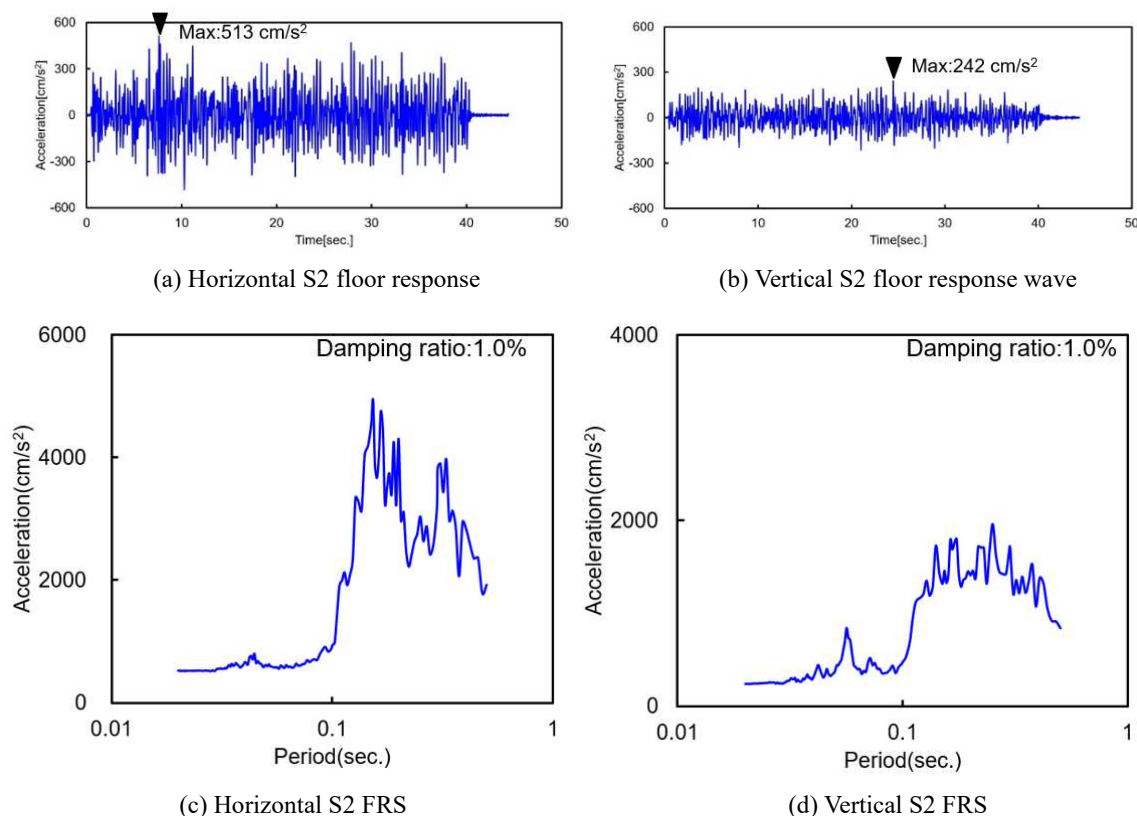


図5-7 基準地震動 S2 の床応答波と床応答スペクトル



## 5. 2 動的弾性解析に基づく座屈評価に関する検討

### 5. 2. 1 オーバルモード発現による動的座屈挙動への影響

#### (1) 代表節点における応答加速度と応答変位の比較

表 5-1 の D-1 及び D-2 において、基部に入力地震波を作用させて、モーダル法を用いて地震による応答を算出した。水平方向の入力地震波を作用させる方向は、4.1.4 にて  $90^\circ$  方向に入力した場合に座屈耐力が最も厳しかったことから、 $90^\circ$  から  $270^\circ$  方向とする。FE モデル及び多質点系はりモデルの代表節点における応答加速度を比較した図を図 5-8 に、代表節点における最大応答加速度を表 5-4 に、FE モデル及び多質点系はりモデルの代表節点における応答変位を比較した図を図 5-9 に、代表節点における最大応答変位を表 5-5 にそれぞれ示す。

FEモデルと多質点系はりモデルの応答の差が20.0 (s)から25.0 (s)において大きくなっている。最大応答加速度値を比較すると、多質点系はりモデルの応答加速度が2割程度大きくなっている。これは、図5-6に示すようにFEモデルにおける1次曲げ振動の刺激係数がオーバル振動モードに寄与する分低下するため、FEモデルの応答が多質点系はりモデルの応答より小さくなるからと推測される。応答変位は、応答加速度と同様の挙動を示した。

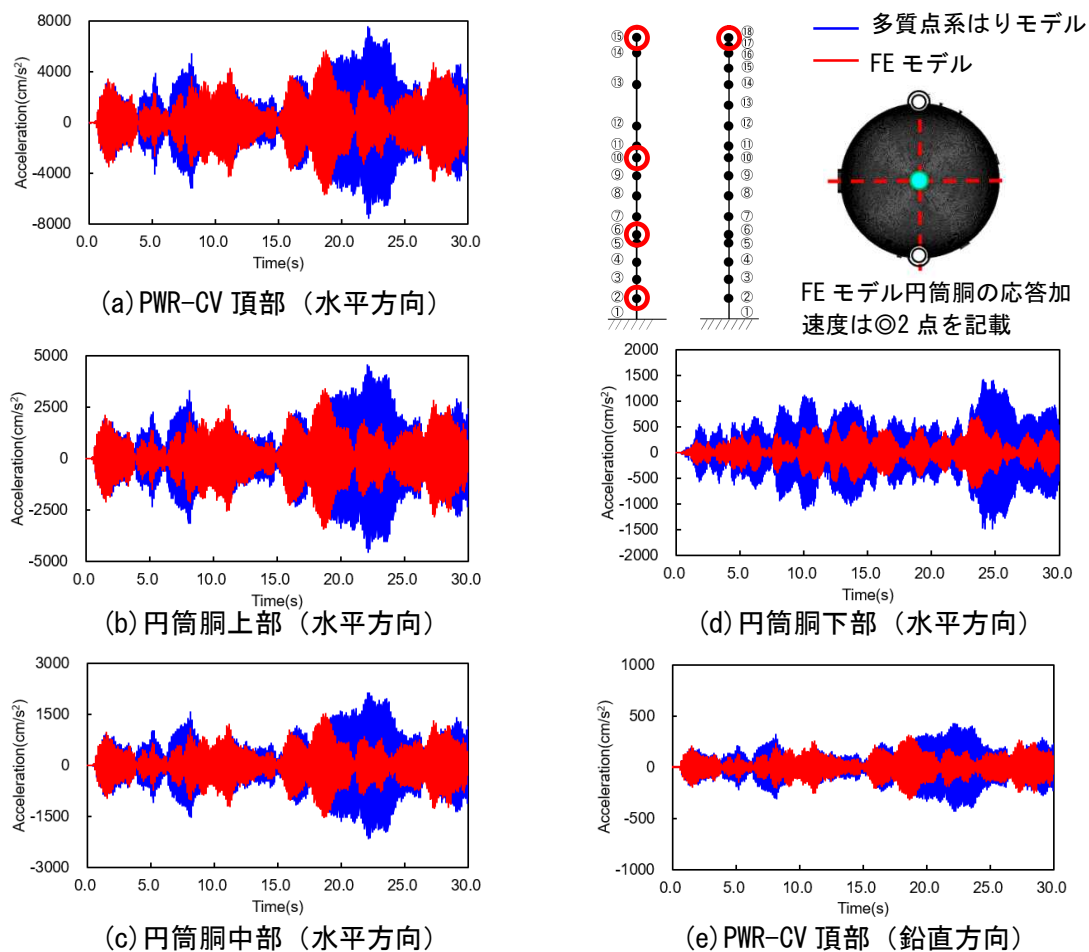


図 5-8 解析モデルの変更に伴う代表節点における応答加速度の比較

表 5-4 解析モデルの変更に伴う最大応答加速度の比較

Max(cm/s <sup>2</sup> ) Parts	Multiple lamped mass beam model	FE model
PWR-CV top	7,550	5,700
Cylindrical	upper	3,422
	central	1,579
	lower	329

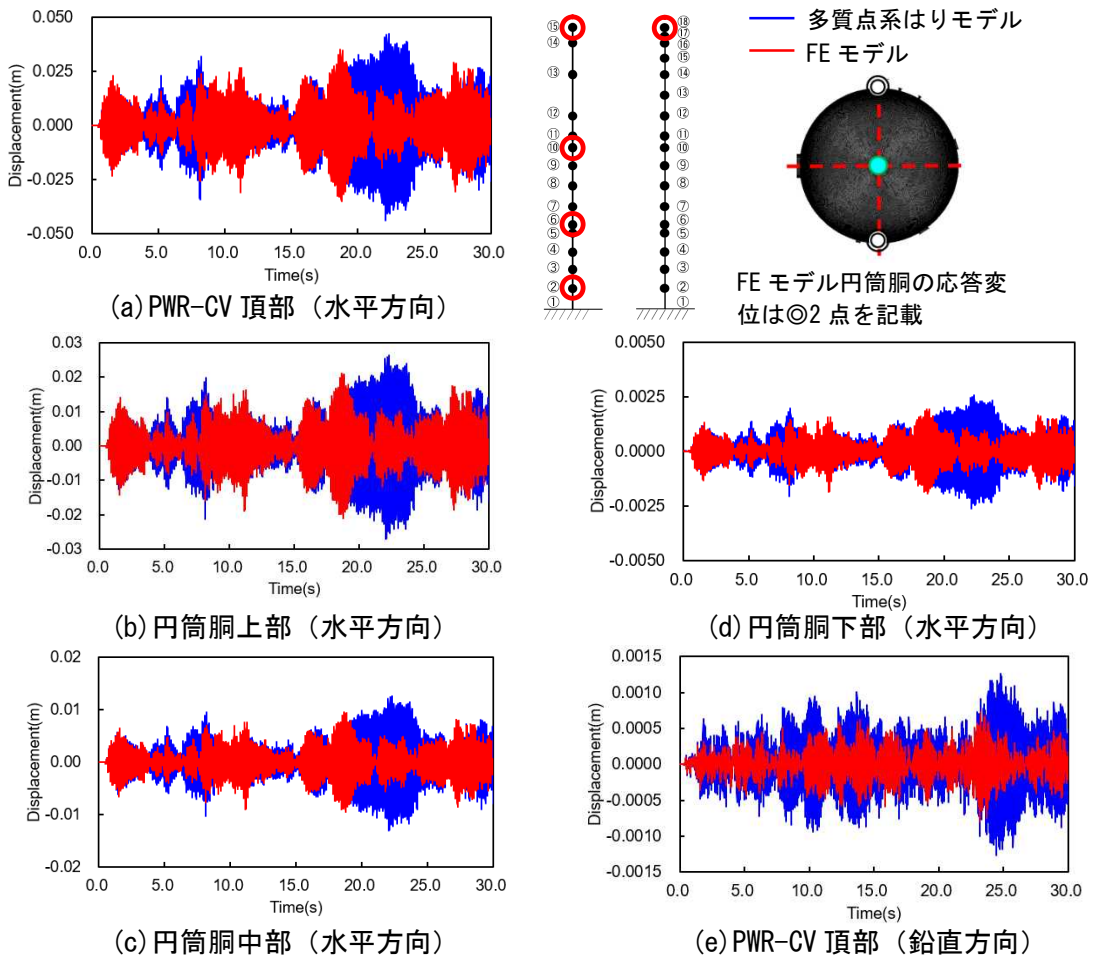


図 5-9 解析モデルの変更に伴う代表節点における応答変位の比較

表 5-5 解析モデルの変更に伴う最大応答変位の比較

Max(m) Parts	Multiple lamped mass beam model	FE model
PWR-CV top	$4.39 \times 10^{-2}$	$3.55 \times 10^{-2}$
Cylindrical	upper	$2.72 \times 10^{-2}$
	central	$1.31 \times 10^{-2}$
	lower	$2.64 \times 10^{-3}$

(2) 応答の差異に対する考察 (20.0 s~25.0 s)

20.0 (s) から 25.0 (s) 近傍において、多質点系はりモデルと FE モデルの応答に差異が生じている要因を検討する。まず、入力地震波からどの振動数領域で卓越した応答が算出されるかを分析するため、20.0 (s) から 25.0 (s) までの入力地震波から減衰 1.0% の床応答スペクトルを作成した。20.0 (s) から 25.0 (s) までの床応答スペクトルを図 5-10 に示す。多質点系はりモデル 1 次の固有振動数近傍で応答加速度が大きくなっているが、それ以外の振動数領域でも応答加速度は大きくなっている。次に、20.0 (s) から 25.0 (s) までの PWR-CV 頂部の時刻歴応答加速度波がどの周波数でどのくらい大きな成分を有しているかを把握するため、高速フーリエ変換を実施した。FE モデルの卓越する 1 次曲げの固有振動数でのパワーが、多質点系はりモデルより小さくなる。これは、1 次曲げ振動の刺激係数がオーバル振動モードに寄与する分、1 次曲げの固有振動数以外にパワーが分散するからである。従って、20.0 (s) から 25.0 (s) までの PWR-CV 頂部の応答は、多質点系はりモデルに比べて FE モデルの方が小さくなる。

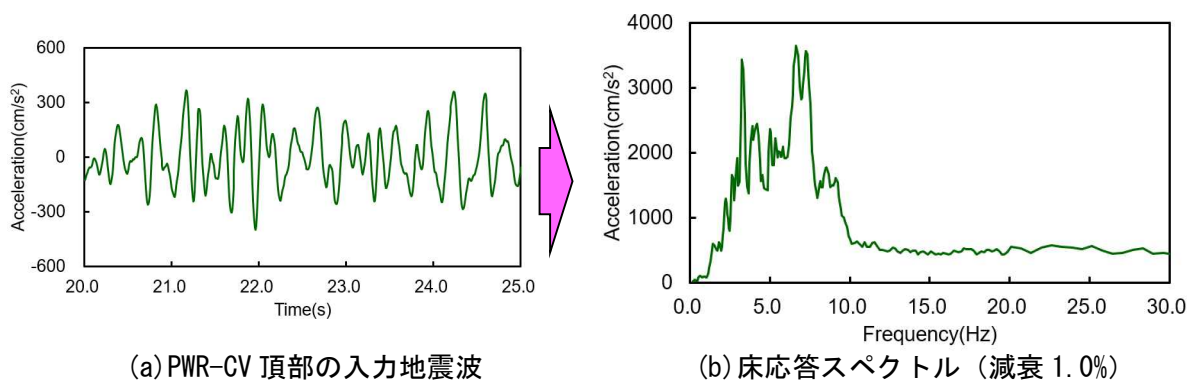


図 5-10 入力地震波から算定した床応答スペクトル (減衰 1.0%)

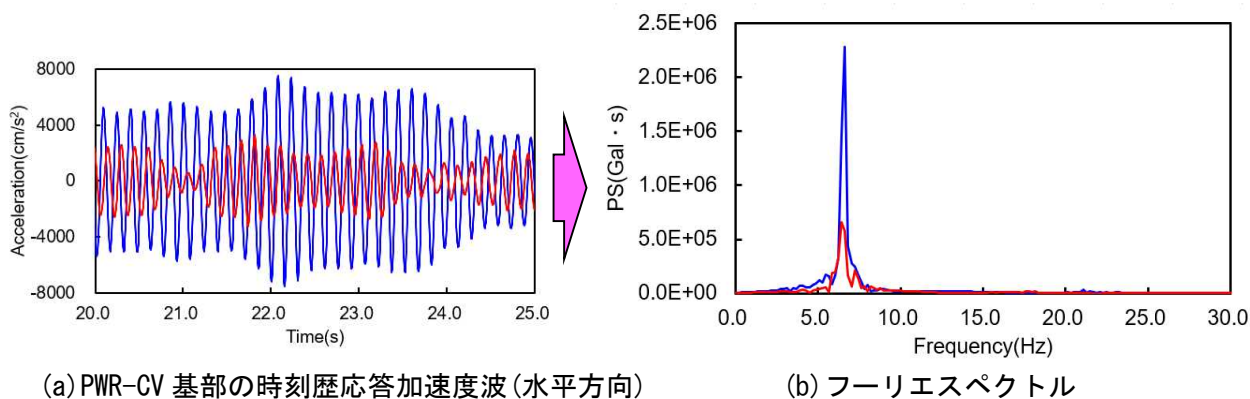


図 5-11 PWR-CV 頂部時刻歴応答加速度波から算定したフーリエスペクトル

### (3) 座屈評価結果の比較

多質点系はりモデルと FE モデルの基部から軸力及び曲げモーメントを算出し、式(1)に代入して動的弾性座屈評価を実施した。多質点系はりモデルと FE モデルの基部における軸力、曲げモーメント及び座屈評価値をそれぞれ比較した図を図 5-12 に示す。FE モデルにおける座屈評価値が最大となる 18.68 (s)時の Mises 応力コンター図を図 5-13 に示す。多質点系はりモデルの座屈評価値は、22.08 (s)時に最大値 1.11 となる。一方、FE モデルの座屈評価値は、18.68 (s)時に最大値 0.87 となる。18.68 (s)時の Mises 応力コンターは、32 次モードの振動が支配的であり、弾性範囲内であった。従って、オーバル振動モードが寄与することで、卓越する曲げ振動モードの応答が低下するため、FE モデルの座屈評価値は多質点系はりモデルより 2 割低下した。

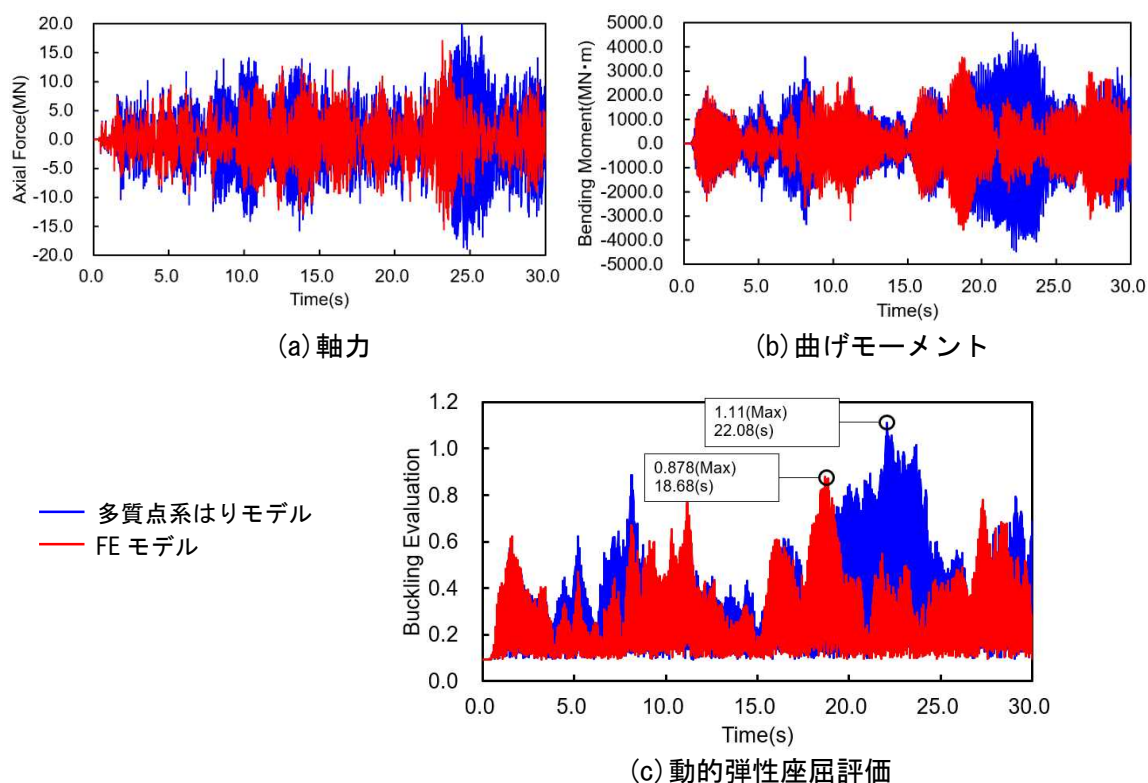


図 5-12 解析モデルの変更に伴う軸力、曲げモーメント及び座屈評価値の比較

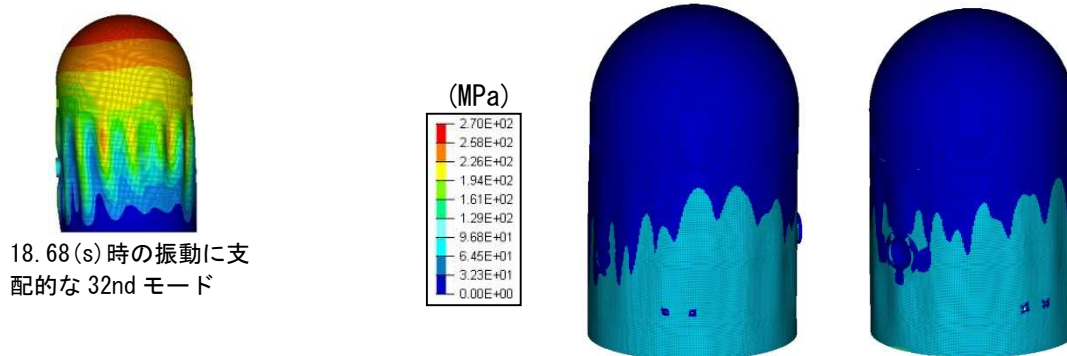


図 5-13 18.68 (s) 時の Mises 応力コンター図

## 5. 2. 2 解析手法の相違による動的座屈評価への影響

### (1) 代表節点における応答加速度と応答変位の比較

D-4 の動的弾塑性地震応答解析を実施するには、モーダル法ではなく直接積分法を使用する必要がある。そこで、表 5-1 の D-2 及び D-3 において、基部に入力地震波を作用させて、モーダル法と直接積分法における評価手法の違いによる応答への影響を検討した。5.1.2(3)に示すように、モーダル法を用いる場合はモード減衰 1.0%を、直接積分法を用いる場合はレイリー減衰を選定した。水平方向の入力地震波を作用させる方向は、4.1.4に基づき 90° から 270° 方向とする。FE モデルの代表節点における応答加速度を比較した図を図 5-14 に、代表節点における最大応答加速度を表 5-6 に、FE モデルの代表節点における応答変位を比較した図を図 5-15 に、代表節点における最大応答変位を表 5-7 にそれぞれ示す。

水平方向の応答加速度が最大となる PWR-CV 頂部における FE モデルの応答波形は、モーダル法と直接積分法ともほぼ一致している。また、直接積分法の最大応答加速度値は、モーダル法と比べて 5%以内に収まっている。また、応答変位も応答加速度と同様な傾向を示している。

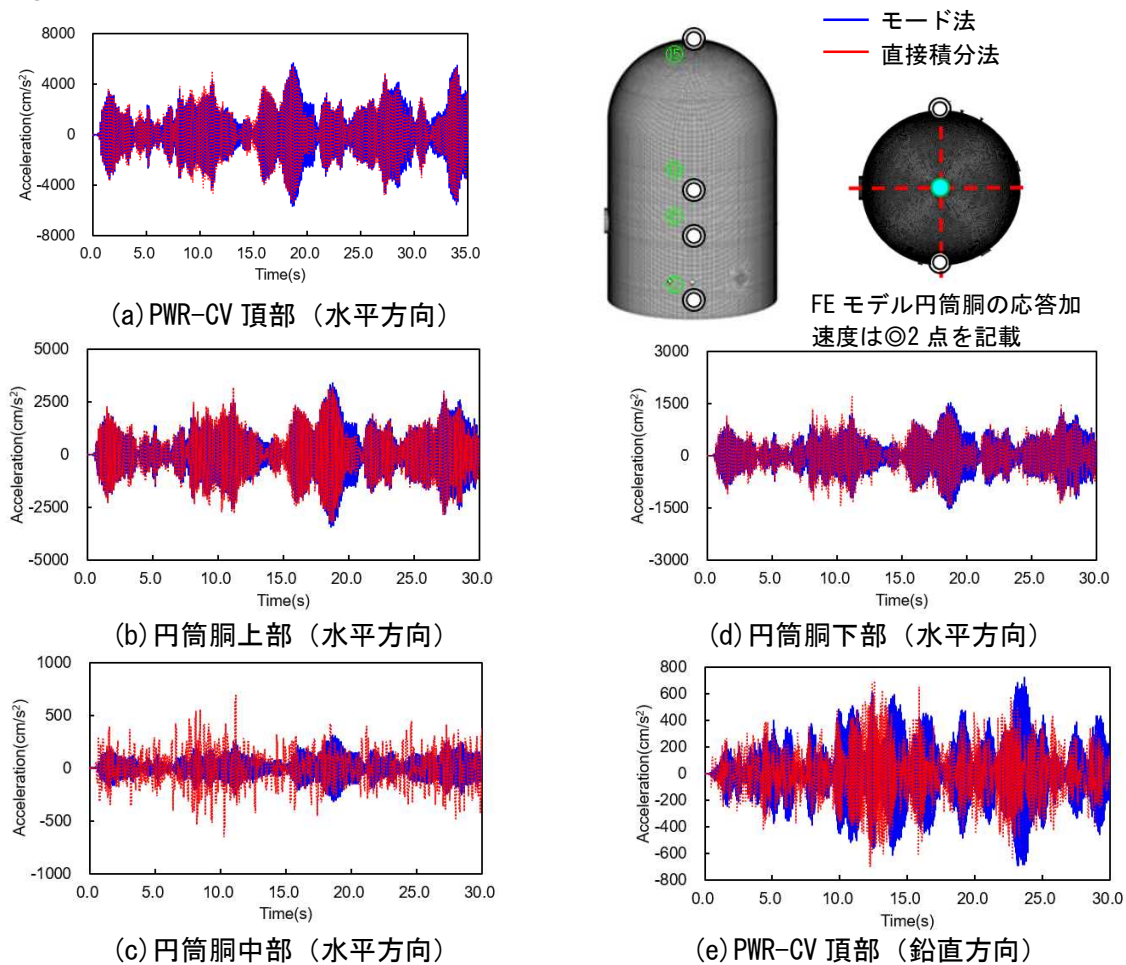


図 5-14 解析手法の相違に伴う代表節点における応答加速度の比較

表 5-6 解析手法の相違に伴う最大応答加速度の比較

Max(cm/s <sup>2</sup> ) Parts	Mode method	Direct integration method
PWR-CV top	5,700	5,471
Cylindrical	upper	3,284
	central	1,579
	lower	329

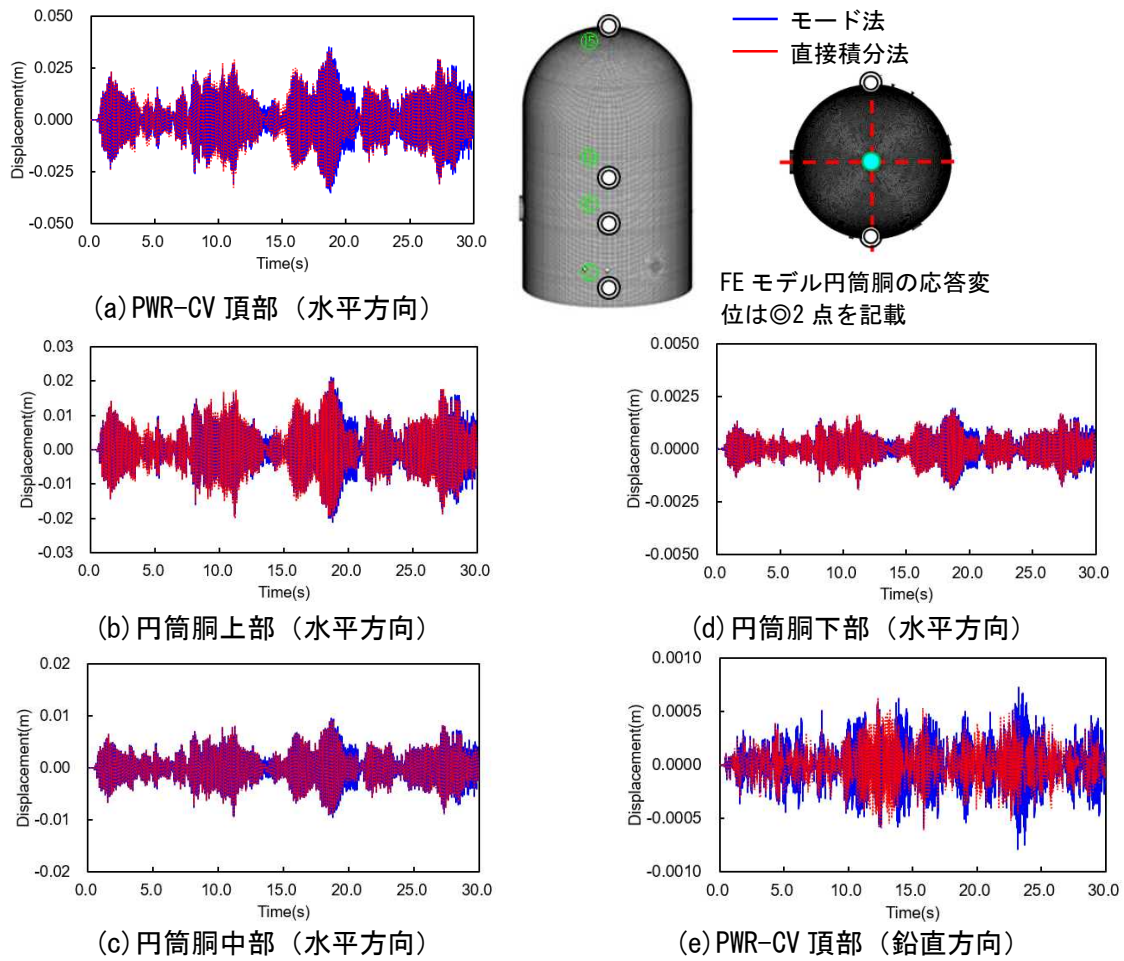


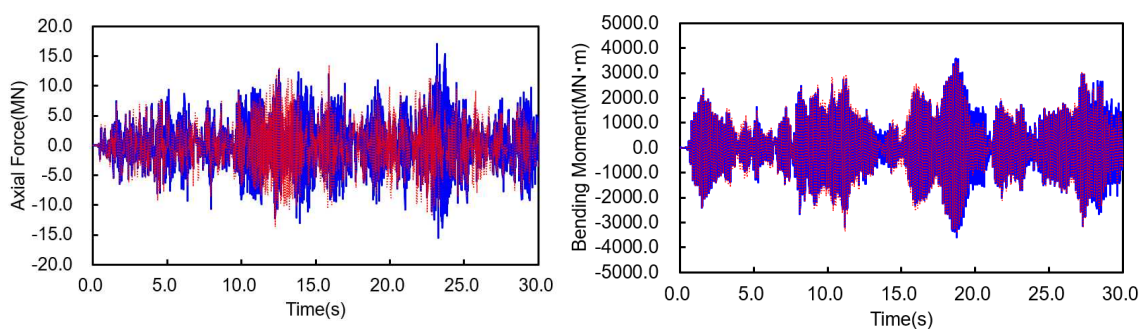
図 5-15 解析手法の相違に伴う代表節点における応答変位の比較

表 5-7 解析手法の相違に伴う最大応答変位の比較

Max(m) Parts	Mode method	Direct integration method
PWR-CV top	$3.55 \times 10^{-2}$	$3.41 \times 10^{-2}$
Cylindrical	upper	$2.05 \times 10^{-2}$
	central	$9.50 \times 10^{-3}$
	lower	$1.98 \times 10^{-3}$

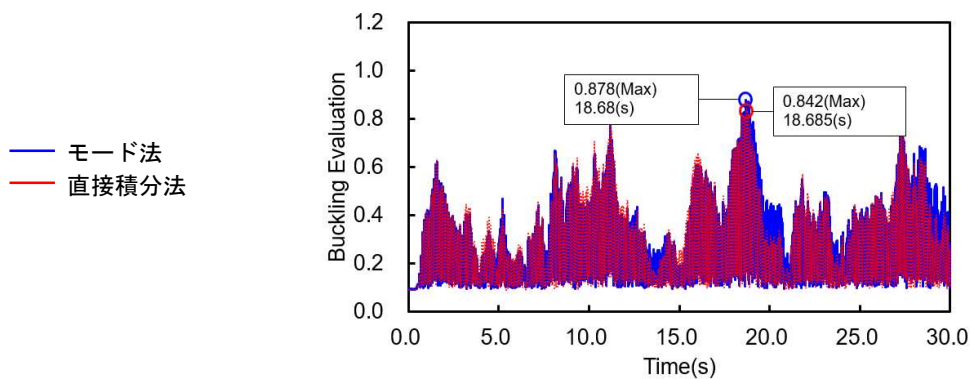
## (2) 座屈評価結果の比較

FE モデルの基部から軸力及び曲げモーメントを算出し、式(1)に代入して動的弾性座屈評価を実施した。FE モデルの基部における軸力、曲げモーメント及び座屈評価値をそれぞれ比較した図を図 5-16 に示す。モード法を用いた FE モデルの座屈評価値は、18.68 (s)時に最大値 0.878 となる。一方、直接積分法を用いた FE モデルの座屈評価値は、18.685 (s)時に最大値 0.842 となる。直接積分法を用いた FE モデルの座屈評価値は、モード法を用いた FE モデルの座屈評価値と差異が 5%以内に収まっている。



(a) 軸力

(b) 曲げモーメント



(c) 動的弾性座屈評価

図 5-16 解析手法の相違に伴う軸力、曲げモーメント及び座屈評価値の比較

### 5. 3 非線形性を考慮した動的座屈評価に関する検討

#### 5. 3. 1 材料非線形並びに幾何学的非線形の動的座屈評価への影響

表 5-1 の D-3 及び D-4 において，基部に入力地震波を作用させて，非線形性を考慮した動的座屈挙動への影響を検討した．5.1.2(4)に示すように，材料非線形と幾何学的非線形を解析条件に考慮する．さらに，大きさと方向が周期的に変化する交番荷重を材料非線形となる領域で振幅を考慮することから，移動硬化則を用いた．幾何学的非線形及び移動硬化則は，汎用解析コード ABAQUS の標準機能を用いた．水平方向の入力地震波を作用させる方向は，4.1.4 に基づき  $90^\circ$  から  $270^\circ$  方向とする．FE モデルの代表節点における応答加速度を比較した図を図 5-17 に，代表節点における最大応答加速度を表 5-8 に，FE モデルの代表節点における応答変位を比較した図を図 5-18 に，代表節点における最大応答変位を表 5-9 にそれぞれ示す．

水平方向の応答加速度が最大となる PWR-CV 頂部の応答波形は，動的弾性座屈評価と動的弾塑性座屈評価はともにほぼ一致している．また，動的弾塑性座屈評価の最大応答加速度値は，線形評価と比べて 1%以内に収まっている．また，応答変位も応答加速度と同様な傾向を示している．従って，動的弾塑性座屈評価の応答は，弾性挙動である．

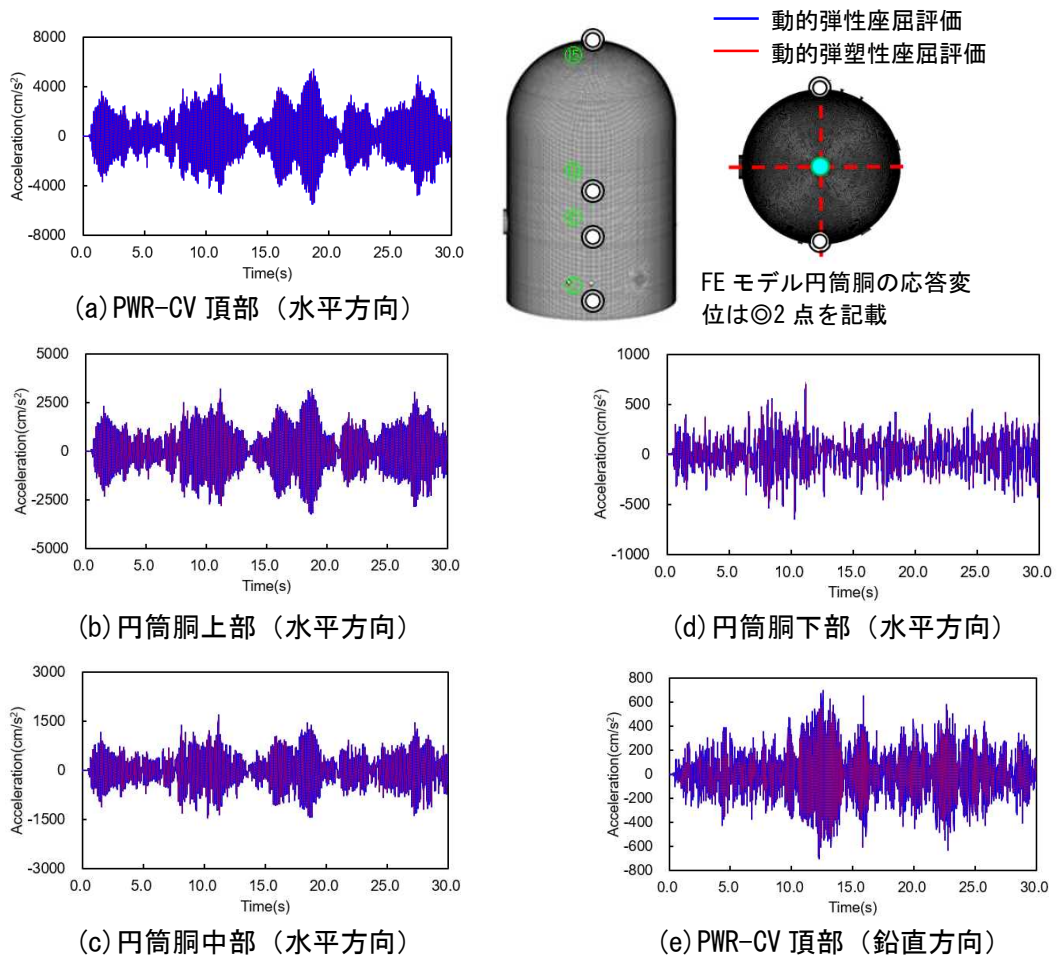


図 5-17 非線形考慮の有無に伴う代表節点における応答加速度の比較



表 5-8 非線形考慮の有無に伴う最大応答加速度の比較

Max(cm/s <sup>2</sup> ) Parts	Linear	Non-linear
PWR-CV top	5,471	5,421
Cylindrical	upper	3,284
	central	1,699
	lower	701

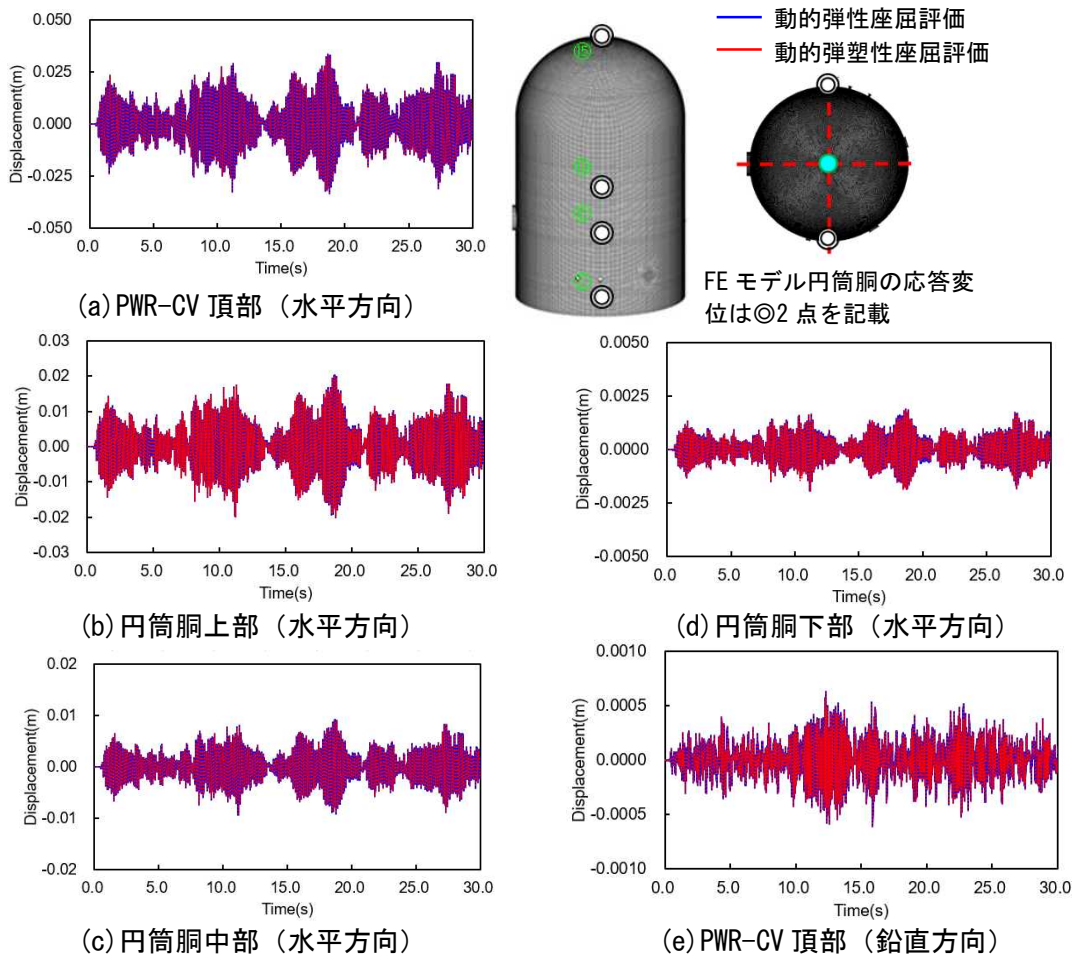


図 5-18 非線形考慮の有無に伴う代表節点における応答変位の比較

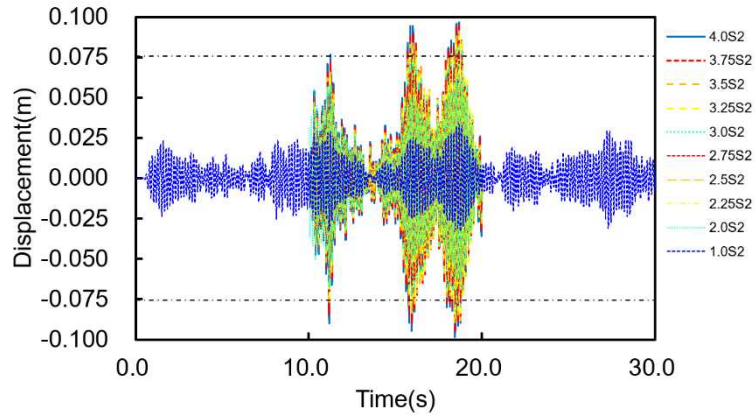
表 5-9 非線形考慮の有無に伴う最大応答変位の比較

Max(m) Parts	Linear	Non-linear
PWR-CV top	$3.41 \times 10^{-2}$	$3.40 \times 10^{-2}$
Cylindrical	upper	$2.05 \times 10^{-2}$
	central	$9.50 \times 10^{-3}$
	lower	$1.98 \times 10^{-3}$

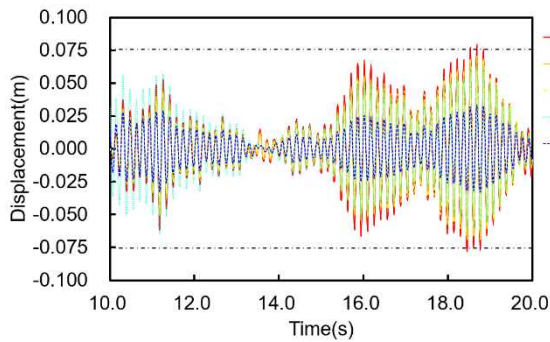
### 5. 3. 2 動的弾塑性座屈挙動の状態推移

動的弾塑性座屈評価において、基部に振幅を $\delta$ 倍した入力地震波を作用させて、入力地震波の振幅が変動することによる動的座屈挙動への依存性を検討した。ただし、振幅を $\delta$ 倍した入力地震波は、計算時間短縮の観点から D-4 の座屈評価値が最大となる 18.685 s を含む基礎応答波 S2 を 10.0 s から 20.0 s まで抽出したものとした。また、現実的な座屈耐力は、既往知見に基づく 2.2.3 で述べたように座屈の発生で即時にタンクの機能が失われるわけではなく、座屈発生から変形が増大してき裂発生が生じることが想定される<sup>54)</sup>。本研究では、FE モデルを用いた動的弾塑性座屈解析による座屈評価に継続時間を短縮した入力地震波を用いていることから、座屈が生じる箇所に対する疲労評価を評価対象外とする。ちなみに、検討に用いた FE モデル及び入力地震波に基づく R1-4 の静的弾塑性座屈評価では、最大荷重時 193.4 MN で PWR-CV 頂部の変位 75.6 mm、かつ円筒胴に生じる Mises 応力が 258 MPa となった。

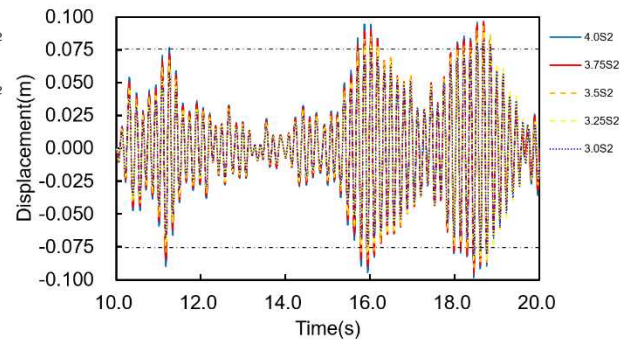
PWR-CV 頂部の時刻歴変位波形を比較した図を図 5-19 に、18.685 s 時における入力振幅の大きさが変動する $\delta$ と変位の関係を図 5-20 に、18.685 s 時における Mises 応力コンターを図 5-21 に示す。PWR-CV 頂部の変位は、 $\delta$ が 2.75 倍で R1-4 の静的弾塑性座屈評価における最大荷重時の変位である 75.6mm に到達した。 $\delta$ が 3.0 倍から 4.0 倍にかけて、16.0 s 付近と 18.685 s の変位差は小さくなった。図 5-20 及び図 5-21 から基礎応答波 S2 の 2.0 倍より大きくなると、荷重と変位の関係に非線形が生じ、円筒胴のしわが大きくなっていることから、幾何学的非線形の進行が顕著になっている。さらに、3.5 倍から曲げ、3.75 倍からせん断による塑性ひずみが円筒胴に生じた。基礎応答波 S2 の 3.5 倍及び 3.7 倍における 10.0 s から 20.0 s までの応力ひずみ履歴図と 18.685 s 時における Mises 応力コンターを図 5-22 に示す。基礎応答波 S2 の 3.5 倍から曲げ応力の発生箇所において、消散エネルギーが増加している。また、3.75 倍からせん断応力の発生箇所も消散エネルギーが増加しており、機能維持の限界に近付いている。基礎応答波 S2 の $\delta$ 倍における荷重-変位曲線及び R1-4 の静的弾塑性座屈評価から算出した荷重-変位曲線を図 5-23 に示す。R1-4 の静的弾塑性座屈評価の荷重-変位曲線は、最大荷重時で $\delta=1.67$ となる。動的弾塑性座屈評価の荷重は、 $\delta=2.75$ で静的弾塑性座屈評価の荷重と同様になる。ただし、円筒胴における変形と応力発生状態が異なる。静的弾塑性座屈評価は、1 次モードが支配的な荷重分布を一方向に強制入力するため、円筒胴に局所応力が生じ易い。一方、動的弾塑性座屈評価は、交番荷重を基礎に入力するため、円筒胴の応答にオーバルモードを含む複数のモードが生じ、かつ減衰が生じるため、円筒胴に局所応力が生じにくい。



(a) PWR-CV 頂部の時刻歴変位波形 ( $\delta=1.0\sim4.0$ )



(b) PWR-CV 頂部の変位波形 ( $\delta=1.0\sim2.75$ )



(c) PWR-CV 頂部の変位波形 ( $\delta=3.0\sim4.0$ )

図 5-19 PWR-CV 頂部の時刻歴変位波形

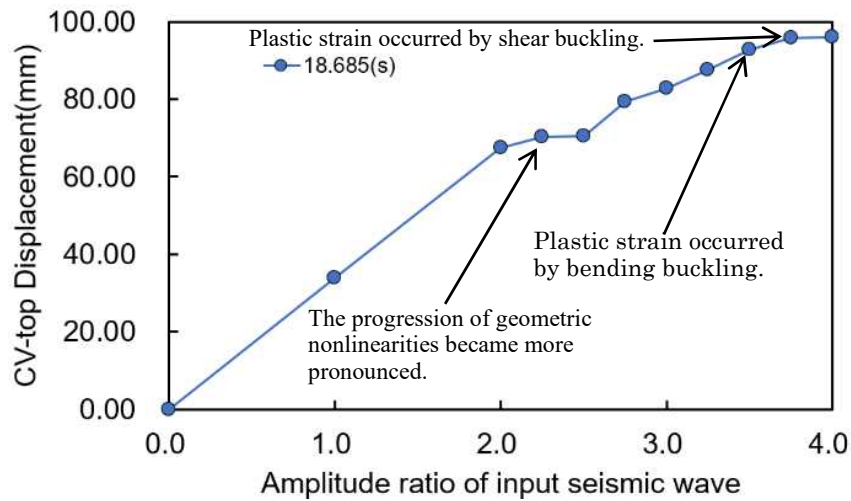
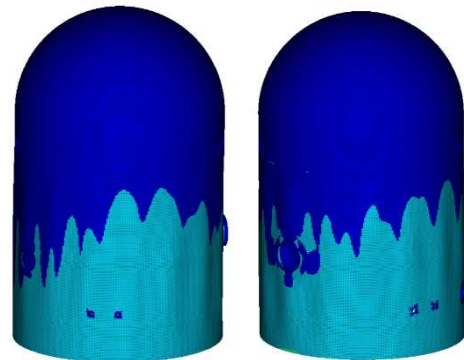
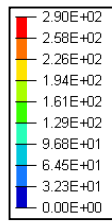


図 5-20 18.685(s) 時における荷重の大きさを変動する  $\delta$  と変位の関係

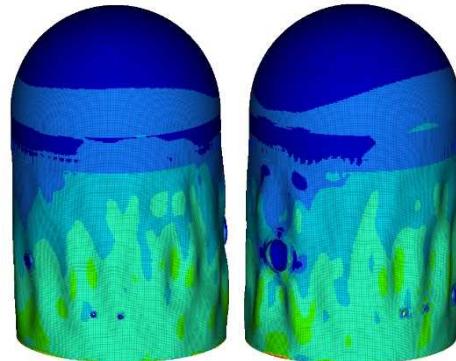
3.5 倍から曲げ, 3.75 倍からせん断による塑性ひずみが円筒胴に生じ, 4.0 倍でせん断による塑性ひずみの範囲が広がった.



(a) Mises 応力コンター ( $\delta=1.0$ )



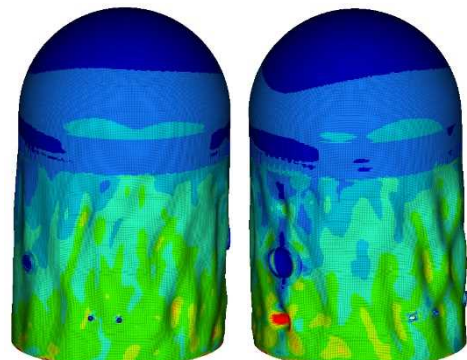
(b) Mises 応力コンター ( $\delta=2.0$ )



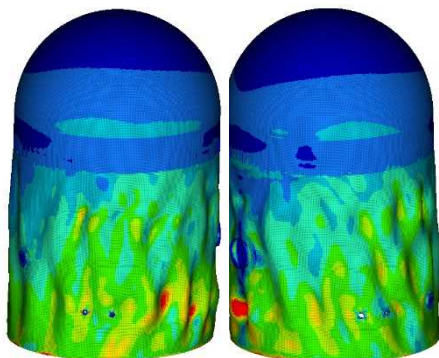
(c) Mises 応力コンター ( $\delta=2.75$ )



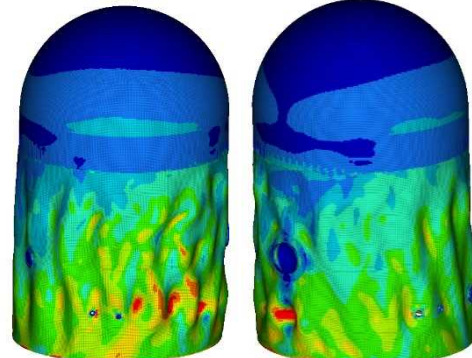
(d) Mises 応力コンター ( $\delta=3.0$ )



(e) Mises 応力コンター ( $\delta=3.5$ )

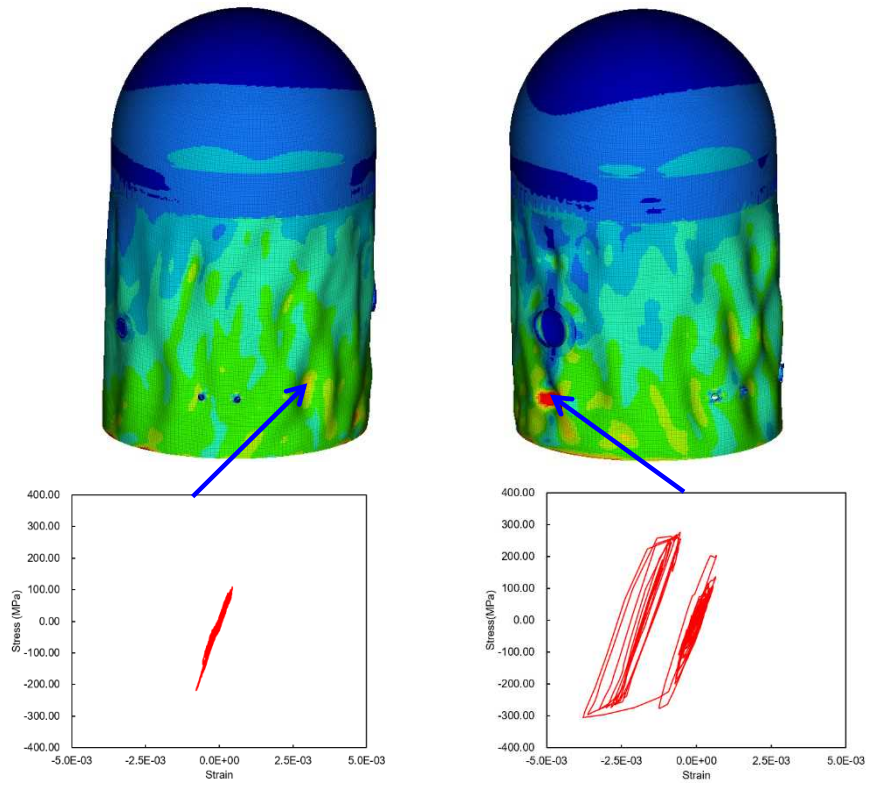


(f) Mises 応力コンター ( $\delta=3.75$ )

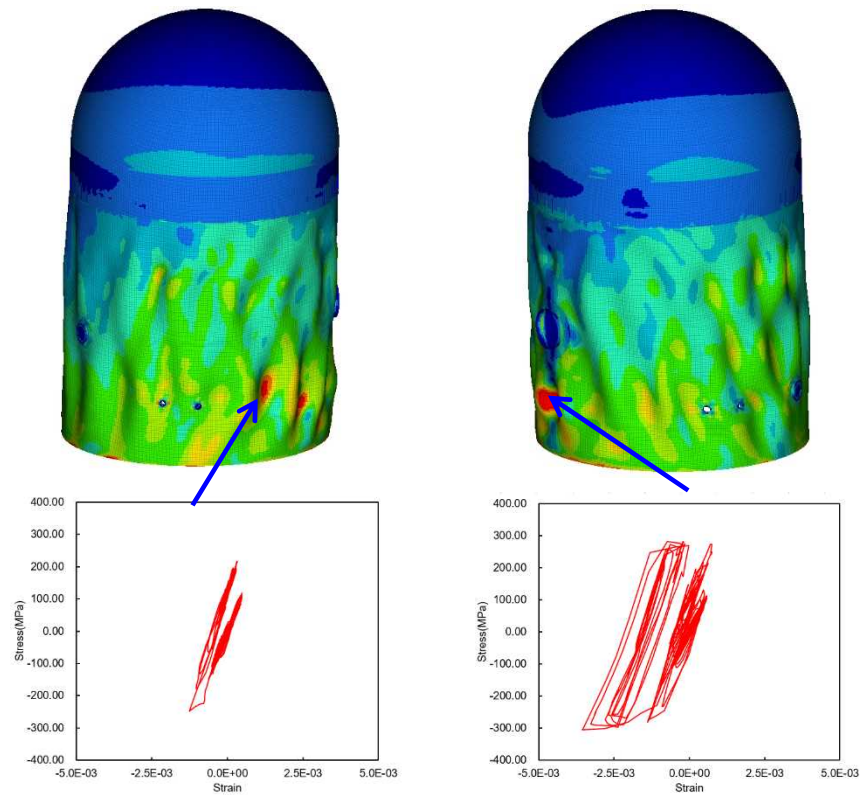


(g) Mises 応力コンター ( $\delta=4.0$ )

図 5-21 18.685 (s) における Mises 応力コンター

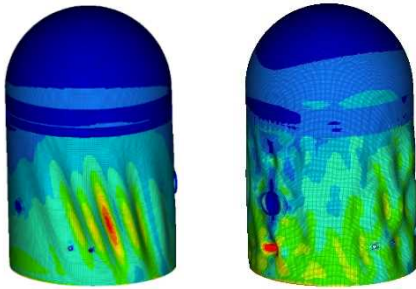
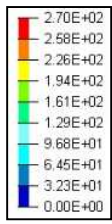


(a) 応力ひずみ履歴図 ( $\delta=3.5$ )

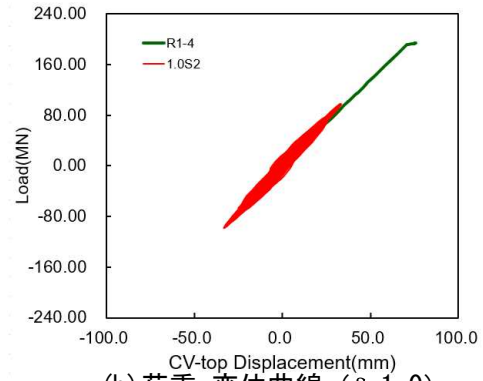


(b) 応力ひずみ履歴図 ( $\delta=3.75$ )

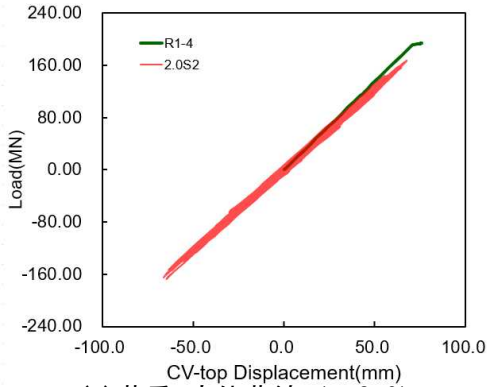
図 5-22 応力ひずみ履歴図



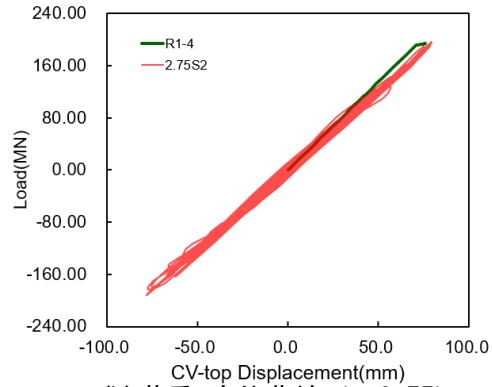
(最大荷重時:  $\delta=1.67$ ) 静的弾塑性座屈評価  
 18.675s 時:  $\delta=3.5$  動的弾塑性座屈評価



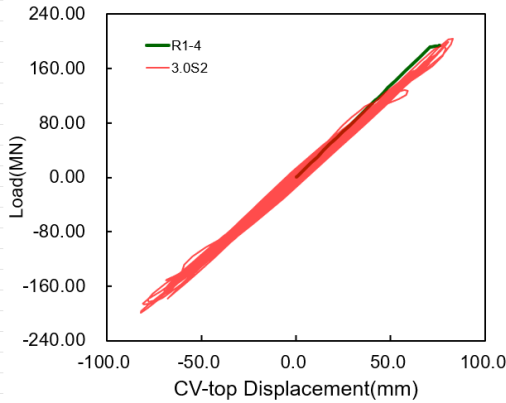
(b) 荷重-変位曲線 ( $\delta=1.0$ )



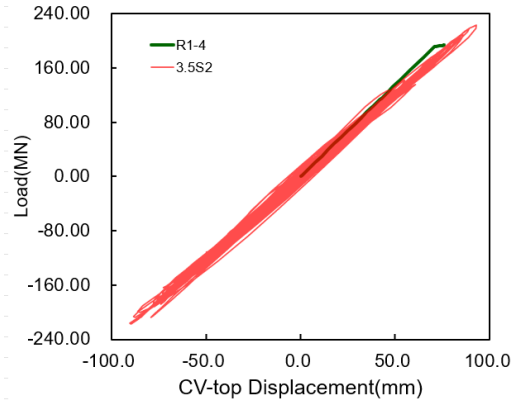
(a) 荷重-変位曲線 ( $\delta=2.0$ )



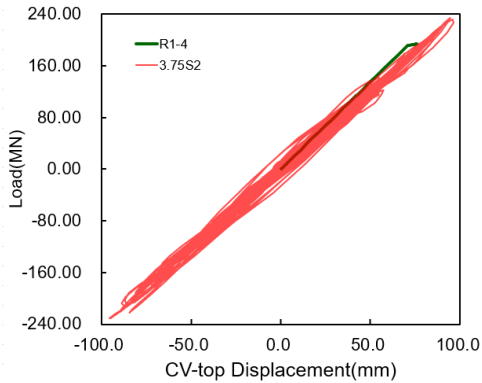
(b) 荷重-変位曲線 ( $\delta=2.75$ )



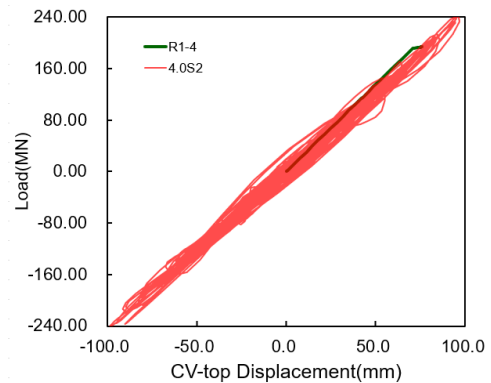
(c) 荷重-変位曲線 ( $\delta=3.0$ )



(d) 荷重-変位曲線 ( $\delta=3.5$ )



(e) 荷重-変位曲線 ( $\delta=3.75$ )



(f) 荷重-変位曲線 ( $\delta=4.0$ )

図 5-23 静的及び動的弾塑性座屈評価の荷重-変位曲線

#### 5. 4 静的な座屈耐力に対する動的弾塑性座屈挙動の比較

5.1 から 5.3 では、多質点系はりモデル並びに FE モデルの基礎に地震力を作用させて動的弾塑性座屈評価を実施し、考慮する座屈モードの違いが座屈荷重に及ぼす影響を明確にした。その上で、耐震設計に用いられる入力地震波の振幅を変動させる動的弾塑性座屈評価を実施し、動的弾塑性の座屈挙動がどのように状態推移するかを把握した。ここでは、4 章で実施した R1-4 の静的弾塑性座屈評価から算出した座屈耐力と 5.3 で実施した入力地震波の振幅を変動させる動的弾塑性座屈評価から算出した最大地震荷重から応答比を算出し、入力地震波の振幅を変動させた際の動的応答倍率の変動を把握する。

R1-4 に対する座屈耐力並びに入力地震波の振幅を変動させる動的弾塑性座屈評価から算出した最大地震荷重を表 5-10 に示す。さらに、R1-4 に対する座屈耐力並びに入力地震波の振幅を変動させる動的弾塑性座屈評価から算出した最大地震荷重の比である動的応答倍率 $\beta$ の関係を図 5-24 に示す。

基準地震動 S2 に基づく入力地震波の振幅を変動させた動的弾塑性座屈挙動において、R1-4 の静的弾塑性座屈評価から算出した座屈耐力と入力地震波の振幅を変動させる動的弾塑性座屈評価から算出した最大地震荷重を式(13)に代入して動的応答倍率 $\beta$ を算出した。

$$\beta = \frac{P_{dl}}{P_{cr}} \quad (13)$$

ここで、 $\beta$ は動的応答倍率、 $P_{cr}$ は R1-4 の静的弾塑性座屈評価から算出した座屈耐力、 $P_{dl}$ は入力地震波の振幅を変動させる動的弾塑性座屈評価から算出した最大地震荷重である。

$P_{cr}$ と $P_{dl}$ の動的応答倍率 $\beta$ は、耐震設計に用いられる入力地震波の振幅 $\delta$ が 2.75 倍で 1.0 を超え、 $\delta$ が 4.0 倍で 1.25 となることを確認した。5.3 同様に入力地震波の振幅 $\delta$ を 2.0 倍より大きくなると、非線形性が顕著になる。それでも、地震荷重は静的弾塑性座屈評価の座屈耐力より小さい。一方、動的弾塑性座屈評価の入力地震波の振幅 $\delta$ は、4.0 倍以上になることが確認されている。動的弾塑性座屈評価は、円筒胴全体にオーバルモードを含む複数のモードが生じ、円筒同に局所応力が生じにくい。

表 5-10 静的弾塑性座屈評価から算出した座屈耐力と動的弾塑性座屈挙動の関係

Amplitude	R1-4 Buckling Capacity $P_{cr}$ [MN]	Dynamic Load $P_{dl}$ [MN]	$\beta$
1.0	193.4	98.2	0.50
2.0		167.2	0.86
2.25		171.9	0.88
2.5		185.6	0.95
2.75		196.2	1.01
3.0		203.6	1.05
3.25		211.8	1.09
3.5		223.3	1.15
3.75		234.0	1.20
4.0		243.1	1.25

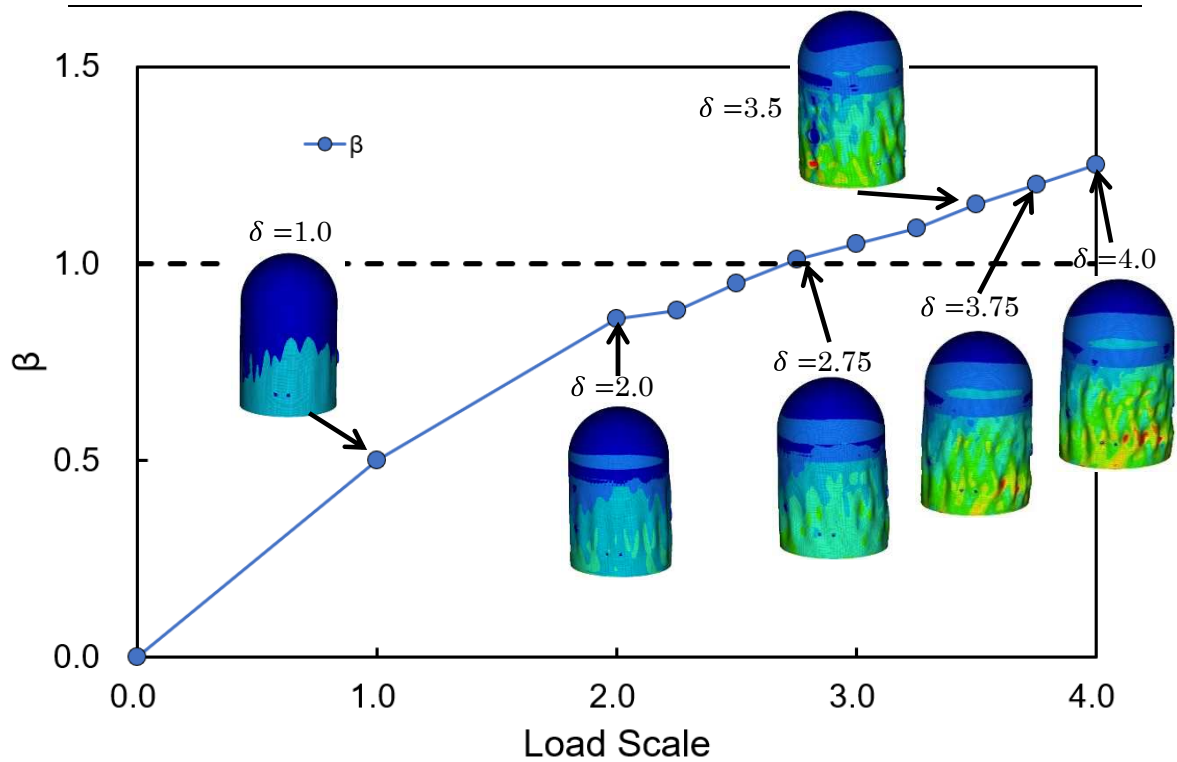


図 5-24 入力地震波の振幅 $\delta$ と動的応答倍率 $\beta$ の関係



## 5. 5 結言

PWR-CV の動的座屈挙動において、静的弾塑性座屈評価の座屈耐力に対して、動的弾塑性の座屈挙動がどのように状態推移して、どの程度の動的応答まで示すかを検討した。以下に、得られた知見を示す。

### (1) 動的弾性解析に基づく座屈評価に関する検討

- FEモデルと多質点系はりモデルの1次曲げ固有振動数は近接している。しかし、高次のモードにおけるFEモデルのモード形状は、オーバル振動モードが含まれており、リングガダに円筒胴上部が円形保持されていることから、多質点系はりモデルと異なる。FEモデルを用いた動的座屈評価は、より現実的なモードを表現できることから、円筒胴に生じる動的座屈挙動を精緻に評価できる。
- FEモデルの応答加速度は、多質点系はりモデルと比べて約20%程度低減した。これは、FEモデルの場合には、オーバル振動モードを含む高次のモード形状を模擬できるため、オーバル振動モードなどの刺激係数が高まり1次曲げの固有振動数以外にパワーが分散することに起因する。この結果、FEモデルの動的弾性座屈評価は、多質点系はりモデルの動的弾性座屈評価と比べて現実的な動的座屈挙動を評価できていることになる。

### (2) 動的弾塑性座屈挙動の状態推移

- 耐震設計に用いられる入力地震波である基礎応答波S2が2.0倍より大きくなると、荷重と変位の関係に非線形が生じ、円筒胴のしわが大きくなった。上記の状態は、従来の設計評価で保持していた線形領域を超え、幾何学的非線形の進行が顕著になって弾塑性の領域に入ってきており、新規基準の基本方針で定めた塑性ひずみが生じ始める状態に動的座屈挙動が推移し始めている。さらに、振幅3.5倍から曲げ、3.75倍からせん断による塑性ひずみが円筒胴に生じた。機能維持の限界に近付いているものの、塑性ひずみの量は小さなレベルに留まっており、破断延性限界に十分な余裕を有している状態である。

### (3) 静的な座屈挙動に対する動的弾塑性座屈挙動の比較

- 静的弾塑性座屈評価の座屈耐力に対して、動的弾塑性座屈評価に基づく最大地震荷重の比により算出した動的応答倍率は、入力地震波の振幅が2.75倍で1.0を超え、4.0倍で1.25となった。これは、オーバルモードを含む高次のモードによる曲げやせん断の塑性ひずみの発生が主要因として考えられる。これにより、静的弾塑性座屈評価の座屈耐力に対して、塑性ひずみが円筒胴に生じる状態での動的応答がどの程度高くなるかを明らかにした。

## 参考文献

- 5-1) 原子力安全基盤機構, 平成 19 年度原子力施設等の耐震性評価技術に関する試験及び調査機器耐力その 4 (タンク) に係る報告書, JNES/SSD08-012, 08 耐部報-0012.
- 5-2) 日本機械学会, 発電用原子炉設備規格 設計・建設規格 <第 I 編 軽水炉規格> (2012 年版) , JSME S NC1-2012 (2012).
- 5-3) 日本道路協会編, 道路橋示方書・同解説 V 耐震設計編 (2017), 丸善.
- 5-4) Iijima, T., Nakagawa, M., Shibuya, A., Ebisawa, K. and Kameda, H., Seismic safety margin assessment for thin-wall cylindrical tanks utilizing ultimate strength test, Proceedings of the ASME Pressure Vessels and Piping Conference 2010, vol 1: codes and standards, pp.869–877.

## 6. 3 方向入力を考慮した配管系の耐震性評価に関する検討

### 6. 1 モードの特性を考慮した係数に基づく耐震性評価手法の提案

新規基準は、地震力の組合せを「水平方向と鉛直方向を適切に組み合わせたもの」から「水平 2 方向と鉛直方向を適切に組み合わせたもの」へ現実的な評価に対応するように改訂された<sup>6-1), 6-2)</sup>。従って、3 次元的な広がりを持つ複雑な形状を有する設備に対し、3 方向入力を考慮する必要がある。さらに、配管系の耐震性評価では、地盤剛性等による応答への影響を考慮しなければならない。

配管系の耐震性評価において、一般的に用いられる評価は、地盤剛性等による応答への影響を考慮すべく周期方向に±10%拡幅した応答スペクトルを入力とする RSA である。その他に、ASME 規格に基づく時間軸を変動させた入力波を用いて、拡幅を考慮することにより耐震性評価への影響を確認する THA-ASME がある。一般的な評価手法である RSA は、モード毎の最大応答値を組み合わせるという理由により保守的な評価になる。そのため、応力が許容値を超えたら、それを満足させるために、支持構造物を追設するためコストが生じる。THA-ASME は、3 方向同時入力による応答解析を実施し、かつ地震荷重の組み合わせに同時性を考慮していることから現実的な評価である。ただし、入力波の時間軸を拡大・縮小することに対して必ずしもメカニズムが明確ではないこと、それに加えて計算コストも膨大になることから、1.1.3 で述べたように 3 方向同時入力による応答解析や地震荷重の組み合わせに時間軸の同時性を考慮した現実的な評価を導入することが課題である。

そこで、3 方向入力を考慮した配管系の耐震性評価において、RSA と比べて現実的な評価になることを想定し、配管系の 3 次元的な振動モードの特性を反映した係数に基づく時刻歴解析ベースの一次応力評価手法である拡幅補正係数法を提案する。式(8)に修正を加えて、配管系の 3 次元的な振動モードの特性を反映した係数に基づく配管の一次応力評価式を式(14)に示す。

$$S_{prm} = \frac{B_1 P D_0}{2t} + \alpha \times \left( \frac{B_{2b} M_{bp}}{Z_b} + \frac{B_{2r} M_{rp}}{Z_r} \right) \leq 3S_m \quad (14)$$

ここで、 $\alpha$ は地盤剛性等による応答を考慮した拡幅補正係数、 $S_{prm}$ は一次応力 (MPa)、 $P$ は最高使用圧力 (MPa)、 $D_0$ は管の外径 (mm)、 $t$ は管の厚さ (mm)、 $M_{bp}$ は分岐管の地震荷重により生じるモーメント、 $M_{rp}$ は主管の地震荷重により生じるモーメント、 $Z_b$ は分岐管の断面係数、 $Z_r$ は主管の断面係数、 $B_1$ 、 $B_{2b}$ 、 $B_{2r}$ は応力係数、 $S_m$ は設計応力強さ (Guide:480 MPa, T:411 MPa, Elbow:411 MPa)とする。 $M_{bp}$ と $M_{rp}$ は、THA-ASME と異なり時間軸を変動させない入力波を用いた時刻歴解析から算出される。

振動モードの特性を反映した拡幅補正係数 $\alpha$ の算定を下記に述べる。2.2.4(2)で示すように機器・配管系の耐震性評価では、剛機器と柔機器に分類され、剛領域の周期特性をもつ機器は設置床面の震度を用いた静的評価を、柔領域の周期特性をもつ機器は建物・構築物の応答増幅による共振を考慮した動的評価を行う。剛機器と柔機器の分類は設備の固有値解析結果から判定

されるが、剛柔判定に明確な規定はない。本研究では、PWR-CV の耐震性評価も含めて、30Hz より長周期側の設備を柔機器と設定した。3次元的な広がりを持つ複雑な形状を有する配管系は、柔機器に分類され、アンカー点からアンカー点までの建屋から独立した系統を多質点系はり要素でモデル化される場合が多い。一般的に用いられる RSA は、床応答スペクトルを直接用いることにより各固有モードの最大応答が求められ、系の最大応答は各モードの応答を重ね合わせることにより求められる。本研究では、30Hz を剛柔判定に用いていることから、動的解析で考慮する固有モードは 30Hz より長周期側となる。

入力に用いる床応答スペクトルは、2.2.4(2)で示すように減衰定数が一定で固有周期が異なる 1 質点系モデルに対し、ある地震動で揺らした時に、それぞれのモデルの最大応答値を求め、固有周期を横軸に、最大応答値を縦軸にプロットしたものをつないだ曲線である。さらに、建屋から独立した系統のモデルであるため、地盤の物性や建物の剛性等による応答への影響を考慮すべく、周期方向に 10% 増減した床応答スペクトルを入力に用いる。

振幅補正係数 $\alpha$ は、振幅無しと 10% 増減した床応答スペクトルから 30Hz より長周期側にあたる固有周期ごとに 10% 増減した床応答スペクトルから抽出し、式(15)に代入して算定する。3次元的な広がりを持つ配管系の固有周期は、固有値解析結果から把握する。その際、固有値解析結果の刺激係数が最大となる方向が振動モードの応答が卓越する方向であると考え、固有周期ごとに刺激係数が最大となる方向の応答加速度を抽出する。ただし、低次モードにおいては、各方向の入力及び振動モード別の評価部位における一次応力を比較すると、刺激係数が最大となる方向以外にも配管系の応答への寄与度が大きい場合がある。

図 6-1 に振幅補正係数 $\alpha$ を算定する評価手順を、図 6-2 に X 方向の床応答スペクトルから加速度を抽出する例を示す。まず、評価対象とする配管系の多質点系はりモデルにおいて、固有値解析を実施し、剛領域となる 30Hz までの固有周期、固有モード及び刺激係数を把握する。次に、入力とする時刻歴加速度波から振幅無しと 10% 増減した床応答スペクトルを入力方向ごとに準備する。図 6-2 に示すように作成した振幅無しと 10% 増減した床応答スペクトルから固有周期ごとに刺激係数が最大となる入力方向の応答加速度値を抽出する。ここで、応答スペクトル解析の特性に基づきモードの特性を考慮した振幅補正係数 $\alpha$ の式(15)を解析で考慮する次数を重ね合わせる RSA の式(7)を参考にして検討した。抽出した応答加速度値を式(15)に代入し、応答スペクトル解析の特性に基づきモードの特性を考慮した係数 $\alpha$ を設定する。

$$\alpha = \sqrt{\left(\frac{\sqrt{\sum_{iX=1}^n A_{iXds}^2}}{\sqrt{\sum_{iX=1}^n A_{iXdn}^2}}\right)^2 + \left(\frac{\sqrt{\sum_{iY=1}^n A_{iYds}^2}}{\sqrt{\sum_{iY=1}^n A_{iYdn}^2}}\right)^2 + \left(\frac{\sqrt{\sum_{iZ=1}^n A_{iZds}^2}}{\sqrt{\sum_{iZ=1}^n A_{iZdn}^2}}\right)^2} \quad (15)$$

ここで、 $iX$ ,  $iY$ ,  $iZ$ は、モード毎に刺激係数が最大となる方向の次数、 $n$ は剛領域となる 30 Hz までの次数、 $A_{iXds}$ ,  $A_{iYds}$ ,  $A_{iZds}$ は、周期方向に 10% 増減した床応答スペクトルから抽出

した  $iX$ ,  $iY$ ,  $iZ$  の固有周期の応答加速度,  $A_{ixdn}$ ,  $A_{iydn}$ ,  $A_{izdn}$  は, 拡幅無し of 床応答スペクトルから抽出した  $iX$ ,  $iY$ ,  $iZ$  の固有周期の応答加速度とする.

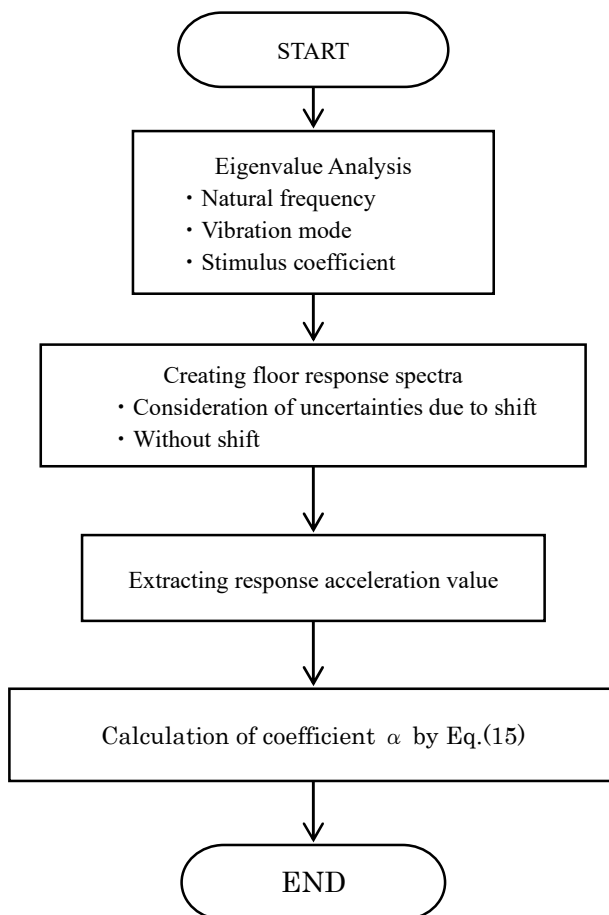


図 6-1 係数  $\alpha$  を算定する評価手順

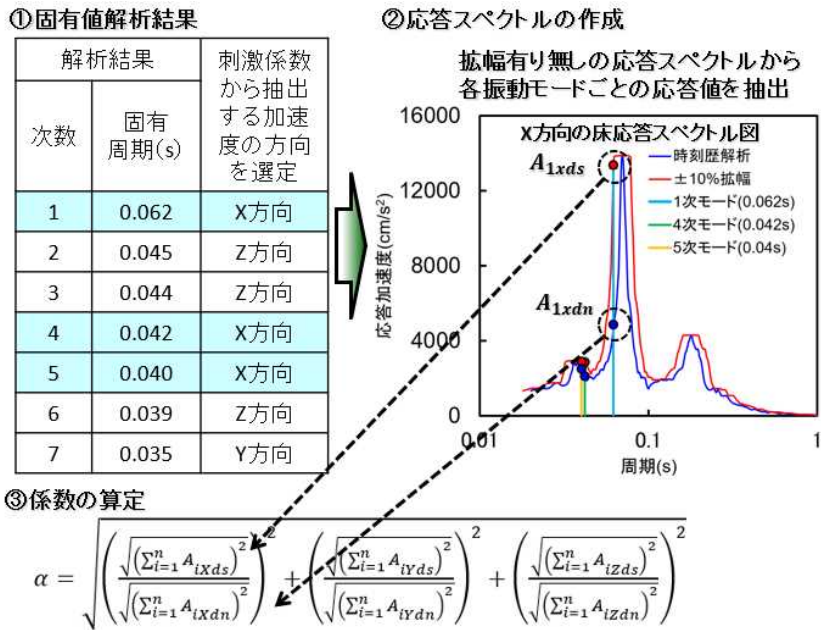


図 6-2 X 方向の床応答スペクトルから応答加速度を抽出する例

## 6. 2 多質点系はりモデルの設定

解析コード ABAQUS を使用して試験体の振動特性を再現する多質点系はりモデルは、図 6-3 に示す母管、分岐管、弁、貫通部、支持構造物を模擬した BWR-FDW 配管の実証試験体をモデル化した。実証試験体の実測値に基づく諸元を表 6-1 に示す。実証試験体の構造がわかりやすいように図 6-4 に試験体の要素長及び付加質量取付け位置を示す。実証試験体の多質点系はりモデルの要素は、2 節点はり要素(PIPE31 及び ELBOW31B)を基本とし、剛領域となる 30Hz 近傍である 7 次までの 3 次元的で複雑な曲げ振動モードの試験結果と比較出来るように曲げ振動モードの波長に対して十分小さくなるよう質点間隔を調整しながら、1 要素が約 0.3m 以下になるように設定した。また、試験体用のスナバの剛性を表 6-2 に示す。

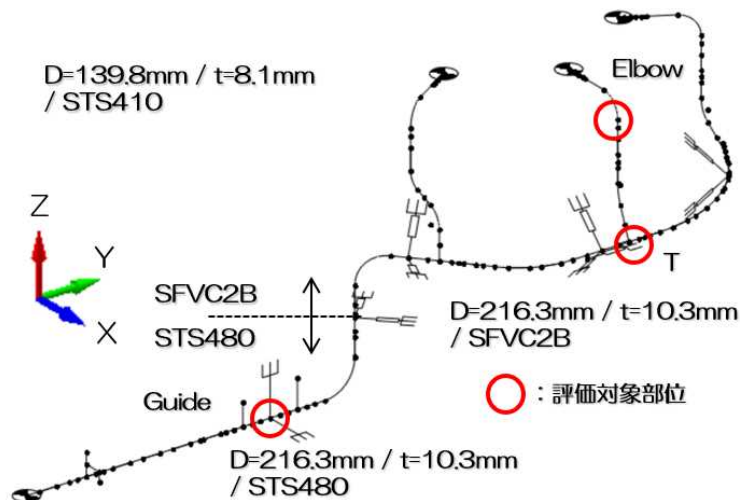


図 6-3 実証試験体に基づいた BWR-FDW 配管の多質点系はりモデル

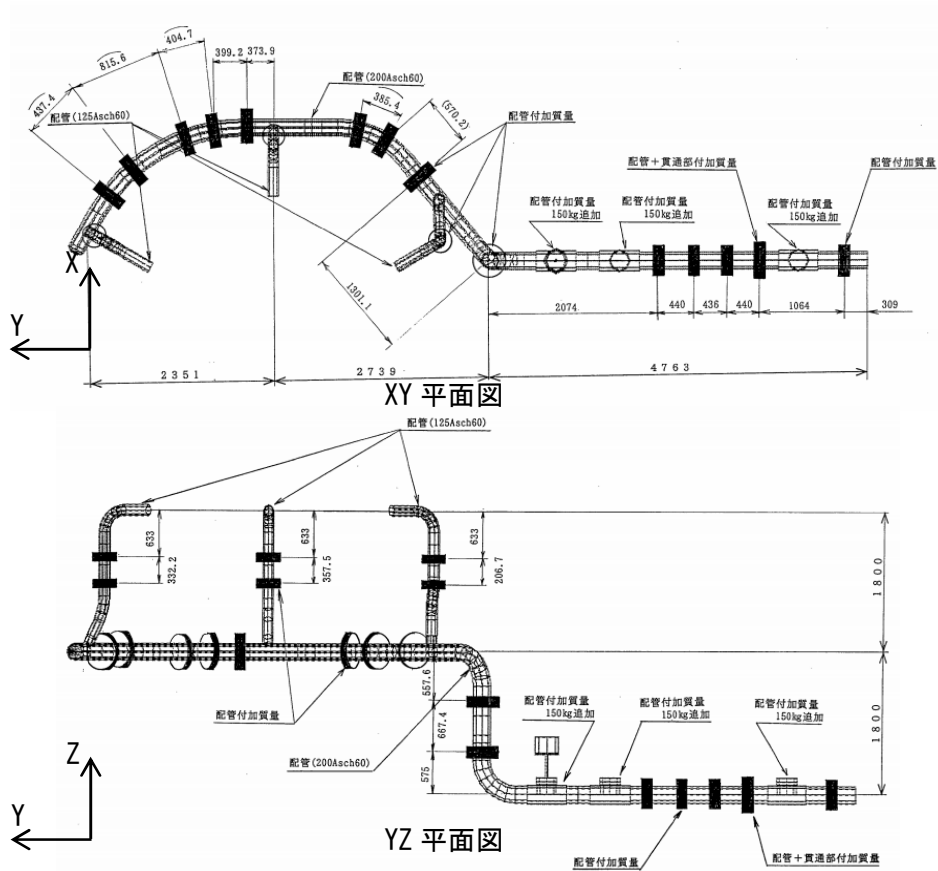


図 6-4 試験体の要素長及び付加質量取付け位置 (参考文献 6-3 より引用)

表 6-2 試験体用のスナバの剛性一覧 (参考文献 6-3 より引用)

Mechanical snubbers	Rated load [t]	Stiffness [kgf/mm]
F-1-1N	1	1690
F-1-2N	3	2810
F-1-3N	1	1690
F-1-4N	1	1690
F-1-5N	6	4580
F-1-6N	3	2810
F-1-7N	3	2810
F-1-8N	3	2810
F-1-9N	3	2810

表 6-1 多質点系はりモデルの諸元 (参考文献 6-3 より引用)

Items	BWR-FDW Piping	
Material	STS480	$2.06 \times 10^5$ MPa
	STS410	$1.92 \times 10^5$ MPa
	SFVC2B	$1.92 \times 10^5$ MPa
Pressure	68.2 kg/cm <sup>2</sup>	
Temperature	Room Teap.	

### 6.3 入力地震波の設定

検討に用いる実証試験用入力地震波としては、改良標準化高地震帯用地震波と実プラントの設計に用いる地震波の比較により耐震性評価上で厳しい評価となるように試験体に最も大きい応答を与えるものとして、遮蔽壁応答波 S2 が選定された<sup>6-4)</sup>。加振試験時に振動台上で得られた加速度波形及び減衰比 2.5%の床応答スペクトル(FRS)を図 6-5 に示す。

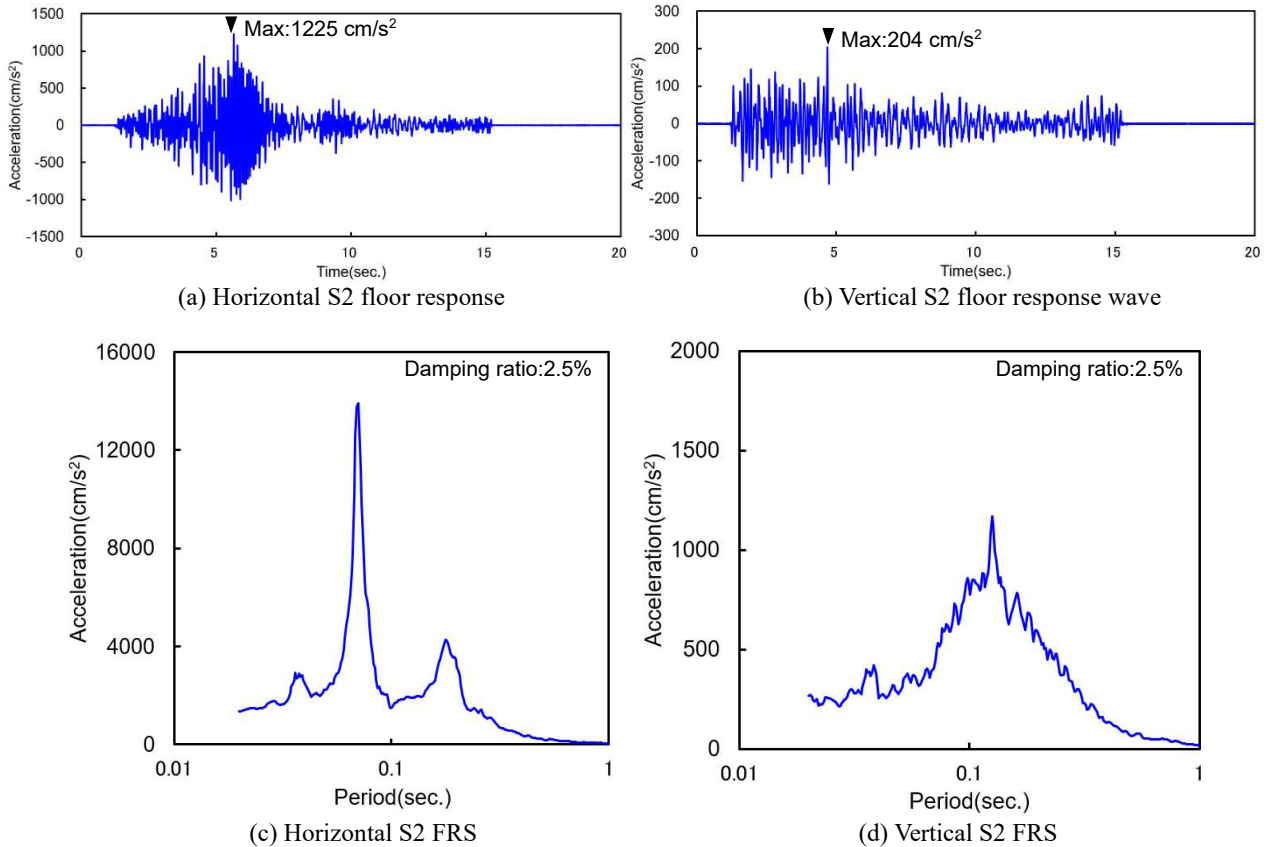


図 6-5 基準地震動 S2 の床応答波と床応答スペクトル



#### 6. 4 入力方向とモードの特性を考慮した係数の算定

BWR-FDW 配管の実証試験体を模擬した多質点系はりモデル及び遮蔽壁応答波 S2 を用いて、図 6-1 に示す評価手順から応答スペクトル解析の特性に基づきモードの特性を考慮した振幅補正係数 $\alpha$ を算定する。BWR-FDW 配管の実証試験体の固有振動数における試験結果と解析結果の比較した表 3-10 を再掲する。実証試験用入力地震波から減衰 2.5%の床応答スペクトルを作成し、さらに周期方向に $\pm 10\%$ 振幅した床応答スペクトルを図 6-6 に示す。ここで、耐震信頼性実証試験は水平方向 1 方向及び鉛直方向 1 方向の 2 方向加振であることから、水平 2 方向の入力地震波には同じ入力地震波を用いた。応答に寄与する方向は固有値解析結果の刺激係数が最大となる方向であるという考えに基づき、図 6-6 に示す振幅有りと振幅無しの床応答スペクトルから固有周期ごとに抽出した応答加速度を表 6-3 に示す。抽出した応答加速度を式(15)に代入すると、3 方向を考慮する振幅補正係数 $\alpha$ は、2.61 になった。

表 3-10 固有振動数の比較

試験結果			解析結果					
次数	固有振動数 (Hz)	加振方向	次数	固有振動数 (Hz)	固有周期 (s)	刺激係数		
						X	Y	Z
1	16.4	水平	1	16.13	0.062	8.71E-01	-5.34E-01	6.66E-02
2	21.0	水平	3	22.78	0.044	6.81E-01	2.05E-01	-7.09E-01
3	23.4	水平	4	23.81	0.042	3.48E-01	3.16E-01	1.46E-01
4	22.4	上下	2	22.44	0.045	5.69E-01	3.35E-03	5.94E-01
5	25.8	上下	5	25.10	0.040	4.53E-01	-5.86E-03	3.52E-01
6	27.2	水平	6	25.97	0.039	-2.41E-02	3.82E-01	7.76E-01
7	28.4	水平	7	28.97	0.035	7.36E-02	9.84E-01	1.93E-02

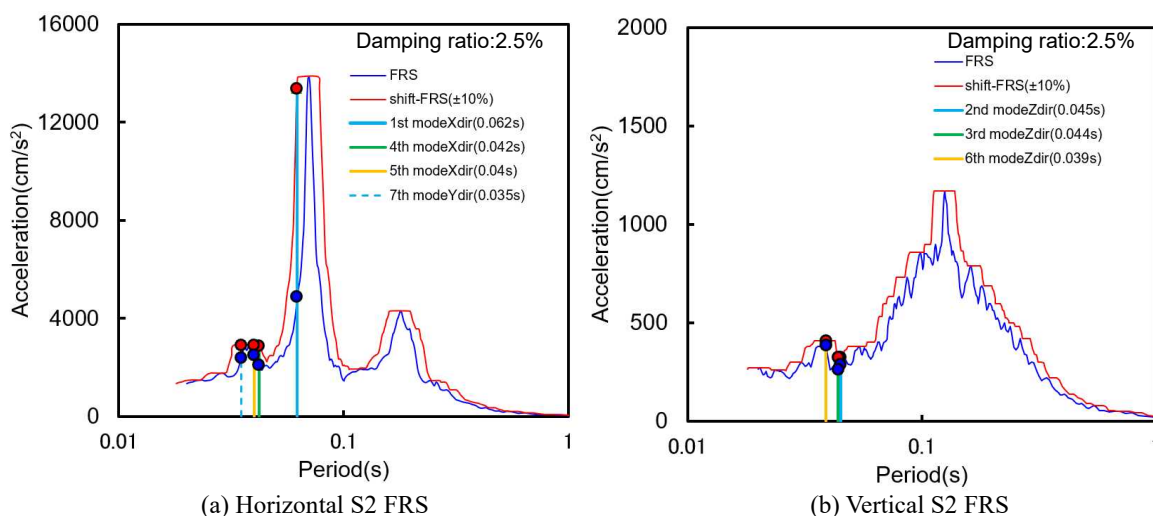


図 6-6 周期方向に $\pm 10\%$ 振幅した床応答スペクトル

表 6-3 床応答スペクトルから固有周期ごとに抽出した応答加速度

Mode	Period	Direction contributes to the response	Acc. (cm/s <sup>2</sup> )		Ratio
			±10%	-	
1	0.062	X-1st	13365	4875	2.74
2	0.045	Z-1st	322	286	1.13
3	0.044	Z-2nd	322	262	1.23
4	0.042	X-2nd	2879	2115	1.36
5	0.040	X-3rd	2899	2502	1.16
6	0.039	Z-3 <sup>rd</sup>	408	386	1.06
7	0.035	Y-1 <sup>st</sup>	2911	2392	1.22

## 6. 5 提案した耐震性評価手法の検証

### 6. 5. 1 耐震性評価手法ごとの一次応力の比較

実証試験体を模擬した BWR-FDW 配管の多質点系はりモデル及び遮蔽壁応答波 S2 を用いて 3 方向入力とする地震応答解析を実施し、図 6-3 に示す応力集中しやすいガイド、ティー及びエルボを評価対象部位とする配管本体の一次応力評価を実施した。RSA 及び配管系の 3 次元的な振動モードの特性を反映した係数に基づく時刻歴解析ベースの一次応力評価結果（内圧、自重、地震荷重を考慮）を図 6-7 に示す。ここで、RSA は周期方向に±10%拡幅した床応答スペクトルを入力とした評価結果である。また、配管系の 3 次元的な振動モードの特性を反映した係数に基づく時刻歴解析ベースの一次応力評価結果を検証するために、THA-ASME の一次応力評価結果も示す。上記の THA-ASME は、ASME 規格に従い時間軸を X 方向±10%、Y 方向±10%、Z 方向±10%に入力波をそれぞれ変動させて算出した評価結果から、最大となる一次応力評価結果を選定した。

拡幅補正係数法は、ガイド、ティー及びエルボともに一般的な評価方法である RSA よりも一次応力が小さくなる。拡幅補正係数法の一次応力が RSA に比べて小さくなる理由は、表 6-4 に示すように時刻歴解析を用いて地震荷重の組み合わせに同時性を考慮していること及び 3 方向同時入力による応答解析が要因である。また、拡幅補正係数法は、ガイド、ティー及びエルボともに THA-ASME より一次応力が小さくなる。THA-ASME に基づく方法と最も乖離している箇所は、一次応力が約 20%異なるエルボである。図 6-8 に拡幅補正係数法と THA-ASME の入力、モードごとのエルボにおける一次応力評価結果の比較を示す。THA-ASME は、X 方向の入力に 1 次モードが励起している。一方、拡幅補正係数法は、励起する入力、モードが THA-ASME と異なる。従って、拡幅補正係数法の一次応力が THA-ASME に比べて小さくなる理由は、寄与度が大きい振動モードに対し係数が考慮できていないことが要因である。

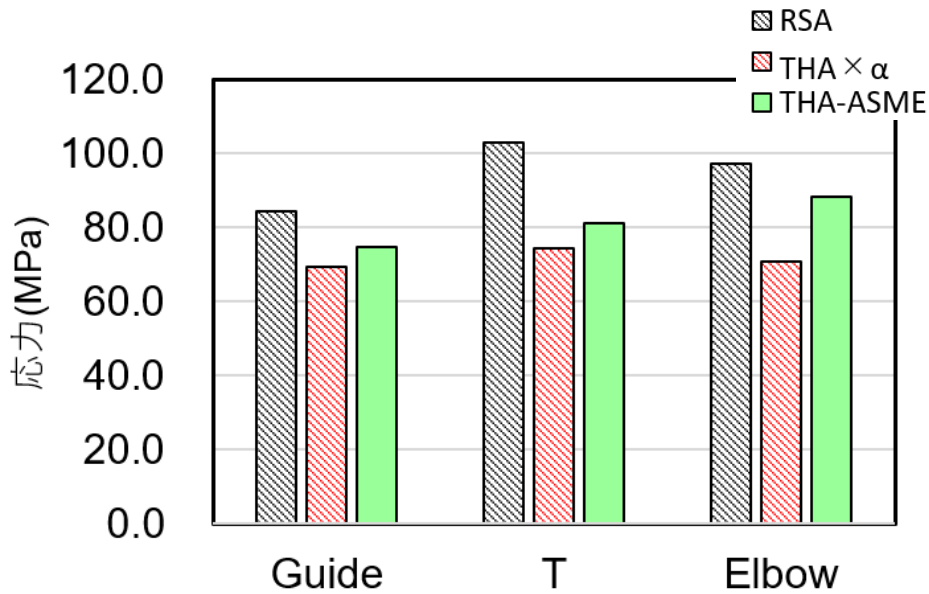


図 6-7 ガイド、ティー及びエルボにおける一次応力評価結果

表 6-4 拡幅補正係数法と応答スペクトル解析の特徴

評価手法	拡幅補正係数法	応答スペクトル解析
特徴	<ul style="list-style-type: none"> <li>● 3 方向同時入力による時刻歴応答解析+係数 <math>\alpha</math></li> <li>● 地震荷重の組合せで同時性を考慮</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>● 応答スペクトルによるモード解析+SRSS</li> <li>● 地震荷重の組合せで最大値ベース</li> </ul>

拡幅補正係数法の一次応力比較は、拡幅補正係数  $\alpha$  を考慮していない状態。一方、THA-ASME は、地盤剛性等の影響を考慮している状態。

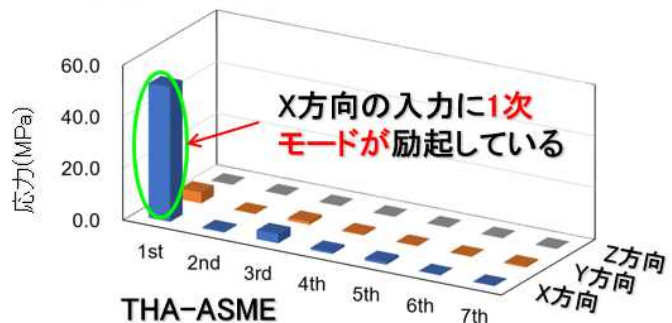
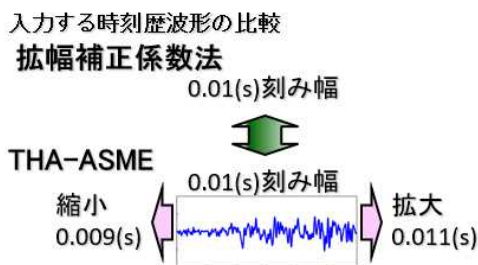
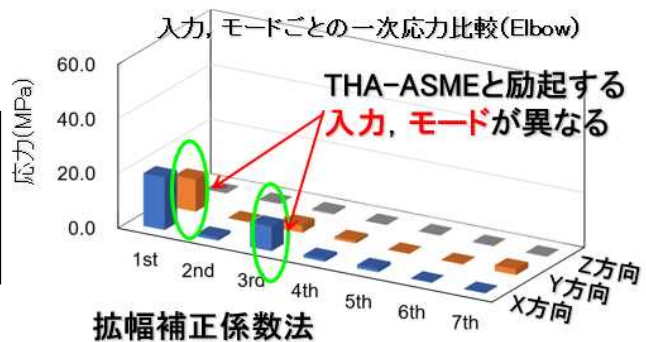


図 6-8 入力, モードごとの一次応力評価結果の比較

### 6. 5. 2 入力方向とモードの係数への寄与に関する考察

配管系の 3 次元的な振動モードの特性を反映した係数に基づく時刻歴解析ベースの一次応力評価手法である拡張補正係数法と THA-ASME の一次応力評価結果は、図 6-7 からエルボの値が最も乖離している。従って、拡張補正係数 $\alpha$ を考慮する前の一次応力において、図 6-9 に示すように各方向の入力及び振動モード別のエルボにおける一次応力を比較した。ここで、各方向の入力及び振動モード別で示す最大一次応力に対し、今回の評価では 30%以上の一次応力が発生しているものを寄与度が大きいものと判定する。ただし、各方向の入力及び振動モード別で示す最大一次応力に対して、どの程度の一次応力が発生していれば寄与度が大きいと判定するかは今後の課題である。表 6-3 に示す拡張補正係数 $\alpha$ の算出に考慮していない方向のうち、応力の寄与度は、最大一次応力の 30%以上を発生している振動モード 1 次の Y 方向と 3 次の X 方向が大きい。従って、一次応力への寄与度を踏まえて拡張補正係数を再設定する必要がある。

拡張無し時の床応答スペクトル及び周期方向に $\pm 10\%$ 拡張した床応答スペクトルから固有周期ごとに刺激係数が最大となる入力方向の応答加速度値及び振動モード 1 次の Y 方向と 3 次の X 方向の応答加速度値を抽出する。抽出した応答加速度値を式(16)に代入し、一次応力への寄与度を踏まえた拡張補正係数 $\alpha 1$ を設定する。

$$\alpha 1 = \sqrt{\left(\frac{\sqrt{\left(\sum_{iX1=1}^n A_{iXds}\right)^2}}{\sqrt{\left(\sum_{iX1=1}^n A_{iXdn}\right)^2}}\right)^2 + \left(\frac{\sqrt{\left(\sum_{iY1=1}^n A_{iYds}\right)^2}}{\sqrt{\left(\sum_{iY1=1}^n A_{iYdn}\right)^2}}\right)^2 + \left(\frac{\sqrt{\left(\sum_{iZ1=1}^n A_{iZds}\right)^2}}{\sqrt{\left(\sum_{iZ1=1}^n A_{iZdn}\right)^2}}\right)^2} \quad (16)$$

ここで、 $iX1$ ,  $iY1$ ,  $iZ1$  はモード毎に刺激係数が最大となる方向の次数及び一次応力への寄与度が大きい次数、 $n$ は剛領域となる 30 Hz までの次数、 $A_{iXds}$ ,  $A_{iYds}$ ,  $A_{iZds}$ は、周期方向に $\pm 10\%$ 拡張した床応答スペクトルから抽出した $iX1$ ,  $iY1$ ,  $iZ1$  の固有周期の応答加速度、 $A_{iXdn}$ ,  $A_{iYdn}$ ,  $A_{iZdn}$ は、拡張無し時の床応答スペクトルから抽出した $iX1$ ,  $iY1$ ,  $iZ1$  の固有周期の応答加速度とする。

表 6-3 に加えて、振動モード 1 次の Y 方向と 3 次の X 方向の応答加速度を抽出し、式(16)から一次応力への寄与度を踏まえた拡張補正係数 $\alpha 1$ を設定した。一次応力への寄与度を踏まえた拡張補正係数 $\alpha 1$ は、3.13 になった。図 6-7 に一次応力への寄与度を踏まえた拡張補正係数法の一次応力評価結果を追記した図 6-9 を示す。一次応力への寄与度を踏まえた拡張補正係数法は、約 20%から約 10%に約 THA-ASME の一次応力評価結果が近接し、応答の精度が向上した。

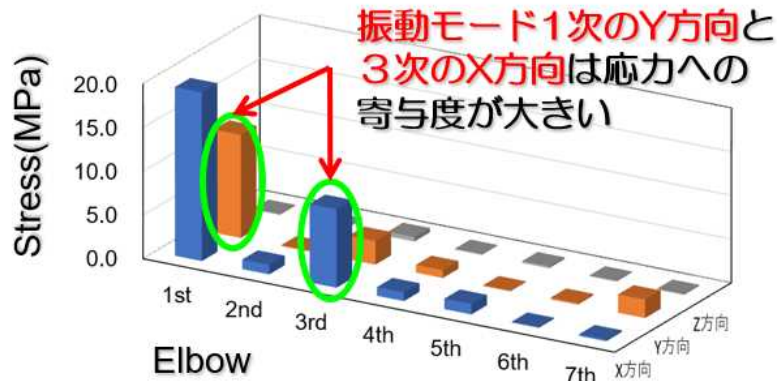


図 6-9 各方向の入力及び振動モード別のエルボ部における一次応力  
表 6-5 床応答スペクトルから固有周期ごとに再抽出した応答加速度

Dir.	Mode	Acc. (cm/s <sup>2</sup> )		Ratio
		±10%	-	
X	1	13365	4875	2.74
	4	2879	2115	1.36
	5	2899	2502	1.16
Y	7	2911	2392	1.22
Z	2	322	286	1.13
	3	322	262	1.23
	6	408	386	1.06



Dir.	Mode	Acc. (cm/s <sup>2</sup> )		Ratio
		±10%	-	
X	1	13365	4875	2.74
	3	2502	2031	1.23
	4	2879	2115	1.36
Y	5	2899	2502	1.16
	1	13365	4875	2.74
Z	7	2911	2392	1.22
	2	322	286	1.13
	3	322	262	1.23
	6	408	386	1.06

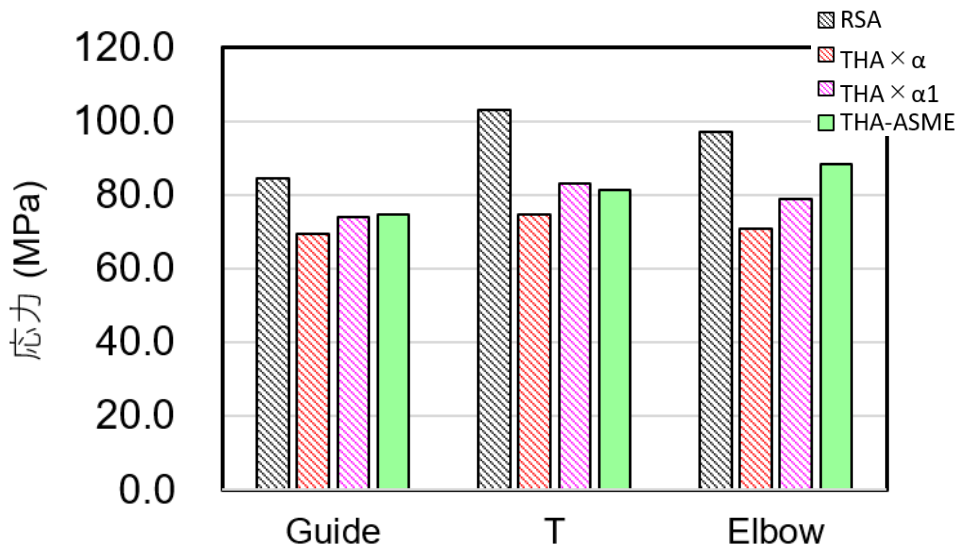


図 6-10 ガイド、ティー及びエルボにおける一次応力再評価結果

## 6. 6 結言

3 方向入力を考慮した配管系の耐震性評価手法において、応答スペクトル解析（以下、RSA という）に比べて現実的な評価になることを想定し、配管系の 3 次元的な振動モードの特性を反映した係数に基づく時刻歴解析ベースの一次応力評価手法を提案した。以下に得られた知見を示す。

### (1) モード特性を考慮した係数に基づく耐震性評価手法の提案

- 3 次元的な構造である配管系の耐震性評価をより現実的なものとするために、3 方向入力を考慮し、配管系の振動モード特性を反映した係数に基づく一次応力評価手法である拡張補正係数法を提案した。具体的には、時刻歴解析（以下、THA という）から算出した一次応力評価結果に地盤の物性や建物の剛性等による応答への影響を考慮することに相当する係数を用いる評価手法である。

### (2) 評価手法ごとの一次応力評価結果の比較

- 一般的な評価方法である RSA に対し、拡張補正係数法は、地盤剛性等を係数 $\alpha$ で考慮した時刻歴解析ベースの一次応力評価手法であり、地震荷重の組み合わせに同時性を考慮していること及び 3 方向同時入力による応答解析であることから、RSA に比べて現実的な評価である。
- 時間軸を拡大・縮小させた入力波を用いて時刻歴解析を実施する評価方法（以下、THA-ASME という）は、計算量は多くなるが、現実的な評価方法である。拡張補正係数法は、一次応力への寄与度が大きい振動モードの応答加速度を抽出し、3 方向入力を考慮した配管系の振動モード特性を反映した係数 $\alpha_1$ を設定した結果、THA-ASME の一次応力に近接し、応答の精度が向上した。したがって、提案した一次応力評価手法を用いる場合、一次応力への寄与度を踏まえた拡張補正係数 $\alpha_1$ を設定することを提言する。

## 参考文献

- 6-1) 原子力規制委員会, 発電用実用発電用原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則の解釈, available from <<https://www.nra.go.jp/data/000382455.pdf>>, (参照日 2022 年 8 月 26 日).
- 6-2) 原子力安全委員会, 実用発電用原子炉に関する耐震設計審査指針, available from <<https://warp.da.ndl.go.jp/info:ndljp/pid/9483636/www.nsr.go.jp/archive/nsc/shinsashishin/pdf/1/si004.pdf>>, (参照日 2022 年 8 月 26 日).
- 6-3) 財団法人原子力工学試験センター, 昭和 58 年度 耐震設計の標準化に関する調査報告書 別冊 2 (機器系), (1984).
- 6-4) Nuclear Power Engineering Test Center, PROVING TEST ON THE SEISMIC RELIABILITY FOR NUCLEAR POWER PLANT SEISMIC PROVING TEST OF MAIN STEAM AND FEEDWATER PIPING SYSTEM, Summary report of proving tests on the reliability for nuclear power plant-1997 (1997).

## 7. 結論

### 7. 1 本論において得られた結論

原子炉格納容器並びに配管系において、施設の実態を踏まえたシステム耐性や設計を超える入力に基づく評価を行い、不確実なリスクや総合的なリスク評価に資する施設の脆弱性に関わるより現実的な評価を試みた。ここで、現実的な評価とは、測定データ等を基にできるだけ現実に近い仮定を置いて設定した解析条件に基づき、地震に対する耐震安全上重要な設備の挙動をシミュレーションすることである。また、保守的な評価とは、規格に従って損傷確率が低くなるように設計に用いる保守的に設定した解析条件に基づき、耐震安全上重要な設備の頑健性を高めるべく保守性を有した評価を実施することである。

本研究では、第一に PWR-CV の弾塑性座屈挙動の問題に焦点を当て、静的弾塑性座屈評価において、構造要素の因子を現実的な評価に変動させた場合、どの程度座屈耐力が高くなるかを、一方で入力地震波における因子の変動を想定より厳しくした場合、どの程度座屈耐力が低くなるかを把握した。さらに、PWR-CV の動的弾塑性座屈評価において、静的な弾塑性座屈耐力に対し、動的弾塑性座屈挙動がどのように状態推移をして、どの程度応答するかを把握した。第二に配管系の耐震性評価においては、応答スペクトル解析法と比べて現実的な評価になることを想定し、配管系の 3 次元的な振動モードの特性を反映した係数に基づく一次応力評価手法である拡幅補正係数法を提案した。

以上、各章から得られた知見を分類し、本研究の結論として以下に示す。

原子炉格納容器の静的座屈挙動に影響を与える因子に関する検討

#### (1) 構造要素における因子を現実的な評価に変動した場合

- 初期不整形形状が静的弾塑性座屈評価の座屈耐力に与える影響は、1.83 と最も大きくなることが明らかとなった。その理由は、座屈モードと関係性の薄い形状を初期不整形形状としているため、座屈モードに対応した面外変形が少しずつ進展するのではなく、急激に座屈が生じたからと考えられる。初期不整形量の因子を変動した場合の静的弾塑性の座屈挙動は、基準荷重以降に非線形挙動が生じる。降伏応力が静的弾塑性座屈評価の座屈耐力に与える影響が最も小さい理由は、半径板厚比が大きく、弾性座屈が支配的な形状であるためと考えられる。

#### (2) 入力地震波における因子を厳しくなるように設定した場合

- 静的弾塑性座屈評価の座屈耐力への影響は、構造要素における因子の変動により座屈耐力比の変動が 1.23～1.83 に対して、入力地震波における因子の変動により座屈耐力比の変動が 1.20～1.27 となり、構造要素の因子の変動に比べて座屈耐力比の変動幅が 1 桁小さくなることが明らかになった。また、包絡波及び応答一定波による静的弾塑性の座屈挙動は、双方とも最大荷重より小さい荷重から勾配が

緩やかになる非線形挙動が生じ、円筒胴の Mises 応力空間分布が類似している。一次曲げモードが卓越する格納容器における応答の特性上、入力地震波の因子を変動させても FE モデルへ入力する荷重分布が類似する。従って、地震荷重を線形に漸増負荷する静的弾塑性座屈解析による評価手法を用いていることが座屈耐力比の変動幅が 1 桁小さくなる要因である。

## 原子炉格納容器の動的座屈挙動における状態推移の特徴

### (1) 動的弾性解析に基づく座屈評価に関する検討

- FE モデルと多質点系はりモデルの 1 次曲げ固有振動数は近接している。しかし、高次のモードにおける FE モデルのモード形状は、オーバル振動モードが含まれており、リングガーダに円筒胴上部が円形保持されていることから、多質点系はりモデルと異なる。FE モデルを用いた動的座屈評価は、より現実的なモードを表現できることから、円筒胴に生じる動的座屈挙動を精緻に評価できる。その FE モデルの応答加速度は、多質点系はりモデルと比べて約 20%程度低減した。これは、FE モデルの場合には、オーバル振動モードを含む高次のモード形状を模擬できるため、オーバル振動モードなどの刺激係数が高まり 1 次曲げの固有振動数以外にパワーが分散することに起因する。この結果、FE モデルの動的弾性座屈評価は、多質点系はりモデルの動的弾性座屈評価と比べて現実的な動的座屈挙動を評価できていることになる。

### (2) 動的弾塑性座屈挙動の状態推移

- 耐震設計に用いられる入力地震波である基礎応答波 S2 が 2.0 倍より大きくなると、荷重と変位の関係に非線形が生じ、円筒胴のしわが大きくなった。上記の状態は、従来の設計評価で保持していた線形領域を超え、幾何学的非線形の進行が顕著になって弾塑性の領域に入ってきており、新規制基準の基本方針で定めた塑性ひずみが生じ始める状態に動的座屈挙動が推移し始めている。さらに、振幅 3.5 倍から曲げ、3.75 倍からせん断による塑性ひずみが円筒胴に発生し、4.0 倍でひずみが進行するものの、塑性ひずみの量は小さなレベルに留まっており、破断延性限界に十分な余裕を有している状態である。

### (3) 静的な座屈挙動に対する動的弾塑性座屈挙動の比較

- 静的弾塑性座屈評価の座屈耐力に対して、動的弾塑性座屈評価に基づく最大地震荷重の比により算出した動的応答倍率は、入力地震波の振幅が 2.75 倍で 1.0 を超え、4.0 倍で 1.25 となった。これは、オーバルモードを含む高次のモードによる曲げやせん断の塑性ひずみの発生が主要因として考えられる。これにより、静的



弾塑性座屈評価の座屈耐力に対して、塑性ひずみが円筒胴に生じる状態での動的応答がどの程度高くなるかを定量的に把握した。

### 3 方向入力を考慮した配管系の耐震性評価に関する検討

#### (1) モードの特性を考慮した係数に基づく耐震性評価手法の提案

- 3次元的な構造である配管系の耐震性評価をより現実的なものとするために、3方向入力を考慮し、配管系の振動モード特性を反映した係数に基づく時刻歴解析ベースの一次応力評価手法である拡張補正係数法を提案し、精度の検証を実施した。

#### (2) 評価手法ごとの一次応力評価結果の比較

- 一般的な評価方法である応答スペクトル解析（以下、RSA という）に対し、拡張補正係数法は、地盤剛性等を係数 $\alpha$ で考慮した時刻歴解析ベースの一次応力評価手法であり、時刻歴解析を用いて地震荷重の組み合わせに同時性を考慮していること及び3方向同時入力による応答解析であることから、RSA に比べて現実的な評価である。一方、時間軸を拡大・縮小させた入力波を用いて時刻歴解析を実施する評価方法（以下、THA-ASME という）は、計算量は多くなるが、現実的な評価方法である。拡張補正係数法は、一次応力への寄与度が大きい振動モードの応答加速度を抽出し、3方向入力を考慮した配管系の振動モード特性を反映した係数 $\alpha_1$ を設定した結果、THA-ASME の一次応力に近接し、応答の精度が向上した。したがって、提案した一次応力評価手法を用いる場合、一次応力への寄与度を踏まえた拡張補正係数 $\alpha_1$ を設定することを提言する。

現実的な評価を把握することによって、設計評価がどの程度の保守性を有しているかを把握することができ、施設の安全性向上に繋がるものと考えられる。

## 7. 2 今後の課題

PWR-CV 及び配管系の耐震性評価手法に関する今後の課題を示す。

- 施設の脆弱性や安全性を把握する観点から重要視される安全性向上評価に対応すべく、原子炉格納容器及び配管系の現実的な耐震性評価手法に基づくフラジリティを検討する必要がある。
- 動的弾塑性座屈評価において、加振方向に象脚座屈、加振直角方向にせん断座屈が発生し、せん断座屈のしわが重なる箇所にも亀裂が発生するという機能喪失の損傷モードに対して FE モデルを用いた詳細解析で評価できるように検討する必要がある。
- 複数の時刻歴波形の入力（多入力）が必要な階層を跨ぐような配管において、拡張補正係数法の適用性及び精度を検証する必要がある。

## 謝辞

本論文は、原子力規制庁における研究成果に加えて、筑波大学システム情報系 庄司学 教授のご指導とご助言のもと、学術的な視点を加えて取りまとめたものです。

主指導教員である庄司学 教授には、研究の構成から成果の取りまとめまで、多くのご指導を頂きました。また、論文が却下された時には相当に落ち込みましたが、それでも先生に粘り強くご指導いただき、今回のような成果を挙げられたことは、自分にとって一生忘れられないものとなりました。心より感謝申し上げます。

筑波大学システム情報系 松田昭博 准教授、西尾真由子 准教授には、副指導教員として入学審査、大学院セミナー及び予備審査において多角的な観点から学位論文に対するご助言、ご指導を頂き誠にありがとうございました。

筑波大学システム情報系 磯部大吾郎 教授、岡島敬一 教授には、副査として予備審査において解析条件設定の妥当性や結論の取り纏め等に関して学位論文に対するご助言、ご指導を頂き誠にありがとうございました。

神奈川大学工学部機械工学科 藤本滋 教授には、筑波大学システム情報系 庄司学 教授とともに原子力規制庁における研究に有識者として参画していただき、研究の方向性や技術的妥当性の確認に関するご助言を頂きました。また、論文作成にあたり、「研究成果として最初に投稿する論文を大事にしてください」というご指導等を頂き誠にありがとうございました。

庄司学教授および西尾真由子准教授の研究室に所属するゼミの皆様には、様々な観点からのご質問やご助言を頂きました。

研究を遂行するにあたり、原子力規制庁の鈴木謙一 博士には、耐震信頼性実証試験の知見や本研究に対して細部にわたり技術的なご意見やご助言を頂きました。また、私が学位取得に挑戦することに対して賛同していただき、研究が思うように進まず苦しい立場になったときに、常に味方になって励ましていただいたことを心より感謝いたします。

独立行政法人原子力安全基盤機構に入社以来、これまで著者を指導していただいた郡安憲三様、福西史郎様、香田雅行様、川内英史様に心より感謝いたします。東喜三郎様には、原子力規制庁における研究や共著としての論文執筆等に助力いただいたことを心より感謝いたします。

最後に、終始かわらず著者を支え続けてくれた妻 裕美、長男 耀太、次男 史陽に心から感謝の言葉を述べて結びといたします。

## 業績リスト

### 【査読付き原著論文】

- 日高慎士郎, 東喜三郎, 庄司学, 藤本滋, 耐震信頼性実証試験に基づく PWR 鋼製原子炉格納容器の耐震性評価に関する検討 (座屈設計評価手法において座屈耐力に考慮される保守性の明確化), 日本機械学会論文集, Vol. 88, No. 913, 2022, DOI:10.1299/transjsme.22-00146

### 【査読付き国際会議論文】

- S. Hidaka, G. Shoji, Numerical Analysis for Clarifying Dynamic Buckling Behavior of PWR-CV Subject to a Seismic Excitation, The 30th International Conference on Nuclear Engineering, Paper ID: ICONE30-1701, 8 pages, 2023 (査読中)
- S. Hidaka, K. Azuma, G. Shoji, Evaluation of Buckling Criteria for Reactor Containment Vessels under Seismic Loadings, The 17th World Conference on Earthquake Engineering, Paper ID: 2c-0332, 12 pages, 2021

### 【学会発表】

- 日高慎士郎, 庄司学, PWR 鋼製原子炉格納容器の地震時における動的座屈挙動に関する数値解析的検討, 日本原子力学会 2022 年秋の大会, 3K02, 2022
- 日高慎士郎, 東喜三郎, 庄司学, 入力地震波の相違による PWR 鋼製原子炉格納容器の座屈耐力への影響, 日本原子力学会 2022 年春の年会, 1F04, 2022
- 日高慎士郎, 高松直丘, 川内英史, 郡安憲三, 原子炉建屋天井クレーンの耐震安全性評価に関する検討, 日本原子力学会 2009 年秋の大会, G25, p.307, 2009