

令和5年度

文部科学省 国家課題対応型研究開発推進事業

原子力システム研究開発事業

原子炉構造レジリエンスを向上させる

破損の拡大抑制技術の開発

成果報告書

令和6年3月

国立大学法人 東京大学

本報告書は、文部科学省の原子力システム
研究開発事業による委託業務として、国立大
学法人 東京大学（受託機関名）が実施した
令和2年度－令和5年度「原子炉構造レジリ
エンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開
発」の成果を取りまとめたものです。

目次

概略	xviii
1 はじめに	1-1
2 業務計画	
2.1 全体計画【R2-R5】	2-1
2.2 令和5年度の成果の目標及び業務の実施方法【R5】	2-4
3 実施内容及び成果	
3.1 超高温時の破損拡大抑制技術	3.1.1(1)-1
3.1.1 超高温時に対する破損シーケンス予測・抑制技術【R2-R5】	3.1.1(1)-1
(1) 研究の背景と目的	3.1.1(1)-1
(2) 令和2年度～令和4年度の実施内容と成果の概要【R2-R4】	3.1.1(2)-1
(3) 令和5年度の実施内容と成果【R5】	3.1.1(3)-1
(4) まとめ【R5】	3.1.1(4)-1
3.1.2 詳細構成式と模擬材料試験を組み合わせた革新的モデリング【R2-R5】	3.1.2(1)-1
(1) 令和2年度～令和4年度の実施内容と成果の概要【R2-R4】	3.1.2(1)-1
(2) 令和5年度の実施内容の概要【R5】	3.1.2(2)-1
(3) 球殻座屈体の解析	3.1.2(3)-1
(4) 円筒座屈解析 ケース1	3.1.2(4)-1
(5) 円筒座屈解析 ケース3	3.1.2(5)-1
(6) まとめ【R5】	3.1.2(6)-1
3.1.3 超高温時の破損拡大抑制技術のまとめ【R5】	3.1.3-1
3.2 過大地震に対する破損拡大抑制技術【R2-R5】	3.2.1(1)-1
3.2.1 過大地震に対する破損シーケンス予測技術【R2-R5】	3.2.1(1)-1
(1) 令和2年度～令和4年度の実施内容と成果の概要【R2-R4】	3.2.1(1)-1
(2) 振動荷重下における容器座屈変形からの破損拡大メカニズムの検討【R5】	3.2.1(2)-1
(3) 過大地震に対する容器の座屈後応答・破損限界の評価法と座屈試験の検討【R5】	3.2.1(3)-1
(4) まとめ【R5】	3.2.1(4)-1
3.2.2 過大地震に対する破損シーケンス抑制技術 (再委託先：防災科研)【R2-R5】	3.2.2(1)-1
(1) 令和2年度～令和4年度の実施内容と成果の概要【R2-R4】	3.2.2(1)-1
(2) 配管系の新しい耐震性評価概念の提案【R5】	3.2.2(2)-1

(3) まとめ【R5】	3. 2. 2(3)-1
3. 2. 3 過大地震に対する破損拡大抑制技術のまとめ【R5】	3. 2. 3-1
3. 3 原子炉構造レジリエンス向上策【R2-R5】	3. 3. 1(1)-1
3. 3. 1 リスク評価との技術統合によるレジリエンス可視化技術 (東大、再委託先：原子力機構)【R2-R5】	3. 3. 1(1)-1
(1) レジリエンス性向上性能の可視化の対象拡張【R2-R5】	3. 3. 1(1)-1
(2) 超高温時のレジリエンス向上策の有効性評価技術 (再委託先：原子力機構)【R2-R5】	3. 3. 1(2)-1
(3) 過大地震時のレジリエンス向上策の有効性評価技術 (再委託先：原子力機構)【R2-R5】	3. 3. 1(3)-1
(4) まとめ【R5】	3. 3. 1(4)-1
3. 3. 2 次世代原子炉のレジリエンス向上策(再委託先：原子力機構)【R2-R5】	3. 3. 2(1)-1
(1) 超高温時のレジリエンス向上策の提案【R2-R5】	3. 3. 2(1)-1
(2) 過大地震時のレジリエンス向上策の提案【R4-R5】	3. 3. 2(2)-1
(3) レジリエンス向上策を採用した次世代原子炉構造概念【R5】	3. 3. 2(3)-1
3. 3. 3 知識統合に基づくレジリエンス向上ガイドライン【R3-R5】	3. 3. 3(1)-1
(1) 令和3年度～令和4年度の実施内容と成果の概要【R3-R4】	3. 3. 3(1)-1
(2) 令和5年度の実施内容と成果【R5】	3. 3. 3(2)-1
(3) まとめ【R5】	3. 3. 3(3)-1
3. 3. 4 原子炉構造レジリエンス向上策のまとめ【R5】	3. 3. 4-1
3. 4 研究推進	3. 4-1
4. 結言	4-1
4. 1 結論【R2-R4】	4-1
4. 2 結論【R5】	4-3
4. 3 本プロジェクトの成果に関わる外部発表	4-5

Appendix

Appendix A 詳細構成式と模擬材料試験を組み合わせた革新的モデリング	Appendix A-1
Appendix B 過大地震に対する容器の座屈試験と破損限界の評価法	Appendix B-1
Appendix C ガイドライン PART 0 設計想定を超える事象 (Beyond Design Basis Events) に対する原子炉構造レジリエンス向上ーレジリエンス向上に関する基本的考え方とガイドラインの位置付けー	Appendix C-1

Appendix D ガイドライン PART I 設計想定を超える事象 (Beyond Design Basis Events) に対する原子炉構造レジリエンス向上—安全性能要求に関する基本ガイドライン—	Appendix D-1
Appendix E ガイドライン PART II 設計想定を超える事象 (Beyond Design Basis Events) に対する原子炉構造レジリエンス向上—機器単体に対する受動安全構造実現のための技術的手法—	Appendix E-1

表一覧

表 2. 1-1	構造固有の特性による破損拡大抑制の概念	2-2
表 3. 1. 1 (2)-1	構造不連続部付き球殻試験体の主要寸法 (単位 mm)	3. 1. 1 (2)-1
表 3. 1. 1 (2)-2	球面座の寸法 (単位 mm)	3. 1. 1 (2)-5
表 3. 1. 2 (4)-1	座屈前後の固有振動数 ケース 1	3. 1. 2 (4)-6
表 3. 2. 1 (1)-1	基本形状を用いる実験計画、解析計画 (工程表)	3. 2. 1 (1)-1
表 3. 2. 1 (1)-2	静的座屈の試験体及び試験条件	3. 2. 1 (1)-5
表 3. 2. 1 (1)-3	振動座屈の試験体及び試験条件	3. 2. 1 (1)-7
表 3. 2. 1 (1)-4	試験条件	3. 2. 1 (1)-9
表 3. 2. 1 (1)-5	振動数比 $R(=f_{input}/f_{natural})$	3. 2. 1 (1)-11
表 3. 2. 1 (1)-6	正弦複合波加振の実験結果	3. 2. 1 (1)-12
表 3. 2. 1 (1)-7	地震波加振の実験結果	3. 2. 1 (1)-12
表 3. 2. 1 (1)-8	実験条件及び試験結果	3. 2. 1 (1)-14
表 3. 2. 1 (2)-1	振動座屈試験体と高速炉形状の対比	3. 2. 1 (1)-1
表 3. 2. 1 (2)-2	試験条件	3. 2. 1 (2)-2
表 3. 2. 1 (2)-3	座屈後性状のまとめ	3. 2. 1 (2)-5
表 3. 2. 1 (2)-4	振動座屈後亀裂進展試験の条件	3. 2. 1 (2)-6
表 3. 2. 1 (2)-5	振動座屈後の亀裂進展パターン	3. 2. 1 (2)-7
表 3. 2. 1 (3)-1	試験体の代表寸法と座屈試験ケース	3. 2. 1 (3)-4
表 3. 2. 1 (3)-2	座屈試験と解析から得られた座屈荷重と疲労損傷度の比較	3. 2. 1 (3)-4
表 3. 2. 2 (2)-1	サポートの残存数と配管系の 1 次固有振動数	3. 2. 2 (2)-3
表 3. 2. 2 (2)-2	解析ケースと破損サポートの破損荷重	3. 2. 2 (2)-3
表 3. 2. 2 (2)-3	配管に適用した材料物性値	3. 2. 2 (2)-3
表 3. 2. 2 (2)-4	アンカ部発生応力の比較 (解析 1-2 と解析 2)	3. 2. 2 (2)-10
表 3. 2. 2 (2)-5	実機配管設計へ適用する際の課題	3. 2. 2 (2)-20
表 3. 3. 1 (1)-1	クリープ破損式で用いられるパラメータ	3. 3. 1 (1)-6
表 3. 3. 1 (2)-1	起因事象グループの記号とその意味 (次世代原子炉 JSFR)	3. 3. 1 (2)-7
表 3. 3. 1 (2)-2	レジリエンス向上策の有効性評価の評価ケース	3. 3. 1 (2)-7
表 3. 3. 1 (2)-3	各ケース各温度における CVACS による冷却に成功する確率	3. 3. 1 (2)-7
表 3. 3. 1 (2)-4	A~G の各ヘディングの定義と設定した分岐確率	3. 3. 1 (2)-8
表 3. 3. 1 (2)-5	ケース 1~4 の分解イベントツリーを定量化した結果 (冷却に 成功/失敗する確率)	3. 3. 1 (2)-8
表 3. 3. 1 (3)-1	地震応答解析で評価した原子炉容器の疲労損傷係数 D_f	3. 3. 1 (3)-8
表 3. 3. 1 (3)-2	疲労破損を想定した場合の安全係数の評価例	3. 3. 1 (3)-8
表 3. 3. 1 (3)-3	疲労破損を想定した場合の安全係数の不確かさ β の評価例	3. 3. 1 (3)-9
表 3. 3. 1 (3)-4	地震応答解析で評価した原子炉容器の疲労損傷係数 D_f	3. 3. 1 (3)-9
表 3. 3. 1 (3)-5	水平変位抑制を考慮した疲労損傷係数 D_f	3. 3. 1 (3)-9
表 3. 3. 1 (3)-6	次世代原子炉 JSFR の解析ケース	3. 3. 1 (3)-10
表 3. 3. 2 (1)-1	令和 3 年度の JSFR 解析ケース	3. 3. 2 (1)-9

表 3.3.2(1)-2	令和4年度の JSFR 解析ケース	3.3.2(1)-9
表 3.3.2(1)-3	令和5年度の JSFR 解析ケース	3.3.2(1)-10
表 3.3.3(2)-1	設計想定事象と設計想定を超える事象に対する構造物の要求性能の比較	3.3.3(2)-2

図一覧

図 2.1-1	リスク低減のための構造強度の考え方の転換	2-1
図 2.1-2	破損拡大抑制による安全性レジリエンス向上	2-1
図 2.1-3	化学プラントにおける破損拡大抑制例	2-2
図 2.1-4	研究対象とする次世代高速炉と研究課題	2-2
図 2.1-5	研究計画の概要	2-3
図 2.1-6	研究の工程概要	2-4
図 2.1-7	令和5年度研究実施項目と対応する報告書目次	2-6
図 3.1.1(1)-1	冷却機能喪失事故による原子炉容器に懸念される事象と課題	3.1.1(1)-1
図 3.1.1(1)-2	構造不連続部のある下部鏡と構造不連続部のない下部鏡の例 [1]	3.1.1(1)-2
図 3.1.1(1)-3	RV 下部の GV、床などへの接触と荷重再配分のイメージ	3.1.1(1)-2
図 3.1.1(2)-1	構造不連続部付き球殻試験体の外観	3.1.1(2)-1
図 3.1.1(2)-2	荷重－荷重点変位曲線（試験結果、構造不連続部付き球殻）	3.1.1(2)-2
図 3.1.1(2)-3	破壊後の試験体の変形状況（構造不連続部付き球殻）	3.1.1(2)-2
図 3.1.1(2)-4	解析モデル及び荷重、境界条件（構造不連続部付き球殻）	3.1.1(2)-3
図 3.1.1(2)-5	真応力－真ひずみ曲線の直線近似（構造不連続部付き球殻）	3.1.1(2)-3
図 3.1.1(2)-6	荷重－荷重点変位曲線（解析結果、構造不連続部付き球殻）	3.1.1(2)-3
図 3.1.1(2)-7	平床接触球殻試験体の外観	3.1.1(2)-4
図 3.1.1(2)-8	平床接触球殻の座屈試験方法	3.1.1(2)-4
図 3.1.1(2)-9	荷重－変位曲線（試験結果、平床接触球殻）	3.1.1(2)-4
図 3.1.1(2)-10	試験後の試験体の変形状態（平床接触球殻）	3.1.1(2)-5
図 3.1.1(2)-11	球面座接触球殻試験体の外観と球面座	3.1.1(2)-6
図 3.1.1(2)-12	球面座接触球殻の座屈試験方法	3.1.1(2)-6
図 3.1.1(2)-13	荷重－変位曲線（試験結果、球面座接触球殻）	3.1.1(2)-6
図 3.1.1(2)-14	試験後の試験体の変形状態（球面座接触球殻）	3.1.1(2)-6
図 3.1.1(2)-15	解析モデル及び荷重条件と境界条件（平床接触球殻）	3.1.1(2)-7
図 3.1.1(2)-16	真応力－真ひずみ曲線の多直線近似（平床接触球殻）	3.1.1(2)-7
図 3.1.1(2)-17	荷重－荷重点変位曲線（解析結果、平床接触球殻）	3.1.1(2)-7

図 3.1.1(2)-18	解析モデル及び荷重条件と境界条件（球面座接触球殻）	3.1.1(2)-8
図 3.1.1(2)-19	荷重－荷重点変位曲線（解析結果、球面座接触球殻）	3.1.1(2)-8
図 3.1.1(2)-20	最大変位における変形状態と半径方向応力の分布(DR 90-95)	3.1.1(2)-9
図 3.1.1(2)-21	炉心支持構造試験体の座屈試験方法	3.1.1(2)-9
図 3.1.1(2)-22	試験体の外観及び内部構造（炉心支持構造）	3.1.1(2)-10
図 3.1.1(2)-23	荷重－荷重点変位曲線（試験結果、炉心支持構造）	3.1.1(2)-10
図 3.1.1(2)-24	破壊後の試験体の変形状況（炉心支持構造）	3.1.1(2)-11
図 3.1.1(2)-25	解析モデル及び荷重条件と境界条件（炉心支持構造）	3.1.1(2)-11
図 3.1.1(2)-26	真応力－真ひずみ曲線の多直線近似（炉心支持構造）	3.1.1(2)-11
図 3.1.1(2)-27	荷重－荷重点変位曲線（解析結果、炉心支持構造）	3.1.1(2)-12
図 3.1.1(2)-28	最大変位における変形状態とミーゼス応力の分布（炉心支持構造）	3.1.1(2)-12
図 3.1.1(3)-1	実機レベルの解析モデル	3.1.1(3)-2
図 3.1.1(3)-2	実機レベルモデルの座屈後変形状態	3.1.1(3)-3
図 3.1.1(3)-3	ループ型炉下部鏡の座屈荷重及び座屈後挙動に及ぼす内圧の影響	3.1.1(3)-4
図 3.1.1(3)-4	ループ型炉及びタンク型炉の荷重－変位曲線 （球面座 2/3 支持、84%支持）	3.1.1(3)-4
図 3.1.2(1)-1	詳細構成式と模擬材料試験を組み合わせた革新的モデリング	3.1.2(1)-1
図 3.1.2(3)-1	荷重変位曲線 各ケース重ね合わせ	3.1.2(3)-1
図 3.1.2(3)-2	タンク型炉 球面座(2/3 支持) 押込変位 850mm 変形図(実寸) 累積相当塑性ひずみコンター	3.1.2(3)-2
図 3.1.2(3)-3	タンク型炉 球面座(2/3 支持) 荷重変位曲線	3.1.2(3)-2
図 3.1.2(4)-1	鉛直方向絶対加速度時刻歴 ケース 1	3.1.2(4)-1
図 3.1.2(4)-2	鉛直方向絶対加速度 位相遅れ時刻歴 ケース 1 全時刻	3.1.2(4)-2
図 3.1.2(4)-3	鉛直方向絶対加速度 位相遅れ時刻歴 ケース 1 0-5 秒	3.1.2(4)-2
図 3.1.2(4)-4	鉛直方向絶対加速度 位相遅れ時刻歴 ケース 1 20-25 秒	3.1.2(4)-3
図 3.1.2(4)-5	鉛直方向絶対加速度 位相遅れ時刻歴 ケース 1 35-37.5 秒	3.1.2(4)-3
図 3.1.2(4)-6	復元力－相対変位曲線 鉛直方向 全時刻 ケース 1	3.1.2(4)-4
図 3.1.2(4)-7	復元力－相対変位曲線 第 24 サイクル ケース 1	3.1.2(4)-4
図 3.1.2(4)-8	復元力－相対変位曲線 第 50 サイクル ケース 1	3.1.2(4)-5
図 3.1.2(4)-9	復元力－相対変位曲線 第 220 サイクル ケース 1	3.1.2(4)-5
図 3.1.2(4)-10	疲労強度評価 ケース 1 着目要素 外面 2747	3.1.2(4)-6

図 3.1.2(4)-11	要素 2747 外面 レインフロー法によるサイクル算定 極小点 及び極大点 ケース 1 0-20 秒	3.1.2(4)-7
図 3.1.2(4)-12	要素 2747 外面 レインフロー法によるサイクル算定 極小点 及び極大点 ケース 1 20-37.5 秒	3.1.2(4)-7
図 3.1.2(4)-13	要素 2747 疲労損傷係数 時刻歴グラフ	3.1.2(4)-8
図 3.1.2(5)-1	水平方向絶対加速度時刻歴 ケース 3	3.1.2(5)-1
図 3.1.2(5)-2	鉛直方向絶対加速度時刻歴 ケース 3	3.1.2(5)-2
図 3.1.2(5)-3	復元力-相対変位曲線 水平方向 全時刻 ケース 3	3.1.2(5)-2
図 3.1.2(5)-4	復元力-相対変位曲線 鉛直方向 全時刻 ケース 3	3.1.2(5)-3
図 3.1.2(5)-5	疲労強度評価 ケース 3 着目要素 外面 2747	3.1.2(5)-4
図 3.1.2(5)-6	要素 1997 外面 レインフロー法によるサイクル算定 (抜粋) ケース 3 50-100 秒	3.1.2(5)-4
図 3.1.2(5)-7	要素 1997 外面 レインフロー法によるサイクル算定 (抜粋) ケース 3 150-190 秒	3.1.2(5)-5
図 3.1.2(5)-8	要素 1997 疲労損傷係数 時刻歴グラフ	3.1.2(5)-5
図 3.2.1(1)-1	梁を用いたラチェット試験	3.2.1(1)-2
図 3.2.1(1)-2	梁モデルにおけるラチェット発生条件	3.2.1(1)-2
図 3.2.1(1)-3	ラチェット発生条件を表す統一線図	3.2.1(1)-2
図 3.2.1(1)-4	幾何形状変化に伴う荷重変化とトラジェクトリ	3.2.1(1)-3
図 3.2.1(1)-5	トラジェクトリと定常応答塑性崩壊条件を用いたラチェット 先導型崩壊の発生予測法	3.2.1(1)-4
図 3.2.1(1)-6	軸方向圧縮試験	3.2.1(1)-4
図 3.2.1(1)-7	軸方向圧縮試験片	3.2.1(1)-4
図 3.2.1(1)-8	座屈前 (上) と座屈後 (下)	3.2.1(1)-4
図 3.2.1(1)-9	入力加速度の波形	3.2.1(1)-4
図 3.2.1(1)-10	オイラー座屈と飛び移り座屈	3.2.1(1)-5
図 3.2.1(1)-11	梁中点たわみと軸方向復元力	3.2.1(1)-5
図 3.2.1(1)-12	試験体 M3-1s 及び M3-2s の荷重-変位曲線	3.2.1(1)-6
図 3.2.1(1)-13	静的軸圧縮試験における座屈後形状	3.2.1(1)-6
図 3.2.1(1)-14	小型円筒振動座屈試験体系と同試験前写真	3.2.1(1)-6
図 3.2.1(1)-15	小型円筒振動座屈試験	3.2.1(1)-7
図 3.2.1(1)-16	入力波	3.2.1(1)-7
図 3.2.1(1)-17	試験体の絶対加速度及び相対変位	3.2.1(1)-8

図 3.2.1(1)-18 試験体の応答履歴の模式図	3.2.1(1)-8
図 3.2.1(1)-19 復元力—相対変位曲線と座屈後変形 (写真)	3.2.1(1)-9
図 3.2.1(1)-20 正弦波	3.2.1(1)-10
図 3.2.1(1)-21 正弦複合波	3.2.1(1)-10
図 3.2.1(1)-22 地震波加速度時刻歴	3.2.1(1)-10
図 3.2.1(1)-23 地震波加速度スペクトル	3.2.1(1)-10
図 3.2.1(1)-24 正弦波加振 (試験 N0.2) の応答	3.2.1(1)-11
図 3.2.1(1)-25 座屈に伴う応答絶対加速度変化 (正弦波加振)	3.2.1(1)-11
図 3.2.1(1)-26 応答スペクトル	3.2.1(1)-12
図 3.2.1(1)-27 複合波加振 (試験 N0.9) の応答 (A) 相対変位 (B) 絶対加速度 (C) 復元力特性	3.2.1(1)-12
図 3.2.1(1)-28 座屈に伴う応答絶対加速度変化 (複合波加振)	3.2.1(1)-12
図 3.2.1(1)-29 地震波加速度応答スペクトル	3.2.1(1)-12
図 3.2.1(1)-30 地震波加振 (試験 N0.9) の応答 (A) 相対変位 (B) 絶対加速度 (C) 復元力特性	3.2.1(1)-13
図 3.2.1(1)-31 座屈に伴う応答絶対加速度変化 (地震波加振)	3.2.1(1)-13
図 3.2.1(1)-32 振動台に取り付けた試験体 (左:写真、右:図面)	3.2.1(1)-13
図 3.2.1(1)-33 試験体 A 30 Hz、40 m/s^2 1 回加振後 (左) と 3 回加振後 (右)	3.2.1(1)-14
図 3.2.1(1)-34 加振中の圧縮時と引張時の様子 (30 Hz)	3.2.1(1)-15
図 3.2.1(1)-35 応答絶対加速度 (試験体 A 50 Hz-22 m/s^2 、左:1 回目加振後、 右:3 回目加振後)	3.2.1(1)-15
図 3.2.1(1)-36 応答絶対加速度 (試験体 A 30 Hz-40 m/s^2 、左:1 回目加振後、 右:3 回目加振後)	3.2.1(1)-15
図 3.2.1(1)-37 試験体 B 30 Hz、40 m/s^2 1 回加振後 (左) と 3 回加振後 (右)	3.2.1(1)-16
図 3.2.1(1)-38 応答絶対加速度 (試験体 B 50 Hz-22 m/s^2 、左:1 回目加振後、 右:3 回目加振後)	3.2.1(1)-16
図 3.2.1(1)-39 応答絶対加速度 (試験体 B 30 Hz-40 m/s^2 、左:1 回目加振後、 右:3 回目加振後)	3.2.1(1)-16
図 3.2.1(1)-40 振動軸圧縮における座屈モードの変化	3.2.1(1)-17
図 3.2.1(1)-41 応答絶対加速度、応答相対変位に対する重力効果模擬の有無の比較	3.2.1(1)-18
図 3.2.1(1)-42 水平方向振動荷重による座屈挙動の模式図	3.2.1(1)-18
図 3.2.1(1)-43 軸方向振動荷重 (重力効果模擬なし) による座屈挙動の模式図	3.2.1(1)-18

図 3.2.1(1)-44	軸方向振動荷重(重力効果模擬あり)による座屈挙動の模式図	3.2.1(1)-19
図 3.2.1(2)-1	小型円筒座屈振動座屈試験	3.2.1(2)-1
図 3.2.1(2)-2	小型円筒振動座屈試験体系	3.2.1(2)-1
図 3.2.1(2)-3	短軸円筒(short)NO.1 正弦波加振の座屈推移	3.2.1(2)-2
図 3.2.1(2)-4	中間軸長円筒(medium)NO.2 正弦波加振の座屈後推移	3.2.1(2)-3
図 3.2.1(2)-5	長軸円筒(long)NO.3 の応答	3.2.1(2)-3
図 3.2.1(2)-6	短軸円筒(short)NO.2 の応答	3.2.1(2)-4
図 3.2.1(2)-7	座屈後位相遅れ及び座屈後加速度応答倍率に及ぼす 円筒形状(H/R)の影響	3.2.1(2)-4
図 3.2.1(2)-8	CT 試験片の K 値の推移 (左:荷重制御型、右:変位制御型)	3.2.1(2)-5
図 3.2.1(2)-9	振動座屈後の亀裂進展試験	3.2.1(2)-6
図 3.2.1(2)-10	振動座屈後亀裂進展試験の入力波	3.2.1(2)-6
図 3.2.1(2)-11	典型的な亀裂進展の状況	3.2.1(2)-8
図 3.2.1(2)-12	亀裂進展過程における振動数比と応答加速度の関係	3.2.1(2)-8
図 3.2.1(2)-13	亀裂進展解析モデル	3.2.1(2)-8
図 3.2.1(2)-14	変位制御型と荷重制御型の J 積分範囲の比較	3.2.1(2)-9
図 3.2.1(2)-15	弾塑性破壊力学による亀裂進展量評価の流れ	3.2.1(2)-9
図 3.2.1(2)-16	弾塑性破壊力学による亀裂進展量評価と実験結果の比較	3.2.1(2)-10
図 3.2.1(3)-1	代表的な弾塑性大変形解析の例 (ID: B-1、L/R=2、免震)	3.2.1(3)-5
図 3.2.1(3)-2	代表的な一質点系の動的応答解析と試験条件 (ID: B-1、L/R=2、免震)	3.2.1(3)-5
図 3.2.1(3)-3	代表的な座屈試験結果	3.2.1(3)-5
図 3.2.2(1)-1	令和 3 年度に使用した配管系試験体 [4]	3.2.2(1)-2
図 3.2.2(1)-2	令和 4 年度に使用した配管系試験体 [5]	3.2.2(1)-2
図 3.2.2(2)-1	解析検討に用いた配管系の形状	3.2.2(2)-4
図 3.2.2(2)-2	破損サポート残存数ごとの配管系 1 次モード形状	3.2.2(2)-5
図 3.2.2(2)-3	入力波の加速度時刻歴波形	3.2.2(2)-6
図 3.2.2(2)-4	入力波の加速度応答スペクトル (減衰: 5%)	3.2.2(2)-7
図 3.2.2(2)-5(1/2)	解析 1 破損サポート反力 (全時間帯)	3.2.2(2)-11
図 3.2.2(2)-5(2/2)	解析 1 破損サポート反力 (2~5 秒抜粋)	3.2.2(2)-12
図 3.2.2(2)-6	解析 1 入力加速度の最大値と付加質量部応答最大値の関係	3.2.2(2)-13
図 3.2.2(2)-7	解析 1 エルボ 3 腹部ひずみ	3.2.2(2)-14
図 3.2.2(2)-8	破損サポート反力とエルボ 3 腹部の相当塑性ひずみ	3.2.2(2)-15

図 3.2.2(2)-9	解析 1-2 と解析 2 付加質量部の応答比較	3.2.2(2)-16
図 3.2.2(2)-10	解析 1-4 と解析 3 破損サポート反力の比較	3.2.2(2)-17
図 3.2.2(2)-11 (1/2)	解析 1-4 と解析 3 付加質量部の応答比較	3.2.2(2)-18
図 3.2.2(2)-11 (2/2)	解析 1-4 と解析 3 付加質量部の応答比較	3.2.2(2)-19
図 3.2.2(2)-12	解析 1-4 と解析 3 エルボ 3 腹部相当塑性ひずみの比較	3.2.2(2)-19
図 3.3.1(1)-1	レジリエンス指標と安全余裕、時間余裕の関係	3.3.1(1)-1
図 3.3.1(1)-2	受動安全構造を利用した事故事象への対策	3.3.1(1)-3
図 3.3.1(1)-3	例題に対する動的化されたレジリエンス指標計算アルゴリズムの全体図	3.3.1(1)-4
図 3.3.1(1)-4	Super-COPD の計算フロー図 [2]	3.3.1(1)-5
図 3.3.1(1)-5	容器の自重による応力時刻歴の計算結果	3.3.1(1)-5
図 3.3.1(1)-6	PLOHS を起因事象とする原子炉容器内の圧力の上昇シナリオ	3.3.1(1)-7
図 3.3.1(1)-7	シナリオ①の場合のナトリウム液位の時刻歴の計算結果 (シナリオ①)	3.3.1(1)-11
図 3.3.1(1)-8	シナリオ①の場合のナトリウム液位の時刻歴の計算結果 (シナリオ②)	3.3.1(1)-12
図 3.3.1(1)-9	受動安全構造、ラプチャーディスク、CVACS によるレジリエンス性の向上 (シナリオ①)	3.3.1(1)-13
図 3.3.1(1)-10	受動安全構造、ラプチャーディスク、CVACS によるレジリエンス性の向上 (シナリオ②)	3.3.1(1)-13
図 3.3.1(2)-1	超高温時のレジリエンス向上策の有効性評価技術の構築の流れ	3.3.1(2)-9
図 3.3.1(2)-2	CVACS による CV 外面冷却の概念	3.3.1(2)-9
図 3.3.1(2)-3	CVACS 冷却性の評価方法の概念図	3.3.1(2)-10
図 3.3.1(2)-4	CVACS 冷却性の評価方法	3.3.1(2)-10
図 3.3.1(2)-5	判定式 (3 の式) を用いて境界条件となる CV 温度が一致する 点を求めた例	3.3.1(2)-11
図 3.3.1(2)-6	各 GV 温度における除熱量 (MW) の評価結果	3.3.1(2)-11
図 3.3.1(2)-7	ケース 1 の冷却性の成否を評価した結果	3.3.1(2)-11
図 3.3.1(2)-8	平均値 0.7、標準偏差 0.07 の正規分布を離散化した輻射率の 確率分布 (ケース 2)	3.3.1(2)-12
図 3.3.1(2)-9	ケース 2 の冷却性の成否を評価した結果	3.3.1(2)-12
図 3.3.1(2)-10	断熱材除去高さの高いものが高頻度となる確率分布 (ケース 3)	3.3.1(2)-12

図 3.3.1(2)-11 ケース 3 の冷却性の成否を評価した結果	3.3.1(2)-12
図 3.3.1(2)-12 ケース 4 の除熱量の評価結果	3.3.1(2)-13
図 3.3.1(2)-13 ケース 4 の冷却性の成否を評価した結果	3.3.1(2)-13
図 3.3.1(2)-14 ケース 1 に対して構築した分解イベントツリー	3.3.1(2)-14
図 3.3.1(2)-15 ケース 2 に対して構築した分解イベントツリー	3.3.1(2)-15
図 3.3.1(2)-16 ケース 3 に対して構築した分解イベントツリー	3.3.1(2)-16
図 3.3.1(2)-17 ケース 4 に対して構築した分解イベントツリー	3.3.1(2)-17
図 3.3.1(2)-18 次世代原子炉 JSFR の簡略化したイベントツリー (LOHRS 全体、ケース 4)	3.3.1(2)-17
図 3.3.1(2)-19 既存の対策による炉心損傷頻度の低減効果 (次世代原子炉 JSFR)	3.3.1(2)-18
図 3.3.1(2)-20 レジリエンス向上策による炉心損傷頻度の低減効果 (次世代原子炉 JSFR) (ケース 1)	3.3.1(2)-18
図 3.3.1(2)-21 レジリエンス向上策による炉心損傷頻度の低減効果 (次世代原子炉 JSFR) (ケース 2)	3.3.1(2)-19
図 3.3.1(2)-22 レジリエンス向上策による炉心損傷頻度の低減効果 (次世代原子炉 JSFR) (ケース 3)	3.3.1(2)-19
図 3.3.1(2)-23 レジリエンス向上策による炉心損傷頻度の低減効果 (次世代原子炉 JSFR) (ケース 4)	3.3.1(2)-20
図 3.3.1(2)-24 レジリエンス向上策のない場合を含め各ケースの炉心損傷頻度を 評価した結果	3.3.1(2)-20
図 3.3.1(3)-1 過大地震時のレジリエンス向上策の有効性評価技術の構築の流れ	3.3.1(3)-11
図 3.3.1(3)-2 疲労破損フラジリティ評価フロー	3.3.1(3)-11
図 3.3.1(3)-3 レジリエンス向上策を考慮した JSFR の地震時のイベントツリー	3.3.1(3)-12
図 3.3.1(3)-4 建屋入力地震動と床応答の関係 (水平)	3.3.1(3)-12
図 3.3.1(3)-5 建屋入力地震動と床応答の関係 (上下)	3.3.1(3)-13
図 3.3.1(3)-6 ズーミング解析で対象とする領域とメッシュ (細分化) の イメージ図	3.3.1(3)-14
図 3.3.1(3)-7 疲労損傷係数 D_f	3.3.1(3)-14
図 3.3.1(3)-8 建屋入力地震動と疲労損傷係数 D_f の関係 ($n=6.0$ 、 6.2 、 6.3 で近似)	3.3.1(3)-15

図 3.3.1(3)-9	RV 据付床応答と疲労損傷係数 Df の関係 (n=6.0、6.2、6.3 の RV 据付床応答波 $9.3 \times S_s$ 、 $9.8 \times S_s$ 、 $10.0 \times S_s$ で近似) ……	3.3.1(3)-15
図 3.3.1(3)-10	次世代原子炉 JSFR の原子炉容器のフラジリティ ……	3.3.1(3)-16
図 3.3.1(3)-11	累積相当塑性ひずみコンター図 ($6.3 \times S_s$ の解析結果、80-120s) ……………	3.3.1(3)-17
図 3.3.1(3)-12	次世代原子炉 JSFR の原子炉容器のフラジリティ (RV 上部とスカート付け根における 50%信頼度曲線の比較) ……	3.3.1(3)-18
図 3.3.1(3)-13	除熱経路に関するフラジリティ (50%信頼度曲線の比較) ……	3.3.1(3)-18
図 3.3.1(3)-14	RV の水平変位抑制効果のイメージ……………	3.3.1(3)-19
図 3.3.1(3)-15	次世代原子炉 JSFR の原子炉容器のフラジリティ (RV 水平変位抑制の有無について 50%信頼度曲線の比較) ……	3.3.1(3)-19
図 3.3.1(3)-16	地震動強さの区間毎の炉心損傷頻度 (地震発生頻度含む、対数軸) ……………	3.3.1(3)-20
図 3.3.1(3)-17	地震動強さの区間毎の炉心損傷頻度 (合計値含む、線形軸)	3.3.1(3)-20
図 3.3.1(3)-18	炉心損傷頻度の低減率……………	3.3.1(3)-21
図 3.3.1(3)-19	事故シーケンス発生頻度……………	3.3.1(3)-21
図 3.3.2(1)-1	JSFR の 2 次元軸対称解析モデル及び諸条件……………	3.3.2(1)-10
図 3.3.2(1)-2	LOHRS の温度推移 [6]……………	3.3.2(1)-11
図 3.3.2(1)-3	LOHRS の圧力推移 [6]……………	3.3.2(1)-11
図 3.3.2(1)-4	次世代原子炉のレジリエンス向上策……………	3.3.2(1)-12
図 3.3.2(1)-5	LOHRS を想定したイベントツリー……………	3.3.2(1)-12
図 3.3.2(1)-6	ケース 3B 及びケース 3C の圧力推移……………	3.3.2(1)-13
図 3.3.2(1)-7	ケース 4 (GV 床置き) の解析モデル (内側から RV/GV/CV) ……	3.3.2(1)-13
図 3.3.2(1)-8	ケース 3D 及びケース 4D の圧力推移……………	3.3.2(1)-14
図 3.3.2(1)-9	ケース 3D 変形・相当応力分布図 (900°C)……………	3.3.2(1)-14
図 3.3.2(1)-10	ケース 3D 変形・相当塑性ひずみ分布図 (900°C)……………	3.3.2(1)-15
図 3.3.2(1)-11	ケース 3D 変形・延性破壊評価値分布図 (900°C)……………	3.3.2(1)-15
図 3.3.2(1)-12	ケース 3D 応力推移及び延性破壊評価値推移……………	3.3.2(1)-16
図 3.3.2(1)-13	ケース 4C 変形・相当応力分布図 (758°C)……………	3.3.2(1)-17
図 3.3.2(1)-14	ケース 4C 変形・相当塑性ひずみ分布図 (758°C)……………	3.3.2(1)-17
図 3.3.2(1)-15	ケース 4C 変形・延性破壊評価値分布図 (758°C)……………	3.3.2(1)-18
図 3.3.2(1)-16	ケース 4C 応力推移及び延性破壊評価値推移……………	3.3.2(1)-19
図 3.3.2(1)-17	ケース 4D 変形・相当応力分布図 (900°C)……………	3.3.2(1)-20

図 3.3.2(1)-18 ケース 4D 変形・相当塑性ひずみ分布図 (900°C)	3.3.2(1)-20
図 3.3.2(1)-19 ケース 4D 変形・延性破壊評価値分布図 (900°C)	3.3.2(1)-21
図 3.3.2(1)-20 ケース 4D 応力推移及び延性破壊評価値推移	3.3.2(1)-22
図 3.3.2(1)-21 LOHRS に伴う超高温時のシナリオ	3.3.2(1)-23
図 3.3.2(2)-1 JSFR の 3 次元構造解析モデル	3.3.2(2)-3
図 3.3.2(2)-2 令和 5 年度の入力地震波	3.3.2(2)-3
図 3.3.2(2)-3 Ss×5 における相当塑性ひずみコンター図(変位 20 倍表示) ..	3.3.2(2)-4
図 3.3.2(2)-4 Ss×5.5 における相当塑性ひずみコンター図(変位 20 倍表示)	3.3.2(2)-4
図 3.3.2(2)-5 Ss×6 における相当塑性ひずみコンター図 (変位 20 倍表示)	3.3.2(2)-5
図 3.3.2(2)-6 Ss×6.2 における相当塑性ひずみコンター図(変位 10 倍表示)	3.3.2(2)-5
図 3.3.2(2)-7 Ss×6.3 における相当塑性ひずみコンター図(変位 10 倍表示)	3.3.2(2)-6
図 3.3.2(2)-8 Ss×5 におけるひずみ最大部位のひずみ時刻歴	3.3.2(2)-6
図 3.3.2(2)-9 Ss×5.5 におけるひずみ最大部位のひずみ時刻歴	3.3.2(2)-7
図 3.3.2(2)-10 Ss×6 におけるひずみ最大部位のひずみ時刻歴	3.3.2(2)-7
図 3.3.2(2)-11 Ss×6.2 におけるひずみ最大部位のひずみ時刻歴	3.3.2(2)-8
図 3.3.2(2)-12 Ss×6.3 におけるひずみ最大部位のひずみ時刻歴	3.3.2(2)-8
図 3.3.2(2)-13 Ss 地震動の 6.3 倍の変形例 (南東側から見た図)	3.3.2(2)-9
図 3.3.2(2)-14 Ss 地震動の 6.3 倍の変形例 (真上から見た図)	3.3.2(2)-10
図 3.3.2(3)-1 超高温時に破局的壊れ方をしない受動安全原子炉構造	3.3.2(3)-2
図 3.3.2(3)-2 過大地震時に破局的壊れ方をしない受動安全原子炉構造	3.3.2(3)-2
図 3.3.3(1)-1 ガイドラインの階層化	3.3.3(1)-1
図 3.3.3(1)-2 ガイドライン PART 0 の構成	3.3.3(1)-2
図 3.3.3(2)-1 ガイドライン PART I の構成	3.3.3(2)-1
図 3.3.3(2)-2 設計想定を超える事象に対する対策の考え方	3.3.3(2)-3
図 3.3.3(2)-3 破損の影響緩和策適用によるレジリエンス向上の概念	3.3.3(2)-4
図 3.3.3(2)-4 炉心冷却性能への影響の小さい破損モードと大きい破損モード	3.3.3(2)-5
図 3.3.3(2)-5 受動安全構造の定義と原理、成立要件	3.3.3(2)-5
図 3.3.3(2)-6 受動安全の成立性	3.3.3(2)-6
図 3.3.3(2)-7 システム安全分野と構造強度分野との組み合わせによる 新しい連携枠組み[8]	3.3.3(2)-6
図 3.3.3(2)-8 ガイドライン PART II の構成	3.3.3(2)-7

用語一覧

日本語	英語	意味
ミーゼス応力	Mises Stress	von Mises の提案した相当応力である。構造物の多軸応力状態と材料の単軸引張特性（降伏点、引張強さ）を結び付ける相当応力であり、一般の金属の挙動をよく表しているとされている。
延性破壊	Ductile Fracture	一般の構造材料の典型的な破損モードであり、大きな塑性変形を伴って破壊する。破面はせん断型破面を示す。多軸応力状態における変形や強度はミーゼスの相当応力によって評価される。
崩壊	Collapse	塑性変形の進行などによって、荷重が一定の値を超えた時に平衡条件が成立しなくなる現象。
クリープ破断	Creep Rupture	金属材料に高温で一定の応力を負荷すると、応力が降伏応力以下であっても変形が時間とともに進行して破断する現象。
座屈	Buckling	構造物に加える荷重を次第に増加すると、ある荷重で急に変形の模様が変化し、応力と直角方向に急激に大きく変形する現象。
分岐座屈	Bifurcation Buckling	荷重－変位曲線が2つ以上の解に分岐し、分岐点でそれまでの安定な平衡状態から不安定な平衡状態に急激に移行し、応力と直角方向に大きく変形する現象。軸圧縮を受ける柱、外圧や軸圧縮を受ける円筒殻などに見られる。
飛び移り座屈	Snap-through Buckling	荷重－変位曲線が極値を持つ場合に、安定な経路をたどる構造物の応答がその極値に達したあと、不安定な経路を飛び越し安定な経路上の別の平衡点に動的に移行する現象。外圧を受けるアーチや球殻などに見られる。
構成モデル (構成式)	Constitutive Model (Constitutive Equation)	荷重や変形に対する、材料の応力とひずみの関係を数式化して表記したもの。構造解析では一般に多軸状態の応力、ひずみに対する構成式が必要となる。
深層防護	Defense in Depth (DiD)	原子炉の安全に関する基本的な考え方の1つである。一般に、安全の考え方を5層に階層化し、Layer1～Layer 3 では重大な事象が生じないようにし、Layer 4～Layer 5 では生じた重大事象

		の影響を緩和する。
破損モード	Failure Mode	構造材料は、荷重の種類、温度、構造物の形状などによって様々な破損の仕方をする。その破損の仕方を類別したもの。
バウンダリ破壊	Boundary Fracture	破壊によって圧力バウンダリが機能喪失することを意味する。
破壊制御	Fracture Control	き裂発生箇所や順番の制御、き裂進展の制御などのことで、この破壊制御技術を利用した設計を破壊制御設計という。この破壊制御設計は概念としては既に存在し、宇宙、航空機の設計などで一部採用されているが未だ体系化されていない。（典型例：LBB 設計（Leak Before Break））
破損クライテリア	Failure Criteria	各モードの破損が生じるための条件（どのような時に生じるか）。
高温高圧	High Temperature ・ High Pressure	この報告書では、何らかの原因で、温度や圧力が設計或いは運転条件を大きく上回る状態を言う。
塑性変形（ひずみ）	Plastic Deformation (Strain)	物体に外力を加えて変形させ、その後、外力を取り去っても残る変形。外力の大きさが弾性限界を超えた場合に生じる。
クリープ変形（ひずみ）	Creep Deformation (Strain)	クリープ試験中に生じた変形（ひずみ）。一般に遷移（第1期）クリープ変形（ひずみ）、定常（第2期）クリープ変形（ひずみ）及び加速（第3期）クリープ変形（ひずみ）の合計されたものをいう。
過大地震	Excessive Earthquake	この報告書では、設計で想定する地震を大きく上回る規模の地震をいう。
シビアアクシデント	Severe Accident	一般に、設計基準事象を大幅に超える事象であって、安全設計の評価上想定された手段では適切な炉心の冷却または制御ができない状態であり、その結果、炉心の重大な損傷に至る事象をいう。原子炉の場合には特に炉心損傷事故ともいう。米国のスリーマイルアイランド原子力発電所事故、旧ソ連のチェルノブイリ原子力発電所事故及び福島第一発電所事故は、シビアアクシデントに相当する。
レジリエンス	Resilience	一般的には「(困難に) 負けない」という意味。精神医学・心理学用語では「ストレスや逆境に直

		面した時、それに対応し、克服していく能力」をいうが、ここ数年、レジリエンスは日本語の「防災力」と同義語的に使われるようになった。
レジリエンス指標	Resilience Index	日本保全学会・保全指標検討会が提案・開発したレジリエンス性能を簡易定量的に評価した数値。AM策の一連の措置に関して、所要時間や対応裕度をそれらの累積（積み上げ）を考慮しながら定量評価する。
アクシデントマネジメント	Accident Management (AM)	原子力プラントの事故時に実施される安全機能回復のための措置。
フラジリティ評価	Fragility Assessment	地震時損傷確率評価（フラジリティ評価）とは、地震動の大きさに応じた構造物の壊れやすさを確率論的に評価するもの。
液位確保機能喪失	Loss of Reactor Level	ナトリウム冷却高速炉の設計基準事故を超える除熱機能喪失の1つ。原子炉容器内の冷却材液位確保機能が失われること。
崩壊熱除去機能喪失	Protected Loss of Heat Sink	高速炉の運転を停止したあとも核分裂生成物が放射性崩壊を続けることに伴い発生する崩壊熱を除去する機能が喪失されること。
イベントツリー	Event Tree (ET)	工学的系統や施設等において発生した異常な事象が、その時の系統、施設等の構成要素の状況によってどのように波及する可能性があるかを体系的に表示した樹枝線図。
シーケンス	Sequence	連続して起こる順序。
安全裕度	Safety Margin	機能裕度の1つ。AMにより実現される安全機能レベルが目標とする最低安全機能レベルに対してどれだけ余裕を有するかを示す。
時間裕度	Time Margin	機能裕度の1つ。最低安全機能レベル達成時点での、AM措置のタイムリミットに対する残り時間のタイムリミットに対する比率。
最低安全機能レベル	Minimum Safety Function Level	AMにより実現される安全機能レベルの最低要求レベル。
マルコフ連鎖	Markov Chain	確率過程の一種であるマルコフ過程のうち、未来の挙動が現在の値だけで決定され、過去の挙動と無関係であるもの。
モンテカルロ法	Monte Carlo Method	乱数を用いてシミュレーションを行う手法の総称。

原子炉停止	Reactor Shutdown	制御棒により炉心を未臨界とし、原子炉を停止すること。
外部電源	Off-site Power	施設外部の送電網や施設内部の主発電設備から原子力施設を構成する装置へ供給される電力。
空気冷却器	Air Cooler	ナトリウムを伝熱管群に流して空気により除熱する空冷の熱交換器。
強制循環	Forced Circulation	循環ポンプ或いは電磁ポンプの駆動力による冷却材循環。
自然循環	Natural Circulation	冷却材循環ポンプを停止した際にも、冷却材の密度差によって冷却回路内に冷却材の循環が生じること。
受動安全構造	Passive Safety Structure	事故が発生した際に外部からの動力や操作に依存せずに自然現象に基づき安全機能を維持する構造

略語一覧

略語	英語	意味
BDBE	Beyond Design Basis Events	設計想定を超える事象
BWR	Boiling Water Reactor	沸騰水型軽水炉
CV	Containment Vessel	格納容器
DBE	Design Basis Events	設計想定事象
DiD	Defense in Depth	深層防護
FEM	Finite Element Method	有限要素法
GV	Guard Vessel	ガードベッセル
JSFR	Japan Sodium-cooled Fast Reactor	日本で設計が進められてきた大型・中型のナトリウム冷却高速炉
LBB	Leak Before Break	破断前漏洩
LOHRS	Loss of Heat Removal System	除熱機能喪失
LORL	Loss of Reactor Level	液位確保機能喪失
PLOHS	Protected Loss of Heat Sink	崩壊熱除去機能喪失
PRA	Probabilistic Risk Assessment	確率論的リスク評価
RV	Reactor Vessel	原子炉容器
CVACS	Containment Vessel Auxiliary Cooling System	格納容器補助冷却系

概略

従来の原子炉構造設計は、設計想定事象に対する破損発生防止を目的としてきた。これに対し本研究では、申請者らが開発してきた機器単体の破壊制御技術をプラントシステムに拡張することにより、設計想定を超える事象（過酷事故時の超高温や過大地震）によって破損が生じた場合に、その拡大を抑制する技術を開発し、原子炉構造のレジリエンス向上に資する。

破損発生防止を目的とした従来の構造強度技術の対象は、単一機器の破損発生までであった。ここでは破損発生後の挙動を対象として、計算科学技術と模擬材料試験技術を駆使して、安全性への影響の小さい破損モードを先行させることによって周囲の機器の荷重やエネルギーを低減させ、安全性へ影響の大きい破損モードへの拡大を抑制する、革新的な構造強度技術を開発する。

また、社会実装を促すため、開発技術を次世代原子炉構造へ試適用し、破損拡大抑制の有効性を示す。最終的に成果を知識統合することにより、原子炉の事故時の安全性能の低下を抑制し回復を容易にし、レジリエンスを向上させるためのガイドラインを作成する。

令和5年度は4年プロジェクトの最終年度として、以下の研究を実施した。

1 超高温時の破損拡大抑制技術

(1) 超高温時に対する破損シーケンス予測・抑制技術

超高温時に破局的壊れ方をしない受動安全構造を提案した。具体的には、超高温時のクリープ変形による荷重再配分が先行して、胴部の破断へ破損拡大や、炉心支持構造のクリープ変形からバウンダリ破断への拡大が起こらない容器構造を提案した。

(2) 詳細構成式と模擬材料試験を組み合わせた革新的モデリング

材料の詳細構成モデル、模擬材料による小型構造物試験の組み合わせにより、モデル化すべき機能に着目して、実機挙動を必要十分な精度で予測する革新的モデリング手法を提案し、汎用非線形構造解析システム FINAS での解析環境を整備した。

2 過大地震に対する破損拡大抑制技術

(1) 過大地震に対する破損シーケンス予測技術

過大地震時に破局的壊れ方をしない受動安全構造を提案した。具体的には、地震時に座屈変形による柔構造化が先行し、破断に至らない容器構造を提案した。また、支持構造破損による柔構造化が先行し、配管自体は崩壊・破断に至らない配管系の概念を提案した。

(2) 過大地震に対する破損シーケンス抑制技術（再委託先：防災科研）

破損シーケンス抑制技術を適用した配管系の新しい耐震性評価概念を提案した。具体的には、令和3年度、令和4年度の加振試験結果に基づき、配管系に対する破損シーケンス抑制技術の適用方法を提示し、受動安全性の評価を含む新しい耐震性評価概念を提案した。

3 原子炉構造レジリエンス向上策

(1) リスク評価との技術統合によるレジリエンス可視化技術（東京大学・再委託先：原子力機構） （東京大学）

動的 PRA とレジリエンス指標を組み合わせることで時間裕度と安全裕度を可視化する技術を提案し、受動安全構造採用によるレジリエンス向上効果の可視化を通してその適用性を示した。

(原子力機構)

受動安全構造採用によるレジリエンス向上効果を定量的に評価した。

(2) 次世代原子炉のレジリエンス向上策 (再委託先：原子力機構)

次世代原子炉を対象として、超高温時の破損挙動に着目した原子炉容器／ガードベッセル／格納容器の大規模構造解析を行い、レジリエンス向上策の有効性を確認した。また、過大地震時の破損挙動に着目した原子炉容器の大規模構造解析を行い、レジリエンス向上策を検討した。これらの結果を踏まえ、レジリエンス向上策を採用した次世代原子炉構造概念を提案した。

(3) 知識統合に基づくレジリエンス向上ガイドライン

日本溶接協会原子力研究委員会に専門委員会にて、「設計想定を超える事象 (Beyond Design Basis Events) に対する原子炉構造レジリエンス向上ガイドライン (案)」を提案した。

4. 全体としてのまとめ

「破壊制御」の考え方を応用して、設計想定を超える超高温時及び過大地震に対して破損の拡大を抑制する方法を提案し、小型構造物試験と実機シミュレーションにより、提案法の工学的な妥当性を確認した。

また、破損拡大抑制法を次世代原子炉構造に適用して、レジリエンスが向上したことを、定量的に可視化することができた。

5. 研究推進

評価委員会を開催した。

1 はじめに

従来の原子炉構造設計は、設計想定事象に対する破損発生防止を目的としてきた。これに対し、本研究では、申請者らが開発してきた機器単体の破壊制御技術をプラントシステムに拡張することにより、設計想定を超える事象（過酷事故時の超高温や過大地震）によって破損が生じた場合に、その拡大を抑制する技術を開発し、原子炉構造のレジリエンス向上に資する。

破損発生防止を目的とした従来の構造強度技術の対象は、単一機器の破損発生までであった。ここでは破損発生後の挙動を対象として、計算科学技術と模擬材料試験技術を駆使して、安全性への影響の小さい破損モードを先行させることによって周囲の機器の荷重やエネルギーを低減させ、安全性へ影響の大きい破損モードへの拡大を抑制する、革新的な構造強度技術を開発する。

また、社会実装を促すため、開発技術を次世代原子炉構造へ試適用し、破損拡大抑制の有効性を示す。最終的に成果を知識統合することにより、原子炉の事故時の安全性能の低下を抑制し回復を容易にし、レジリエンスを向上させるためのガイドラインを作成する。

2 業務計画

2.1 全体計画【R2-R5】

2.1.1 研究目標

図 2.1-1 に示すように、リスク低減のアプローチは、設計想定事象（被害小、高確率）と設計想定を超える事象（被害大、低確率）とでは異なる。システム安全設計では深層防護の考え方により、設計想定を超える事象に対しては、可搬機器やアクシデントマネジメント（AM）により影響緩和策がとられる。

これに対して、従来の原子炉構造設計は設計想定事象に対する破損発生防止をそのまま設計想定を超える事象（過酷事故時の超高温や過大地震など不確実性が大きい荷重）に対しても適用しようとしている。これを合理的なものにするため、破損影響を緩和する革新的な構造強度技術を提示することを目的とする。

具体的には、破損が生じたとしても安全性へ影響する破損モードへの拡大を抑制する。これにより、図 2.1-2 のように安全性能低下に対する抵抗性が増し、そこで生まれた時間余裕を活かすと性能を回復することができることから、安全性に対するレジリエンスが向上する。

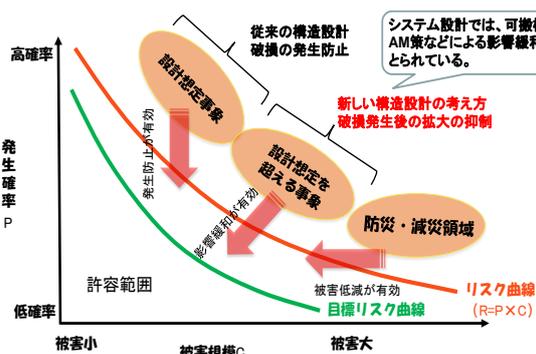


図 2.1-1 リスク低減のための構造強度の考え方の転換

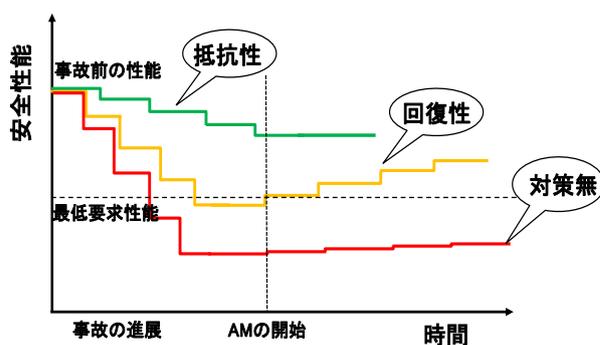


図 2.1-2 破損拡大抑制による安全性レジリエンス向上

外部からの操作や機器の追加がなくとも、構造固有の特性により破損拡大を自己抑制するため、破壊制御の考え方をを用いる。破壊制御とは、安全性への影響の小さい破損モード（変形や小さなき裂）を先行させることによって荷重やエネルギーを低減させ、安全性への影響の大きい破損モード（崩壊や破断）へ破損が拡大するのを抑制することである。表 2.1-1 に例を示す。圧力荷重の場合は、小さなき裂の貫通が生じると内部流体の流出により圧力が低下して、全体構造の破裂を回避することができる。化学プラントにおける実例を図 2.1-3 に示す。タンクのルーフと側板の接続部の強度は側板や底板より低く制御されている。何らかの原因で内圧が想定を超えた場合に、ルーフと側板の接続部が先行して壊れ、圧力がその隙間から抜ける。その結果、側板や底板の圧力による破壊と液の流出を抑制できる。原子力における破断前漏洩（LBB）を拡張した概念でもある。自重の場合は、変形により荷重再配分が生じ、他の部材が荷重を受け持つことで、着目部位の荷重が下がり、破断を抑制することができる。地震荷重の場合は、塑性変形や支持の一部が破損すると固有振動数が低下し、それが入力振動数を下回ると、構造へエネルギーが伝わり難くなり、崩壊や破断を抑制することができる。このように原子炉構造に作用する様々な荷重に

対して、破損拡大抑制の概念を適用することができる。

表 2.1-1 構造固有の特性による破損拡大抑制の概念

荷重	圧力	自重	地震
先行させる安全性への影響の小さい破損モード	小さいき裂の貫通	大きい変形	塑性変形や支持部破損による剛性低下
荷重やエネルギーの低下	流出による圧力低下	荷重再分配による部材応力の低下	振動数比上昇による伝達エネルギー低下
抑制する安全性への影響の大きい破損モード	延性破壊、破裂	延性破壊、破断	崩壊、破断

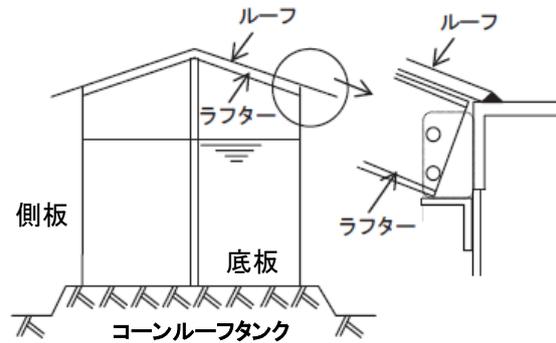


図 2.1-3 化学プラントにおける破損拡大抑制例

2.1.2 研究対象とする事象と研究課題

従来とは異なる革新技術であることから、まずは自由度の高い次世代高速炉を対象として研究を進め、その後一般化して既存炉にも展開することとする。

具体的には、次世代高速炉の安全上重要な事象である、LOHRS に対して、破損拡大抑制技術を適用して、レジリエンスの向上を図る。

何らかの内部事象で冷却機能が失われると、原子炉構造が高温となりそのままであると原子炉容器胴部が破断し、冷却材を急速に失い炉心溶融に至る可能性がある。このような超高温時に対する破損拡大抑制技術を開発する（課題Ⅰ）。外部事象である過大地震により冷却機能が失われると、同様のシナリオに至る。このため、過大地震に対する破損拡大抑制技術を開発する（課題Ⅱ）。最後に、これらの破損拡大抑制技術を適用し、原子炉構造のレジリエンス向上策を提案する（課題Ⅲ）。

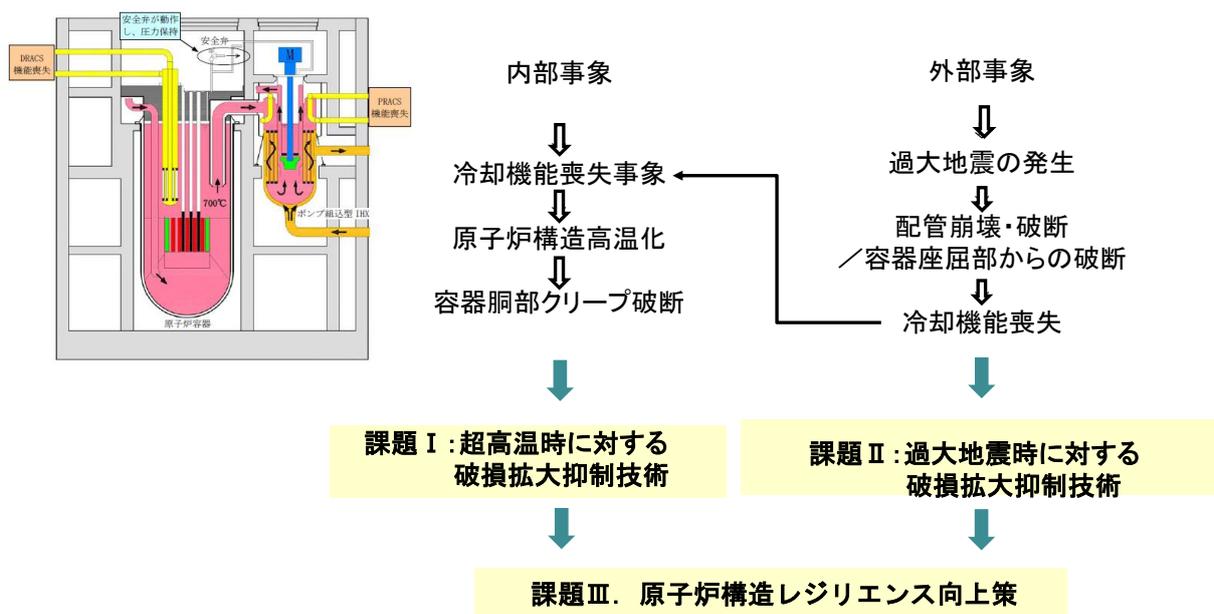


図 2.1-4 研究対象とする次世代高速炉と研究課題

2.1.3 研究計画

設計想定を超える事象を技術分野が異なる超高温と過大地震に分けて平行して破損拡大抑制技術の開発を進め、原子炉構造レジリエンス向上へ適用する方針とし、以下3項目の研究を実施する(図2.1-5、図2.1-6)。

I. 超高温時に対する破損拡大抑制技術

超高温時には材料の弾塑性クリープ変形が顕著となり、構造物中の応力と荷重が再配分される。この性質を利用し、安全性への影響の小さい変形を先行させることで、荷重を低減させ、安全性への影響の大きい破損モードである、延性破壊や破断への拡大を抑制するための方法論を提案する。球殻や円筒などの基本形状の模擬材料試験で方法を検証したのちに、数値解析によりRVなどの機器構造に対する適用性の見通しを示す。

II. 過大地震に対する破損拡大抑制技術

過大地震時には、材料の塑性変形や、一部の支持構造の破損により、機器構造システムの剛性が低下する。システムの固有振動数が入力振動数を下回ると外部からの振動エネルギーが伝達しにくくなることを利用し、安全性への影響の小さい塑性変形や支持部破損を先行させることでエネルギー伝達を低減させ、安全性への影響の大きい破損モードである崩壊やそれに続く破断への拡大を抑制するための方法論を提案する。梁や円筒などの基本形状と、配管と支持構造から構成される配管系の試験により検証を行う。その後、数値解析により原子炉機器に対する適用性を示す。

III. 原子炉構造レジリエンス向上策

上記I及びIIで開発した破損拡大抑制技術を、次世代炉の原子炉構造に適用し、レジリエンス向上効果を示す。また、幅広い実機原子炉構造に破損拡大抑制技術を適用してレジリエンスを向上させるためのガイドラインを作成し、社会実装を促す。

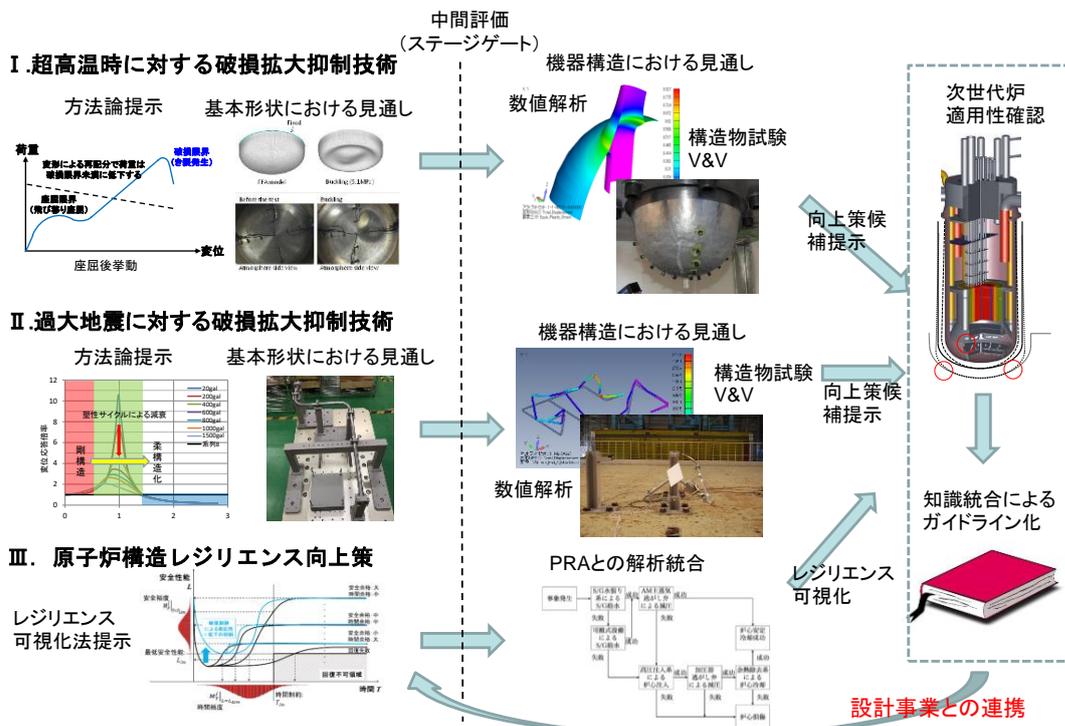


図 2.1-5 研究計画の概要

実施項目	令和2年度	令和3年度	令和4年度	令和5年度
I. 超高温時に対する破損拡大抑制技術	I-a. 超高温時に対する破損シーケンス予測・抑制技術(東大、重エメーカー)			
	I-b. 詳細構成式と模擬材料試験を組み合わせた革新的モデリング(東大、IT企業)			
II. 過大地震に対する破損拡大抑制技術	II-a. 過大地震に対する破損シーケンス予測技術(東大)			
	II-b. 過大地震に対する破損シーケンス抑制技術(防災科研、重エメーカー)			
III. 原子炉構造レジリエンス向上策	III-a. リスク評価との技術統合によるレジリエンス可視化技術(東大、JAEA)			
	III-b. 次世代原子炉のレジリエンス向上策(JAEA、IT企業)			
	III-c. 知識統合に基づくレジリエンス向上ガイドライン(東大、溶接協会)			
IV. 研究推進	▼ ▼	▼ ▼ ▼	▼ ▼ ▼	▼ ▼ ▼
将来の規制への働きかけを念頭に日本溶接協会原子力研究委員会に小委員会を設置				

図 2.1-6 研究の工程概要

2.2 令和5年度の成果の目標及び業務の実施方法【R5】

令和5年度は、図2.1-5に示す計画の前半部分で提示した方法論の、実機適用見通しを得るための研究開発を重点的に実施した。

また、後半部分である次世代炉適用性確認と知識統合によるガイドライン化に関しても、前半成果が後半にスムーズに反映できるように、その一部に着手した。実施項目と報告書目次の対応を図2.1-7に示す。

2.2.1 超高温時の破損拡大抑制技術

a. 超高温時に対する破損シーケンス予測・抑制技術

超高温時に破局的壊れ方をしない受動安全構造概念を提案する。具体的には、超高温時のクリープ変形による荷重再配分が先行して、胴部の破断へ破損拡大や、炉心支持構造のクリープ変形からバウンダリ破断への拡大が起こらない容器構造概念を提案する。

b. 詳細構成式と模擬材料試験を組み合わせた革新的モデリング

材料の詳細構成モデル、模擬材料による小型構造物試験の組み合わせにより、モデル化すべき機能に着目して、実機挙動を必要十分な精度で予測する。革新的モデリング手法を提案し、汎用非線形構造解析システム FINAS での解析環境を整備する。

2.2.2 過大地震に対する破損拡大抑制技術

a. 過大地震に対する破損シーケンス予測技術

過大地震時に破局的壊れ方をしない受動安全構造概念を提案する。具体的には、地震時に座屈変形による柔構造化が先行し、破断に至らない容器構造概念を提案する。また、支持構造破損による柔構造化が先行し、配管自体は崩壊・破断に至らない配管系の概念を提案する。

b. 過大地震に対する破損シーケンス抑制技術（再委託先：防災科研）

破損シーケンス抑制技術を適用した配管系の新しい耐震性評価概念を提案する。具体的には、令和3年度、令和4年度に加振試験結果に基づき、配管系に対する破損シーケンス抑制技術の適用方法を提示し、受動安全性の評価を含む新しい耐震性評価概念を提案する。

2.2.3 原子炉構造レジリエンス向上策

a. リスク評価との技術統合によるレジリエンス可視化技術（東京大学、再委託先：原子力機構）
（東京大学）

動的PRAとレジリエンス指標を組み合わせることで時間裕度と安全裕度を可視化する技術を提案し、受動安全構造採用によるレジリエンス向上効果の可視化を通してその適用性を示す。

（再委託先：原子力機構）

受動安全構造採用によるレジリエンス向上効果を定量的に評価する。

b. 次世代原子炉のレジリエンス向上策（再委託先：原子力機構）

次世代原子炉を対象として、超高温時の破損挙動に着目した原子炉容器／ガードベッセル／格納容器の大規模構造解析を行い、レジリエンス向上策の有効性を確認する。また、過大地震時の破損挙動に着目した原子炉容器の大規模構造解析を行い、レジリエンス向上策を検討する。これらの結果を踏まえ、レジリエンス向上策を採用した次世代原子炉構造概念を提案する。

c. 知識統合に基づくレジリエンス向上ガイドライン

日本溶接協会原子力研究委員会に専門委員会にて、「設計想定を超える事象（Beyond Design Basis Events）に対する原子炉構造レジリエンス向上ガイドライン（案）」を提案する。

2.2.4 研究推進

評価委員会を開催する。

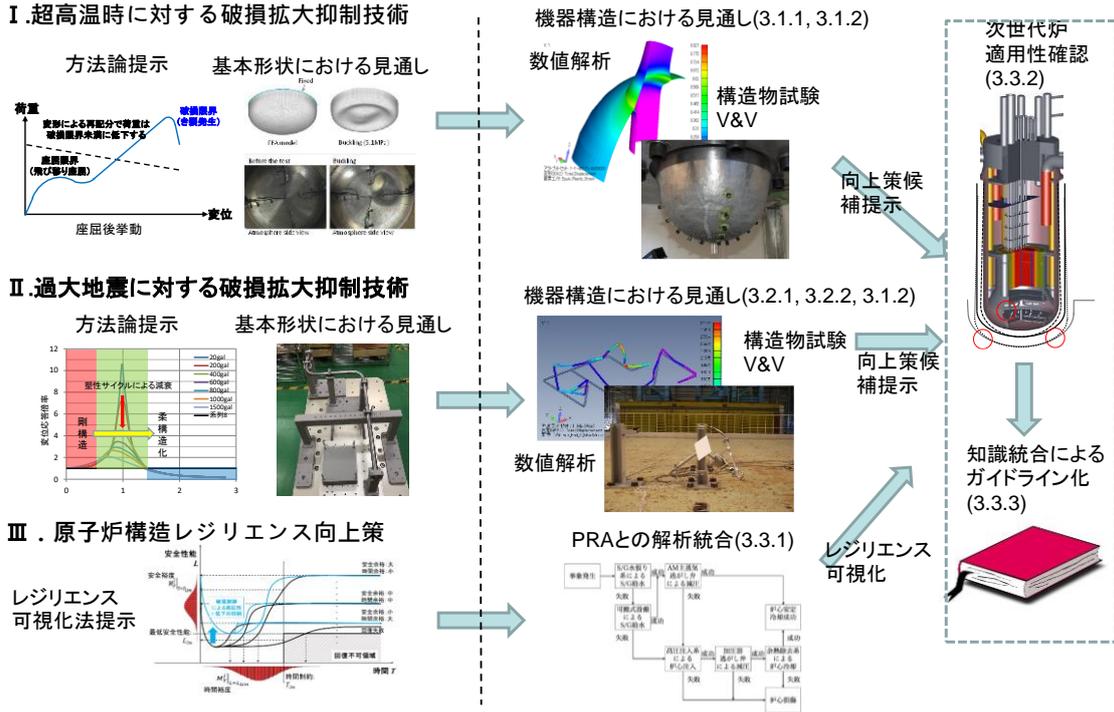


図 2.1-7 令和 5 年度研究実施項目と対応する報告書目次

3 実施内容及び成果

3.1 超高温時の破損拡大抑制技術

3.1.1 超高温時に対する破損シーケンス予測・抑制技術【R2-R5】

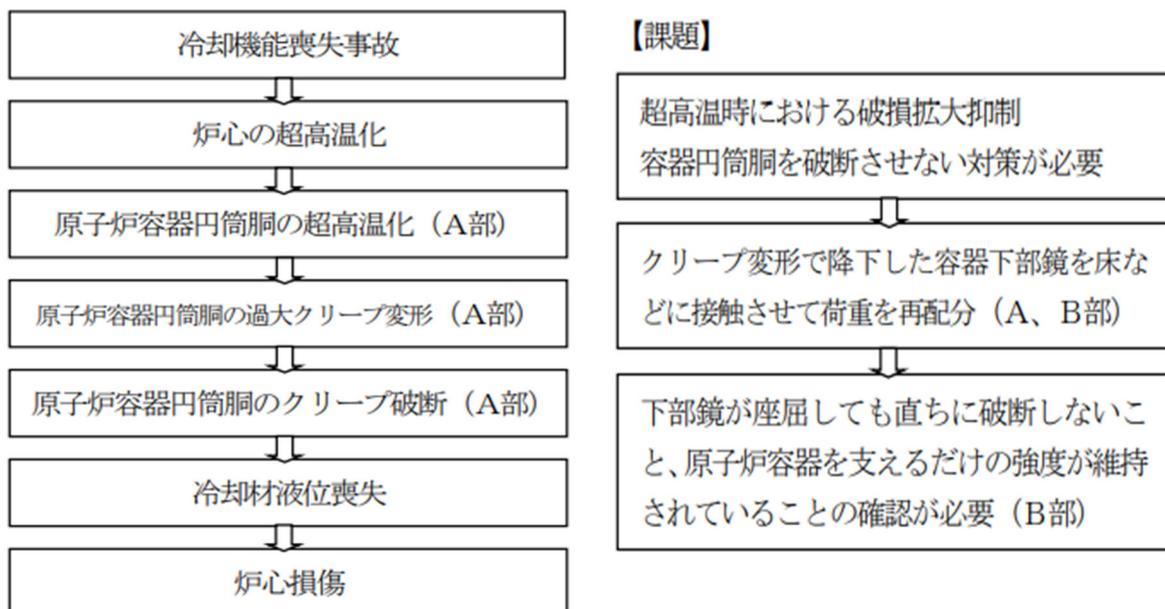
(1) 研究の背景と目的

高速炉における最も避けるべき事象として、冷却材の液位が下がって炉心が露出し、損傷することが挙げられる。その意味で、冷却材液位確保が最も重要な課題となる。

図 3.1.1(1)-1 に示すように、何らかの原因で冷却機能が喪失し、RV 内部が超高温になった場合、RV 円筒胴が大きなクリープ変形を伴って破断することが懸念される。この事象に対する対応策の具体例として、下部鏡が床や他の構造物に接触することにより荷重を再配分して円筒胴の荷重を緩和し、円筒胴の破局的な破壊を避けることを考える。これを実現するためには、床や他の構造物に接触して下部鏡が座屈したとしても、その後の挙動が安定しており、鏡板の破壊までに強度的な余裕があり、座屈後の耐荷能力を定量的に評価することが必要である。

下部鏡として、図 3.1.1(1)-2 に示すように、耐震振れ止めのような構造不連続部のある下部鏡（もんじゅ）と構造不連続部のない下部鏡を考える [1]。前者は、耐震振れ止めが他の構造物と干渉して下部鏡が座屈することが予想される。この場合、座屈後も直ちに破壊することなく安定した挙動を示すのであれば、図 3.1.1(1)-3 に示すように、荷重が円筒胴から下部鏡に再配分されることによって円筒胴の荷重が緩和され、円筒胴が破壊しないようにできる可能性がある。また、超高温になった炉心支持構造が炉心重量によって下方に大きく変形しても変形が安定していれば、炉心の冷却材からの露出リスクに対して有利に働く。

このような背景に基づき、本研究では、次世代高速炉のレジリエンス向上に向けて、原子炉容器が超高温になり円筒胴が自重によって破断することが懸念されるような状況において、下部鏡を球面座で支持することによって荷重を再配分させ、下部鏡が座屈したとしても座屈後の耐荷能力によって円筒胴の荷重再配分を維持し、破損拡大を抑制する方法を提案することを目的とする。



(注) 図中の A 部、B 部は図 3.1.1(1)-3 を参照

図 3.1.1(1)-1 冷却機能喪失事故による原子炉容器に懸念される事象と課題

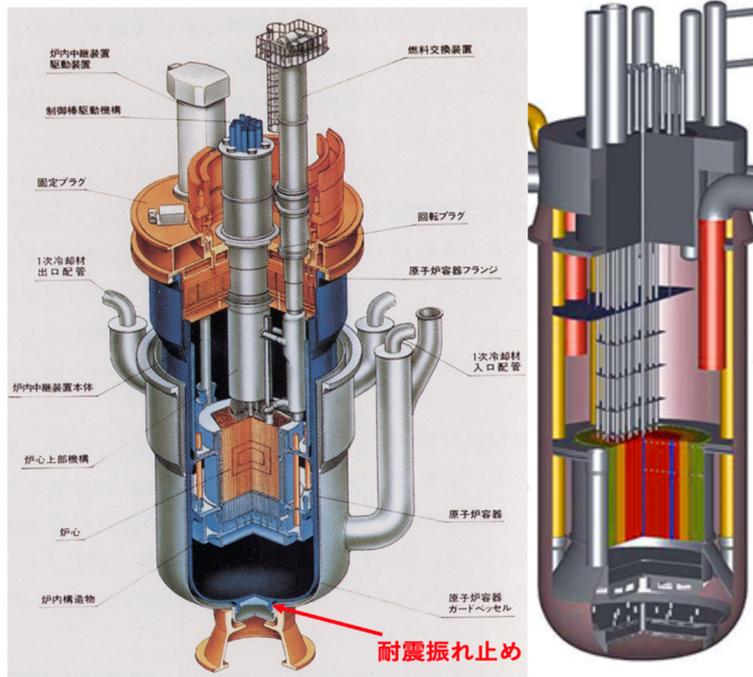


図 3. 1. 1(1)-2 構造不連続部のある下部鏡と構造不連続部のない下部鏡の例 [1]

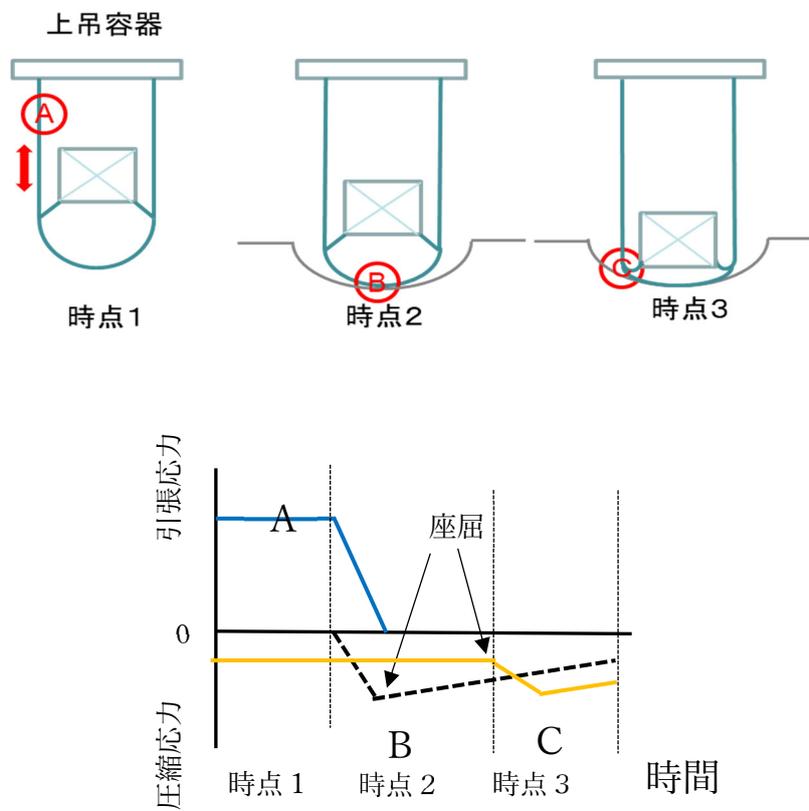


図 3. 1. 1(1)-3 RV 下部の GV、床などへの接触と荷重再配分のイメージ

(2) 令和2年度～令和4年度の実施内容と成果の概要【R2-R4】

① 構造不連続部付き球殻の座屈強度と座屈後挙動

1) 構造不連続部付き球殻の座屈試験

a) 試験方法

構造不連続部付き球殻試験体を用いて座屈試験を行った。試験方法は以下のとおりである。

- ・ 試験装置：SHIMADZU AG-XD50kNplus 引張り試験機（島津製作所、最大負荷容量 50 kN）
- ・ 試験方法：定速変位制御
- ・ 試験体形状：試験体の外観を図 3.1.1(2)-1 に、主要寸法を表 3.1.1(2)-1 に示す。
- ・ 試験体の材料：鉛アンチモン合金（Pb 99 %-Sb 1 %）

表 3.1.1(2)-1 構造不連続部付き球殻試験体の主要寸法（単位 mm）

試験体	曲率半径	球殻の板厚	構造不連続部の内径	構造不連続部の外径	フィレット半径
浅い球殻 R300（注）	300	5	8	32	1
中間の球殻 R90	90				
半球 R66	66				



(a) 浅い球殻 R300



(b) 中間の球殻 R90



(c) 半球殻 R66

図 3.1.1(2)-1 構造不連続部付き球殻試験体の外観

b) 試験結果

荷重と荷重点変位曲線を図 3.1.1(2)-2 に示す。

- ・ いずれの試験体も同様な荷重－荷重点変位曲線を示し、四段階に分けられる。
 - 第一段階：変位 1 mm まで曲線の傾きが大きい。変形とともに剛性が低下する。
 - 第二段階：変位 1 mm からは曲線の傾きが小さくなる。
 - 剛性を失い、荷重増加なしで大きく変形する（飛び移り座屈 [3]）。
 - 第三段階：その後再び曲線の傾きが大きくなる。
 - 剛性が回復し、安定した平衡曲線となる。
 - 第四段階：最終的には構造不連続部取付部で破壊が生じ、剛性を失う。
- ・ いずれの試験体も座屈が生じて直ちに破壊に至ることはない。
- ・ 座屈荷重、第二段階の変位量及び破壊時の変位は曲率半径の影響を受ける。

各試験体の破壊後の最終変形状態（破壊後の変形状態）を図 3.1.1(2)-3 に示す。

- ・ いずれの試験体も上に凸の球面形状から、飛び移り座屈によって凹の球面状態に変わる。
- ・ いずれの試験体も座屈後大きく変形し、最終的に構造不連続部で破壊した。
- ・ 座屈後の変形量は球殻の曲率半径に依存し、半球が最も大きく浅い球殻が最も小さい。

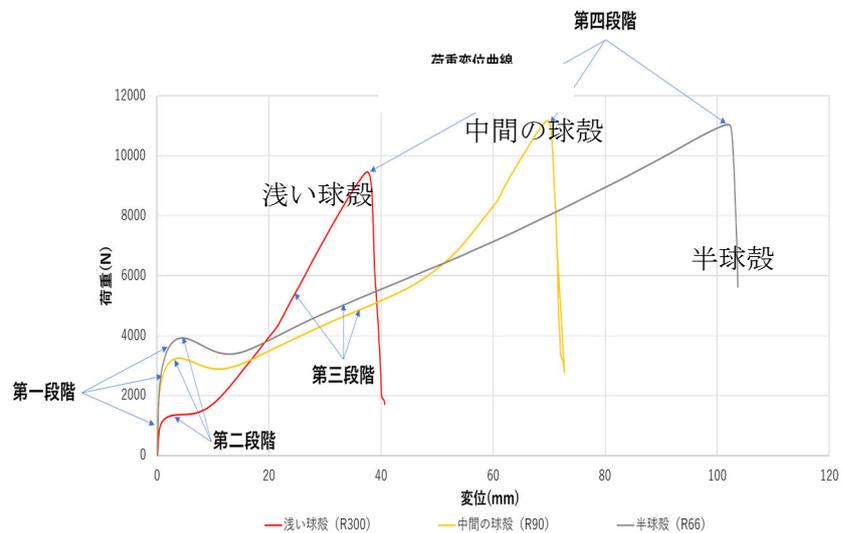


図 3.1.1(2)-2 荷重－荷重点変位曲線（試験結果、構造不連続部付き球殻）



(a) 浅い球殻 R300

(b) 中間の球殻 R90

(c) 半球殻 R66

図 3.1.1(2)-3 破壊後の試験体の変形状況（構造不連続部付き球殻）

2) 構造不連続部付き球殻の座屈解析

a) 解析方法

上記の座屈試験に用いた構造不連続部付き球殻試験体について座屈解析を行った。

- ・ 解析方法：有限要素法による大変形弾塑性解析
- ・ 解析コード、使用要素：FINAS/STAR-FEMAP、4 節点軸対称要素（低減積分要素）
- ・ 解析モデル：解析モデルの形状と要素分割の例を図 3. 1. 1(2)-4 に示す。負荷は、構造不連続部上端の一樣な鉛直方向（圧縮方向）強制変位とした。
- ・ 材料モデル：鉛アンチモン合金（Pb 99 %-Sb 1 %）

真応力－真ひずみ曲線を図 3. 1. 1(2)-5 に示すように多直線近似した。

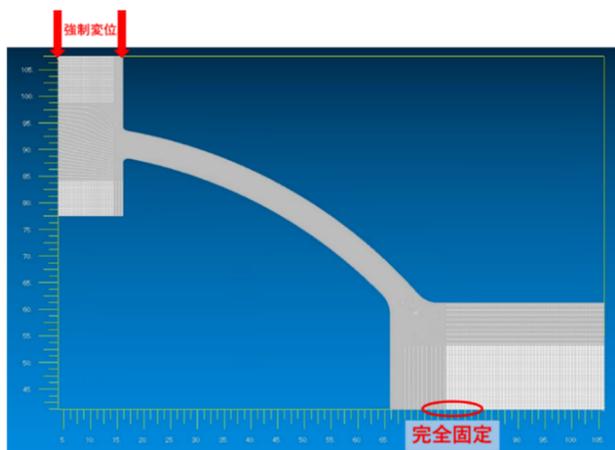


図 3. 1. 1(2)-4 解析モデル及び荷重、境界条件
（構造不連続部付き球殻）

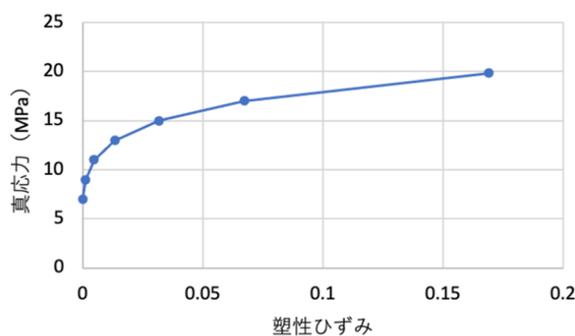


図 3. 1. 1(2)-5 真応力－真ひずみ曲線の
直線近似（構造不連続部付き球殻）

b) 解析結果

荷重と荷重点変位の関係を図 3. 1. 1(2)-6 に示す。解析結果は試験結果とよく一致した。

- ・ 第一段階：変位 1 mm までは曲線の傾きが大きい（圧縮変形とともに剛性が低下）。
- ・ 第二段階：変位 1 mm からは曲線の傾きが小さくなる（剛性の喪失、大きく変形）。
- ・ 第三段階：その後再び曲線の傾きが大きくなる（剛性の回復、安定した平衡曲線）。
- ・ 座屈荷重、第二段階における変位量は球殻の曲率半径の影響を受ける。

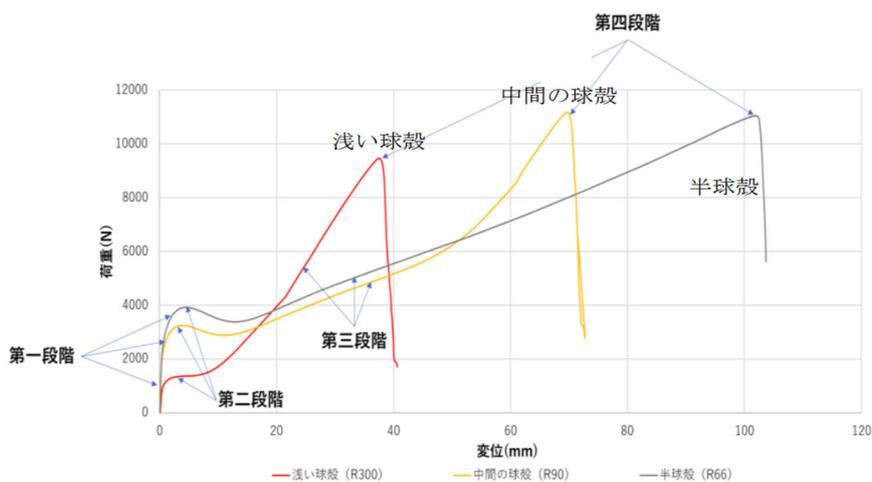


図 3. 1. 1(2)-6 荷重－荷重点変位曲線（解析結果、構造不連続部付き球殻）

② 床接触球殻の座屈強度と座屈後挙動

1) 平床接触球殻の座屈試験

a) 試験方法

球殻試験体を用いて座屈試験を行った。試験方法は、球殻を平板で押すこと以外は、①と同様である。試験体の外観を図 3.1.1(2)-7 に、試験方法を図 3.1.1(2)-8 に示す。



(a) 半球殻 R66 (b) 中間の球殻 R90 (c) 浅い球殻 R119.4



図 3.1.1(2)-7 平床接触球殻試験体の外観

図 3.1.1(2)-8 平床接触球殻の座屈試験方法

b) 試験結果

荷重－変位を図 3.1.1(2)-9 に示す。

- ・ いずれの試験体も同様な荷重－変位曲線を示し、座屈後も安定した挙動を示す。
- ・ 前半：変位 10 mm 程度まではいずれの試験体の曲線もほぼ一定の傾きを示す。
- ・ 後半：後半は徐々に曲線の傾きが大きくなり、ほぼ一定の傾きに漸近する。
- ・ 前半から後半に遷移する変位、後半に遷移後の曲線の傾きは曲率半径に依存する。

座屈変形を図 3.1.1(2)-10 に示す。

- ・ 初期の上に凸の球面形状から、座屈後は凹の球面状態に変わり、その後大きく変形した。
- ・ 曲率半径が大きく異なるにも拘わらず、球殻部変形状態に大きな差がない。

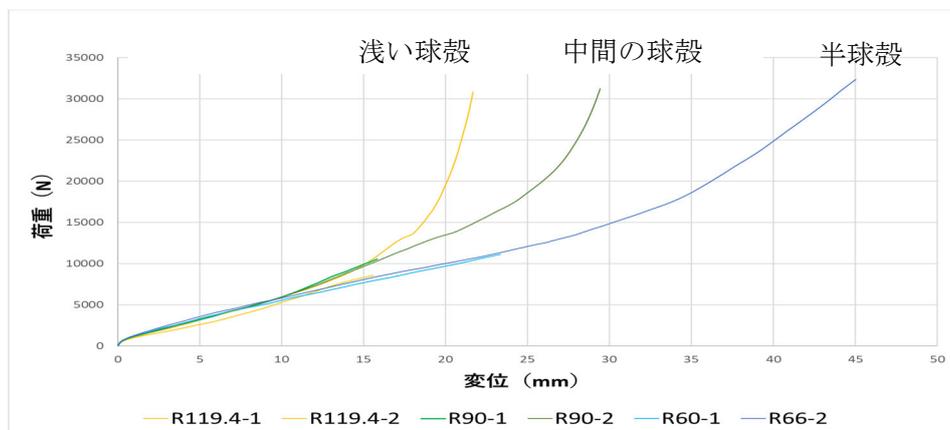


図 3.1.1(2)-9 荷重－変位曲線（試験結果、平床接触球殻）



(a) 半球殻 R66

(b) 中間の球殻 R90

(c) 浅い球殻 R119.4

図 3.1.1(2)-10 試験後の試験体の変形状態（平床接触球殻）

2) 球面座接触球殻の座屈試験

a) 試験方法

球殻試験体を用いて座屈試験を行った。試験方法は以下の点以外は平床接触球殻の座屈試験と同じである。

- ・ 試験方法：定速変位制御（図 3.1.1(2)-12）
- ・ 試験体形状：構造不連続部付き球殻試験体の外観を図 3.1.1(2)-11 に、主要寸法を表 3.1.1(2)-2 に示す。

表 3.1.1(2)-2 球面座の寸法（単位 mm）

治具	直径D(mm)	曲率半径R(mm)
DR 90-95	90	95
DR 50-95	50	95
DR 90-200	90	200

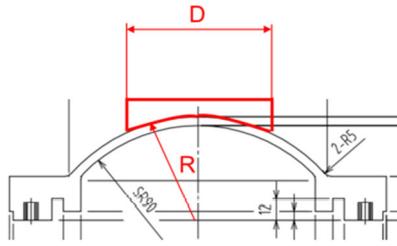


図 3.1.1(2)-11 球面座接触球殻試験体の外観と球面座

図 3.1.1(2)-12 球面座接触球殻の座屈試験方法

b) 試験結果

荷重と変位の関係を図 3.1.1(2)-13 に示す。参考までに、平床接触球殻の座屈試験結果もオーバープロットした。この図から以下のことが分かる。

- ・ いずれの球面座接触球殻試験体も飛び移り座屈を生じ、座屈後の荷重は安定的に増加する傾向となる。
- ・ 座屈時の最大荷重は直径 D に、剛性は曲率半径 R に依存する。

各試験体の座屈後変形を図 3.1.1(2)-14 に示す。この図から、以下のことが分かる。

- ・ いずれの試験体も座屈が生じても、座屈後挙動は安定しており、破損に至らない。
- ・ いずれの試験体も球面座との接触部分が平板のような状態となった。
- ・ 球面座の直径及び曲率半径の違いによる球殻部の変形状態に大きな差は見られなかった。

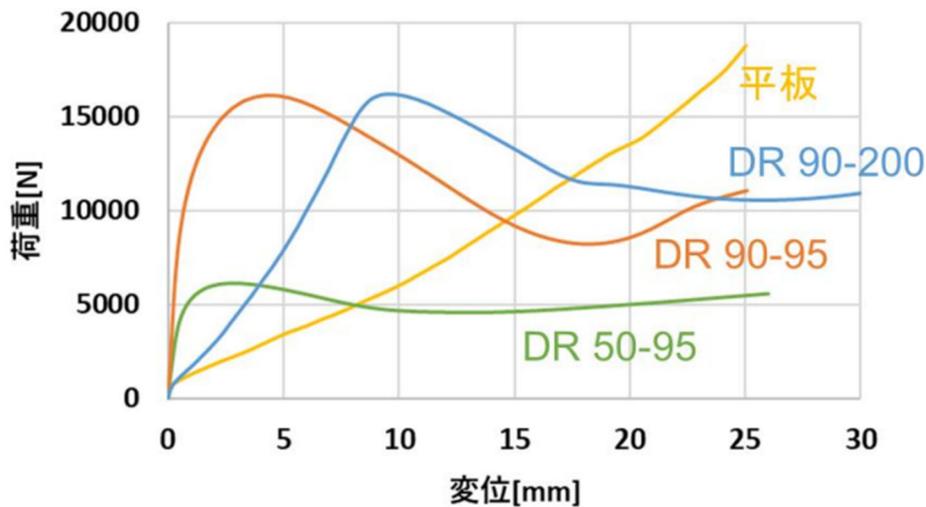


図 3.1.1(2)-13 荷重－変位曲線（試験結果、球面座接触球殻）



図 3.1.1(2)-14 試験後の試験体の変形状態（球面座接触球殻）

3) 平床接触球殻の座屈解析

a) 解析方法

上記の座屈試験に用いた平床接触球殻試験体について座屈解析を行った。

- ・ 解析方法：有限要素法による大変形弾塑性解析、
- ・ 解析コード、使用要素： FINAS/STAR-FEMAP、3次元要素及び3次元シェル要素
- ・ 解析モデル：解析モデルの形状と要素分割の例を図 3.1.1(2)-15 に示す。負荷は、床の様な鉛直方向（圧縮方向）強制変位とした。
- ・ 材料モデル：球殻 鉛アンチモン合金 (Pb 99 %-Sb 1 %)、床 十分剛な弾性体
真応力-真ひずみ曲線を図 3.1.1(2)-16 に示すように多直線近似した。

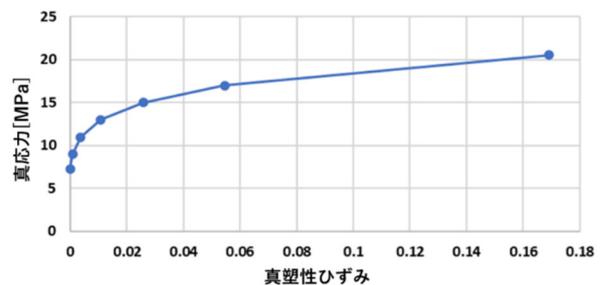
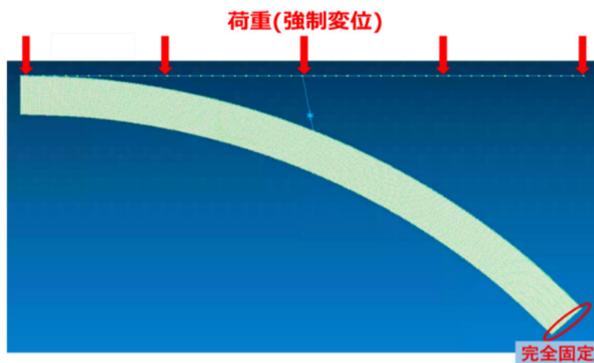


図 3.1.1(2)-15 解析モデル及び荷重条件と境界条件 (平床接触球殻) 図 3.1.1(2)-16 真応力-真ひずみ曲線の多直線近似 (平床接触球殻)

b) 解析結果

荷重と荷重点変位の関係を図 3.1.1(2)-17 に示す。この図から、解析結果は試験結果とよく一致しており、妥当な解析であると判断できる。解析結果から以下の点が明らかである。

- ・ 座屈が生じて変形が進行しても、挙動は安定していて、すぐに破損に至らない。
- ・ 座屈しているにも拘わらず、荷重は変位に対して直線的に増加している。

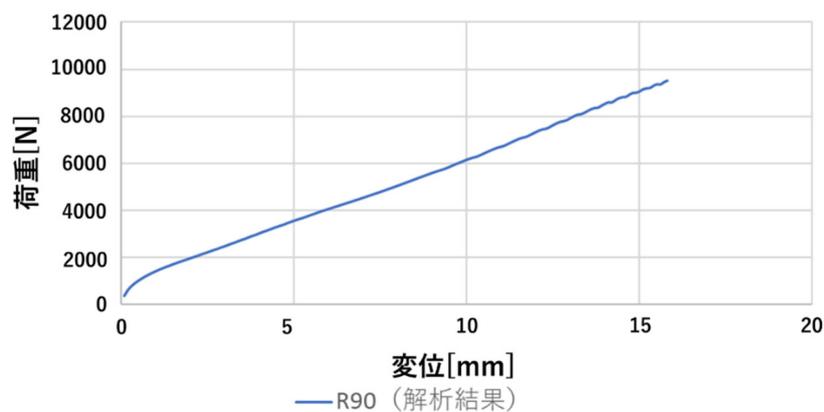


図 3.1.1(2)-17 荷重-荷重点変位曲線 (解析結果、平床接触球殻)

4) 球面座接触球殻の座屈解析

a) 解析方法

座屈試験に用いた球面座接触球殻試験体について座屈解析を行った。以下の点以外は平床接触球殻の座屈解析と同じである。

- ・ 解析モデル： 解析モデルの形状と要素分割の例を図 3.1.1(2)-18 に示す。負荷は、球面座の一様な鉛直方向（圧縮方向）強制変位とした。

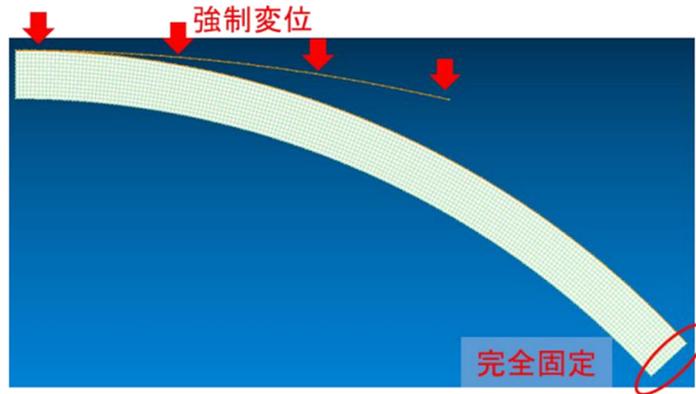


図 3.1.1(2)-18 解析モデル及び荷重条件と境界条件（球面座接触球殻）

b) 解析結果

荷重と荷重点変位の関係を図 3.1.1(2)-19 に示す。参考のため、平床接触球殻の解析結果もオーバープロットした。この図から以下のことが明らかである。

- ・ 解析結果は試験結果とよく一致しており、妥当な解析であると判断できる。
- ・ いずれの場合も飛び移り座屈後の荷重は安定的に増加する傾向が見られる。
- ・ 座屈時の最大荷重は直径 D に、剛性は曲率半径 R に依存する。

座屈後の変形と半径方向応力の分布の例を図 3.1.1(2)-20 に示す。

- ・ 試験体は座屈後に球面座端部で大きく曲率変化する。
- ・ 球面座と球殻の接触は球面座端部に限られ、球面座内部では接触していない。
- ・ 半径方向応力は、全体的には引張り応力状態である。

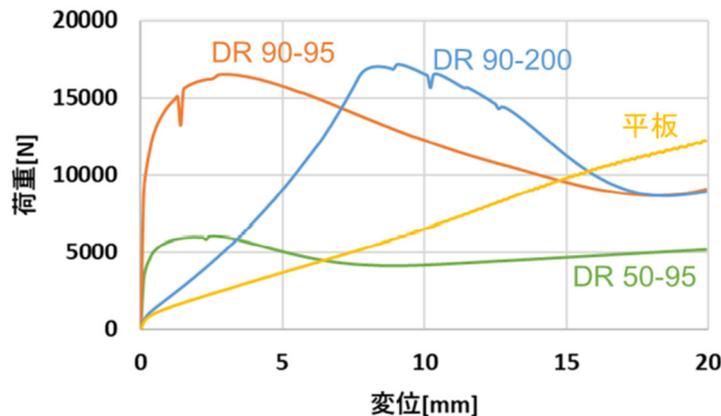


図 3.1.1(2)-19 荷重－荷重点変位曲線（解析結果、球面座接触球殻）

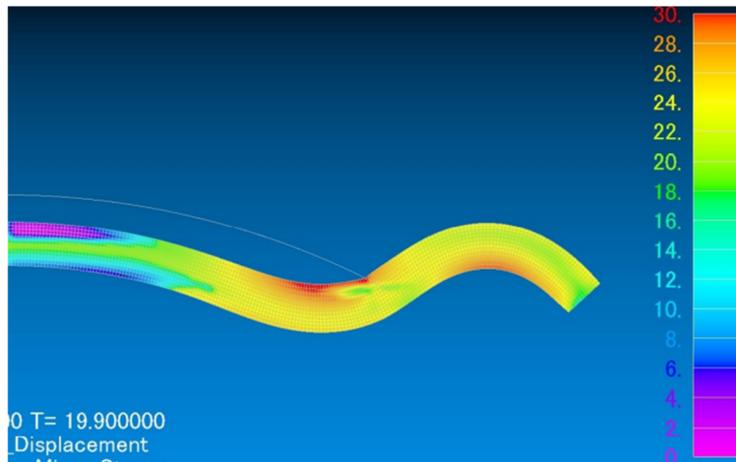


図 3. 1. 1 (2)-20 最大変位における変形状態と半径方向応力の分布 (DR 90-95)

5) まとめ

床接触球殻の座屈試験及び座屈解析により、原子炉容器下部鏡に大きな荷重が加わった時の挙動として、座屈直後に破壊が生じず、変形しながら剛性を保つことを明らかにした。下部鏡の座屈は飛び移り座屈であり、座屈後挙動は安定して一定の耐荷能力を維持することより、下部鏡と床の接触により円筒胴の荷重を再配分し、円筒胴が破壊しないようにできる可能性を示した。

③ 炉心支持構造の座屈強度と座屈後挙動

1) 座屈試験

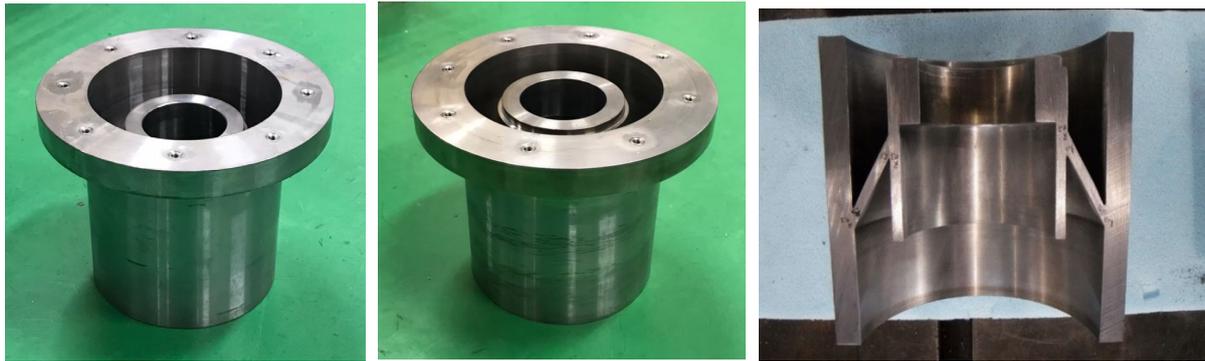
a) 試験方法

炉心支持構造試験体を用いて座屈試験を行った。試験方法は以下のとおりである。

- ・ 試験装置：SHIMADZU AG-XD50kNplus 引張り試験機（島津製作所、最大負荷容量 50 kN）
- ・ 試験方法：定速変位制御。（図 3. 1. 1 (2)-21）
- ・ 試験体形状：炉心支持構造試験体の外観及び内部構造を図 3. 1. 1 (2)-22 に示す。
- ・ 試験体の材料：鉛アンチモン合金（Pb 99 %-Sb 1 %）



図 3. 1. 1 (2)-21 炉心支持構造試験体の座屈試験方法



(a) 45° 試験体

(b) 30° 試験体

(c) 内部構造 (試作品)

図 3.1.1(2)-22 試験体の外観及び内部構造 (炉心支持構造)

b) 試験結果

荷重と荷重点変位曲線を図 3.1.1(2)-23 に示す。

- ・ いずれも飛び移り座屈が生じ、座屈後は安定した平衡曲線となり、耐荷能力を維持する。
- ・ いずれの試験体でも座屈後に直ちに破壊せず、破壊荷重は座屈荷重より大きい。
- ・ 破壊荷重は円錐殻の角度に依存せず、ほぼ同じ値となっている。
- ・ 座屈荷重は円錐殻の角度に依存し、45° 試験体より 30° 試験体の方が大きい。
- ・ 座屈時の変位及び座屈後の変位は円錐殻の角度に依存し、45° 試験体より 30° 試験体の方が大きい値となっている。

各試験体の破壊後の最終変形状態 (破壊後の変形状態) を図 3.1.1(2)-24 に示す。

- ・ いずれの試験体も円錐殻が座屈により上向きの円錐から下向きの円錐に変っている。
- ・ いずれの試験体も円錐殻と内筒との取付部近傍で破壊している。
- ・ 45° 試験体は、円錐殻と内筒との取付部の内筒側で破壊した (図では、破壊後に炉心支持部が内筒の内側を下に移動。) のに対し、30° 試験体は円錐殻側で破壊した。

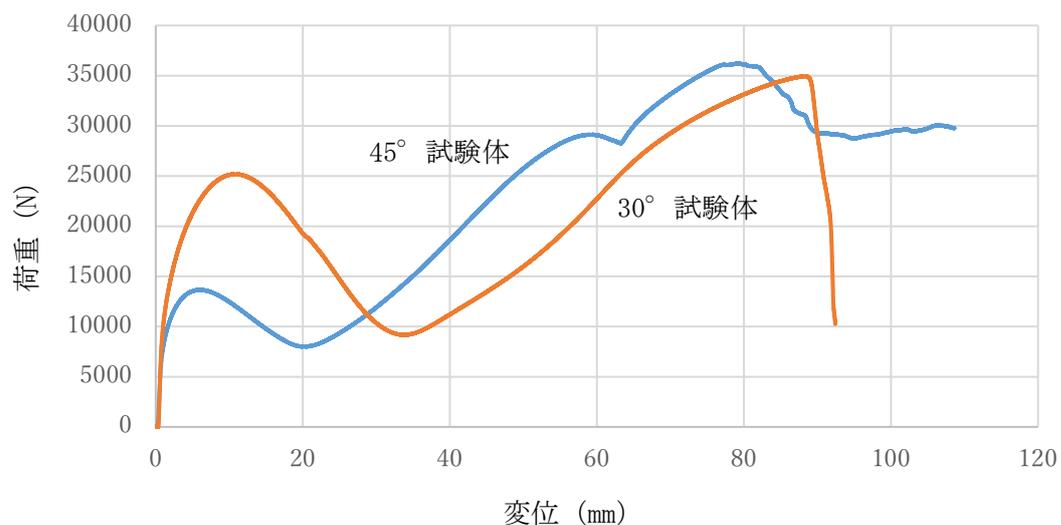


図 3.1.1(2)-23 荷重－荷重点変位曲線 (試験結果、炉心支持構造)



(a) 45° 試験体

(b) 30° 試験体

(注) 内筒と円錐殻取付部が破断後、中心部が下にスライドした。

図 3. 1. 1 (2)-24 破壊後の試験体の変形状況 (炉心支持構造)

2) 座屈解析

a) 解析方法

上記の座屈試験に用いた炉心支持構造試験体について座屈解析を行った。

- ・ 解析方法：有限要素法による大変形弾塑性解析
- ・ 解析コード、使用要素：FINAS/STAR-FEMAP、4 節点軸対称要素 (低減積分要素)
- ・ 解析モデル：解析モデルの形状と要素分割の例を図 3. 1. 1 (2)-25 に示す。
- ・ 材料モデル：球殻 鉛アンチモン合金 (Pb 99 %-Sb 1 %)、床 十分剛な弾性体
真応力-真ひずみ曲線を図 3. 1. 1 (2)-26 に示すように多直線近似した。

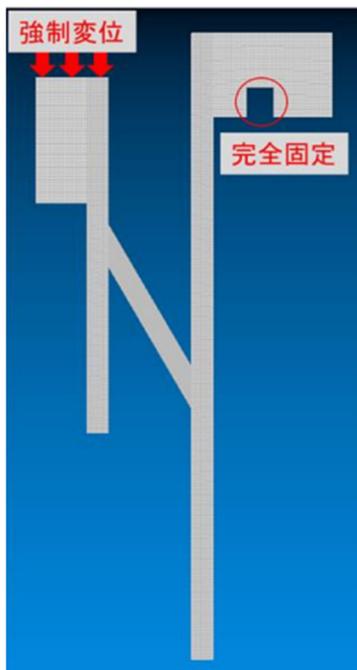


図 3. 1. 1 (2)-25 解析モデル及び荷重条件と境界条件 (炉心支持構造)

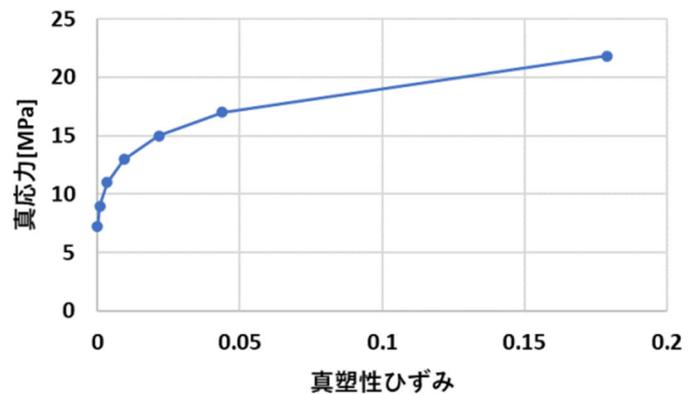


図 3. 1. 1 (2)-26 真応力-真ひずみ曲線の多直線近似 (炉心支持構造)

b) 解析結果

荷重と荷重点変位の関係を図 3.1.1(2)-27 に示す。この図から以下のことが明らかである。

- ・ 解析結果は試験結果とよく一致しており、妥当な解析であると判断できる。
- ・ 飛び移り座屈後に直ちに破壊しない。
- ・ 座屈後挙動は安定的であり、変形とともに荷重が上昇する。

・ 座屈荷重、座屈後の変形の大きさは支持角度に依存する。

座屈後の変形と半径方向応力の分布の例を図 3.1.1(2)-28 に示す。以下のことが明らかである。

- ・ 最終的な変形状態は座屈試験結果と一致する。
- ・ 支持部の座屈直後には破壊せず、座屈後も下方向に大きく変形し続ける。
- ・ 最大応力は支持部と内部円筒との交差部で生じている。これは座屈試験における破壊箇所と一致する。

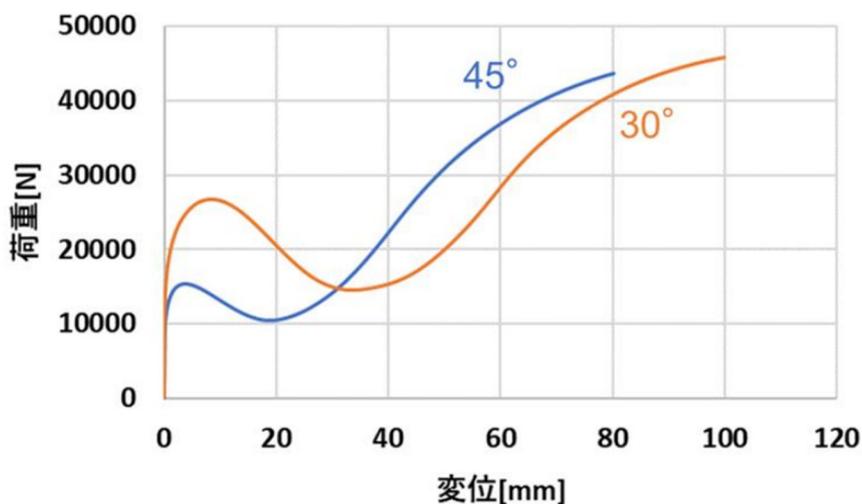
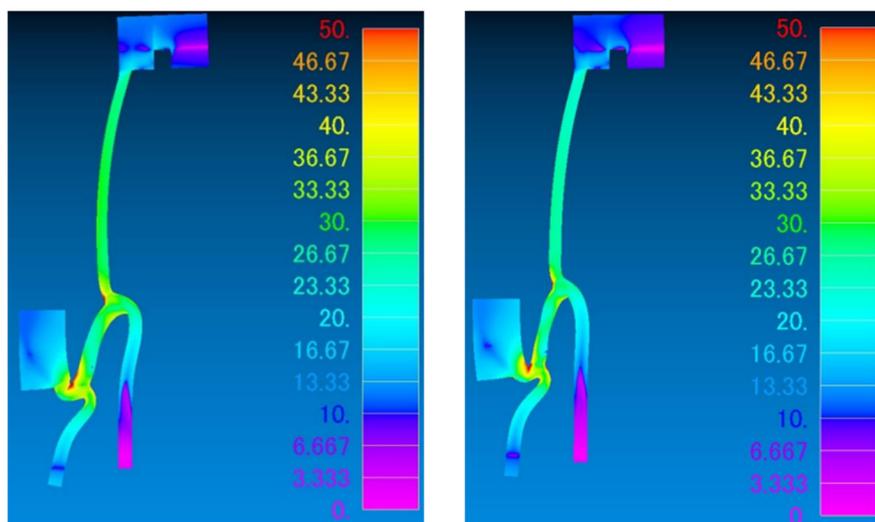


図 3.1.1(2)-27 荷重－荷重点変位曲線（解析結果、炉心支持構造）



(a) 支持角度 30°

(b) 支持角度 45°

図 3.1.1(2)-28 最大変位における変形状態とミーゼス応力の分布（炉心支持構造）

3) まとめ

炉心支持構造試験体の座屈試験及び座屈解析を行い、座屈後挙動の特性を明らかにした。

- ・ 荷重の増加とともに円錐殻に飛び移り座屈が生じ、座屈後は再び安定した平衡曲線となり、耐荷能力を維持する。
- ・ 飛び移り座屈後に直ちに破壊することはなく、破壊荷重は座屈荷重より大きい。
- ・ 座屈荷重は円錐殻の角度に依存するが、破壊荷重は依存しない。

次世代高速炉原子炉容器では、運転中及び事故時の高温状態では材料が延性に富んだ状態であり 炉心支持構造の座屈モードは飛び移り座屈であることから、炉心露出制技術の適用条件を満たし、炉心支持構造の変形 によって炉心を下げて露出を抑制できる見通しを得た。

(3) 令和5年度の実施内容と成果【R5】

① 実機レベルの容器下部鏡の座屈強度と座屈後挙動

1) 実機レベルの容器下部鏡の解析の目的

令和2年度から令和4年度は、原子炉容器の下部鏡及び炉心支持構造を模擬した小型試験体を用いて座屈試験と座屈解析を行い、下部鏡及び炉心構造は座屈したとしても直ちに破壊することがなく、座屈後の挙動が安定しており耐荷能力を保有していることを明らかにした。これによって、超高温時の容器円筒胴の破損を抑制し、レジリエンス向上に有効である可能性を示した。

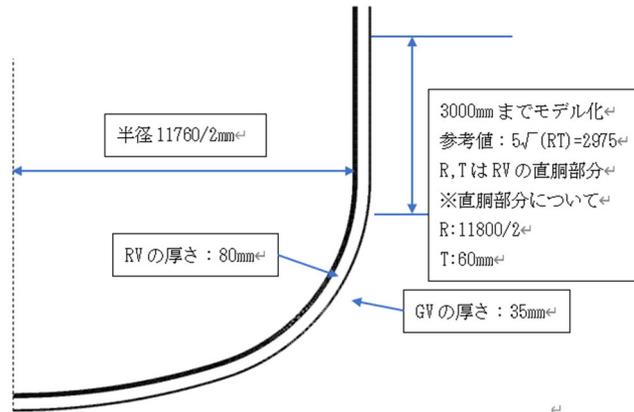
令和5年度は、上記の可能性が次世代高速炉のレジリエンス向上に有効であることをさらに確認することを目的として、実機レベルのモデルについて上記と同様な座屈解析を行う。次世代高速炉としては、ループ型炉とタンク型炉を想定し、それらと同等の寸法の解析モデルを構築した。荷重についても、小型試験体では円筒胴端部に強制変位を負荷したのみであったが、実機レベルのモデルでは冷却材重量を容器内面に均等にかかる静水圧として負荷し、実機に近い負荷条件とした。

解析の詳細は Appendix A に示すものとし、ここでは重要な点についてまとめることとする。

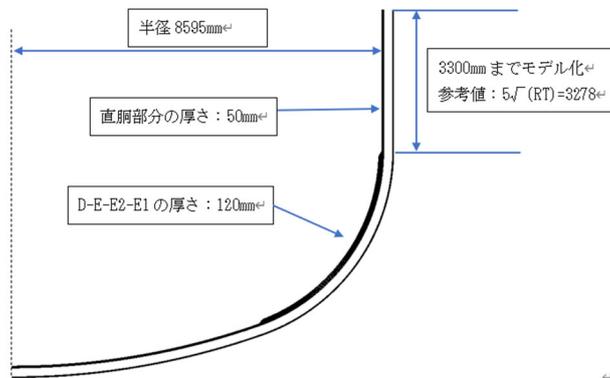
2) 解析方法

容器下部鏡の座屈解析を行った。

- ・ 解析方法：有限要素法による接触境界を考慮した大変形弾塑性解析
- ・ 解析コード、使用要素：FINAS/STAR-FEMAP、8 節点 3 次元要素（低減積分要素）
- ・ 解析モデル：解析モデルの形状を図 3.1.1(3)-1 に示す。
- ・ 材料モデル：RV は 316FR、GV は SUS304 とし、900℃の物性値を用いる。
弾塑性応力-ひずみ関係式をマルチリニア移動硬化則に適用する。
- ・ GV の支持方法：ループ型 球面座支持（2/3 支持）
タンク型 球面座支持（2/3 支及び 84%支持）
- ・ 荷重条件：液体ナトリウムの圧力 RV の内面に載荷する。液面高さは以下とする。
ループ型炉：19350mm
タンク型炉：20000mm
内圧を負荷後、RV 上端に強制変位を与える。



(a) ループ型炉



(b) タンク型炉

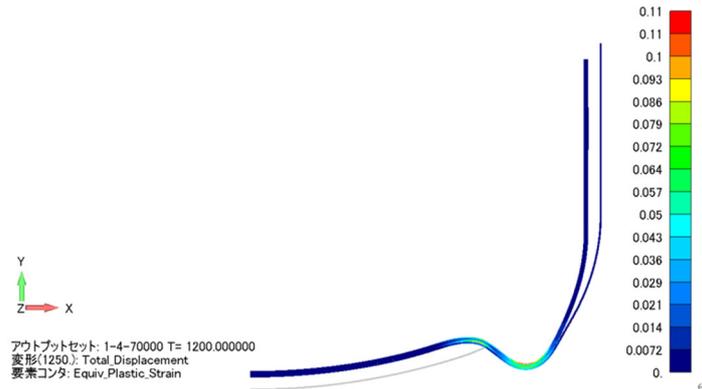
図 3. 1. 1 (3)-1 実機レベルの解析モデル

3) 解析結果

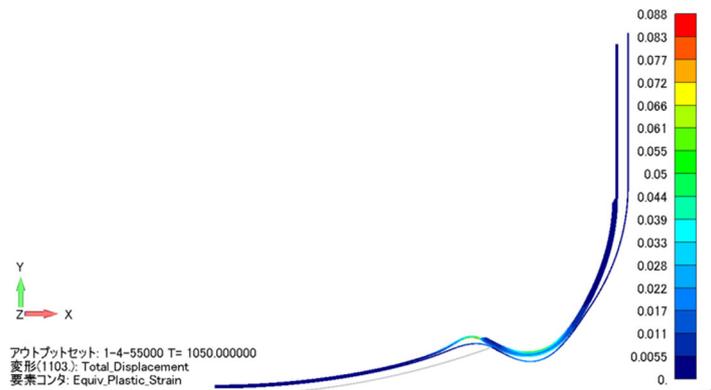
a) 座屈変形

座屈後の変形状態と相当応力分布の例を図 3. 1. 1 (3)-2 に示す。この図から下部鏡の座屈後挙動について以下のことが分かる。

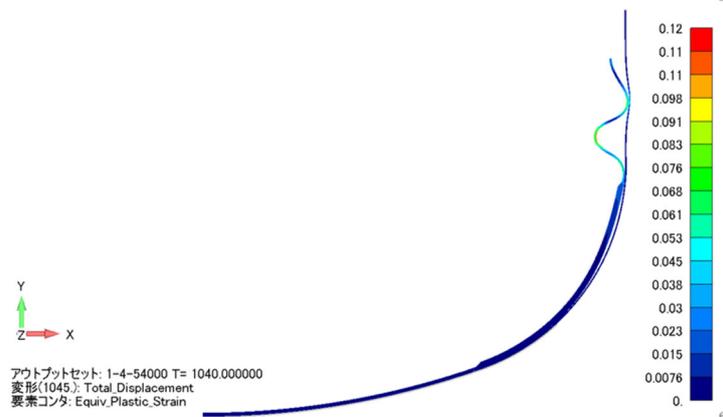
- ・ 座屈後の変形モードは、ループ型炉、タンク型炉とも同様である。
- ・ 球面座 2/3 支持では下部鏡が座屈したが、球面座 84% 支持では下部鏡が座屈する前に円筒胴が座屈した。
- ・ 球面座 2/3 支持のケースでは、下部鏡は球面座端部のみで球面座と接触し、それより半径が小さい領域では、鏡に内圧が作用しているにも関わらず球面座から浮いている。
- ・ RV の下部鏡と GV の下部鏡はほぼ接触しており、一体として挙動している。
- ・ 相当応力の大きい領域は座屈波形の曲率が大きい箇所に集中している。



(a) ループ型炉、球面座 2/3 支持



(b) タンク型炉、球面座 2/3 支持



(c) タンク型炉、球面座 84% 支持

図 3. 1. 1 (3)-2 実機レベルモデルの座屈後変形状態

b) 荷重－変位曲線

ループ型炉について、内圧を负荷した場合と负荷しない場合の 2 ケースについて座屈解析を行った。その結果を図 3. 1. 1 (3)-3 に示す。この図から、両者は同様な座屈後挙動を示すが、内圧を负荷したケースの方が座屈荷重、座屈後の耐荷能力とも大きいことが明らかである。実際には内圧が负荷するので、炉形式の影響及び球面座支持条件の影響については内圧を负荷したもので検討することとした。

ループ型炉及びタンク型炉の荷重－変位曲線（球面座 2/3 支持、84% 支持）を図 3. 1. 1 (3)-4 に

示す。この図から以下のことが明らかである。

- ・ いずれのケースも同様な座屈及び座屈後挙動を示す。
- ・ 座屈荷重及び座屈後の耐荷能力はループ型炉よりタンク型炉の方が大きい。
- ・ 座屈荷重及び座屈後の耐荷能力は球面座の支持範囲によって変わり、2/3 支持より 84% 支持の方が大きい。

上吊り状態の場合は、冷却材重量を含めた全重量が円筒胴に作用するが、下部鏡が球面座に接触した後は、冷却材は内圧として作用して下部鏡を曲面座に押し付ける働きをし、冷却材重量を除いた他の重量のみが円筒胴に作用することに注意する必要がある。

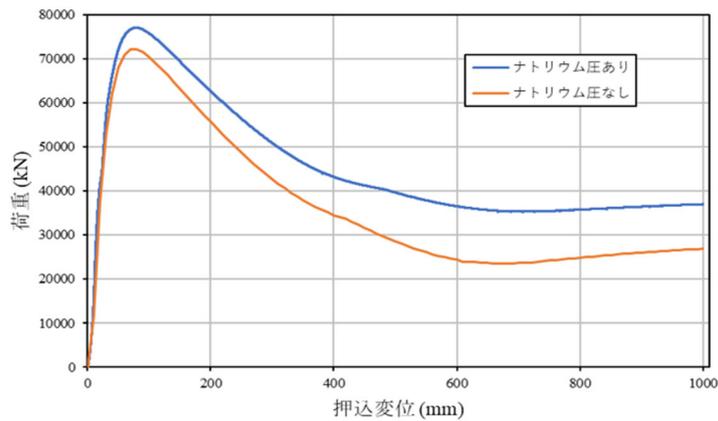


図 3. 1. 1 (3)-3 ループ型炉下部鏡の座屈荷重及び座屈後挙動に及ぼす内圧の影響

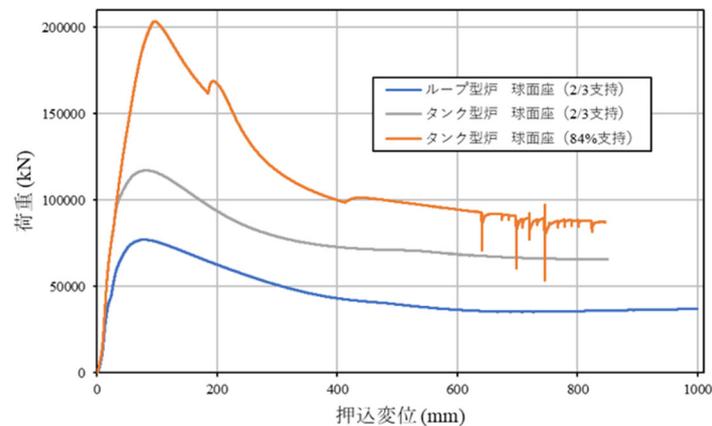


図 3. 1. 1 (3)-4 ループ型炉及びタンク型炉の荷重－変位曲線（球面座 2/3 支持、84% 支持）

4) まとめ

原子炉容器の下部鏡を模擬した小型試験体から得られた「球面座で支持された下部鏡は超高温時の容器円筒胴の破損を抑制し、レジリエンス向上に有効である可能性」について、実機レベルのモデルについても確認することができた。

(4) 結論

超高温時に破局的壊れ方をしない受動安全構造を提案した。具体的には、以下に示すように、超高温時のクリープ変形による荷重再配分が先行して、円筒胴部の破断へ破損拡大や、炉心支持構造のクリープ変形からバウンダリ破断への拡大が起こらない容器構造を提案した。

- ・超高温時に破局的壊れ方をしない受動安全構造として、冷却材バウンダリ機能に影響を与えないクリープ変形により、円筒胴部の荷重を下部鏡に再配分して円筒胴部の破損拡大を抑制し、炉心を液位から遠い容器下部で支持する、原子炉容器と床支持ガードベッセルの設備集合を提案した。
- ・受動安全構造が成立する条件は、床と接触した下部鏡が座屈後の荷重を維持しバウンダリ破損しないことと、支持構造の変位が容器のバウンダリ破損に至らないことである。
- ・超高温時に対する破損拡大抑制技術として、受動安全性を発揮するための原子炉容器と床支持ガードベッセルの設備集合を提案した。

参考文献

- [1] 笠原直人 編、高速炉システム設計、オーム社、2014
- [2] 文部科学省 国家課題対応型研究開発推進事業 原子力システム研究開発事業「原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開発 令和4年度成果報告書」（2023年3月）
- [3] 佐藤拓哉，圧力設備の破損モードと応力，日本工業出版、2013

3.1.2 詳細構成式と模擬材料試験を組み合わせた革新的モデリング【R2-R5】

数値解析は構造の変形を比較的精度よく予測できるが、き裂の発生や破断といった破壊現象の予測には通常実験検証が必要となる。ここで、実機材料を使用した超高温・過大地震による破壊試験は高価で危険を伴うことから、前プロジェクトにて室温低応力で実機材料の超高温挙動を模擬できる模擬材料による試験手法を開発した(図 3.1.2(1)-1 左)。本研究では、再現実験が困難な設計想定を超える事象(事故時の超高温や過大地震)に対する原子炉構造の破損シーケンスの予測に、最新の非弾性構成式による数値解析技術と模擬材料試験技術を組み合わせた革新的モデリング技術を開発し、汎用非線形構造解析システム FINAS での解析環境を整備した(図 3.1.2(1)-1)。材料試験だけでは検証が難しい形状に関連する破壊現象の検証に模擬材料による構造試験を組み合わせることに特徴がある。また、開発技術を汎用コードや統合コードへ組み込み、原子炉全体構造を解析可能とする。さらに、リスク評価との技術統合によりレジリエンス向上効果を可視化する。

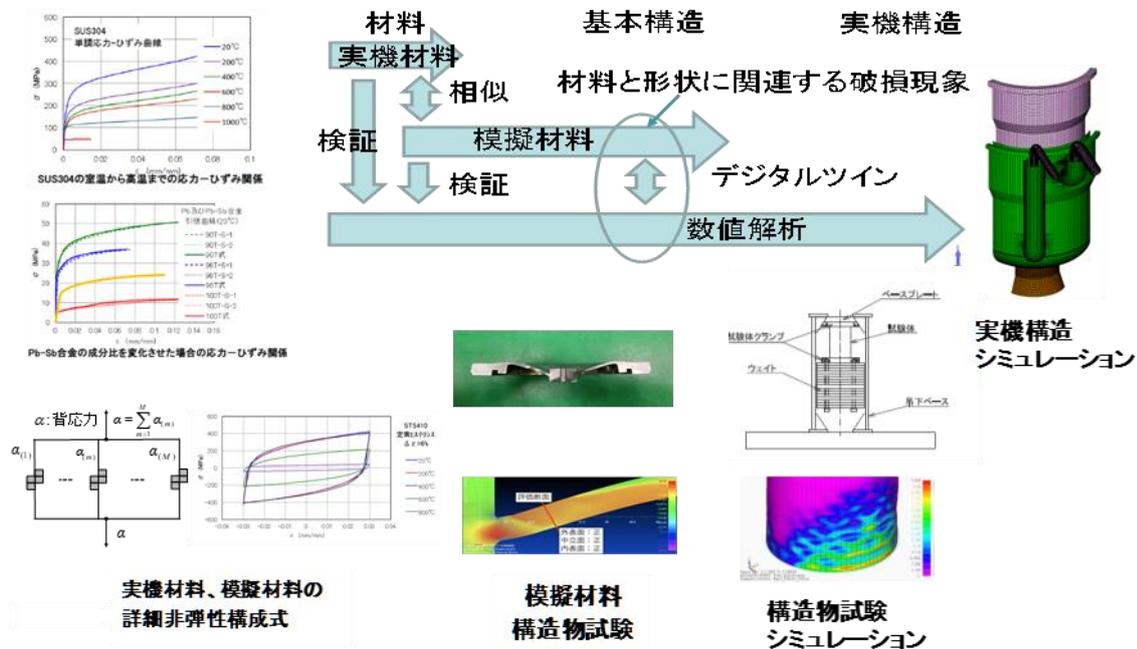


図 3.1.2(1)-1 詳細構成式と模擬材料試験を組み合わせた革新的モデリング

(1) 令和2年度～令和4年度の実施内容と成果の概要【R2-R4】

令和2年度は実機材料と模擬材料の詳細非弾性構成式を利用して、原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開発に必要な、過大地震時の振動解析及び超高温時の非弾性解析を実施するために、汎用構造解析プログラム FINAS/STAR-FEMAP の I/F を整備した。また、薄肉円筒殻の振動試験の解析、構造不連続部付き球殻試験の解析、床接触球殻試験の解析を行い、正しく計算できることを確認した。詳細非弾性構成式は、マルチレイヤー繰返し塑性モデルを採用した。

令和3年度は超高温実機材料と模擬材料の弾塑性挙動を高精度で予測する詳細構成式を使用し

て、以下の試験解析を実施し、実験結果との比較により詳細構成式の解析機能を確認した。

a) 超高温時の破損拡大抑制解析機能の確認

次の試験体の解析を行い、高温時破損挙動を解析する機能を確認した。

- ・ 構造不連続部付き球殻試験体
- ・ 床接触球殻試験体
- ・ 炉心支持構造試験体

b) 過大地震に対する破損シーケンス解析機能の確認

円筒試験体の座屈試験の解析を行い、過大地震時の破損挙動を解析する機能を確認した。

以下の2つの研究課題について、解析結果をまとめた。

- ・ 円筒全体の座屈前後の応答挙動の変化
- ・ 座屈で生じたしわ局部の疲労強度評価

令和4年度は超高温実機材料と模擬材料の弾塑性挙動を高精度で予測する詳細構成式を使用し、以下の解析を実施し、高温時や過大地震時の破損挙動の解析機能を確認した。

a) 超高温時の破損拡大抑制解析機能の確認

床接触球殻座屈の解析を行い、高温時破損挙動を解析する機能を確認した。

解析ケースは以下の3ケースである。

- ・ ループ型炉 平面床支持
- ・ ループ型炉 球面座 (全面支持)
- ・ ループ型炉 球面座 (2/3 支持)

b) 過大地震に対する破損シーケンス解析機能の確認

原子炉主容器を模擬した円筒の座屈解析を行い、過大地震時の破損挙動を解析する機能を確認した。

解析ケースは以下の4ケースである。

・ ケース1

入力波：sin 波

入力方向：円筒軸に対して水平

加振振動数：0.667 Hz (周期 1.5 s)

最大加振加速度：振動座屈を十分に起こす大きさとして、40 m/s²

・ ケース2

入力波：sin 波

入力方向：円筒軸に対して鉛直

加振振動数：5.882 Hz (周期 0.17 s)

最大加振加速度：振動座屈を十分に起こす大きさとして、80 m/s²

・ ケース3

入力波：sin 波

入力方向：円筒軸に対して水平+鉛直

加振振動数：鉛直波は 5.882 Hz、水平波は 0.667 Hz

最大加振加速度：鉛直波を 80 m/s²、水平波を 6.67 m/s² とする。

- ・ ケース 4

ケース 1 と同等の水平加振波を用いる。ただし最大加振加速度を変更する。

最大加振加速度：振動座屈を十分に起こす大きさとして、 33 m/s^2

(2) 令和5年度の実施内容の概要

超高温実機材料と模擬材料の弾塑性挙動を高精度で予測する詳細構成式を使用して、以下の解析を実施し、高温時や過大地震時の解析機能を確認した。

a) 超高温時の破損拡大抑制解析機能の確認

床接触球殻座屈の解析を行い、高温時破損挙動を解析する機能を確認した。令和4年度のループ型炉のモデルに加えてタンク型炉モデルの解析も実施した。

解析ケースは以下の3ケースである。

- ・ループ型炉 球面座 (2/3 支持)
- ・タンク型炉 球面座 (2/3 支持)
- ・タンク型炉 球面座 (84%支持)

b) 過大地震に対する破損シーケンス解析機能の確認

原子炉主容器を模擬した円筒の座屈解析を行い、過大地震時の破損挙動を解析する機能を確認した。曲げせん断振動座屈試験モデルとタンク型炉モデルの2つのモデルを対象とした解析を実施した。曲げせん断振動座屈試験モデルについては実験用いた入力波と同一のものを解析でも使用した。タンク型炉モデルについては以下の3ケースを実施した。

・ケース1

入力波：sin 波

入力方向：円筒軸に対して水平+鉛直

加振振動数：鉛直波は 5.882 Hz、水平波は 0.667 Hz

最大加振加速度：鉛直波を 80 m/s²、水平波を 6.67 m/s²とする。

・ケース2

入力波：sin 波 (耐震設計)

入力方向：円筒軸に対して水平+鉛直

加振振動数：鉛直波は 9.1 Hz、水平波は 2.6 Hz

最大加振加速度：鉛直波を 20 m/s²、水平波を 40 m/s²とする。

・ケース3

入力波：実地震波 (耐震設計)

入力方向：円筒軸に対して水平+鉛直

加振加速度の拡大係数：鉛直波を 20 m/s²、水平波を 40 m/s²とする。

(3) 球殻座屈体の解析

容器と床との接触挙動を確認するための球殻座屈解析を実施した。解析の詳細については Appendix A に示す。

ループ型炉及びタンク型炉の下鏡・直胴部分をモデル化し、以下の3ケースを実施した。

- ・ループ型炉 球面座 (2/3 支持)
- ・タンク型炉 球面座 (2/3 支持)
- ・タンク型炉 球面座 (84%支持)

これら3ケースの荷重変位曲線を重ね合わせたものを図 3.1.2(3)-1 に示す。

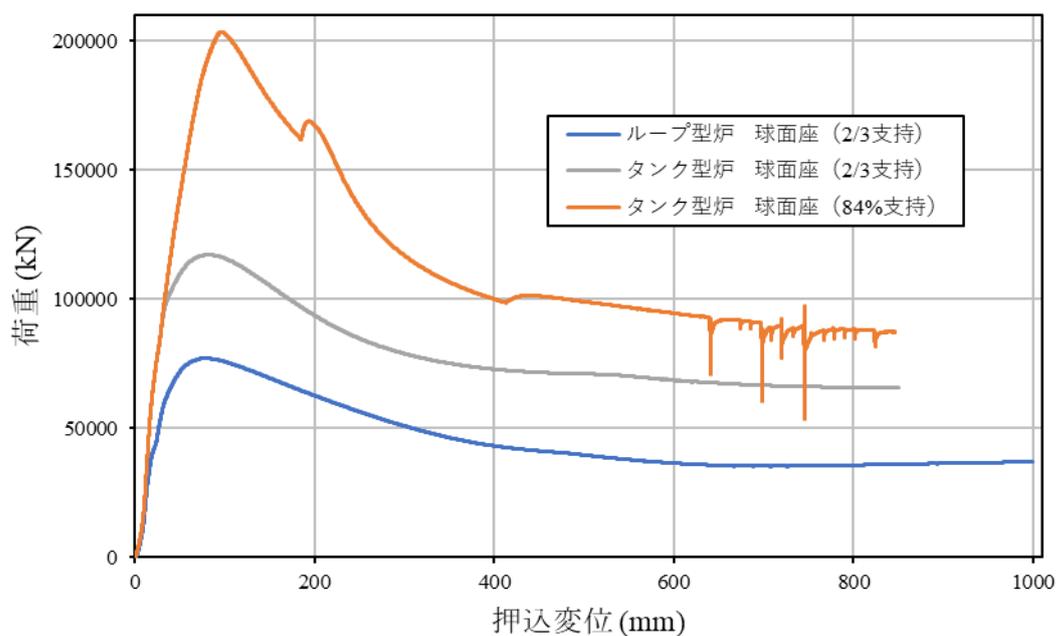


図 3.1.2(3)-1 荷重変位曲線 各ケース重ね合わせ

以下にタンク型炉 球面座 (2/3 支持) の解析結果をまとめる。

押込変位 1000 mm における変形図を図 3.1.2(3)-2 に示す。また、荷重変位曲線を図 3.1.2(3)-3 に示す。

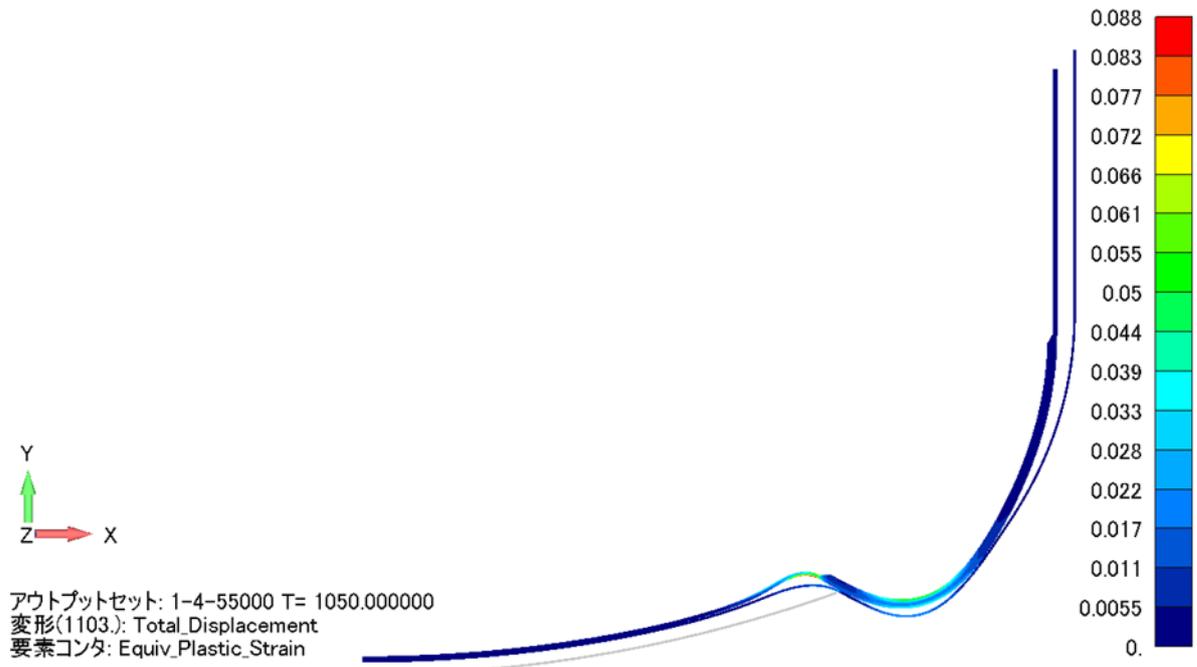


図 3.1.2(3)-2 タンク型炉 球面座(2/3 支持) 押込変位 850 mm 変形図 (実寸) 累積相当塑性ひずみコンター

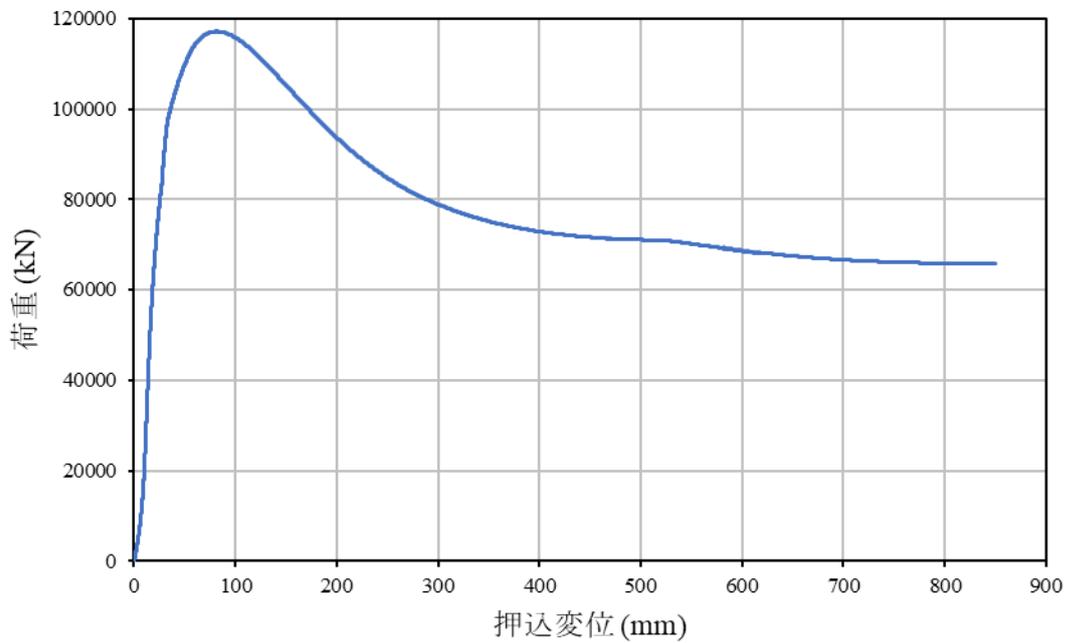


図 3.1.2(3)-3 タンク型炉 球面座(2/3 支持) 荷重変位曲線

(4) 円筒座屈解析 ケース 1

座屈後挙動のメカリズムを確認するための解析結果を以下にまとめる。解析の詳細については Appendix A に示す。

ここではケース 1 の結果を記載する。

① 加速度時刻歴

モデル全体の質量を重心位置に与え解析を実施しており、その位置における鉛直方向の加速度時刻歴を図 3.1.2(4)-1 に示す。4.5 秒ほどで座屈が発生し応答加速度の値が低下していることが読み取れる。

図 3.1.2(4)-2～図 3.1.2(4)-5 に入力加速度に対する鉛直方向の応答加速度の位相遅れ時刻歴を示す。

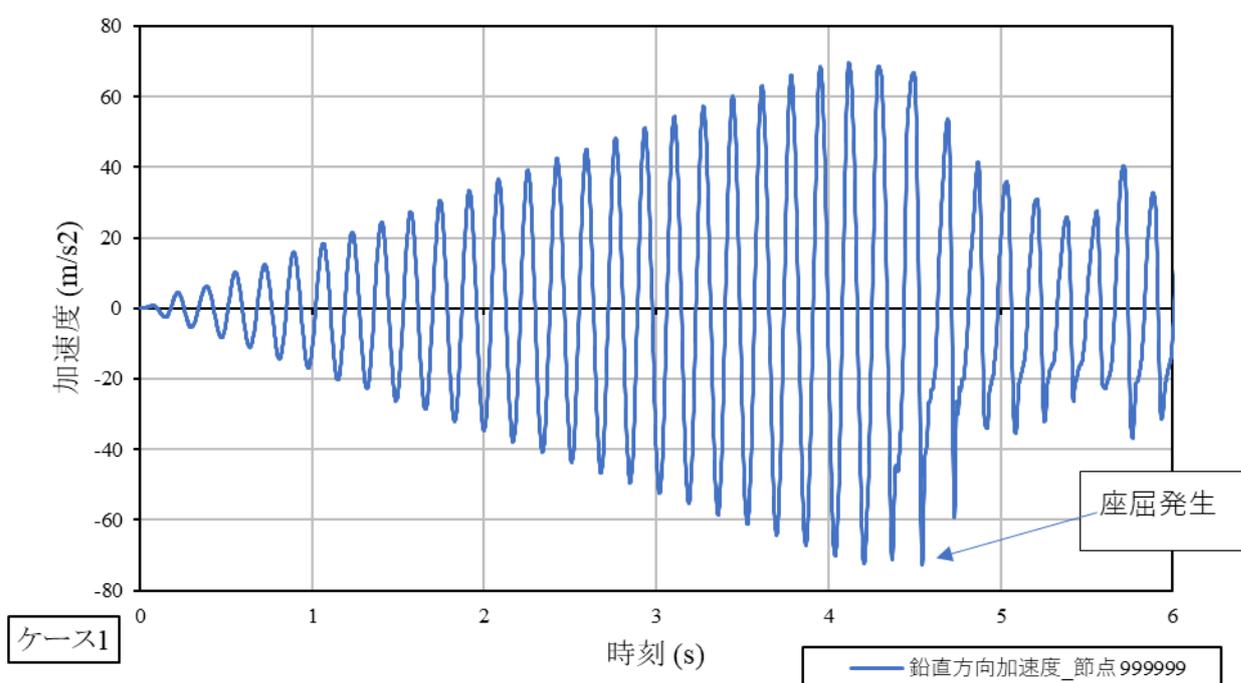


図 3.1.2(4)-1 鉛直方向絶対加速度時刻歴 ケース 1

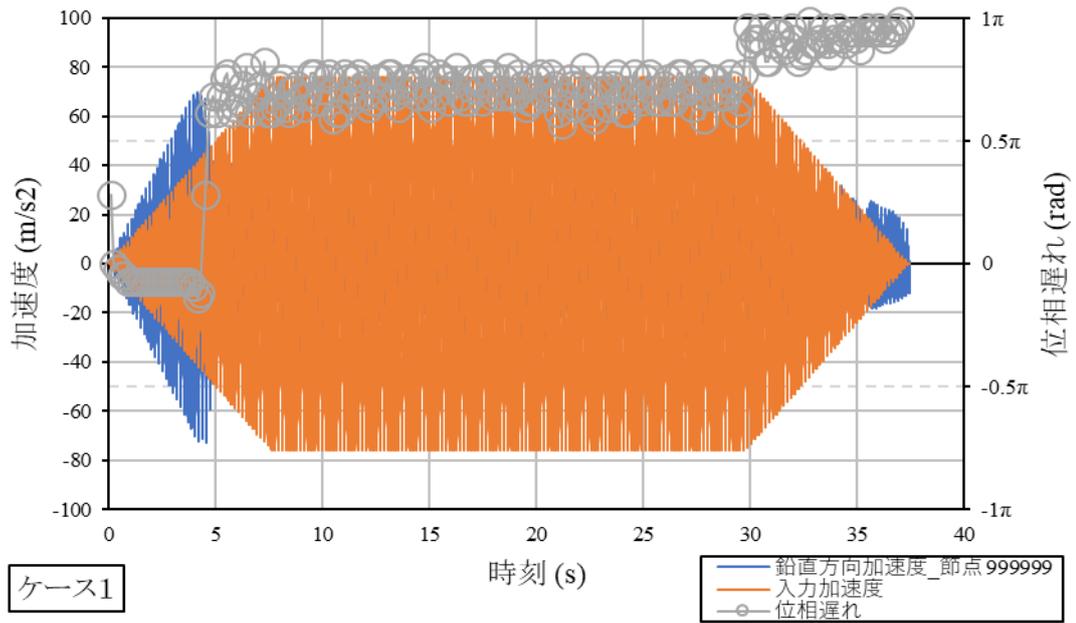


図 3.1.2(4)-2 鉛直方向絶対加速度 位相遅れ時刻歴 ケース1 全時刻

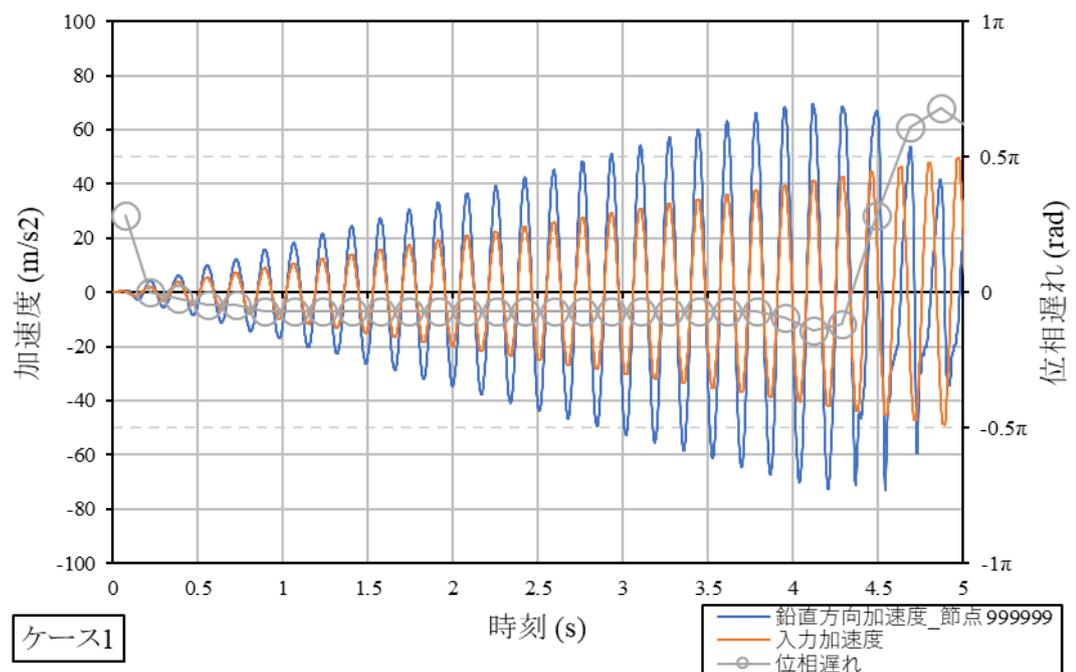


図 3.1.2(4)-3 鉛直方向絶対加速度 位相遅れ時刻歴 ケース1 0-5秒

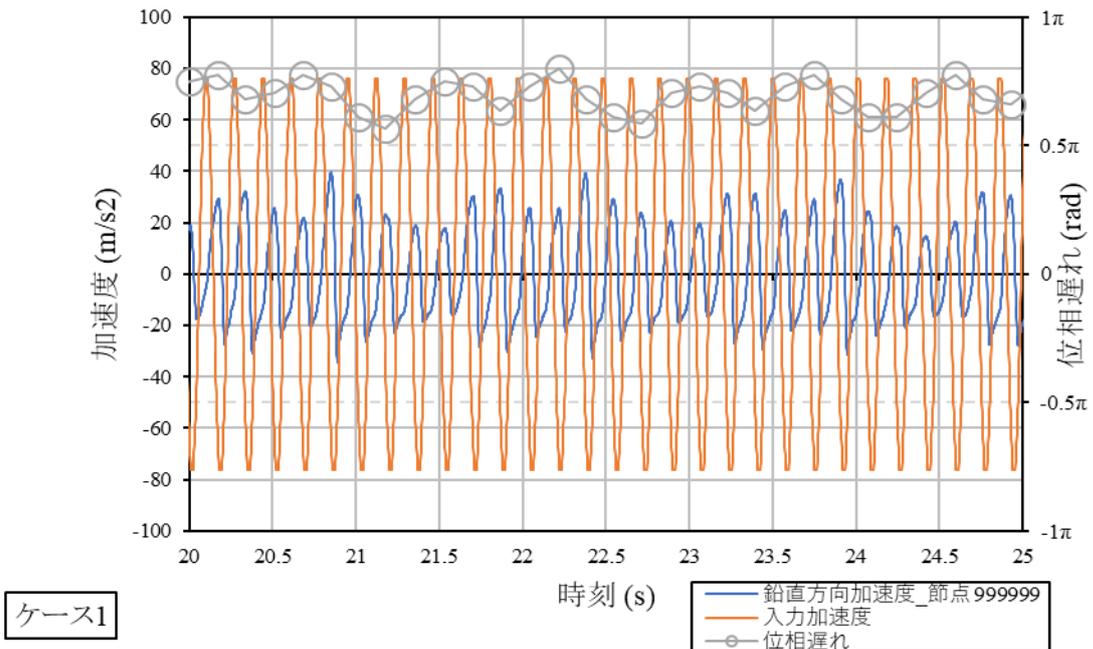


図 3.1.2(4)-4 鉛直方向絶対加速度 位相遅れ時刻歴 ケース1 20-25 秒

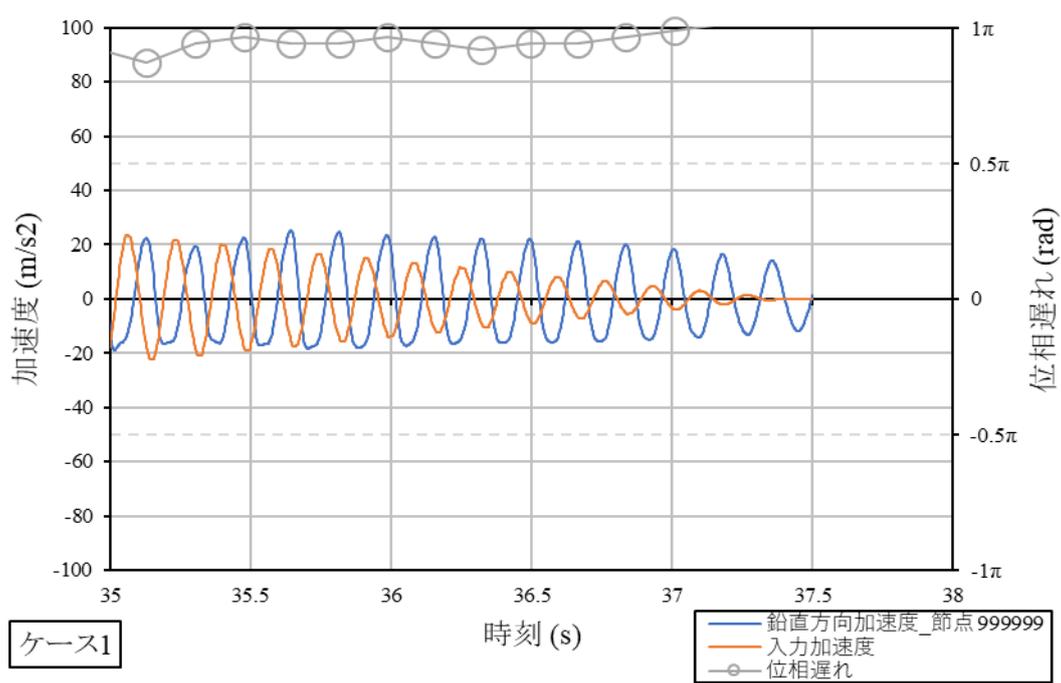


図 3.1.2(4)-5 鉛直方向絶対加速度 位相遅れ時刻歴 ケース1 35-37.5 秒

② 円筒全体の座屈前後の応答挙動

図 3.1.2(4)-6 に鉛直方向の復元力-相対変位曲線を示す。座屈が発生すると、復元力と相対変位の線形関係が消失する。振動前後及び振動中の剛性を算出し、そこから固有振動数を計算した値を表 3.1.2(4)-1 に示す。剛性算出の方法を図 3.1.2(4)-7～図 3.1.2(4)-9 に示す。

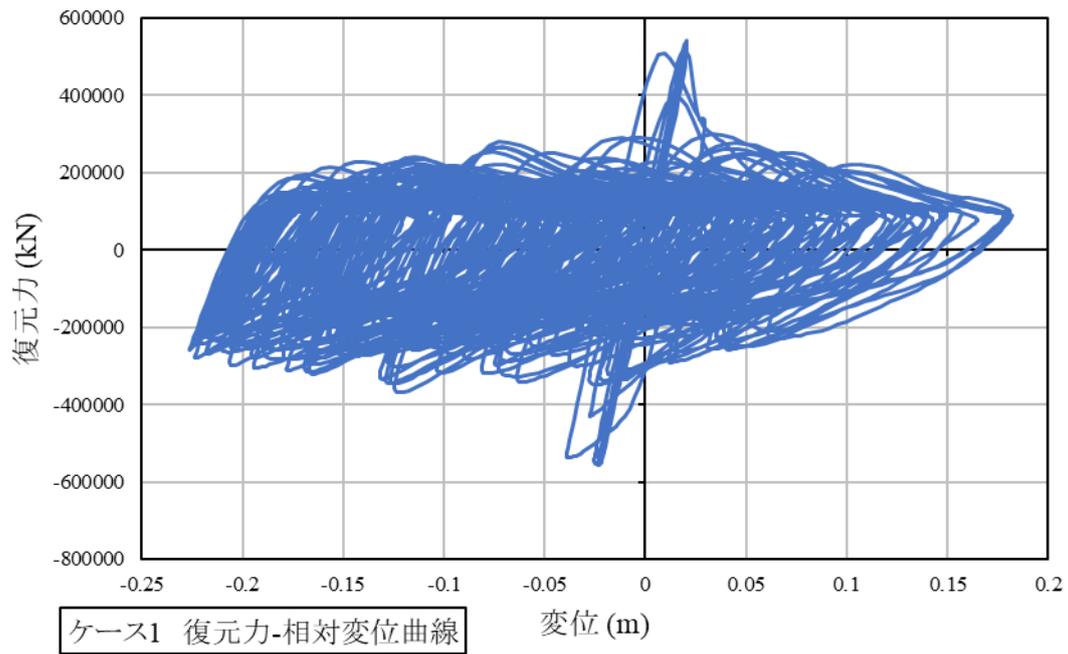


図 3.1.2(4)-6 復元力-相対変位曲線 鉛直方向 全時刻 ケース 1

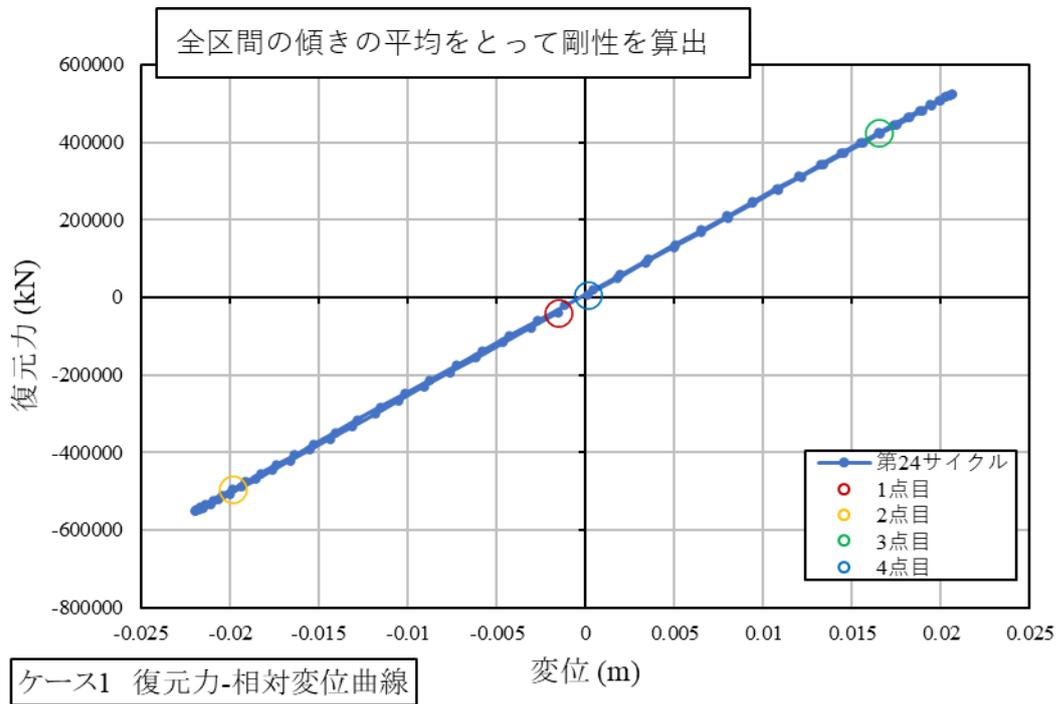


図 3.1.2(4)-7 復元力-相対変位曲線 第 24 サイクル ケース 1

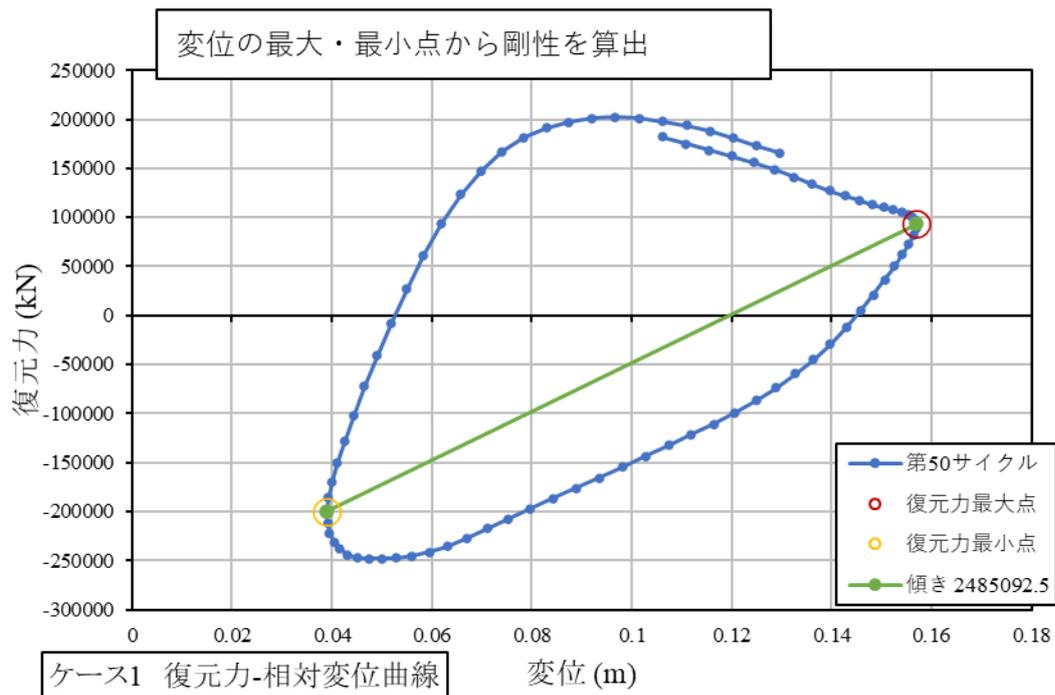


図 3.1.2(4)-8 復元力-相対変位曲線 第50サイクル ケース1

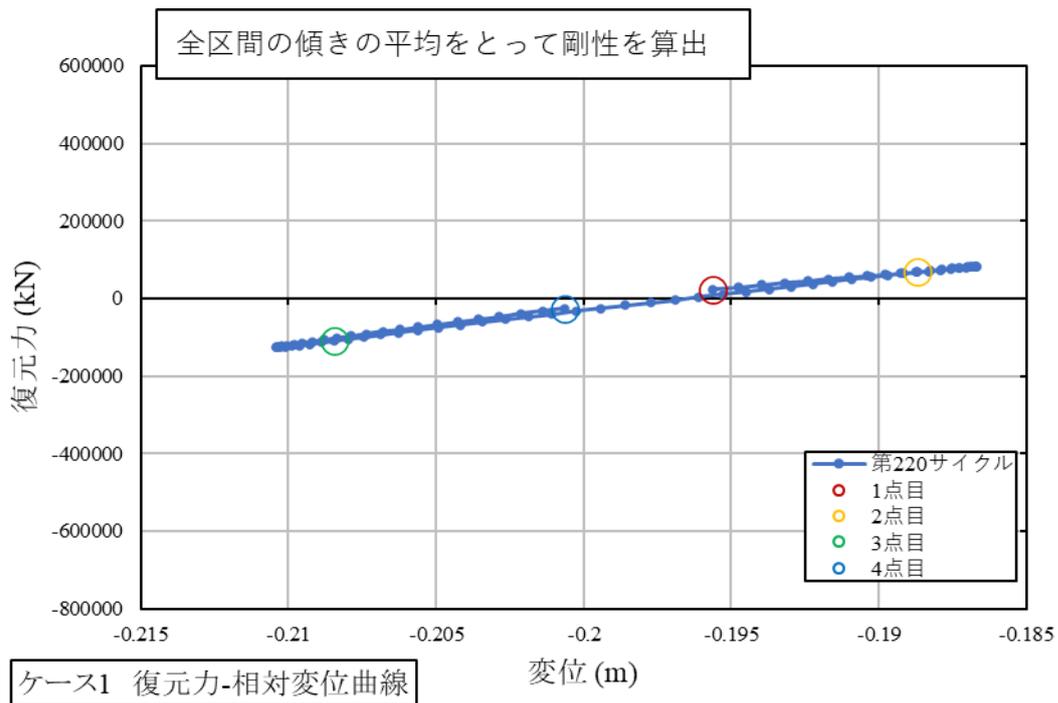


図 3.1.2(4)-9 復元力-相対変位曲線 第220サイクル ケース1

表 3.1.2(4)-1 座屈前後の固有振動数 ケース 1

	座屈前	振動中	座屈後
鉛直方向の質量 [ton]	7460	7460	7460
剛性 [10^6N/m]	24329	2485	10004
固有振動数 [Hz]	9.089	2.905	5.828

③ 疲労強度評価

解析終了時、最も大きな累積相当塑性ひずみの値が確認された要素について疲労強度評価を実施した。モデル外面での最大値は要素 1617 で確認され、その位置を図 3.1.2(4)-10 に示す。疲労評価では、全ひずみ成分のうち最大の値をとる成分が最も大きく疲労に寄与すると考え、このひずみ成分に着目し、レインフロー法によるサイクルを算出した。これを図 3.1.2(4)-11、図 3.1.2(4)-12 に示す。この各サイクルにて破損繰返し数 N_f を算出し、その逆数和を疲労損傷係数として時刻歴グラフにしたものを図 3.1.2(4)-13 に示す。

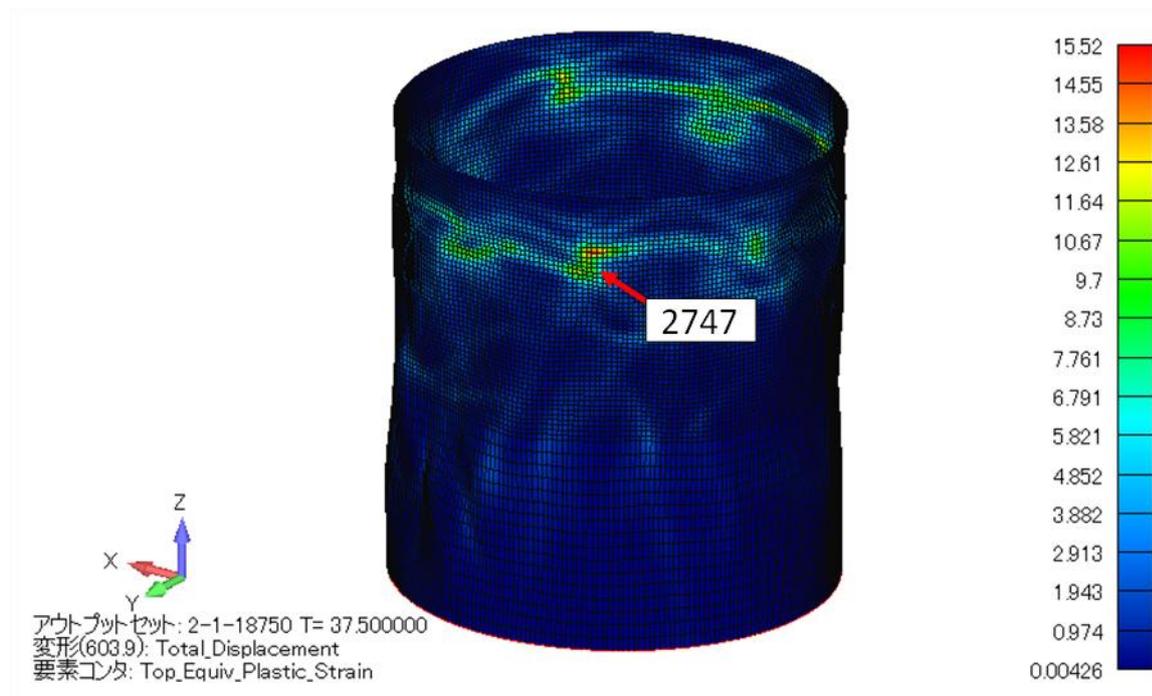


図 3.1.2(4)-10 疲労強度評価 ケース 1 着目要素 外面 2747

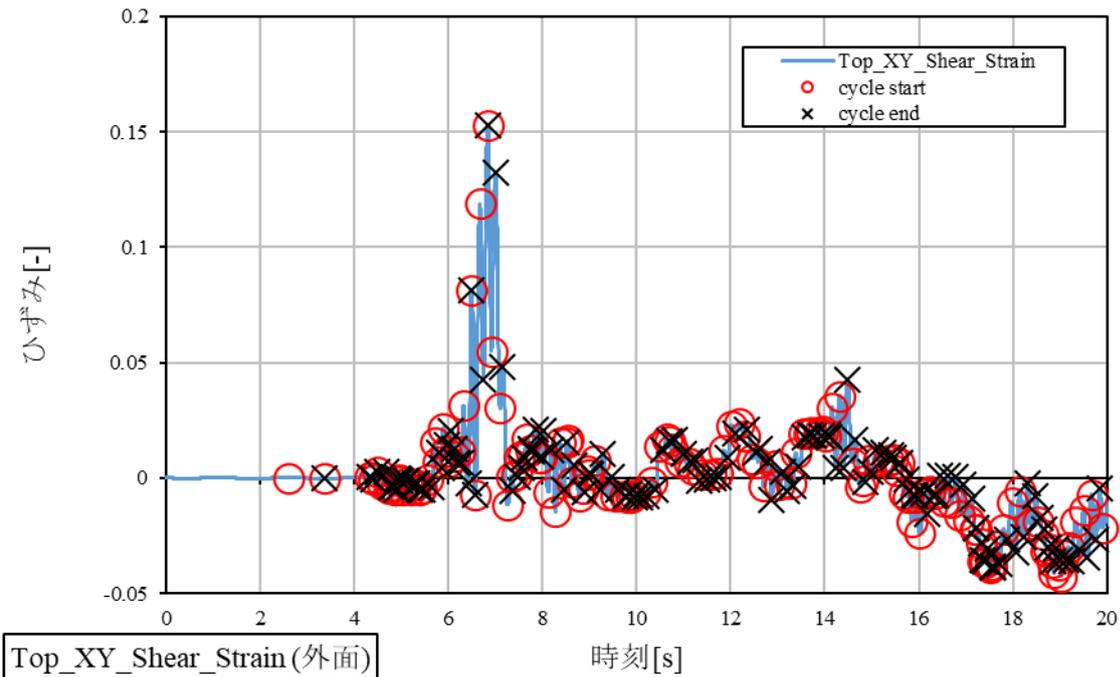


図 3.1.2(4)-11 要素 2747 外表面 レインフロー法によるサイクル算定 極小点及び極大点
ケース 1 0-20 秒

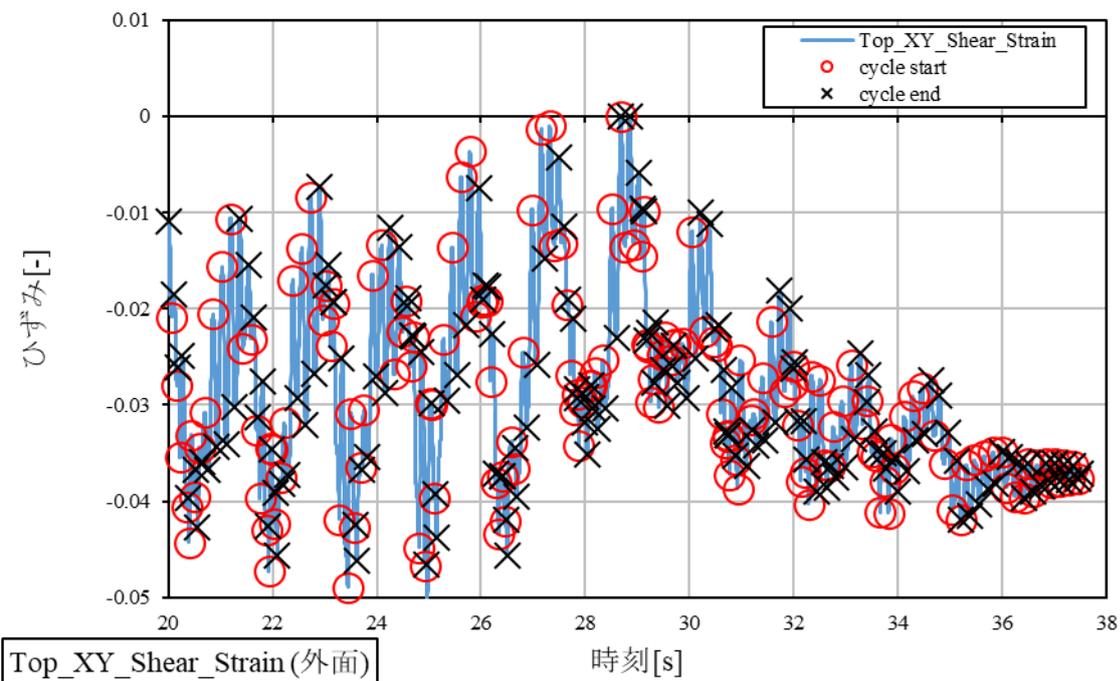


図 3.1.2(4)-12 要素 2747 外表面 レインフロー法によるサイクル算定 極小点及び極大点
ケース 1 20-37.5 秒

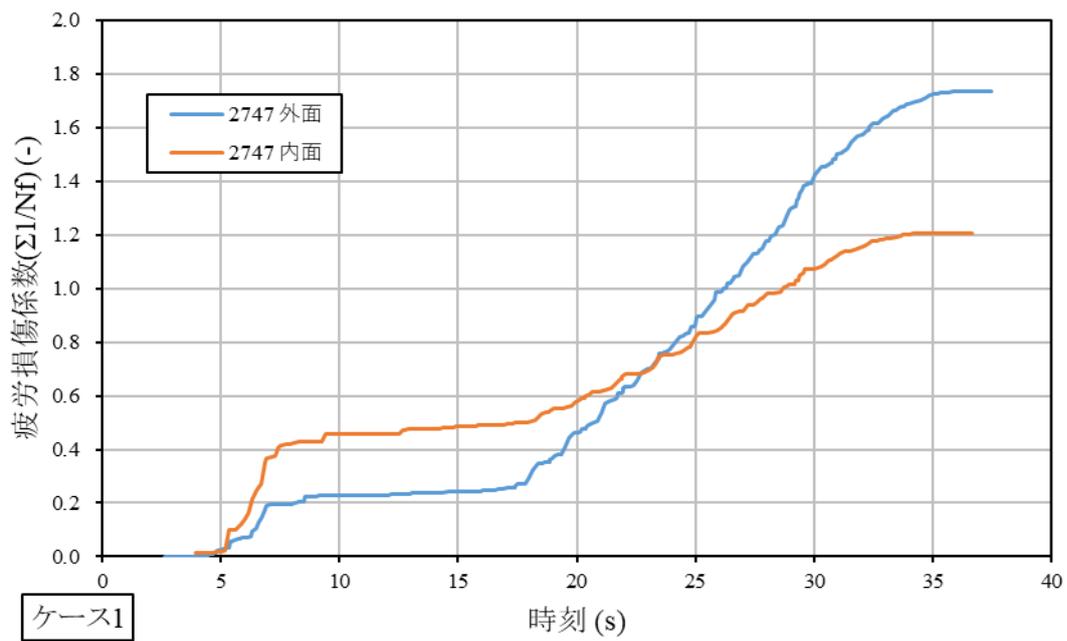


図 3.1.2(4)-13 要素 2747 疲労損傷係数 時刻歴グラフ

(5) 円筒座屈解析 ケース 3

座屈後挙動のメカリズムを確認するための解析結果を以下にまとめる。解析の詳細については Appendix A に示す。

ここではケース 3 の結果を記載する。

① 加速度時刻歴

モデル全体の質量を重心位置に与え解析を実施しており、その位置における水平及び鉛直の加速度時刻歴を図 3.1.2(5)-1、図 3.1.2(5)-2 に示す。

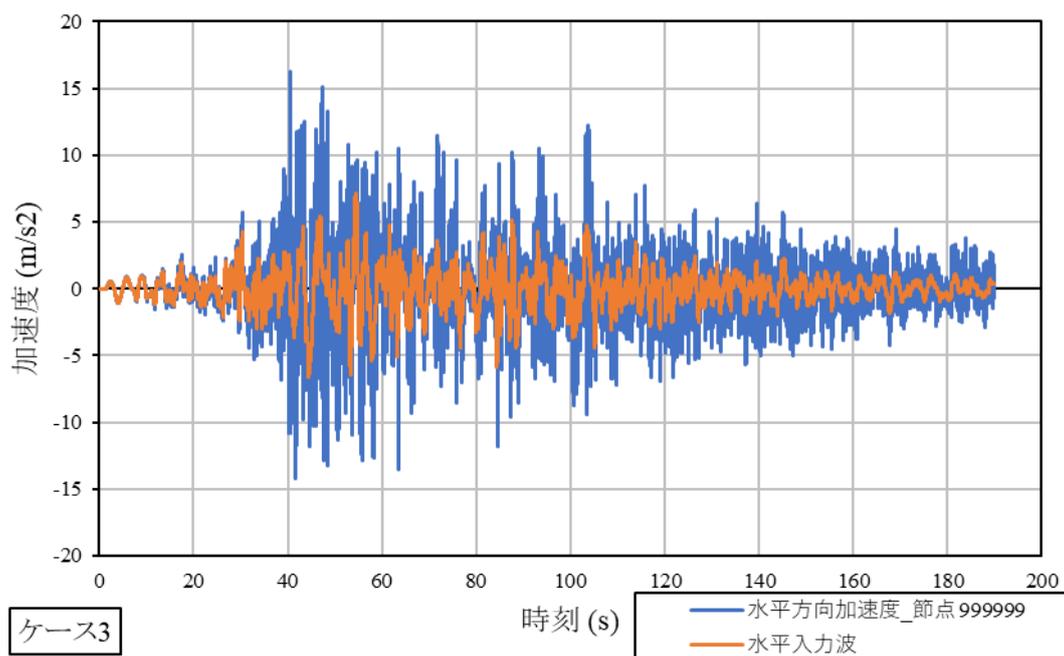


図 3.1.2(5)-1 水平方向絶対加速度時刻歴 ケース 3

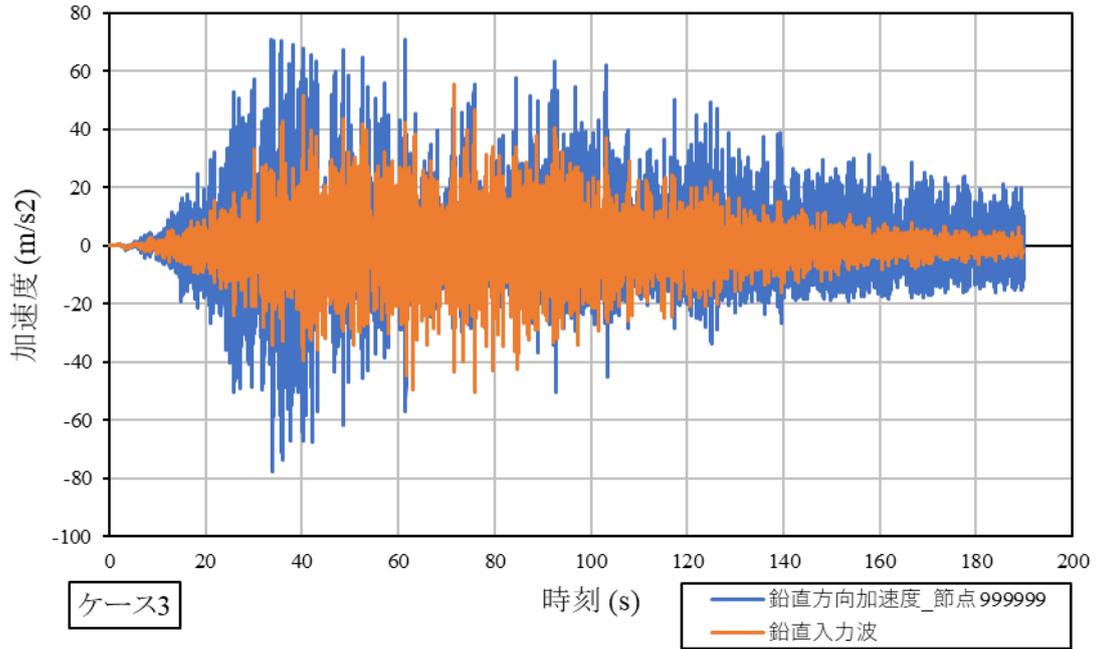


図 3.1.2(5)-2 鉛直方向絶対加速度時刻歴 ケース3

② 円筒全体の座屈前後の応答挙動

図 3.1.2(5)-3、図 3.1.2(5)-4 に鉛直方向の復元力-相対変位曲線を示す。

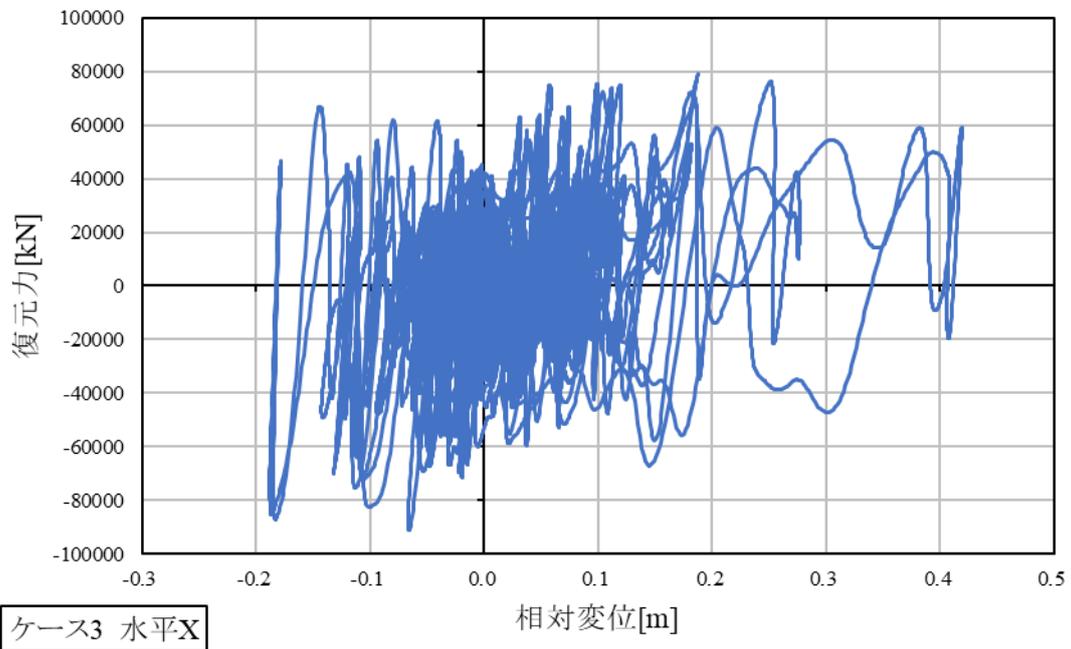


図 3.1.2(5)-3 復元力-相対変位曲線 水平方向 全時刻 ケース3

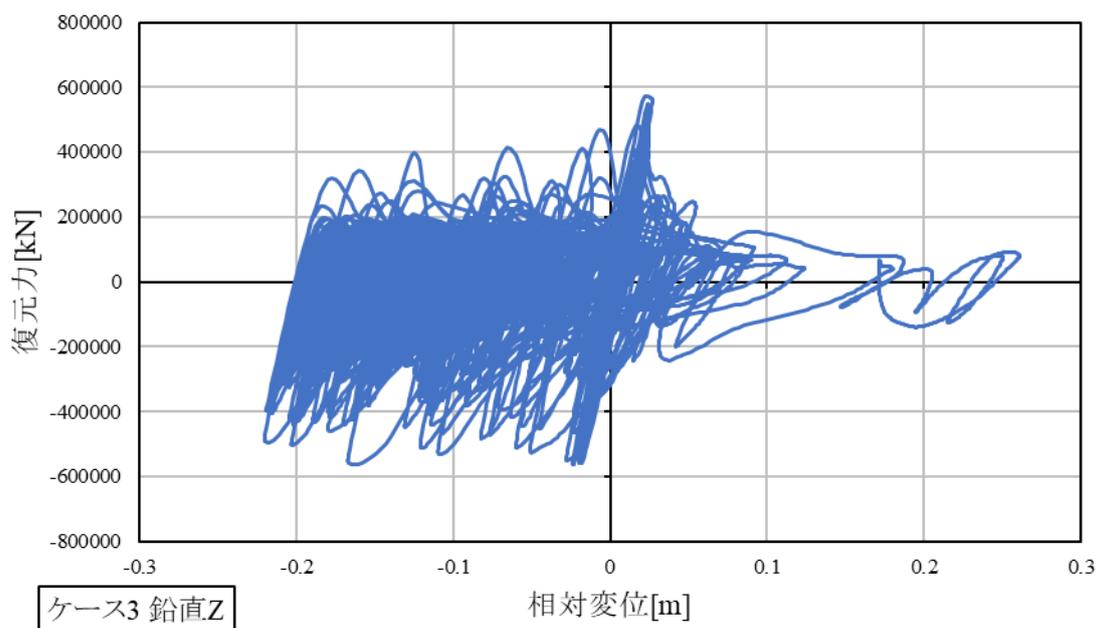


図 3.1.2(5)-4 復元力-相対変位曲線 鉛直方向 全時刻 ケース3

③ 疲労強度評価

解析終了時、最も大きな累積相当塑性ひずみの値が確認された要素について疲労強度評価を実施した。モデル外面での最大値は要素1997で確認され、その位置を図3.1.2(5)-5に示す。疲労評価では、全ひずみ成分のうち最大の値をとる成分が最も大きく疲労に寄与すると考え、このひずみ成分に着目し、レインフロー法によるサイクルを算出した。その代表的な時刻を図3.1.2(5)-6、図3.1.2(5)-7に示す。この各サイクルにて破損繰返し数 N_f を算出し、その逆数和を疲労損傷係数として時刻歴グラフにしたものを図3.1.2(5)-8に示す。

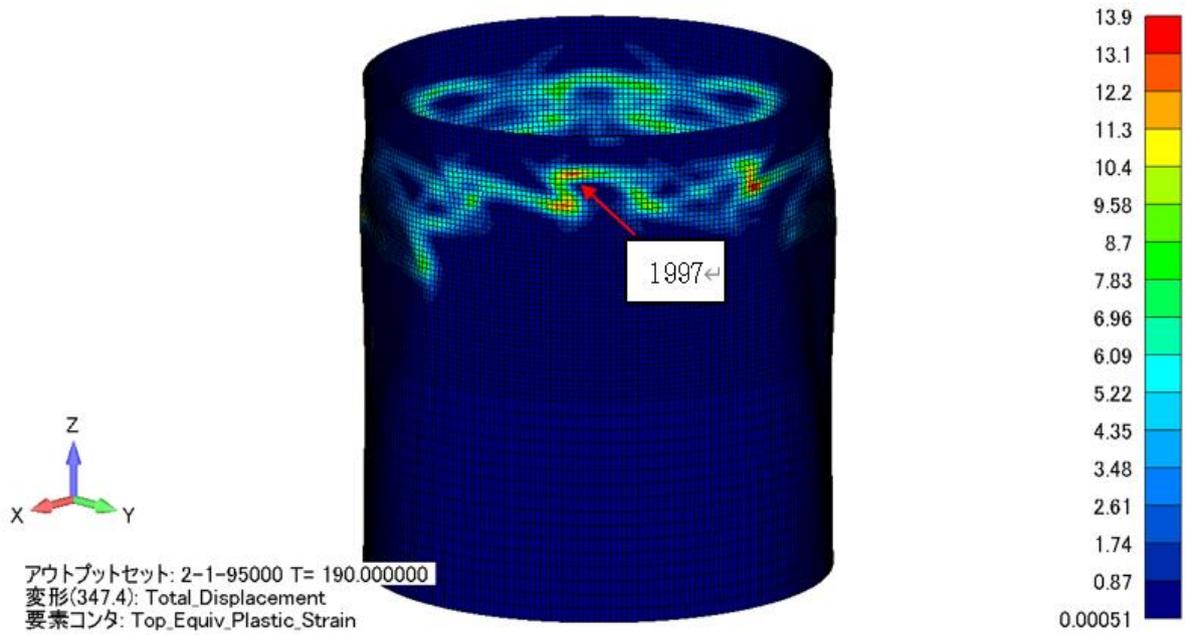


図 3.1.2(5)-5 疲労強度評価 ケース3 着目要素 外面 2747

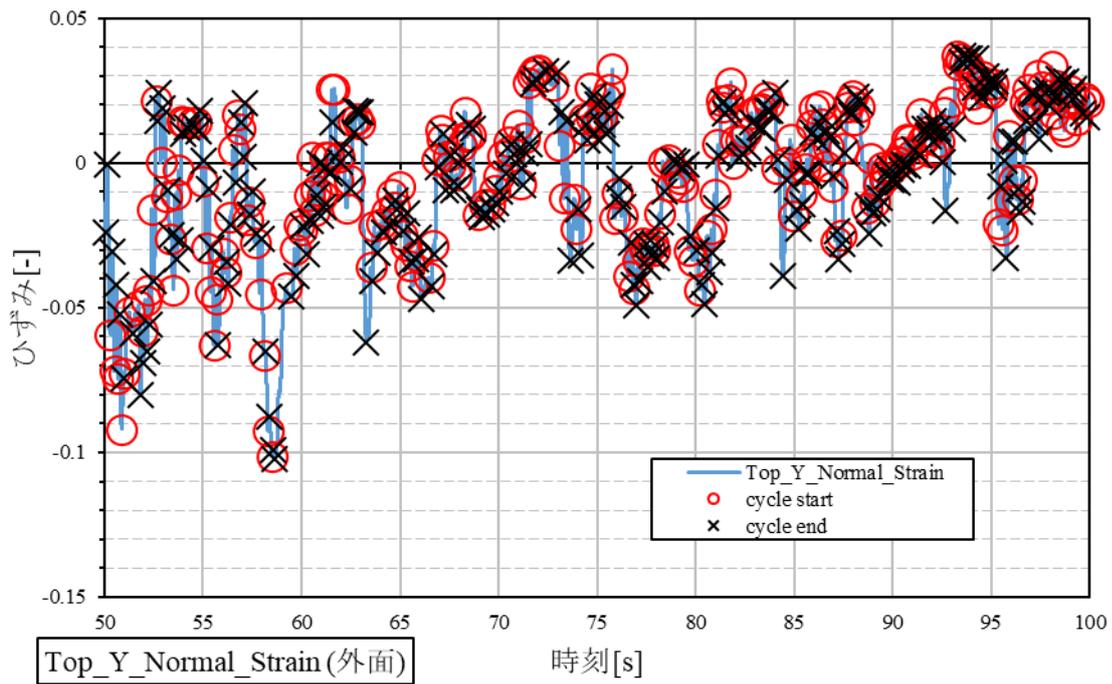


図 3.1.2(5)-6 要素1997 外面 レインフロー法によるサイクル算定 (抜粋)
ケース3 50-100秒

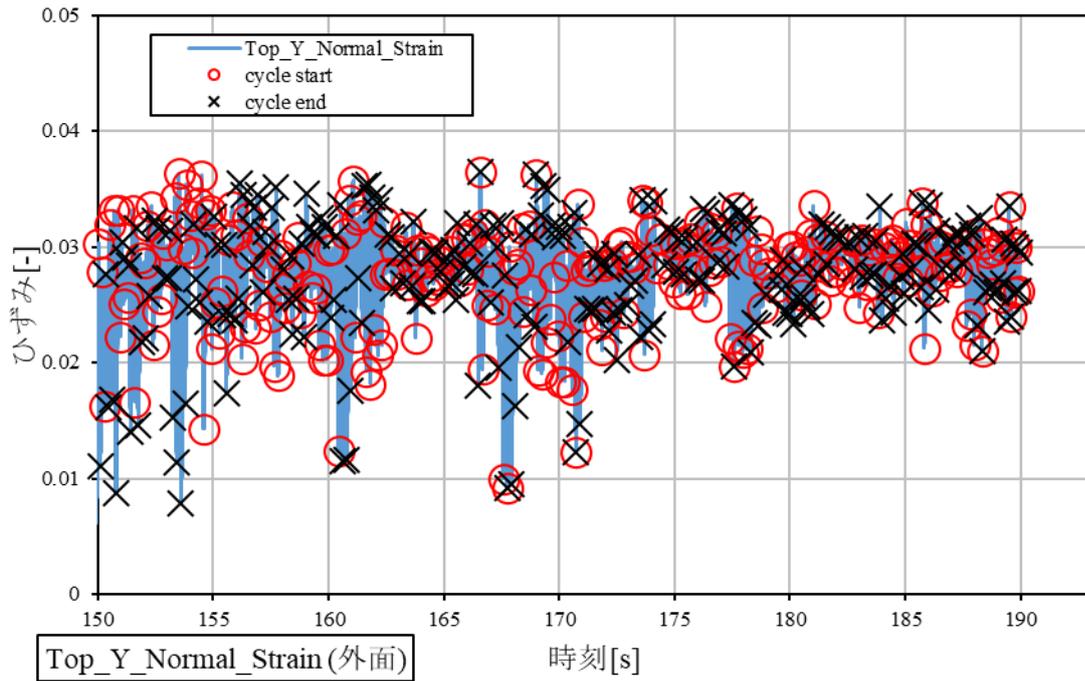


図 3.1.2(5)-7 要素 1997 外面 レインフロー法によるサイクル算定 (抜粋)
 ケース 3 150-190 秒

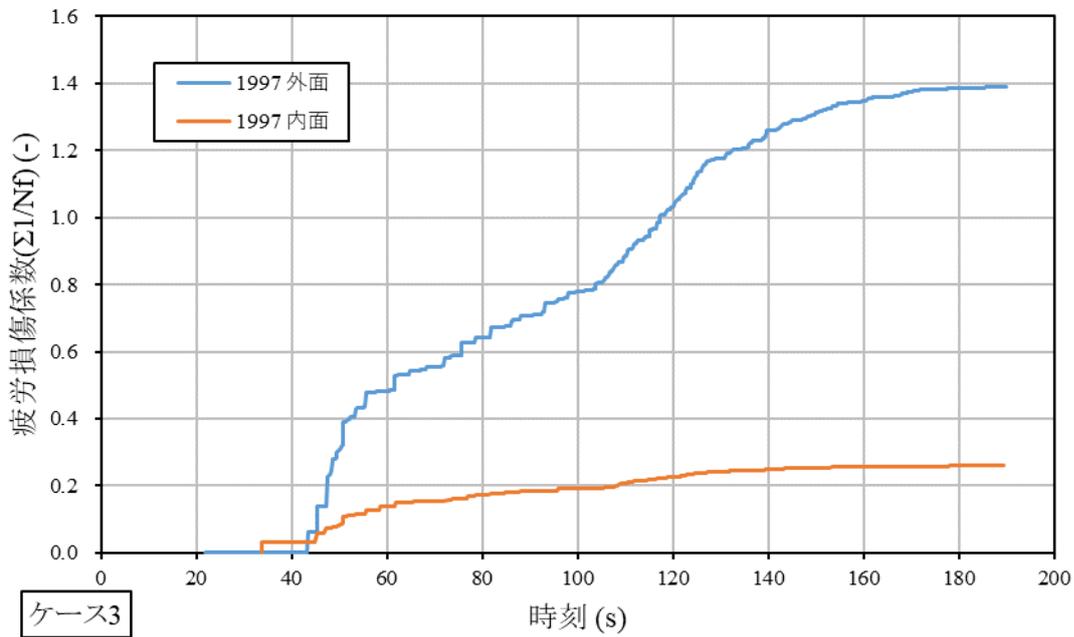


図 3.1.2(5)-8 要素 1997 疲労損傷係数 時刻歴グラフ

(6) まとめ【R5】

材料の詳細構成モデル、模擬材料による小型構造物試験の組み合わせにより、実機の受動安全性を必要十分な精度で予測する、以下の解析モデリング手法を提案し汎用非線形構造解析システム FINAS での解析環境を整備した。

・超高温時の座屈強度及び座屈後挙動（安定性）の解析モデリング手法

超高温時の座屈及び座屈後解析機能を検証するため、平床及び球面座に接触する球殻の座屈試験と座屈解析を行い、両者はよく一致することを確認した。解析結果から、受動安全構造の成立性を支配する座屈及び座屈後挙動のメカニズムと変形特性が明らかになった。また、平床及び球面座に接触（部分接触、全面接触）する実機規模の解析を行い、小型試験で得られた座屈及び座屈後挙動のメカニズムと傾向が一致することを確認した。

以上から超高温時の座屈強度及び座屈後挙動（安定性）の解析モデリング手法は、試験ができない超高温時の実機の受動安全構造の適用性の評価に有効であることを確認した。

・過大地震時の座屈後挙動（安定性）及び疲労強度の解析モデリング手法

過大地震時の座屈及び座屈後解析機能を検証するため、水平振動荷重を受ける円筒の座屈試験と座屈解析を行い、両者はよく一致することを確認した。解析結果から座屈及び座屈後挙動のメカニズムと変形特性が明らかになった。また、実機規模の解析を行い、荷重条件が同一なら、座屈モードの相似則によって小型試験結果等を実機予測に有効に反映できることが分かった。

以上から過大地震時の座屈後挙動（安定性）及び疲労強度の解析モデリング手法は、試験ができない過大地震時の実機の受動安全構造の適用性の評価に有効であることを確認した。

3.1.3 超高温時の破損拡大抑制技術のまとめ【R5】

超高温時の破損拡大抑制技術に関して、冷却機能に影響の小さい弾塑性クリープ変形を先行させることで応力を再配分させ、冷却機能に影響の大きい崩壊や破断への拡大を抑制する受動安全構造を提示した。また具体例として、高速炉容器が事故時に超高温になった場合に、弾塑性クリープ変形により、最大応力部が胴部から下部鏡に移動することで冷却材漏洩につながる原子炉容器胴部の破損拡大を抑制する受動安全容器を提示した。さらに、炉心支持構造が座屈したあとも安定した挙動をすることで炉心を支持し続け、炉心を下げることで露出を抑制する受動安全構造を示した。上記技術の実現には、下部鏡が床に接触して座屈したあとも耐荷能力が維持され、そこから破断しないことを示す必要がある。また、炉心支持構造が座屈変形しても、冷却材バウンダリの破損に拡大しないことを示す必要がある。

令和5年度は提案した超高温時に対する受動安全構造の適用性を示すため、令和4年度までに実施した原子炉容器下部鏡を模擬した床接触球殻の構造物試験と炉心支持構造を模擬した円錐殻-円筒殻交差部の構造物試験の結果により検証した解析モデルにより、実機解析を実施した。

その結果、実機においても、構造物試験と同様のメカニズムで耐荷能力が維持され、そこから破断しないことが分かった。

以上から、超高温時に対する破損拡大抑制技術として、受動安全性を発揮するための原子炉容器と床支持ガードベッセルの設備集合を提案した。

3.2 過大地震に対する破損拡大抑制技術【R2-R5】

過大地震時には、材料の塑性変形や一部の支持構造の塑性変形・破損により、機器構造システムの剛性が低下する。システムの固有振動数が入力振動数を下回ると荷重に対する応答が遅れて力が伝わりにくくなる特性を利用して安全性への影響の大きい部材への力の伝達を低減させて破損拡大を抑制する技術を開発する。

3.2.1 過大地震に対する破損シーケンス予測技術【R2-R5】

塑性変形、支持部破損、ラチェット変形、崩壊、座屈、疲労破損など過大地震時に危惧される破損モードの生じる条件と順番を予想するための方法論を提案する。基本形状で方法論を検証した後、機器構造における見通しを示す。

表 3.2.1(1)-1 基本形状を用いる実験計画、解析計画（工程表）

令和2年度	令和3年度	令和4年度	令和5年度
方法論の提示	梁：ラチェット先導型試験・解析 梁、円筒：振動座屈試験・解析		容器座屈試験・解析

(1) 令和2年度～令和4年度の実施内容と成果の概要【R2-R4】

過大地震時に留意すべき破損モードとして以下が挙げられる。

- ・配管系を対象にしたラチェット、塑性崩壊、ラチェット先導型塑性崩壊、振動座屈
- ・容器を対象にした振動座屈

配管や容器をそれぞれ模擬した基本形状（梁、円筒）に対して、振動数比（入力振動数/固有振動数）に応じた地震応答がラチェット変形や座屈からラチェット先導型崩壊や破断にそれぞれ拡大するメカニズムと制御パラメータを解明する。基本形状を用いる実験及び解析の工程を表 3.2.1(1)-1 に示す。

① ラチェット変形の発生条件の調査

振動によるラチェット変形の発生条件では、 X 、 Y 、振動数比の3つのパラメータを用いて整理できる。 X は一定荷重による応力（ここでは重力加速度による応力 σ_g ）を降伏点 σ_y で無次元化したものであり、 Y は外力である加速度との静的釣り合いで仮想的に決まる応力 σ_{in} を無次元化したものを表す。

$$X = \sigma_g / \sigma_y$$

$$Y = \sigma_{in} / \sigma_y$$

振動による力の伝達では振動数比が決定的に重要である。振動数比とは構造（ここでは梁）の固有振動数 f_n に対する入力加速度の固有振動数の比を表す。図 3.2.1(1)-1 に示す梁モデルにおいて、正弦波加振のラチェット発生条件は、図 3.2.1(1)-2 のように X が大きいほど Y が小さい条件でラチェット変形が起こる。振動下のラチェット発生条件は、振動数比が1より小さい場合では荷重制御における理論的塑性崩壊線図に近く、振動数比が1より大きい場合では変位制御下のラチェット発生条件である山下線図[1]に近くなっている。これは低振動比の振動荷重は荷重変位制御的に働き、高振動数比の振動荷重は変位制御的に働くことを示唆している。

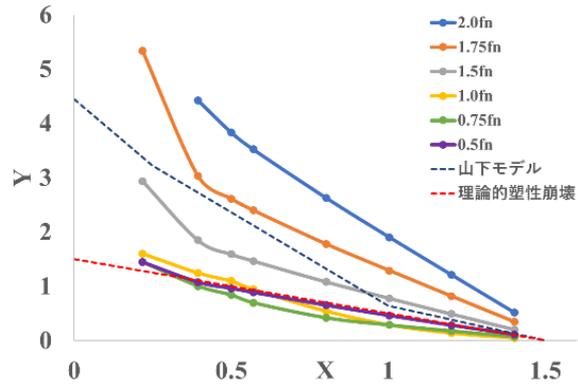
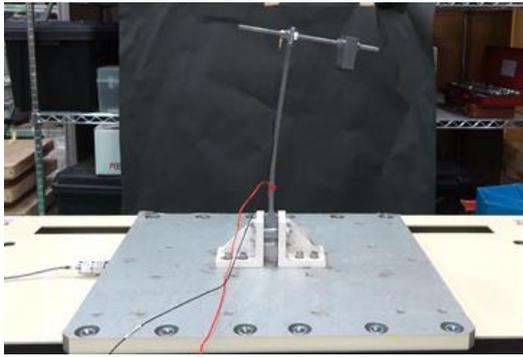


図3. 2. 1(1)-1 梁を用いたラチェット試験 図3. 2. 1(1)-2 梁モデルにおけるラチェット発生条件

より実際の配管に近いモデルである持つ曲がり丸棒試験体におけるラチェット発生条件も同様な線図が得られた。そこで、振動条件下の梁モデル及び配管モデルのラチェット発生条件を統一的に扱う統一線図を策定した。両軸 X, Y について以下のようにそれぞれのモデルに働く力を塑性崩壊強度で無次元化することで得ることができる。

$$X' = \frac{X}{\text{Shape factor}}$$

$$Y' = \frac{Y}{\text{Shape factor}}$$

ここに、shape factor とは、塑性断面係数 Z_p と弾性断面係数 Z_e との比 Z_p/Z_e を表す。策定された統一線図を図 3. 2. 1(1)-3 に示す。

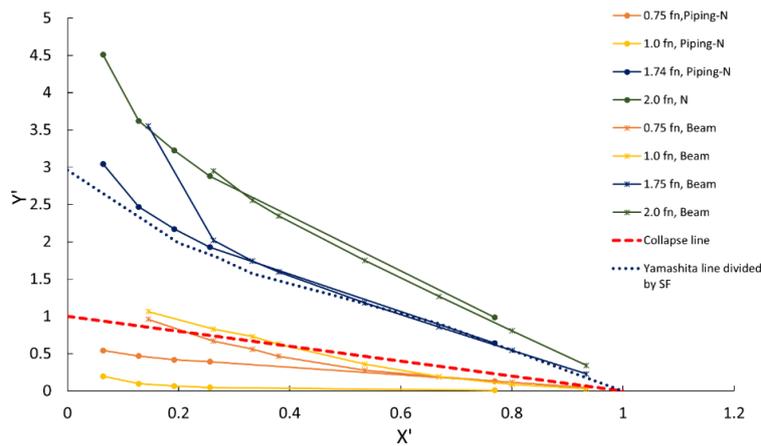


図 3. 2. 1(1)-3 ラチェット発生条件を表す統一線図

② ラチェット先導型崩壊について

米国 EPRI による研究 (Pipe-fittings Dynamic Reliability Program) では、大きな自重を有する配管試験体の加振試験 (以降、Test #37 と称する) においてラチェット変形が進行し塑性崩壊に似た過大な応答 (ラチェット先導型崩壊という) が誘起した。Test#37 の試験条件を破損モ

ードマップに当てはめると「ラチェット発生領域」に位置するが、崩壊領域（初通過破壊）には達していない。ラチェット先導型崩壊はラチェット変形の進行が塑性崩壊を誘発する損傷モードであり、X,Yパラメータの時間変化に着目する必要がある。図3.2.1(1)-4上図に示すようにラチェットの累積に伴う大変形の効果によって構造物の応力条件（X,Yパラメータ）が変化する。

$$X = \frac{m(L_1 \sin \theta + L_2 \cos \phi_0)}{Z_p \cdot \sigma_y} g$$

$$Y = \frac{m(L_1 \cos \theta - L_2 \sin \phi_0)}{Z_p \cdot \sigma_y} i$$

ここで、 θ は梁拘束点位置における回転角、 ϕ_0 は先端角、 g は重力加速度、 i は水平方向加速度
X,Yパラメータ変化の傾向が分かれば、図3.2.1(1)-4下図のように破損発生条件との比較によって破損モードの変化が予測できる。

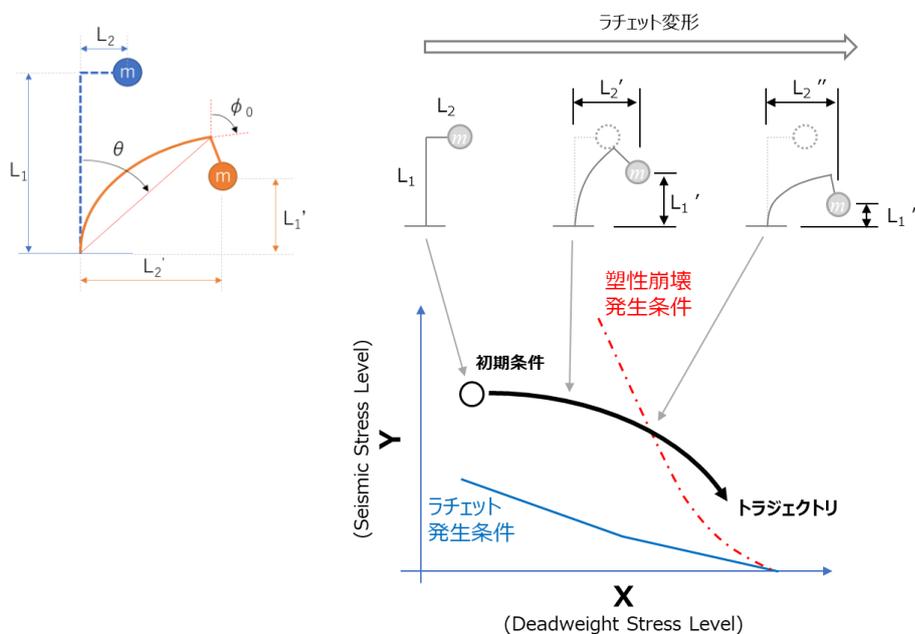


図3.2.1(1)-4 幾何形状変化に伴う荷重変化とトラジェクトリ

トラジェクトリと定常応答塑性崩壊条件を用いたラチェット先導型崩壊の発生条件を図3.2.1(1)-5に示す。ラチェット先導型崩壊の発生源はX,Yパラメータの連続的な変化を表すトラジェクトリと定常応答塑性崩壊条件の交点となる（図中①）。トラジェクトリが定常応答塑性崩壊バウンダリに交差しない場合、塑性崩壊は生じないがラチェット変形は進行する（図中②）。また、トラジェクトリの形状や初期条件によっては、X,Yパラメータがラチェット変形条件未満となり、ラチェット変形の進行が止まるケースもある（図中③）

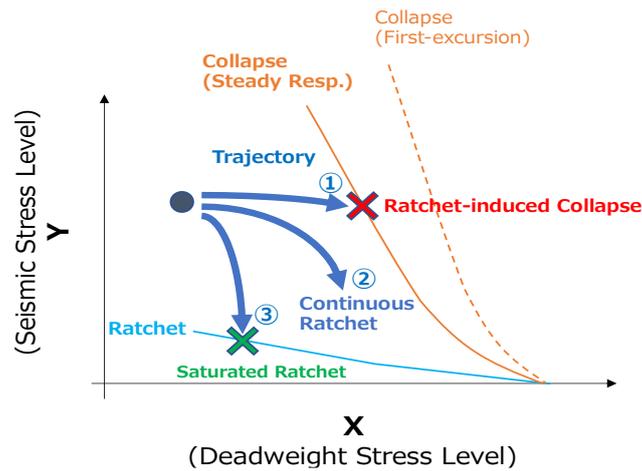


図 3.2.1(1)-5 トrajェクトリと定常応答塑性崩壊条件を用いたラチェット先導型崩壊の発生予測法

③ 軸方向振動荷重を受ける梁の座屈と座屈後挙動

振動荷重を受ける構造物の座屈のメカニズムと座屈後挙動を明らかにするために、先ず柱に対して、振動荷重を軸方向に与えた場合に座屈が発生するメカニズムと座屈後挙動を検討した。なお、静的圧縮荷重ではオイラー座屈するものである。

軸方向振動試験は、図 3.2.1(1)-6 に示す試験治具に、図 3.2.1(1)-7 に示す長さが 300 mm、断面が 6 mm×25 mm、中央部に 24 mm の初期不整のある梁を載荷して、図 3.2.1(1)-8 に示す振動台を同図の矢印方向に軸方向振動荷重を与えて実施した。梁右端は固定端、左端は 15 kg の錘を取り付けた自由端である。材料には実機材の高温状態を模擬した鉛アンチモン合金を使用した。加振波形は図 3.2.1(1)-9 に示すように入力振動数を地震の平均的な周波数である 8 Hz に固定し、最大加速度を変化させた。試験体の初期状態の固有振動数は、典型的な配管の 1 次モード固有振動数である 14 Hz に設定した。

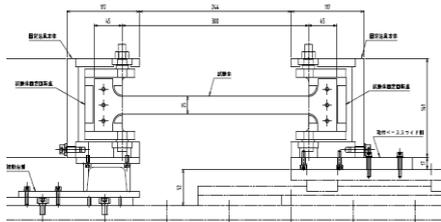


図 3.2.1(1)-6 軸方向圧縮試験

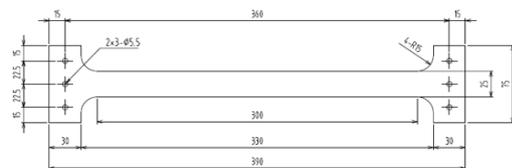


図 3.2.1(1)-7 軸方向圧縮試験片

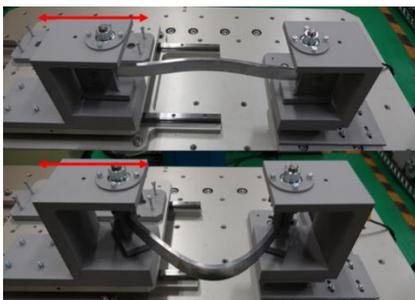


図 3.2.1(1)-8 座屈前 (上) と座屈後 (下)

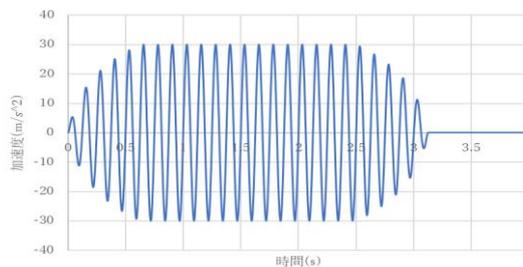


図 3.2.1(1)-9 入力加速度の波形

この時、梁変形は図 3.2.1(1)-10 のように推移した。座屈前後の写真は図 3.2.1(1)-8 のとおり。梁はオイラー座屈のように一方向にたわみを増して塑性崩壊することではなく、ある時点で初期たわみと逆方向に飛び移り座屈して、そのまま安定した。図 3.2.1(1)-11 は梁中点たわみと軸方向の復元力の時刻歴である。先ず、同図①で生じた圧縮方向の復元力を受けて②で梁が押し込まれる。③で復元力が引張方向に変わり、つり合いによって飛び移り方向の合力を発生させて、④の梁が伸長した時点において飛び移り方向の速度が最大になって飛び移り座屈が発生する。

飛び移り後においては、飛び移り座屈によって固有振動数が入力振動数を下回り、入力加速度と応答変位の位相が同相から逆相になり、梁にエネルギーが入力されにくくなった。座屈前は仕事率がほとんど正であり梁にエネルギーが入力され続けるが、座屈後は仕事率が正と負の値を繰り返すことで梁に入力されるエネルギーが減少している。以上のように梁にエネルギーが入力されにくくなることで再度飛び移り座屈が発生せず安定したと考えられる。

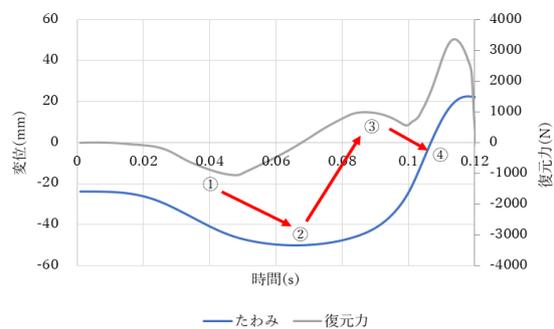
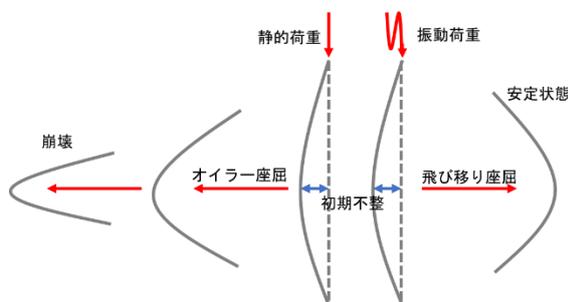


図 3.2.1(1)-10 オイラー座屈と飛び移り座屈

図 3.2.1(1)-11 梁中点たわみと軸方向復元力

④ 振動荷重を受ける薄肉円筒殻の座屈と座屈後挙動

薄肉円筒構造では過大地震荷重を受ける場合、座屈することが懸念される。そこで、振動荷重を受ける薄肉円筒殻の座屈と座屈後挙動を検討した。

1) 軸圧縮座屈試験

試験体及び試験条件は表 3.2.1(1)-2 のとおりである。ここで、SPCC の引張り強さは 270 MPa 以上、伸びは 28 % 以上（肉厚が 0.25 mm 以上 0.3 mm 未満）と規定されている。SUS304 試験材の降伏点、引張り強さ及び伸びはミルシートから 291 MPa、691 MPa 及び 66 % である。

表 3.2.1(1)-2 静的座屈の試験体及び試験条件

試験体	材料	静的座屈試験体			座屈モード
		円筒形状	座屈反力	座屈応力	
		mm	N	MPa	
M2-1s	SPCC	52Φ52H-0.2t	11321	345	周8-軸1
M2-2s	SPCC	52Φ52H-0.2t	12247	373	周8-軸1
M3-1s	SPCC	52Φ52H-0.25t	17200	418.7	周7-軸2*
M3-2s	SPCC	52Φ52H-0.25t	19700	479.6	周7-軸2*
M3-3s	SPCC	52Φ52H-0.25t	16500	402.4	周6-軸1
M4-1s	SUS304	52Φ52H-0.3t	13200	267.8	周6-軸1
注)	試験体L1；前年度実施したアルミ材の試験体				
	*；座屈しわは軸方向に分かれている。両者を合わせると周方向につながる。				

試験体 M3 の荷重－変位曲線を図 3.2.1(1)-12 に示す。最大反力は試験体 M3-1、M3-2 について

それぞれ 17200 N、19700 N であった。座屈変形は端部に近い位置に発生した。初期には軸対称の象足型モードが現れ、非軸対称のダイヤモンド型に遷移した。ダイヤモンド型座屈は図 3.2.1(1)-13 に示すように軸方向 1 波、周方向は板厚 0.2 mm、0.25 mm、0.3 mm でそれぞれ 8 波、7~6 波、6 波であった。

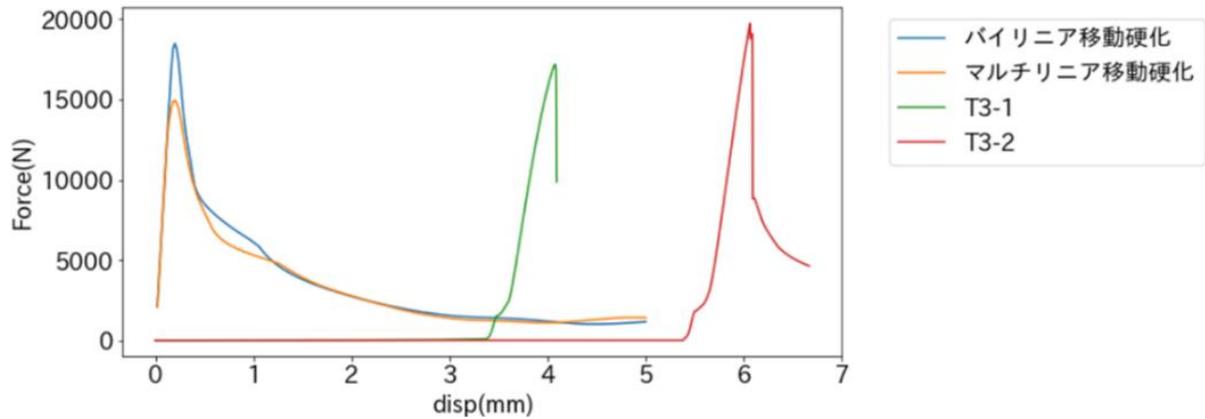
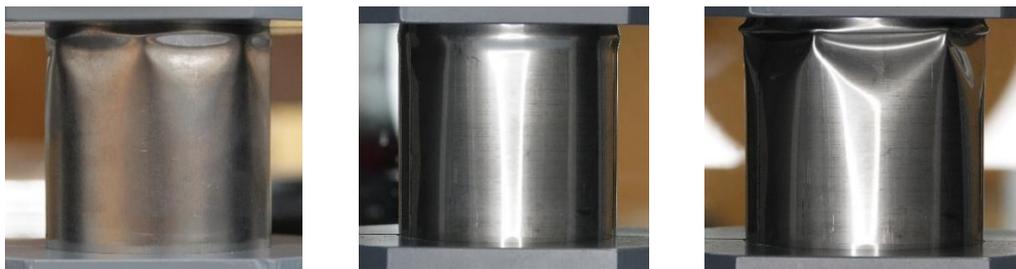


図 3.2.1(1)-12 試験体 M3-1s 及び M3-2s の荷重-変位曲線



試験体 M2

試験体 M4-1s；象足型 → ダイヤモンド型に遷移

図 3.2.1(1)-13 静的軸圧縮試験における座屈後形状

2) 振動座屈試験

小型円筒振動座屈試験体系及び試験方法をそれぞれ図 3.2.1(1)-14 及び図 3.2.1(1)-15 に示す。試験体は表 3.2.1(1)-3 に示すタイプ L2、L3、L4、M2、M3 及び S4 の 6 種、計 15 体を用いた。

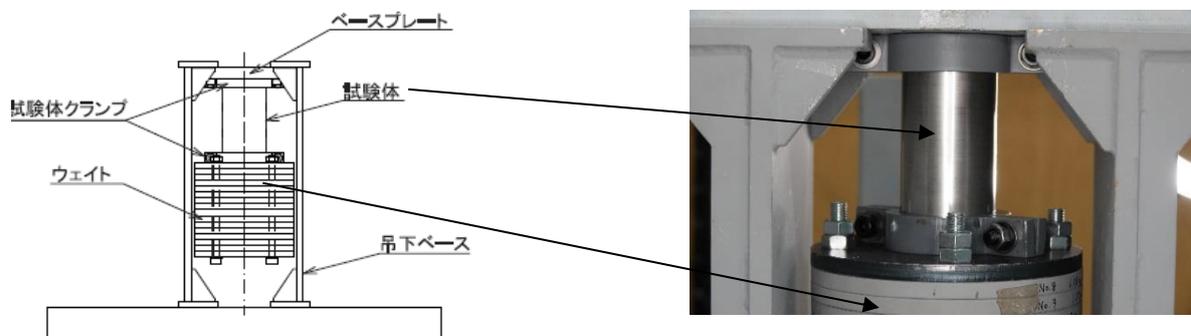


図 3.2.1(1)-14 小型円筒振動座屈試験体系と同試験前写真

表 3. 2. 1(1)-3 振動座屈の試験体及び試験条件

試験体	材料	円筒形状	錘	振動座屈試験体		座屈時入力 加速度	試験後固有 振動数	試験後状況
				初期固有 振動数	入力波			
				Hz	Hz			
L1	Al(A3104)	66Φ100H-0.1t	16	20.21	8(B)	8	—	1α
L2-1	SPCC	52Φ78H-0.2t	16	34.28	20(A)	20->20 ->20	20.4- >17.8	2β
L2-2	SPCC	52Φ78H-0.2t	12	44.69	20(A)	70->70	18.26 ->11.33	null->3β
L2-3	SPCC	52Φ78H-0.2t	12	45.16	20(B)	85	6.35	4β
L2-4	SPCC	52Φ78H-0.2t	12	45.31	20(B)	68	5.96	4β
M2	SPCC	52Φ52H-0.2t	12	54.3	20(A)	115	13.6	1α+1β
L3-1	SPCC	52Φ78H-0.25t	16	39.65	20(A)	75	6.64	1β
L3-2	SPCC	52Φ78H-0.25t	18	35.06	20(B)	68	2.44	4β
L3-3	SPCC	52Φ78H-0.25t	18	35.16	20(A)	50	12.5	2α
L3-4	SPCC	52Φ78H-0.25t	18	34.38	20(A)	49	19.34	1α
L3-5	SPCC	52Φ78H-0.25t	16	39.22	20(A)	64	21.97	null
M3	SPCC	52Φ52H-0.25t	16	49.06	20(A)	108	11.6	2β
L4-1	SUS304	52Φ78H-0.3t	18	35.7	20(A)	55	16.99	1α
L4-2	SUS304	52Φ78H-0.3t	18	35.6	20(A)	50	18.55	1α
S4-1	SUS304	52Φ26H-0.3t	18	51.1	20(A)	80	11.71	1α
S4-2	SUS304	52Φ26H-0.3t	16	56.1	20(A)	100	16.9	1α

試験体L1；前年度実施したアルミ材の試験体
 (A)：漸増5 — 一定5 — 漸減5サイクル
 (B)：漸増5 — 一定15 — 漸減5サイクル
 null；き裂、割れを視認できない
 α；亀裂が座屈しわの端部尖点で生じている状態
 β；亀裂が座屈しわの端部尖点間をつなげた状態
 α、βの前の数値はき裂の数

高速度カメラ 2

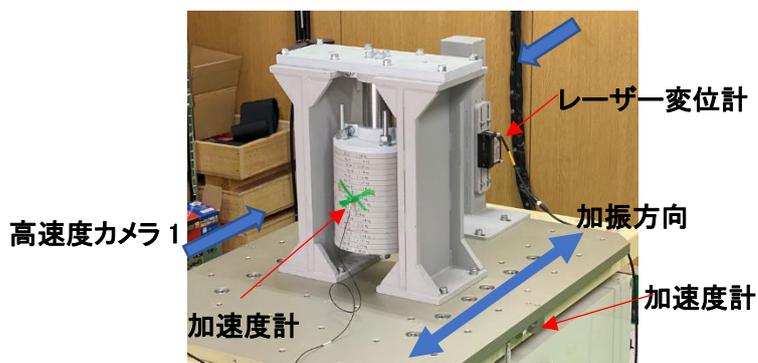


図 3. 2. 1(1)-15 小型円筒振動座屈試験

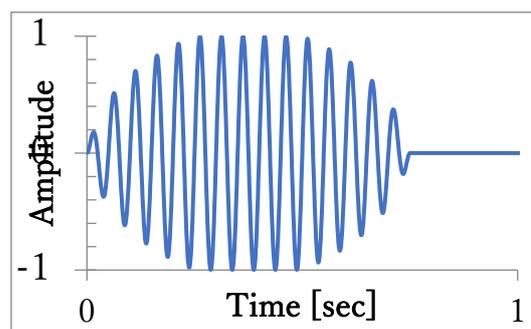


図 3. 2. 1(1)-16 入力波

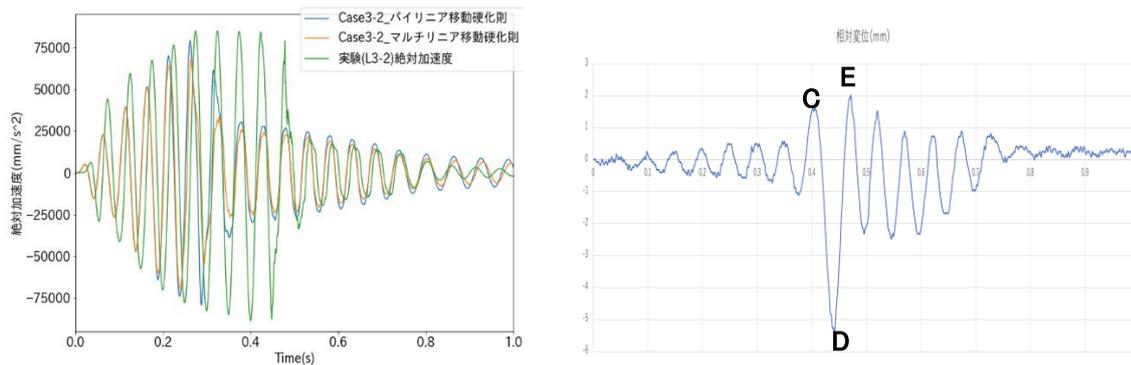


図 3.2.1(1)-17 試験体の絶対加速度及び相対変位

図 3.2.1(2)-16 に示す入力波の大きさと波数は表 3.2.1(1)-3 のとおりである。試験体 L3-4 の絶対加速度及び相対変位を図 3.2.1(2)-17 に示す。図 3.2.1(1)-18 は同試験体の振動中の履歴を模式的に示したものである。さらに図 3.2.1(1)-19 は復元力-相対変位曲線と座屈後変形（写真）である。図 3.2.1(1)-18 より C-E 間以外はほとんど等間隔であること、C-E 間で位相遅れが生じたことが明瞭である。動画から明確に逆相と視認できるのは状態 E からであり、状態 D では位相遅れがあるものの同相と見える時間帯もあった。状態 D で座屈後にも拘わらず変位が大きいのは、C-D 間で位相遅れが発生中であり同相の時間帯が多いのでエネルギーが大きく入力されているためであると推定される。

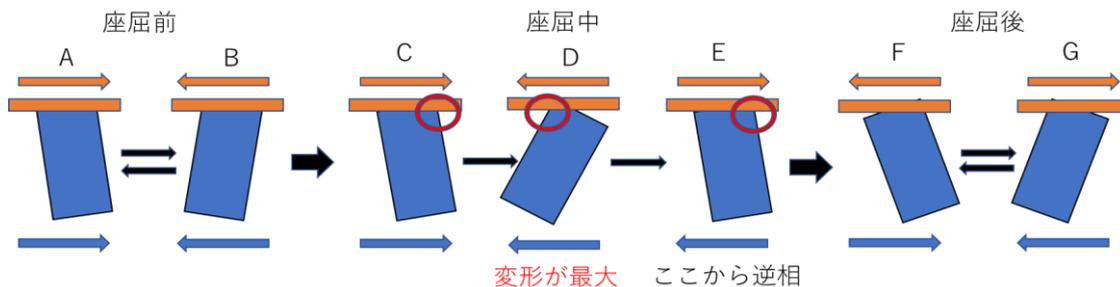


図 3.2.1(1)-18 試験体の応答履歴の模式図

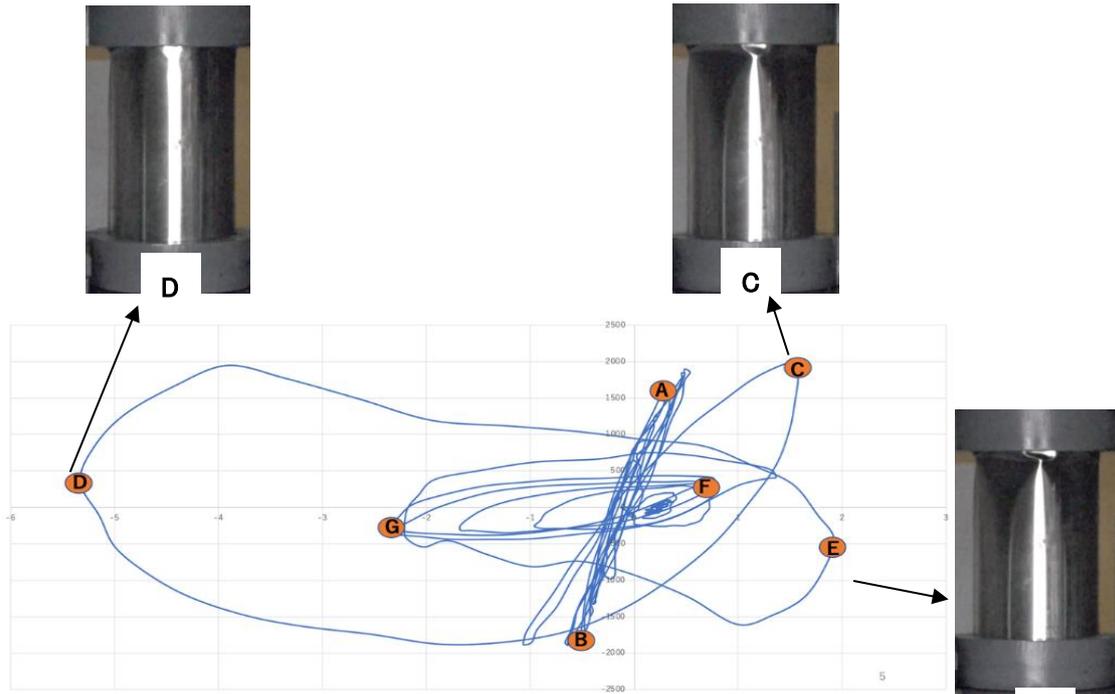


図 3. 2. 1(1)-19 復元力-相対変位曲線と座屈後変形 (写真) E

⑤ 水平振動荷重を受ける薄肉円筒殻の曲げ座屈と座屈後挙動

図 3. 2. 1(1)-14 に示した小型円筒振動座屈体系を用い、試験材を実機と同じ SUS304 として薄肉円筒殻の曲げ座屈試験を行い、加振波スペクトル、振動数比（加振周波数/固有振動数）、入力加速度、重錘質量の影響を検討した。試験体の直径、軸長、厚みはそれぞれ 52.3、78、0.3（単位：mm）である。試験条件を表 3. 2. 1(1)-4 に示す。加振波には、正弦波、正弦複合波及び地震波の 3 種を用いた。正弦波（図 3. 2. 1(1)-20 参照）はポストバックリング安定性の基本メカニズムを明らかにする目的で試験条件 No. 1-4、7-8 及び 13-14 について実施した。加振加速度レベルは座屈発生限界と振動台能力限界から設定した。正弦複合波は図 3. 2. 1(1)-21 に示すように 2 個の正弦波の重ね合わせである。地震波は 2016 年度熊本地震からキラーパルスを含む部分を切り、試験条件 9-12 の趣旨に合うようにスペクトルを調整して作成した（図 3. 2. 1(1)-22, -23 参照）。試験では、これらの加振波を順次 4 回負荷した。

表 3. 2. 1(1)-4 試験条件

No.	錘 kg	初期振動数比(最大加振加速度 $m. s^{-2}$)	加振振動数 Hz (最大加振加速度 $m. s^{-2}$)
1	22.32	0.285 (75)	10 (75)
2	22.32	0.556 (75)	20 (75)
3	22.32	0.714 (75)	25 (75)
4	22.32	0.956 (75)	35 (75)
5	22.32	Dominant: 0.41 (85)	Dominant: 15 (85)
6	22.32	Dominant: 0.55 (85)	Dominant: 20 (85)

7	14.88	0.700 (100)	35 (100)
8	27.50	0.700 (100)	22 (100)
9	22.32	0.514 (50) + 0.714 (50)	18 (50) + 25 (50)
10	22.32	0.285 (50) + 0.514 (50)	10 (50) + 18 (50)
11	22.32	0.514 (40) + 0.714 (70)	18 (40) + 25 (70)
12	22.32	0.285 (70) + 0.514 (40)	10 (70) + 18 (40)
13	22.32	0.514 (110)	18 (110)
14	22.32	0.714 (110)	25 (110)

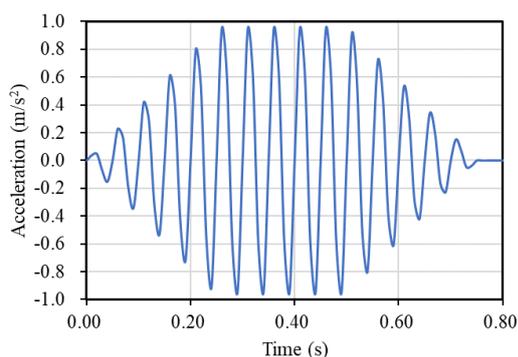


図 3.2.1(1)-20 正弦波

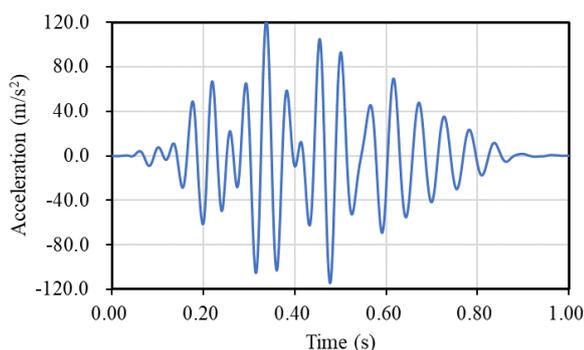


図 3.2.1(1)-21 正弦複合波

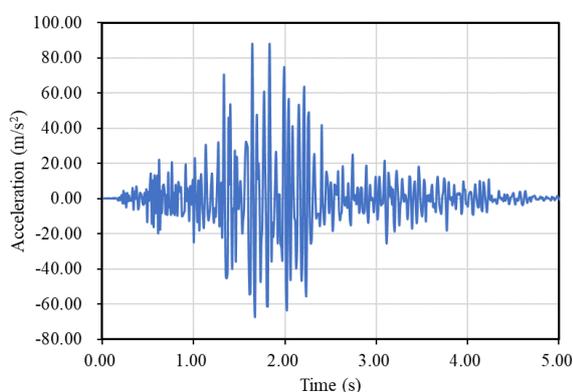


図 3.2.1(1)-22 地震波加速度時刻歴

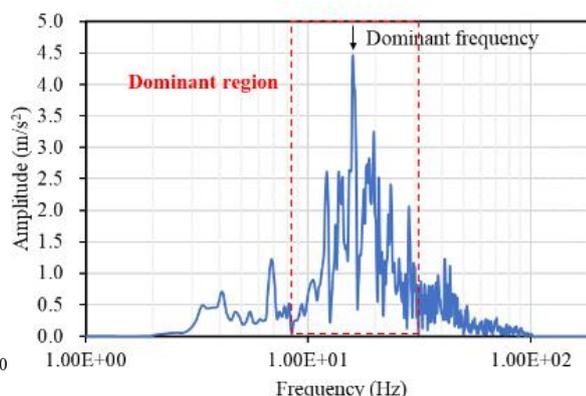
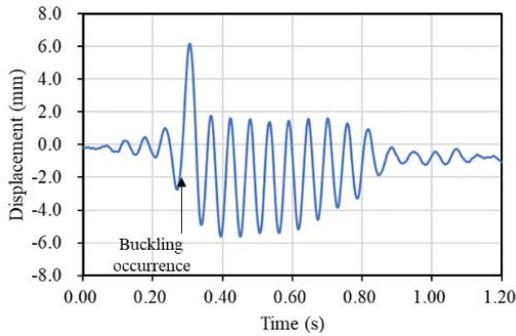


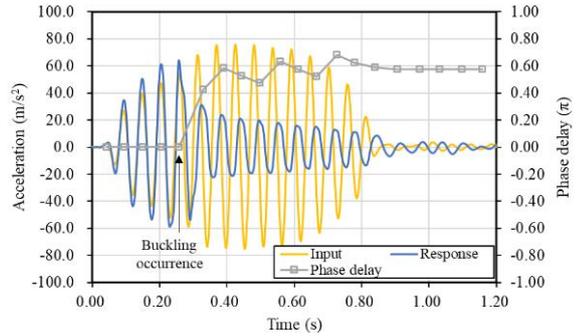
図 3.2.1(1)-23 地震波加速度スペクトル

A) 座屈後安定性について

正弦波加振（試験 NO. 2）の場合の応答を図 3.2.1(1)-24 に示す。座屈が生じると応答相対変位の急増と応答絶対加速度の減少が起き、僅か 1 サイクル後に増加した相対変位と持続的に減少する応答絶対加速度を伴う定常サイクルとなっている。また、位相遅れが生じている。座屈後サイクルでは、このような状態が継続し無制限な変位増大は見られない、すなわち崩壊・破断は生じないので、座屈後は安定と考えて良い。正弦波加振の場合について振動数比 $R (=f_{\text{input}}/f_{\text{natural}})$ の初期値と加振後のそれを表 3.2.1(1)-5 に示す。座屈発生に伴い同相 ($R > 1$) から逆相 ($R < 1$) に遷移していることが読み取れる。



(A) 相対変位



(B) 絶対加速度と位相遅れ

図 3.2.1(1)-24 正弦波加振（試験 NO.2）の応答

表 3.2.1(1)-5 振動数比 $R(=f_{input}/f_{natural})$

No.	錘 (kg)	初期振動数比 (-) (最大加振有振動数 加速度 (m.s ⁻²))	座屈後固 比 (-)
1	22.32	0.285 (75)	1.93
2	22.32	0.556 (75)	1.24
3	22.32	0.714 (75)	1.10
4	22.32	0.956 (75)	1.24
7	14.88	0.700 (100)	1.07
8	27.50	0.700 (100)	1.44
13	22.32	0.514 (110)	1.71
14	22.32	0.714 (110)	1.56

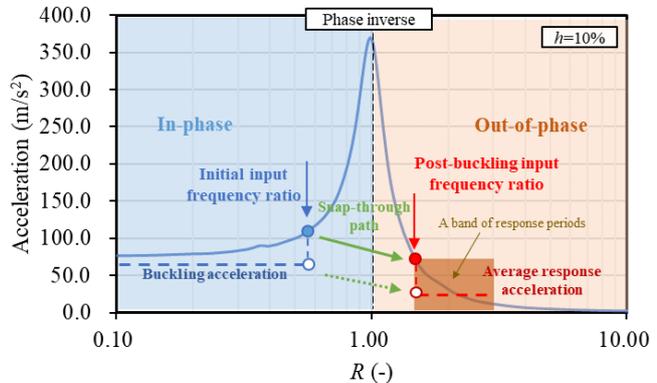


図 3.2.1(1)-25 座屈に伴う応答絶対加速度変化（正弦波加振）

図 3.2.1(1)-25 に、次のような手順で策定した応答絶対加速度の推移を示す。

- イ) 横軸を振動数比 R とする応答スペクトルを描く
- ロ) 同スペクトル曲線上に初期値に対応する点(initial input frequency ratio)をとる
- ハ) 同様に座屈後値に対応する点(post-buckling input frequency ratio)をとる
- ニ) 上記の 2 点を結び、座屈に伴う応答絶対加速度変化を得る

B) スペクトルの影響—正弦複合波—

正弦複合波加振の実験結果を表 3.2.1(1)-6 に、応答スペクトルを図 3.2.1(1)-26 に示す。試験 NO.9 の場合の応答を図 3.2.1(1)-27 に示す。正弦波加振の場合と同様に持続的に減少する応答絶対加速度を伴う定常サイクルとなって崩壊・破断は生じず座屈後は安定である。応答絶対加速度は、図 3.2.1(1)-28 に示すように座屈に伴い低固有振動数側に飛び移り減少した。

C) スペクトルの影響—地震波—

地震波加振の場合の実験結果を表 3.2.1(1)-7 に、加速度応答スペクトルを図 3.2.1(1)-29 に示す。試験 NO.5 の場合の応答を図 3.2.1(1)-30 に示す。正弦波加振の場合と同様に持続的に減少する応答絶対加速度を伴うサイクルとなって崩壊・破断は生じず座屈後は安定である。応答絶対加速度は図 3.2.1(1)-31 に示すように座屈に伴い低固有振動数側に飛び移り減少した。

表 3.2.1(1)-6 正弦複合波加振の実験結果

No.	初期固有振動数 (Hz)	加振周波数 (Hz) (最大加振加速度 $m \cdot s^{-2}$)	最大応答変位 (mm)	最大応答加速度 (m/s^2)	座屈後固有振動数 (Hz)
9	36.5	18 (50)+25 (50)	6.4	63.3	13.67
10	36.5	10 (50)+18 (50)	26.7	66.3	6.93
11	36.5	18 (40)+25 (70)	4.8	57.0	14.84
12	36.5	10 (70)+18 (40)	18.8	59.7	6.35

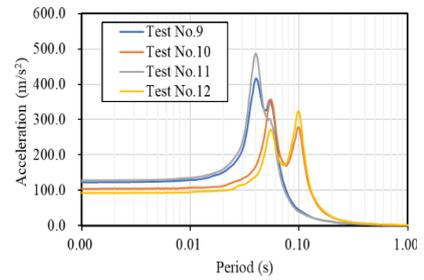


図 3.2.1(1)-26 応答スペクトル

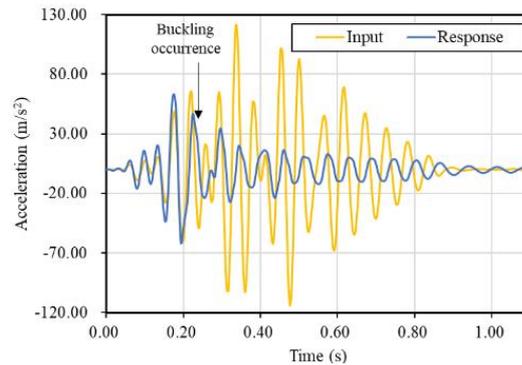
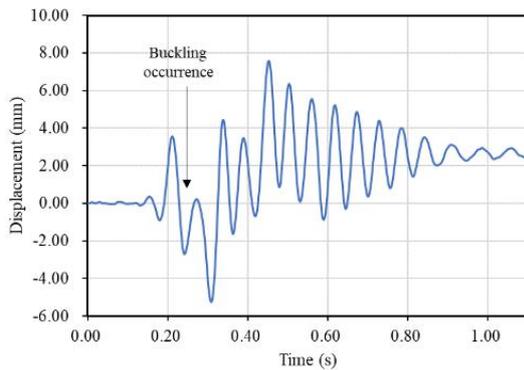
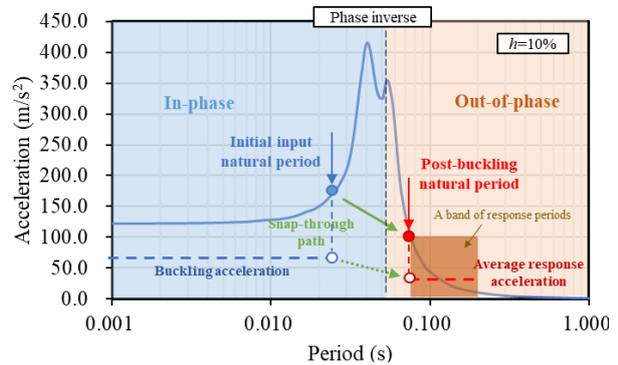
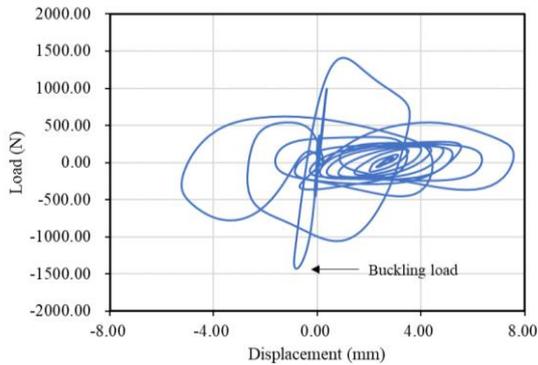


図 3.2.1(1)-27 複合波加振 (試験 NO. 9) の応答 (A) 相対変位 (B) 絶対加速度



(C) 復元力特性

図 3.2.1(1)-28 座屈に伴う応答絶対加速度変化 (複合波加振)

表 3.2.1(1)-7 地震波加振の実験結果

No.	初期固有振動数 (Hz)	加振周波数 /Hz (最大加振加速度 $m \cdot s^{-2}$)	最大応答変位 (mm)	最大応答加速度 (m/s^2)	座屈後固有振動数 (Hz)
5	36.5	Dominant: 15 (85)	10.2	51.1	11.13
6	36.5	Dominant: 20 (85)	5.5	51.2	18.85

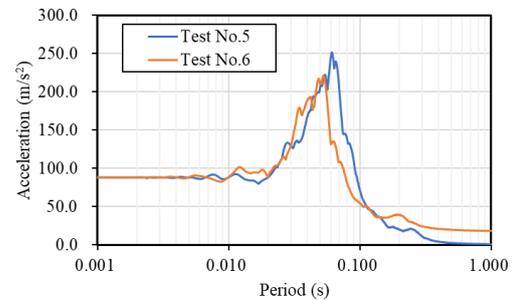


図 3.2.1(1)-29 地震波加速度応答スペクトル

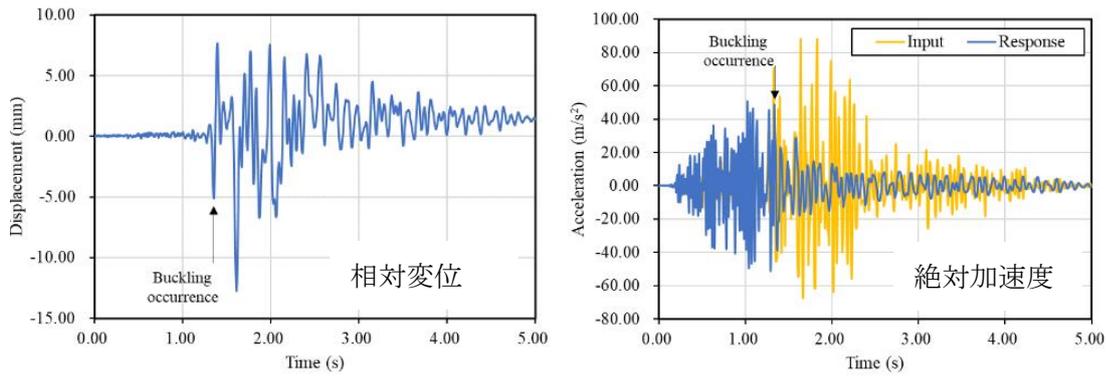
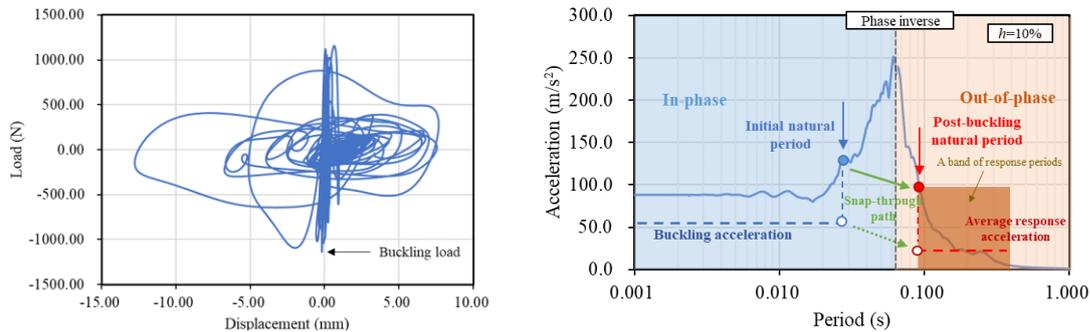


図 3.2.1(1)-30 地震波加振（試験 NO.9）の応答 (A) 相対変位 (B) 絶対加速度



(C) 復元力特性

図 3.2.1(1)-31 座屈に伴う応答絶対加速度変化（地震波加振）

⑥ 軸方向振動荷重を受ける薄肉円筒殻の軸圧縮座屈と座屈後挙動

試験体には市販のビール 500ml 缶の上下をカットした薄肉円筒であり、材料はアルミニウム合金 A3104 である。試験体寸法は、直径 66 mm、軸長 100 mm、厚み 0.1 mm である。試験体を振動台に取り付けた状態を図 3.2.1(1)-32 に示す。円筒の両端は金属用接着剤によって治具に完全に固定されている。写真中の左端の治具は振動板に固定されており、右端の治具は振動板上のスライド台に固定されている。スライド台は振動板上のレールに沿って移動することができるため、試験体の右端は振動方向に変位が自由となっている。スライド台には 40 kg のおもりを取り付けている。スライド台にはバネばかりを設置できるようになっている。これによって実機における重力による引張荷重を模擬できるようにしている。

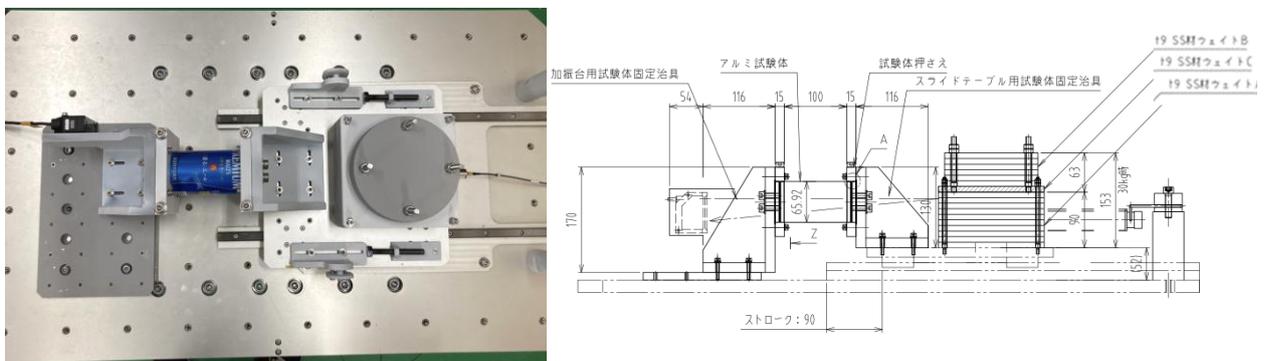


図 3.2.1(1)-32 振動台に取り付けた試験体（左：写真、右：図面）

入力加速度の波形は、漸増部と漸減部を 5 サイクルずつで、定常部のサイクル数は 5 サイクルの合計 15 サイクルのものを使用した。

実験条件及び試験結果を表 3.2.1(1)-8 に示す。座屈が発生した場合は、座屈後の安定性を確認するためにさらに同じ加速度で続けて 2 回加振を行ない、合計 3 回の加振を行なった。実験では、ばねばかりを用いて実機の重力による引張荷重を模擬した場合（「重力効果模擬」という）と、ばねばかりを使用しない場合の 2 とおりの条件で行なった。ばねばかりを使用する場合、2 つのばねばかりを用いて 78.5N の引張荷重を与えた。これは実機の重力による応力と同等の応力が試験体に発生する値である。重力効果模擬なしの場合を「試験体 A」、重力効果模擬ありの場合を「試験体 B」と呼称する。試験前固有振動数は、試験体 A では 43.21 Hz と 89.84 Hz の 2 つのピークが見られ、試験体 B では 44.92 Hz と 93.99 Hz の 2 つのピークが見られた。打振試験によって得られた振動数のピークが 2 つ確認できたため、固有振動数の欄には 2 つの結果を記載している。亀裂については全てが座屈しわの端部尖点で生じている状態であった。

表 3.2.1(1)-8 実験条件及び試験結果

振動数 Hz	加速度 m/s ²	試験体A（重力なし）				試験体B（重力あり）			
		回数	座屈の有無	亀裂の有無	加振後固有振動数	回数	座屈の有無	亀裂の有無	加振後固有振動数
70	20	1	なし	なし	43.21Hz, 89.84Hz	1	なし	なし	44.92Hz, 93.99Hz
50	17	2	なし	なし	45.65Hz, 90.58Hz	2	あり	なし	46.39Hz, 93.99Hz
50	17	-				3	あり	なし	46.39Hz, 92.53Hz
50	17	-				4	あり	なし	47.12Hz, 90.33Hz
50	22	3	あり	なし	42.48Hz, 85.21Hz	-			
50	22	4	あり	なし	41.26Hz, 88.13Hz	-			
50	22	5	あり	なし	45.90Hz, 90.33Hz	-			
30	40	6	あり	あり	41.75Hz, 71.04Hz	5	あり	あり	42.48Hz, 88.62Hz
30	40	7	あり	あり	39.06Hz, 68.36Hz	6	あり	あり	43.46Hz, 81.30Hz
30	40	8	あり	あり	38.57Hz, 70.56Hz	7	あり	あり	42.24Hz, 82.28Hz

以下では重力効果模擬がない場合とある場合に分けて、加振後の写真と得られた応答絶対加速度を整理する。以下のデータでは圧縮方向を正としている。

● 試験体 A（重力効果模擬なし）

30 Hz-40 m/s²における 1 回目と 3 回目の加振後の写真を図 3.2.1(1)-33 に示す。座屈はダイヤモンドパターンであり、座屈後の挙動は安定していた。1 回目と 3 回目の加振後を比較しても大きな変化はなく、繰り返しの荷重に対しても挙動は安定している。亀裂については 30 Hz の時のみ発生した。



図 3.2.1(1)-33 試験体 A 30 Hz、40 m/s² 1 回加振後（左）と 3 回加振後（右）

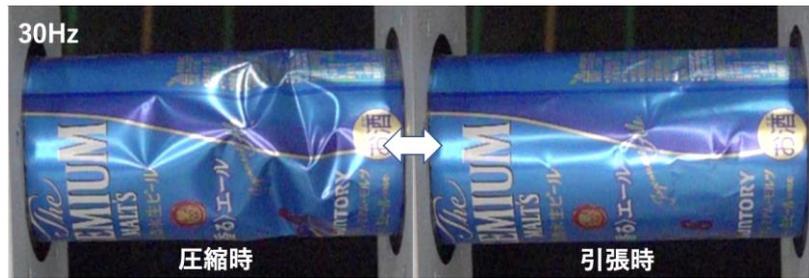


図 3. 2. 1(1)-34 加振中の圧縮時と引張時の様子 (30 Hz)

高速度カメラによるスローモーション動画から得られた、加振中の圧縮時と引張時の比較を図 3. 2. 1(1)-34 に示す。圧縮時はダイヤモンドパターンが見られるのに対して、引張時はしわがなくなり不伸長となっている。次に応答絶対加速度を、50 Hz 及び 30 Hz の 1 及び 3 回目加振について、それぞれ図 3. 2. 1(1)-35、36 に示す。これより、以下が分かる；

- ・ 応答絶対加速度が入力加速度よりも低下している
- ・ 1～3 回目加振後を比較しても特に変化はなく、挙動が安定している
- ・ 30 Hz の時、応答絶対加速度は引張方向に比べて圧縮方向が大きい

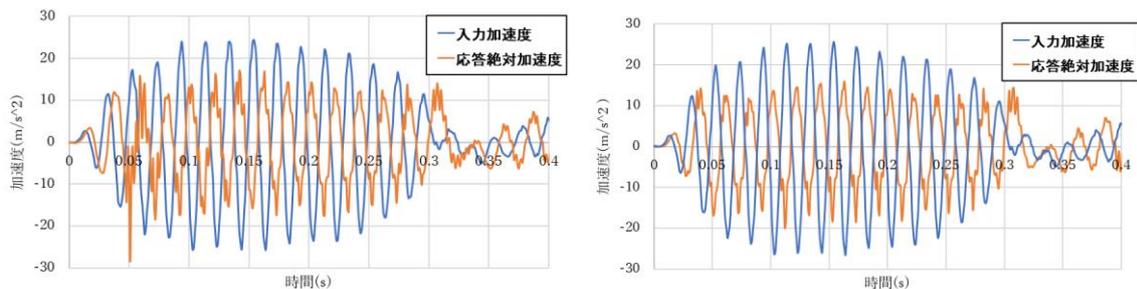


図 3. 2. 1(1)-35 応答絶対加速度 (試験体 A 50 Hz-22 m/s^2 、左:1 回目加振後、右:3 回目加振後)

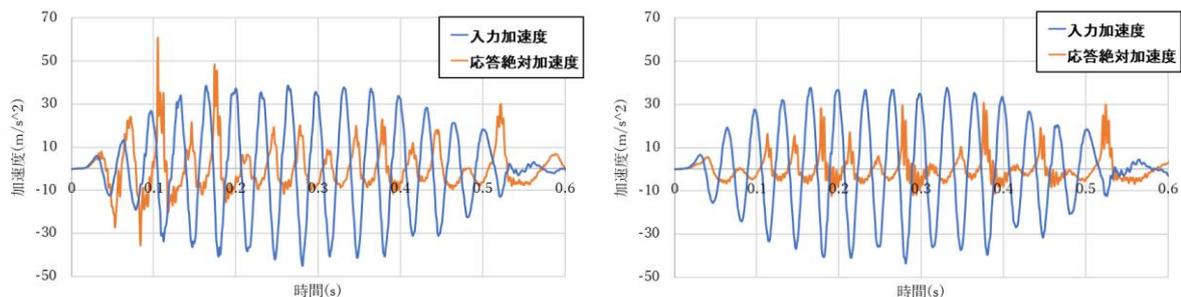


図 3. 2. 1(1)-36 応答絶対加速度 (試験体 A 30 Hz-40 m/s^2 、左:1 回目加振後、右:3 回目加振後)

● 試験体 B (重力効果模擬あり)

30 Hz-40 m/s^2 の時の 1 回目と 3 回目の加振後の写真をそれぞれ図 3. 2. 1(1)-37 に示す。試験体 B は、座屈パターンがダイヤモンドパターンであること、座屈後の挙動が安定していること、繰り返し荷重に対して挙動が安定していること、50 Hz よりも 30 Hz の方が座屈が進行したこと、30 Hz の時のみ亀裂が発生したこと、という点において試験体 A と共通していた。



図 3. 2. 1(1)-37 試験体 B 30 Hz、40 m/s^2 1回加振後（左）と3回加振後（右）

高速度カメラによるスローモーション動画から得られた、加振中の圧縮時と引張時の様子は、試験体 A と同様に、圧縮時はダイヤモンドパターンが見られるのに対して、引張時はしわがなくなり不伸長となっている。

次に応答絶対加速度の結果を図 3. 2. 1(1)-38、39 に示す。これらから以下の知見を得た。

- ・ 座屈パターンはダイヤモンドパターンであり、座屈後の挙動は安定している。座屈後の挙動は繰り返し荷重に対しても安定していた。
- ・ 入力振動数が低いほど座屈が進行し、固有振動数が低下した。
- ・ 亀裂は 30 Hz の時のみ発生し、全て座屈しわの端部尖点で生じている状態で亀裂が全周に回ることはなかった。
- ・ 座屈後の応答絶対加速度は圧縮方向の方が大きくなる傾向がある。同傾向は重力効果模擬（試験体 B）の方が顕著だった。

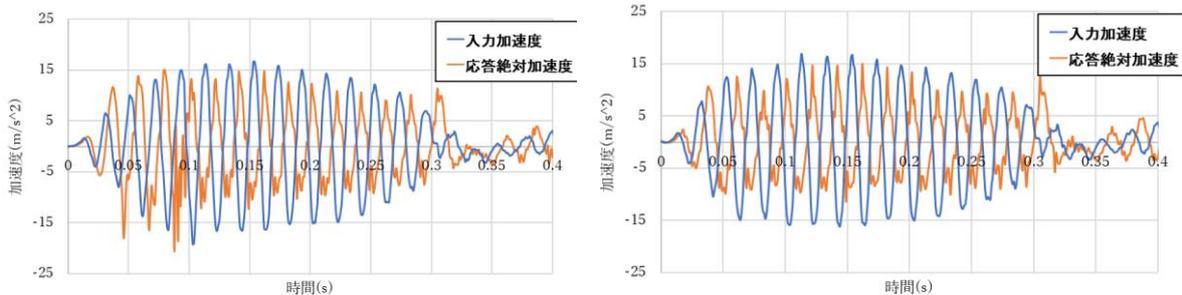


図 3. 2. 1(1)-38 応答絶対加速度（試験体 B 50 Hz-22 m/s^2 、左:1 回目加振後、右:3 回目加振後）

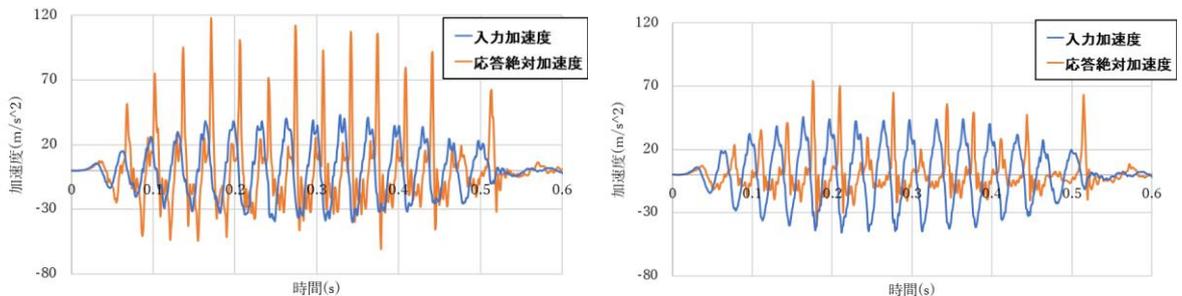


図 3. 2. 1(1)-39 応答絶対加速度（試験体 B 30 Hz-40 m/s^2 、左:1 回目加振後、右:3 回目加振後）

振動台の横に設置した高速度カメラで撮影したスローモーション動画から、座屈発生時の振動中は圧縮と不伸長を繰り返していることが分かった。このときの変形を動画で確認すると、振動

台に固定された固定端側が移動しているのに対してスライド台に固定した自由端側はほとんど移動していないように見えた。これは応答の位相が逆相になっていることを示している。また、解析においても 0.8π ほどの位相遅れが発生しており、ほとんど逆相になっていることが分かる。

入力振動数が低いほど、座屈が発生した時の変形が大きく、固有振動数の低下が大きいという傾向も実験と解析で一致していた。

加振後の最終的な形状として、実験ではダイヤモンドパターンが、解析では象足座屈とダイヤモンドパターンの2種類がそれぞれ確認された。解析結果を確認したところ、最終的にダイヤモンドパターンになるケースにおいても最初は象足座屈が発生していることが確認できた。この時の変形図と、相対変位の時刻歴上にその変形が起きた位置を示したグラフを図 3.2.1(1)-40 に示す。A の時点では1次分岐による象足座屈が見られているが、B から徐々に2次分岐が始まり、C、D と圧縮を繰り返すにつれて徐々にダイヤモンドパターンが顕著になっていることが分かる。すなわち、振動軸圧縮座屈では、繰返しとともに座屈パターンは象足からダイヤモンドパターンに徐々に遷移している。

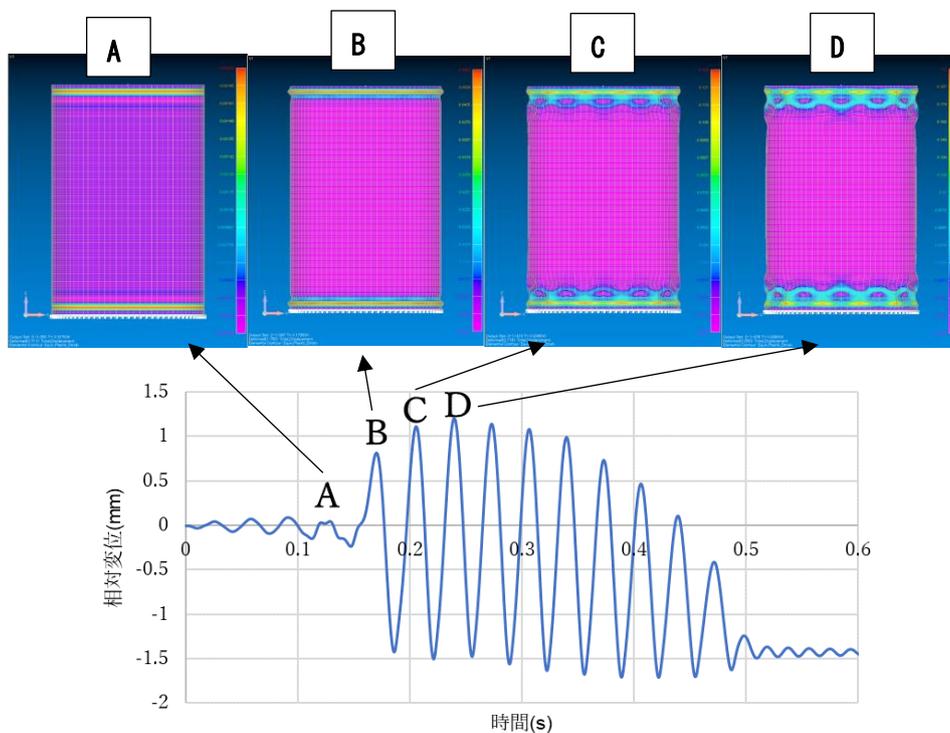


図 3.2.1(1)-40 振動軸圧縮における座屈モードの変化

解析で得られた入力加速度 $30\text{ Hz}-40\text{ m/s}^2$ の時の応答絶対加速度、相対変位について、重力効果模擬の有無の比較を図 3.2.1(1)-41 に示す。圧縮方向を正としている。応答絶対加速度は、引張方向では両者とも応答減少が見られたが、圧縮方向では重力効果模擬ありの場合に応答減少が見られなかった。相対変位では振幅はあまり変わらないが、重力効果模擬がある方は振動の中心が引張方向にラチェットしており引張側の残留変位が生じた。

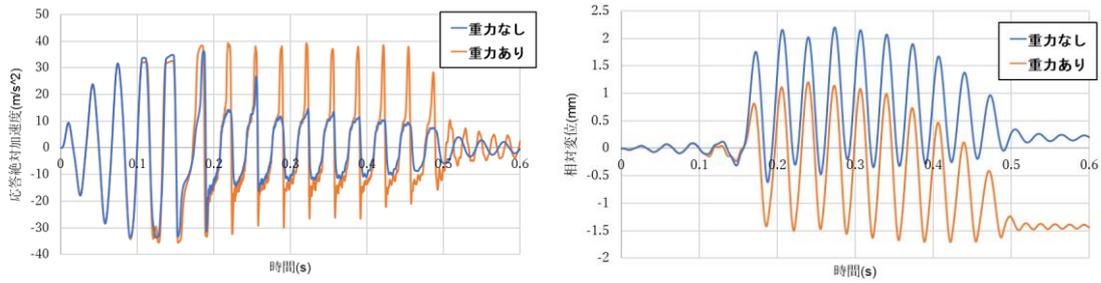


図 3. 2. 1(1)-41 応答絶対加速度、応答相対変位に対する重力効果模擬の有無の比較

水平方向振動座屈及び、重力効果模擬なしとありの場合の軸方向振動座屈について、各座屈挙動の模式図及び復元力-相対変位曲線をそれぞれ図 3. 2. 1(1)-42～44 に示す。なお、模式図は絶対変位で、復元力特性は相対変位で示していることに注意されたい。

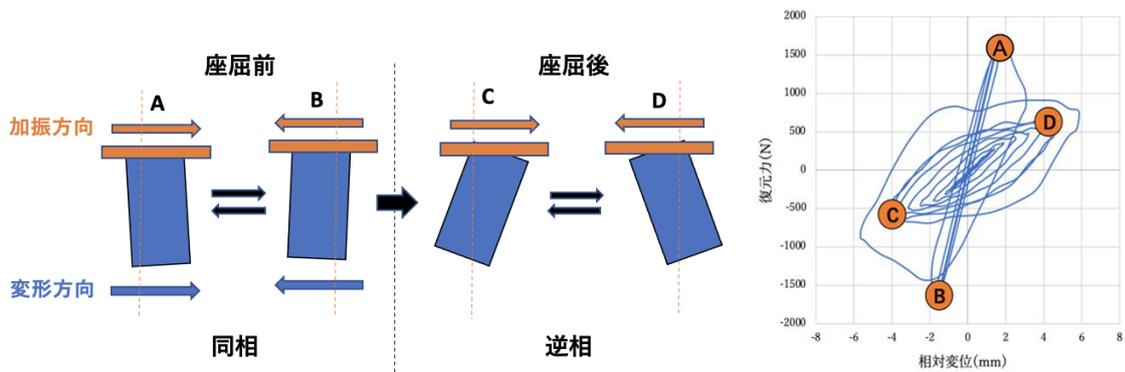


図 3. 2. 1(1)-42 水平方向振動荷重による座屈挙動の模式図

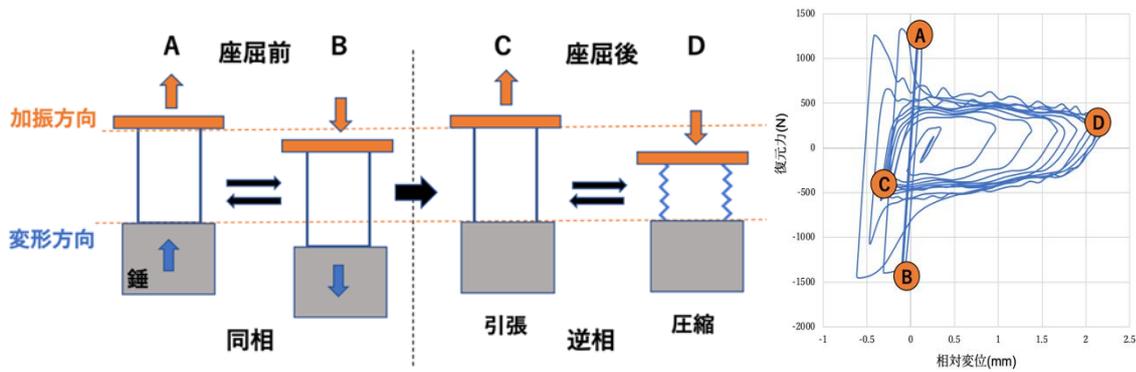


図 3. 2. 1(1)-43 軸方向振動荷重(重力効果模擬なし)による座屈挙動の模式図

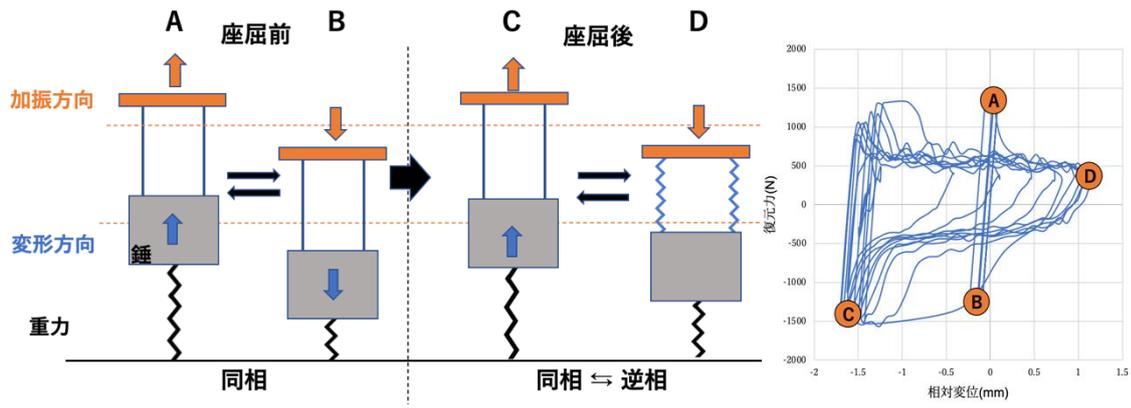


図 3. 2. 1(1)-44 軸方向振動荷重(重力効果模擬あり)による座屈挙動の模式図

(2) 振動荷重下における容器座屈変形からの破損拡大メカニズムの検討【R5】

① 水平振動荷重を受ける薄肉円筒殻の曲げ-せん断座屈と座屈後挙動

令和4年度まで、薄肉円筒殻の曲げ座屈モードの振動座屈について、加振波スペクトル、振動数比（加振周波数/固有振動数）、入力加速度、重錘質量の影響を検討した。令和5年度は薄肉円筒殻の曲げ-せん断座屈モード、せん断座屈モードの振動座屈について検討を加えた。

小型円筒振動座屈試験（写真）及び同体系をそれぞれ図3.2.1(2)-1及び-2に示す。応答絶対加速度及び相対変位を計測し、高速度カメラで試験体の挙動を記録した。

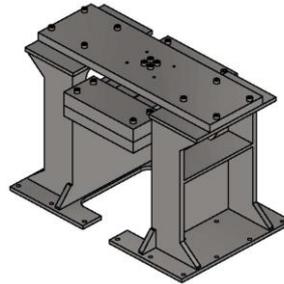
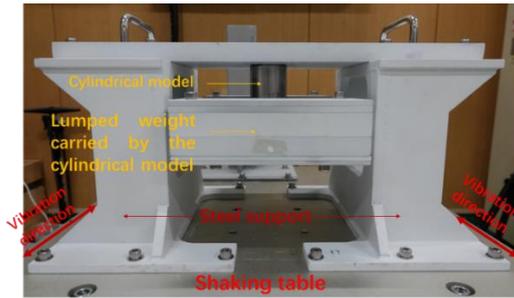


図 3.2.1(2)-1 小型円筒座屈振動座屈試験

図 3.2.1(2)-2 小型円筒振動座屈試験体系

表 3.2.1(2)-1 に試験体と高速炉形状の対比を示す。ここでは重心位置は、炉心重量、冷却材ナトリウム、炉容器自身に重量を考慮して推定した。試験体の形状比（H/R, L/R, R/t）は、タンク型高速炉主容器とループ型高速炉原子炉容器の形状比にできるだけ近づけるように、短軸円筒、中間軸長円筒、長軸円筒の3種を用意した。また、材料は高速炉で多く用いられる SUS304 とし、板厚は 0.1, 0.2, 0.3 mm の 3 種を用意した。試験条件を表 3.2.1(2)-2 に示す。ここで形状の他に重要なパラメータは振動数比 R_f 、波形である。

・ 振動数比： $R_f = \frac{f_{input}}{f_{natural}}$

ここに、 f_{input} は入力波振動数、 $f_{natural}$ は円筒殻の座屈前固有振動数である。振動数比は座屈後の円筒殻振動性状に決定的な影響を与える因子である。

表 3.2.1(2)-1 振動座屈試験体と高速炉形状の対比

Model type		R (mm)	H (mm)	L (mm)	t (mm)	H/R (-)	L/R (-)	R/t (-)	Material
Experimental model	Long	26	179	78	0.3	6.9	3.0	87	304SS
	Medium	26	67	52	0.2, 0.3	2.6	2.0	130, 87	304SS
	Short	26	26	26	0.2, 0.3	1.6	1.0	130, 87	304SS
FRV	Loop type	5960	14750	16885	60	2.5	2.86	98	316FR
	Pool type	8595	12850	18350	50	1.5	2.12	171	316FR

注) Pool type は Tank type と呼ばれる

表 3. 2. 1 (2)-2 試験条件

Model	No.	m (kg)	R/t(-)	R_f (-)	f_{input} (Hz)	Waveform
Long	1	22.3	87	0.28	10	Sinusoidal
	2	22.3	87	0.55	20	Sinusoidal
	3	22.3	87	0.71	25	Sinusoidal
	4	22.3	87	0.95	35	Sinusoidal
	5	22.3	87	0.41	15	Seismic
	6	22.3	87	0.55	20	Seismic
	7	14.8	87	0.70	35	Sinusoidal
	8	27.5	87	0.70	22	Sinusoidal
	9	22.3	87	0.51	18	Composite
	10	22.3	87	0.28	10	Composite
	11	22.3	87	0.51	18	Composite
	12	22.3	87	0.28	10	Composite
	13	22.3	87	0.51	18	Sinusoidal
	14	22.3	87	0.71	25	Sinusoidal
Medium	1	130	26.6	0.35	18	Sinusoidal
	2	130	26.6	0.65	35	Sinusoidal
	3	130	26.6	0.38	18	Seismic
	4	130	26.6	0.73	35	Seismic
	5	87	30.7	0.36	20	Sinusoidal
	6	87	30.7	0.68	38	Sinusoidal
	7	87	30.7	0.36	20	Seismic
	8	87	30.7	0.68	38	Seismic
Short	1	130	26.6	0.35	25	Sinusoidal
	2	130	26.6	0.65	50	Sinusoidal
	3	130	26.6	0.35	25	Seismic
	4	130	26.6	0.65	50	Seismic
	5	87	30.7	0.86	60	Sinusoidal
	6	87	36.6	0.82	50	Sinusoidal
	7	87	38.5	0.85	45	Sinusoidal
	8	87	38.5	0.70	40	Sinusoidal
	9	87	38.5	0.55	30	Sinusoidal

加振波には、正弦波 (sinusoidal)、正弦複合波 (composite) 及び地震波 (seismic) の 3 種を用いた。試験では、これらの加振波を順次 4 回負荷した。

図 3. 2. 1 (2)-3 及び図 3. 2. 1 (2)-4 に、正弦波加振の短軸円筒試験体 No. 1 及び中間軸長円筒試験体 No. 2 のそれぞれの側面視野写真を示す。それぞれの座屈の推移が明瞭に把握できる。短軸円筒試験体ではせん断座屈モード (斜め皺) のみが現れているように見える。斜め皺は加振方向が交代する毎に方向を変え、最終的に斜め皺が交差する側面中央付近で亀裂が発生した。一方、中間軸長円筒の場合は、先ず上端近傍のみにダイヤモンド状の曲げ座屈モードが出現し、その座屈皺から軸方向にせん断モードの斜め皺が発達する。最終的な亀裂発生位置は上端付近もしくは側面中央付近である。

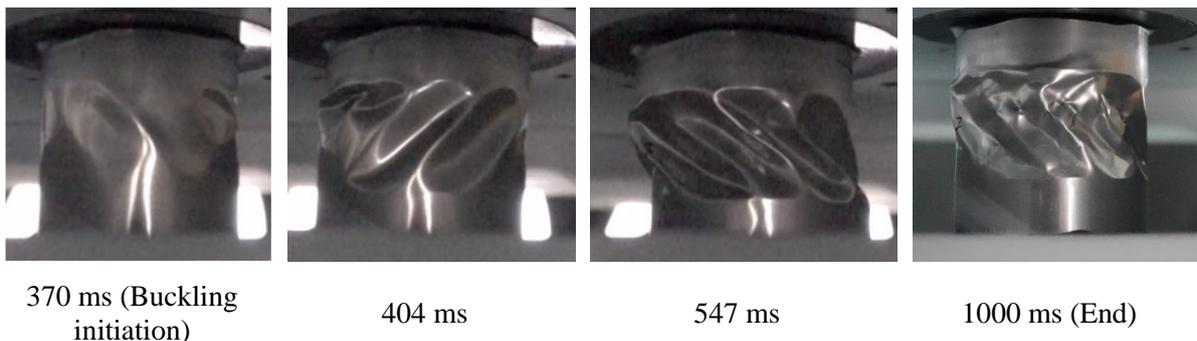


図 3. 2. 1 (2)-3 短軸円筒 (short) NO. 1 正弦波加振の座屈推移

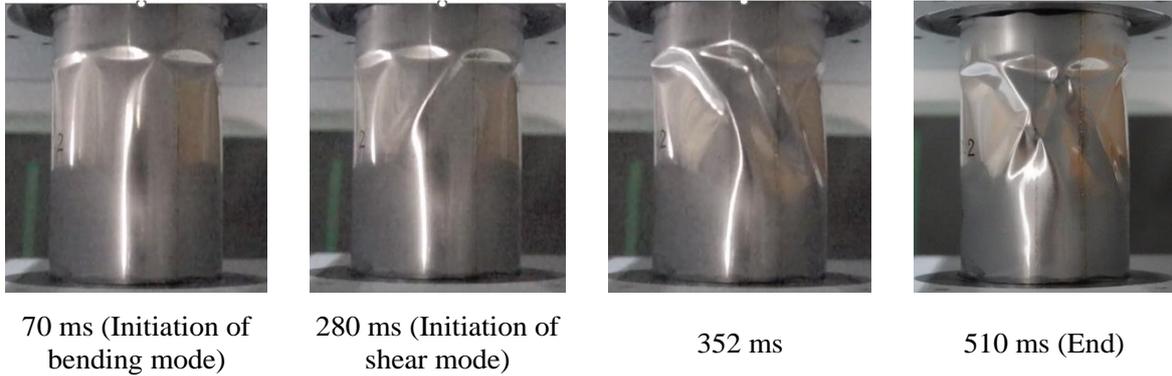
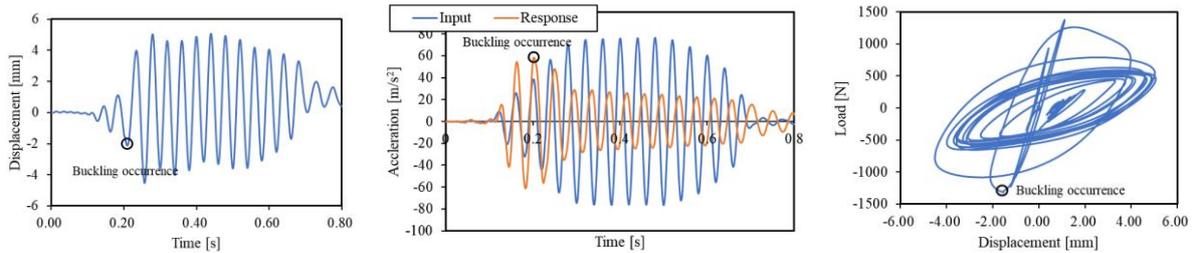


図 3. 2. 1 (2)-4 中間軸長円筒 (medium) NO. 2 正弦波加振の座屈後推移

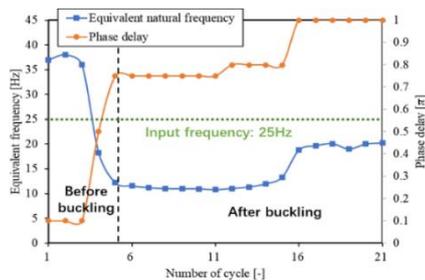
長軸円筒及び短軸円筒の場合の応答をそれぞれ図 3. 2. 1 (2)-5 及び図 3. 2. 1 (2)-6 に示す。長軸円筒の場合は座屈発生とともに応答絶対加速度が大きく低下している。復元力特性図ではヒステリシスが座屈発生とともに傾きを低下させ寝てくる様子が観察できる。この復元力特性の傾き（等価剛性）から等価固有振動数を計算できる。等価固有振動数と位相遅れの推移を同図 (D)、等価固有振動数と入力波振動数との比（等価振動数比）に応じた応答絶対加速度の推移を同図 (E) に示す。固有振動数は座屈発生時に入力波振動数と同一になり、座屈後はヒステリシスの傾き分だけさらに低下する（振動数比低下）。位相は振動数比低下に整合的に増大して同相から逆相に転じる（位相遅れ）。そして、位相遅れと絶対加速度低下の推移もまた整合的である。一方、短軸円筒の場合は、図 3. 2. 1 (2)-7 に示すように座屈後に応答絶対加速度が低下していない。復元力特性図のヒステリシス曲線はかなり複雑であるが、機械的に等価剛性を算出して振動数を計算した。この等価固有振動数と位相遅れの推移を同図 (D)、等価固有振動数と入力波振動数との比に応じた応答絶対加速度の推移を同図 (E) に示す。固有振動数は座屈発生時に入力波振動数と同一になり、座屈後はあまり低下しない。その結果、座屈後の位相遅れはほとんどない。なお、等価減衰比はヒステリシス面積が大きいので非常に大きな値として計算される。



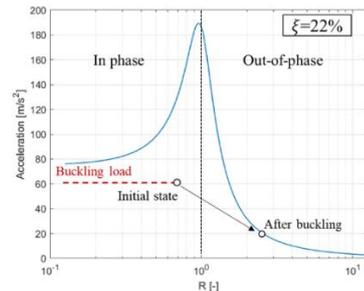
(A) 応答変位

(B) 応答絶対加速度

(C) 復元力変位曲線

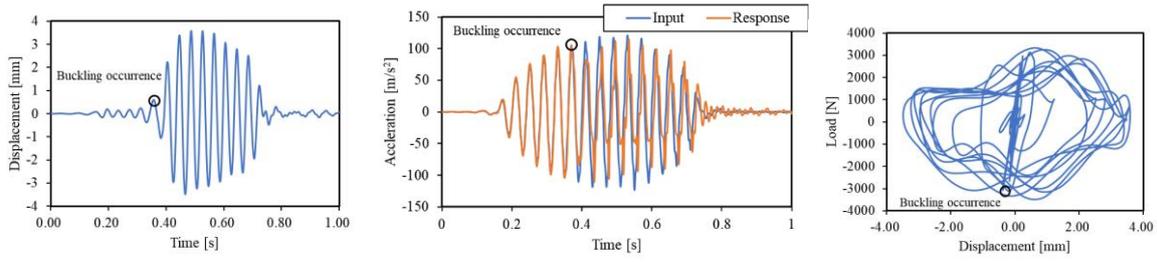


(D) 等価固有振動数と位相遅れの推移

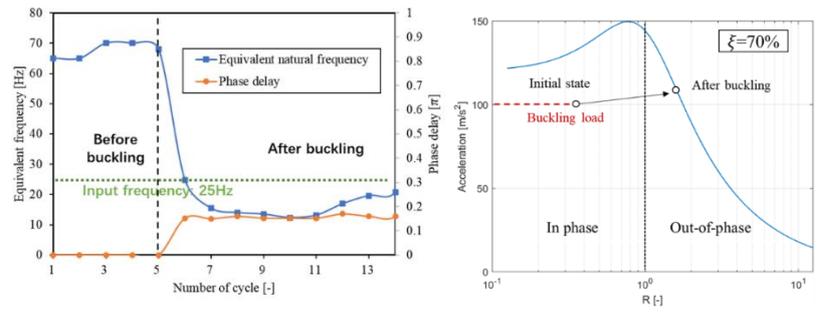


(E) 等価振動数比に応じた応答絶対加速度の推移

図 3. 2. 1 (2)-5 長軸円筒(long)NO. 3 の応答



(A) 応答変位 (B) 応答絶対加速度 (C) 復元力変位曲線



(D) 等価固有振動数と位相遅れの推移 (E) 振動数比に応じた応答絶対加速度の推移

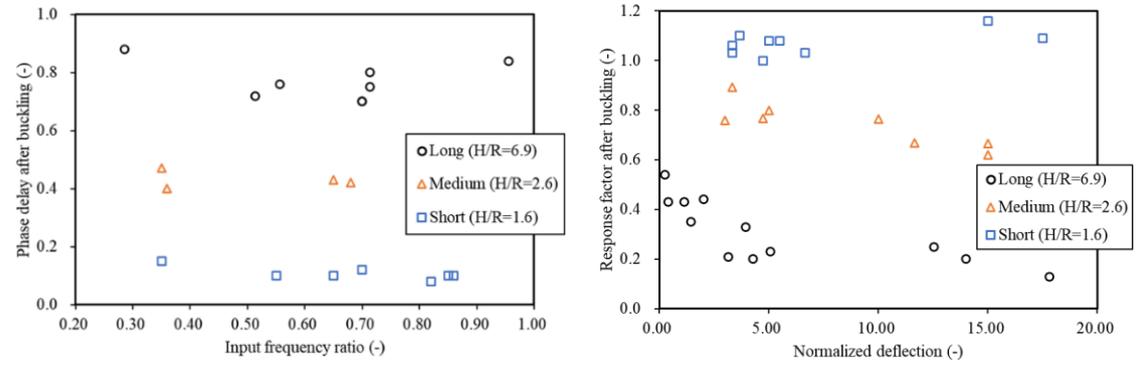
図 3.2.1(2)-6 短軸円筒 (shortN0.2) の応答

試験体形状比 H/R は座屈後応答加速度低減量と関係していることが分かった。そこで、図 3.2.1(2)-7(A) に座屈後応答加速度低減の指標になる位相遅れを、同図 (B) には座屈後応答加速度倍率を、試験体形状比 H/R をパラメータにしてそれぞれプロットした。ここに、同図 (B) の横軸、縦軸はそれぞれ以下のとおり

$$\text{Normalized deflection} = \frac{\text{Maximum response displacement}}{\text{Buckling displacement}}$$

$$\text{Response factor after buckling} = \frac{\text{Maximum response acceleration after buckling}}{\text{Input acceleration}}$$

これより、初期振動数比が応答低減に及ぼす影響は小さいことが分かる。一方、無次元化変位と応答低減量の間には多少相関があるように見える。いずれにせよ、形状比 H/R の影響が圧倒的に大きいことが分かる。



(A) 座屈後位相遅れに及ぼす影響 (B) 座屈後加速度応答倍率に及ぼす影響

図 3.2.1(2)-7 座屈後位相遅れ及び座屈後加速度応答倍率に及ぼす円筒形状 (H/R) の影響

表 3.2.1(2)-3 は上述の実験・解析結果について座屈後性状の観点からまとめたものである。

- i. 検討した波形では座屈後の安定性に影響を及ぼすことはなかった。
 - ii. 試験体形状比 H/R は座屈後の安定性に大きく影響を及ぼす。
- ii. の理由は以下のとおりと推論される
- ・ 振動下の座屈発生時には、固有振動数は入力振動数と等しくなることが推定された。
 - ・ この状態における固有振動モードは形状比 H/R に大きく依存している。
 - ・ 固有振動モード毎に載荷能力と亀裂発生抵抗能力は異なる。短軸円筒の固有振動モードでは高い載荷能力と低い亀裂発生抵抗能力を示し、長軸円筒はその逆である。

表 3.2.1(2)-3 座屈後性状のまとめ

Models	Buckling mode	Buckling resistance	Stiffness degradation	Frequency ratio	Phase delay	Response reduction	Post-buckling stability	Fatigue resistance	Fatigue initiation
Long	Bending (local)	Low	Rapid	$\gg 1$	$> 0.8\pi$	Large	Good	High	Not critical
Medium	Bending-shear (global)	Medium	Medium	> 1	$0.4-0.5\pi$	Medium	Medium	Medium	Critical
Short	Shear (global)	High	Mild	$> 1, \approx 1$	$0.1-0.2\pi$	No	Limited	Low	Critical

② 水平振動荷重を受ける薄肉円筒殻の曲げ座屈後の亀裂進展挙動

1) 変位制御型荷重下の亀裂進展挙動について

変位制御型荷重を受ける亀裂はある距離の進展後に停止することが知られている。例えば、竹や材木にくさびを打ち込むと割れがある距離の進展後に停止する。

亀裂先端の特異応力場を表す応力拡大係数 K を CT 試験片について言えば、荷重制御型荷重を与えると図 3.2.1(2)-8 左のように亀裂進展とともに K 値は増大し最終的に破断に至る。一方、変位制御型の場合は同図右のように亀裂進展とともに K 値は減少し最終的に停止する。

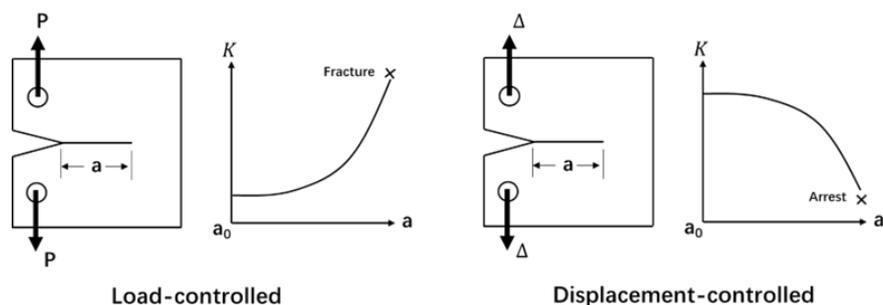


図 3.2.1(2)-8 CT 試験片の K 値の推移 (左：荷重制御型、右：変位制御型)

2) 振動曲げ座屈後の亀裂進展試験

亀裂進展試験は図 3.2.1(2)-9 に示す曲げ座屈モードが生じる振動座屈試験条件で行った。

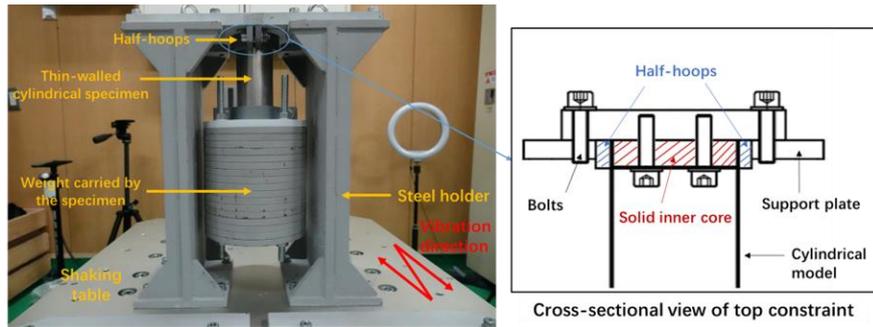
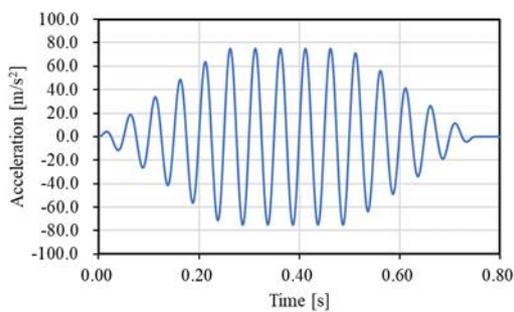


図 3.2.1(2)-9 振動座屈後の亀裂進展試験

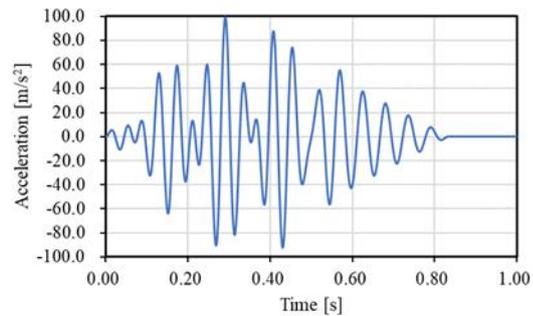
振動座屈後亀裂進展試験条件を表 3.2.1(2)-4 に示す。ここに、 R_f は次の定義による振動数比 $R_f = f_{input}/f_{natural}$ である。

表 3.2.1(2)-4 振動座屈後亀裂進展試験の条件

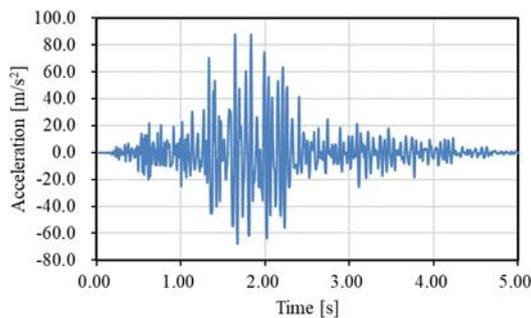
No.	m [kg]	Waveform	f_{input} [Hz]	A_{input} [m/s ²]	R_f [-]
1	22.32	Sinusoidal	25	75	0.71
2	22.32	Sinusoidal	35	75	0.95
3	22.32	Composite	18	110	0.51
4	22.32	Composite	25	110	0.71
5	22.32	Composite	18	100	0.51
6	22.32	Sinusoidal	10	100	0.28
7	22.32	Sinusoidal	18	110	0.51
8	22.32	Seismic	16	85	0.41



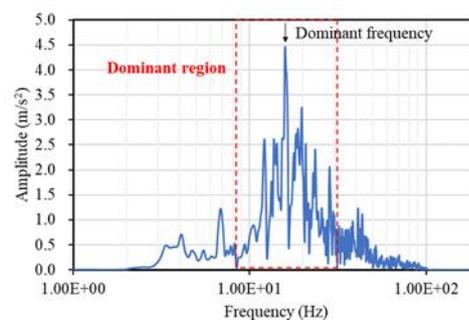
正弦波 (NO. 1)



正弦合成波 (NO. 5)



地震波 (NO. 8)



熊本地震のフーリエスペクトル

図 3.2.1(2)-10 振動座屈後亀裂進展試験の入力波

上記の試験では、亀裂進展が定常になるまで同一の入力波を負荷し続けた。入力波形は、亀裂進展基本メカニズムを検討するための正弦波、並びに基本メカニズムの適用性を見るための合成波（2個の正弦波を重ね合わせたもの）及び地震波の3種である。図3.2.1(2)-10は座屈後亀裂進展試験に用いた入力波の例である。正弦入力では、漸増、一定、漸減がそれぞれ5サイクルである。地震波は2026熊本地震波のスペクトルの中からキラパルスを含む主要動部分を用いた。

亀裂進展量は高解像度の高速度カメラの出力によった。亀裂進展前に定点を打ち、そこからの進展量を測定した。進展長さの測定精度は0.02 mm/pixelである。これらの各測定量を時間間隔ごとに平均して測定誤差を小さくした。

表 3.2.1(2)-5 振動座屈後の亀裂進展パターン

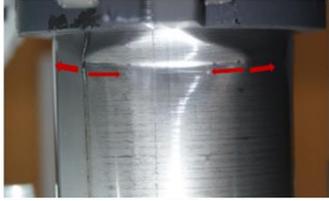
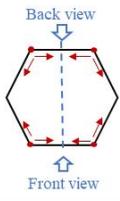
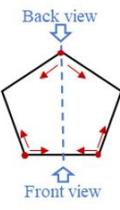
Pattern	Front view	Back view	Top view
A			
B			

表 3.2.1(2)-5 に振動座屈後の典型的な亀裂進展の例を示す。この試験体の振動座屈は塑性座屈であり、周方向に幾つかのダイヤモンド模様のディンプルが並ぶ座屈モードである。亀裂はこのディンプルの尖点から発生し、隣接する尖点の方向に進展する。この座屈モードでは座屈皺が周方向に5または6個であるので、亀裂進展モードは概ね表 3.2.1(2)-5 のように2パターンに大別できる。

パターンBの典型的な亀裂進展状況を図3.2.1(2)-11に示す。亀裂は初期に早い速度で進展するが、全周の35~40%程度に達すると進展速度は格段に遅くなる。振動座屈後の亀裂進展は、速度の速い遷移段階と進展とともに加速的に遅くなる安定段階に大別される。図3.2.1(2)-12に亀裂進展過程における振動数比と応答加速度の関係を示す。座屈後には座屈による剛性低下と亀裂進展による剛性低下の両者によって振動数比は1を上回って逆位相に転じるので、応答加速度が急減する。この応答低減が振動座屈後に亀裂進展速度を急減させ安定段階をもたらしている。

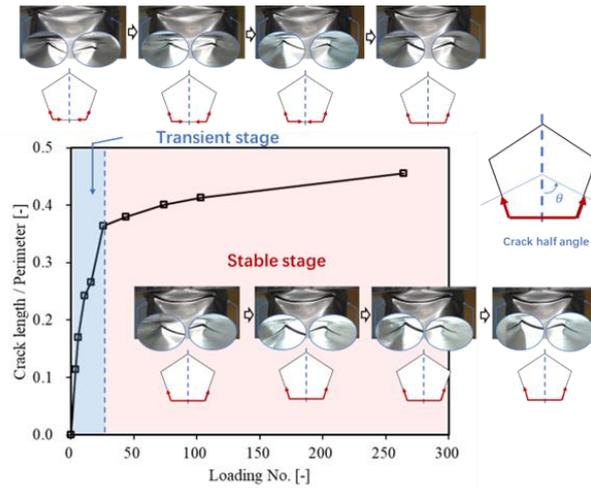


図 3. 2. 1 (2)-11 典型的な亀裂進展の状況

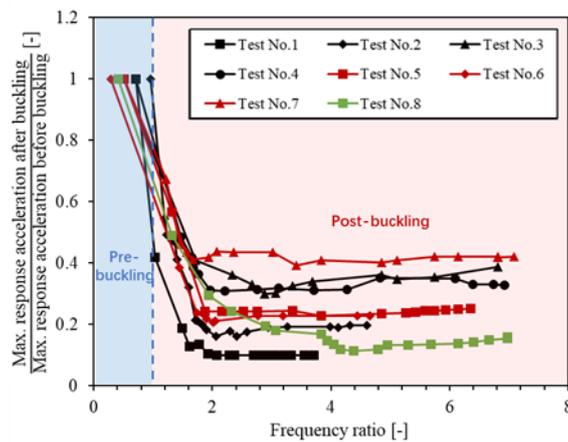


図 3. 2. 1 (2)-12 亀裂進展過程における振動数比と応答加速度の関係

3) 弾塑性破壊力学による振動曲げ座屈後の亀裂進展解析

非線形破壊力学を用いて振動座屈後の亀裂進展速度を評価した。図 3. 2. 1 (2)-13 に示す角度 2θ の貫通亀裂を有する円筒が変位制御型の曲げを受ける場合の弾塑性破壊力学解を適用した。弾塑性破壊力学解の詳細は文献[2]を参照されたい。

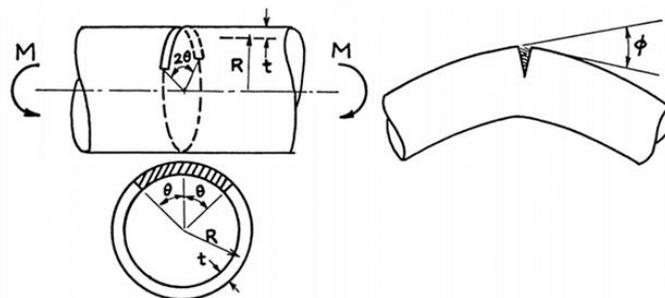


図 3. 2. 1 (2)-13 亀裂進展解析モデル

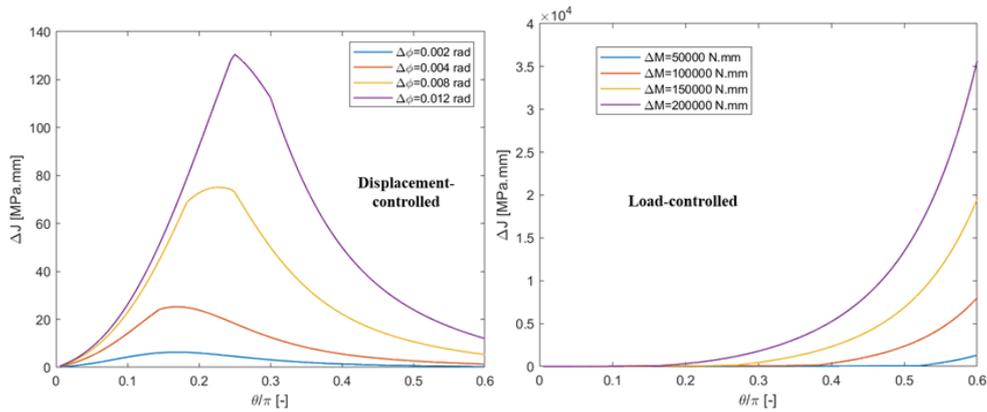


図 3. 2. 1 (2)-14 変位制御型と荷重制御型の J 積分範囲の比較

変位制御型亀裂進展では、ある周方向範囲を超えると図 3. 2. 1 (2)-14 に示すように J 積分範囲は急減するという特徴がある。この特性によって変位制御型亀裂進展はある周方向範囲を超えると進展速度が急減し、亀裂進展安定段階を形成する。

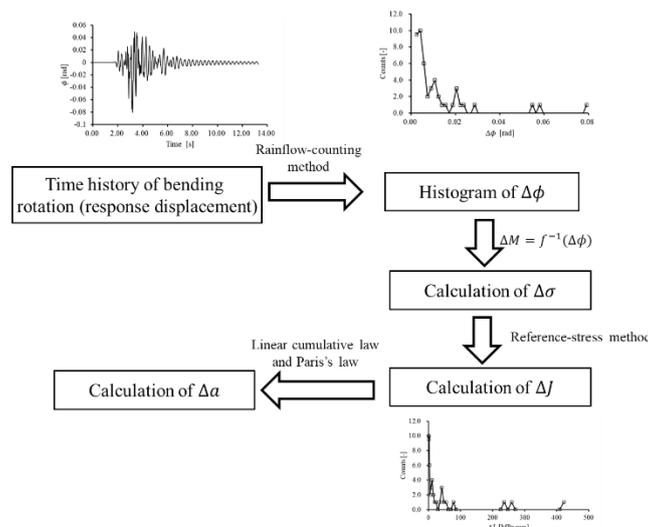


図 3. 2. 1 (2)-15 弾塑性破壊力学による亀裂進展量評価の流れ

弾塑性破壊力学による亀裂進展量評価の流れを図 3. 2. 1 (2)-15 に示す。図 3. 2. 1 (2)-16 に弾塑性破壊力学による亀裂進展量評価と実験結果の比較を示す。実験値には 50% エラー幅を添えており、両者はこのエラー幅の中にある。解析における幾つかの仮定や実験上の測定誤差などを考慮すると両者は良い一致を示していると考えられる。また、両者とも亀裂が大きくなると、1 サイクルあたりの亀裂進展量は減少しており、変位制御型亀裂進展の特徴を反映している。

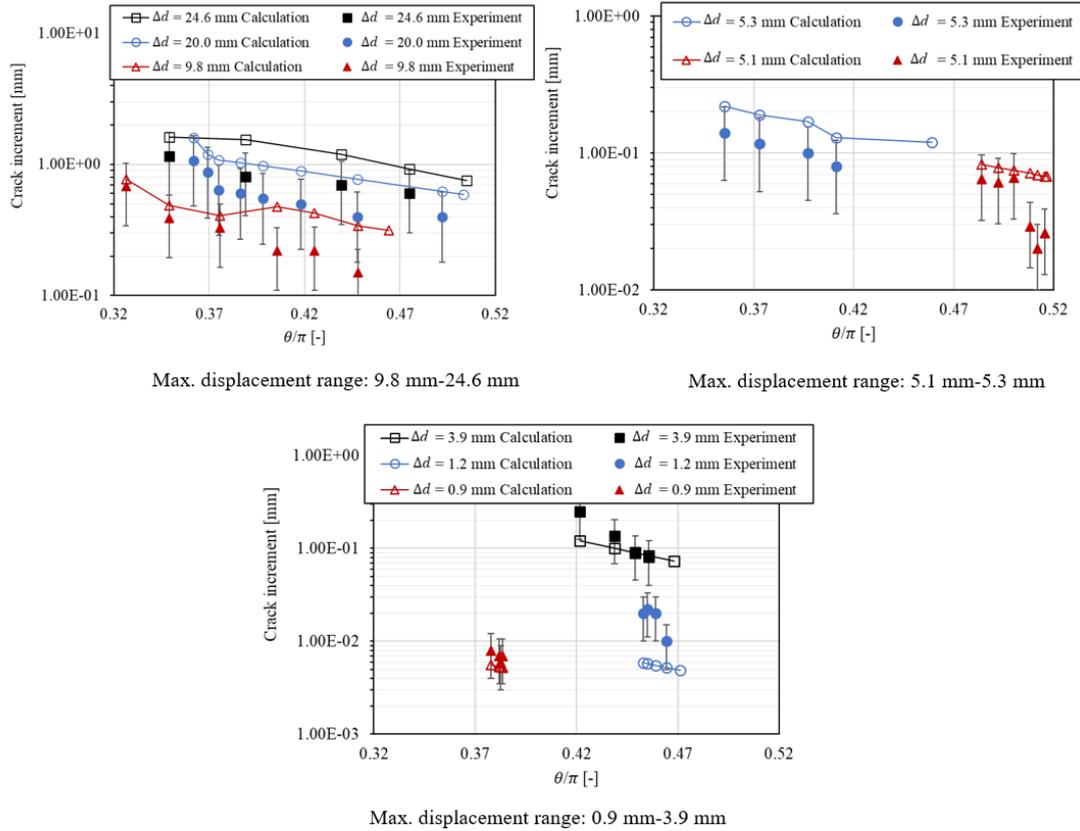


図 3. 2. 1 (2)-16 弾塑性破壊力学による亀裂進展量評価と実験結果の比較

4) 振動曲げ座屈後の亀裂進展に関する結論

- i. 振動曲げ座屈後に生じる主亀裂はダイヤモンド状座屈皺の谷底に沿って周方向に進展する。
- ii. 亀裂進展は剛性低下を生じて逆位相の中で振動数比を増加させる。振動数比増大は応答低減をもたらす亀裂進展は変位制御型となる。
- iii. 振動曲げ座屈後の亀裂は、崩壊や急速な伝播型破断を生じさせない。
- iv. 変位制御型荷重を仮定した弾塑性破壊力学亀裂進展評価は実験値を精度良く模擬する。

参考文献

- [1] Yamashita, T., Tsukimori, K., Nakamura, M., Iwata, K. and Imazu, A., A Simplified Method of Evaluating Ratcheting in Bellows and a Test of Its Validation, International Journal of Pressure Vessels and Piping, vol. 42, no. 3 (1990), pp. 263-85.
- [2] Takahashi, Y., Evaluation of leak-before-break assessment methodology for pipes with a circumferential through-wall crack part II: J-integral estimation, Int J Press Vessel Piping, Vol. 79 (2002).

(3) 過大地震に対する容器の座屈後応答・破損限界の評価法と座屈試験の検討【R5】

令和2年度から令和4年度にかけて、安全性への影響の小さい破損モードを先行させることにより、構造物に入力される荷重やエネルギーを低減させ、安全性への影響が大きい破損モードを抑制する受動安全構造の考え方を整理した。過大地震時に炉容器に座屈が生じて、その直後はナトリウムバウンダリとしての機能は維持されている。しかし、座屈後に繰返し荷重が作用した場合、き裂発生及びその貫通によるナトリウム漏洩が生じ、安全性へ大きな影響を及ぼす可能性があると考えられる。一方、炉容器の外側には安全容器があるため、座屈後の繰返し荷重により炉容器にき裂が生じたとしても、き裂の発生位置やき裂長さによっては、炉心冷却に必要なナトリウムを維持できる可能性がある。このため、過大地震に対する炉容器の座屈の挙動を考察するとともに、座屈後に生じるき裂発生限界に関する評価法を検討してきた。

令和5年度は、令和4年度までに立案した、過大地震に対する容器の座屈後応答及び破損限界の評価法の適用性を確認するために、炉容器の縮尺試験体を製作し、動的応答を考慮して設定した試験条件に従った座屈試験を行った。この座屈試験により、座屈後の破損シーケンスに係る試験データを取得するとともに、評価法の精度確認を実施した。なお、実機スケールと試験体スケールの振動特性を関連付けるため、FBR炉容器の動的座屈実験[1]や軽水炉の格納容器の振動応答実験[2]において適用実績のある、1次の固有振動数に関わる慣性力と弾性力の比を保存する相似則（スケール則）を適用した。これらの詳細は Appendix B に示す。

① 高速炉原子炉容器の縮尺試験体の製作

座屈実験では座屈後の破損状態に至る過程を明らかにするため、縮尺試験体の形状（半径肉厚比、円筒長さ半径比）は実機相当（ループ型炉及びタンク型炉（プール型炉））の比率とした。また、材料はオーステナイト系ステンレス鋼の SUS304 とした。この時、縮尺比は入手できる素材の肉厚（1.5 mm）と、実機相当の肉厚（50 mm）[3]の比率とした。座屈試験ケースと縮尺試験体の代表寸法を表 3.2.1(3)-1 に示す。製作した縮尺試験体の直径を複数箇所計測した結果、初期不整量は座屈評価式[4]が許容する初期不整量と同等かそれよりも小さいことを確認したため、初期不整による座屈荷重の低下影響は無視した。ところで、耐震（非免震）プラントでは水平荷重が卓越するが、水平免震プラントでは鉛直荷重が無視できないほど大きくなる場合がある。既往研究[4]に示される座屈評価式によると、水平荷重が負荷されると縮尺試験体の基部に曲げによる圧縮応力が生じる位置において塑性座屈が生じるとの評価結果になる。なお、鉛直加速度が卓越する免震システムを導入した条件においても、容器が塑性座屈を生じる厚肉円筒形状であることから、水平加速度により基部の圧縮応力が厳しくなる位置において曲げ座屈が生じ、象脚形状の面外変形が生じると考えられる。

② 準動的座屈試験と試験データ取得

試験ケースを表 3.2.1(3)-1 に示す。構造の基本的な応答を把握するため、地震荷重に相当する加速度入力は正弦波とした。耐震設計の場合の荷重は炉容器の固有振動数（既往研究[5]では 4 Hz 程度）と地震で卓越する振動数（既往研究[5]では 6.5 Hz）が比較的近いため、座屈後は炉容器の固有振動数が小さくなることで炉容器の固有振動数と地震で卓越する振動数が不一致となる。一方、免震設計の場合の荷重は炉容器の固有振動数（5 Hz 程度）よりも地震で卓越する振動数

(既往研究[3]では 0.3 Hz から 0.5 Hz) が小さく、座屈後に炉容器の固有振動数が低下することにより容器の固有振動数と地震波で卓越する振動数が近づく。なお、本検討では加振試験を実施する代わりに、縮尺試験体の振動数を設定した一質点系の動的応答解析を実施し、加速度により生じる水平変位を関連付ける。試験条件を検討した一質点系の動的応答解析においては、実機スケールでの炉容器の固有振動数を 5 Hz と設定し、既往研究の加振試験[6]での入力と容器の振動数比を考慮し、耐震設計を想定した入力波の振動数を 3.1 Hz、水平免震システムの適用を想定した入力波の振動数を 0.4 Hz とした。これらの条件に対して、スケール則を適用し、試験体スケールでの条件を設定した。

続いて、試験体スケールでの加速度履歴を用いて、一質点系の動的応答解析を行い、座屈試験における変位負荷条件を設定した。この一質点系の動的応答解析における骨格曲線（水平荷重と水平変位の関係）は、縮尺試験体をシェル要素でモデル化した弾塑性大変形解析（図 3.2.1(3)-1）から取得した。代表的な一質点系の動的応答解析と試験条件（ID：B-1）を図 3.2.1(3)-2 に示す。一質点系の動的応答解析を実施したところ、免震を想定した条件では座屈が生じると急激に変位が増加すること、耐震を想定した条件では、座屈が生じても変位制御的な特徴を維持し、変位の急増が生じないことを確認した。免震システムを導入する実機において、座屈後強度を期待するためには、炉容器の変位を制限する機構が必要であることが分かった。このため、座屈試験における負荷条件は、座屈が生じるまでを 3 条件、座屈後においては座屈時変位を基準とした変位条件を設定した。

座屈試験での負荷装置は三菱重工業株式会社（総合研究所）が所有する 300 kN 疲労試験機を用いた。前述の一質点系の動的応答解析から設定した変位負荷条件を用いて、試験体に静的に水平変位を負荷することにより座屈試験を実施した。座屈試験から得られた座屈荷重を表 3.2.1(3)-2 に示す。座屈試験から得られた座屈荷重から、既往研究にて示された座屈評価式より算出した座屈評価値は、座屈発生の判定となる 1 よりも大きく、座屈評価式が安全側であることを確認した。

また、代表的な座屈試験結果（ID：B-1）を図 3.2.1(3)-3 に示す。座屈後の繰返し負荷において比較的大きな荷重低下が生じているが、この過程では座屈時に生じた象脚座屈の面外変形が大きくなり、象脚変形の頂部の上にある凹み変形も増加した。

③ 座屈後の破損シーケンスの評価法と評価精度の確認

座屈試験では、座屈が生じた後、座屈時変位を基準とした変位（1.5 倍、2.0 倍等）を各 50 回繰返し、変位を順次増加させた。座屈時変位の 1.5 倍を 50 回負荷した条件では、いずれの試験体においても貫通き裂は見られなかった。座屈時変位の 2.0 倍を 50 回負荷した条件では、貫通き裂の生じた試験体（A と C のどちらも 47 回）と貫通き裂の生じない試験体（B-1、B-2）があった。繰返し負荷により貫通き裂が生じた位置は、図 3.2.1(3)-3 に示したように、象脚変形の頂部若しくは谷であり、貫通き裂は周方向に進展することを確認した。L/R=1 においては、せん断による面外変形も生じたが、貫通き裂はせん断によるしわの位置ではなく、象脚座屈の頂部において生じた。

いずれの条件でも貫通き裂発生箇所が縮尺試験体の基部であることから、実機においては液面高さよりも上方において座屈変形や貫通き裂が生じることに対応し、大規模な破断に至らない限

リナトリウムは原子炉容器に保持されていると考えられる。また、本検討では荷重として正弦波を与えているが、実機での波形はランダムであり、かつ座屈を生じさせる大きな加速度は数回程度であると予想されるため、許容される地震入力に対し、さらに大きな裕度があると考えられる。

次に、貫通き裂発生時における試験と解析の累積疲労損傷度の比較を表 3.2.1(3)-2 に示す。試験における疲労損傷の予測では、縮尺試験体の象脚座屈の生じる位置に貼付したひずみゲージ（ゲージ長 2 mm）のうち、貫通き裂に近いものを用い、レインフロー法により鉛直方向ひずみ（単軸の成分ひずみ）のひずみ範囲と発生回数を計数し、JSME 高速炉規格[7]に示される最適疲労線図に従い、累積疲労損傷度を算出した。また、解析による疲労損傷の予測では、弾塑性大変形解析から得られた頂部変位と座屈箇所におけるひずみの関係を用いることで、一質点系の動的応答解析から得られた変位に対応するひずみ履歴を算出でき、得られたひずみ履歴に対してレインフロー法と上記の最適疲労線図を用いて累積疲労損傷度を算出した。試験で計測した鉛直方向ひずみを用いた累積疲労損傷度は 1 より小さい。貫通き裂の生じた象脚変形の頂部や谷部においては、位置によるひずみの変化が大きいため、計測位置の影響等の可能性がある。解析では $L/R=1$ のケースを除くと、損傷度 1 以上と保守的に評価できた。ここで実機設計においては許容繰返し数に $1/20$ の安全率を考慮した設計線図が適用されるため、損傷度が 0.05 にて制限することになる。このため、 $L/R=1$ のケースでは解析精度の向上に課題はあるが、現状の解析でも安全側に貫通き裂の発生を評価できており、実機での荷重条件を入力した解析で、発生ひずみを適切に予想することで、実機の座屈後寿命を予測できる目途を得たと考えられる。

参考文献

- [1] Kokubo, K., et al. "Corroboration of dynamic characteristics of FBR main vessels by pseudo-dynamic and dynamic buckling experiments." Transactions of the 11th international conference on structural mechanics in reactor technology. 1991.
- [2] 有田行雄ら，原子炉格納容器の耐震強度に関する研究，三菱重工技報 5. 1, pp. 11-17 (1968) .
- [3] 内田他、耐震強化型ナトリウム冷却タンク型炉の検討（1）原子炉構造の検討、原子力学会、秋の大会（2018） .
- [4] Takashi Okafuji, et al., DEVELOPMENT OF THE BUCKLING EVALUATION METHOD FOR LARGE SCALE VESSEL IN FAST REACTORS BY THE TESTING OF AUSTENITIC STAINLESS STEEL VESSEL WITH SEVERE INITIAL IMPERFECTION SUBJECTED TO HORIZONTAL AND VERTICAL LOADING, ASME PVP 2022, PVP2022-84605 (2022).
- [5] Nakagawa Masaki, et al., Effect of vertical seismic load on shear-bending buckling strength of thin cylindrical shells, JSME international journal. Ser. C, Dynamics, control, robotics, design and manufacturing 39. 4, pp. 687-695(1996).
- [6] YE, Y., et al., Study on post-buckling crack propagation in thin-walled cylinders under dynamic cyclic load, Mechanical Engineering Journal, 11(1), 23-00491, (2024).
- [7] JSME 発電用原子力設備規格 設計・建設規格 第Ⅱ編 高速炉規格（2016年版）

表 3.2.1(3)-1 試験体の代表寸法と座屈試験ケース

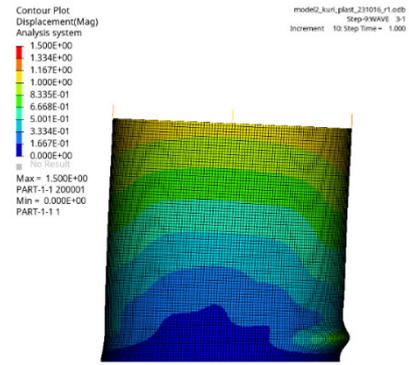
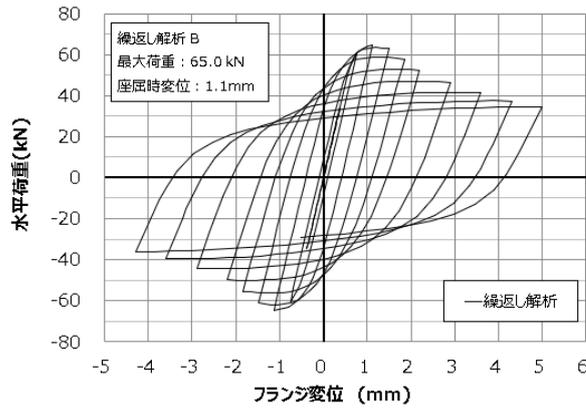
ID 円筒形状 荷重条件	内径 (mm)	肉厚 (mm)	円筒長さ (mm)	水平の固有振動数 試験体スケール (実機スケール)	水平の入力周波数 試験体スケール (実機スケール)	振動数比 入力/容器
0 予備 ループ型 免震想定	207	1.5 ($R_m/t=70$)	200 ($L/R_m=2$)	-	-	-
A 小型試験体 相当 免震想定	210	1.5 ($R_m/t=71$)	520 ($L/R_m=5$)	167 Hz (5 Hz)	13 Hz (0.4 Hz)	0.08
B-1 ループ型 免震想定	210	1.5 ($R_m/t=71$)	210 ($L/R_m=2$)	167 Hz (5 Hz)	13 Hz (0.4 Hz)	0.08
B-2 ループ型 耐震想定	210	1.5 ($R_m/t=71$)	210 ($L/R_m=2$)	167 Hz (5 Hz)	103 Hz (3.1 Hz)	0.62
C タンク型 (プール型) 免震想定	210	1.5 ($R_m/t=71$)	100 ($L/R_m=1$)	167 Hz (5 Hz)	13 Hz (0.4 Hz)	0.08

注：試験体の直径は計測箇所において、初期不整量は肉厚の 0.5 倍と同等もしくはそれ以下であった。

表 3.2.1(3)-2 座屈試験と解析から得られた座屈荷重と累積疲労損傷度の比較

評価 ケース	座屈 荷重 (kN)	座屈 変位 (mm)	座屈 評価値	き裂発生 サイクル	試験最終 サイクルでの 累積疲労損傷度 ^注	座屈モード (き裂発生位置)
ID : 0 予備 L/R=2	試験 59.3	1.4	1.11	ブロック 6 の 4 回目、合計 39 回	-	象脚+縦じわ変形 (縦じわ下端)
ID : A L/R=5 免震	試験 34.9	4.7	1.24	ブロック 5 の 47 回目、合計 127 回	0.09	象脚 (象脚と基部間)
	解析 31.9	3.3	-	ブロック 4 の 43 回目、合計 73 回	2.83	象脚
ID : B-1 L/R=2 免震	試験 66.7	1.4	1.21	ブロック 6 の 50 回目、合計 182 回	0.08	象脚 (象脚頂部)
	解析 65.0	1.1	-	ブロック 5 の 6 回目、合計 88 回	4.84	象脚
ID : B-2 L/R=2 耐震	試験 68.8	1.8	1.25	ブロック 7 の 24 回目、合計 204 回	0.22	象脚 (象脚頂部)
	解析 B-1 と同じ	-	-	ブロック 4 の 44 回目、合計 74 回	6.42	象脚
ID : C L/R=1 免震	試験 97.6	0.9	1.24	ブロック 5 の 47 回目、合計 128 回	0.29	象脚+せん断 (象脚頂部)
	解析 91.6	0.8	-	ブロック 5 の 75 回目、合計 156 回	0.70	象脚+せん断

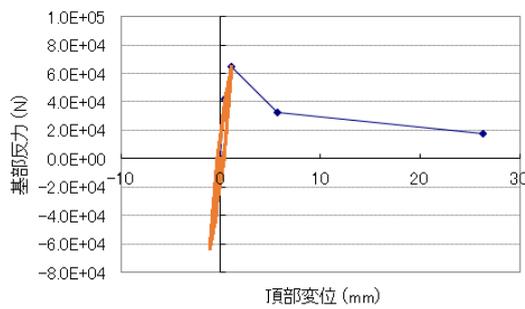
注：解析は骨格曲線をもとめた解析の変位とひずみを用いた。



(a) 水平荷重－頂部水平変位の関係

(b) 座屈荷重時の変形図

図 3. 2. 1 (3)-1 代表的な弾塑性大変形解析の例 (ID : B-1、L/R=2、免震)

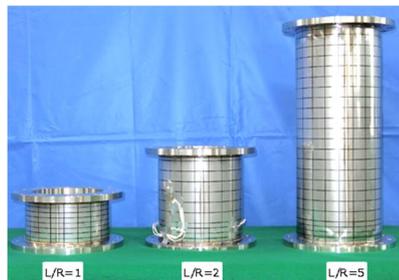


ブロック	振幅 (mm)	波数	一質点系解析での加速度または変位
1	0.2	10	650 gal
2	0.4	11	1300 gal
3	1.1	11	2236 gal (座屈時)
4	1.7	50	座屈時変位の 1.5 倍
5	2.2	50	座屈時変位の 2.0 倍
6	2.8	50	座屈時変位の 2.5 倍
7	3.3	16	座屈時変位の 3.0 倍

(a) 動的応答解析 (座屈時、ブロック 3)

(b) 負荷条件 (試験体毎に設定)

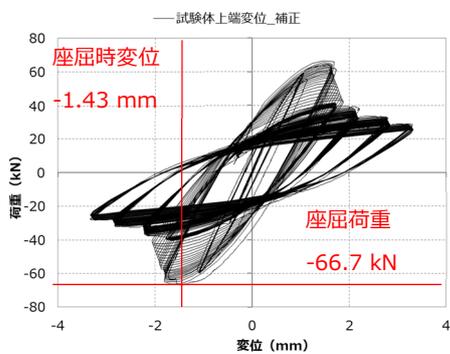
図 3. 2. 1 (3)-2 代表的な一質点系の動的応答解析と試験条件 (ID : B-1、L/R=2、免震)



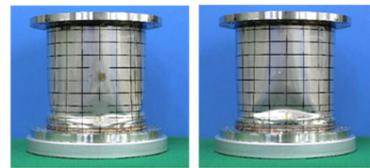
(a) 製作した縮尺試験体



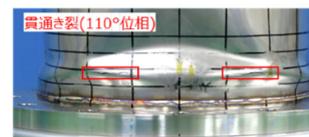
(b) 試験状況 (ID : B-1)



(c) 水平荷重－頂部水平変位の関係 (ID : B-1)



0°位相 (荷重直交方向) 90°位相 (荷重負荷方向)



90°位相 (荷重負荷方向、拡大)

(d) 座屈後の変形 (ID : B-1)

図 3. 2. 1 (3)-3 代表的な座屈試験結果

(4) まとめ【R5】

原子炉容器と配管系を対象として、以下のとおり過大地震時に対して破損拡大を抑制して破局的破壊を起こさない受動安全構造を提示した。また、水平振動と軸振動を受ける円筒試験体、複数支持構造を有する配管系の振動試験と解析を行い、受動安全が成立する範囲を明らかにし、実機への適用見通しを示した。

過大地震時に対して破損拡大を抑制して破局的破壊を起こさない受動安全構造

- ・原子炉容器に関して、胴部が座屈することで柔構造化して、振動数比が上昇して建屋からの振動エネルギーの流入が減少することで、容器の破断を防止する受動安全容器。
- ・配管系に関して、配管本体の破断に先行させ支持構造物を破損させる。支持構造物の破損により、系の振動数比が上昇して建屋からの振動エネルギーの流入が減少することで、配管自体の破断を防止する受動安全配管系。

過大地震時に対する受動安全構造の適用範囲

- ・容器に関しては座屈後も加振が継続した場合、座屈皺底からの疲労き裂が発生する可能性がある。冷却機能喪失につながるような疲労き裂の発生と進展が生じない範囲で、破損拡大抑制技術が適用できる。
- ・配管系に関しては、振動数比上昇に伴う共振の可能性がある場合には、変位増大が配管自体の破損の要因にならないければ、破損拡大抑制技術が適用できる。

実機への適用見通し

- ・振動荷重と実機解析により、受動安全性が成立する容器形状と地震動の関係を示した。原子炉容器の形状を工夫することにより、座屈からの破損拡大を抑制して破局的破壊を防止することが可能と考えられる。
 - ・配管の変位が破損に拡大するメカニズムを明らかにし、予測法を提案した。配管系の設計は自由度が高く、上記予測法を用いて変位からの破損拡大を防止する設計は十分可能である。
- 以上から、過大地震時に対する破損拡大抑制法の次世代高速炉の配管と原子炉容器への適用見通しを得た。

3.2.2 過大地震に対する破損シーケンス抑制技術（再委託先：防災科研）【R2-R5】

(1) 令和2年度～令和4年度の実施内容と成果の概要【R2-R4】

本研究項目では、原子炉構造物のうち配管系を対象とし、設計想定を超える事象（Beyond Design Basis Events, 以下、DBBE）の一つとして考えられる極限的な地震荷重のもとでも大規模漏洩のような機能喪失を回避し耐震信頼性を確保する手法を検討した。ここで、「配管系」は配管本体と支持構造物で構成されるものとする。

具体的には、先行研究で得られている振動数比（配管系の固有振動数に対する入力波の振動数の比）と破損モード出現との関係[1, 2]を踏まえ、複数の支持構造物を有する小規模な配管系を対象に、支持構造物損傷による配管系の柔構造化を取り入れた破損シーケンス制御の具体的手法の検討を行い、DBBE下で配管系の機能喪失を回避する新たな耐震性評価概念を提案することを目標とした。

令和2年度には、令和3年度以降の加振試験に向け、複数の支持構造物がある配管系の弾塑性応答特性、支持構造物損傷の影響等を解析により検討した。その結果、支持部にばね剛性を考慮することで試験体の固有振動数を下げ、入力波の卓越振動数を回避することで応答低減が可能であることを確認した。また、令和3年度の加振試験で使用する試験体諸元を決定した。加振波の候補として実地震記録波を1波選定し、その地震波による弾塑性時刻歴応答解析を行った。その結果、加振試験に使用する試験装置の性能範囲内で支持構造物を損傷させる加振が可能である見通しを得た[3]。

令和3年度には、令和2年度の加振試験計画を基本として配管系本体と支持構造物で構成される小口径配管系試験体を製作し、地震波及び正弦波による加振試験を実施した。図3.2.2(1)-1に令和3年度に使用した配管系試験体を示す。加振試験により、配管系の損傷に先行させて支持構造物を塑性化させ、後続の加振により支持構造物のき裂発生に至るまでの損傷をさせることができた。また、支持構造物の先行破損により、配管系の振動応答特性を変化させ、振動数比を1以上とすることで配管系の応答を抑制できる可能性を示した。一方、支持構造物を喪失することで配管系にはアンカ部へのひずみ集中や振動応答変位の増大が生じること、また支持構造物の先行破損を実現するには実力値に近い材料強度による評価が必要であることなど、破損シーケンス制御技術の適用における配慮事項を明らかにした[4]。

令和4年度には、複数の支持構造物を有する小規模配管系に対する加振試験を実施した。図3.2.2(1)-2に令和4年度に使用した配管系試験体を示す。地震波を用いた加振試験の結果より、配管系の応答加速度及び発生ひずみは支持構造物の喪失により低減させられる可能性があることが確認された。一方、配管系の応答変位は支持構造物喪失により増大する傾向があることも確認された。応答変位の増大により生じる周辺構造物への干渉や、入力波の振動数帯域と配管系の振動数変動範囲の関係などを慎重に検討する必要があるものの、それらを適切に評価することで支持構造物喪失による破損シーケンス抑制技術の適用が可能であることを示した[5]。

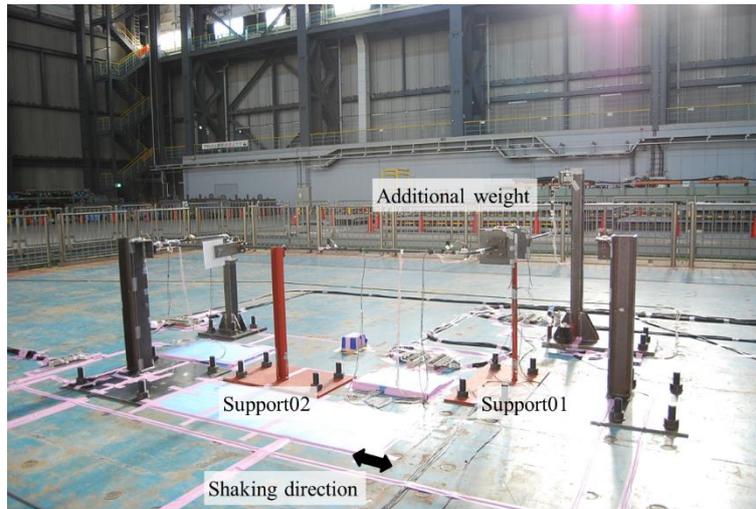


図 3.2.2(1)-1 令和3年度に使用した配管系試験体 [4]

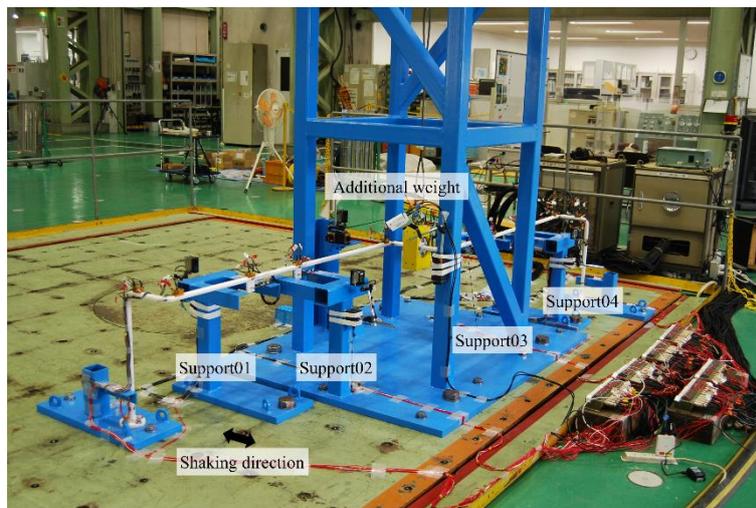


図 3.2.2(1)-2 令和4年度に使用した配管系試験体 [5]

(2) 配管系の新しい耐震性評価概念の提案【R5】

① 解析による事例検討

1) 概要

令和 5 年度は、令和 3 年度、令和 4 年度に実施した加振試験結果を踏まえ、配管系に対する破損シーケンス抑制技術の適用方法を提示し、受動安全性の評価を含む新しい耐震性評価概念を提案することを目的とした。

本研究では構造強度の観点からの BDBE への対処として、構造物に破損が生じたとしても機能喪失に至らない新たな構造システムを受動安全構造として提案した[6]。受動安全構造の基本概念は、BDBE 下では安全性への影響の小さい破損の発生は容認し、そのような破損モードが先行して発生することで力や荷重が低減し、安全機能喪失に至る破局的な破損モードへの進展が抑制されるような構造の実現である[7]。

令和 3 年度、令和 4 年度の加振試験結果から、受動安全構造の具体化案として、地震荷重を受ける配管系では相対的に安全性への影響の小さい支持構造物を配管系本体よりも先に破損させることで配管系の振動特性を変化させ、配管系のバウンダリ喪失につながる破局的な破損を抑制する構造が考えられる。令和 5 年度には受動安全構造を取り入れた耐震設計手法の提案に向け、支持構造物の強度特性が振動応答に与える影響や受動安全構造を取り入れた設計を実現する際の留意点を検討した。以下、破損を想定する支持構造物を破損サポート、破損サポートの導入により配管系の振動特性を変化させることを破損シーケンス制御と称する。

2) 解析条件

a) 検討内容

受動安全構造の実現には破損サポートの配置や破損荷重の設定、入力地震波の特性、振動数比の設定等、影響を与える項目は多岐にわたり全てのパラメータの検討は困難である。したがって、令和 5 年度の検討では、配管系形状及び破損サポートの設置位置を固定した上で、入力地震波は 1 種類とし、破損サポートの破損タイミングと破損数を変更した解析を実施し、破損シーケンス制御導入による配管系応答の変化を調査した。また、アンカ保護サポートの有無の影響、地震動の多方向入力の影響を評価するための解析も実施した。以下、破損サポートの破損タイミング及び破損数を変更した解析を「解析 1」、アンカ保護サポートの有無を検討した解析を「解析 2」、地震動の多方向入力の影響を検討した解析を「解析 3」とする。解析には Abaqus2021 を使用した。

b) 配管系形状

解析検討に用いた配管系の形状を図 3.2.2(2)-1 に示す。解析検討には、令和 4 年度の加振試験で使用した試験体形状を基本とし、破損サポート（図 3.2.2(1)-2 の Support01～Support04 の 4 箇所）の位置を調整したものを使用した。解析において、破損サポートは設定した荷重を超えるまでは弾性的な挙動をし、設定荷重を超えた時に破損して支持機能を失うものとした。このときの設定荷重を破損荷重と定義する。配管系の両端はアンカとし、破損サポートの他、アンカの破損防止を目的としたアンカ保護サポートを設置した。また、配管系の中心には 20 kg の付加質量を付与し、付加質量を支持するためのワイヤを設置したモデルとした。

c) 支持構造物のモデル化

破損サポートの弾性域剛性は 10^4 N/mmに設定した。4箇所破損サポートの反力はSupport02、Support03、Support04、Support01の順に大きく、この順に破損サポートが破損することを想定した。表 3.2.2(2)-1 にサポートの残存数と配管系の1次固有振動数の関係をまとめる。破損サポートのモデル化にはコネクタ要素(CONN3D2)を使用し、設定した破損荷重で拘束力を喪失するようにした。破損タイミングと破損数の検討を行うため、破損荷重は解析目的に応じ、400 N～3000 Nに設定した。表 3.2.2(2)-2 に解析ケースをまとめる。また、図 3.2.2(2)-2 に破損サポート残存数ごとの配管系1次固有モード形状を示す。

d) 配管系本体のモデル化

配管系本体は梁要素でモデル化し、直管部にはパイプ要素(PIPE31)、エルボ部にはエルボ要素(ELBOW31)を使用した。また、自重を保持するワイヤはTR3D2という要素を使用し、引張力のみ作用するような設定とした。配管系のサイズ及び在室は令和4年度に加振試験に準じて炭素鋼配管STPT370[8]、15Asch40(外径:21.7 mm、肉厚:2.8 mm)を想定し、応力ひずみ関係は日本機械学会から発行されている配管系弾塑性解析に関する事例規格[9]の規定に準じて二直線近似でモデル化し、移動硬化則を適用した。配管本体に設定した材料物性値を表 3.2.2(2)-3 にまとめる。また、減衰定数は原子力発電所耐震設計技術規定(JEAC4601-2021)[10]の規程に従い0.5%とし、解析モデルに対してはレイリー減衰として付与した。

e) 入力地震波

入力地震波は、1995年兵庫県南部地震で神戸海洋気象台において計測された地震波(以下、JMA神戸)[11]を選定し、本研究で使用する配管系解析モデルの振動特性を踏まえ以下の処理を行った波形を使用した。

- (1) 主要動を中心とした20秒程度の区間を切り出し
- (2) ドリフト成分を除去するため、1.0 Hzのハイパス処理
- (3) 時間軸を原波の0.4倍に圧縮
- (4) NS方向成分の最大加速度が1.2 Gとなるよう加速度振幅を増幅

図 3.2.2(2)-3 にこれらの処理を行って解析に用いた入力地震波の加速度波形を、図 3.2.2(2)-4 に減衰5%で計算した加速度応答スペクトルを示す。図 3.2.2(2)-4 には、サポート破損数ごとの配管系1次固有振動数も合わせて示した。解析では図 3.2.2(2)-3 のうちNS成分を図 3.2.2(2)-1 に示すY方向に入力した。解析1、解析2はY方向1方向のみの入力、解析3では3方向入力とした。図 3.2.2(2)-4(b)より、水平方向(NS方向及びEW方向)では、入力波の卓越振動数が7 Hz程度にあることが確認できる。また、サポートが全損すると配管系の1次固有振動数は入力波の主要振動数帯域から外れ、振動数比が1以下になることが期待される。

表 3.2.2(2)-1 サポートの残存数と配管系の1次固有振動数

サポート 残存数	破損サポートの状態*				1次固有 振動数 [Hz]
	Support01	Support02	Support03	Support04	
4	○	○	○	○	9.03
3	○	×	○	○	6.43
2	○	×	×	○	4.80
1	○	×	×	×	3.75
0	×	×	×	×	2.17

* ○：サポート残存、×：サポート喪失

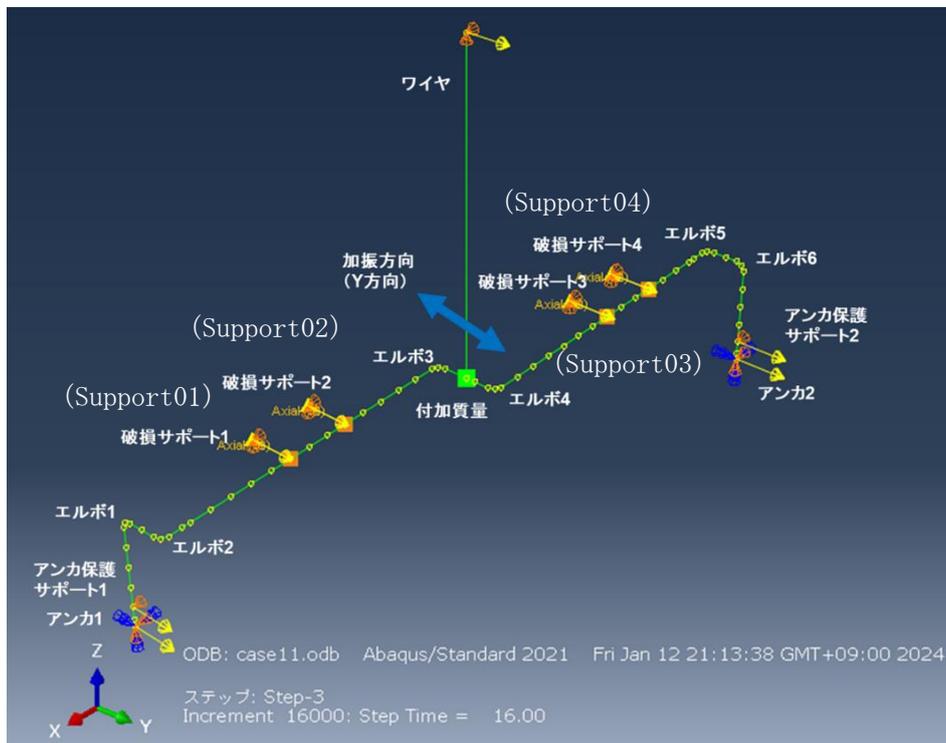
表 3.2.2(2)-2 解析ケースと破損サポートの破損荷重

解析 ケース	破損サポートの破損荷重([N]、上段)と 地震波入力後の状態* (下段)				備考
	Support01	Support02	Support03	Support04	
1-1	3000 ○	3000 ○	3000 ○	3000 ○	サポート喪失せず (参考)
1-2	400 ×	400 ×	400 ×	400 ×	サポート全損
1-3	1000 ×	400 ×	400 ×	400 ×	サポート全損 (破損タイミング調整)
1-4	1200 ○	400 ×	400 ×	400 ×	1箇所のみ残存
2	400 ×	400 ×	400 ×	400 ×	アンカ保護サポートも 喪失
3	1200 ○	400 ×	400 ×	400 ×	地震動3方向入力

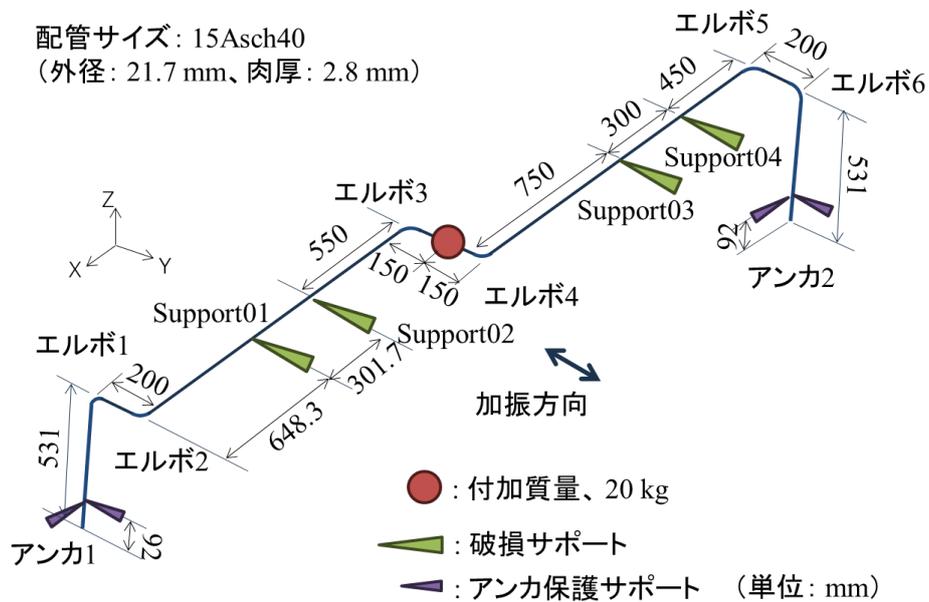
* ○：サポート残存、×：サポート喪失

表 3.2.2(2)-3 配管に適用した材料物性値

応力ひずみ関係のモデル化 および硬化則	二直線近似 移動硬化則
ヤング率	203 GPa
降伏応力	258 MPa
二次勾配	2030 MPa
ポアソン比	0.3
密度	7850 kg/m ³

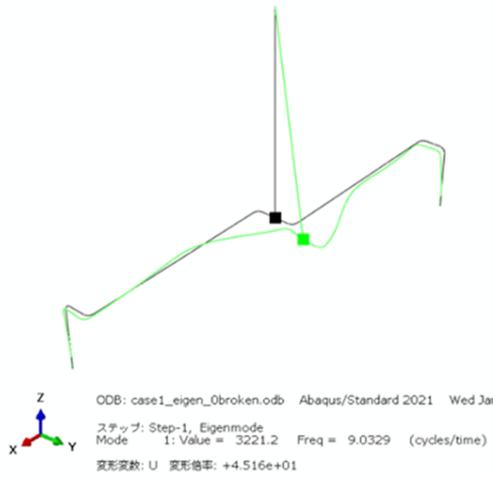


(a) 解析モデル図

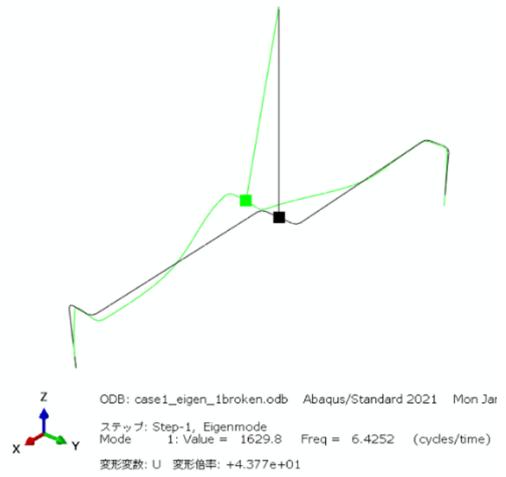


(b) 解析モデル寸法

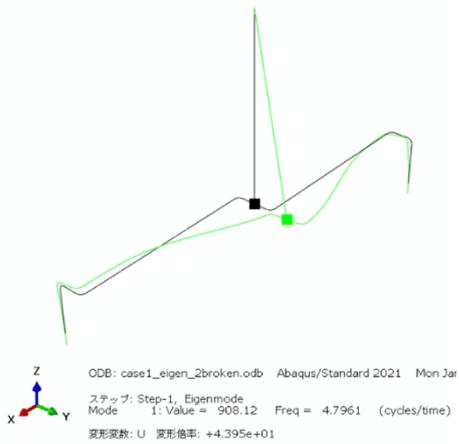
図 3.2.2(2)-1 解析検討に用いた配管系の形状



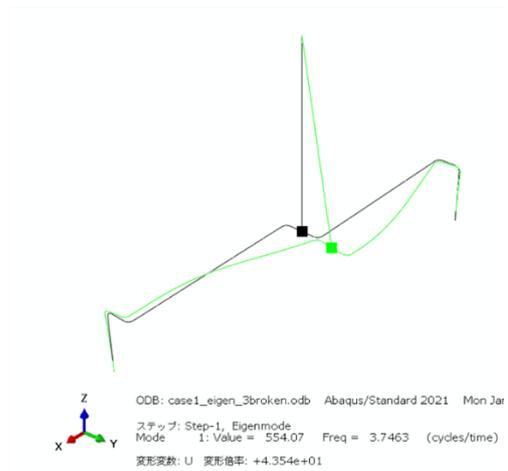
(b) 全て残存 (9.03 Hz)



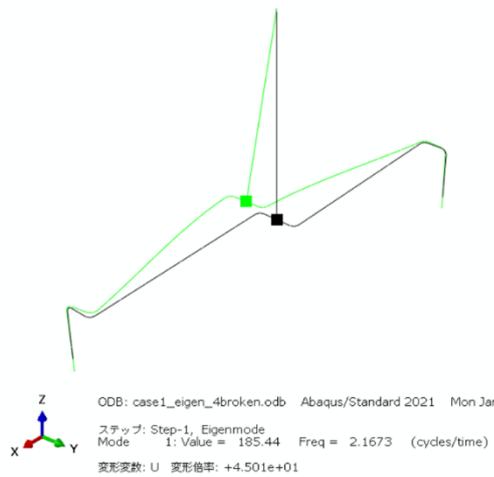
(a) 1箇所喪失 (6.43 Hz)



(d) 2箇所喪失 (4.80 Hz)

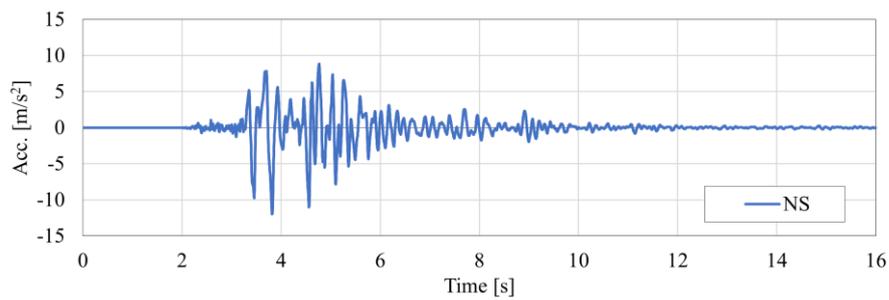


(c) 3箇所喪失 (3.75 Hz)

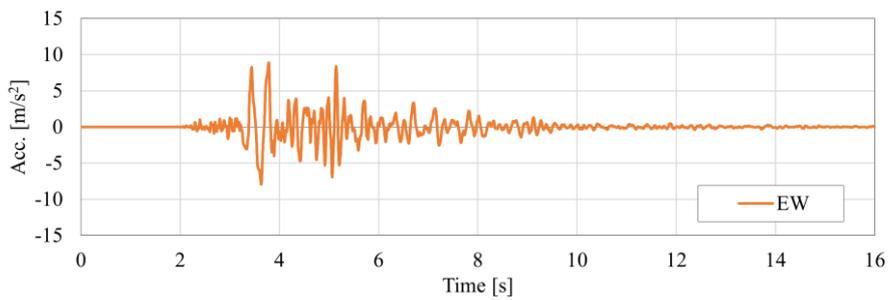


(e) 全損 (2.17 Hz)

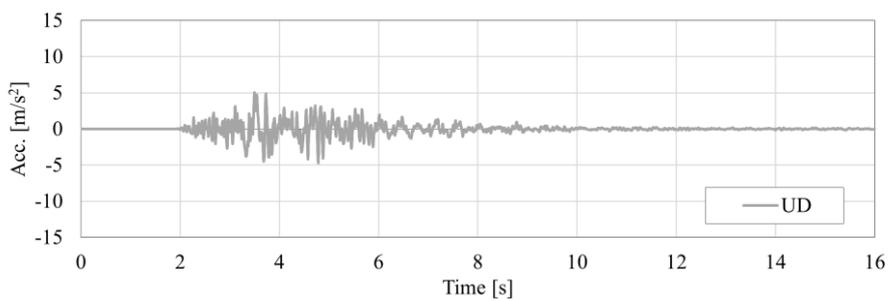
図 3.2.2(2)-2 破損サポート残存数ごとの配管系1次モード形状



(a) NS 方向

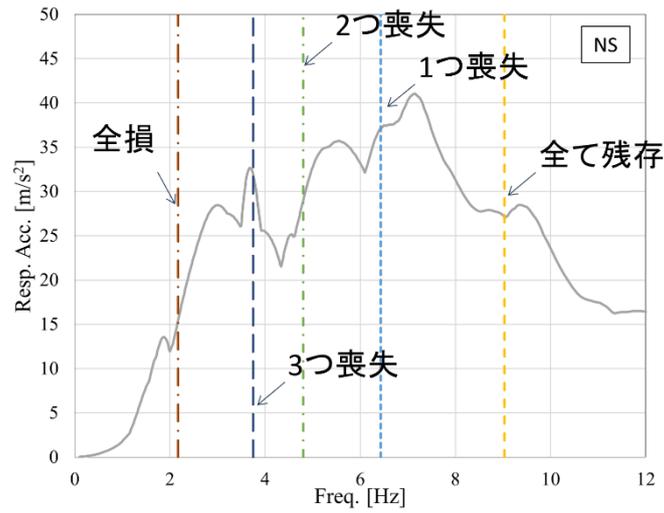


(b) EW 方向

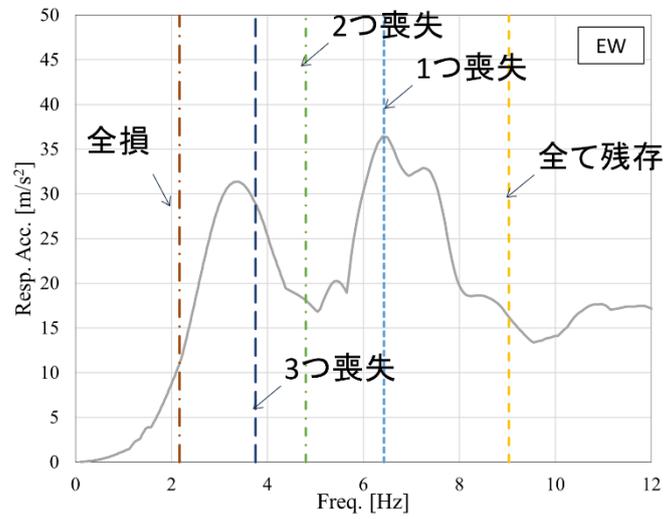


(c) UD 方向

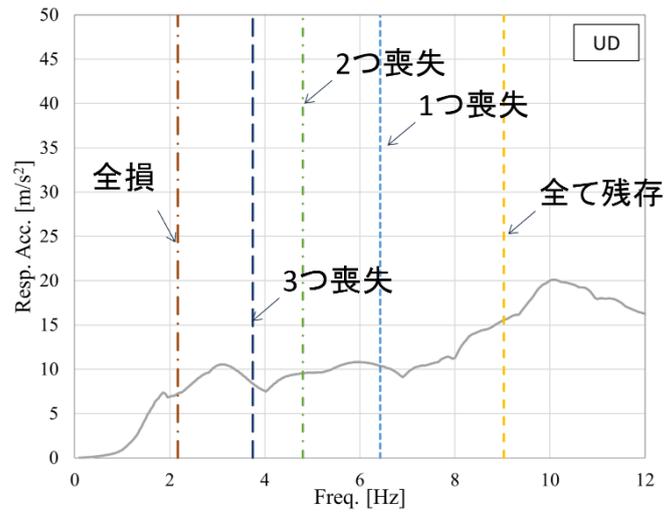
図 3. 2. 2 (2) -3 入力波の加速度時刻歴波形



(a) NS 方向



(b) EW 方向



(c) UD 方向

図 3.2.2(2)-4 入力波の加速度応答スペクトル (減衰: 5%)

3) 解析結果

a) 解析 1

解析 1 における 4 つのケースにおける破損サポート反力を図 3.2.2(2)-5 に示す。図 3.2.2(2)-5 に示すように、サポートの破損を想定しない解析 1-1 に対し、解析 1-2 では主要動開始後比較的早期に全ての破損サポートが喪失した。また、Support01 の強度を他の 3 つの破損サポートよりも相対的に大きくした解析 1-3 では、解析 1-2 と比較し Support01 の破損タイミングが 1 秒ほど遅れていた。また、解析 1-4 では Support01 は破損しないまま最後まで残存しており、サポートの破損本数や破損タイミングの違いが本解析により再現できていることが確認できる。

これらの解析ケースについて、付加質量部の加振方向 (Y 方向) 応答加速度及び応答変位の最大値を図 3.2.2(2)-6 に示す。支持部の破損を生じない解析 1-1 に対し、解析 1-2 では応答加速度の低減が認められる。一方、応答変位は増大する傾向があり、これまでに実施した加振試験結果と同様、支持構造物の破損による破損シーケンス制御を適用する際には応答変位の増大に配慮する必要があることが確認できる。解析 1-2 と解析 1-3 では、ともに支持構造物が全損するものの破損のタイミングが異なっており、解析 1-3 と比較し解析 1-2 の方が応答加速度、応答変位ともに小さい結果となった。解析 1-2 と解析 1-3 の結果の比較から、サポートの破損タイミングが破損シーケンスによる応答低減に影響する傾向を確認した。

配管系内で最もひずみの出力が大きくなるのはエルボ 3 の腹部であった。図 3.2.2(2)-7 に解析 1-1～解析 1-4 のエルボ 3 腹部外面における発生ひずみの時刻歴波形を示す。図 3.2.2(2)-7 に示すように、解析 1-2 の発生ひずみは支持構造物の破損が生じない解析 1-1 と同程度に留まっていることが確認でき、支持構造物の破損による受動安全構造が成立していると考えられる。また、解析 1-1 及び解析 1-2 では配管系は塑性化しなかった。一方、解析 1-3 及び解析 1-4 では塑性ひずみの発生が認められた。塑性ひずみの発生が認められた解析 1-3 及び解析 1-4 について、破損サポート反力とエルボ 3 腹部の相当塑性ひずみの時刻歴波形を図 3.2.2(2)-8 に示す。図 3.2.2(2)-8 に示すように、両ケースとも Support02・Support03 の破損した 4 秒付近から塑性ひずみが発生し始めていることが確認でき、支持構造物破損後の配管系固有振動数が入力波の主要振動数帯域から十分外れない場合は局所的なひずみの増加を生じる可能性があることが分かる。

b) 解析 2

本研究では支持構造物の破損による配管系応答の低減を検討しているが、令和 4 年度までの加振試験や前項で述べた解析 1 の結果が示すように応答変位は増大する傾向がある。応答変位の増大はアンカ部応力を増加させる可能性があるため、加振試験及び解析 1 ではアンカ保護サポートを設け、アンカ部応力の低減を図っている。解析 2 では Support01～Support04 に加え、アンカ保護サポートも破損サポートとした場合のアンカ部応力への影響を評価した。比較対象とした解析は解析 1-2 であり、破損サポートの破損荷重条件は解析 1-2 と同条件とし、地震波入力によりアンカ保護サポートが破損するようアンカ保護サポートの破損荷重を設定した。図 3.2.2(2)-9 に解析 1-2 と解析 2 の付加質量部応答加速度及び応答変位を示す。また、表 3.2.2(2)-4 に解析 1-2 と解析 2 のアンカ部配管応力の比較を示す。図 3.2.2(2)-9 に示すように、付加質量部応答加速度及び応答変位はアンカ保護サポートを破損させても大きな変化はなかった。一方、表 3.2.2(2)-4 に示すように、解析 1-2 と比較すると、解析 2 におけるアンカ部配管応力はアンカ 1

で1.5倍程度、アンカ2では2倍以上に増加している。この結果より、アンカ保護サポートは破損させることでさらなる応答低減は期待できない一方アンカ部応力の増大を引き起こし、破損シークエンス制御で破損を容認するサポートとして考慮すべきではないことが確認された。

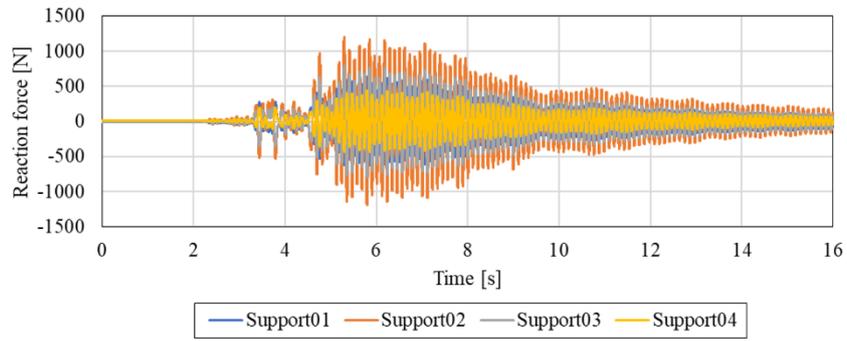
c) 解析3

加振試験及び解析1、解析2では配管系に1方向の地震波入力を与えたが、実地震波は3方向成分を有する。そこで、解析3では地震波入力を3方向で与えた際の配管系応答を調査することを目的とした解析を実施した。比較対象とした解析は解析1-4であり、破損サポートの破損荷重条件は解析1-4と同条件とし、配管系のX方向に図3.2.2(2)-3(b)に示すEW方向、Y方向にNS方向、Z方向にUD方向の波形を入力した。なお3方向入力における加速度振幅は、各時刻の入力加速度のSRSSを算出しその最大値が1.2Gとなるよう振幅倍率を調整した。

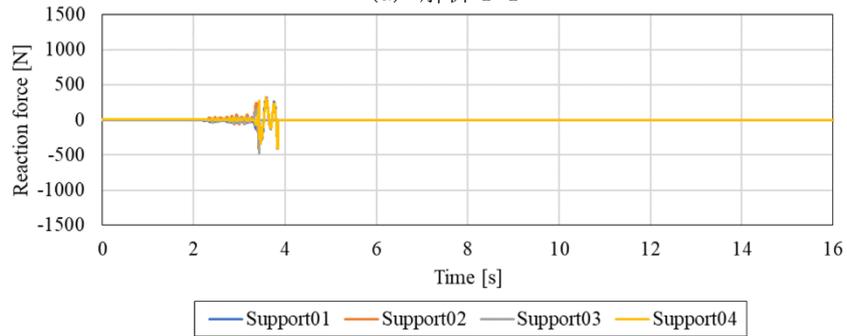
解析1-4と解析3の破損サポートの反力の時刻歴波形を図3.2.2(2)-10に、付加質量部応答加速度及び応答変位の時刻歴波形を図3.2.2(2)-11に、エルボ3腹部の相当塑性ひずみの時刻歴波形を図3.2.2(2)-12に示す。図3.2.2(2)-10より、サポートの破損発生時刻は解析1-4と解析3とでわずかに違いがあるものの、概ね同じタイミングで破損が生じていることが分かる。図3.2.2(2)-11より、付加質量部の応答加速度及び応答変位は、解析1-4と比較し解析3ではX方向及びZ方向の応答が増加しているが、これはこれらの方向に地震波入力を追加した影響と考えられる。ただしY方向の応答と比較するとX、Z方向の応答の絶対値は大きくない。また、Y方向の応答は解析1-4と解析3とではほぼ同程度となっていた。エルボ3位置の相当塑性ひずみは、解析1-4と解析3とで相当塑性ひずみの発生するタイミングは異なるが、ひずみ量は同程度となっていた。本検討で使用した配管系試験体と入力波の場合、Y方向のモードによる振動応答が支配的であり、多方向の地震波入力の影響が大きく出なかったと考えられる。多方向の地震波入力の影響は、より複雑な配管系形状に対し継続して検討する必要がある。

表 3.2.2(2)-4 アンカ部発生応力の比較（解析 1-2 と解析 2）

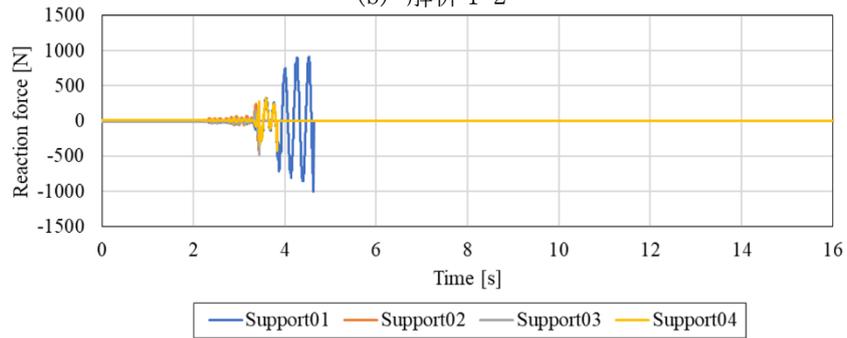
解析ケース	破損サポート数	発生応力 [MPa]	
		アンカ 1	アンカ 2
解析 1-2	4	201	214
解析 2	6	321	455



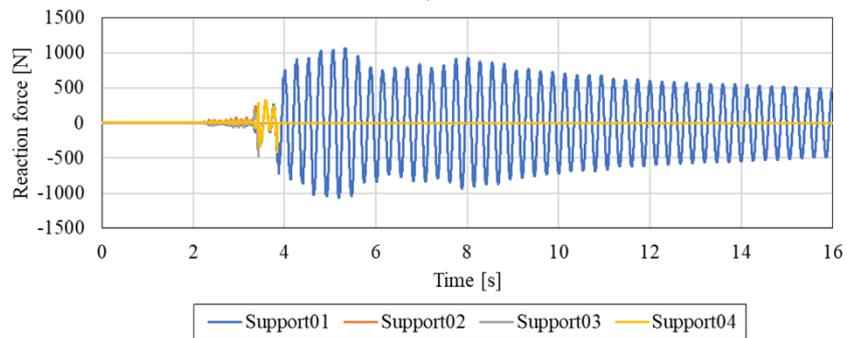
(a) 解析 1-1



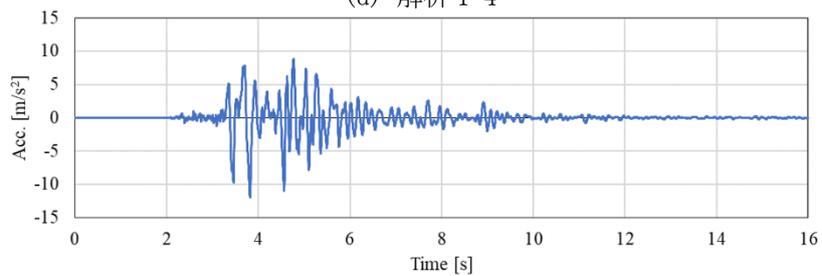
(b) 解析 1-2



(c) 解析 1-3

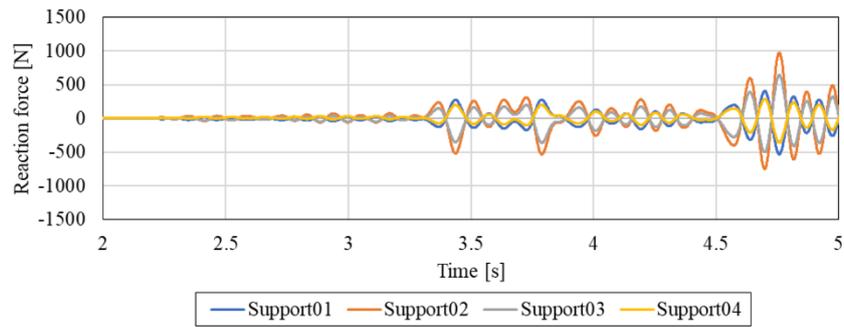


(d) 解析 1-4

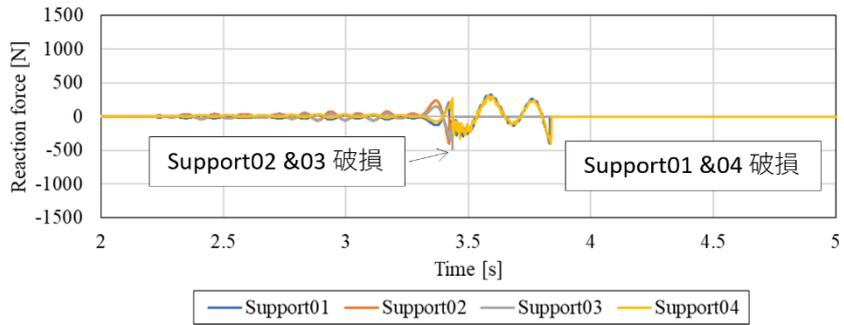


(e) 入力加速度

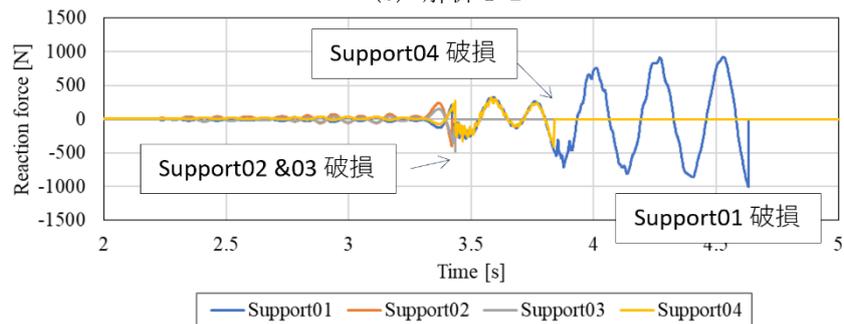
図 3.2.2(2)-5(1/2) 解析 1 破損サポート反力 (全時間帯)



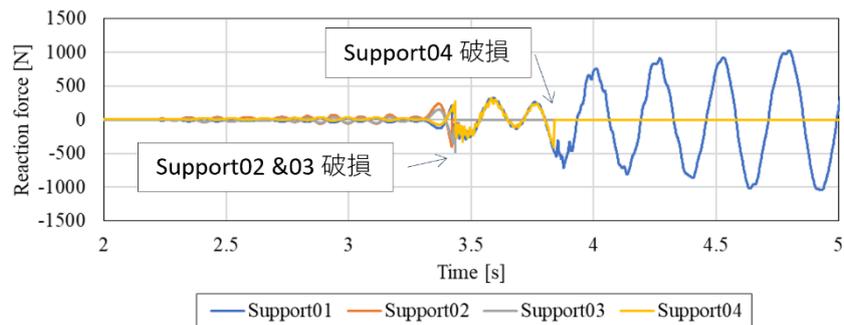
(a) 解析 1-1



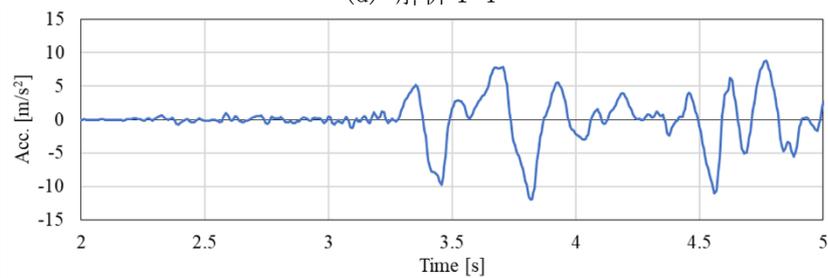
(b) 解析 1-2



(c) 解析 1-3

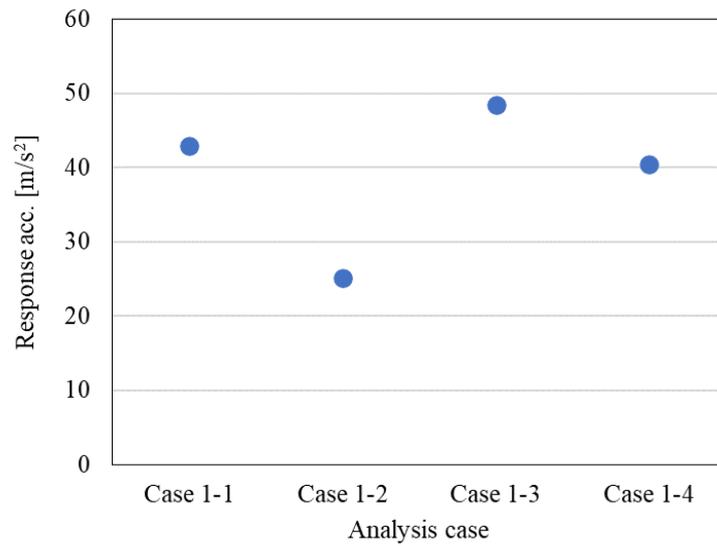


(d) 解析 1-4

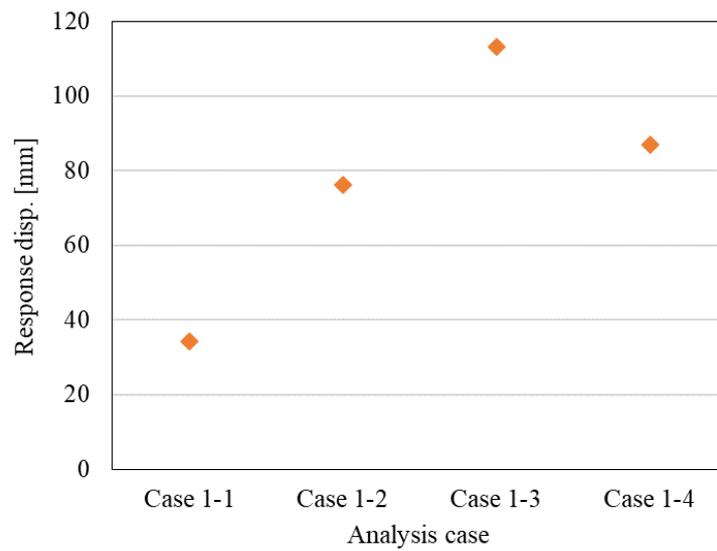


(e) 入力加速度

図 3.2.2(2)-5(2/2) 解析 1 破損サポート反力 (2~5 秒抜粋)

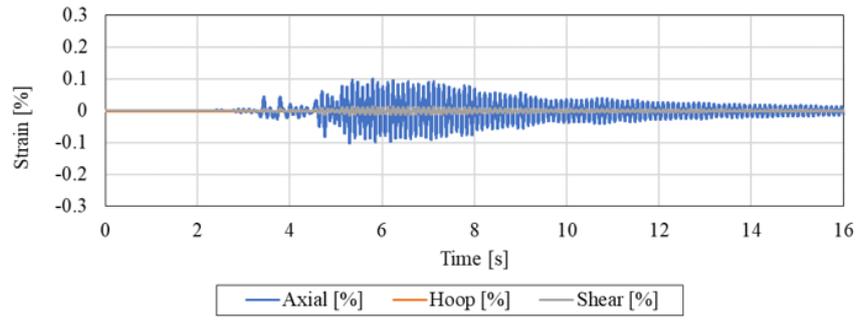


(a) 入力加速度－応答加速度

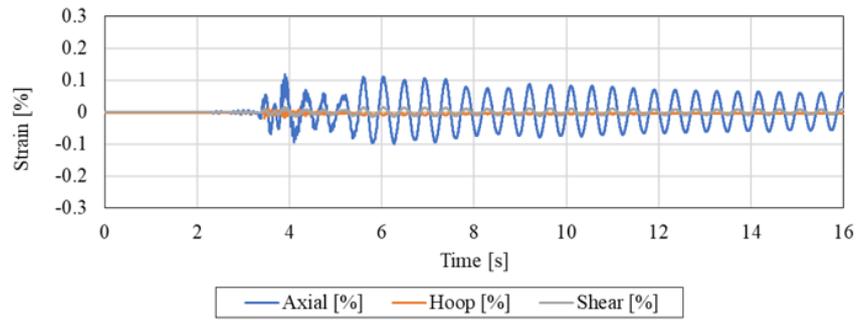


(b) 入力加速度－応答変位

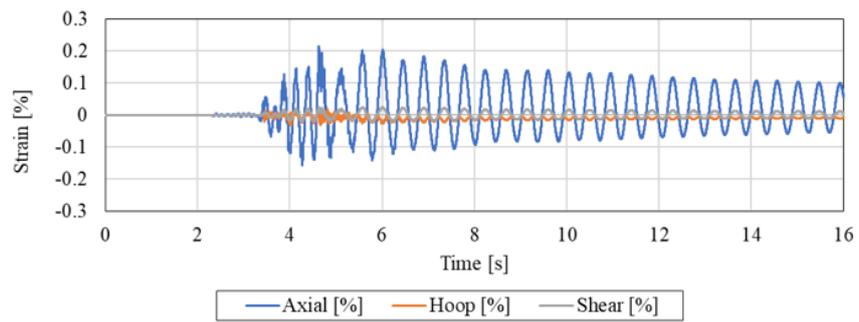
図 3.2.2(2)-6 解析 1 入力加速度の最大値と付加質量部応答最大値の関係



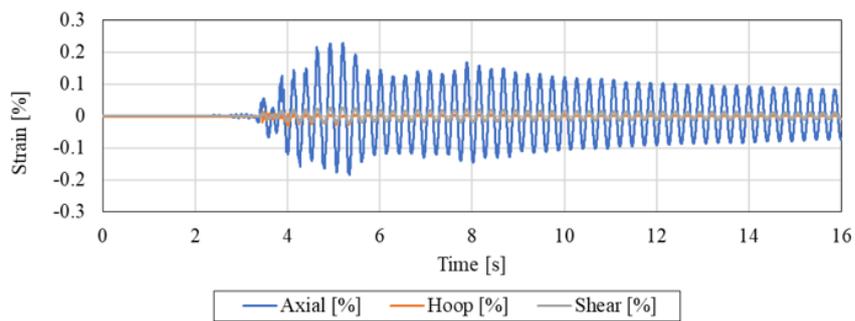
(a) 解析 1-1



(b) 解析 1-2

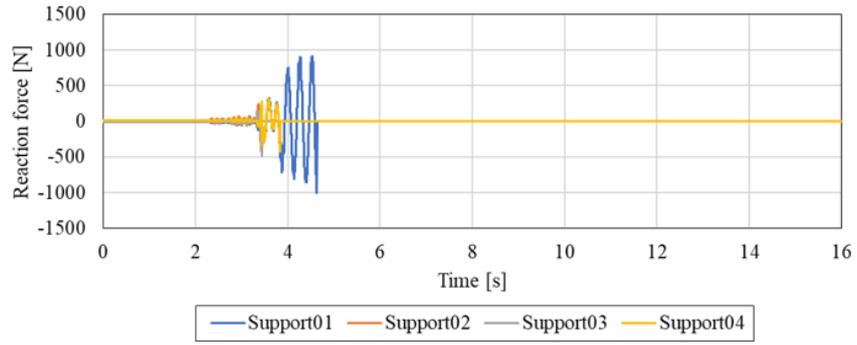


(c) 解析 1-3

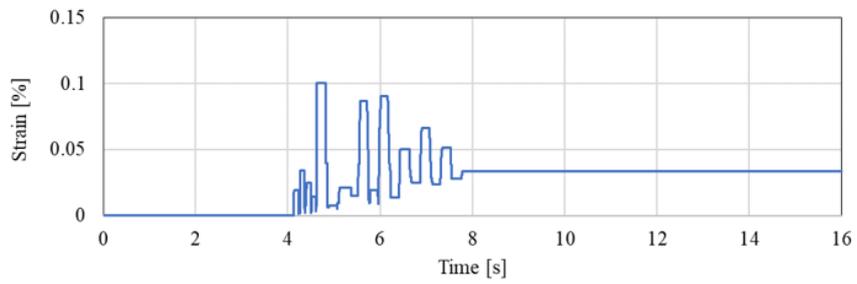


(d) 解析 1-4

図 3.2.2(2)-7 解析 1 エルボ 3 腹部ひずみ

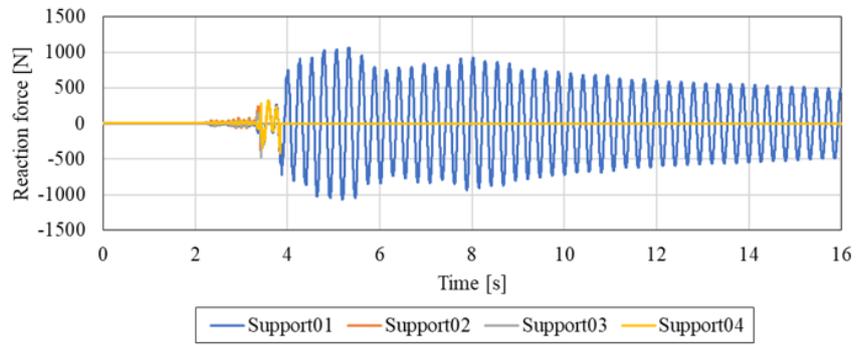


(i) 破損サポート反力

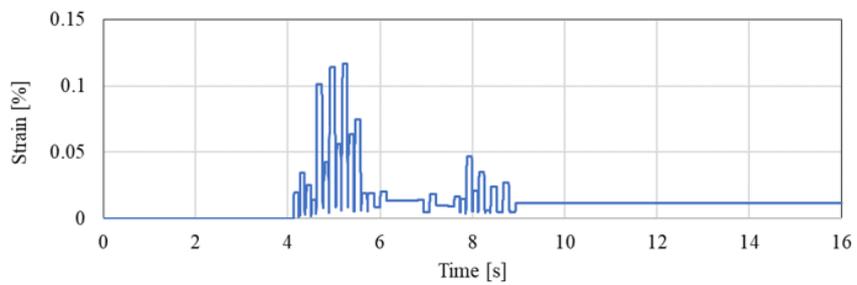


(ii) エルボ 3 相当塑性ひずみ

(a) 解析 1-3



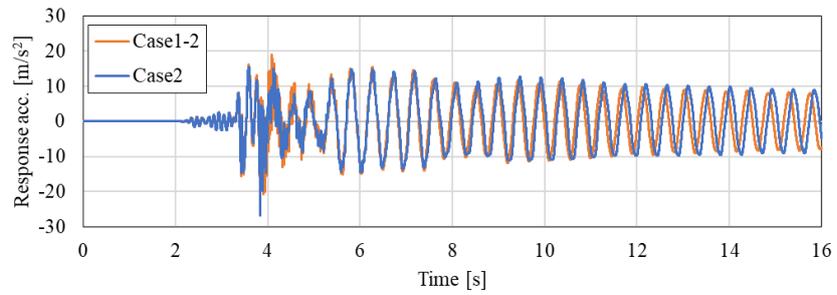
(i) 破損サポート反力



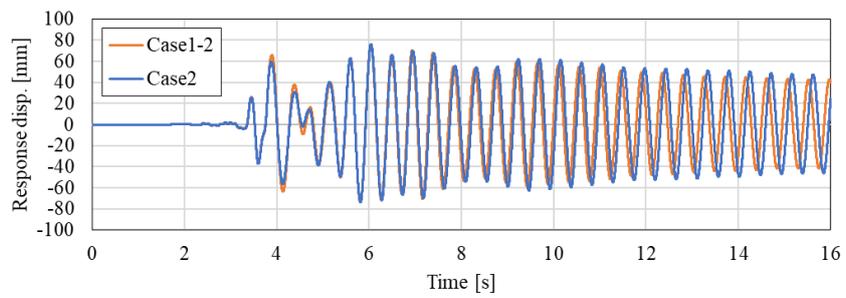
(ii) エルボ 3 相当塑性ひずみ

(b) 解析 1-4

図 3.2.2(2)-8 破損サポート反力とエルボ 3 腹部の相当塑性ひずみ

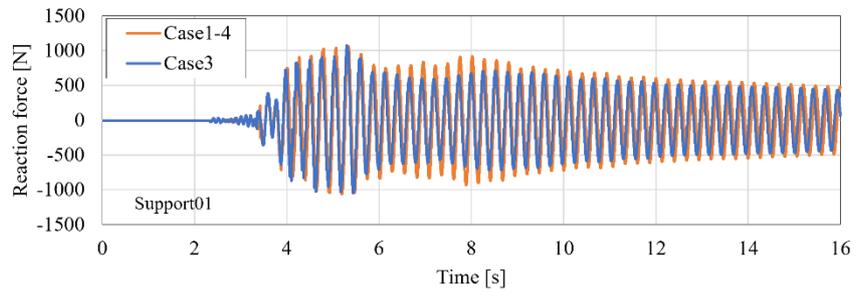


(a) 応答加速度

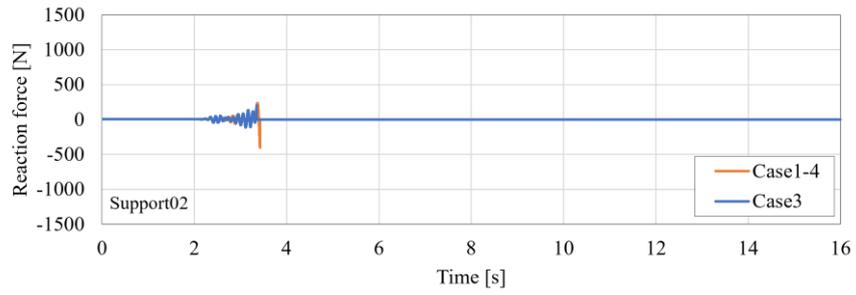


(b) 応答変位

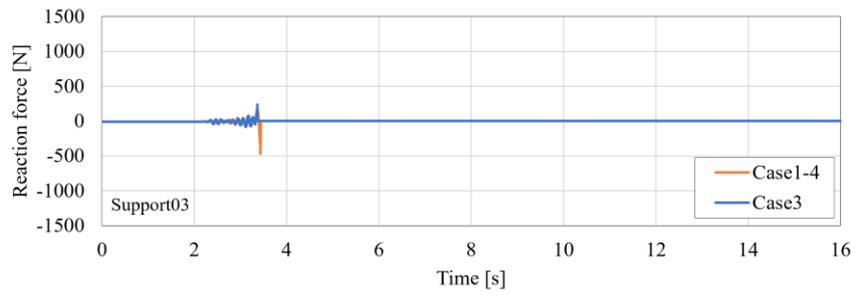
図 3.2.2(2)-9 解析 1-2 と解析 2 付加質量部の応答比較



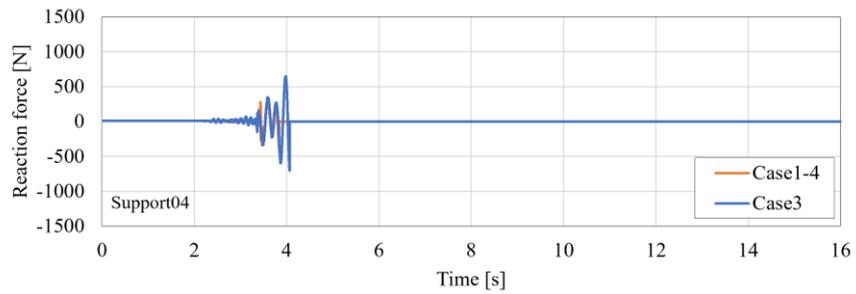
(a) Support01



(b) Support02

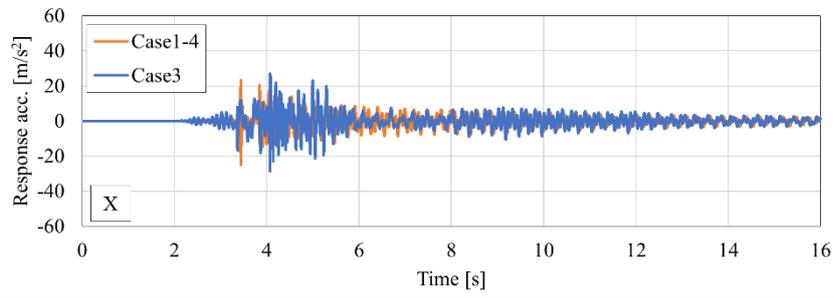


(c) Support03

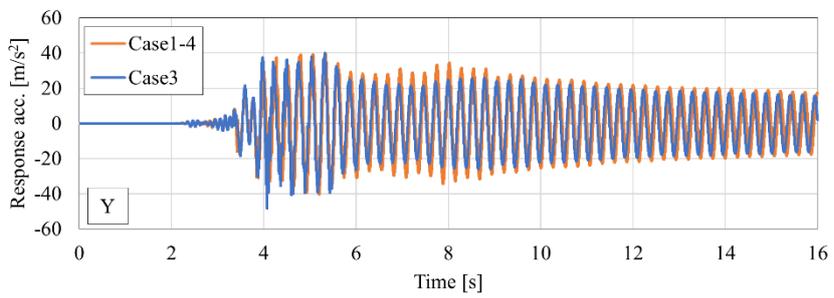


(d) Support04

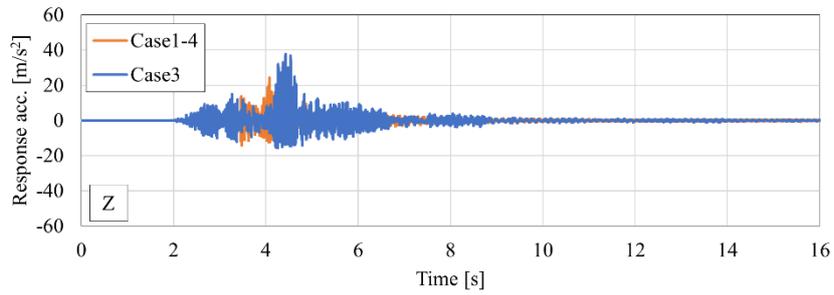
図 3.2.2(2)-10 解析 1-4 と解析 3 破損サポート反力の比較



(i) X 方向



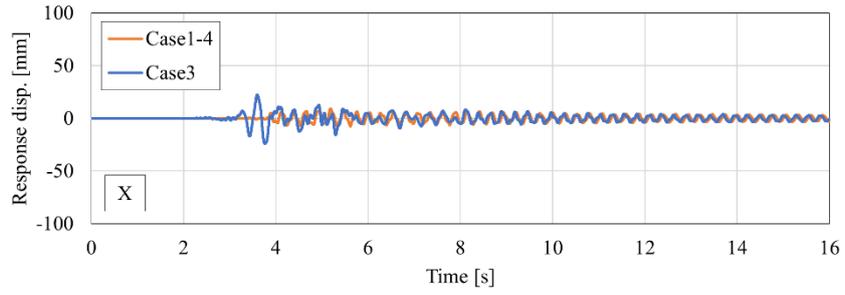
(ii) Y 方向



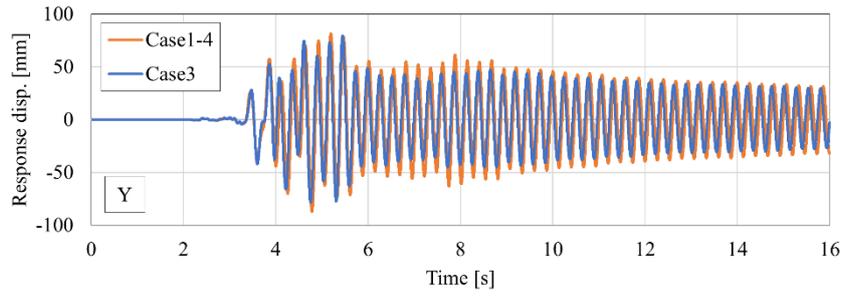
(iii) Z 方向

(a) 応答加速度

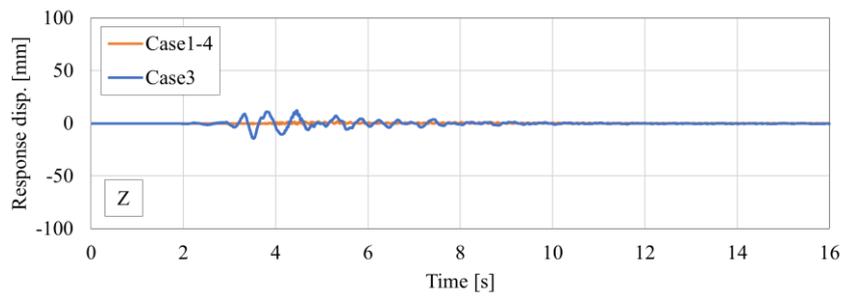
図 3.2.2(2)-11 (1/2) 解析 1-4 と解析 3 付加質量部の応答比較



(i) X 方向



(ii) Y 方向



(iii) Z 方向

(b) 応答変位

図 3.2.2(2)-11 (2/2) 解析 1-4 と解析 3 付加質量部の応答比較

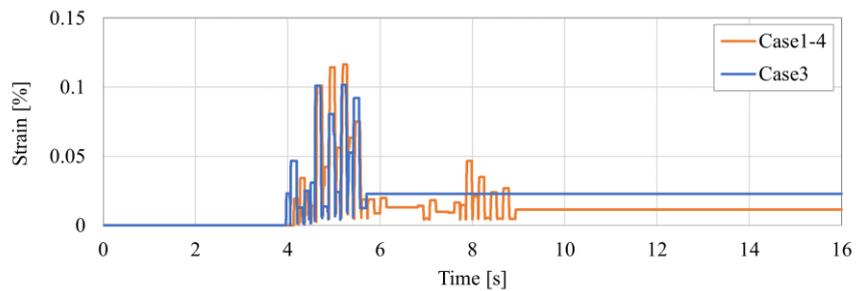


図 3.2.2(2)-12 解析 1-4 と解析 3 エルボ 3 腹部相当塑性ひずみの比較

② 受動安全構造を取り入れた設計実現の留意点

令和3年度、令和4年度の加振試験及び令和5年度の解析検討により、破損シーケンス制御が配管系における受動安全構造の具体的手法として適用しうることを示した。一方、本手法を実機配管系へ適用する際にはいくつかの実務上の課題が考えられる。今後の受動安全構造の実機適用に向け、配管系の設計及び製造・据え付けにおいて考えられる課題を表3.2.2(2)-5に整理した。

表 3.2.2(2)-5 実機配管設計へ適用する際の課題

ステージ	対象	項目	課題
設計	サポート	剛性	公称値ベースの解析のため剛性に ・設計-実機の差異 ・実機特性のばらつき
		許容荷重	設計許容値ベースの設計であり ・設計と実力値の差異 ・材料のばらつき ・材料非線形性
		クリアランス	・サポートクリアランス未考慮
		塑性化	・サポート塑性化による配管系の減衰
		破損のモデル化	・破損後は完全非サポートと仮定
	配管	熱膨張	・配管の熱膨張変位の考慮
		レイアウト	・大変位による干渉、波及影響
		取合い	・取合い機器への影響
	その他	地震波	・地震波の特性の影響
	製造・据付	配管	質量
スパン			サポート据付時の位置ずれ
サポート		剛性	現地合わせに伴う実機寸法の変化
		クリアランス	・サポートギャップの現地施工誤差

(3) まとめ

現行の耐震設計において、配管系は配管本体、支持構造物ともに損傷しないことが求められる。この耐震設計に対し、令和3年度、令和4年度の加振試験により、BDBEの一つである過大な地震荷重作用時には、相対的に安全性への影響の小さい支持構造物を配管系本体よりも先に破損させることを許容する破損シーケンス制御技術の適用により、配管系本体の破損の進展を抑制する受動安全構造が成立しうることを示した。令和5年度には、受動安全構造の具体化に向け、支持構造物の強度特性が振動応答に与える影響等を解析により検討した。その結果、サポートの破損タイミングが破損シーケンスによる応答低減に大きく寄与する傾向を確認した。また、アンカ保護サポートなど、破損サポートして採用することが適さないサポートがあることを示した。さらに、受動安全構造を取り入れた設計を実現する際の留意点の抽出を行い、実機配管設計への適用に向けた課題を整理した。

参考文献

- [1] Bari, M. A. A., Sakemi, R., and Kasahara, N., “Failure Mode Map of Pipes under Dynamic Loadings”, Proceedings of the ASME 2017 Pressure Vessels and Piping Conference, PVP2017-65635 (2017).
- [2] 中村いずみ、笠原直人、「模擬材料を使用した配管系の地震時破損モード調査」、日本機械学会論文集、Vol. 86, No. 888, #20-00187 (2020).
- [3] 東京大学、「破壊制御技術導入による大規模バウンダリ破壊防止策に関する研究 令和2年度成果報告書」、3.2.2章 (2021) .
- [4] 東京大学、「破壊制御技術導入による大規模バウンダリ破壊防止策に関する研究 令和3年度成果報告書」、3.2.2章 (2022) .
- [5] 東京大学、「破壊制御技術導入による大規模バウンダリ破壊防止策に関する研究 令和4年度成果報告書」、3.2.2章 (2023) .
- [6] Kasahara, N., Yamano, H., Nakamura, I., Demachi, k., Sato, T., and Ichimiya, M. “Development Plan of Failure Mitigation Technologies for Improving Resilience of Nuclear Structures”, Transactions of the SMiRT26, Tu.1.E.3, D07 (2022).
- [7] 笠原直人、一宮正和、Yiji YE、中村いずみ、「過大地震に対する薄肉容器の受動安全性に関する研究」、第16回日本地震工学シンポジウム、# Day3-G417-21 (2023).
- [8] 日本鉄鋼連盟、「高温配管用炭素鋼鋼管」、日本産業規格 JIS G3456:2019 (2019).
- [9] 日本機械学会、「弾塑性応答解析に基づく耐震 S クラス配管の耐震設計に関する代替規定」、NC-CC-008 (2019).
- [10] 日本電気協会、「原子力発電所耐震設計技術規程」、JEAC4601-2021 (2023).
- [11] 気象庁、強震波形 (平成7年(1995年)兵庫県南部地震)
https://www.data.jma.go.jp/eqev/data/kyoshin/jishin/hyogo_nanbu/index.html
(参照日：2024年3月20日) .

3.2.3 過大地震に対する破損拡大抑制技術のまとめ【R5】

過大地震時の破損拡大抑制技術に関して、冷却機能に影響の小さい変形や配管支持構造の破損を先行させることで、建屋からの振動エネルギーの伝達を抑制し、冷却機能に影響の大きい容器と配管の崩壊や破断への拡大を抑制する受動安全構造を提案した。また具体例として、高速炉容器が過大地震を受けた場合に、座屈変形により振動数比（入力振動数／固有振動数）が1を超えて上昇して建屋からのエネルギー流入が抑制され、座屈がバウンダリ破損に拡大せずに、冷却機能を維持する方法を提示した。さらに、冷却系配管が過大地震を受けた場合に、配管支持構造の破損により、配管系の振動数比（入力振動数／固有振動数）が1を超えて上昇して建屋からのエネルギー流入が抑制され、配管本体の崩壊や破断への拡大を抑制して、冷却機能を維持する方法論を提示した。上記技術の実現には、動的荷重に対して容器の座屈後に変形が破断に拡大しないことと、複数の固有振動数と支持構造を持つ配管系で、支持構造破損が配管系の崩壊や破断に拡大しないことを示す必要がある。

令和5年度は、原子炉容器の座屈後破損拡大を抑制する受動安全構造の座屈後のき裂発生と進展挙動を確認する試験を実施し、破局的破壊を起こさないことを確認し、その適用見通しを示した。さらに、配管本体と複数の支持構造物で構成された小口径配管系試験体を使用した加振試験結果から、一部の支持構造物が先行破壊することで、系の固有振動数が下がると、配管自体のひずみ応答が減少し、崩壊や破断への拡大が抑制されることを明らかにし、配管系に対する破損シークエンス抑制技術の適用方法を提示し、受動安全性の評価を含む新しい耐震性評価概念を提案した。

3.3 原子炉構造レジリエンス向上策【R2-R5】

3.3.1 リスク評価との技術統合によるレジリエンス可視化技術

(東大、再委託先：原子力機構)【R2-R5】

(1) レジリエンス性向上性能の可視化の対象拡張【R2-R5】

動的 PRA とレジリエンス指標を組み合わせることで時間裕度と安全裕度を可視化する技術を提案し、受動安全構造採用によるレジリエンス向上効果の可視化を通してその適用性を示す。

① 令和2年度～令和4年度の実施内容と成果の概要【R2-R4】

レジリエンス性向上性能の可視化では、設計想定を超える事象（過酷事故時の超高温や過大地震）によって破損が生じた場合に、その拡大を抑制する技術として本課題が開発する「受動安全構造」のリスク向上に対する効果を、レジリエンス指標を用いて可視化する手法を開発することである。レジリエンスとは、分野や文脈によってその定義や意味合いに幅を持つが、システム内外の変動に起因する擾乱に対してシステムが動的に適応し、その果たすべき機能を平常に保つ、或いは機能を喪失したとしても適切に回復できる能力を意味するが、この能力を簡易定量的に評価することを目的として日本保全学会・保全指標検討会が提案・開発したのが「レジリエンス指標」である。レジリエンス指標（図 3.1.1(1)-1）[1]は、安全機能の時間変化を各 AM 策の所要時間に基づいてシナリオ化し、時間制約と最低安全機能に対する余裕の期待値を評価する手法であり、過酷事故に対する AM 策の有効性を PRA（確率論的リスク評価）のような AM 策成功確率とは異なる「時間的・安全的裕度」として評価することができる。東京大学では、このレジリエンス向上効果の定量化手法としてレジリエンス指標を適用し、受動安全構造の社会実装を目指してきた。

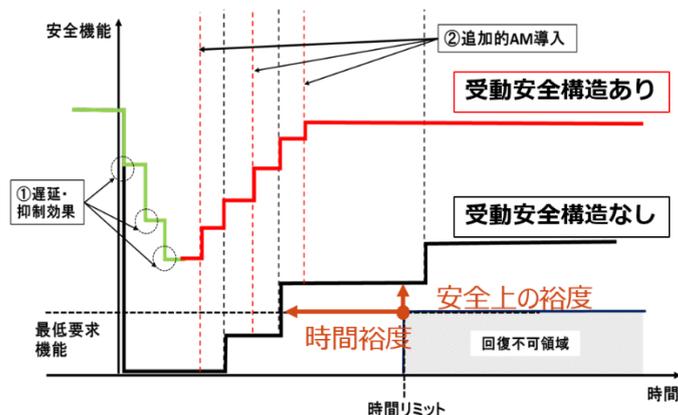


図 3.3.1(1)-1 レジリエンス指標と安全余裕、時間余裕の関係

令和2年度には、受動安全構造によるレジリエンス効果可視化への適用のための現状のレジリエンス指標の課題を抽出し、抽出した課題に対する解決策を提案した。具体的には、手法の動的特性を向上するために連続マルコフ連鎖モンテカルロ法を適用して動的化改良する手法を提案した。さらに、受動安全構造の効果により新たに実施が可能となる AM 策を同定し、シナリオに追加した。

令和3年度には、令和2年度に提案したレジリエンス指標の動的化改良を実施した。さらにこの改良後の動的レジリエンス指標を用い、LOHRS を起因事象とする原子炉容器配管ノズル部のク

リーブ破損部からの冷却材ナトリウム漏洩と高温による冷却材ナトリウムの沸騰の2つを原因とする冷却材ナトリウム液位低下事象を対象として解析を行った。その結果、受動安全構造がもたらす事象進展の遅延・抑制効果、及び受動安全構造によって時間的余裕が得られることによる追加的 AM 策の導入がレジリエンス性を向上することを示すことができた。

令和4年度は、追加的 AM 策としてラプチャーディスク破損による原子炉圧力開放に拡張し、これによるレジリエンス性向上効果の評価を行った。ラプチャーディスクは、原子炉容器内圧ラプチャーディスクに達した場合には破裂して原子炉容器内圧を大気圧まで低下させ、原子炉容器の破損を防ぐ効果が期待される。評価の結果、受動安全構造によって向上した時間的及び安全的余裕度は、ラプチャーディスクの効果によりさらに大きく向上することが明らかになった。

② 令和5年度の実施内容と成果【R5】

1) 目的

原子炉構造設計基準の課題は、2011年に発生した福島第一原子力発電所事故（以後、1F事故）をきっかけとして、壊れないための設計から破損しても構造物の安全機能が維持されかつ回復すること、すなわちレジリエンスを高めること、すなわちレジリエンスを高めることに変化した。そのための手段のひとつとして着目されているのが、受動安全構造によりレジリエンスを向上させた革新的原子炉構造である。これは安全性への影響が小さい破損を先行させることで荷重やエネルギーを提言させるとともに、安全性への影響が大きい破損を防ぐこと、さらには重要な機器構造物の機能が喪失しにくくなることで回復のための時間余裕が生まれるとともに、従来では対象外とされていた追加的 AM 策の実施が可能になる、などのレジリエンス向上効果が期待されている。

令和4年度研究では、令和3年度までに動的化改良したレジリエンス指標計算手法を用いて、受動安全構造の導入によるレジリエンス向上の試評価の対象範囲を拡張として高圧時の容器破損による Na 漏洩とラプチャーディスクによる減圧を導入し、受動安全構造がもたらす時間的余裕による追加的 AM 策によりレジリエンス性が向上もたらされることを再確認した。

令和5年度研究ではさらに、断熱材剥離(CVACSの除熱開始)の導入によるレジリエンス向上の試評価に対象範囲を再拡張した。

2) 例題としての炉型&事故事象と破損拡大制御の効果

開発したレジリエンス指標手法は、炉型によらず適用可能であるため、令和4年度につき令和5年度も「高速炉もんじゅ」を対象炉型に選択した。

個々で想定した事故事象は以下の1)~6)である。

- 1) 崩壊熱除去機能喪失(PLOHS)発生
- 2) 原子炉容器の温度、内圧上昇
- 3) 安全弁の作動成功 or 失敗
 - 3)-a 成功：圧力は一定値、Na 蒸発有
 - 3)-b 失敗：圧力は上昇し続ける、Na 蒸発無
- 4) 自重と内圧により変形発生
- 5) 自重と内圧により、原子炉容器に破損発生

6) 原子炉容器破損による Na 漏洩と Na 蒸発の 2 つの原因による液位低下
 さらに受動安全構造を利用した事故事象への対策とその効果として、令和 4 年度に考慮した

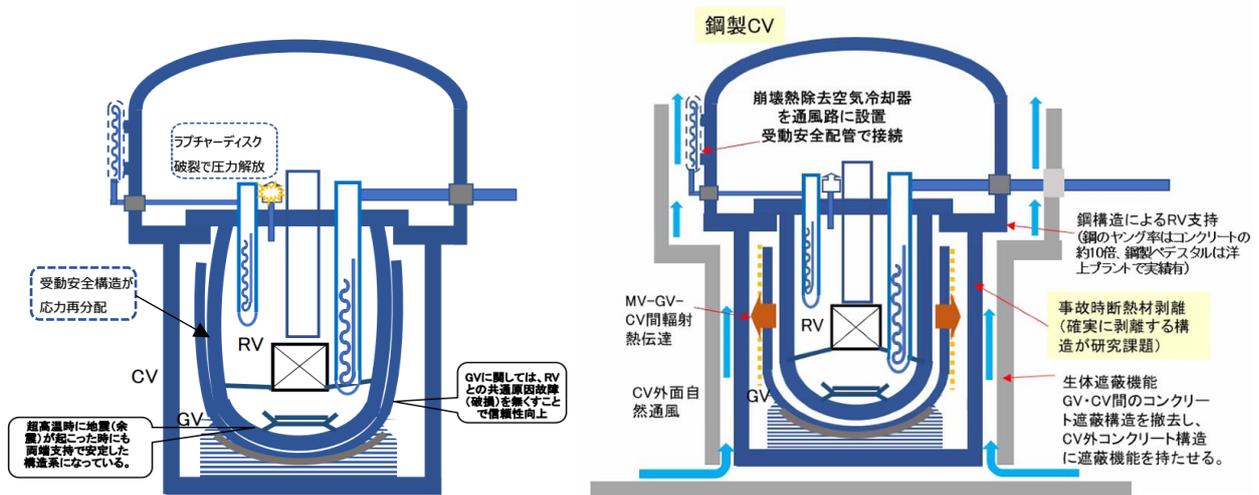
A) 破損による Na 漏洩への対策(遅延・抑制効果) (図 3.3.1(1)-2, 左)

A-1) 自重への対策: 「**受動安全構造**」→下置きガードベッセル(GV)が変形を抑制して応力の再分配

A-2) 内圧への対策: 「**ラプチャーディスク**」→内圧が一定値を超えるとラプチャーディスクが自動的に破裂し圧力解放

の他に、令和 5 年度は以下の B) を追加した。

B) 高温による Na 蒸発への対策(遅延・抑制効果): 「**CVACS**」→通常時はガードベッセルに断熱材が取り付けられているが、一定温度を超えると断熱材が自動的に剥がれ、輻射伝熱と自然通風による冷却を開始。(図 3.3.1(1)-2, 右)



受動安全構造とラプチャーディスク

CVACS によるナトリウム蒸発対策

図 3.3.1(1)-2 受動安全構造を利用した事故事象への対策

3) 受動安全構造指標計算手法

図 3.3.1(1)-3 に、令和 5 年度のレジリエンス指標計算のアルゴリズムを示す。

令和 3 年度アルゴリズムでは、プラント動特性シミュレーションにより得られる温度と応力の時刻歴から原子炉容器配管ノズル部のクリープ破損確率を算出し、この確率値に基づき破損のあり/なしを判定した。破損ありの場合には、原子炉容器内のナトリウム液位が一定速度で低下すると仮定した。また一方で、崩壊熱の時刻歴から、沸点に達したあとの冷却材ナトリウム蒸発量を求め、時々刻々の液位低下量を算出した。これを時間刻み幅 $dt = 1$ 秒で 時間 $t = 0 \sim 120$ 時間 (432,000 秒) で 100 シーケンスを計算し、全シーケンスのナトリウム液位時刻歴から安全余裕と時間余裕の期待値を求めた。

令和 4 年度の対象拡張では、令和 3 年度アルゴリズムに加えて先ず図 3.3.1(1)-3 の左側と中央のフローを追加した。すなわち、高圧が維持されることで上昇する炉容器内圧力を計算し、この圧力値によりラプチャーディスクが作動して内圧解放に成功するか否かを確率に基づいて求めた。次に、ラプチャーディスクが作動しない場合には計算された内圧値を、作動した場合には

圧力値をゼロとし、確率に基づいて炉容器の破損確率を求め、炉容器が破損した場合には炉内圧力に比例する量の冷却材ナトリウムが破損箇所から漏洩するとした。このため、ラプチャーディスクが内圧開放に成功した場合には、炉容器が破損しても漏洩する冷却材ナトリウム量は低く抑えられる。また、令和3年度研究ではクリープ破損箇所からの冷却材ナトリウム漏洩量は時間に対し一定としたが、令和4年度はこちらも炉内圧力に比例するものとした。さらに1ケースあたりのシーケンス数も1,000とした。

令和5年度はさらに右側に占めすフローを追加し、安全弁かラプチャーディスクが作動して減圧には成功したものの、崩壊熱によりナトリウム温度が高温に保たれる状態が続き、一定温度を超えると断熱材が自動的に剥がれて輻射伝熱と自然通風による冷却を開始するものとした。この追加冷却機能によりナトリウム蒸発が抑制され、ナトリウム液位の低下を遅延させせることができる。なお、単位時間あたりの除熱量 Q_{CVACS} は温度に関係すると仮定し、放射率=0.8, 0.5, 0.2の3ケースを考慮した。

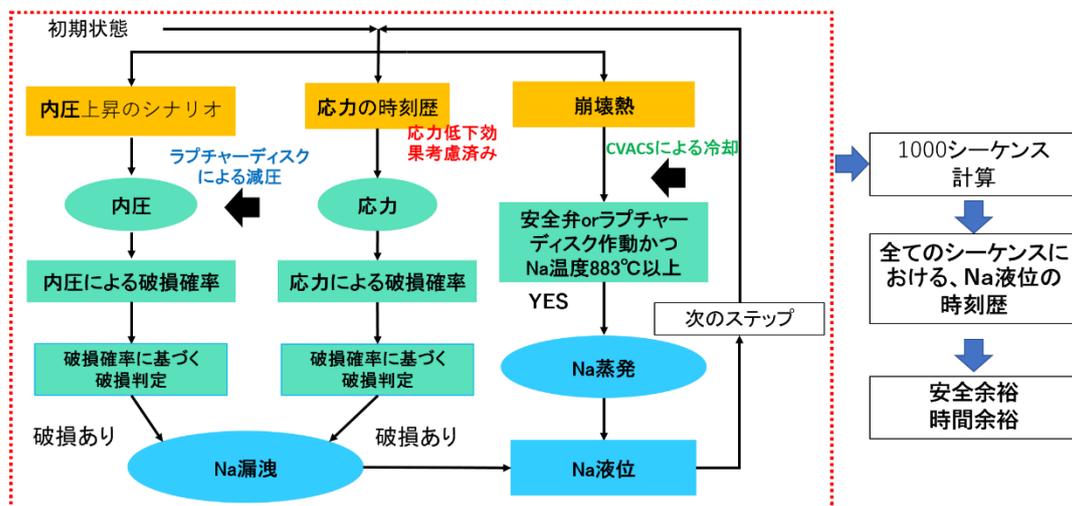


図 3. 3. 1(1)-3 例題に対する動的化されたレジリエンス指標計算アルゴリズムの全体図

a) プラント動特性解析

令和3,4年度と同様に「もんじゅ」用プラント動特性解析コード Super-COPD[2]を使用し、LOHRSを起因事象とした場合の冷却材ナトリウム温度・炉心崩壊熱エネルギーの時刻歴を120時間分計算した。図3.3.1(1)-4にSuper-COPDの計算フロー図を示す。

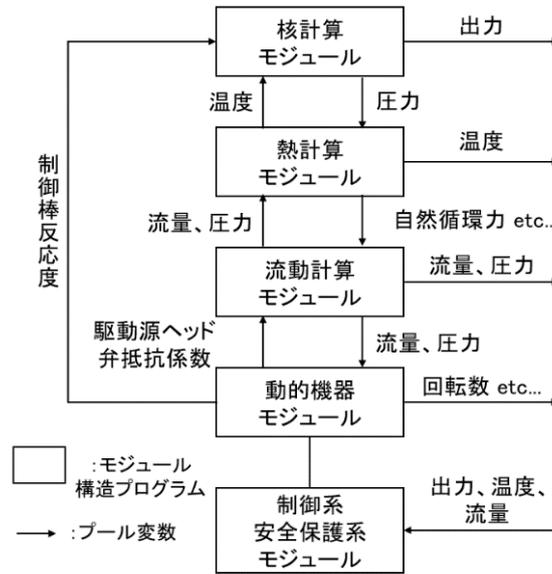


図 3. 3. 1(1)-4 Super-COPD の計算フロー図[2]

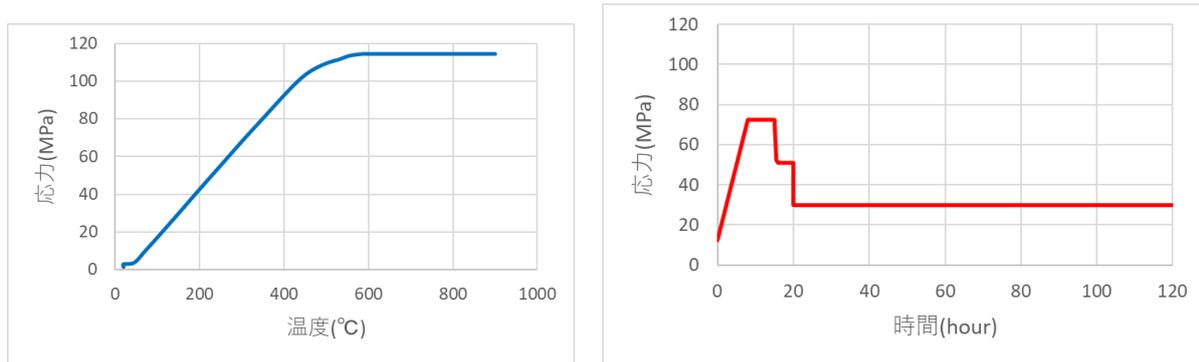
b) 自重による応力と応力による破損確率の時刻歴の計算方法

自重による応力の時刻歴の計算

受動安全構造の有無により計算方法を変え、容器の自重による応力時刻歴を計算した。

「受動安全構造=無」の場合は、日本原子力研究開発機構（以下、原子力機構と略記。）が実施した構造解析により得られた原子炉容器上部の「温度-応力」関係（図 3. 3. 1(1)-5a）を利用し、プラントシミュレータで得られる原子炉容器内ナトリウム温度の時刻歴から、各タイムステップでの応力を計算した。

「受動安全構造=有」の場合は、構造解析により得られた「受動安全構造」を考慮した時の原子炉容器上部の応力の時刻歴を直接使用した。（図 3. 3. 1(1)-5b）



(a) 「受動安全構造」無

(b) 「受動安全構造」有

図 3. 3. 1(1)-5 容器の自重による応力時刻歴の計算結果

応力による破損確率の時刻歴計算

令和 3, 4 年度と同様にクリープ破損確率時刻歴計算を計算した。クリープとは、高温下において物体に一定の荷重（応力）を加えることで時間とともに物体が変形していく現象である。一定の荷重を加えた場合、通常はそれ以上変形しないところで物体の変形が止まるが、高温下でクリ

ープが発生すると物体は時間とともにさらにじわじわと変形する。そして、時間とともにさらに変形が進み物体が破損に至ることをクリープ破損と呼ぶ。

LOHRS 発生後から続く超高温状態でクリープ破損が発生する確率を求めるため、温度(T)、応力(σ)が与えられた場合にクリープ変形が始まってから破損に至るまでの時間(クリープ破損時間： t_R)を求める関係式(式(3.3.1(1)-1))を用いた[3]。この式を形成する係数は2種類存在し、それらをまとめたものを表3.3.1(1)-1に記す。

$$\log_{10} t_R = \frac{A_0 + A_1 \log_{10} \sigma + A_2 (\log_{10} \sigma)^2}{T + 273.15} - C - ZS \quad \text{式(3.3.1(1)-1)}$$

t_R : クリープ破損時間[h]

σ : 応力[MPa]

T : 温度[°C]

Z : 標準正規分布で求まる故障確率に応じたパラメータ

Average (Failure probability = 50%): $Z = 0$

Failure probability = 5%: $Z = 1.64$

Failure probability = 1%: $Z = 2.33$

S : 対数標準偏差

$A_0 \sim A_2, C$: 定数

表 3.3.1(1)-1 クリープ破損式で用いられるパラメータ

	(1)	(2)
S	0.2432203	0.1437055
A_0	31883.53	33054.77
A_1	-5261.784	-8354.307
A_2	-425.0012	993.0764
C	17.54301	17.54301

ここで、クリープ変形が始まってからの時間を t として、その時のクリープ破損時間が常に一定の t_R である場合、 t/t_R はクリープ寿命に対する時間進展割合を表し、この数値が1に到達すれば、クリープ寿命に到達すると考える。しかしながら、時間進行とともに温度や応力が更新され、それに伴って t_R も更新される。そこで、タイムステップ i における破損時間進展割合 $\Delta t/t_R$ の累積値を Dc_i とすると、

$$Dc_i = \frac{\Delta t}{t_{R1}} + \frac{\Delta t}{t_{R2}} + \dots + \frac{\Delta t}{t_{Ri}} = 10^C * 10^{ZiS} * \left(\frac{\Delta t}{10^{F1}} + \frac{\Delta t}{10^{F2}} + \dots + \frac{\Delta t}{10^{Fi}} \right) \quad \text{式(3.3.1(1)-2)}$$

$$F_i = \frac{A_0 + A_1 \log_{10} \sigma_j + A_2 (\log_{10} \sigma_j)^2}{T_j + 273.15} \quad \text{式(3.3.1(1)-3)}$$

と表せる。

この時、 $Dc_i = 1$ とはタイムステップ*i*でクリーブ破損することを意味する。また、式(3.3.1(1)-1)における Z は、標準正規分布から求められる故障確率に応じたパラメータである。そこで、タイムステップ*i*の時に $Dc_i = 1$ と仮定すると、

$$Z_i = -\frac{1}{s} * \left\{ C + \log_{10} \left(\frac{\Delta t}{10^{F1}} + \frac{\Delta t}{10^{F2}} + \dots + \frac{\Delta t}{10^{Fi}} \right) \right\} \quad \text{式 (3.3.1(1) - 4)}$$

となる。

したがって、タイムステップ*i*におけるクリーブ破損確率 P_i は、

$$P_i = \int_{Z_i}^{\infty} \frac{1}{\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{z^2}{2}} dz = P(Z_i \leq Z \leq \infty) \quad \text{式 (3.3.1(1) - 5)}$$

のように求められる。

各タイムステップで発生させる乱数 α ($0 \leq \alpha \leq 1$) がタイムステップ*i*-1とタイムステップ*i*間におけるクリーブ破損確率よりも小さかった場合、

$$\alpha \leq (P_i - P_{i-1}) \quad \text{式 (3.3.1(1) - 6)}$$

の時に原子炉容器ノズル部がクリーブ破損したと判定した。

c) 内圧と内圧による破損確率の時刻歴の計算方法

原子炉容器内の圧力の時刻歴の計算

PLOHS を起因事象とする原子炉容器内の圧力の上昇シナリオとして 2 つのシナリオを考慮した。

- シナリオ①：一定速度で上昇し続ける (図 3.3.1(1)-6, 左)
- シナリオ②：初期は一定速度で 8atm まで上昇し、その後加速度的に上昇する (図 3.3.1(1)-6, 右)

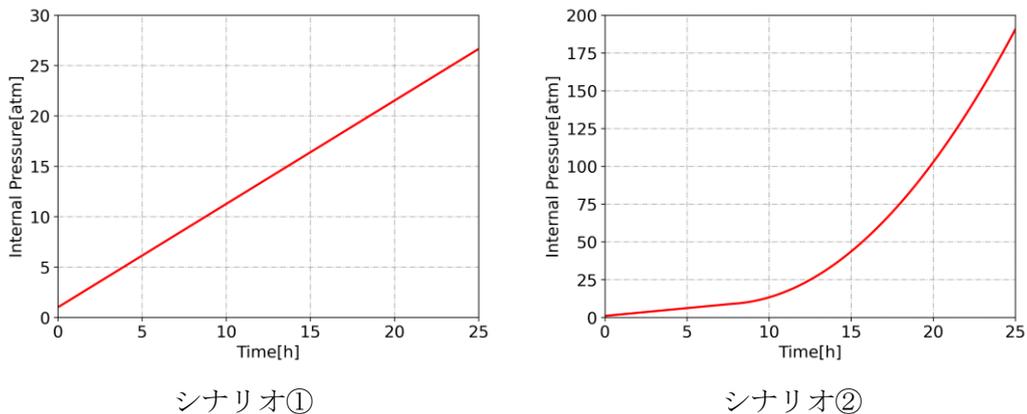


図 3.3.1(1)-6 PLOHS を起因事象とする原子炉容器内の圧力の上昇シナリオ

ラプチャーディスク破裂による圧力解放

ここでは、内圧が 16[atm]を超えると、ラプチャーディスクが破裂するものとし、ラプチャーディスクが正しく破裂すると圧力解放が自動的に発生して内圧が 1atm に急激低下するものとした。

内圧による炉容器破損確率

ここでは、内圧が $22[atm]$ を超えると炉容器の一部が膨張により破損し、内圧が $22[atm]$ 以下の時には式(3.3.1(1)-7)で求まる確率で破損すると仮定した。

$$\text{破損確率} = \begin{cases} \left(\frac{\text{内圧}(atm)}{22(atm)} \right)^\alpha & (if \text{ 内圧} < 22atm) \\ 1 & (if \text{ 内圧} \geq 22atm) \end{cases} \quad \text{式 (3.3.1(1) - 7)}$$

α は3 ケースを想定： $\alpha = 14, 15, 16$

d) ナトリウム液位の時刻歴の計算方法

応力による破損判定

各タイムステップで発生させる乱数 $\alpha(0 \leq \alpha \leq 1)$ がタイプステップ $i-1$ とタイムステップ i 間における応力による破損確率よりも小さかった場合、

$$\alpha \leq (P_i - P_{i-1}) \quad \text{式 (3.3.1(1) - 8)}$$

の時に原子炉容器が破損すると判定した。

内圧による破損判定

各タイムステップで発生させる乱数 $\beta(0 \leq \beta \leq 1)$ がタイムステップ i における内圧による破損確率よりも小さかった場合、

$$\beta < P_{\text{内圧}} \quad \text{式 (3.3.1(1) - 9)}$$

の時に原子炉容器に破損が発生したと判断した。

冷却材ナトリウム漏洩による Na 液位変化のモデル化

冷却材ナトリウム漏洩はクリープ破損または内圧による原子炉容器の破損により発生するものとし、時間ステップ j における Na 漏洩による液位の変化 $\Delta h_{Leak,j}[m]$ を

$$\Delta h_{Leak,j} = a + b \times \text{内圧} \quad \text{式 (3.3.1(1) - 10)}$$

$a[m/sec]$	0.0001, 0.00002, 0.00001
$b[m/sec/atm]$	0.00008, 0.00004, 0.00002

と求めた。

冷却材ナトリウム蒸発による液位変化のモデル化

ナトリウム温度が沸点を超え、かつラプチャーディスクもしくは安全弁が作動した場合にナトリウム蒸発によって液位が変化すると仮定し、タイムステップ j における Na 蒸発による液位

変化量 $\Delta h_{ev,j}$ [m]を

$$\Delta h_{ev,j} = \frac{m_{Na} Q_j}{H_{Na} V_{Na} S(h_j)} \quad \text{式 (3.3.1(1) - 11)}$$

Q_j : 崩壊熱[kJ], m_{Na} : Na モル質量[g/mol]

H_{Na} : Na 蒸発熱[kJ/mol], V_{Na} : Na 質量モル体積[g/m³]

$S(h_j)$: タイムステップ j における原子炉容器断面積[m²]

と求めた。

タイムステップ i におけるナトリウム液位 h_i

上記の $\Delta h_{Leak,j}$ と $\Delta h_{ev,j}$ を用い、タイムステップ i におけるナトリウム液位 h_i を

$$h_i = h_0 - \sum_{j=1}^i \Delta h_{Leak,j} + \Delta h_{ev,j} \quad \text{式 (3.3.1(1) - 12)}$$

と求めた。

e) CVACS による冷却の計算手法

CVACS の除熱量のモデル化

炉容器のナトリウム温度が一定値を超えると断熱材剥離が発生して輻射伝熱と自然通風による冷却を開始するものとし、その時の除熱量をモデル化した。ここでは単位時間あたりの除熱量 Q_{CVACS} が温度に依ると仮定し、放射率 = 0.8, 0.5, 0.2 の 3 ケースを想定して

$$\text{放射率} = 0.8: Q_{CVACS} = \left(\frac{17}{1560} T^2 - \frac{595}{78} T + \frac{29750}{13} \right) [kJ] \quad \text{式 (3.3.1(1) - 13)}$$

$$\text{放射率} = 0.5: Q_{CVACS} = \left(\frac{1}{120} T^2 - \frac{25}{6} T + 1750 \right) [kJ] \quad \text{式 (3.3.1(1) - 14)}$$

$$\text{放射率} = 0.2: Q_{CVACS} = \left(\frac{7}{1560} T^2 - \frac{245}{78} T + \frac{12250}{13} \right) [kJ] \quad \text{式 (3.3.1(1) - 15)}$$

のように求めた。なお、断熱材剥離 (CVACS の除熱開始) が作動するナトリウム温度の基準は

$$\text{ナトリウム温度} = 700, 800, 900 [^\circ\text{C}] \quad \text{式 (3.3.1(1) - 16)}$$

の 3 ケースとした。

CVACS 作動後のナトリウム液位 h_i とナトリウム温度 T_i

以上にもとづき、CVACS が作動した後のナトリウム液位 h_i を

$$h_i = h_0 - \sum_{j=1}^i \Delta h_{Leak,j} + (1 - \gamma) \Delta h_{ev,j} \quad \text{式 (3.3.1(1) - 17)}$$

$$\gamma = \frac{Q_{CVACS}}{Q_j}$$

のように、また、ナトリウム温度 T_i を

$$T_i = T_{i-1} - \frac{Q_{CVACS} - Q_j}{C_{Na}M_{Na}} \quad \text{式(3.3.1(1) - 18)}$$

C_{Na} : Na比熱[kJ/kg・°C]

M_{Na} : Na質量[kg]

のように求めた。

f) レジリエンス指標の計算

指標として時間と安全機能の2軸に対して余裕の期待値を求めた。今回も、令和3年度と同様に安全機能として原子炉容器内冷却材ナトリウム液位 h_i を用いた。このため $h_i = 0\text{ m}$ となる時を最低要求機能として考え、 $h_{limit} = 0\text{ m}$ とした。また、時間リミットは $t_{limit} = 36$ 時間とした。 $N = 1,000$ 回のシーケンスに対する安全余裕と時間余裕の期待値はそれぞれ式(3.3.1(1)-19)、式(3.3.1(1)-20)により算出した。

$$\text{安全余裕 } h_{margin} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (h_{i|t=36h} - h_{limit}) \quad \text{式(3.3.1(1) - 19)}$$

$$\text{時間余裕 } t_{margin} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (t_{i|h=0m} - t_{limit}) \quad \text{式(3.3.1(1) - 20)}$$

4) 例題に対するレジリエンス向上の試評価

a) 計算条件

今回は、ラプチャーディスクの有無、受動安全構造の有無、CVACSの有無のそれぞれの場合についてナトリウム液位の低下の時刻歴を求め、その結果から安全余裕と時間余裕の2つのレジリエンス指標を評価した。

ラプチャーディスク＝「有」の場合には、内圧が16atmを超えるとラプチャーディスクが破裂して内圧が1atmに急激に低下するものとし、さらにラプチャーディスクが正しく作動する確率は99%または99.9%とした。

受動安全構造＝「無」の場合には、構造解析により得られた原子炉容器上部の「温度-応力」関係とSuper-COPDで得られる原子炉容器内Na温度の時刻歴を利用し、受動安全構造＝「有」の場合には、構造解析により得られた「受動安全構造」を考慮した時の原子炉容器全体の応力の時刻歴を直接使用した。

CVACS＝「有」の場合には、Na温度が700°C/800°C/900°Cの時にCVACSが作動して除熱開始するものとし、単位時間あたりの除熱量はナトリウム温度に関係すると仮定して放射率＝0.8, 0.5, 0.2の3ケースを想定した。

また、PLOHSを起因事象とする原子炉容器内の圧力の上昇、図3.3.1(1)-6のように2つのシナリオを用いた。

シナリオ①：一定速度で上昇し続ける

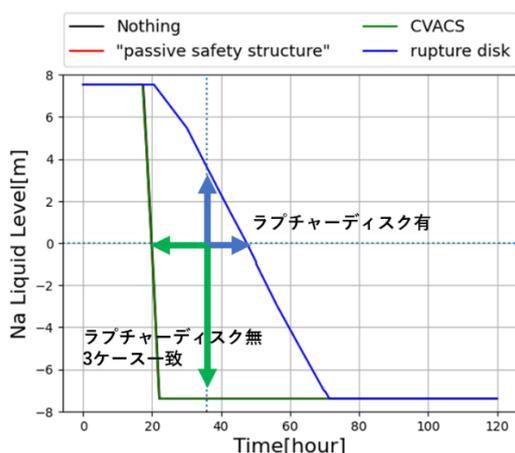
シナリオ②：はじめは一定速度で8atm上昇し、その後加速度的に上昇

b) ナトリウム液位の時刻歴

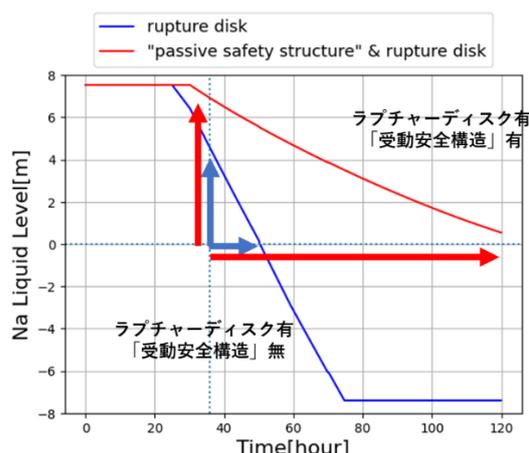
図 3.3.1(1)-7 に、シナリオ①の場合のナトリウム液位の時刻歴の計算結果を示す。図 3.3.1(1)-7 (a)では、ラプチャーディスクが有る場合にはナトリウム液位が炉心上端に達するまでに 50 時間程度を要しているが、ラプチャーディスクがない場合には 4 時間弱で炉心上端に達している。しかも、受動安全構造のみや CVACS のみがある場合でも、ナトリウム液位低下に寄与していない事が分かる。このことから、受動安全構造のみや CVACS によるレジリエンス向上効果が機能するためには、ラプチャーディスクの存在が不可欠であると言える。

図 3.3.1(1)-7(b)は、ラプチャーディスクに加え、さらに受動安全構造が有る／ない場合のナトリウム液位の時刻歴の計算結果、図 3.3.1(1)-7(c)はさらに CVACS が有る／ない場合のナトリウム液位の時刻歴の計算結果である。図 3.3.1(1)-7(a)では受動安全構造は単独ではレジリエンス向上効果を示さなかったが、ここでは受動安全構造によるナトリウム液位低下の抑制効果が大きく表れていることが分かる。CVACS を加えることでその抑制効果がさらに増大し、ナトリウム液位は 7m 程度でほぼ横ばいになっていることが、図 3.3.1(1)-7(c)より見て取れる。

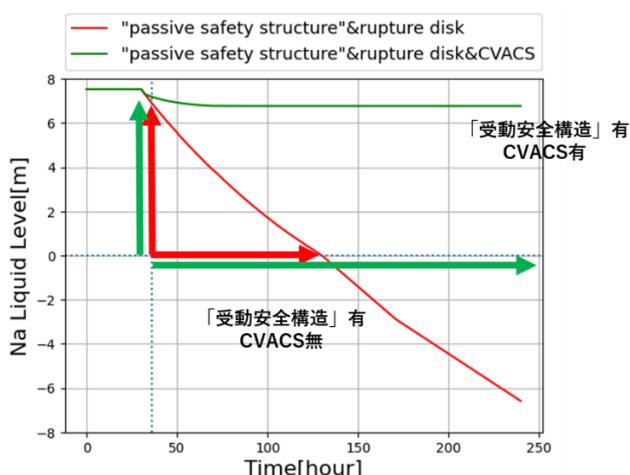
これらの効果は、シナリオ②でも同様に表れた。(図 3.3.1(1)-8)



(a)ラプチャーディスクの効果

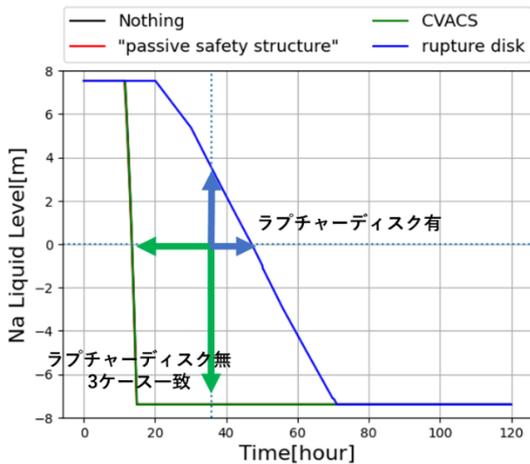


(b)+受動安全構造の効果

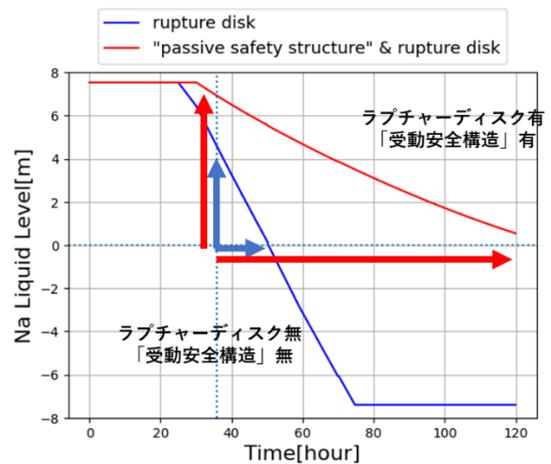


(c)+CVACS の効果

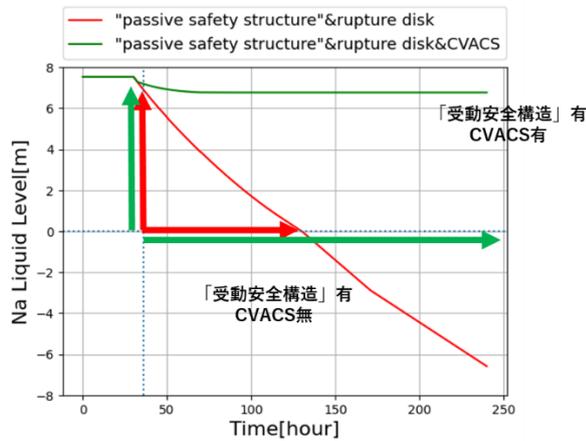
図 3.3.1(1)-7 : シナリオ①の場合のナトリウム液位の時刻歴の計算結果 (シナリオ①)



(a)ラプチャーディスクの効果



(b)+受動安全構造の効果



(c)+CVACS の効果

図 3. 3. 1(1)-8 : シナリオ②の場合のナトリウム液位の時刻歴の計算結果 (シナリオ②)

c) レジリエンス向上の可視化

図 3. 3. 1(1)-9, 10 に、シナリオ①及びシナリオ②における、ラプチャーディスク、受動安全構造、CVACS の有無による安全余裕 h_{margin} と時間余裕 t_{margin} の変化を示す。なお、 $h_{limit} = 0 [m]$ 、時間リミット $t_{limit} = 36$ 時間と設定した。ラプチャーディスク、受動安全構造、CVACS のいずれもが「有」の場合(緑点)には高い安全余裕と時間余裕が得られているが、ここから CVACS を除いた場合を除いた場合(赤点)では時間余裕が低下し、さらに受動安全構造を除いた場合には VACS を除いた場合には時間余裕も安全余裕も低下している。最後にラプチャーディスクも除くことで、時間余裕も安全余裕もマイナスにまで低下した。このように、ラプチャーディスク、受動安全構造、CVACS によるレジリエンス向上の効果は明らかである。なおこの特徴は、シナリオ①、②ともに共通である。

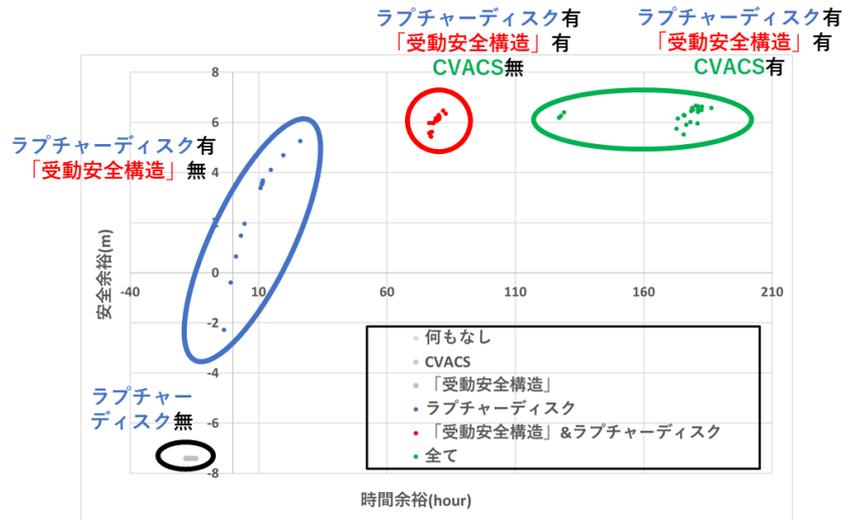


図 3.3.1(1)-9 受動安全構造、ラプチャーディスク、CVACS によるレジリエンス性の向上(シナリオ①)

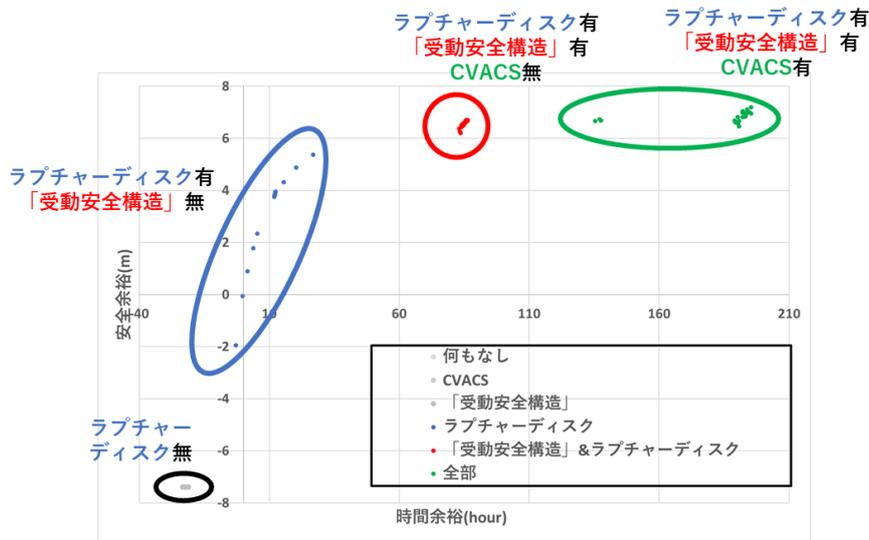


図 3.3.1(1)-10 受動安全構造、ラプチャーディスク、CVACS によるレジリエンス性の向上(シナリオ②)

5) 考察

- ・令和 3 年度までに動的化改良したレジリエンス指標計算手法を用い、令和 4 年度は高圧時の容器破損による Na 漏洩とラプチャーディスクに対象範囲を拡張してレジリエンス向上を試評価を、令和 5 年度はさらに CVACS の有無に拡張した。
- ・ラプチャーディスク、受動安全構造、CVACS のいずれもが時間余裕と安全余裕を上昇させレジリエンス向上効果を持つことが示された。
- ・とくにラプチャーディスクは重要であり、ラプチャーディスクがない場合には受動安全構造、CVACS のレジリエンス向上効果が発揮されないことが確認された。

6) 今後の課題

今後の課題として、以下の2点を挙げる。

- ・これまでは事故事象が発生した後の時間余裕及び安全余裕を評価したが、今後はさらに、事故事象が顕著に発生する以前の予兆の段階で事故事象の発生を検知し、これらの余裕評価を先取りして行うことでAM活動への取り組みを早期に開始できるようにするための評価手法を検討する。
- ・これまでは解析対象炉型を「もんじゅ」としたが、今後は次世代高速炉を対象とする必要がある。

参考文献

- [1] Kazuyuki Demachi, et al., “Development of Resilience Evaluation Method for Nuclear Power Plants”, E-Journal of Advanced Maintenance Vol.8-1 pp. 23-31(2016)
- [2] Fumiaki Yamada and Masaki Minami, “Development of the Monju core safety analysis numerical models by Super-COPD code” JAEA, (2010)
- [3] Takashi Onizawa and Takashi Wakai, “Development of extremely high temperature material property equations and physical property values on austenitic stainless steel”, Transactions, SMiRT-25, Charlotte, NC, USA, August4-9(2019), Division XI

(2) 超高温時のレジリエンス向上策の有効性評価技術（再委託先：原子力機構）【R2-R5】

超高温時のレジリエンス向上策の有効性評価技術の構築のため、令和 2 年度に超高温時のレジリエンス向上策の有効性を評価する概念を構築し、令和 3 年度に超高温時のレジリエンス向上策の有効性を評価する方法の考案し、令和 4 年度に超高温時のレジリエンス向上策の有効性の予備的評価を行った。これらを踏まえて令和 5 年度は、超高温時のレジリエンス向上策の有効性を評価することにより同評価技術を構築した。有効性評価技術構築の流れを図 3.3.1(2)-1 に示す。

① 超高温時のレジリエンス向上策の有効性を評価する概念の構築【R2】

もんじゅや次世代原子炉 JSFR（ループ型炉）のレベル 2PRA に関連する既往研究[1~5]を調査し、超高温時の原子炉構造に注目してプラントの特徴を把握した。これに基づき、格納機能への影響を与える重要な事故シーケンスを同定した。ここでは破損拡大抑制技術により炉心損傷を回避することが可能と見込まれる PLOHS 及び LORL の事故シーケンスを重要な事故シーケンスとして同定した。これに関連して PLOHS または LORL によって炉心が損傷する事故進展過程で原子炉容器（RV）が高温化するかについて、もんじゅのレベル 2PRA イベントツリー及び次世代原子炉 JSFR のレベル 2PRA のイベントツリーを基に考察し、当該事故進展の過程で RV が高温化することを確認した。

もんじゅを例題として選び、既往研究を基に外部電源喪失を起因とするイベントツリーを構築し、レジリエンス向上策を検討した。ここでのレジリエンス向上策は、冷却材の高温化によって RV が自重により鉛直下向きに延伸し下部構造に接触したとしても開口破損を抑制し 1 次冷却材を保持する対策（対策 A）と、これに加えて炉心損傷を防止するために必要となる次の 2 つの対策（対策 B）との組み合わせである。対策 A は、3.3.2(1)の構造解析から得られる知見を踏まえて検討する。対策 B は、超高温条件下で使用可能な熱輸送系の追設、及び 1 次系の減圧及びナトリウム蒸気の捕集である。

超高温時における原子炉構造に注目して、同定したレジリエンス向上策をイベントツリーに導入し、破損拡大抑制技術によるレジリエンス向上策の有効性を評価する概念を構築した。

② 超高温時のレジリエンス向上策の有効性を評価する方法の考案【R3】

令和 2 年度に構築した概念を超高温時における原子炉構造に注目して具体化することにより、破損拡大抑制技術によるレジリエンス向上策の有効性を評価する方法を考案した。すなわち、既往の内的事象を起因とするレベル 1PRA における事故シーケンスの中から超高温に至る前に冷却材漏洩による原子炉液位低下によって炉心露出に至る恐れがある事故シーケンスを同定し、これ以外の除熱機能喪失に至る事故シーケンスを対象に超高温時のレジリエンス向上策の有効性を評価するという方法である。この方法を用いて次世代原子炉 JSFR の内的事象を起因（表 3.3.1(2)-1）として除熱機能喪失に至るイベントツリー構築するとともに、除熱機能喪失による炉心損傷頻度を定量化する。令和 3 年度は分岐確率を仮定し、レジリエンス向上策の導入前後の頻度低減を評価することで、考案した方法の適用性を確認した。

③ 超高温時のレジリエンス向上策の有効性の予備的評価【R4】

令和 3 年度に考案した有効性評価方法を用いて、次世代原子炉 JSFR を対象として、超高温時

の事故シーケンスにおけるレジリエンス向上策の有効性を予備的に評価した。

具体的には先ず、超高温時のレジリエンスを向上させる対策として、超高温条件下で使用可能な熱輸送系を迫設することを想定し、その成功確率を冷却性評価で求める。ここでは、RV 放熱促進に焦点を当てて放熱パスの形成等を検討して通常温度から超高温までの温度域における冷却性を暫定することとした。その冷却性を評価するため、RV からの放射熱伝達、CV 内ガスの自然対流、及び CV 外面の自然対流熱伝達を計算するモデルを構築し、CV 外の外気温度、RV-CV の放射率、RV 温度をパラメータとした除熱量の予備解析を行った。

令和 3 年度に考案した有効性評価方法を用いるため、令和 3 年度において展開したイベントツリーにおけるレジリエンス向上策の成否に関する分岐確率を評価するための分解イベントツリーを構築した。分解イベントツリーでは運転員による減圧操作等のアクシデントマネジメントに関する操作、構造解析の結果の反映、冷却性評価の結果の反映を考慮する必要があるが、令和 4 年度は暫定値に基づいて、レジリエンス向上策の成功確率を予備的に評価した。

④ 超高温時のレジリエンス向上策の有効性評価技術【R5】

受動安全構造採用による超高温時のレジリエンス向上効果を定量的に評価した。ここでの受動安全構造とは、原子炉容器室床の形状を球面状とする工夫を行うことにより、超高温時の熱膨張によって RV が鉛直下方向に延伸して原子炉容器室床に接触する場合でも、RV 底部の開口破損を防止する構造に加えて、CV 外面を冷却できる構造を意図する。このような構造を採用した場合の、超高温時のレジリエンス向上策の成功/失敗の分岐確率を定量化するために令和 4 年度に構築した分解イベントツリーの各ヘディングの分岐確率を根拠に基づいて設定し、同向上策の有効性を定量的に評価した。

1) レジリエンス向上策の有効性評価の評価ケース

レジリエンス向上策の有効性に対する不確かさの影響を把握し、適切なレジリエンス向上策を構築することを目的として、表 3.3.1(2)-2 に示す評価ケースを設定し、レジリエンス向上策の有効性を評価する。

図 3.3.1(2)-2 に超高温状態に至った際に効果的に炉心を冷却する方策として考案した CVACS (Containment Vessel Auxiliary Cooling System) の概念を示す。ケース 1 から 3 の CVACS の概念は、図 3.3.1(2)-2(a) に示すように、炉心で発生する崩壊熱を、放射熱伝達により RV から格納容器に伝達し、格納容器の外側を外気の自然対流により除熱することで、炉心で発生する崩壊熱を除去する方策を用いた概念である。GV の外表面に断熱材を設置し、事故の進展に応じて断熱材を除去する。

ケース 4 の CVACS の概念は、図 3.3.1(2)-2(b) に示すように、従来、RV 外側の GV 外表面に設置される断熱材を削除し、CV 外面の冷却流路の外側に設置し、CV 外側の伝熱部の上端部にダンパを設置し、通常運転時は閉とし、かつ事故の開始後、ダンパを開くことにより自然対流熱伝達を促進させて炉心を冷却する概念である。

2) CVACS 冷却性の評価方法

定常の熱輸送方程式を用い、煙突効果を考慮して CVACS の冷却性を評価する (図 3.3.1(2)-3

参照)。煙突効果を考慮する場合、外気速度（とこれに依存する熱伝達係数）が CV 上端部の温度（煙突出口温度）の関数となるため、CV 上端部の温度をパラメータとする収束計算を実施することにより解を得る。煙突効果とは、煙突の中に外気より高温の空気がある時に、高温の空気は低温の空気より密度が低いため煙突内の空気に浮力が生じる結果、煙突下部の空気取り入れ口から外部の冷たい空気を煙突に引き入れながら暖かい空気が上昇する現象である。

評価の手順は図 3.3.1(2)-4 に示すとおりである。まず CV 温度をパラメータとして、GV から CV への伝熱（輻射+CV 内自然対流）を計算する相関を得る。次いで CV 温度をパラメータとして、CV から空気への伝熱（煙突効果を考慮）を計算する相関を得る。上記 2 つの相関から図 3.3.1(2)-4 の 3) の式を用いて、境界条件となる CV 温度が一致する点を数値的に求める。図 3.3.1(2)-5 に、GV 温度 900℃、輻射率 0.9、断熱材除去高さ 10m の場合に、前ページの判定式（3 の式）を用いて境界条件となる CV 温度が一致する点を求めた例を示す。この場合の解は CV 温度 648(℃)、伝熱量 2.24E+7(W) である。

3) CVACS 冷却性の評価結果

2) で述べた手法を用いて、以下の全 216 とおりの条件で CVACS の冷却性を評価した。

- 作動温度：700、800、900℃を代表温度として 3 水準
- 輻射率：0.1 毎に 9 水準（0.1～0.9）
- 断熱材除去高さ：1、2、3、5、7、10、15、20m の 8 水準
- 入口空気温度：20℃

評価の結果を図 3.3.1(2)-6 に示す。輻射率が大きく、断熱材除去高さが高いほど除熱量は大きくなる。この結果を用いて、ケース 1～4 の条件における CVACS 冷却性を評価する。

ケース 1 の冷却性の成否を評価した結果を図 3.3.1(2)-7 に示す。図 3.3.1(2)-7 の青塗りの部分が冷却に成功する領域である。冷却成功の要件は、当該 GV 温度に至る時刻における除熱量がそのときの崩壊熱を上回ることである。全ての水準の確率を一様分布と仮定すると、冷却成功の条件付き確率は 0.236 である。

次にケース 1 に対して輻射率の確率分布を変更し、平均値 0.7、標準偏差 0.07 の正規分布を幅 0.1 で離散化し、上下端部をカットオフした分布（図 3.3.1(2)-8 参照）を適用した場合（ケース 2）の評価の結果を図 3.3.1(2)-9 に示す。ケース 2 では輻射率が 0.7 程度と評価された文献記述に基づき、輻射率 0.7 が平均値となるような分布を仮定した。この場合、CVACS の作動温度の確率分布は一様であるが、冷却成功の条件付き確率は 0.375 と、ケース 1 の 0.236 に対して増大する。

次にケース 2 に対して CVACS の断熱材の除去高さの確率分布を変更し、断熱材除去高さの高いものが高頻度となる不確かさ分布（図 3.3.1(2)-10 参照）を設定した場合（ケース 3）の評価の結果を図 3.3.1(2)-11 に示す。この場合、CVACS の作動温度の確率分布は一様であるが、冷却成功の条件付き確率は 0.593 と、ケース 2 の 0.375 に対して増大する。

断熱材除去の操作失敗確率を下げることは難しいと考えられるため、断熱材を CV 外側に設置して冷却流路出口にダンパを設置した場合（ケース 4）の評価の結果を図 3.3.1(2)-12 及び図 3.3.1(2)-13 に示す。図 3.3.1(2)-12 はケース 4 の場合の除熱量である。ケース 4 では、事故の

初期より断熱材が CV 外側に設置されているため、除熱量は断熱材除去高さ 20m の場合に相当する。輻射率が大きく、冷却材温度が高いほど除熱量は大きくなる。ケース 4 の冷却性の成否を評価した結果が図 3.3.1(2)-13 である。CVACS が作動する時刻における除熱量が発熱量（崩壊熱）を上回ることを、CVACS による冷却性成功の判断基準とし、作動温度及び輻射率の確率分布を一樣と仮定すると、冷却成功の条件付き確率は 0.667 となる。しかしながら、仮に 700℃、800℃ で冷却に失敗（除熱量<崩壊熱）したとしても、過渡の時間経過によって GV 温度はいずれ 900℃に至り、かつ崩壊熱は減衰する。冷却性の判断について、これを考慮すると、冷却性の成功確率は 900℃におけるそれと等しくなり、0.889 となる。さらに、上記に加えて、ケース 2 と同じ輻射率の不確かさを適用すると、冷却成功の条件付き確率は 1.0（必ず冷却に成功する）となる。

以上に評価した各ケース各温度における CVACS による冷却に成功する確率を表 3.3.1(2)-3 に示す。

4) 構造解析の結果とそれにより得られた知見

超高温時のレジリエンス向上策の有効性評価の観点から、超高温時の構造解析（3.3.2(1)参照）の結果、得られた知見は以下のとおりである。ここで得られた知見を超高温時のレジリエンス向上策の有効性評価に反映する。

- 超高温状態に至ったとしても、RV 及び GV を支持する構造に留意するとともに、ナトリウム温度が 900℃に到達する以前に RV 内の減圧に成功する、或いはラプチャディスクの破損により減圧に成功すれば、冷却に必要となる一次系バウンダリ機能は維持される。
- 運転員による減圧操作には失敗するが安全弁による減圧に成功し（0.8MPa が維持される）、かつ事象発生後ナトリウム温度が 900℃に到達する以前に減圧できない場合、事象発生から約 20 時間で冷却に必要となる一次系バウンダリ機能を喪失する。
- 運転員による減圧操作及び安全弁による減圧に失敗し、かつラプチャディスクが破損しない場合、事象発生から約 12 時間で冷却に必要となる一次系バウンダリ機能を喪失する。

5) 分解イベントツリーの定量化

CVACS による冷却性の評価結果及び構造解析により得られた知見を反映して、分解イベントツリーを再構築した。ケース 1 に対して構築した分解イベントツリーを図 3.3.1(2)-14 に示す。A～G の各ヘディングの定義と設定した分岐確率を表 3.3.1(2)-4 に示す。この分解イベントツリーには運転員の認知及び操作の成否を表すヘディングが 4 つある。これらヘディングの成功確率は 6 人の運転員チーム 3 班からなる当直勤務を想定し、人間信頼性評価手法の一つである THERP 手法（人的エラー率予測手法）により評価した。機器が期待どおりに作動しない確率は一律に 1E-3 を設定した。CVACS 作動時刻（作動温度）の不確かさは、期待どおりに作動しない確率として 1E-3 を設定し、期待どおりに作動する場合は時間区分数（温度の区分数）で均等に分割した。CVACS による冷却に成功する確率は表 3.3.1(2)-3 に示した、各ケース各温度における CVACS による冷却に成功する確率を用いた。図 3.3.1(2)-14 の分解イベントツリーを定量化した結果、ケース 1 の場合に冷却に成功する確率は 0.236 と評価された。

同様にケース 2～4 の分解イベントツリーを図 3.3.1(2)-15～17 に示す。運転員の認知及び操

作の成否、機器が期待どおりに作動しない確率はケース 1 と同様に設定している。ケース 2 及び 3 では、CVACS 冷却性の分岐確率のみがケース 1 と異なる。ケース 4 では、時間によらず CVACS による冷却に必ず成功するため、CVACS 冷却性の分岐がその他のケースと異なる。ケース 1~4 の分解イベントツリーを定量化した結果を表 3.3.1(2)-5 に示す。

6) 炉心損傷頻度の評価

前章で評価した、分解イベントツリーの定量化によって得られた、レジリエンス向上策の成功確率を簡略化したイベントツリーに適用し、次世代原子炉 JSFR の内的事象を起因として LOHRS に至る全ての事故シーケンスについて炉心損傷頻度を定量化した。簡略化したイベントツリーにケース 4 のレジリエンス向上策の成功確率を適用した場合の結果を図 3.3.1(2)-18 に示す。また、既存の対策による炉心損傷頻度の低減効果を図 3.3.1(2)-19 に、レジリエンス向上策による炉心損傷頻度の低減効果（ケース 1~4）を図 3.3.1(2)-20~23 に、レジリエンス向上策のない場合を含めて各ケースの炉心損傷頻度を評価した結果を図 3.3.1(2)-24 にそれぞれ示す。図 3.3.1(2)-19~23 の起因事象グループは、表 3.3.1(2)-1 に示した起因事象グループに対応している。レジリエンス向上策のない場合に比べて、ケース 1~4 の順に炉心損傷頻度が低減することが図 3.3.1(2)-24 から見て取れる。既存の対策に加えてレジリエンス向上策を講じることにより、炉心損傷頻度は 3.9×10^{-8} (1/炉年、レジリエンス向上策のない場合) から 2.7×10^{-10} (1/炉年、ケース 4) まで低減された。

⑤ まとめ

受動安全構造採用によるレジリエンス向上効果を定量的に評価することを目的として、次世代原子炉 JSFR において超高温に至る事故シーケンスを対象に、レジリエンス向上策の有効性を評価した。まず、もんじゅや次世代原子炉 JSFR のレベル 2PRA に関連する既往研究を調査し、超高温時の原子炉構造に影響を与える重要な事故シーケンスを同定するとともに、当該事故シーケンスに対して有効となる炉心損傷防止対策、すなわちレジリエンス向上策を同定した。同定したレジリエンス向上策をイベントツリーに導入し、レジリエンス向上策の有効性を評価する概念を構築した。次いで、次世代原子炉 JSFR の超高温時における原子炉構造に注目して、内的事象を起因として除熱機能喪失に至るイベントツリーを定量化するとともに、レジリエンス向上策の導入前後の頻度低減を評価することで、レジリエンス向上策の有効性を評価する方法を考案した。その後、超高温時のレジリエンスを向上させる対策として、RV 放熱促進に焦点を当てて放熱パスの形成等を検討して通常温度から超高温までの温度域における冷却性を算定するとともに、事故進展の不確かさとそれに対応するレジリエンス向上策の成否について検討し、イベントツリーにおける分岐確率を予備的に評価して、超高温時のレジリエンス向上策の有効性評価の見通しを得た。以上の検討を踏まえ、CVCAS として、CV 外面冷却による炉心冷却方策を構築し、それによる炉心の冷却性を評価するとともに、構造解析及び人間信頼性評価の結果を反映して炉心冷却の成功確率を評価し、超高温に対するレジリエンス向上策の有効性を定量的に評価した。

参考文献

[1] 日本原子力研究開発機構、「高速増殖原型炉もんじゅの安全確保の考え方」、JAEA-

Evaluation 2014-005、2014年11月.

- [2] 文部科学省 国家基幹研究開発推進事業 原子力システム研究開発事業「ナトリウム冷却型高速増殖炉の確率論的安全評価手法（レベル1PSA）の開発 平成23年度成果報告書」（2012年3月）
- [3] 松尾ら、「JSFRのPLOHS時の事象推移の検討(1)PLOHS時におけるプラント応答過程の解析」日本原子力学会2012年秋の大会、東広島、2012年9月19日～21日、M05.
- [4] 久保田ら、「JSFRのPLOHS時の事象推移の検討(2)PLOHS時の炉心崩壊過程の解析」日本原子力学会2012年秋の大会、東広島、2012年9月19日～21日、M06.
- [5] R. Kubota, et al., “Numerical Simulation of Melt-Down Behavior in SFR Severe Accidents by the MUTRAN Code,” Proceedings of NTHAS8: The Eighth Japan-Korea Symposium on Nuclear Thermal Hydraulics and Safety, Beppu, Japan, December 9-12, 2012, N8P1013.

表 3.3.1(2)-1 起因事象グループの記号とその意味（次世代原子炉 JSFR）

記号	起因事象グループの意味
IG01	制御棒誤引き抜き（1バンク通常速度）
IG02	正の反応度挿入
IG03	原子炉容器漏洩
IG04	1次主冷却系漏洩
IG05	1次主冷却系循環ポンプトリップ
IG06	1次主冷却系循環ポンプ（1台）軸固着
IG07	1次主冷却系流量減少
IG08	蒸気発生器伝熱管大漏洩
IG09	2次主冷却系漏洩
IG10	2次主冷却系循環ポンプトリップ
IG11	2次主冷却系流量減少
IG12	給水流量喪失
IG13	タービントリップ
IG14	外部電源喪失
IG15	その他の過渡事象
IG16	その他の過渡事象（蒸気発生器伝熱管小漏洩）
IG17	その他の過渡事象（DRACS ^{*1} 機能喪失）
IG18	その他の過渡事象（PRACS ^{*2} 1系統機能喪失）

*1：Direct Reactor Auxiliary Cooling System（直接炉心冷却系）

*2：Intermediate Reactor Auxiliary Cooling System（2次系共用型炉心冷却系）

表 3.3.1(2)-2 レジリエンス向上策の有効性評価の評価ケース

ケース名	内容
ケース 1	<ul style="list-style-type: none"> GV の外表面に断熱材を設置し、事故の進展に応じて断熱材を除去する CVACS を想定。 CVACS の作動時刻、断熱材の除去高さ、及び輻射率に不確かさがあるとして、それぞれの不確かさの分布を一様と仮定。
ケース 2	<ul style="list-style-type: none"> ケース 1 に対して、輻射率 0.7 が高頻度となる不確かさ分布を仮定。
ケース 3	<ul style="list-style-type: none"> ケース 2 に対して、断熱材除去高さの高いものが高頻度となる不確かさ分布を仮定。
ケース 4	<ul style="list-style-type: none"> GV の外表面に断熱材を設置するのではなく、CV 外の冷却流路の外側に断熱材を設置し、冷却流路のダンパ開操作により起動する CVACS を想定。 輻射率 0.7 が高頻度となる不確かさ分布を仮定。

表 3.3.1(2)-3 各ケース各温度における CVACS による冷却に成功する確率

	700℃	800℃	900℃
ケース 1	0.083	0.222	0.403
ケース 2	0.151	0.375	0.598
ケース 3	0.302	0.650	0.829
ケース 4	1.0	1.0	1.0

表 3.3.1(2)-4 A~G の各ヘディングの定義と設定した分岐確率

ヘディング	定義	設定した分岐確率
A. 運転員による認知	運転員が異常の発生を認知するか否かを弁別	認知失敗確率：5.0E-5
B. 事象発生後直ちに圧力低減 AM	事象発生後の運転員による圧力低減 AM 策の成否を弁別	操作失敗確率：5.0E-3
C. 安全弁による圧力 0.8MPa 維持	安全弁によって期待どおりの圧力が維持されるか否かを弁別	期待どおり作動しない確率：1E-3
D. 事象発生後 900℃到達前に圧力低減 AM	事象発生後、1 次冷却材温度が 900℃に到達する以前の運転員による圧力低減 AM 策の成否を弁別	操作失敗確率：5.0E-3
E. ラプチャディスク破裂による減圧	ラプチャディスクの破裂による減圧の成否を弁別	期待どおり破裂しない確率：1E-3
F. CVACS 作動時刻(温度)(ケース 1~3)	CVACS が期待どおりに作動する/しないを弁別	期待どおり作動しない確率：1E-3 期待どおりに作動する場合は時間区分数(温度の区分数)で均等に分割
F' 運転員によるダンパ開操作(ケース 4)	運転員によるダンパ開操作の成否を弁別	操作失敗確率：5.0E-3
G. CVACS 冷却性	CVACS による冷却の成否を弁別	ケース毎に異なる

表 3.3.1(2)-5 ケース 1~4 の分解イベントツリーを定量化した結果(冷却に成功/失敗する確率)

	ケース 1	ケース 2	ケース 3	ケース 4
冷却成功	0.236	0.375	0.594	0.995
炉心損傷	0.764	0.625	0.406	0.005

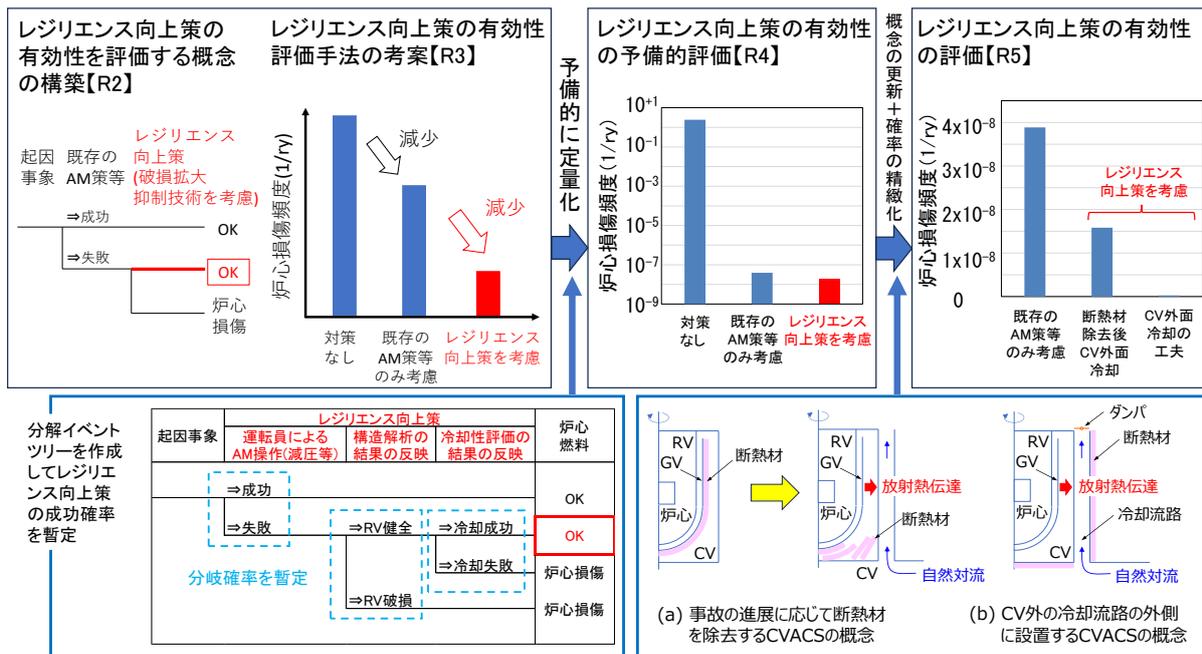
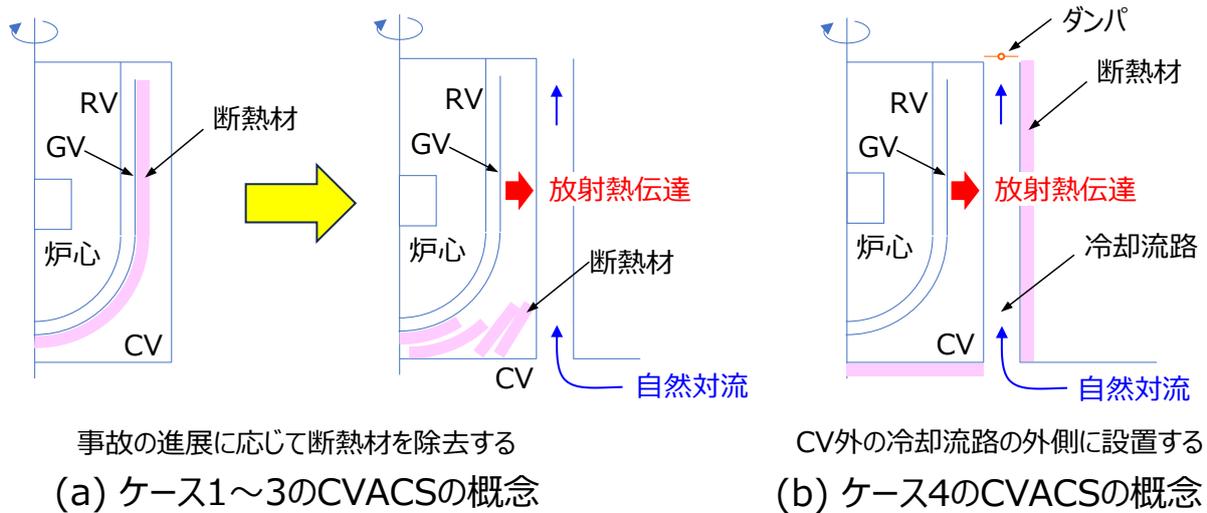


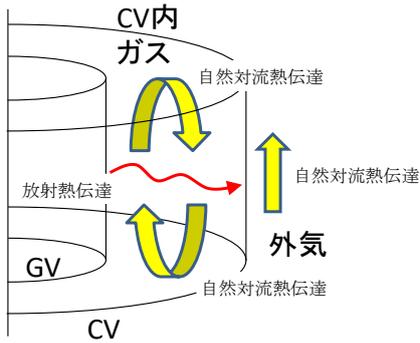
図 3.3.1(2)-1 超高温時のレジリエンス向上策の有効性評価技術の構築の流れ



事故の進展に応じて断熱材を除去する
(a) ケース1～3のCVACSの概念

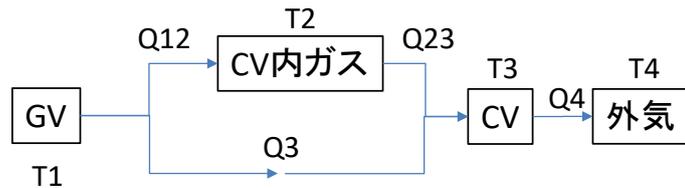
CV外の冷却流路の外側に設置する
(b) ケース4のCVACSの概念

図 3.3.1(2)-2 CVACS による CV 外面冷却の概念



GV半径：6m、CV半径：20m、GV及びCV高さ：20m

(a) RVからの放射熱伝達及び自然対流熱伝達を計算するモデルの概要



T1 : GV温度
 T2 : CV内ガスの温度
 T3 : CV温度
 T4 : 外気温度
 Q12 : GV→CV内ガスへの自然対流伝熱量
 Q23 : CV内ガス→CVへの自然対流伝熱量
 Q3 : GV→CVへの放射伝熱量
 Q4 : CV→外気への自然対流伝熱量

(b) 熱伝達の経路

図 3. 3. 1 (2)-3 CVACS 冷却性の評価方法の概念図

■ 評価の手順

1) CV温度をパラメータとして、GVからCVへの伝熱（輻射+CV内自然対流）を計算する相関を得る。

$$Q_{12} = A_{GV} h_{12,f,av} \Delta T_{12} \quad : \text{GV} \rightarrow \text{CV内ガスへの伝熱 (CV内自然対流)}$$

$$Q_{23} = A_{CV} h_{23,f,av} \Delta T_{23} \quad : \text{CV内ガス} \rightarrow \text{CVへの伝熱 (CV内自然対流)}$$

$$Q_3 = A_1 F_{13} \sigma (T_1^4 - T_3^4) \quad : \text{GV} \rightarrow \text{CVへの伝熱 (輻射熱伝達)}$$

$$\frac{1}{F_{13}} = \frac{1}{e_1} + \frac{A_1}{A_3} \left(\frac{1}{e_3} - 1 \right) \quad \cdot Q_{12}=Q_{23} \text{となる} T_2 \text{を求めると} Q_{12} \text{が確定する。}$$

2) CV温度をパラメータとして、CVから空気への伝熱（煙突効果を考慮）を計算する相関を得る。

$$Q_4 = A_{CV} h_{CV,f,av} \Delta T \quad : \text{CV} \rightarrow \text{外気への伝熱 (CV外自然対流)}$$

$$u = C \cdot \sqrt{2gh \frac{T_{out} - T_{in}}{T_{out}}} \quad T_{out} = \frac{Q_4}{\rho_{air} A_z u C p_{air}} + T_{in}$$

・出口温度が熱流量と流速の関数となるため収束計算が必要。

3) 上記1) および2) の相関から、以下の式を用いて、境界条件となるCV温度が一致する点を数値的に求める。

$$Q_{12} + Q_3 = Q_4$$

図 3. 3. 1 (2)-4 CVACS 冷却性の評価方法

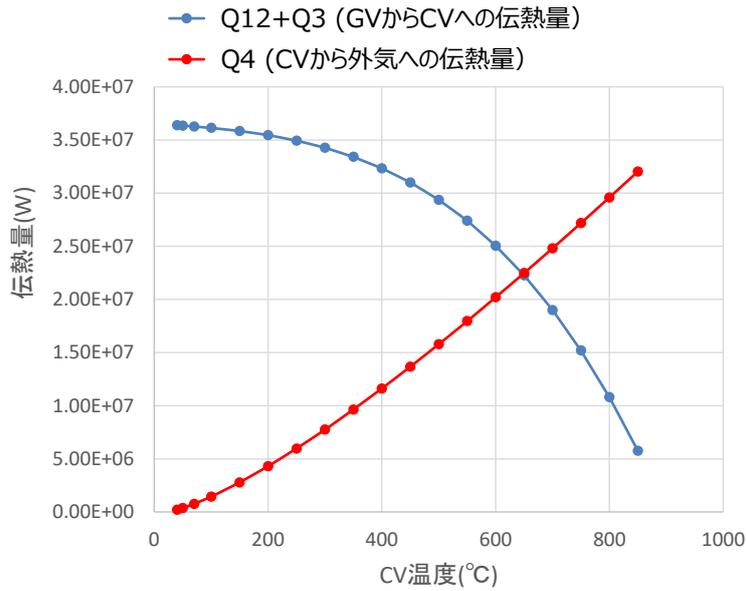


図 3. 3. 1(2)-5 判定式 (3 の式) を用いて境界条件となる CV 温度が一致する点を求めた例

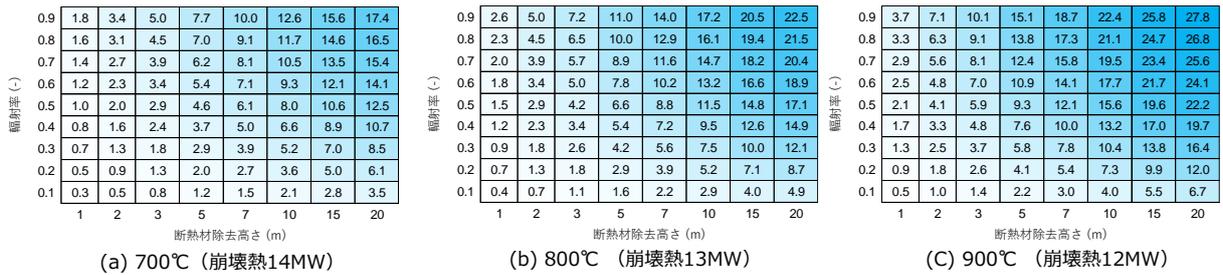


図 3. 3. 1(2)-6 各 GV 温度における除熱量(MW)の評価結果

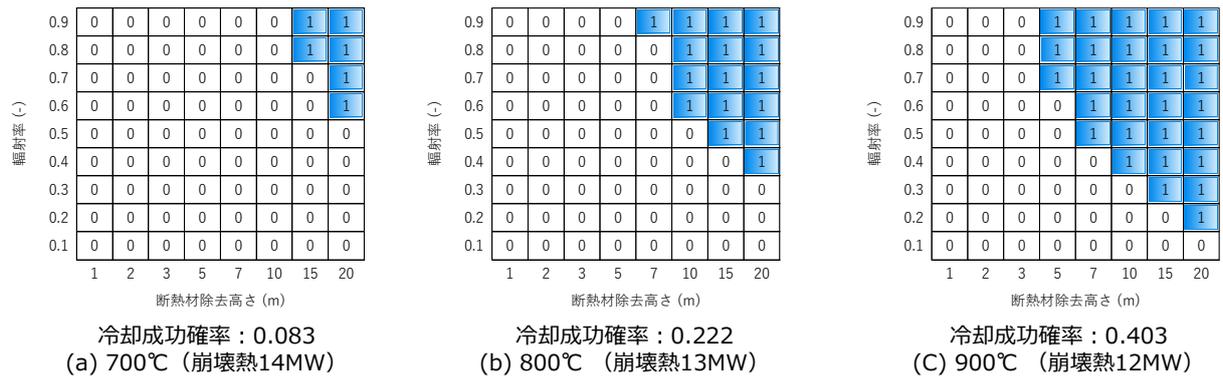


図 3. 3. 1(2)-7 ケース 1 の冷却性の成否を評価した結果

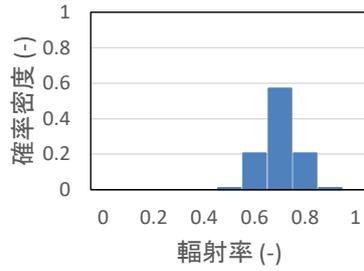


図 3.3.1(2)-8 平均値 0.7、標準偏差 0.07 の正規分布を離散化した輻射率の確率分布 (ケース 2)

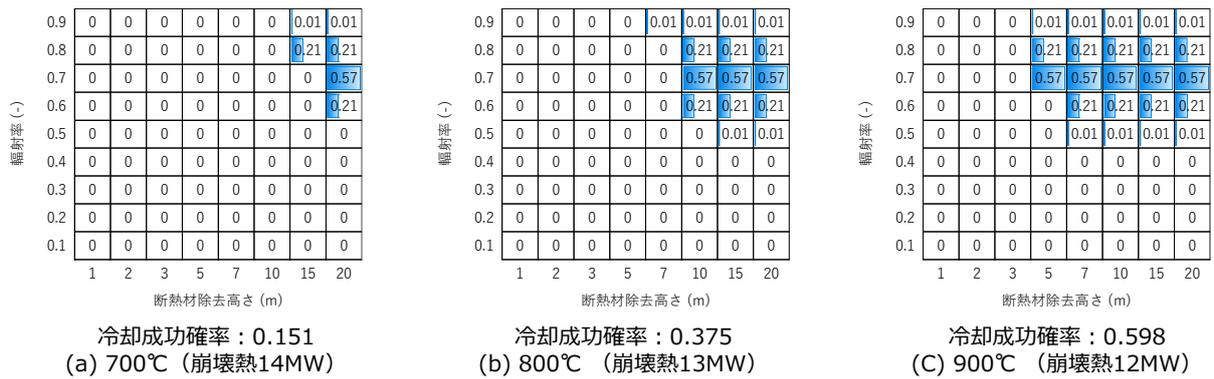


図 3.3.1(2)-9 ケース 2 の冷却性の成否を評価した結果

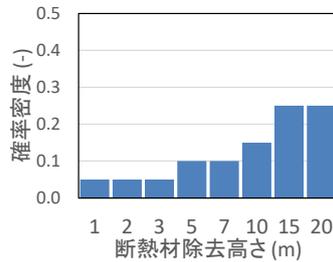


図 3.3.1(2)-10 断熱材除去高さの高いものが高頻度となる確率分布 (ケース 3)

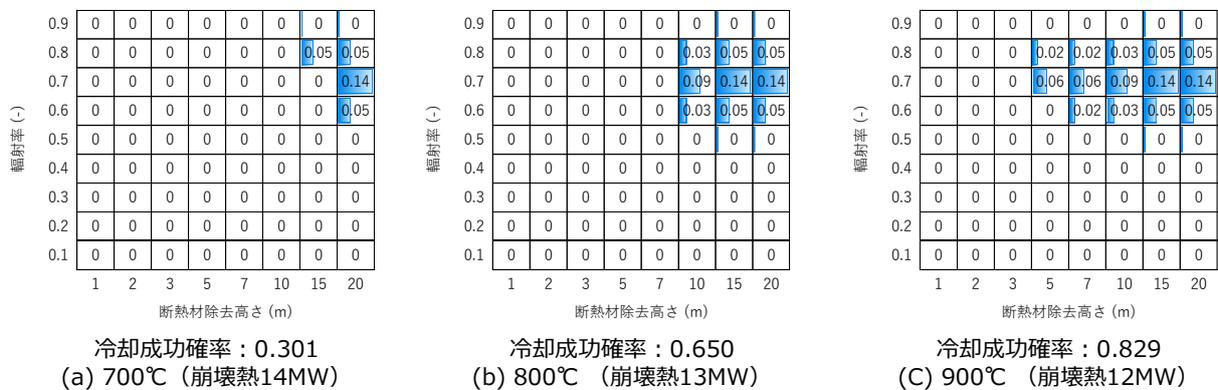


図 3.3.1(2)-11 ケース 3 の冷却性の成否を評価した結果

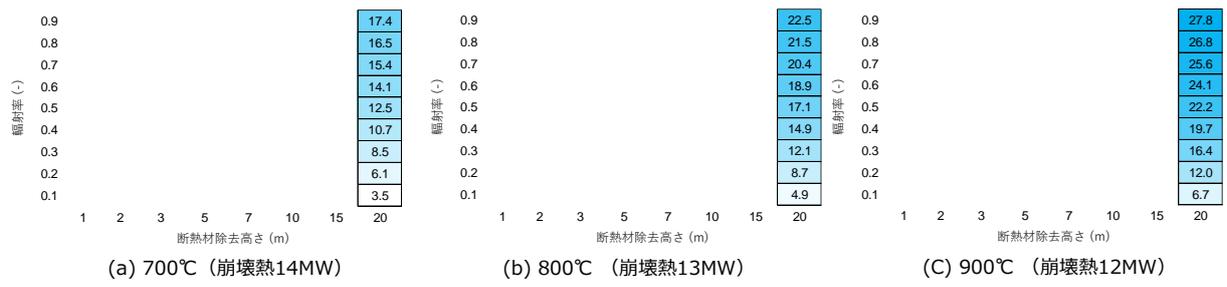


図 3. 3. 1 (2)-12 ケース 4 の除熱量の評価結果

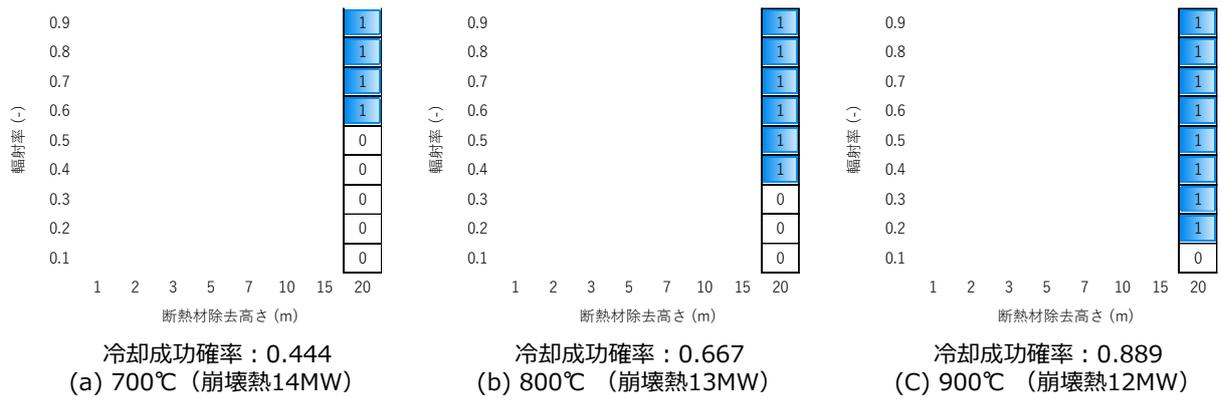


図 3. 3. 1 (2)-13 ケース 4 の冷却性の成否を評価した結果

LOHRSの発生	運転員による認知	事象発生後直ちに 圧力低減AM	安全弁による 圧力0.8MPa維持	事象発生後900°C到達 前に圧力低減AM	ラプチャディスク 破裂による減圧	CVACS作動時刻 (温度)	CVACS冷却性	確率	状態
	A	B	C	D	E	F	G		
成功	成功	NA	NA	NA	0-9h(700°C)	成功	2.75E-02	safe	
0.99995	0.995	1	1	1	0.333	0.083 失敗	3.04E-01	炉心損傷	
						0.917			
					9-14h(800°C)	成功	7.36E-02	safe	
					0.333	0.222 失敗	2.58E-01	炉心損傷	
						0.778			
					14-30h(900°C)	成功	1.34E-01	safe	
					0.333	0.403 失敗	1.98E-01	炉心損傷	
						0.597			
					30h超(900°C)	NA	9.95E-04	炉心損傷	
					0.001	1			
	失敗	成功	成功	NA	0-9h(700°C)	成功	1.37E-04	safe	
	0.005	0.999	0.995	1	0.333	0.083 失敗	1.52E-03	炉心損傷	
						0.917			
					9-14h(800°C)	成功	3.67E-04	safe	
					0.333	0.222 失敗	1.29E-03	炉心損傷	
						0.778			
					14-30h(900°C)	成功	6.67E-04	safe	
					0.333	0.403 失敗	9.88E-04	炉心損傷	
						0.597			
					30h超(900°C)	NA	4.97E-06	炉心損傷	
					0.001	1			
				失敗	0-9h(700°C)	成功	6.90E-07	safe	
				0.005	1	0.333	0.083 失敗	7.63E-06	炉心損傷
						0.917			
					9-14h(800°C)	成功	1.85E-06	safe	
					0.333	0.222 失敗	6.47E-06	炉心損傷	
						0.778			
					14-20h(900°C)	成功	3.35E-06	safe	
					0.333	0.403 失敗	4.96E-06	炉心損傷	
						0.597			
					20h超(900°C)	NA	2.50E-08	炉心損傷	
					0.001	1			
		失敗	NA	破損	0-9h(700°C)	成功	1.38E-07	safe	
		0.001	1	0.999	0.333	0.083 失敗	1.53E-06	炉心損傷	
						0.917			
					9-14h(800°C)	成功	3.69E-07	safe	
					0.333	0.222 失敗	1.29E-06	炉心損傷	
						0.778			
					14-30h(900°C)	成功	6.70E-07	safe	
					0.333	0.403 失敗	9.93E-07	炉心損傷	
						0.597			
					30h超(900°C)	NA	4.99E-09	炉心損傷	
					0.001	1			
					破損しない	0-9h(700°C)	成功	2.07E-10	safe
					0.001	0.500	0.083 失敗	2.29E-09	炉心損傷
						0.917			
					9-12h(800°C)	成功	5.54E-10	safe	
					0.500	0.222 失敗	1.94E-09	炉心損傷	
						0.778			
					12h超(900°C)	NA	5.00E-12	炉心損傷	
					0.001	1			
失敗	NA	NA	NA	NA	NA	NA	5.00E-05	炉心損傷	
0.00005	1	1	1	1	1	1			

冷却成功	2.36E-01
炉心損傷	7.64E-01
合計	1.00E+00

図 3.3.1(2)-14 ケース 1 に対して構築した分解イベントツリー

LOHRSの発生	運転員による認知	事象発生後直ちに 圧力低減AM	安全弁による 圧力0.8MPa維持	事象発生後900°C到達 前に圧力低減AM	ラプチャディスク 破裂による減圧	CVACS作動時刻 (温度)	CVACS冷却性	確率	状態
	A	B	C	D	E	F	G		
成功	成功	NA	NA	NA	0-9h(700°C)	成功	5.00E-02	safe	
0.99995	0.995	1	1	1	0.333	0.151 失敗	2.81E-01	炉心損傷	
						0.849			
					9-14h(800°C)	成功	1.24E-01	safe	
					0.333	0.375 失敗	2.07E-01	炉心損傷	
						0.625			
					14-30h(900°C)	成功	1.98E-01	safe	
					0.333	0.598 失敗	1.33E-01	炉心損傷	
						0.402			
					30h超(900°C)	NA	9.95E-04	炉心損傷	
					0.001	1			
	失敗	成功	成功	NA	0-9h(700°C)	成功	2.50E-04	safe	
	0.005	0.999	0.995	1	0.333	0.151 失敗	1.41E-03	炉心損傷	
						0.849			
					9-14h(800°C)	成功	6.21E-04	safe	
					0.333	0.375 失敗	1.03E-03	炉心損傷	
						0.625			
					14-30h(900°C)	成功	9.90E-04	safe	
					0.333	0.598 失敗	6.65E-04	炉心損傷	
						0.402			
					30h超(900°C)	NA	4.97E-06	炉心損傷	
					0.001	1			
				失敗	0-9h(700°C)	成功	1.26E-06	safe	
				0.005	1	0.333	0.151 失敗	7.06E-06	炉心損傷
						0.849			
					9-14h(800°C)	成功	3.12E-06	safe	
					0.333	0.375 失敗	5.20E-06	炉心損傷	
						0.625			
					14-20h(900°C)	成功	4.97E-06	safe	
					0.333	0.598 失敗	3.34E-06	炉心損傷	
						0.402			
					20h超(900°C)	NA	2.50E-08	炉心損傷	
					0.001	1			
		失敗	NA	破損	0-9h(700°C)	成功	2.51E-07	safe	
		0.001	1	0.999	0.333	0.151 失敗	1.41E-06	炉心損傷	
						0.849			
					9-14h(800°C)	成功	6.24E-07	safe	
					0.333	0.375 失敗	1.04E-06	炉心損傷	
						0.625			
					14-30h(900°C)	成功	9.95E-07	safe	
					0.333	0.598 失敗	6.69E-07	炉心損傷	
						0.402			
					30h超(900°C)	NA	4.99E-09	炉心損傷	
					0.001	1			
					破損しない	0-9h(700°C)	成功	3.77E-10	safe
					0.001	0.500	0.151 失敗	2.12E-09	炉心損傷
						0.849			
					9-12h(800°C)	成功	9.37E-10	safe	
					0.500	0.375 失敗	1.56E-09	炉心損傷	
						0.625			
					12h超(900°C)	NA	5.00E-12	炉心損傷	
					0.001	1			
失敗	NA	NA	NA	NA	NA	NA	5.00E-05	炉心損傷	
0.00005	1	1	1	1	1	1			

冷却成功	3.75E-01
炉心損傷	6.26E-01
合計	1.00E+00

図 3.3.1(2)-15 ケース 2 に対して構築した分解イベントツリー

LOHRSの発生	運転員による認知	事象発生後直ちに 圧力低減AM	安全弁による 圧力0.8MPa維持	事象発生後900°C到達 前に圧力低減AM	ラプチャディスク 破裂による減圧	CVACS作動時刻 (温度)	CVACS冷却性	確率	状態
	A	B	C	D	E	F	G		
成功	成功	NA	NA	NA	0-9h(700°C)	成功	1.00E-01	safe	
0.99995	0.995	1	1	1	0.333	0.302 失敗	2.31E-01	炉心損傷	
						0.698			
					9-14h(800°C)	成功	2.15E-01	safe	
					0.333	0.65 失敗	1.16E-01	炉心損傷	
						0.35			
					14-30h(900°C)	成功	2.75E-01	safe	
					0.333	0.829 失敗	5.67E-02	炉心損傷	
						0.171			
					30h超(900°C)	NA	9.95E-04	炉心損傷	
					0.001	1			
	失敗	成功	成功	NA	0-9h(700°C)	成功	5.00E-04	safe	
	0.005	0.999	0.995	1	0.333	0.302 失敗	1.16E-03	炉心損傷	
						0.698			
					9-14h(800°C)	成功	1.08E-03	safe	
					0.333	0.65 失敗	5.79E-04	炉心損傷	
						0.35			
					14-30h(900°C)	成功	1.37E-03	safe	
					0.333	0.829 失敗	2.83E-04	炉心損傷	
						0.171			
					30h超(900°C)	NA	4.97E-06	炉心損傷	
					0.001	1			
				失敗	0-9h(700°C)	成功	2.51E-06	safe	
				0.005	1	0.333	0.302 失敗	5.80E-06	炉心損傷
						0.698			
					9-14h(800°C)	成功	5.41E-06	safe	
					0.333	0.65 失敗	2.91E-06	炉心損傷	
						0.35			
					14-20h(900°C)	成功	6.89E-06	safe	
					0.333	0.829 失敗	1.42E-06	炉心損傷	
						0.171			
					20h超(900°C)	NA	2.50E-08	炉心損傷	
					0.001	1			
		失敗	NA	破損	0-9h(700°C)	成功	5.02E-07	safe	
		0.001	1	0.999	0.333	0.302 失敗	1.16E-06	炉心損傷	
						0.698			
					9-14h(800°C)	成功	1.08E-06	safe	
					0.333	0.65 失敗	5.82E-07	炉心損傷	
						0.35			
					14-30h(900°C)	成功	1.38E-06	safe	
					0.333	0.829 失敗	2.84E-07	炉心損傷	
						0.171			
					30h超(900°C)	NA	4.99E-09	炉心損傷	
					0.001	1			
					破損しない	0-9h(700°C)	成功	7.54E-10	safe
					0.001	0.500	0.302 失敗	1.74E-09	炉心損傷
						0.698			
					9-12h(800°C)	成功	1.62E-09	safe	
					0.500	0.65 失敗	8.74E-10	炉心損傷	
						0.35			
					12h超(900°C)	NA	5.00E-12	炉心損傷	
					0.001	1			
失敗	NA	NA	NA	NA	NA	NA	5.00E-05	炉心損傷	
0.00005	1	1	1	1	1	1			

冷却成功	5.94E-01
炉心損傷	4.07E-01
合計	1.00E+00

図 3.3.1(2)-16 ケース 3 に対して構築した分解イベントツリー

LOHRSの発生	運転員による認知	事象発生後直ちに 圧力低減AM	安全弁による 圧力0.8MPa維持	事象発生後900°C到達 前に圧力低減AM	ラプチャディスク 破裂による減圧	運転員による ダンパ開操作	CVACS冷却性	確率	状態
	A	B	C	D	E	F	G		
成功	成功	NA	NA	NA	成功	成功		9.90E-01	safe
0.99995	0.995	1	1	1	0.995	1			
						失敗	失敗	0.00E+00	炉心損傷
						0	0		
						失敗	NA	4.97E-03	炉心損傷
						0.005	1		
	失敗	成功	成功	NA	成功	成功		4.94E-03	safe
	0.005	0.999	0.995	1	0.995	1			
						失敗	失敗	0.00E+00	炉心損傷
						0	0		
						失敗	NA	2.48E-05	炉心損傷
						0.005	1		
				失敗	NA	成功		2.48E-05	safe
				0.005	1	成功			
						0.995	1		
						失敗	失敗	0.00E+00	炉心損傷
						0	0		
						失敗	NA	1.25E-07	炉心損傷
						0.005	1		
		失敗	NA	破損	成功	成功		4.97E-06	safe
		0.001	1	0.999	0.995	1			
						失敗	失敗	0.00E+00	炉心損傷
						0	0		
						失敗	NA	2.50E-08	炉心損傷
						0.005	1		
					破損しない	成功		4.97E-09	safe
					0.001	成功			
						0.995	1		
						失敗	失敗	0.00E+00	炉心損傷
						0	0		
						失敗	NA	2.50E-11	炉心損傷
						0.005	1		
失敗	NA	NA	NA	NA	NA	NA	NA	5.00E-05	炉心損傷
0.00005	1	1	1	1	1	1	1		

冷却成功	9.95E-01
炉心損傷	5.05E-03
合計	1.00E+00

図 3.3.1(2)-17 ケース4に対して構築した分解イベントツリー

PLOHS LORL	既存の対策	レジリエンス向上策	発生頻度 (1/ry)	炉心 燃料
起因事象		対策A*(破損拡大抑制技術)および対策B*の組み合わせ		
	P1	P2		
	⇒ 成功		2.43E+00	健全
2.43E+00 (1/ry)	1-1.60E-8		3.86E-08	健全
	⇒ 失敗			
	1.60E-08	9.93E-01	2.73E-10	炉心損傷
		7.02E-03		

* 対策A: 冷却材の高温化によって原子炉容器が自重により鉛直下向きに延伸し下部構造に接触したとしても開口破損を抑制し1次冷却材を保持する対策
 対策B: 炉心損傷を防止するために必要となる次の二つの対策: 超高温条件下で使用可能な熱輸送系の追設、及び1次系の減圧及びナトリウム蒸気の捕集

図 3.3.1(2)-18 次世代原子炉 JSFR の簡略化したイベントツリー(LOHRS 全体、ケース4)

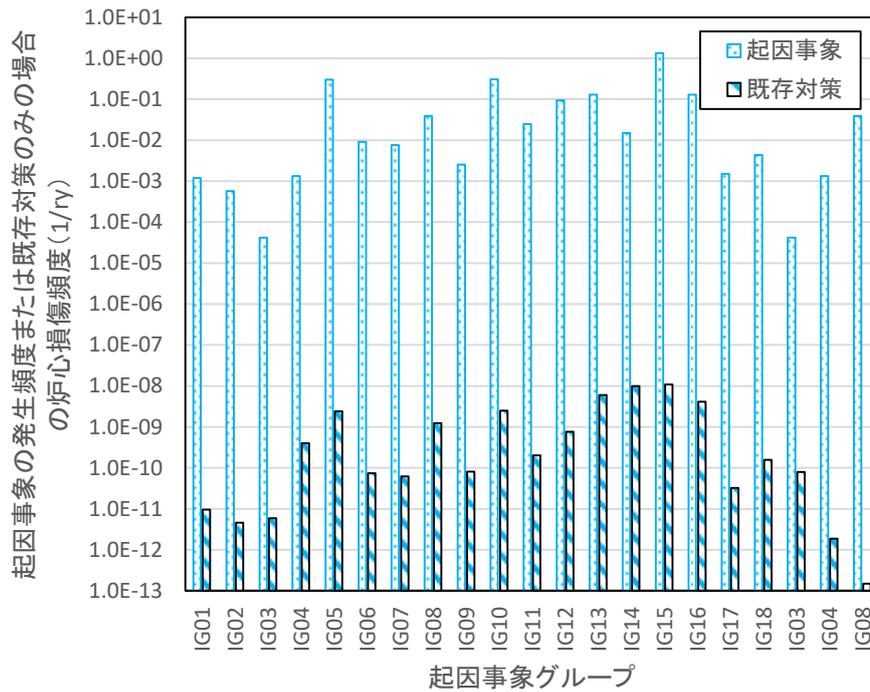


図 3.3.1(2)-19 既存の対策による炉心損傷頻度の低減効果 (次世代原子炉 JSFR)

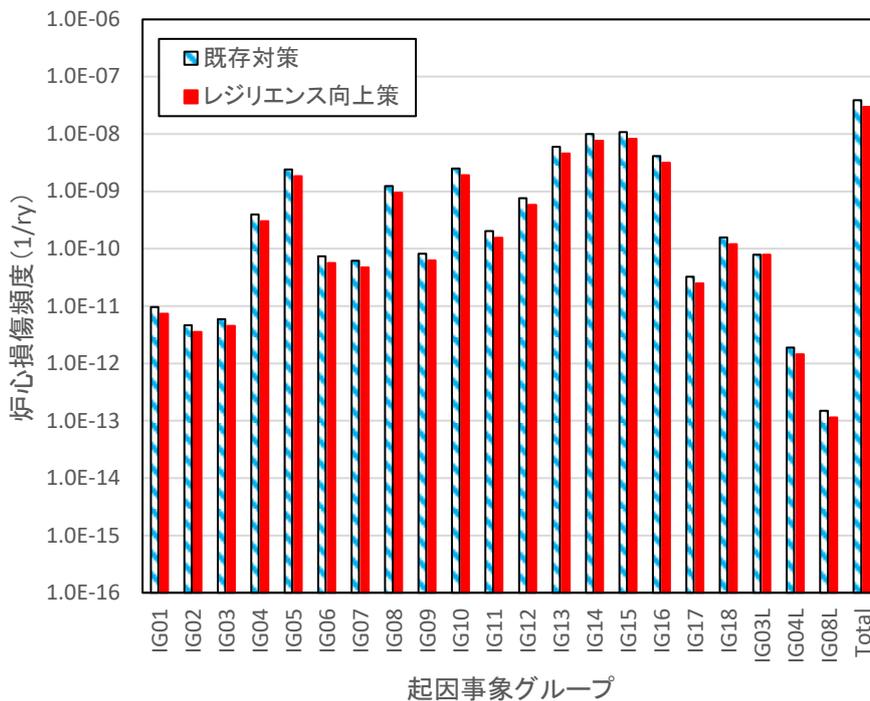


図 3.3.1(2)-20 レジリエンス向上策による炉心損傷頻度の低減効果 (次世代原子炉 JSFR)
(ケース 1)

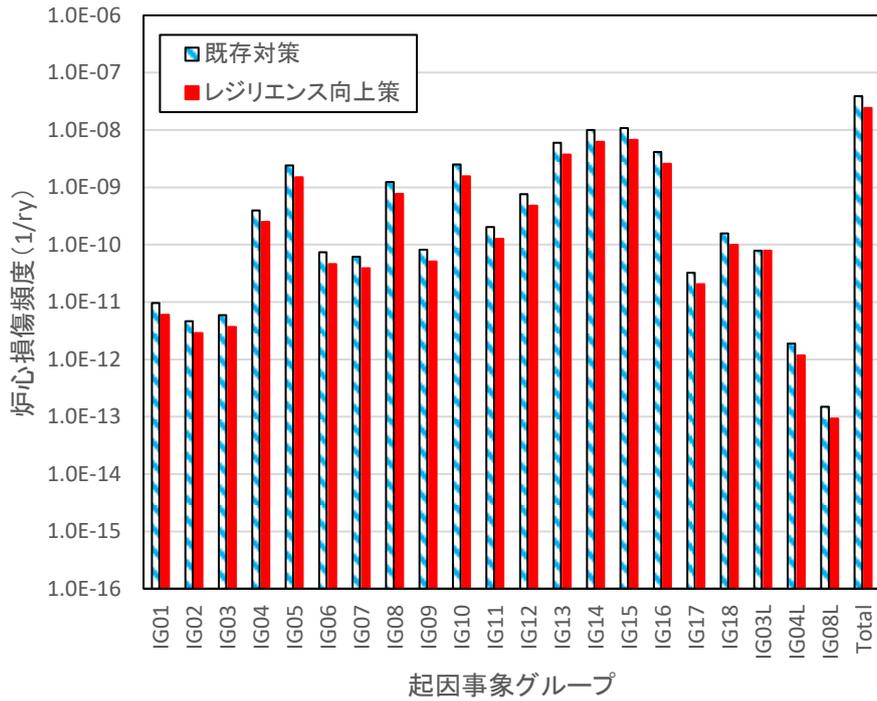


図 3.3.1(2)-21 レジリエンス向上策による炉心損傷頻度の低減効果（次世代原子炉 JSFR）
（ケース 2）

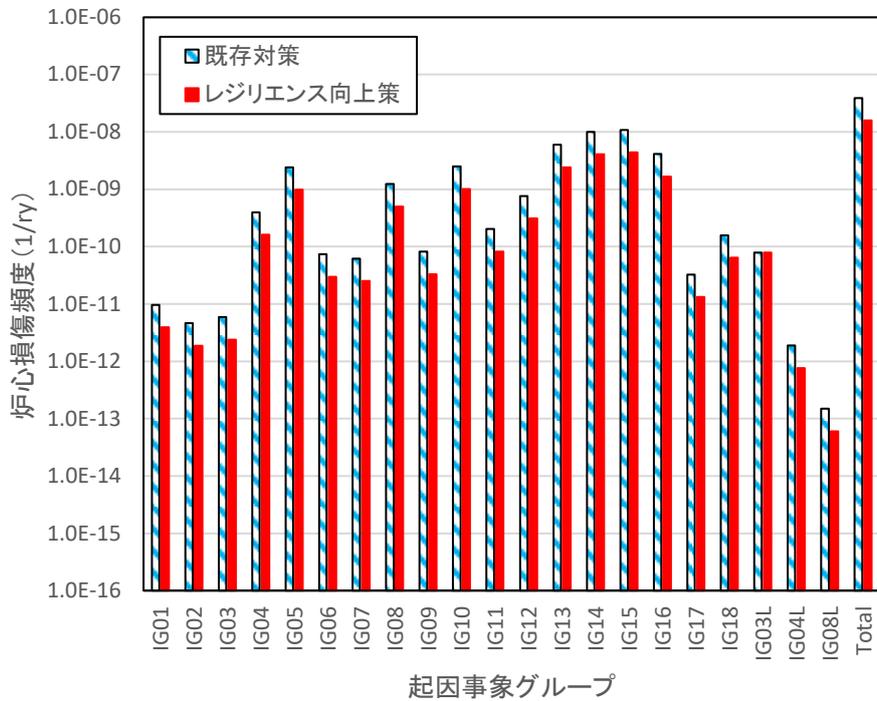


図 3.3.1(2)-22 レジリエンス向上策による炉心損傷頻度の低減効果（次世代原子炉 JSFR）
（ケース 3）

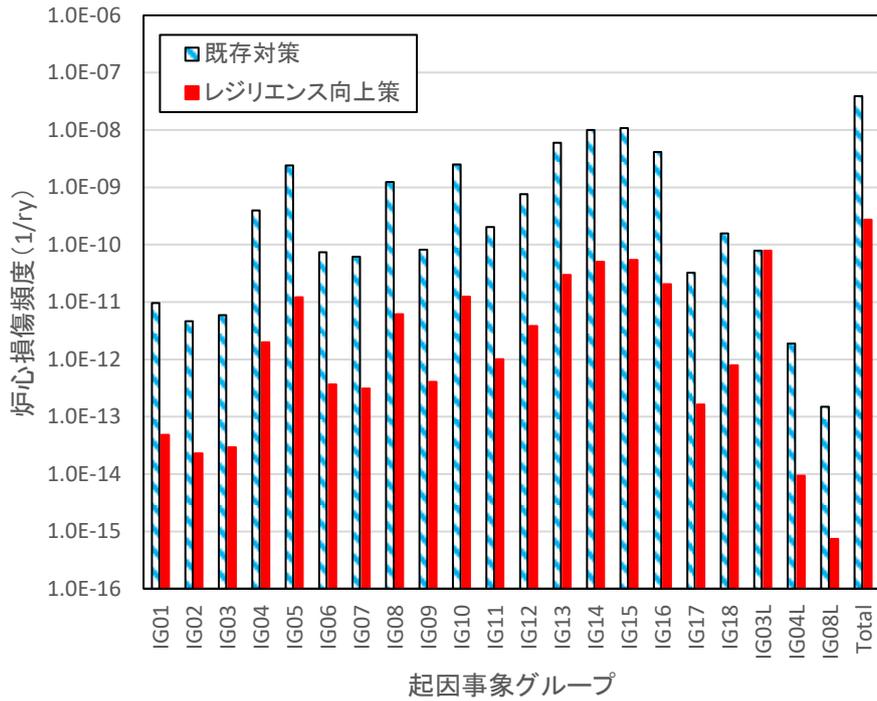


図 3.3.1(2)-23 レジリエンス向上策による炉心損傷頻度の低減効果（次世代原子炉 JSFR）
（ケース 4）

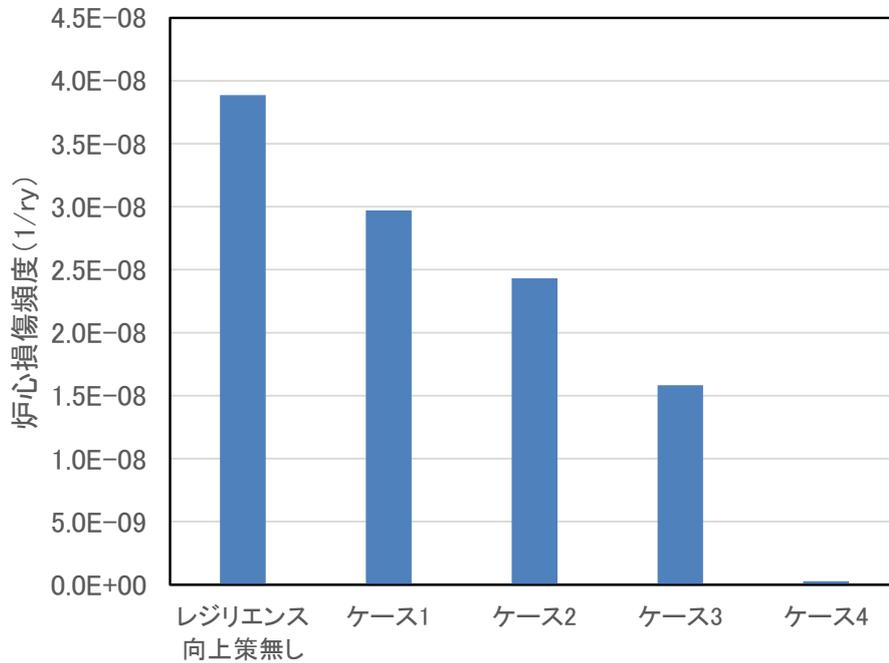


図 3.3.1(2)-24 レジリエンス向上策のない場合を含め各ケースの炉心損傷頻度を評価した結果

(3) 過大地震時のレジリエンス向上策の有効性評価技術（再委託先：原子力機構）【R2-R5】

過大地震時のレジリエンス向上策の有効性評価技術の構築のため、令和 2 年度にレジリエンス向上策の有効性を評価する概念を構築し、令和 3 年度では同概念を具体化した評価手法を考案し、令和 4 年度では同手法を用いて有効性の予備的評価を実施することで評価の見通しを得た。これらを踏まえて令和 5 年度には、過大地震時のレジリエンス向上策の有効性を評価することにより同評価技術を構築した。有効性評価技術構築の流れを図 3.3.1(3)-1 に示す。

① レジリエンス向上策の有効性を評価する概念の構築【R2】

もんじゅや次世代原子炉 JSFR（ループ型炉）のレベル 2PRA に関連する既往研究[1~4]を調査し、過大地震時の原子炉構造に注目してプラントの特徴を把握するとともに、格納機能への影響を与える重要な事故シーケンスとして、強制循環除熱失敗及び自然循環除熱失敗に至る事故シーケンスのうち、高頻度でかつ破損拡大抑制技術によってレジリエンスの向上が期待できる事故進展過程を重要な事故シーケンスとして同定した。また、もんじゅと次世代原子炉を対象に、リスク低減とレジリエンス向上可視化技術の開発に必要な情報を整理した。さらに、過大地震時における原子炉構造に注目してイベントツリーを構築し、地震動の大きさ毎に定量化を実施してレジリエンス向上策の導入前後の頻度低減を評価することで、破損拡大抑制技術等によるレジリエンス向上策の有効性を評価する概念を構築した。

② レジリエンス向上策の有効性評価手法の考案【R3】

令和 2 年度に同定した地震を起因とする重要な事故シーケンスを基に、次世代原子炉 JSFR の地震時事故シーケンスの炉心損傷頻度への寄与を考慮しつつ、安全機能回復のための実施可能な手段及び運転員操作を分析し、座屈を許容したとしても破損を防止する破損拡大抑制技術の原子炉容器（RV）への適用、RV からの放熱を除去する冷却回路を設けることなどの対策を考案した。

また、過大地震時における原子炉構造に注目して、令和 3 年度において構築した概念を拡張し、過大地震時の耐震裕度を向上するレジリエンス向上策に加え、過大地震時に超高温になる状況も考慮したイベントツリーを構築した。このイベントツリーを用いて、地震動の大きさごとにイベントツリーの定量化を実施してレジリエンス向上策の導入前後の頻度低減を評価することで、破損拡大抑制技術によるレジリエンス向上策の有効性を評価する方法を考案した。

考案した方法を例題として次世代原子炉 JSFR に適用し、レジリエンス向上策の成否を展開したイベントツリーを構築し、考案した方法の適用性を確認した。

③ レジリエンス向上策の有効性の予備的評価【R4】

令和 3 年度に考案された有効性評価の方法を用いて、次世代原子炉を対象として、過大地震時の事故シーケンスにおけるレジリエンス向上策の有効性を予備的に評価した。具体的には、先ず炉心損傷に支配的な RV に着目し、令和 4 年度においては、従来の座屈を破損とみなす評価から座屈を伴う変形時の疲労破損を破損とみなす評価へ変更することによって評価上の耐震性が向上することを過大地震時のレジリエンス向上策に想定した。図 3.3.1(3)-2 に示す評価フローに沿って疲労破損のフラジリティを評価した。評価フローに従ってフラジリティ評価ができることを確認するため、解析を単純化して水平動のみを考慮した構造解析を実施し、疲労破損の判定指標

である疲労損傷係数 D_f を評価した。疲労損傷係数 D_f の非線形応答特性を考慮した安全係数及び同係数の不確かさを評価して、フラジリティを評価した。水平動のみを考慮した地震時の振動による座屈を伴う変形時の疲労破損のフラジリティ及び従来評価の座屈破損のフラジリティを評価した。既往研究[4]では上下動も考慮した地震時の振動による座屈のフラジリティを求めていたため、その結果から上下動も考慮した地震時の疲労破損の影響を仮定して、フラジリティを予備的に推定した。同フラジリティの推定に基づく事故シーケンス評価を通じて、レジリエンス向上策の有効性評価の見通しを得た。

④ レジリエンス向上策の有効性評価【R5】

受動安全構造採用による過大地震時のレジリエンス向上効果を定量的に評価した。具体的には、次世代原子炉の過大地震時の事故シーケンスを対象に受動安全構造採用によるレジリエンス向上策を想定し、炉心損傷頻度を定量化することで、同向上策による炉心損傷頻度の低減をレジリエンス向上効果として定量的に評価した。評価にあたって令和 5 年度に着目した項目を以下に順に述べる。

1) レジリエンス向上策を想定する事故シーケンス

過大地震時における原子炉停止機能は維持されると仮定し、既存の対策のみ考慮したイベントツリーの分岐を図 3.3.1(3)-3 の黒字で示す。炉心損傷に至る事故シーケンスには免震装置の損傷、原子炉建屋の損傷及び 1 次主冷却系循環ポンプ (2 台) 同時軸固着が含まれており、同図に示すように本研究ではこれらを LOHRS と区別して表現した。炉心損傷に占める寄与は RV の損傷 (座屈) が 81 % と支配的である。RV の損傷の寄与が支配的であることから、本研究では耐震裕度の向上を意図した「レジリエンス向上策」の考慮対象として RV を選定した。特に図 3.3.1(3)-3 に示すイベントツリーに展開された事故シーケンスのうち RV 座屈に至る事故シーケンスを、レジリエンス向上策を想定する事故シーケンスに選定した。

2) 想定するレジリエンス向上策

令和 4 年度と同様に、RV が座屈したとしてもすぐには崩壊や破断が生じない (すなわち安定状態を維持する) 場合を受動安全構造の特性とみなして想定し、地震によって生じる繰り返し変位による疲労破損を防止できれば冷却材液位を確保できると想定した。すなわち、座屈を破損とみなす従来評価[4][5]から座屈を伴う変形時の疲労破損を破損とみなす評価へ変更することによって評価上の耐震性が向上することを「レジリエンス向上策」の一つとみなす。したがって、座屈後に疲労破損に至る場合を「レジリエンス向上策」の失敗とみなした。

令和 5 年度では上吊り型 RV 及び床置き型 GV を想定した場合の RV と GV との接触による RV の水平変位抑制効果も受動安全構造採用による「レジリエンス向上策」とみなす。

なお、受動安全構造概念の一つに RV からの放熱を除去する冷却回路を設けることを考えているが、過大地震時のフラジリティ評価は今後の課題と位置付ける。ここでは、RV が地震によって疲労破損する場合の疲労破損後の RV の破損拡大の可能性及び GV も含めた上での除熱失敗に至る可能性については、3)h) で述べる。また、上述のとおり座屈後の疲労破損挙動の評価に焦点をあてるため、地震時の超高温に対するレジリエンス向上策については今後の課題に位置づけ評価対

象外とした。

3) RV フラジリティ評価

a) 本研究のフラジリティ評価での床応答波

本研究では、RVの破損判定を座屈から現実的な疲労破損に変更することによるフラジリティの変化を評価したい。RVへの入力地震条件については共通とするため、新たな建屋応答解析を実施せず、入力地震条件を設定した。設計基準地震動 S_s が建屋に入力された際のRV床応答の時刻歴波が得られていることから、これを基準地震動として使用した。建屋入力地震動が S_s の n 倍になったときに、RV床応答波の振幅が m 倍になると仮定した。建屋免震高速炉を想定した建屋応答解析に関する既往研究[5]を参照して、 n 倍の地震時の床応答スペクトルからRV固有周期の応答を読み取り m を求め、 m の自然対数を n の自然対数の多項式で近似し、この式を本研究に外挿適用した。水平動及び上下動に対する結果を各々図 3.3.1(3)-4 及び図 3.3.1(3)-5 に示す。令和5年度では、令和4年度と異なって水平動だけでなく上下動も考慮した。

b) 本研究のフラジリティ評価での座屈判定指標の評価

従来評価法[4][5]である座屈を破損とみなす場合の機器応答は弾性解析に基づく評価なので、RVへの入力地震動が m 倍になると座屈判定指標も比例して m 倍になる。このため、基準地震動に対する構造解析に基づいて座屈判定指標を計算すれば、その結果を m 倍するだけで m 倍の入力地震動に対する座屈判定指標が得られる。この考え方は令和4年度と同様である。

c) 本研究のフラジリティ評価での疲労破損判定指標の評価

一方、疲労を破損とみなす場合のRVの構造解析においては、座屈を伴う塑性変形挙動も考慮する必要がある、疲労破損の判定指標はRVへの入力地震動に比例しない可能性がある。このため、設計基準地震動 S_s の m 倍の振幅のRVの床応答波（令和5年度では水平及び上下）を入力して有限要素法によるRVの弾塑性構造解析を実施する。その際、図 3.3.1(3)-2 のフラジリティ評価の全体フローに示す構造解析のとおり、RV全体の座屈挙動を把握するための動解析を実施した後、図 3.3.1(3)-6 に示すように、座屈変形に伴う局所でのひずみが生じた部位の周囲を対象を絞った局所ひずみを精度良く評価可能なメッシュサイズでの静解析（ズームイン解析）を実施する。座屈後も考慮した局所ひずみの時刻歴挙動の解析結果を基に、レインフロー法[6]を用いて疲労破損の判定指標である疲労損傷係数 D_f を定量化する。なお、構造解析については 3.3.2(2) 項において述べる。その構造解析の結果からRV上部（拘束部付近）に累積相当塑性ひずみが有意に生じていることが確認でき、当該部分の高さがRV液面高さより高いことを確認した。この高さで開口破損した場合、破損が進展拡大しないかぎりRV液位低下にならない。RV液位低下になるシナリオについては後述の 3.3.1(3)④3)g) 項で述べる影響を考慮した上で想定する。累積相当塑性ひずみが最大となる部分について D_f 値を算出した。結果、表 3.3.1(3)-1 に示すとおり、令和5年度では建屋への入力地震動 $n (\times S_s) = 5.0, 5.5, 6.0, 6.2, 6.3$ の5ケースについて D_f 値が得られた。 D_f が1未満だと疲労破損は防止され1以上だと疲労破損と判定する。 $n=6.2$ 以下の場合には D_f が1未満であったが、図 3.3.1(3)-7 に示すとおり $n=6.3$ の場合は D_f が1を超えるため疲労破損になると判定した。フラジリティ評価にあたっては、任意の建屋への入力地震動 n

($\times S_s$) に対する D_f 値を求める必要がある。このため、建屋入力地震動 n と D_f 値との相関式を累乗関数への近似により求めた。その際、疲労破損する場合としない場合との境界近傍を精度良く表現するため、表 3.3.1(3)-1 のうち、入力地震動 $n=6.0, 6.2, 6.3$ の 3 ケースを用いた。得られた近似関数に基づくプロットを図 3.3.1(3)-8 に点線で示す。

d) 疲労損傷係数 D_f の入力地震動に対する非線形応答特性を考慮した安全係数の評価

本節 c) の結果に基づき、建屋入力地震動 n に対する疲労損傷係数 D_f の非線形応答特性を考慮した安全係数を評価した。結果を表 3.3.1(3)-2 に示す。ここで、地震応答評価に含まれる裕度のうち、「降伏応力」、「初期不整」、「機器応答における減衰」、「建屋応答解析モデル」に関する裕度については座屈判定指標値への定量的な影響は既知であるが、疲労破損評価における D_f への定量的な影響が不明なこと、且つ、本研究の RV の構造解析では考慮しないことから、裕度がないとみなして対応する安全係数に 1 を仮定した。評価条件を統一するため、座屈フラジリティ評価における安全係数についても同様の仮定をおいた。フラジリティ評価にあたっては、同表に明記されていない任意の建屋入力地震動 n に対する安全係数を求める必要があり、同表の数値を基に累乗関数を用いた内外挿により求めた。

e) フラジリティ評価における安全係数の不確かさの評価

安全係数の不確かさを評価するにあたって、③③ f) に記した令和 4 年度と同様の手法を使用した。ただし、水平動と上下動を考慮した疲労損傷係数 D_f を用いた安全係数の不確かさを評価した例はないため、本研究では簡便な方法をとることとした。すなわち、RV の床応答波 ($\times S_s$) と疲労損傷係数 D_f の関係を両対数グラフ上にプロットした。対数正規分布を仮定したフラジリティの評価にあたっては、 D_f が床応答波の累乗関数で表現できると、評価が単純化される。このため、図 3.3.1(3)-9 に示すとおり、表 3.3.1(3)-1 に示す RV の床応答波 (水平動) のうち、 $9.3 \times S_s$ 、 $9.8 \times S_s$ 、 $10.0 \times S_s$ のそれぞれ 3 つの疲労損傷係数 D_f の評価値に基づき累乗関数へ近似した。この近似関数に基づく、RV の床応答の不確かさを表す建屋応答係数の対数標準偏差を 26.6 倍にすれば機器応答 (すなわち RV の疲労損傷係数 D_f) に換算した対数標準偏差が得られる。このように D_f の RV の床応答波に関する非線形特性を考慮した建屋応答係数の不確かさの換算を経て、安全係数の不確かさを評価した。結果を表 3.3.1(3)-3 に示す。

上記と同様の手法を用いて上下動に関する RV の床応答の不確かさを表す建屋応答係数の対数標準偏差を求めると、建屋応答係数の対数標準偏差の 22.6 倍が機器応答 (すなわち RV の疲労損傷係数 D_f) に換算した対数標準偏差になる。上記水平動の床応答に基づく方が大きいため、床応答の不確かさについては水平動に基づく対数標準偏差で代表することとした。

なお、本評価の不確かさは大きくなっているため、疲労損傷係数 D_f を用いた安全係数の不確かさ評価もまた今後の課題と位置付けられる。

f) フラジリティ評価の比較 (座屈と疲労破損)

以上を踏まえて評価した座屈フラジリティと疲労破損フラジリティを図 3.3.1(3)-10 に示す。フラジリティ評価において破損判定を座屈から疲労破損に変更すると、MPGA (Median Peak Ground Acceleration) は図 3.3.1(3)-10(a)における MPGA (約 $5.2 S_s$) から図 3.3.1(3)-10(b)

における MPGA (約 6.3 Ss) へ 1.2 倍増加した。ここで MPGA とは、同図においては RV 機能喪失確率 (一般には破損確率、損傷確率など) が 0.5 となる入力地震動である。

g) スカート付け根のフラジリティ評価

後述の 3.3.2 節で示す RV の構造解析の結果、図 3.3.1(3)-11 のコンター図から RV 上部 (拘束部付近) だけでなく RV の下部 (スカート付け根) にも累積相当塑性ひずみが有意に生じている。液面より低いこの部位で疲労破損が生じると GV による冷却材保持がなければ RV 液位低下に至ることからスカート付け根部分の疲労損傷係数 D_f を算出してフラジリティを評価した。スカート付け根部分の疲労損傷係数 D_f をまとめたものが表 3.3.1(3)-4 である。表 3.3.1(3)-4 の疲労損傷係数 D_f 、及び c)~e) と同様の方法を用いて算出したフラジリティを図 3.3.1(3)-12 に示す。RV 上部とスカート付け根における 50%信頼度曲線を比較した結果、両者の間に差は認められたが、著しいものではなかった。本研究では冷却材漏洩をもたらす RV 機能喪失のフラジリティの評価値として、若干大きい破損確率を与える RV 上部のフラジリティで保守的に代表させた。ただし、破損の高さについては RV 上部ではなく RV 下部のスカート付け根部分で代表した。

h) RV 破損拡大による除熱失敗の懸念

上吊り型 RV を想定した場合、 D_f が 1 を有意に上回るような過大地震によって RV の疲労破損が生じると、地震動により破損が進展・拡大する恐れが懸念され、さらに進展・拡大が著しいならば RV が破断して GV 上に落下する可能性が懸念される。

ここで上吊り型 GV を想定した場合に、GV への破損 RV の落下を仮想すると、GV は落下した RV を支えられずに破損し、ともに床に落下する恐れがある。この場合、除熱経路が絶たれれば除熱失敗に至る。

また床置き型 GV を想定した場合に、GV への破損 RV の落下を仮想すると、落下した RV を床と GV で支持しつつ GV の破損が防止される可能性がある。ただし、除熱経路を構成する RV 内の配管、熱交換器等の健全性等を考慮して、除熱経路を確保する検討が必要である。

上記の詳細なシナリオの検討については今後の課題になる。本研究では、RV が疲労破損しても GV が健全な場合もあり得ると想定して後述の炉心損傷頻度を計算する。なお、その際の GV による液位確保も考慮した除熱経路維持についてのフラジリティには、図 3.3.1(3)-13 に示すように、図 3.3.1(3)-10 の 50%信頼度曲線の MPGA を 1.1 倍したものを仮定した。

i) RV と GV との接触による RV の水平変位抑制効果 (レジリエンス向上策)

上吊り型 RV 及び床置き型 GV を想定した場合において、図 3.3.1(3)-14 に示すような RV と GV との接触による RV の水平変位抑制 (レジリエンス向上策) の効果を検討した。RV の構造解析結果のうち、RV 水平変位が GV との間隙距離を超える解析ケースを選定した。n=6.0 及び 6.3 のケースのみ RV と GV は水平変位が間隙距離を超え、接触すると判断した。一方、n=6.2 のケースでは RV と GV は接触しなかった。換言すると、これら 3 ケースについては入力地震動が増大しても水平動の変位は単調に増大しない結果となった。n=6.0 及び 6.3 のケースについて、接触による変位抑制を模擬するため、水平変位の上限を GV との間隙距離に制限した条件での解析を追加実施し、疲労損傷係数 D_f を算出した。結果を表 3.3.1(3)-5 に示す。表 3.3.1(3)-5 における水平

変位抑制ありの Df を基に、c)～e)と同様の方法を用いて算出したフラジリティを図 3.3.1(3)-15 に示す。水平変位抑制なしとありで 50%信頼度曲線を比較した結果、本研究が対象としたモデルプラントでは、水平変位抑制効果の有意性は認められなかった。このため、炉心損傷頻度に有意な差は生じないことは自明であり、炉心損傷頻度の計算を実施しないこととした。

4) 炉心損傷頻度の低減の評価

表 3.3.1(3)-6 に示すように、想定するレジリエンス向上策の相違を考慮して解析ケースを設定し、炉心損傷に至る事故シーケンスの発生頻度（炉心損傷頻度）の計算を実施した。計算結果を図 3.3.1(3)-16～18 に示す。地震動 2.0 Ss 未満では既存の対策によって炉心損傷頻度が十分に低減されている。地震動 2.0 Ss-3.0 Ss、及び 3.0 Ss-4.0 Ss の範囲では、レジリエンス向上策による発生頻度の有意な低減が見られ、Case 1 と 2 の間で頻度に有意な差異が生じるが、Case2 と 3 の間での差異はこれより小さい。この理由は、レジリエンス向上策による発生頻度の低減効果を事故カテゴリ別にまとめた図 3.3.1(3)-19 に示すとおり、Case 1 にて最も支配的であった RV 破損の事故シーケンスは本研究で考慮したレジリエンス向上策（RV 座屈後の疲労破損を考慮したフラジリティ）によって上位ではなくなり、他の事故シーケンスが上位になったためである。

地震時の炉心損傷頻度に支配的な寄与を示していた RV 破損に対するレジリエンス向上策は、本研究の想定の下では RV 破損が支配的でなくなるほど炉心損傷頻度の有意な低減をもたらす効果を有することが明らかになった。

⑤ まとめ

過大地震時におけるイベントツリーを構築してレジリエンス向上策導入前後における炉心損傷事故シーケンスの発生頻度を定量化することにより地震動の大きさ毎の発生頻度の低減を示すことで、過大地震時のレジリエンス向上策の有効性評価技術を構築した。

例題として、次世代原子炉の既往研究を基に炉心損傷に支配的な RV に着目し、RV が座屈したとしてもすぐには崩壊や破断が生じない（すなわち安定状態を維持する）場合を受動安全構造の特性とみなして想定し、これを考慮した座屈後の疲労破損の評価によって評価上の耐震性が向上することを過大地震時のレジリエンス向上策に想定した。

設計基準地震動を最大 6 倍程度まで上回る水平動及び上下動を考慮した RV 全体の 3 次元動的構造解析により、地震時の座屈を伴う変形挙動を解析するとともに、ブーミング解析により局所ひずみを評価した。その結果を基にレインフロー法により疲労損傷係数 Df を定量化し、Df の評価における保守性及び不確かさを考慮した安全係数法を用いて疲労破損のフラジリティを推定した。同フラジリティの推定結果をイベントツリーの分岐確率評価に適用して過大地震時における事故シーケンス発生頻度を定量化した。結果、レジリエンス向上策による頻度低減効果があることを確認し、レジリエンス向上策の有効性を評価した。以上より、過大地震時におけるレジリエンス向上策の有効性評価技術を構築できた。

参考文献

[1] R. Nakai and A. Yamaguchi, “Study of rationalized safety design based on the

- seismic PSA for an LMFBR” , Reliability Engineering and System Safety, 62, pp.221-234, (1998).
- [2] R. Nakai and Y. Kani, “Utilization of insights gained from the level-1 PSA for an LMFBR Plant” , Proc. of ARS’ 94 International Topical Meeting on Advanced Reactors Safety Volume 1, pp.407-415, Pittsburgh, PA, April 17-21, (1994).
- [3] 日本原子力研究開発機構、「東京電力福島第一原子力発電所事故を考慮した『もんじゅ』の安全性に関する総合評価」、JAEA-Research 2013-001、2013年7月.
- [4] K. Naruto et al., “Seismic PRA for Japan sodium-cooled fast reactor (JSFR)” , NTHAS9: The 9th Korea-Japan Symposium on Nuclear Thermal Hydraulics and Safety, N9A0017, Buyeo, Korea, November 16-19, 2014.
- [5] 平成 23 年度 MEXT 公募研究「ナトリウム冷却型高速増殖炉の確率論的安全評価手法（レベル 1 PSA）の開発」成果報告書
- [6] M. Morishita et al., “A JSME code case on piping seismic design based on inelastic response analysis and strain-based fatigue criteria” , Journal of Pressure Vessel Technology, 142, pp.021203-1 - 021203-14, (2020).

表. 3. 3. 1(3)-1 地震応答解析で評価した原子炉容器の疲労損傷係数 Df

建屋への入力地震動 n (×Ss)※1	RV の床応答波 (水平動) m (×Ss) ※2	RV の床応答波 (上下動) m (×Ss) ※2	疲労損傷係数 Df 評価値※3
5.0	7.2	11.3	4.46E-4
5.5	8.2	13.2	1.96E-2
6.0	9.3	15.4	1.92E-1
6.2	9.8	16.3	4.88E-1
6.3	10.0	16.7	1.44E+00

※1 n は建屋へ入力される設計基準地震動 Ss の振幅に乗じる係数

※2 m は設計基準地震動 Ss に対する RV の床応答波の振幅に乗じる係数

※3 Df 評価値はブリーチング解析で得た値

注) 例えば、建屋へ Ss の 5.0 倍の振幅の地震動を入力するとき、RV 床応答波の水平動振幅及び上下動振幅は、それぞれ Ss を入力した場合の 7.2 倍及び 11.3 倍になるという関係を表している。

表 3. 3. 1(3)-2 疲労破損を想定した場合の安全係数の評価例

安全係数[F] の内訳			建屋への入力地震動 n (設計基準地震動 Ss に対する倍率)				
			基準(5.5倍)	5.7倍	5.9倍	6.1倍	6.3倍
[Fc] 耐力係数	F _{SSM} (真の強度/設計強度)	※1	1				
		※2	1				
	F _{SDM} (設計強度/設計応答値)	※3	1/3.9e-32				
[FER] 機器応答係数	F _D (機器減衰応答係数)		1				
	F _{EM} (機器モデル化応答係数)		1				
[FSR] 建屋応答係数	F _{BS} (建屋モデル化応答係数)		1				
	F _{SSI} (地盤・建屋相互作用応答係数)		1				
	F _{NL} (建屋免震積層ゴムのハードニングを考慮した非線形応答係数)	※4	2.1e-31 / 5.7e-3	2.2e-31 / 2.3e-2	2.3e-31 / 9.1e-2	2.4e-31 / 3.4e-1	2.5e-31 / 1.2e+0
安全係数 (F=F _C ×F _{ER} ×F _{SR})			964.8	244.8	65.1	18.1	5.3

※1 最適疲労破損式を用いた疲労損傷係数 Df 評価値の安全率

※2 構造の不整による裕度低下

※3 最適疲労破損式を用いた疲労損傷係数 Df の判断基準値を評価値 (図 3. 3. 1(3)-8 で推定した近似式を用いて算出した Ss における Df 評価値) で除した値

※4 「設計基準地震動 Ss の 1 倍に対する評価値の n 倍 (入力地震動レベル欄に記された係数倍率)」を「基準地震動 Ss の n 倍の地震動における Df 評価値」で除した値

表 3.3.1(3)-3 疲労破損を想定した場合の安全係数の不確かさ β の評価例

安全係数[F] の内訳		β_R			β_U		
		個別の値	集計値 ※1	機器 応答 換算 ※2	個別の値	集計値 ※1	機器 応答 換算 ※2
[F _C] 耐力 係数	F _{SSM} (真の強度/設計強度)	0.42※3	0.42	同左	0.1	0.1	同左
	F _{SDM} (設計強度/設計応答値)	0			0		
[F _{ER}] 機器 応答係数	F _D (機器減衰応答係数)	0.15	0.158	同左	0.1	0.1	同左
	F _{EM} (機器モデル化応答係数)	0.05※4			0		
[F _{SR}] 建屋 応答係数	F _{BS} (建屋モデル化応答係数)	0.1	0.3	7.97	0.2	0.346	9.20
	F _{SSI} (地盤・建屋相互作用応答係数)	0.2			0.2		
	F _{NL} (建屋免震積層ゴムのハードニングを考慮した非線形応答係数)	0.2※5			0.2※5		
安全係数 (F=F _C ×F _{ER} ×F _{SR})				7.98 ※6			9.20 ※7

- ※1 Root mean square で個別の値を合成することにより集計した値
- ※2 建屋応答係数の不確かさを機器応答 (疲労損傷係数) の不確かさへ換算
- ※3 疲労破損までの繰り返し数に関する材料物性の統計的ばらつきの評価値
- ※4 RV 板厚の製作誤差を考慮
- ※5 積層ゴムの挙動の不確かさを工学的判断で設定
- ※6 $\beta_R = [(0.42^2 + 0^2) + (0.15^2 + 0.05^2) + 26.6 \times (0.1^2 + 0.2^2 + 0.2^2)]^{1/2} = 7.98$
- ※7 $\beta_U = [(0.1^2 + 0^2) + (0.1^2 + 0^2) + 26.6 \times (0.2^2 + 0.2^2 + 0.2^2)]^{1/2} = 9.20$

表 3.3.1(3)-4 地震応答解析で評価した原子炉容器の疲労損傷係数 Df

建屋への入力地震動 n (×Ss)	疲労損傷係数 Df※	
	RV 上部 (拘束部付近)	スカート付け根
5.0	1.1e-4	1.1e-2
5.5	1.2e-2	2.6e-2
6.0	1.3e-1	7.0e-2
6.2	4.1e-1	1.4e-1
6.3	1.3e+0	3.4e-1

※Df 評価値は動解析の値

表 3.3.1(3)-5 水平変位抑制を考慮した疲労損傷係数 Df

建屋への入力地震動 n (×Ss)	疲労損傷係数 Df※	
	水平変位抑制なし	水平変位抑制あり
5.0	4.46e-4	同左 (接触なし)
5.5	1.96e-2	同左 (接触なし)
6.0	1.92e-1	1.8e-1
6.2	4.88e-1	同左 (接触なし)
6.3	1.44e+00	1.2e+0

※Df 評価値はブーミング解析の値

表 3.3.1(3)-6 次世代原子炉 JSFR の解析ケース

ケース	レジリエンス向上策	RV の破損判定	除熱経路の健全性 (GV による液位確保)
1	なし	座屈を破損とみなす	考慮しない
2	あり	疲労破損を破損とみなす	考慮しない
3	あり	疲労破損を破損とみなす	考慮する

全ケースとも既存の対策として設計基準事故への対処及び重大事故等への対処を考慮する。

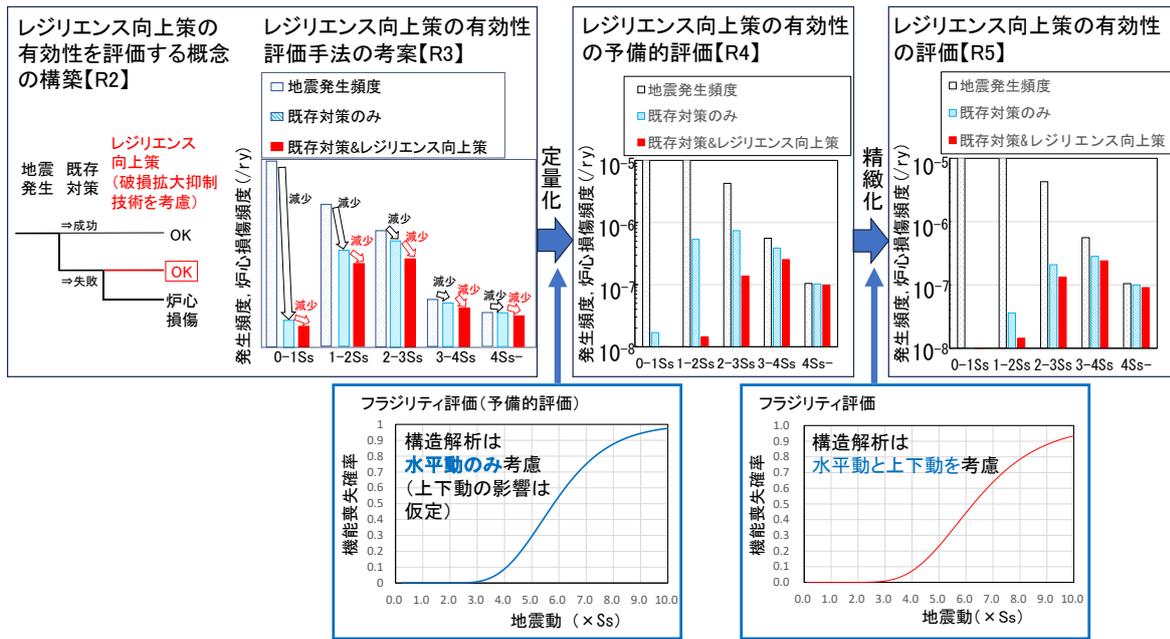


図 3.3.1(3)-1 過大地震時のレジリエンス向上策の有効性評価技術の構築の流れ

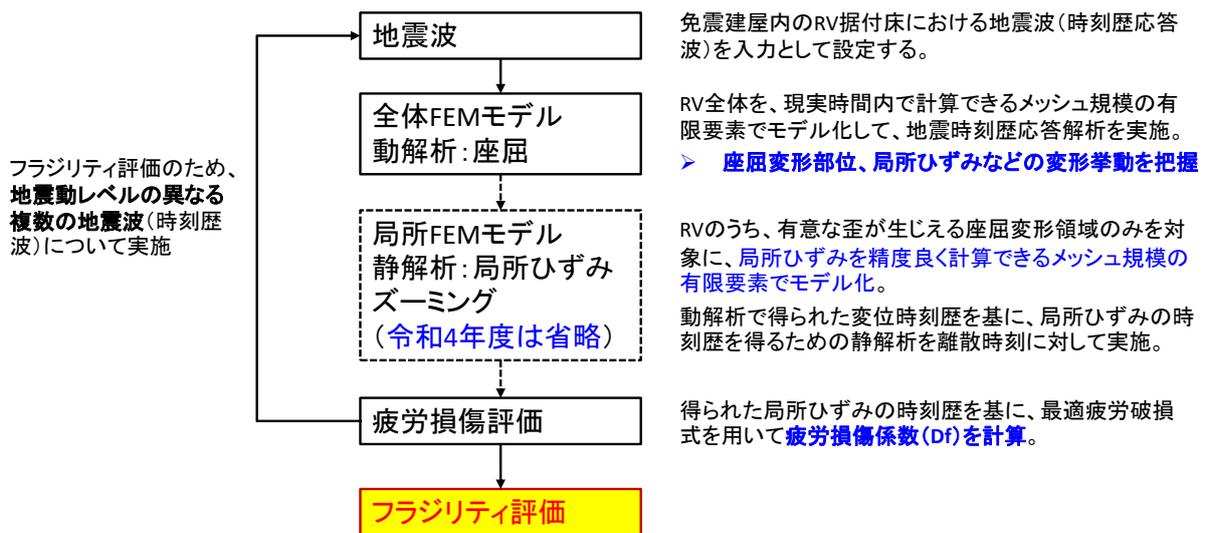


図 3.3.1(3)-2 疲労破損フラジリティ評価フロー

地震発生	起因事象				緩和機能	番号	事故カテゴリ
	免震装置健全性※1	原子炉容器健全性※2		1次主冷却系循環ポンプ(2台)同時軸固着	崩壊熱除去設備/運転員操作		
		座屈防止	レジリエンス向上策				
健全	健全	健全	健全	健全	1	LOHRS PLOF※3	
			固着	喪失	2		
	座屈	破損防止	健全	健全	3		
			固着	喪失	4	LOHRS PLOF※3	
			固着	健全	5		
		拡大・喪失			6		
損傷					7	LOHRS※4	
					8	炉心損傷※5	

- ※1 原子炉建屋健全性の分岐を省略するが、評価上考慮する。
- ※2 原子炉容器破損時には、従属的にガードベッセルも破損に至ると想定。
- ※3 炉心流量の急減による昇温によって炉心損傷に至ると想定。
- ※4 冷却材の流出によって炉心が露出し、炉心損傷に至ると想定。
- ※5 損傷時の影響は不明だが、炉心損傷に至ると想定。

LOHRS (Loss of Heat Removal System)

PLOF (Protected Loss of Flow)

図 3. 3. 1 (3)-3 レジリエンス向上策を考慮した JSFR の地震時のイベントツリー

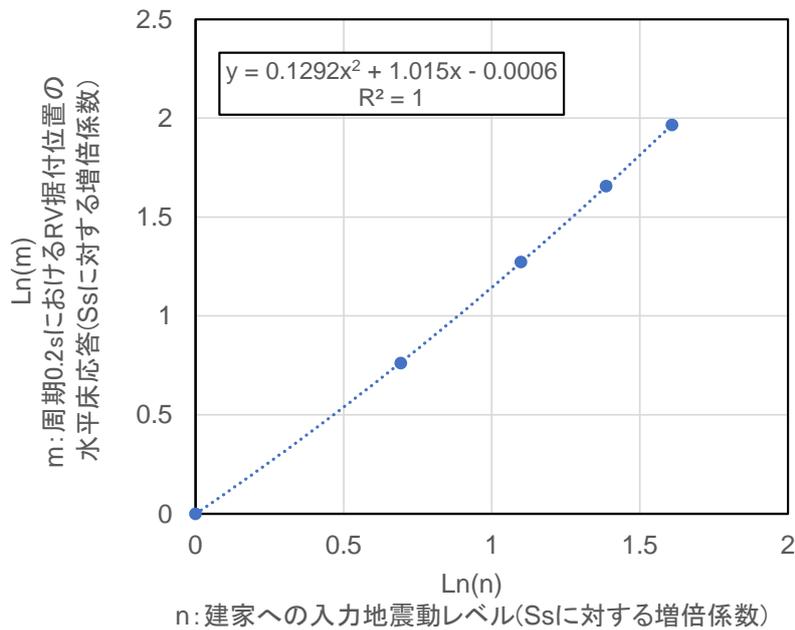
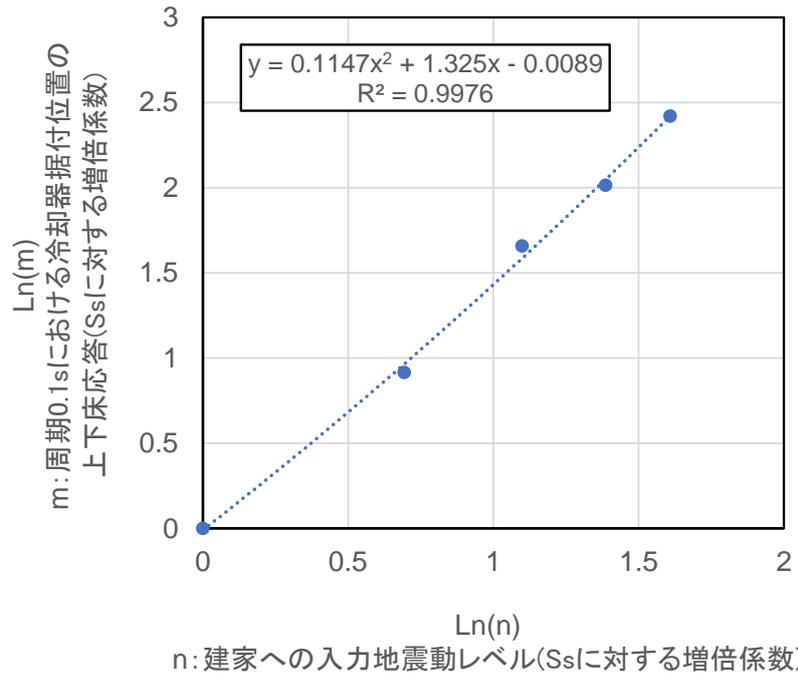


図 3. 3. 1 (3)-4 建屋入力地震動と床応答の関係 (水平)



注) RV 据付位置の上下床応答は得られていないことから、冷却器据付位置の上下床応答を参照

図 3. 3. 1(3)-5 建屋入力地震動と床応答の関係 (上下)

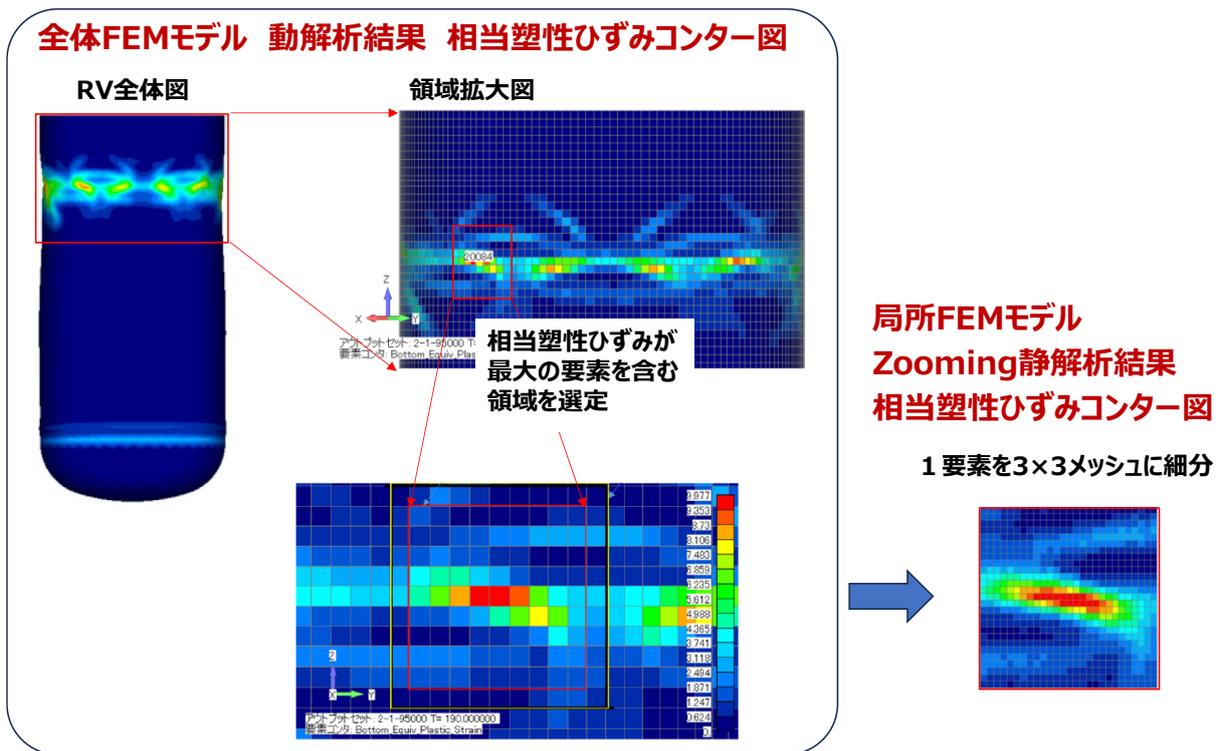


図 3. 3. 1(3)-6 ズーミング解析で対象とする領域とメッシュ（細分化）のイメージ図

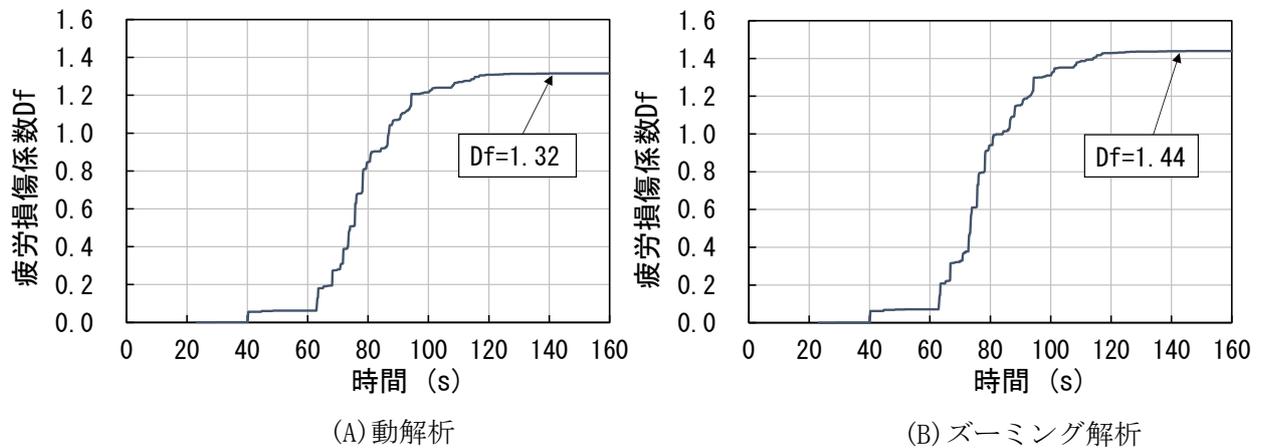


図 3. 3. 1(3)-7 疲労損傷係数 Df

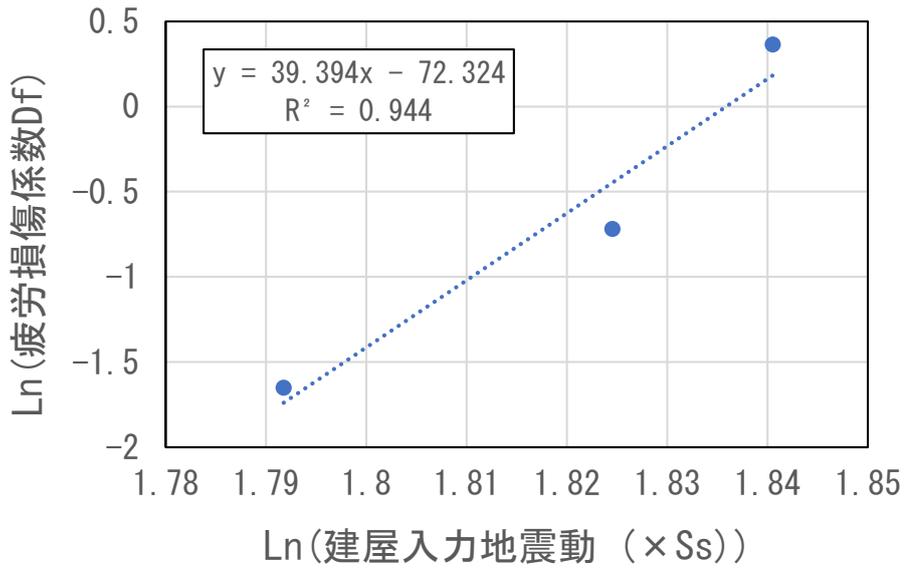


図 3.3.1(3)-8 建屋入力地震動と疲労損傷係数 Df の関係 (n=6.0、6.2、6.3 で近似)

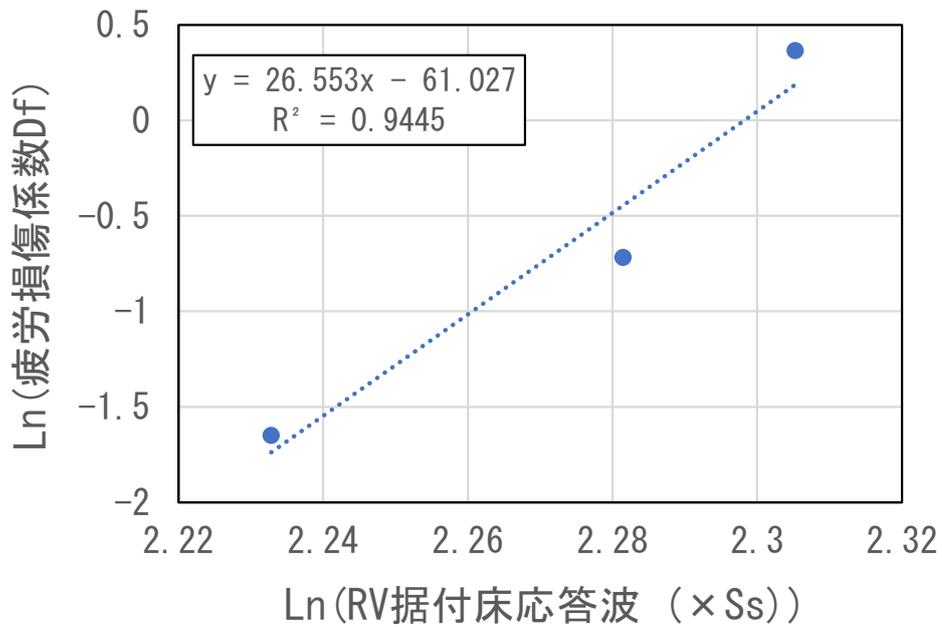
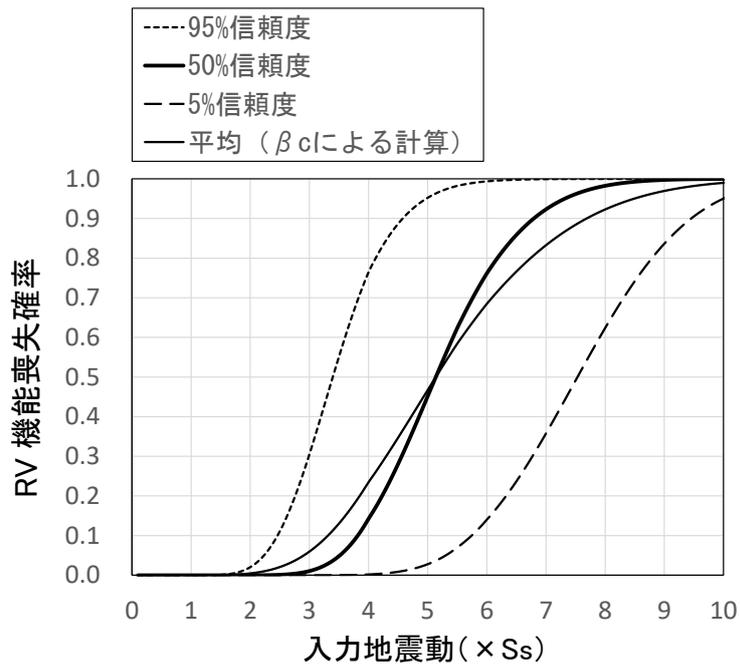
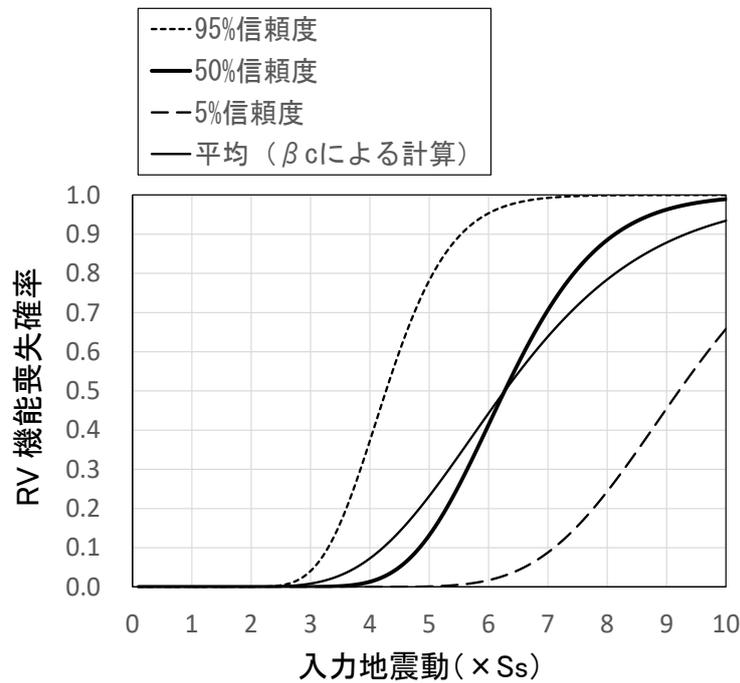


図 3.3.1(3)-9 RV 据付床応答と疲労損傷係数 Df の関係
(n=6.0、6.2、6.3 の RV 据付床応答波 $9.3 \times S_s$ 、 $9.8 \times S_s$ 、 $10.0 \times S_s$ で近似)

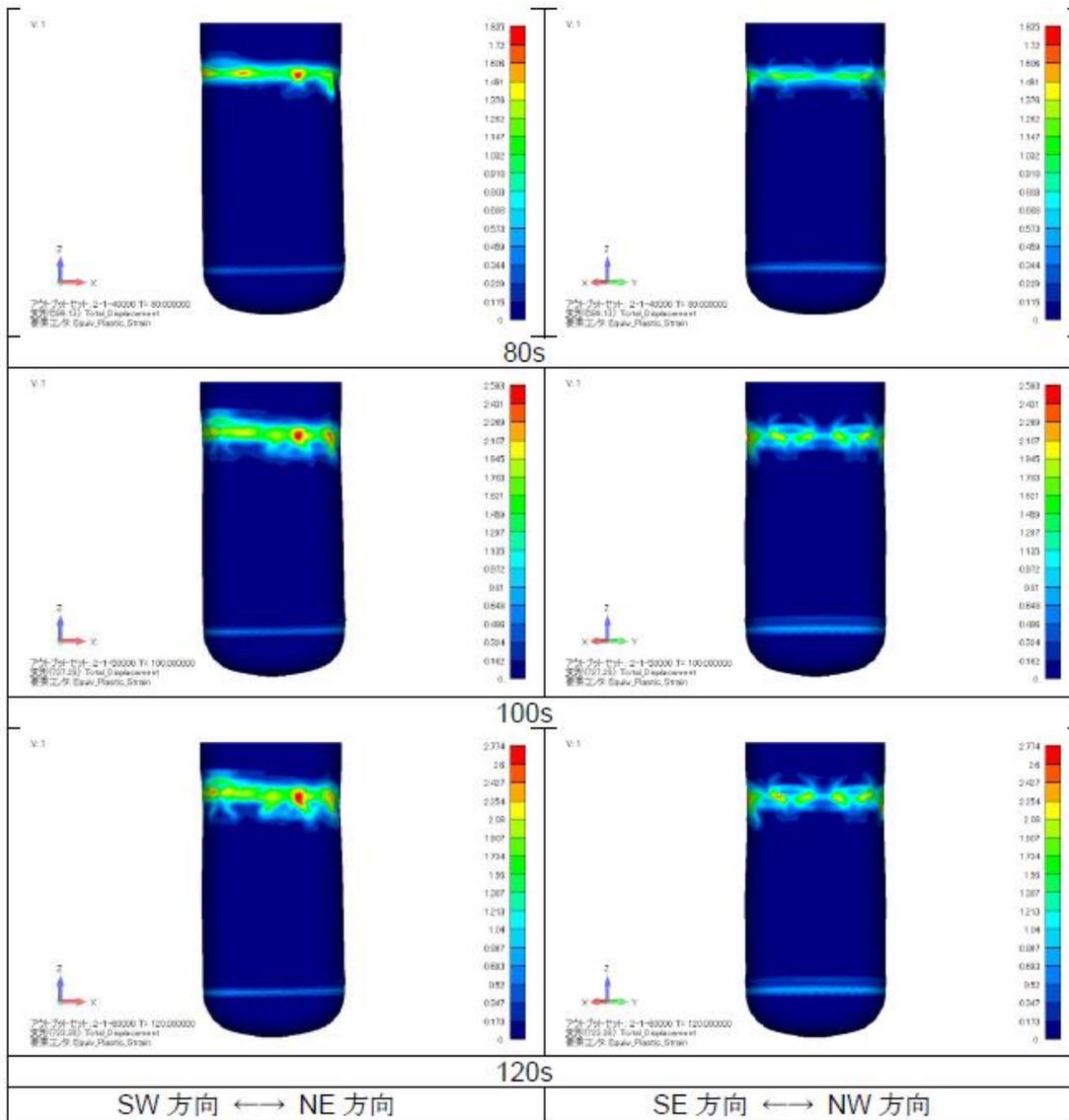


(a) 座屈を破損と想定



(b) 疲労破損を破損と想定

図 3.3.1(3)-10 次世代原子炉 JSFR の原子炉容器のフラジリティ



※X 軸方向が EW 方向, Y 軸方向が NS 方向

図 3. 3. 1(3)-11 累積相当塑性ひずみコンター図 (6.3×S_s の解析結果、80-120s)

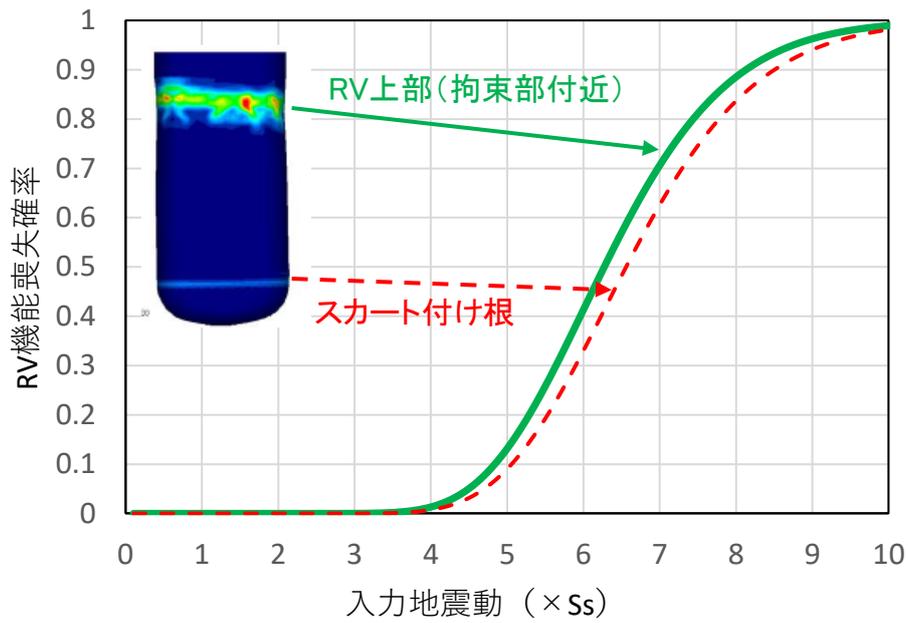


図 3.3.1(3)-12 次世代原子炉 JSFR の原子炉容器の脆弱性 (RV 上部とスカート付け根における 50%信頼度曲線の比較)

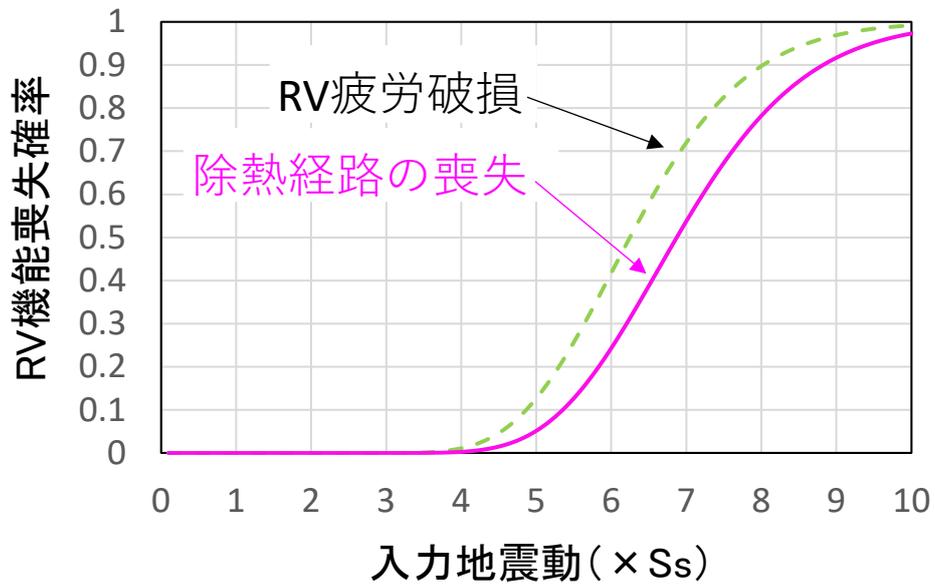


図 3.3.1(3)-13 除熱経路に関する脆弱性 (50%信頼度曲線の比較)

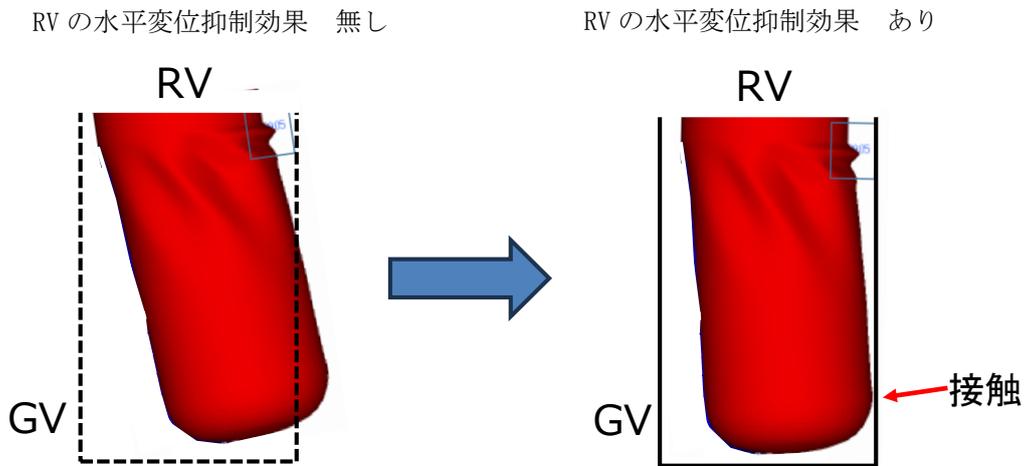


図 3.3.1(3)-14 RV の水平変位抑制効果のイメージ

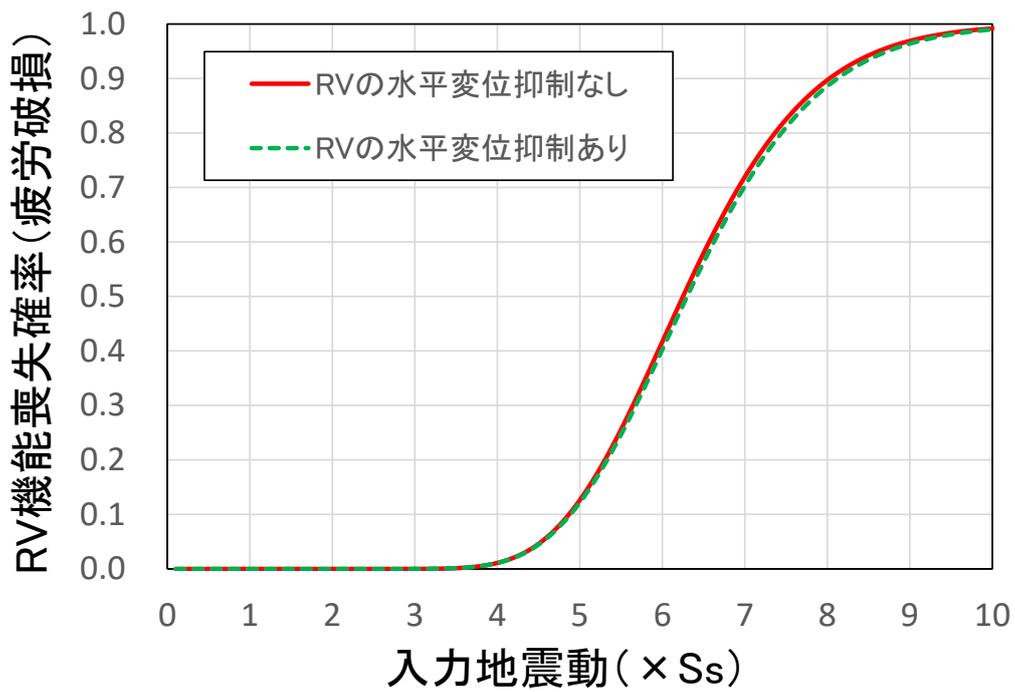


図 3.3.1(3)-15 次世代原子炉 JSFR の原子炉容器の fragility
(RV 水平変位抑制の有無について 50%信頼度曲線の比較)

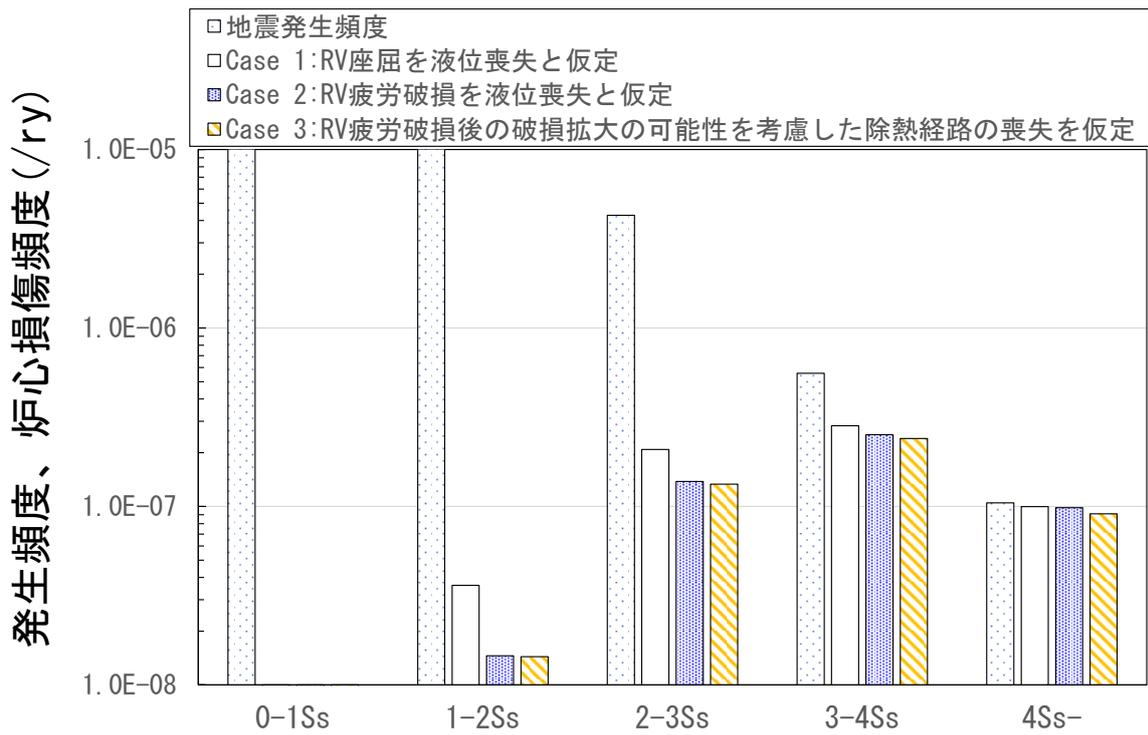


図 3.3.1(3)-16 地震動強さの区間毎の炉心損傷頻度（地震発生頻度含む、対数軸）

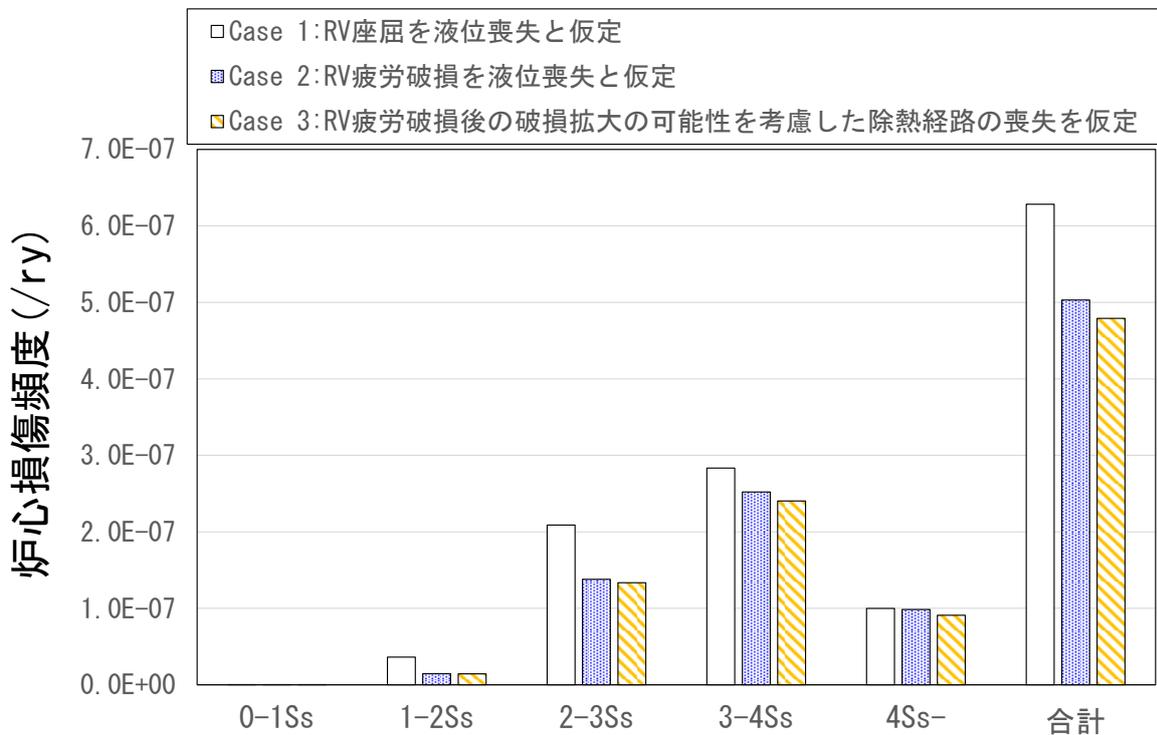


図 3.3.1(3)-17 地震動強さの区間毎の炉心損傷頻度（合計値含む、線形軸）

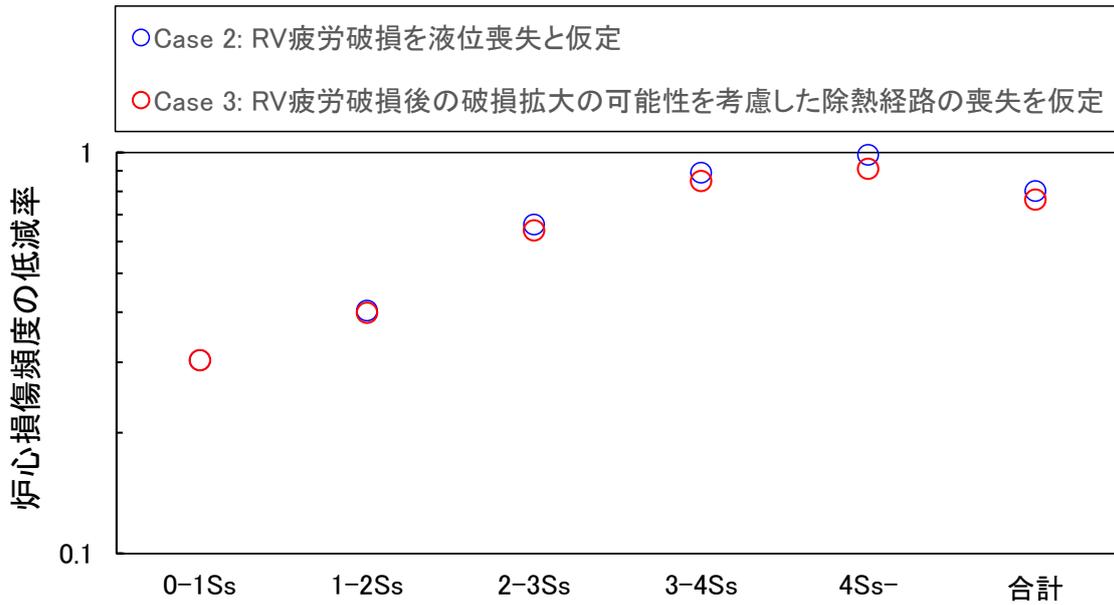


図 3. 3. 1 (3)-18 炉心損傷頻度の低減率

- Case1 : RV座屈を液位喪失と仮定
- ▨ Case2 : RV疲労破損を液位喪失と仮定
- ▩ Case3 : RV疲労破損後の破損拡大の可能性を考慮した除熱経路の喪失を仮定

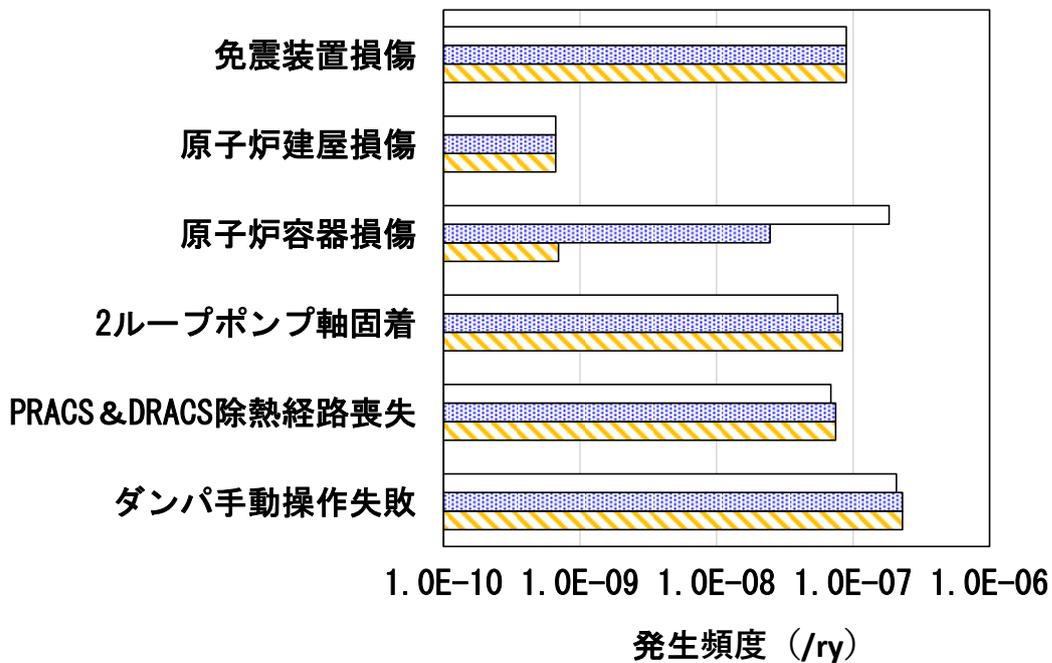


図 3. 3. 1 (3)-19 事故シーケンス発生頻度

(4) まとめ【R5】

受動安全構造がレジリエンス性能向上にもたらす効果を評価するため、令和3年度に改良した動的化レジリエンス指標を用いてAM策の時間・安全裕度の評価を行った。対象とする事故シナリオとしては、LOHRSを起因事象とする冷却材ナトリウムの蒸発と漏洩による炉心燃料露出を適用し、受動安全構造、及び追加的AM策として高圧時のラプチャーディスク破裂による原子炉容器圧力抑制と高温時の断熱材剥離(CVACSの除熱開始)による冷却材ナトリウムの冷却機能追加を適用した。この結果、ラプチャーディスク、受動安全構造、CVACSのいずれもが時間余裕と安全余裕を上昇させレジリエンス向上効果を持つことが示された。また、特にラプチャーディスクは重要であり、ラプチャーディスクがない場合には受動安全構造、CVACSのレジリエンス向上効果が発揮されないことが確認された。以上より、受動安全構造や追加的AM策によるレジリエンス向上効果の評価手法としての動的化レジリエンス指標の有効性が示された。

CVACSとして、CV外面冷却による炉心冷却方策を想定し、次世代原子炉の超高温時を対象にCVACSによる炉心の冷却性を評価するとともに、構造解析及び人間信頼性評価の結果を反映して冷却成功確率を評価し、これに基づく事故シーケンス頻度の定量化を行った。CVACS等による頻度低減の定量化を通じて、受動安全構造採用によるレジリエンス向上効果を定量的に示した。また、過大地震時を対象にRVフラジリティの推定及びこれに基づく事故シーケンス頻度の定量化を行った。ここで、RVが座屈したとしてもすぐには崩壊や破断が生じず安定状態を維持する場合を受動安全構造の特性とみなして想定し、これを考慮することで評価上の耐震性が向上することを過大地震時のレジリエンス向上策に想定した。レジリエンス向上策による頻度低減の定量化を通じて、レジリエンス向上策によりRV健全性に関する事故シーケンス頻度に低減効果があることを確認し、受動安全構造採用によるレジリエンス向上策の有効性を評価した。以上より、超高温時及び過大地震時におけるレジリエンス向上策の有効性評価技術を構築できた。

3.3.2 次世代原子炉のレジリエンス向上策（再委託先：原子力機構）【R2-R5】

次世代原子炉を対象として、超高温時の破損挙動に着目した原子炉容器(RV)／ガードベッセル(GV)／格納容器(CV)の構造解析を行い、レジリエンスを向上させる受動安全構造を検討した。また、過大地震時の破損挙動に着目したRVの3次元構造解析を行い、レジリエンスを向上させる受動安全構造を検討した。

(1) 超高温時のレジリエンス向上策の提案【R2-R5】

① 設定想定を超える事象における非弾性解析に関連する既往研究の調査【R2】

設定想定を超える事象における非弾性解析に関連する既往研究の調査として、軽水炉を含めて過去に実施された超高温時のバウンダリ変形解析技術を調査した。使用された解析コードやモデル改良等の調査結果を基にRV変形挙動の特徴を分析して、解析を行う上で留意すべき事項をまとめた。

② 超高温時の破損挙動に着目した構造解析【R2-R4】

1) もんじゅを対象とした予備解析【R2-R3】

令和2年度は、耐震振れ止めの下部支持構造を有する原子炉構造の例として、もんじゅ（例えば、[1]）を対象に予備解析を実施した。本解析にあたっては、もんじゅ機器の相互作用等を勘案し、RVに加えてGVや下部支持構造物、1次主冷却系配管（一部）についてもモデル化された1/3セクター解析モデルを用いた。本解析における想定事象として、多重破損起因の液位低下事象による炉心冷却機能喪失を想定した。温度推移は、初期温度から温度勾配を保ったまま10時間かけて530℃から900℃まで（RV胴部）の37℃/時間で昇温した。また、本解析では、多重破損起因の事象であることから、圧力は付与しないこととした。本解析における破損クライテリアとしては、JSME発電用原子力設備規格SA時の構造健全性評価ガイドライン（BWR鋼製格納容器編）BFCV3130[2]を参照し、応力の多軸性を考慮した許容破断ひずみの評価式を用い、補正係数 β は規格で定められた0.47を使用した。破損クライテリアとして許容破断ひずみ（限界3軸ひずみ）を算定し、これと相当非弾性ひずみの比較により破損を評価した。内圧を課さない本解析の結果、熱膨張による変形が下向きに進むが、懸念された超高温時の自重による変形は小さく、RV上部胴を含む各所の相当非弾性ひずみは破損クライテリアに対して十分に低く破損に至らないことを確認した。一方で、GVは下部支持構造と接触した底部において比較的大きなひずみが生じ、破損クライテリアに対して相当非弾性ひずみは下回っているが、有意な評価値となることを確認した。

令和3年度は、もんじゅのRVは上吊りされているが、900℃の超高温による変形時には、RV胴部に接続された配管と耐震振れ止めの下部支持構造によっても支持され、RV上部胴の応力挙動に影響を及ぼす可能性に着目し、下部支持構造がない場合のRV上部胴への影響を確認した。解析の結果、下部支持構造がない場合のRV上部胴の応力推移は、下部支持構造がある場合と同様の傾向であった。また、RV入口ノズル部の応力推移も、下部支持構造がある場合と同様の傾向であった。本結果は、令和2年度の解析で熱変形によりRV底部とGV底部が側面で接触し、さらにGV底部と下部支持構造が接触したが、これらの接触挙動はRV上部胴の応力等の推移に影響していないことを示唆する。

以上により、耐震振れ止めの下部支持構造を有する原子炉構造としてもんじゅを例とした構造解析の結果、内圧を課さない場合の 900℃の超高温による変形挙動を把握し、熱膨張による変形が下向きに進むが、超高温時の自重による変形は小さいことを確認した。また、RV 上部胴の応力等の推移は、昇温とともに応力が緩和され、相当非弾性ひずみは破損クライテリアに対して十分に低く破損に至らないことを確認した。さらに、これらの挙動に対し、熱変形による RV と GV、下部支持構造の接触による影響が有意でないことを確認した。

2) 解析条件の整理と 2 次元軸対称解析モデルの構築【R2】

次世代原子炉として、JSFR ループ型炉の設計情報（例えば、[3]から[5]）に基づき、RV 及び GV の寸法、材料特性等の解析条件を整理して、汎用有限要素解析コード FINAS/STAR による 2 次元軸対称の解析モデルを作成した。解析手法はクリープを考慮した熱弾塑性クリープ解析とし、弾塑性挙動に関する構成則は温度依存の等方硬化とした。

モデル化した構造の特徴を以下に示す。

- JSFR は 1 次主冷却系配管が炉上部からのトップエントリー方式であることから、RV 及び GV が軸対称であることを踏まえ、それぞれの容器は軸対称でモデル化。
- RV について、内部構造は、ダム底部 Y ピース、ダム内壁、炉心支持スカート Y ピース、受け皿 Y ピース、受け皿を有することからこれらの構造もモデル化。
- 材料は 316FR 鋼及び SUS304。
- RV スカート下端部及び GV 上部が拘束される構造であることをモデル化。
- JSFR 炉内構造物の自重は Y ピース、受け皿に対して荷重を載荷。

上記によって作成した JSFR の 2 次元軸対称解析モデル及び諸条件を図 3.3.2(1)-1 に示す。本モデルにおいて、節点数は 52190、要素数は 44061 である。

3) 想定すべき破損シーケンスの同定【R2】

次世代原子炉のレジリエンス向上策の検討のため、想定すべき破損シーケンスとして、最も過酷な条件として、炉停止直後に崩壊熱除去系全系統が機能喪失する LOHRS において、以下を考慮した。

- ・外部電源喪失を起因事象。
- ・原子炉トリップは成功。
- ・崩壊熱除去系は起動しない。
- ・既存の AM に期待しない。

JSFR を対象とすると、本想定下では、1、2 次系に循環力が残り、定格流量の 2 %程度が確保されるとともに、1、2 次系がヒートシンクとして作用し、緩慢な事象推移となる。図 3.3.2(1)-2 に温度推移、図 3.3.2(1)-3 に圧力推移を示す[6]。

4) JSFR ループ型炉の RV と GV の超高温時の破損挙動に着目した構造解析【R3】

受動安全構造を活用したレジリエンス向上策を検討するため、令和 2 年度に構築した汎用有限要素解析コード FINAS/STAR による JSFR ループ型炉の 2 次元軸対称解析モデルを用い、RV と GV の超高温時の破損挙動に着目した構造解析を実施した。本事象では、圧力が上昇し、安全弁が開

となる 0.8 MPa[gage]で圧力が維持されることに着目して、RV 及び GV の破損挙動に及ぼす影響を確認し、レジリエンス向上策を検討する観点で解析ケースを設定した。令和 3 年度の解析ケースを表 3.3.2(1)-1 に示す。

ケース 1A は 900℃までの超高温時の挙動を把握することを目的とした基準ケースであり、20 時間で 900℃まで昇温する。ケース 1B は圧力が 0.8 MPa[gage]まで上昇することに伴う沸点上昇によってナトリウム温度が 900℃を超過することを考慮して、昇温率はケース 1A と同様として、昇温時間（解析時間）を最高 1200℃まで延長したケースである。ケース 2A はケース 1A に対して GV がなかった場合の影響を確認したケースであり、ケース 2B はさらに圧力に対するレジリエンス向上策として初期に減圧に成功した場合の影響を確認したケースである。

解析の結果、ケース 1A 及び 1B の変形挙動としては、下向きの熱膨張による変形とともに圧力による RV 上部胴の径方向への変形が顕著となり、914℃で急激な変形増加に伴い計算を終了させた。急激な変形増加は実現象においても破損の目安であると考えられる。本結果から、急激な変形増加に至る前のケース 1A の 900℃（20 時間）時点までには、温度或いは圧力に対するレジリエンス向上策を実行する必要があると考える。ケース 2A は、ケース 1 に対して GV がなかった場合の影響を確認したケースであるが、GV がいない場合は、861℃で急激な変形増加に伴い計算を終了させた。計算終了のタイミングはケース 1 よりも早期であったことから、RV と GV が接触し、RV を支持、膨張を拘束する破損抑制機能が GV にあることを確認した。ケース 2B は、圧力に対するレジリエンス向上策として初期に減圧に成功した場合の影響を確認したケースであり、超高温時の変形挙動としては、下向きの熱膨張による変形となった。初期に減圧に成功した場合は、内圧を課したケース 1 と異なり、RV 上部胴の応力は 9 MPa 程度で低く推移し、GV による支持がなくとも健全性は確保される見通しとなった。

5) CV も含めた解析モデルによる予備解析【R3】

a) JSFR ループ型炉の CV も含めた予備解析モデルの構築

4) の RV と GV の超高温時の破損挙動を踏まえ、GV に加えて CV によって膨張を拘束する破損抑制機能を期待し、GV と CV 間の距離を調整した 2 次元軸対称解析モデルを構築した。GV と CV 間の距離の調整にあたっては、急激な変形に至る前の膨張拘束機能を確認する観点で、2 段階のモデル化を行った。具体的には、モデル 1 としてまずは、CV 壁となる円筒を GV 外側に設け、GV/CV 壁間の距離は膨張を十分拘束するよう 100 mm としてその拘束状況を確認した上で、モデル 2 として CV 床となる平板を下に設けた。モデル 2 の GV/CV 床間の距離は、モデル 1 の結果から GV 最下端から 500 mm とした。

b) JSFR ループ型炉の CV も含めた予備解析

令和 3 年度は予備解析として、a) で構築したモデルを用いて CV の有効性を確認した。

解析の結果、CV 壁を横に設けたモデル 1 については、976℃で急激な変形増加に伴い計算を終了させた。CV 壁の横からの支持により、下方へ大きく変形するものの、急激な変形増加のタイミングが CV 壁未考慮の場合（すなわち 4) で述べたケース 1B) の 914℃より高温に遅延したことから、CV の径方向の破損抑制機能によってレジリエンスが向上することを確認した。CV 床を下に設けたモデル 2 については、1070℃で急激な変形増加に伴い計算を終了させた。CV 壁に加えて、

CV 床の支持により、急激な変形増加のタイミングがモデル 1 の 976℃より高温に遅延したことから、CV の下方向の破損抑制機能によってレジリエンスがさらに向上することを確認した。今回の CV 床は平板を想定したが、CV 床による上部胴の支持は RV 鏡板部と RV 中部胴を通してであることから、これら部位において十分な剛性が必要となる。RV 鏡板部と RV 中部胴の剛性が低下すると上部胴を支えきれなくなることから、単純な平板構造ではなく、RV 鏡板部と RV 中部胴も拘束する支持構造によってさらなる破損抑制機能が期待できる。

6) 次世代原子炉のレジリエンス向上策の検討【R3-R4】

令和 3 年度は、受動安全構造を活用した次世代原子炉のレジリエンス向上策の候補を検討し、4) 及び 5) の構造解析を実施した。上吊りの RV、GV を有する JSFR における受動安全構造を活用したレジリエンス向上策として、以下を挙げた。

- ・ 減圧方策
- ・ 減圧失敗時の RV 変形抑制方策
- ・ CV 冷却方策 (3.3.1(2)参照)

令和 4 年度は、上記の超高温時の変形に対する圧力及び CV の影響に着目したレジリエンス向上策の検討を実施した (図 3.3.2(1)-4)。具体的には、圧力の低減方策について、以下を提案した。

【圧力対策 1】：安全弁により圧力が 0.8 MPa[gage]で維持されるが 900℃に至る前 (17 時間) に圧力を低減する方策の実行 (温度に着目した対策)

【圧力対策 2】：安全弁が機能せず、0.8 MPa[gage]を超えて圧力上昇が継続する場合を想定し、受動安全構造としてのラプチャディスク等を採用した圧力低減方策 (圧力に着目した対策)

また、CV の影響に関して、RV 下方向からの支持による受動安全構造について、以下を提案した。なお、CV 壁については、保守性の観点から原設計の GV-CV 間 54 cm のままとした。

【RV 下方向からの支持方策】：上吊りの RV に対して、GV は CV 床に台座を設けて支持し、超高温時に変形した際には、RV を下方向から支持し、下部の変形を拘束することによって RV 底部での破損を防止するとともにナトリウム液位を保持する方策

上記の対策を考慮したイベントツリーを図 3.3.2(1)-5 に示す。

7) 超高温時のレジリエンス向上策を適用した構造解析【R4】

6) で検討した超高温時の受動安全構造を活用したレジリエンス向上策の有効性を確認するための構造解析を実施した。解析ケースを表 3.3.2(1)-2 に示す。ケース 3 は圧力の低減方策の有効性を確認するための解析であり、ケース 3A は基準解析として圧力低減方策を実施せずに安全弁の設定値である 0.8 MPa[gage]で維持したまま昇温する条件、ケース 3B は圧力対策 1 を実施し、900℃に至る前 (17 時間) に AM 策を実施し、圧力を低減する条件、ケース 3C は圧力対策 2 におけるラプチャディスクの破損圧力設定の観点から安全弁の設定値 0.8 MPa[gage]を超えて圧力上昇を継続する条件であり、安全弁の機能喪失を想定している。ケース 4 は、RV 下方向からの支持による受動安全構造の有効性を確認するため、RV 下部の変形を拘束する CV 床の台座をモデル化した条件である。なお、ケース 3B 及び 3C については、圧力対策の観点から図 3.3.2(1)-6 に

示す圧力推移とした。ケース4の解析モデルについては、GVを床置きとしたことから、熱膨張時の変形方向がRVと異なるため、200℃において200mmの保全のための隙間を確保する観点で台座及びGVの初期位置を鉛直下方向に80mmオフセットさせたモデルとした。図3.3.2(1)-7にケース4(GV床置き)の解析モデルを示す。

解析の結果、ケース3Aでは、RV上部胴で温度上昇とともに高応力が生じるが、15時間(850℃)以降は急激に緩和される傾向となった。これは、RVとGVが接触し、RVの膨張を拘束したことによると考える。さらに、20時間(900℃)以降もRVとGVはともに径方向に膨張し、902℃でCV壁と接触した。なお、CV壁と接触する前にRV上部胴は破損している可能性がある。ケース3Bでは、17時間までに圧力低減方策を実行することにより応力が低減され、ナトリウムの沸点(883℃)程度に至ってもRVの健全性が確保されることを確認した。ケース3Cでは、圧力が0.8MPa[gage]を超えて上昇することから、RVとGVは径方向への膨張によってケース3Aよりも早い12時間程度でCV壁及びCV床と接触した。また、13時間程度(789℃)でRV上部胴は破損している可能性がある。12時間時点での圧力は2.0MPa[gage]程度である一方、温度は800℃に至らないことから、RVの健全性を確保可能なラプチャディスクの設定圧として、安全弁の設定圧の2倍の1.6MPa[gage]程度を目安とした。ケース4では、897℃でCV壁と接触した。RV上部胴については、ケース3Aと同様に20時間に至る前に破損している可能性がある。ここで、20時間以降も昇温が継続した場合の変形挙動については、ケース3Aと同様、超高温時には炉心が下方向に沈み込むが、RV上部胴及び炉心支持構造の付け根部がRV下部に先行して破損する見通しである。これは、CV壁が保守性の観点から原設計のGV-CV間54cmのままとしたことにより、変形挙動に対してCV壁方向への圧力膨張による影響が相対的に大きくなったと理解する。さらに、ケース3Aでも述べたとおり、本評価では、RV下部は相対的に温度が低いことから、RV下部の温度も高温となる事象の場合は本対策が有効と考える。

③ 超高温時の受動安全構造を活用したレジリエンス向上策の有効性確認【R5】

次世代原子炉を対象として、超高温時の破損挙動に着目したRV/GV/CVの大規模構造解析を行い、受動安全構造を活用したレジリエンス向上策の有効性を確認した。具体的には、令和4年度に検討した受動安全構造を活用したレジリエンス向上策として、1.6MPa[gage]までの昇圧後のラプチャディスクによる圧力逃し機能を模擬(上部胴の圧力による破損を防止)するとともに、床置きGV等による変形の拘束機能を適用した構造解析を実施した。なお、CVACSとしてのCV外面冷却方策については、3.3.1(2)において有効性評価を実施した。

1) JSFR ループ型炉の超高温時の受動安全構造を活用したレジリエンス向上策の有効性確認

令和5年度の解析ケースを表3.3.2(1)-3に示す。事象発生時は、既存のAM策等として、崩壊熱除去系による自然循環除熱に成功すれば、低温停止状態に移行し事象は終息に向かうが、失敗した場合の対策として、ケース2及び3に相当する圧力制御方策を提案するものである。ケース2は、事象発生後直ちにAM策により圧力を低減させる対策である。ケース3Aは圧力低減方策を実施せずに安全弁の設定値である0.8MPa[gage]で維持する対策、ケース3Bは900℃に至る前(17時間)にAM策により圧力を低減させる対策、ケース3Cは安全弁の設定値0.8MPa[gage]を超えて圧力上昇が継続する条件であり、安全弁の機能喪失を想定している。安全弁は動力源を必

要としないが、駆動機構を有することから何らかの駆動機構の機能喪失による安全弁の不作動を想定した。ケース 3D は、ケース 3C に対して受動安全構造としてのラプチャディスクを RV の圧力開放系に採用し、その設定圧を 1.6 MPa[gage]として、1.6 MPa[gage]到達後に即座に 0MPa に圧力を逃す対策である。ケース 3D の圧力推移を図 3.3.2(1)-8 に示す。ケース 4 は、RV 下方向からの支持による受動安全構造として、RV 下部の変形を拘束する床置き GV 及び CV 床の台座を提案するものであり、圧力に着目した構造解析を実施した。ケース 4A は、GV 床置きで圧力低減方策を実施せずに安全弁の設定値である 0.8 MPa[gage]で維持する対策、ケース 4C は、GV 床置きで 0.8 MPa[gage]を超えて圧力上昇が継続するケース 3C に相当する圧力条件（図 3.3.2(1)-6）である。ケース 4D は、GV 床置きで 1.6 MPa[gage]まで昇圧後に即座に 0 MPa[gage]に圧力を逃すケース 3D に相当する圧力条件（図 3.3.2(1)-8）である。上記の解析ケースのうち、令和 5 年度は、ケース 3D、4C、4D を実施した。解析には、令和 4 年度までに構築した JSFR ループ型炉の 2 次元軸対称解析モデルを用いた。想定すべき破損シーケンスとして、令和 4 年度までと同様に、炉停止直後に崩壊熱除去系全系統が機能喪失する LOHRS において、1、2 次系に循環力が残り、定格流量の 2 %程度が確保されるとともに、1、2 次系がヒートシンクとして作用し、緩慢な事象推移となることを考慮した解析条件とした。

ケース 3D の結果として、図 3.3.2(1)-9 に 900°Cにおける変形・相当応力分布、図 3.3.2(1)-10 に 900°Cにおける変形・相当塑性ひずみ分布、図 3.3.2(1)-11 に 900°Cにおける変形・延性破壊評価値分布、図 3.3.2(1)-12 に応力推移及び延性破壊評価値推移を示す。延性破壊評価値は、②1)で述べた破損クライテリアである許容破断ひずみ（限界 3 軸ひずみ）に対する、相当非弾性ひずみの比とした。応力推移及び延性破壊評価値推移のとおり、10.6 時間（1.6 MPa[gage]）で圧力を逃すことにより応力が低減され、RV の健全性が確保されることを確認した。なお、RV 支持スカート部の応力値が相対的に大きくなっているが、本解析では固定されているとして取り扱っているためであり、実機設計ではスライド機構を有することから、固定方法の見直しによる設計対応が可能である。

ケース 4C の結果として、図 3.3.2(1)-13 に 758°Cにおける変形・相当応力分布、図 3.3.2(1)-14 に 758°Cにおける変形・相当塑性ひずみ分布、図 3.3.2(1)-15 に 758°Cにおける変形・延性破壊評価値分布、図 3.3.2(1)-16 に応力推移及び延性破壊評価値推移を示す。758°Cに到達した 12 時間程度で上部胴の延性破壊評価値が 1 に至ることから、上部胴は破損している可能性がある。ケース 3C でも上部胴が先行して破損したが、本評価では、RV 下部は相対的に温度が低いことから、RV 下部の温度も高温となる事象の場合は GV 床置きによる RV 下部での破損防止対策の有効性は高くなると考える。

ケース 4D の結果として、図 3.3.2(1)-17 に 900°Cにおける変形・相当応力分布、図 3.3.2(1)-18 に 900°Cにおける変形・相当塑性ひずみ分布、図 3.3.2(1)-19 に 900°Cにおける変形・延性破壊評価値分布、図 3.3.2(1)-20 に応力推移及び延性破壊評価値推移を示す。応力推移及び延性破壊評価値推移のとおり、10.6 時間（1.6 MPa[gage]）で圧力を逃すことにより応力が低減され、RV の健全性が確保されることを確認した。

本研究における LOHRS に伴う超高温時のシナリオでは、LOHRS 発生後、1、2 次系に循環力が残り、事象進展が緩慢に推移しながら超高温に至る。図 3.3.2(1)-21 に示すように RV 底部が破損した場合、早期に炉心が露出し、露出後は短時間で炉心が損傷することから除熱機能の復旧や代

替冷却設備等の AM 策導入までの時間余裕の観点から RV 底部の破損を回避することが重要となる。本研究における高温構造解析によって、RV 底部の破損は極めて起こりにくいことを示した。よって、基軸の事象推移は、液位は確保されるが長時間かけてナトリウムが昇温し沸騰しながら液位が低下する沸騰型のシナリオとなる。すなわち、炉心露出まで RV のナトリウムバウンダリを維持して AM 策導入を確実にすることが重要となる。令和 2 年度から令和 5 年度に実施した解析結果は、減圧によって早期の炉心露出に対する事故管理の猶予期間が改善される可能性があることを示唆している。また、RV の変形（膨張）に対する内圧の影響に対する対策として、GV を床置きする CV の拘束機能により、レジリエンスが向上することを確認した。以上により、ラプチャディスク等の圧力逃がし機能や GV を床置きする CV の拘束機能等の受動的安全構造の組み合わせ効果により、過酷事故につながる可能性のある超高温条件に対する対策としてレジリエンスが向上することを確認した。

④ まとめ

炉停止は成功するものの崩壊熱除去系全系統が機能喪失する LOHRS を対象として、超高温時の RV 及び GV の変形に対する圧力及び CV の影響に着目した受動安全構造を活用したレジリエンス向上方策を提案し、その有効性を確認するため、次世代原子炉を対象として、汎用有限要素解析コード FINAS/STAR を用いて構造解析を行った。

高温条件下での構造解析により、RV 及び GV の破損挙動を把握し、高温による強度低下と内圧の影響が大きいことがわかり、以下の対策の実施が有効であることを確認した。

【高温時の強度低下に伴う内圧破損に着目した AM 策の実施】：安全弁により圧力が 0.8

MPa[gage]で維持されるが温度上昇が継続する場合を想定し、900℃に至る前に圧力を低減する AM 策

【圧力低減に着目した受動安全構造】：安全弁が機能せず、0.8 MPa[gage]を超えて圧力上昇

が継続する場合を想定し、ラプチャディスク等の受動安全構造を採用した圧力低減方策

【変形の拘束に着目した受動安全構造】：上吊りの RV に対して、GV は CV 床に台座を設けて床

置きし、超高温時に変形した際には、RV を下方向から支持し、下部の変形を拘束することによって RV 底部での破損を防止するとともにナトリウム液位を保持する方策（CV による変形の拘束）

【CV 冷却方策（CVACS）】：RV から CV への放射熱伝達及び自然対流熱伝達を期待し、鋼製 CV を自然対流により冷却する方策

この解析結果は、減圧によって早期の炉心露出に対する事故管理の猶予期間が改善される可能性があることを示唆している。また、RV の変形（膨張）に対する内圧の影響に対する対策として、GV を床置きする CV の変形拘束機能により、レジリエンスが向上することを確認した。以上により、ラプチャディスクの圧力逃がし機能や GV を床置きする CV の変形拘束機能等の受動的な安全構造の組み合わせ効果により、過酷事故につながる可能性のある超高温条件に対する対策としてレジリエンスが向上することを確認した。

参考文献

- [1] 日本原子力研究開発機構 高速炉・新型炉研究開発部門 敦賀総合研究開発センター、「高速増殖原型炉もんじゅ -その軌跡と技術成果-」、JAEA-Technology 2019-007 (2019)
- [2] 日本機械学会、「発電用原子力設備規格 シビアアクシデント時の構造健全性評価ガイドライン (BWR 鋼製格納容器編)」 (2014)
- [3] H. Kamide, et al., “JSFR DESIGN PROGRESS RELATED TO DEVELOPMENT OF SAFETY DESIGN CRITERIA FOR GENERATION IV SODIUM-COOLED FAST REACTORS (1) OVERVIEW,” Proc. of ICONE-23, 1666, (2015).
- [4] S. Kubo and S. Shimakawa, “JSFR DESIGN PROGRESS RELATED TO DEVELOPMENT OF SAFETY DESIGN CRITERIA FOR GENERATION IV SODIUM-COOLED FAST REACTORS (2) PROGRESS OF SAFETY DESIGN,” Proc. of ICONE-23, 1748, (2015).
- [5] Y. Enuma, et al., “JSFR DESIGN PROGRESS RELATED TO DEVELOPMENT OF SAFETY DESIGN CRITERIA FOR GENERATION IV SODIUM-COOLED FAST REACTORS (3) PROGRESS OF COMPONENT DESIGN,” Proc. of ICONE-23, 1492, (2015).
- [6] 松尾他、「M05:JSFR の PLOHS 時の事象推移の検討 (1)PLOHS 時におけるプラント応答過程の解析」、日本原子力学会 2012 年秋の大会 (2012)

表 3.3.2(1)-1 令和3年度のJSFR解析ケース

ケース	RV	GV	CV	圧力	最高温度	備考/着眼点	
1	A	○	○	-	○	900℃	<ul style="list-style-type: none"> ・基準ケース ・圧力上昇(最大0.8 MPa : 安全弁開) ・GVの効果
	B	○	○	-	○	1200℃ (914℃)*	<ul style="list-style-type: none"> ・圧力上昇(最大0.8 MPa : 安全弁開) ・圧力上昇に伴う最高温度(沸点)上昇 ・GVの効果
2	A	○	-	-	○	1200℃ (861℃)*	<ul style="list-style-type: none"> ・圧力上昇(最大0.8 MPa : 安全弁開) ・圧力上昇に伴う最高温度(沸点)上昇
	B	○	-	-	-	900℃	<ul style="list-style-type: none"> ・計算初期に減圧を想定 (圧力に関するレジリエンス向上方策成功)

* : 計算を終了させた温度

表 3.3.2(1)-2 令和4年度のJSFR解析ケース

ケース	RV	GV	CV	圧力	備考	
3	A	○	○	○ (GV-CV平板壁54 cm、 GV-CV平板床125.5 cm)	0.8 MPa	基準解析
	B	○	○	○ (GV-CV平板壁54 cm、 GV-CV平板床125.5 cm)	0.8 MPa→0 MPa (17 hr後)	900℃到達近傍で圧力低減を模擬 【圧力対策1】
	C	○	○	○ (GV-CV平板壁54 cm、 GV-CV平板床125.5 cm)	0.8 MPa超 (7.8 hr以降も圧力 上昇を継続)	安全弁の機能喪失による、圧力上昇の 継続を模擬 【圧力対策2】
4	○	○ (床置き)	○ (GVを床から支持)	0.8MPa	RVを下方向から支持し、下部の変形を 拘束 【RV下方向からの支持方策】	

表 3.3.2(1)-3 令和5年度のJSFR解析ケース

ケース	GV	CV	圧力	備考
3	A	○ (GV-CV平板壁54 cm、 GV-CV平板床125.5 cm)	0.8 MPa	基準解析
	B	○ (GV-CV平板壁54 cm、 GV-CV平板床125.5 cm)	0.8 MPa →0 MPa (17 hr後)	900 °C到達近傍で圧力低減を模擬
	C	○ (GV-CV平板壁54 cm、 GV-CV平板床125.5 cm)	0.8 MPa超(7.8 hr以 降も圧力上昇を継 続)	安全弁の機能喪失による、圧力上昇の 継続を模擬
	D	○ (GV-CV平板壁54 cm、 GV-CV平板床125.5 cm)	0.8 MPa→1.6 Mpa →0 MPa	安全弁の機能喪失によって圧力は上昇 するが、1.6 MPa到達時にラプチャディス クが破損し圧力が低下することを模擬
4 (令和4年度 ケース4)	A (床置き)	○ (GVを床から支持)	0.8 MPa	RVを下方向から支持し、下部の変形を拘束
	C (床置き)	○ (GVを床から支持)	0.8 MPa超(7.8hr以 降も圧力上昇を継 続)	安全弁の機能喪失による、圧力上昇の 継続を模擬
	D (床置き)	○ (GVを床から支持)	0.8 MPa→1.6 Mpa →0 MPa	安全弁の機能喪失によって圧力は上昇 するが、1.6 MPa到達時にラプチャディス クが破損し圧力が低下することを模擬

赤枠: 令和5年度解析ケース

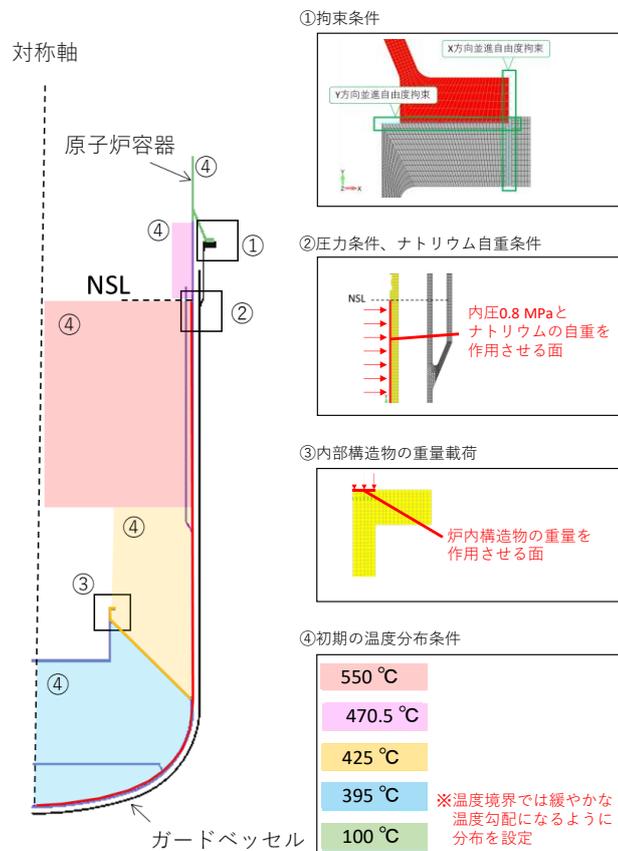


図 3.3.2(1)-1 JSFRの2次元軸対称解析モデル及び諸条件

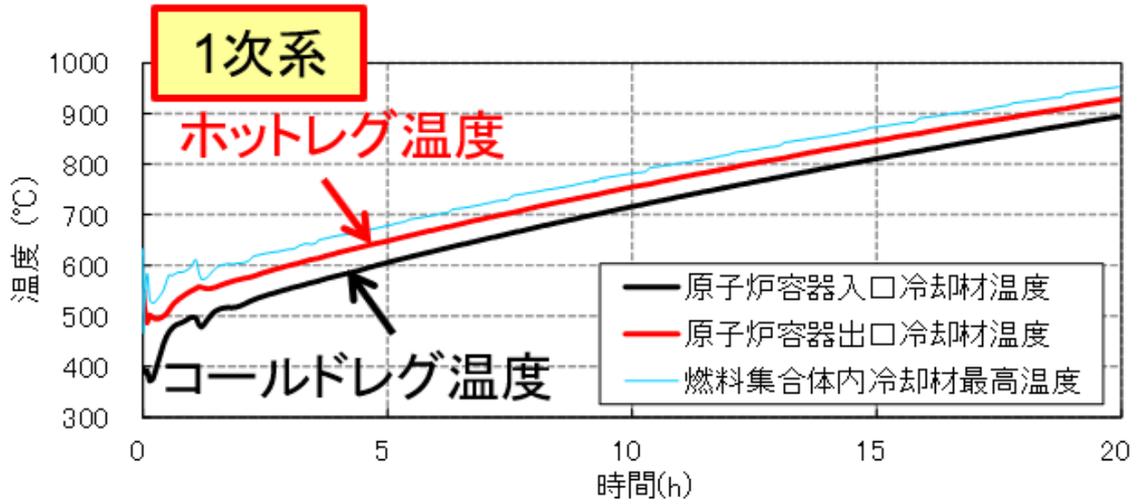


図 3. 3. 2(1)-2 LOHRS の温度推移 [6]

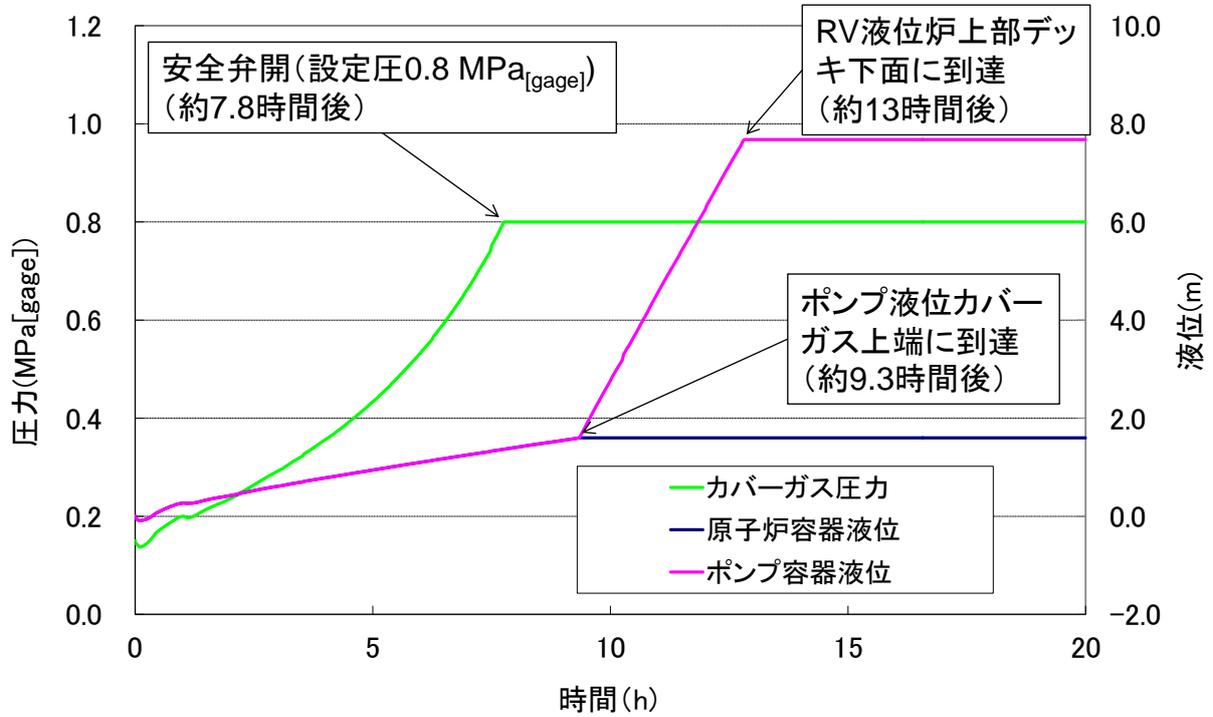


図 3. 3. 2(1)-3 LOHRS の圧力推移 [6]

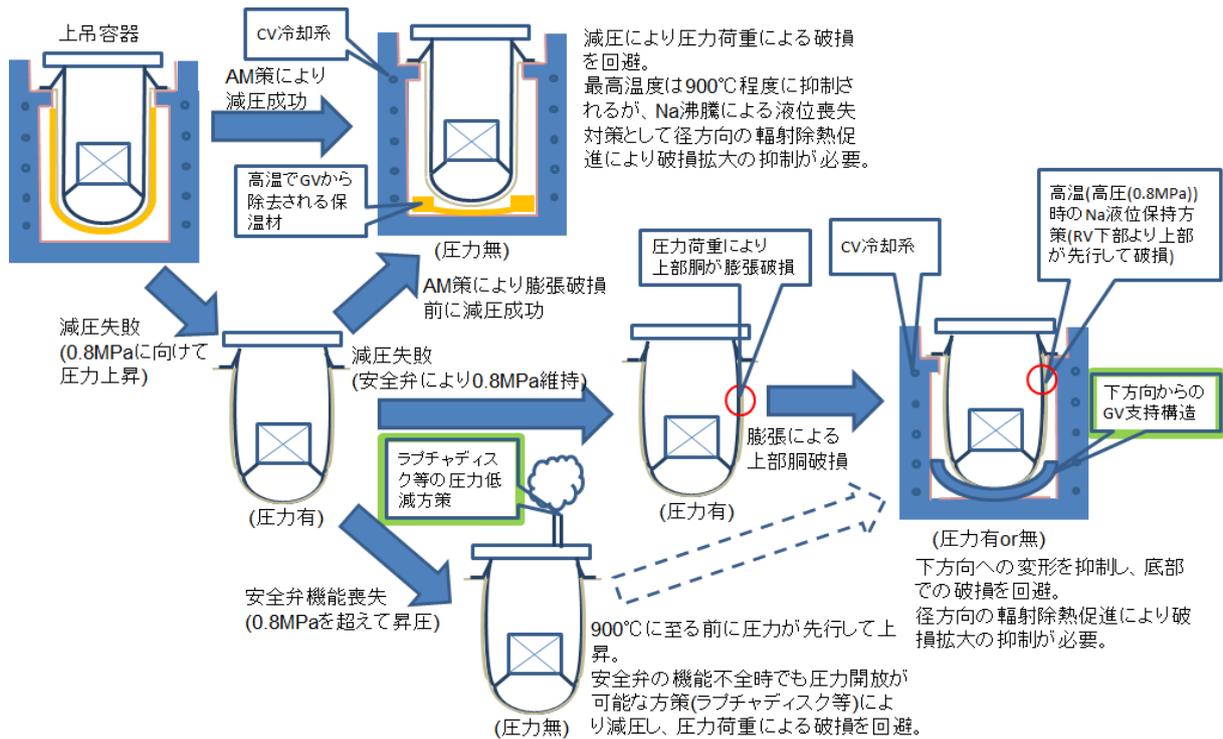


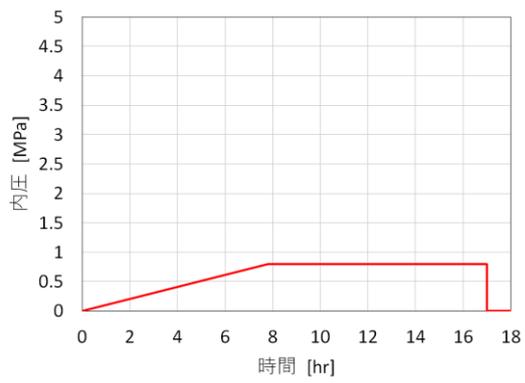
図 3.3.2(1)-4 次世代原子炉のレジリエンス向上策

起回事象	既存のAM策等	LOHRS時の圧力制御方策			事象推移	解析ケース
		事象発生後直ちに圧力低減AM実施	安全弁による圧力0.8 MPa維持	事象発生後900℃到達前に圧力低減AM実施		
例) 外部電源喪失	崩壊熱除去系による自然循環除熱					
		⇒成功			・低温停止へ移行	-
		⇒失敗	⇒成功		・事象発生後直ちに減圧成功後、圧力0 MPaで維持 ・Na温度は900℃程度まで上昇	ケース2B(RVのみ) : ○
		LOHRS	⇒失敗	⇒成功	⇒成功	⇒成功
				⇒失敗	・事象発生後900℃到達前に減圧成功後、圧力0 MPaで維持 ・Na温度は900℃程度まで上昇	ケース3B(RV+GV+CV) : ○
				⇒失敗	・圧力0.8 MPa到達後、維持 ・Na温度は1200℃程度まで上昇	ケース1B(RV+GV) : × ケース2A(RVのみ) : × ケース3A(RV+GV+CV) : × ケース4A(RV+GV+CV(下方向からGV支持)) : ×
			⇒失敗	⇒成功	⇒成功	⇒成功
				⇒失敗	・ラプチャディスク破裂(1.6 MPa)後、圧力0 MPaで維持 ・Na温度は900℃程度まで上昇	ケース3D(RV+GV+CV) : ○ ケース4D(RV+GV+CV(下方向からGV支持)) : ○
				⇒失敗	・圧力が0.8 MPaを超えて上昇 ・Na温度は1200℃を超えて上昇し得る	ケース3C(RV+GV+CV) : × ケース4C(RV+GV+CV(下方向からGV支持)) : ×

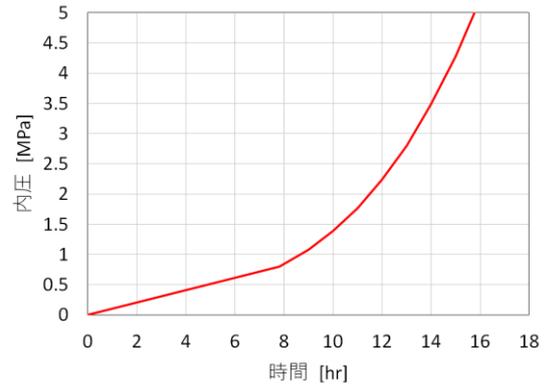
LOHRS: Loss of Heat Removal System (除熱系喪失事象)

赤字: 令和5年度実施ケース

図 3.3.2(1)-5 LOHRS を想定したイベントツリー



ケース 3B



ケース 3C

図 3. 3. 2(1)-6 ケース 3B 及びケース 3C の圧力推移

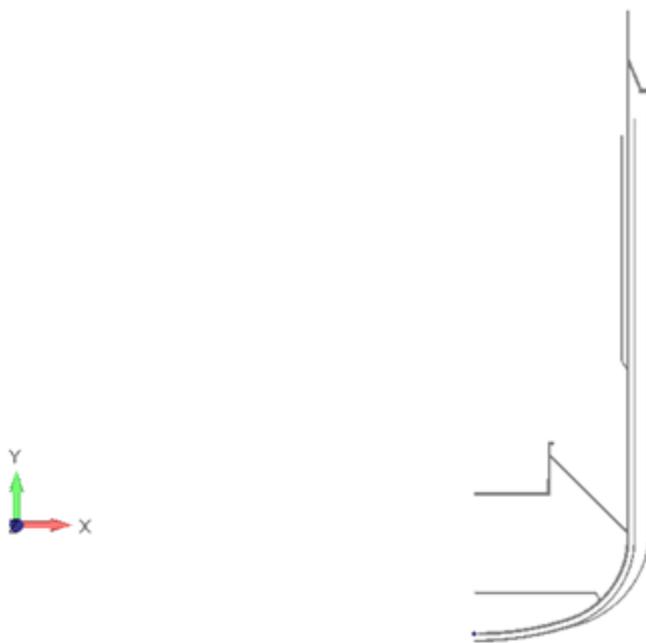


図 3. 3. 2(1)-7 ケース 4(GV 床置き)の解析モデル (内側から RV/GV/CV)

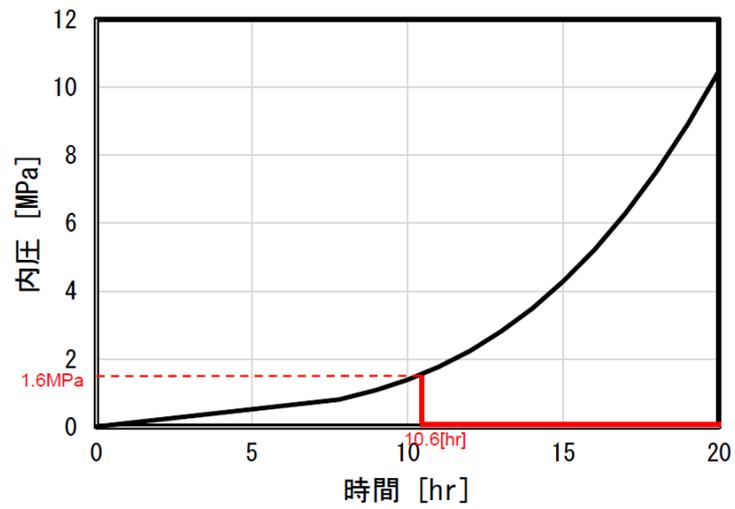
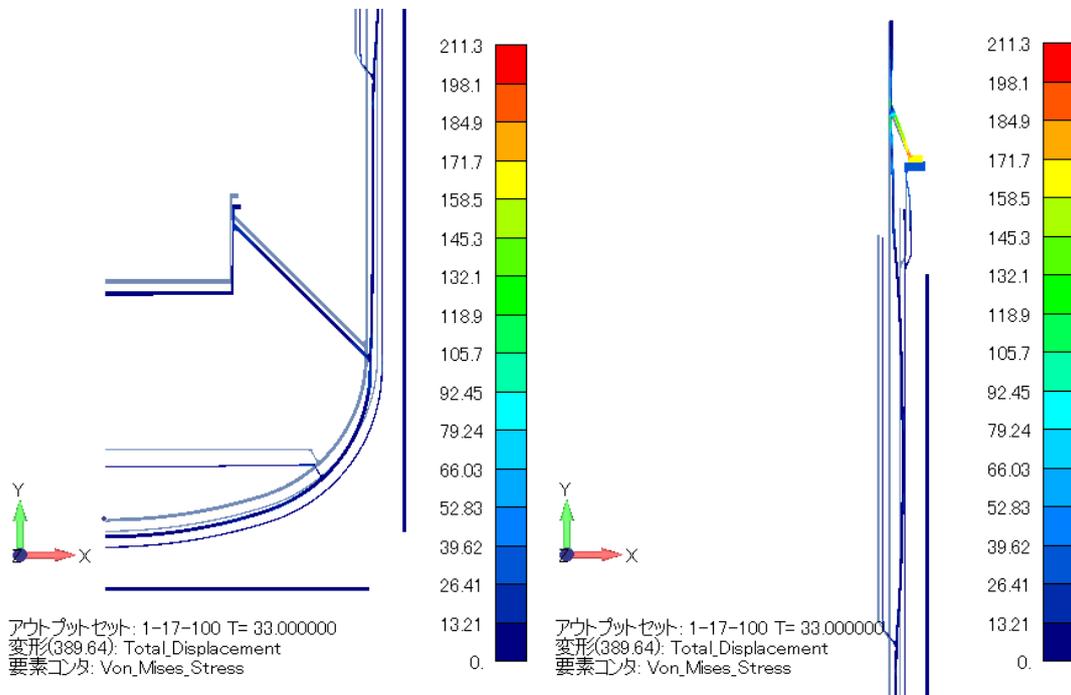


図 3.3.2(1)-8 ケース 3D 及びケース 4D の圧力推移



(a) 中部胴以下

(b) 上部胴以上

図 3.3.2(1)-9 ケース 3D 変形・相当応力分布図 (900°C)

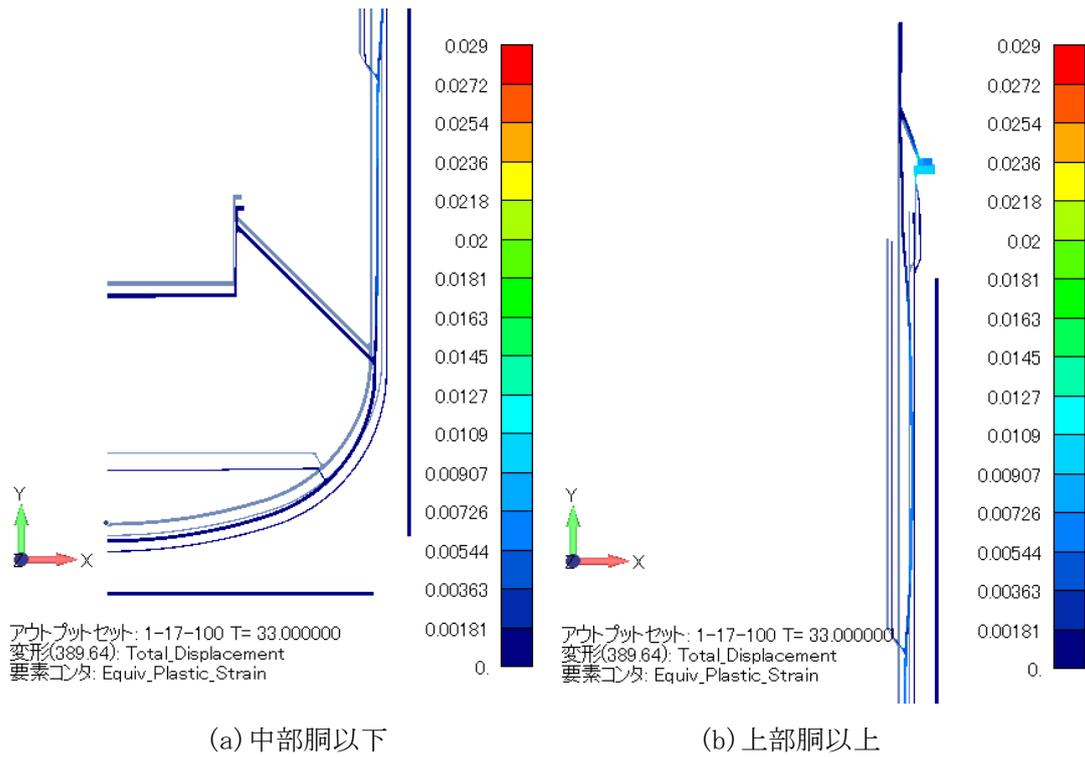


図 3. 3. 2(1)-10 ケース 3D 変形・相当塑性ひずみ分布図 (900°C)

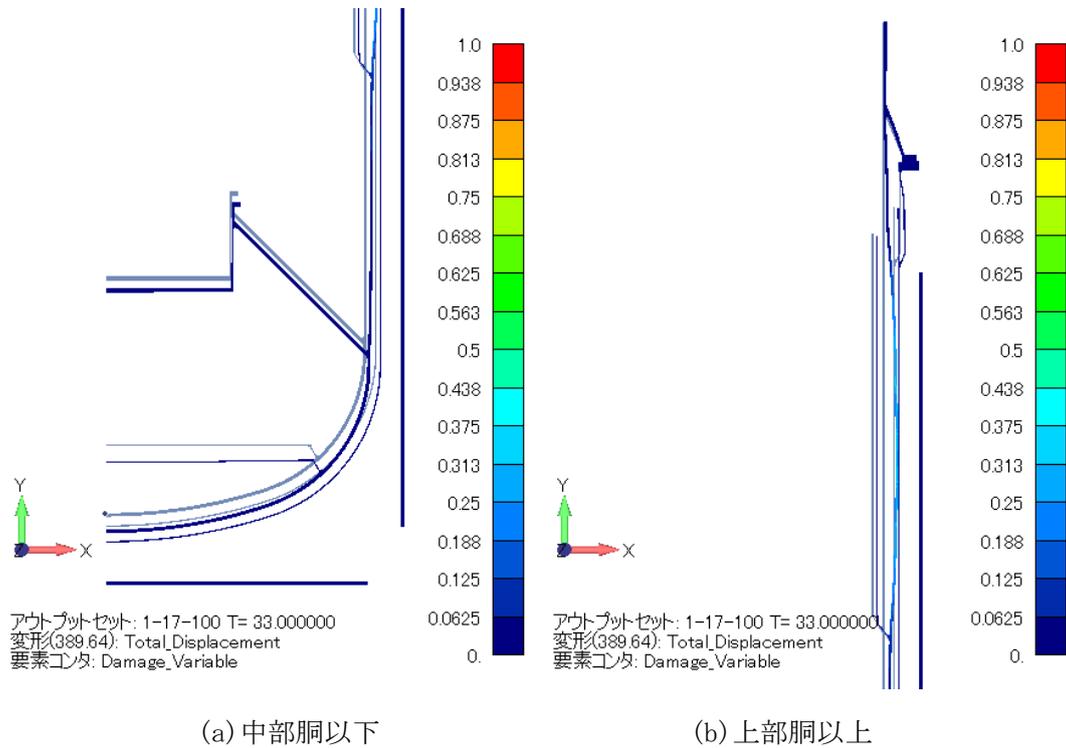
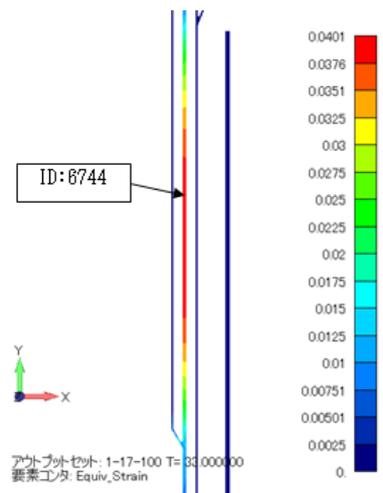
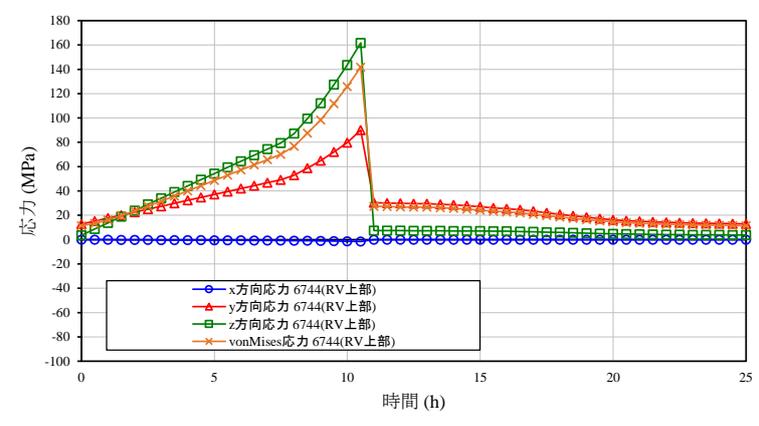


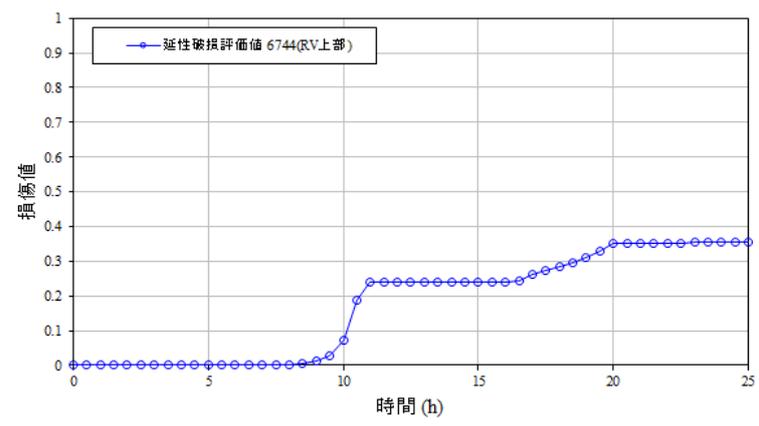
図 3. 3. 2(1)-11 ケース 3D 変形・延性破壊評価値分布図 (900°C)



RV 上部洞破損評価位置

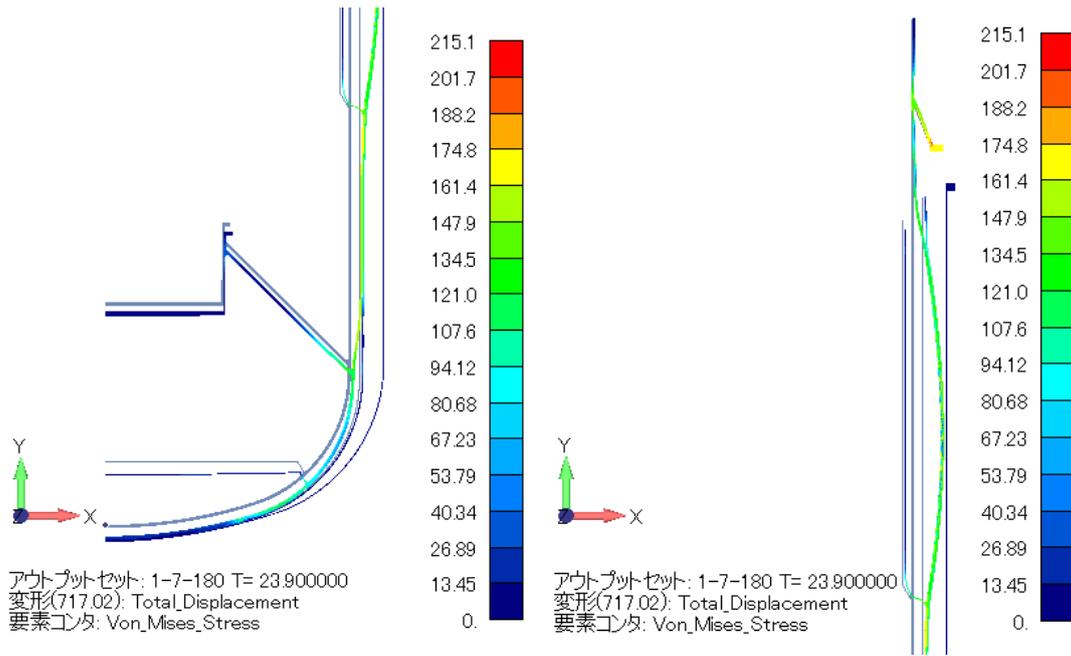


応力推移 (RV 上部洞 要素 ID : 6744)



延性破損評価値推移 (RV 上部洞 要素 ID : 6744)

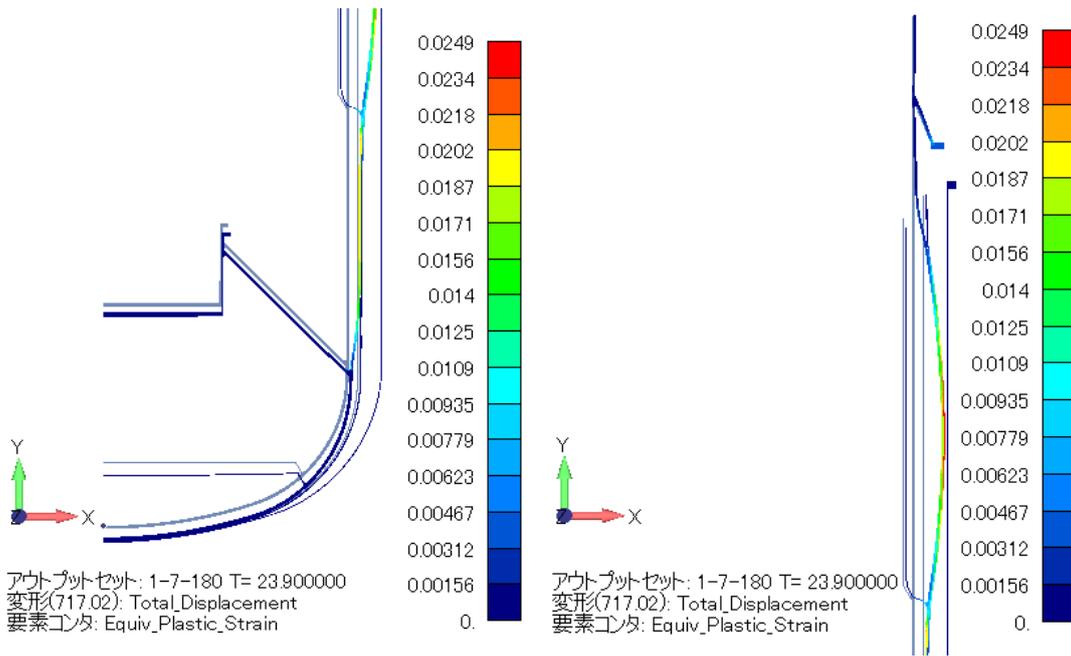
図 3. 3. 2(1)-12 ケース 3D 応力推移及び延性破損評価値推移



(a) 中部胴以下

(b) 上部胴以上

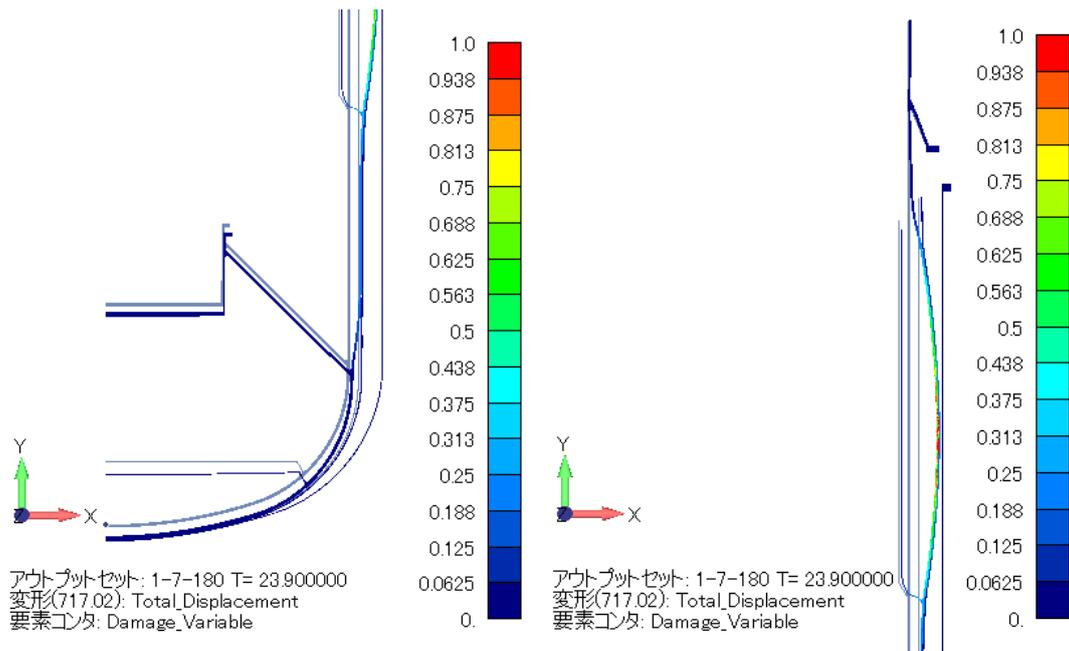
図 3.3.2(1)-13 ケース 4C 変形・相当応力分布図 (758℃)



(a) 中部胴以下

(b) 上部胴以上

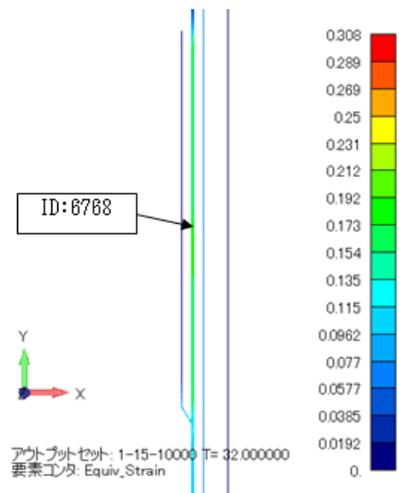
図 3.3.2(1)-14 ケース 4C 変形・相当塑性ひずみ分布図 (758℃)



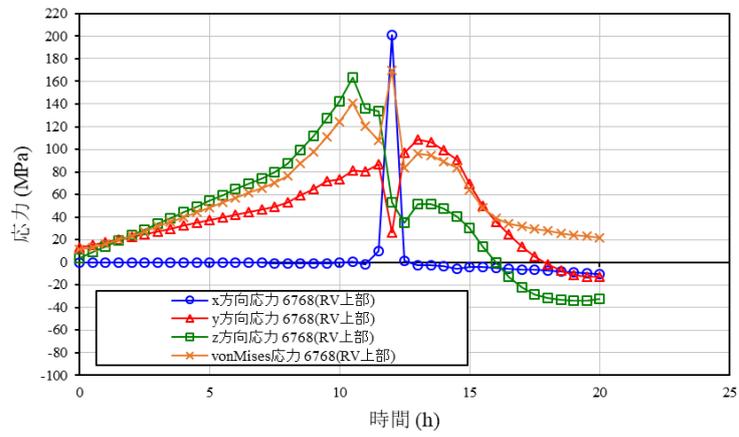
(a) 中部胴以下

(b) 上部胴以上

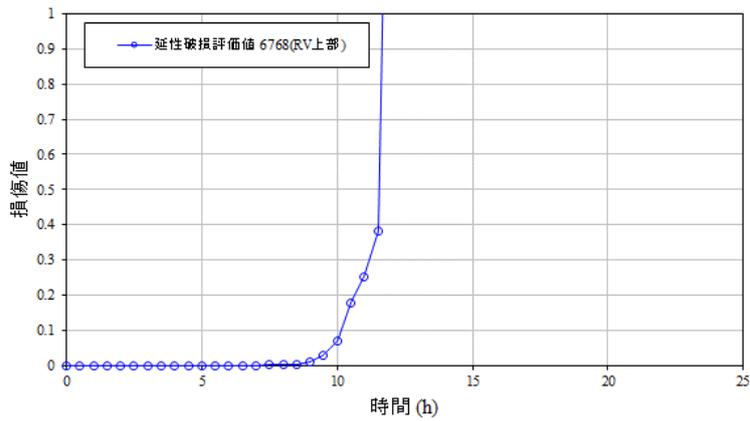
図 3.3.2(1)-15 ケース 4C 変形・延性破壊評価値分布図 (758℃)



RV 上部洞破損評価位置

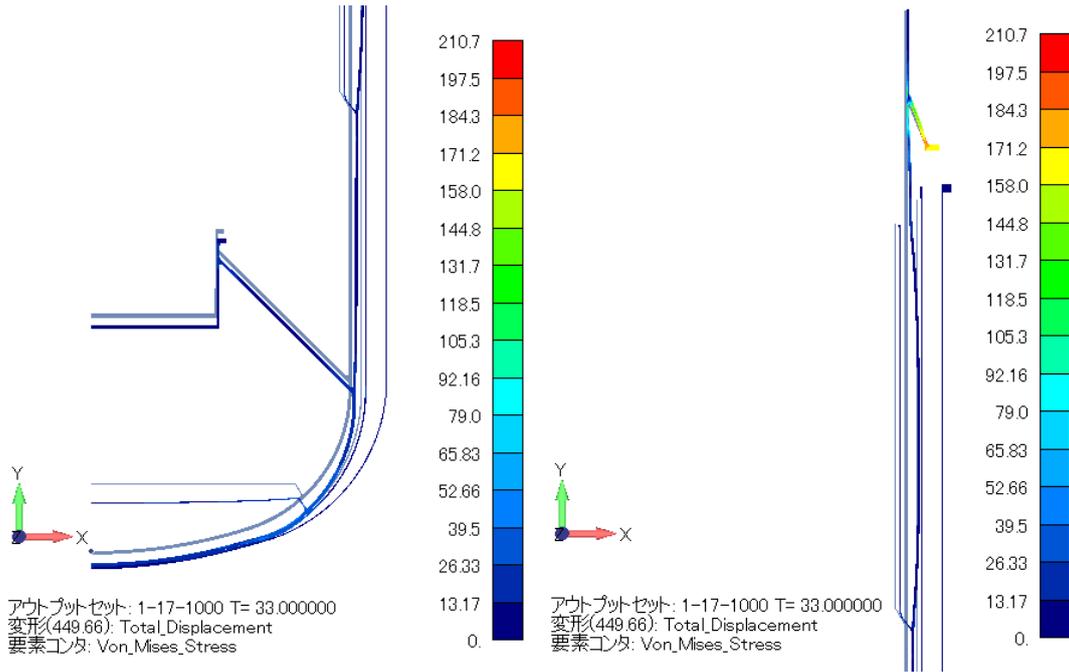


応力推移 (RV 上部洞 要素 ID : 6768)



延性破損評価値推移 (RV 上部洞 要素 ID : 6768)

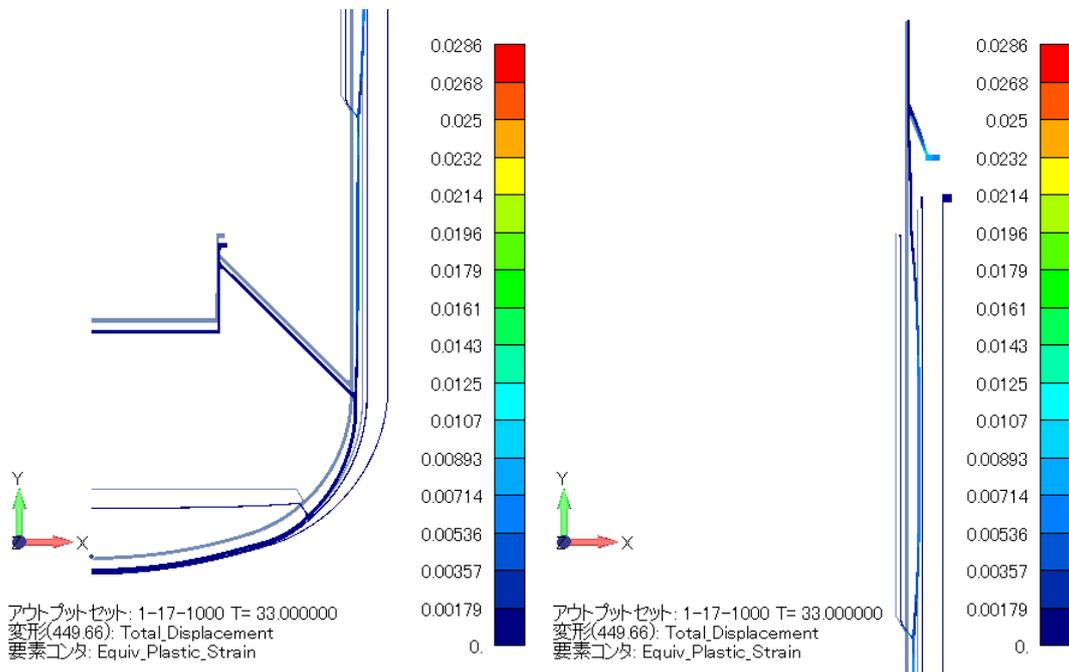
図 3. 3. 2(1)-16 ケース 4C 応力推移及び延性破損評価値推移



(a) 中部胴以下

(b) 上部胴以上

図 3.3.2(1)-17 ケース 4D 変形・相当応力分布図 (900°C)



(a) 中部胴以下

(b) 上部胴以上

図 3.3.2(1)-18 ケース 4D 変形・相当塑性ひずみ分布図 (900°C)

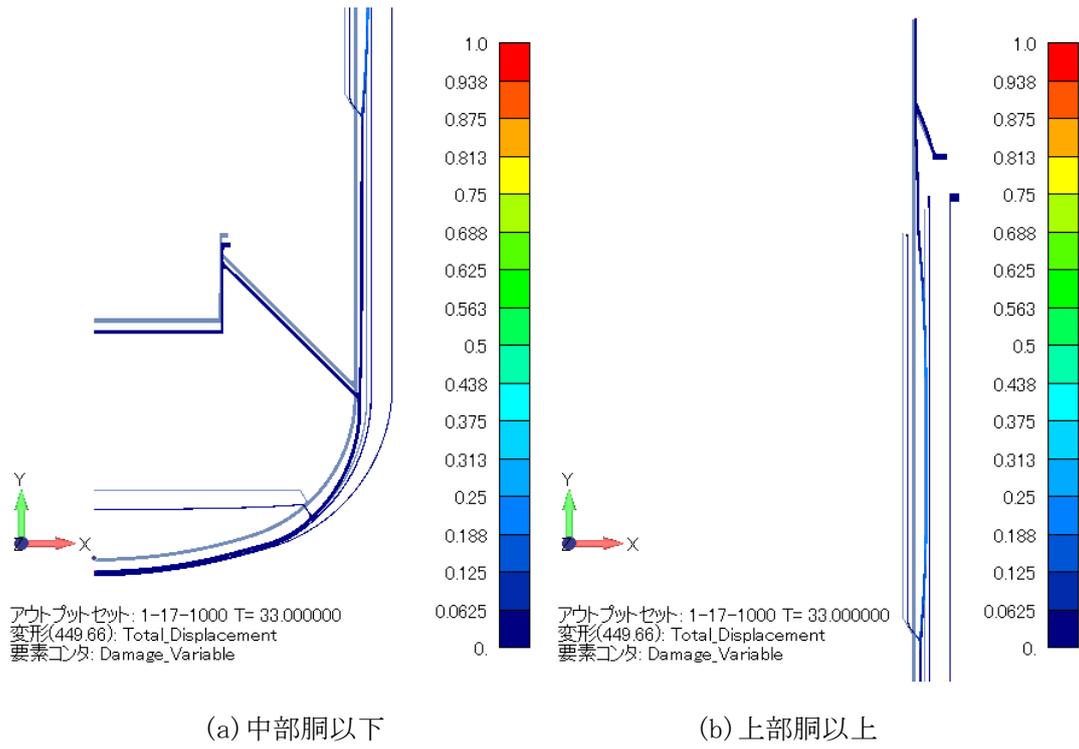
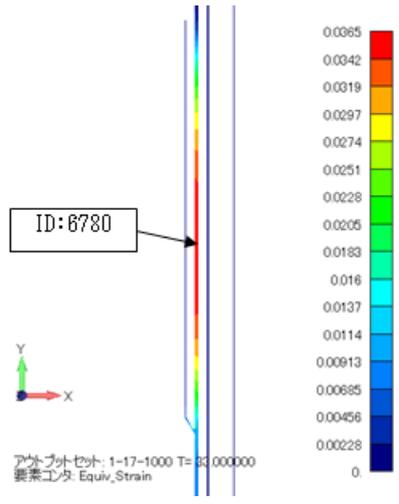
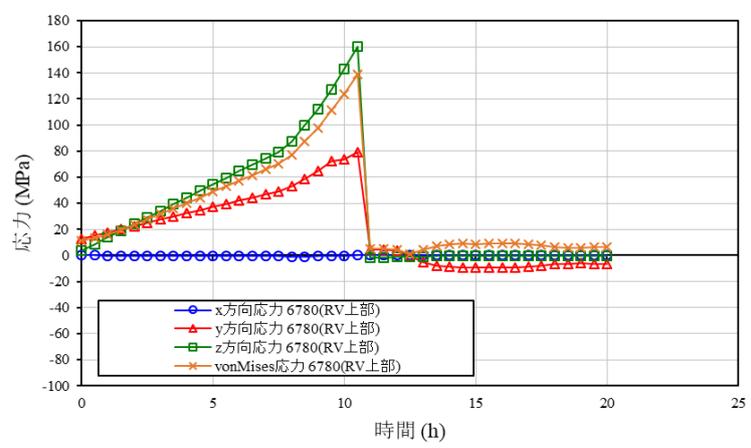


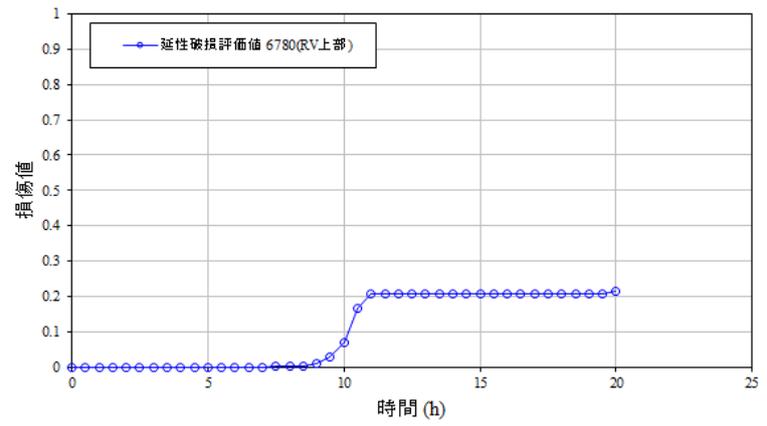
図 3.3.2(1)-19 ケース 4D 変形・延性破壊評価値分布図 (900°C)



RV 上部洞破損評価位置



応力推移 (RV 上部洞 要素 ID : 6780)



延性破損評価値推移 (RV 上部洞 要素 ID : 6780)

図 3. 3. 2(1)-20 ケース 4D 応力推移及び延性破損評価値推移

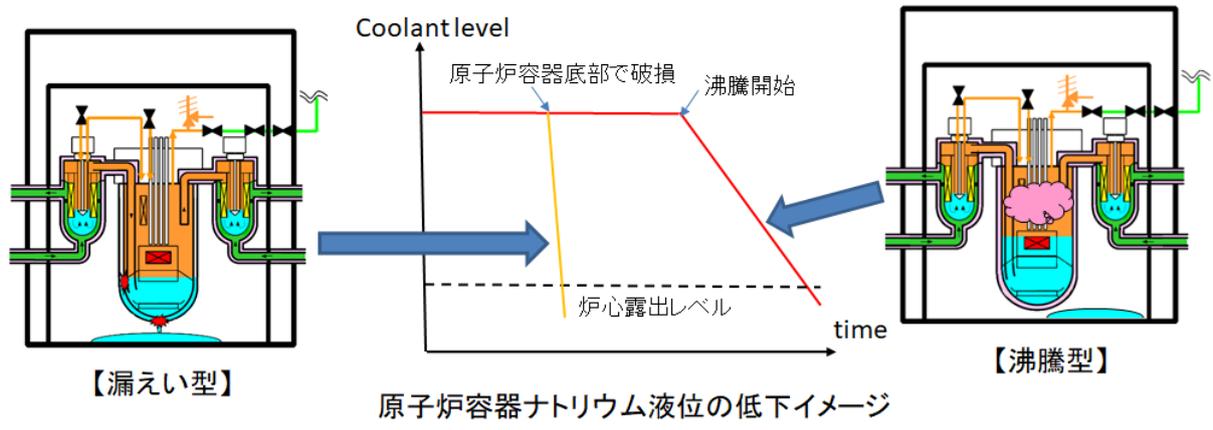


図 3. 3. 2(1)-21 LOHRS に伴う超高温時のシナリオ

(2) 過大地震時のレジリエンス向上策の提案【R4-R5】

① 過大地震時の破損挙動に着目した RV の 3 次元構造解析【R4】

JSFR ループ型炉の上吊り RV の過大地震時の破損挙動を把握し、レジリエンス向上策の検討に資するため、内部構造も含めて 3 次元解析体系で模擬した構造解析モデルによる構造解析を実施した。従来の質点系モデルによる座屈破損の保守的評価に対して、汎用有限要素解析コード FINAS/STAR を用いて破損解析を高度化した地震破損解析手法の機能確認のため、通常運転時 (550℃) の JSFR ループ型炉の RV を対象とした全体 FEM モデルによる地震動の倍数をパラメータ (設計基準地震動 : $S_s \sim S_s \times 30$) とした動的解析結果から直接疲労損傷評価を実施した。さらに、超高温における地震時の変形挙動を確認する観点から、超高温時 (900℃) の JSFR ループ型炉の RV を対象とした全体 FEM モデルによる S_s 条件での動的解析を実施した。なお、3.3.1(3)において疲労損傷評価結果からフラジリティ評価を実施した。

過大地震時の破損挙動に着目した解析モデルを図 3.3.2(2)-1 に示す。地震動はフラジリティ評価に至る一連の評価手法を確認することと過大地震時の基礎的破損挙動を確認することの観点から、水平免震プラントにおける水平動のみを対象とした。RV は RV スカートにより原子炉建屋 (及び GV) と接続されているため、地震波は RV スカートとの接続位置から入力した。

過大地震時の破損挙動として、水平動のみを対象とした過大地震時の上吊 RV の破損挙動として、RV 上部胴における象足型座屈の発生を確認した。解析終了時の累積相当塑性ひずみの値が一番大きい点は、北東側皺上にあり、この点に着目して疲労損傷評価を実施した。地震条件を変えた疲労損傷係数 (北東側の累積相当塑性ひずみの値が一番大きい点) の結果を用いてフラジリティ評価を実施した。

超高温 (900℃) における S_s 地震時の破損挙動については、水平免震プラントにおける水平動のみを対象としたこともあり、地震時間 (190 s) を通じて、発生する応力は最大でも 30 MPa に満たない程度であったことから、最終的に塑性変形が生じていないことを確認した。

② 過大地震時の破損挙動に着目したレジリエンス向上策の検討【R5】

過大地震時の破損挙動に着目した RV の大規模構造解析を行い、レジリエンス向上策を検討した。具体的には、地震破損解析手法について、令和 4 年度の水平動に加え上下動も考慮した全体 FEM 動的解析を行い、この解析で得られた 3 方向の変位を強制変位として与える局部詳細メッシュの静的解析を組み合わせた評価からひずみ等情報を抽出して、3.3.1(3)において疲労破損評価及びフラジリティ評価を実施するとともに疲労破損を抑制するレジリエンス向上策として、床置き GV による上吊 RV の横揺れ制限を模擬した評価を実施した。

1) JSFR ループ型炉の過大地震時の破損挙動に着目した RV の 3 次元構造解析

550℃における過大地震の発生を想定し、令和 4 年度の水平動に上下方向を加え、3 軸加振の入力波 (図 3.3.2(2)-2) を使用した全体 FEM 動的解析を実施した。解析では、令和 4 年度に作成した 3 次元モデル (全体 FEM モデル) を使用した。3.3.1(3)では、この解析結果を用いて、座屈する局所部を慣性力が無視できる範囲内で取り出した細メッシュ (ズームングモデル) による大変形弾塑性静的解析を実施し、ひずみ等情報を抽出して疲労破損評価及びフラジリティ評価を実施した。

解析結果として、Ss地震動の5倍、5.5倍、6倍、6.2倍、6.3倍の地震動を建家に入力した場合の全体FEM動的解析における相当塑性ひずみコンター図を図3.3.2(2)-3~7に、全体FEM動的解析及びブーミングモデル解析におけるひずみ最大部位のひずみ時刻歴を図3.3.2(2)-8~12示す。これらの図からRV上部（拘束部付近）に累積相当塑性ひずみが有意に生じていることが確認できる。また、Ss地震動の6.3倍の地震動を建家に入力した場合の座屈変形の例（時刻75.908秒）を図3.3.2(2)-13及び図3.3.2(2)-14に示す。図3.3.2(2)-13はRVを横（南東側）から見た図であり、座屈皺が概ね周方向に生じている様子が観察される。また、図3.3.2(2)-14はRVを真上から見た図であり、座屈皺が全周に亘って生じている様子が描かれている。これらから、上下動による軸圧縮型座屈が生じていると言える。水平動に加え上下動も考慮した過大地震時のRVの破損挙動としては、水平動のみで現れた象足型座屈と異なり、上下動による軸圧縮荷重の影響が表れたRV上部胴における軸圧縮型座屈を全体的な挙動として確認した。一方、炉心支持スカート付け根部においても有意なひずみが生じていることも確認した。3.3.1(3)において、この傾向を踏まえたフラジリティ評価を実施した。また、レジリエンス向上策を検討し、疲労破損を抑制するレジリエンス向上策として、床置きGVによる上吊RVの横揺れ制限を模擬した評価を実施した。評価の結果、3.3.1(3)に述べたとおり、水平変位抑制なしとありによる50%信頼度曲線の比較において、本研究が対象としたモデルプラントでは、フラジリティにおいて横揺れ制限による水平変位抑制効果は有意ではなかった。その理由は、解析に用いた地震動に対する横揺れ量が、制限値を僅かにしか上回らなかったためである。

③ まとめ

JSFR ループ型炉の上吊RVを対象として、過大地震時の破損挙動に着目した大規模構造解析を行い、以下を確認した。3.3.1(3)において、この傾向を踏まえたフラジリティ評価を実施するとともに、レジリエンス向上策を検討したが、水平変位抑制なしとありで50%信頼度曲線を比較した結果、本研究が対象としたモデルプラントでは、フラジリティにおける横揺れ制限による向上策の効果は有意ではなかった。その理由は、解析に用いた地震動に対する横揺れ量が、制限値を僅かにしか上回らなかったためである。

- ・水平動を考慮した過大地震時のRVの破損挙動として、RV上部胴における象足型座屈の発生を確認した。
- ・水平動に加え上下動も考慮した過大地震時のRVの破損挙動として、RV上部胴における軸圧縮型座屈が全体的な挙動として確認できるが、炉心支持スカート付け根部においても有意なひずみの発生を確認した。

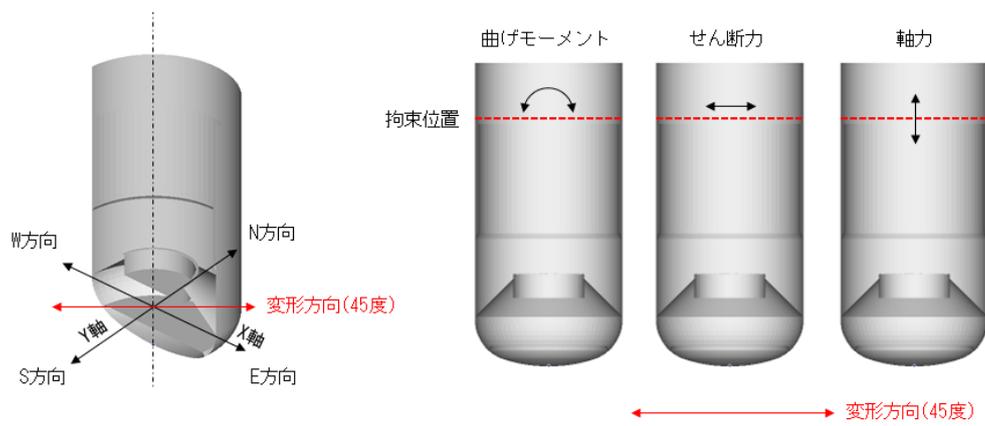
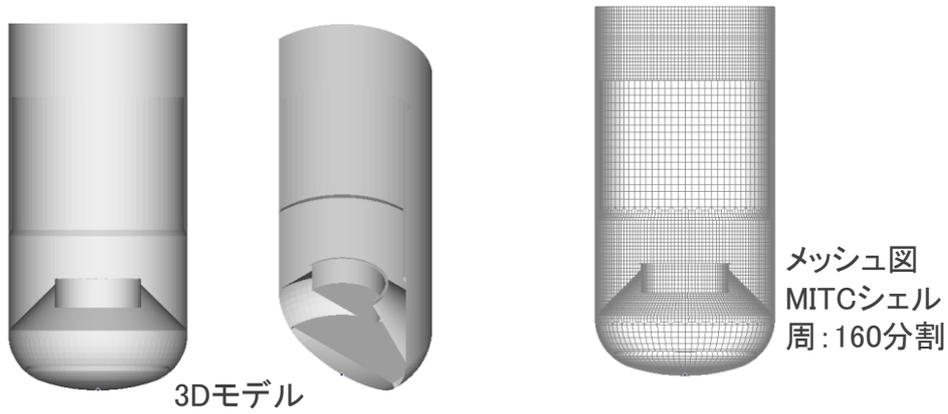


図 3. 3. 2 (2) -1 JSFR の 3 次元構造解析モデル

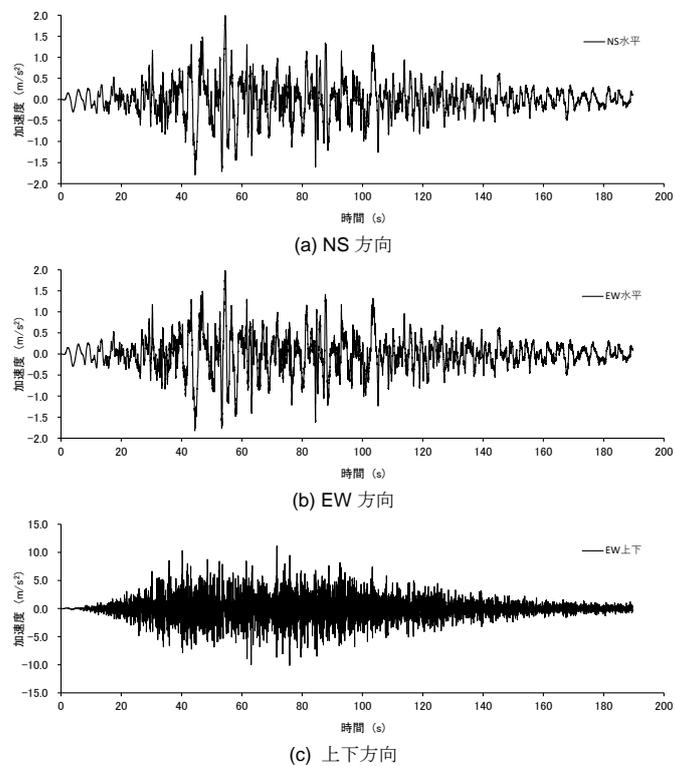


図 3. 3. 2 (2) -2 令和 5 年度の入力地震波

V: 1

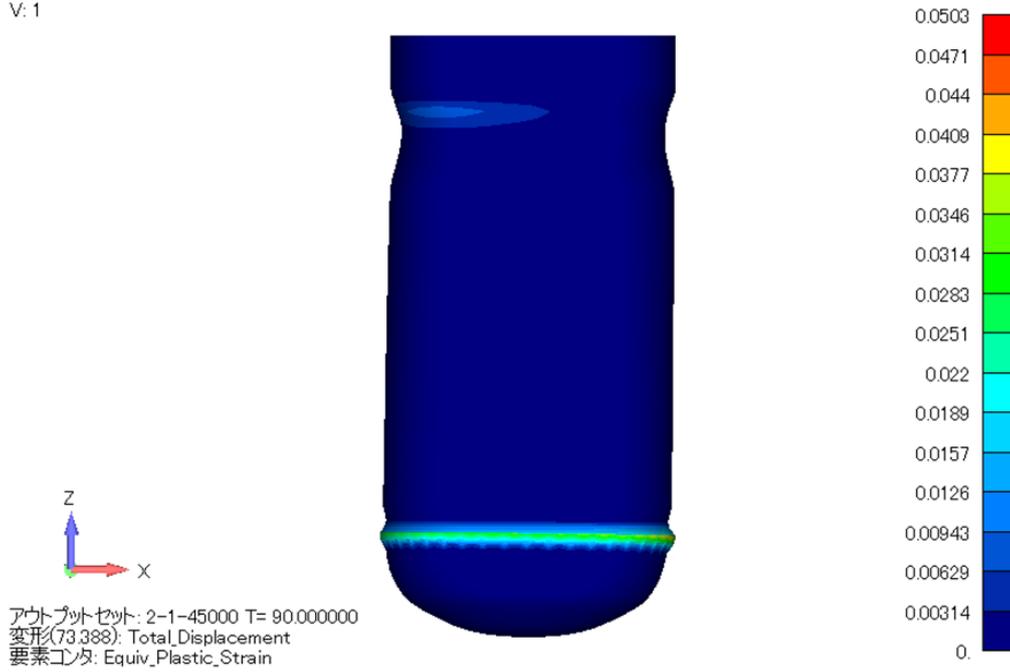


図 3. 3. 2 (2)-3 $S_s \times 5$ における相当塑性ひずみコンター図 (変位 20 倍表示)

V: 1

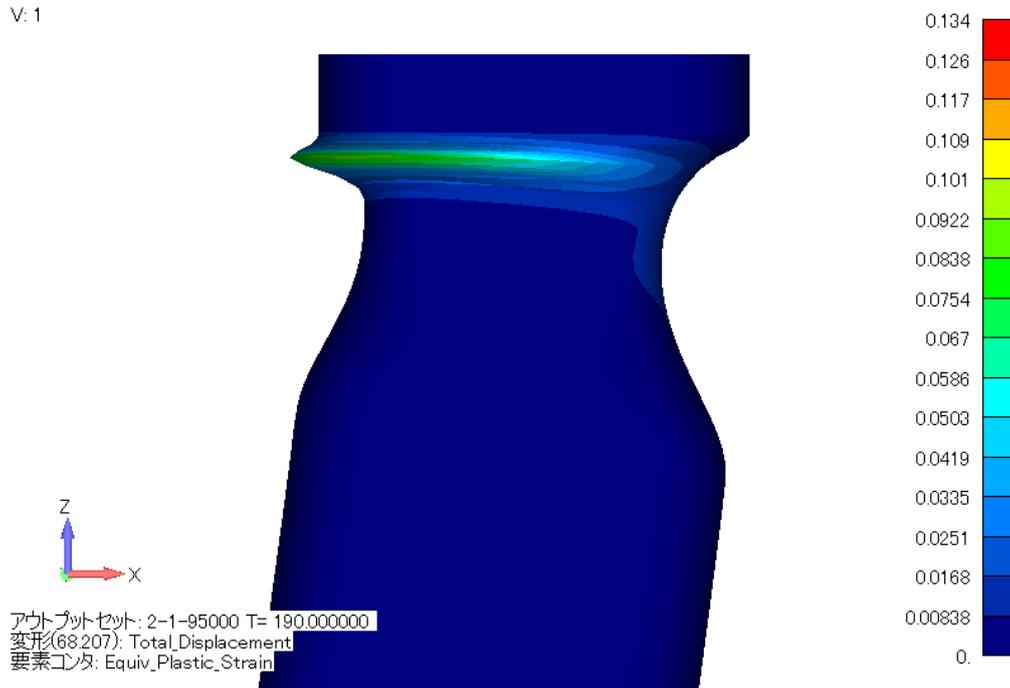


図 3. 3. 2 (2)-4 $S_s \times 5.5$ における相当塑性ひずみコンター図 (変位 20 倍表示)

V:1

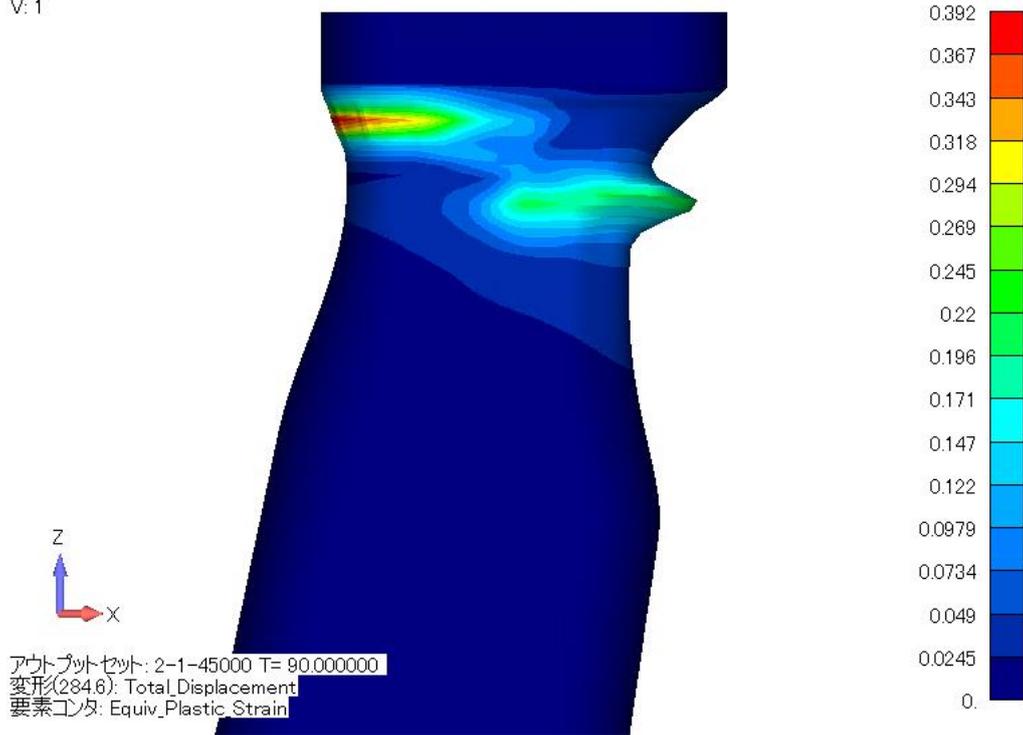


図 3. 3. 2(2)-5 S_s×6 における相当塑性ひずみコンター図 (変位 20 倍表示)

V:1

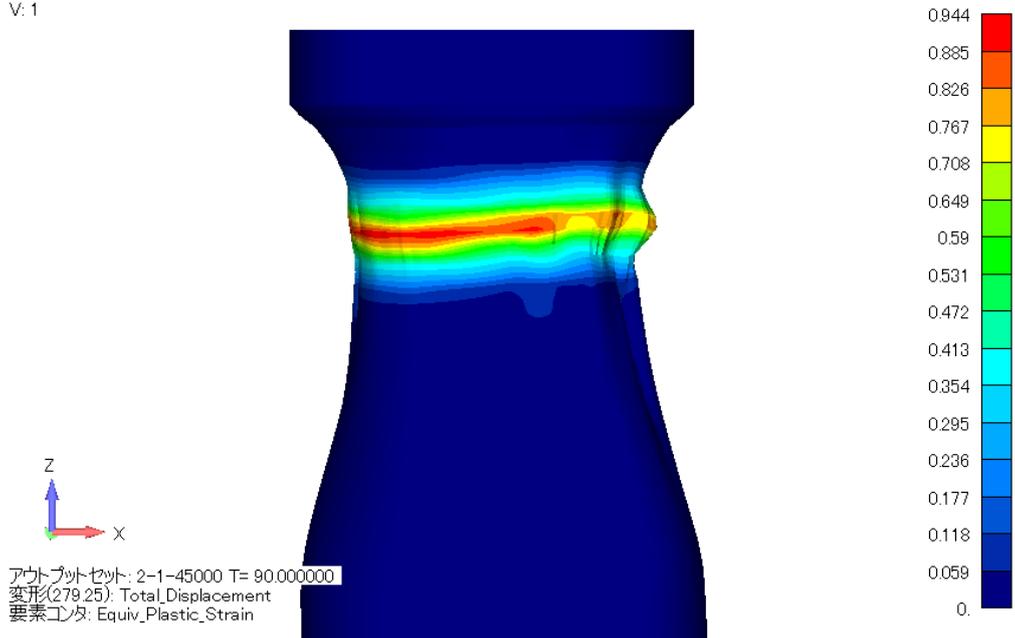


図 3. 3. 2(2)-6 S_s×6.2 における相当塑性ひずみコンター図 (変位 10 倍表示)

V: 1

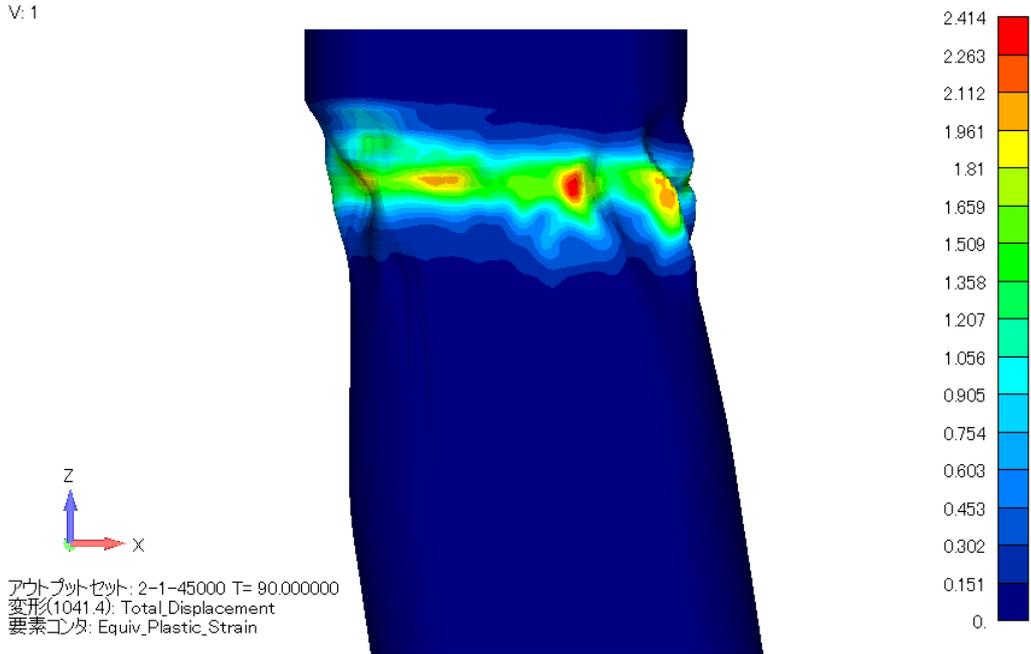


図 3. 3. 2(2)-7 Ss×6.3 における相当塑性ひずみコンター図 (変位 10 倍表示)

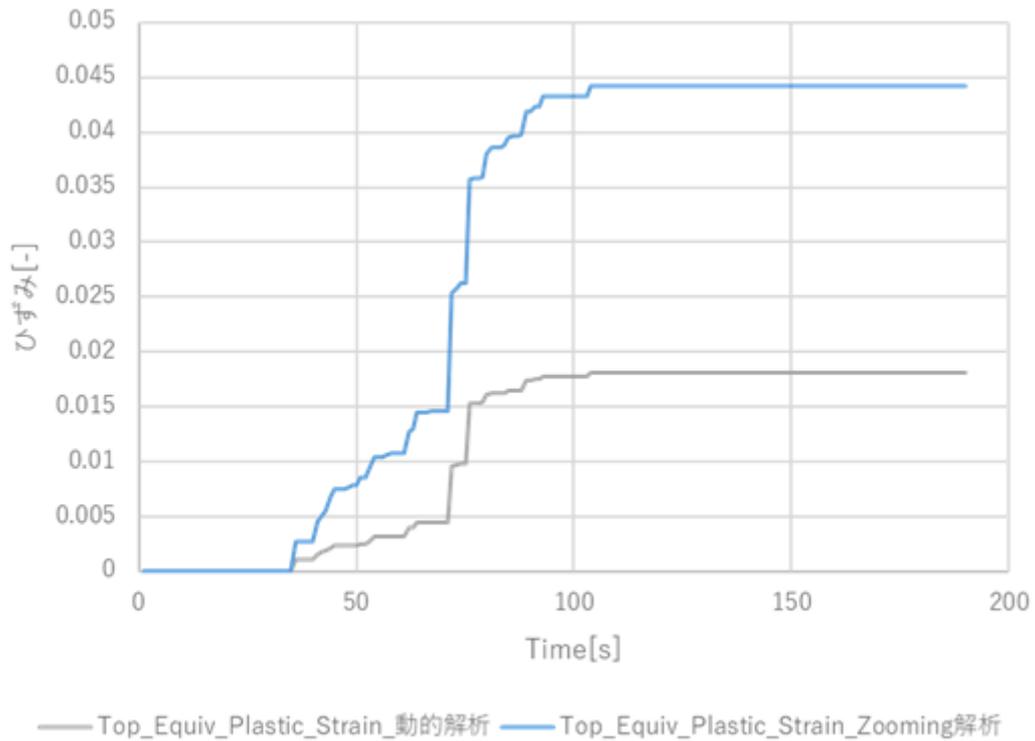


図 3. 3. 2(2)-8 Ss×5 におけるひずみ最大部位のひずみ時刻歴

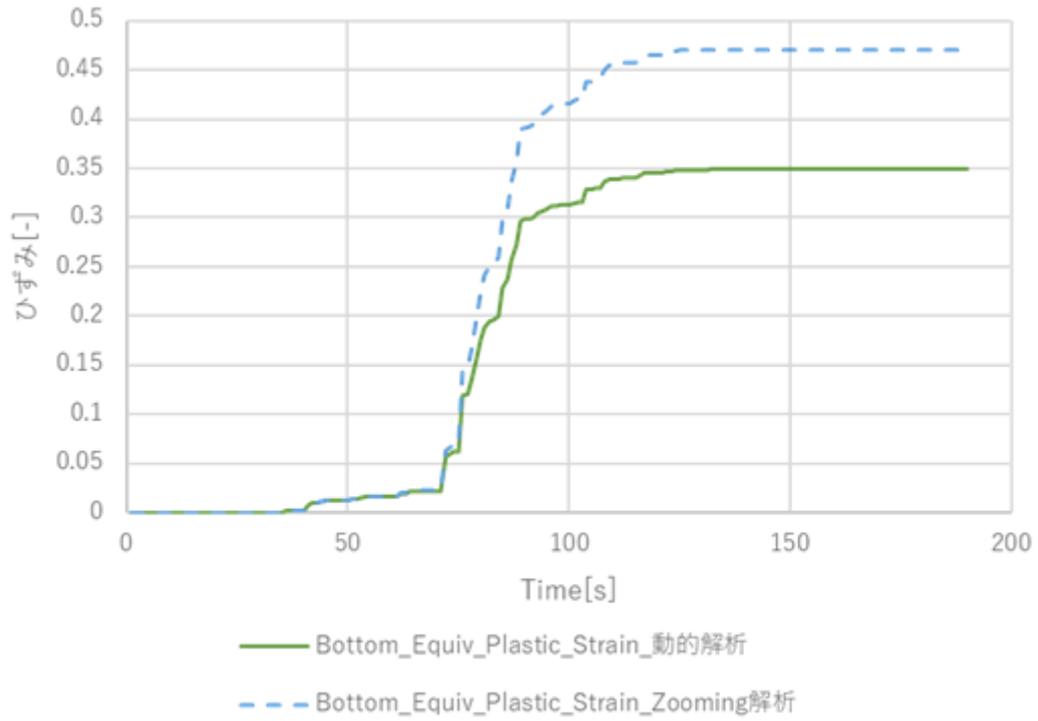


図 3.3.2(2)-9 $S_s \times 5.5$ におけるひずみ最大部位のひずみ時刻歴

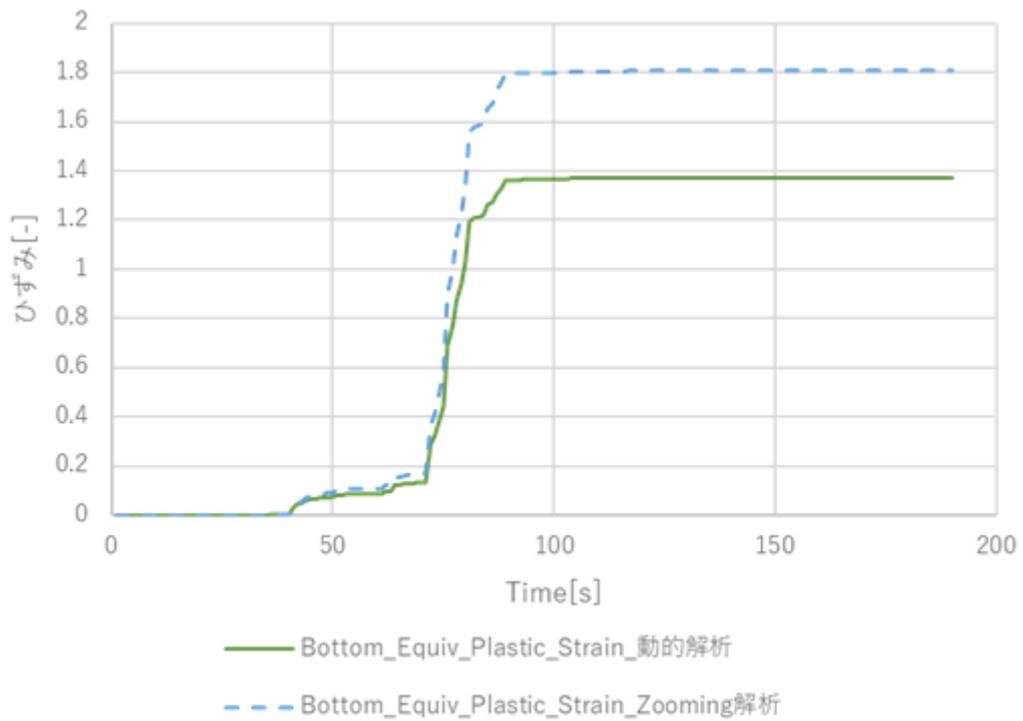


図 3.3.2(2)-10 $S_s \times 6$ におけるひずみ最大部位のひずみ時刻歴

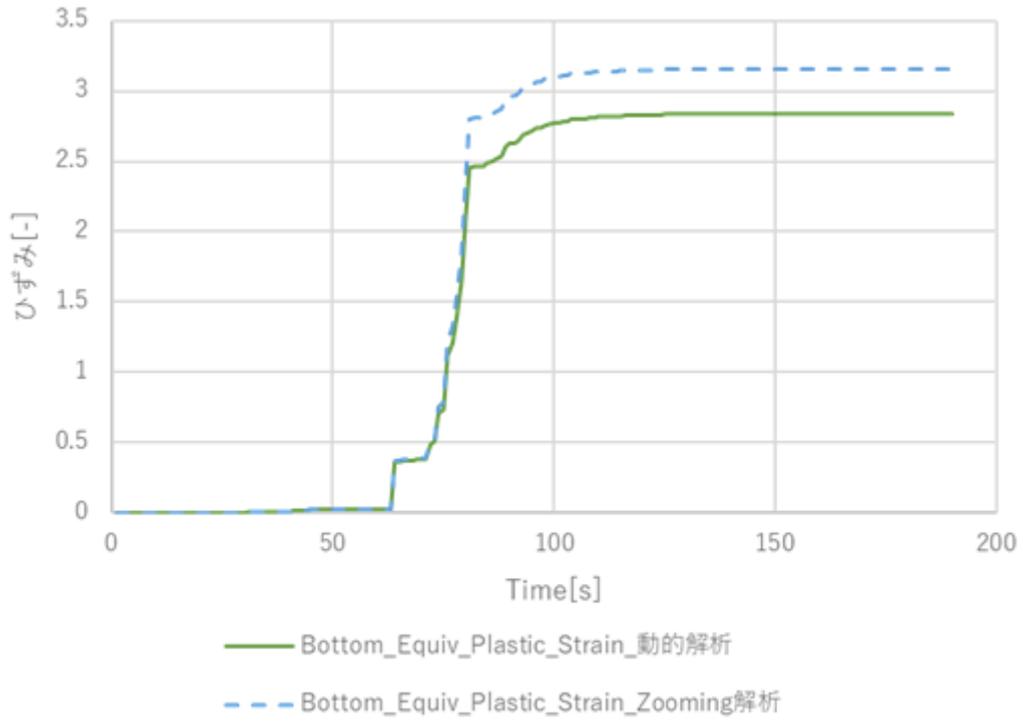


図 3.3.2(2)-11 $S_s \times 6.2$ におけるひずみ最大部位のひずみ時刻歴

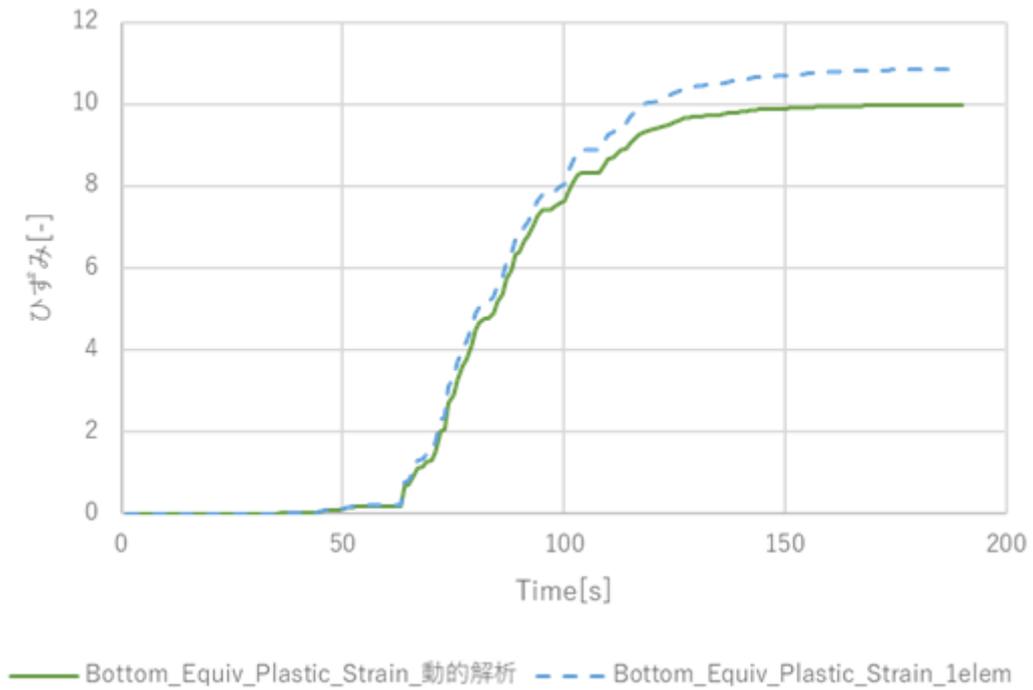
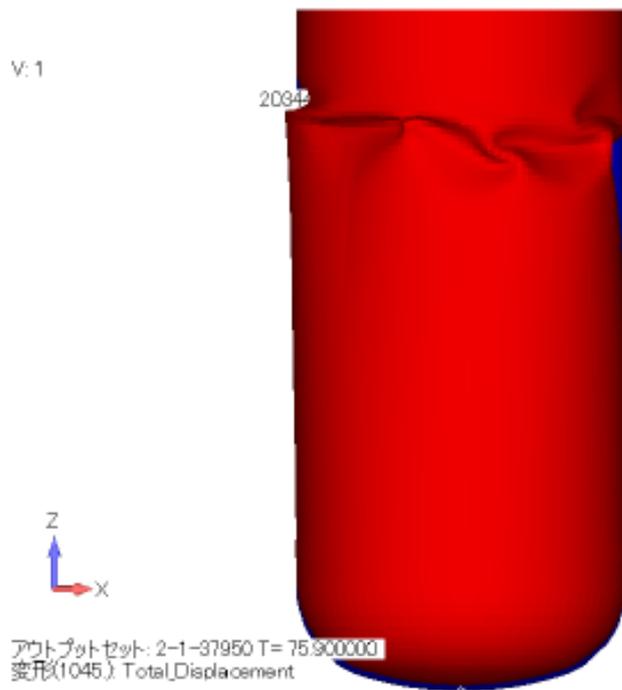
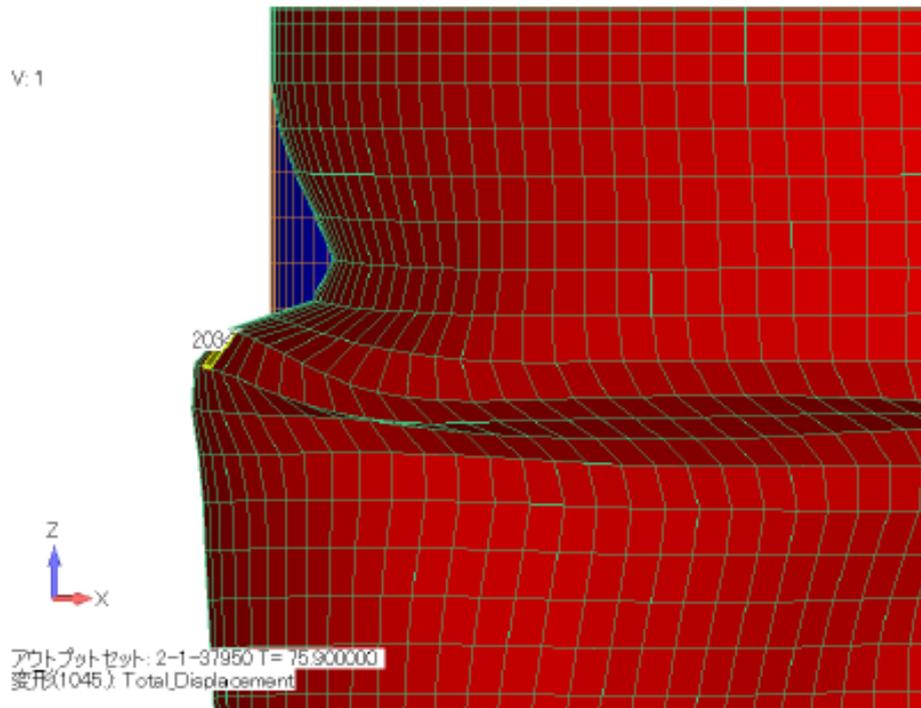


図 3.3.2(2)-12 $S_s \times 6.3$ におけるひずみ最大部位のひずみ時刻歴



全体図



拡大図

図 3.3.2(2)-13 Ss 地震動の 6.3 倍の変形例 (南東側から見た図)

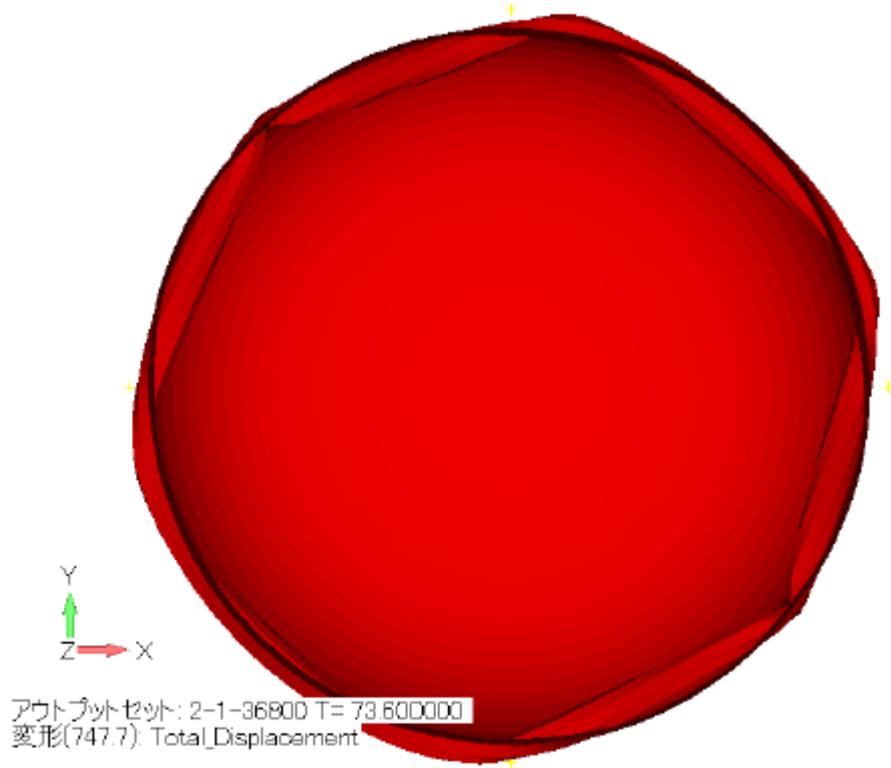


図 3.3.2(2)-14 Ss 地震動の 6.3 倍の変形例 (真上から見た図)

(3) レジリエンス向上策を採用した次世代原子炉構造概念【R5】

① レジリエンス向上策を採用した次世代原子炉構造概念の提案

(1)、(2)、3.3.1(2)及び3.3.1(3)の結果を踏まえ、受動安全構造を活用した次世代原子炉のレジリエンス向上策について、以下の方策による図3.3.2(3)-1及び図3.3.2(3)-2に示す次世代原子炉構造概念を提案した。

【高温時の強度低下に伴う内圧破損に着目したAM策の実施】：安全弁により圧力が0.8

MPa[gage]で維持されるが温度上昇が継続する場合を想定し、900℃に至る前に圧力を低減するAM策

【圧力低減に着目した受動安全構造】：安全弁が機能せず、0.8 MPa[gage]を超えて圧力上昇が継続する場合を想定し、ラプチャディスク等の受動安全構造を採用した圧力低減方策

【変形の拘束に着目した受動安全構造】：上吊りのRVに対して、GVはCV床に台座を設けて床置きし、超高温時に変形した際には、RVを下方向から支持し、下部の変形を拘束することによってRV底部での破損を防止するとともにナトリウム液位を保持する方策（CVによる変形の拘束）

【CV冷却方策（CVACS）】：RVからCVへの放射熱伝達及び自然対流熱伝達を期待し、鋼製CVを自然対流により冷却する方策

【RVが座屈したとしてもすぐには崩壊や破断が生じない受動安全構造の特性の考慮】：炉心損傷に支配的なRVに着目し、RVが座屈したとしてもすぐには崩壊や破断が生じない場合を受動安全構造の特性とみなして想定し、これを考慮した座屈後の疲労破損の評価による評価上の耐震性向上

② まとめ

次世代原子炉を対象として、超高温時及び過大地震時の破損挙動に着目し、受動安全構造を活用した次世代原子炉のレジリエンス向上策を採用した次世代原子炉構造概念として図3.3.2(3)-1及び図3.3.2(3)-2に示す概念を提案した。

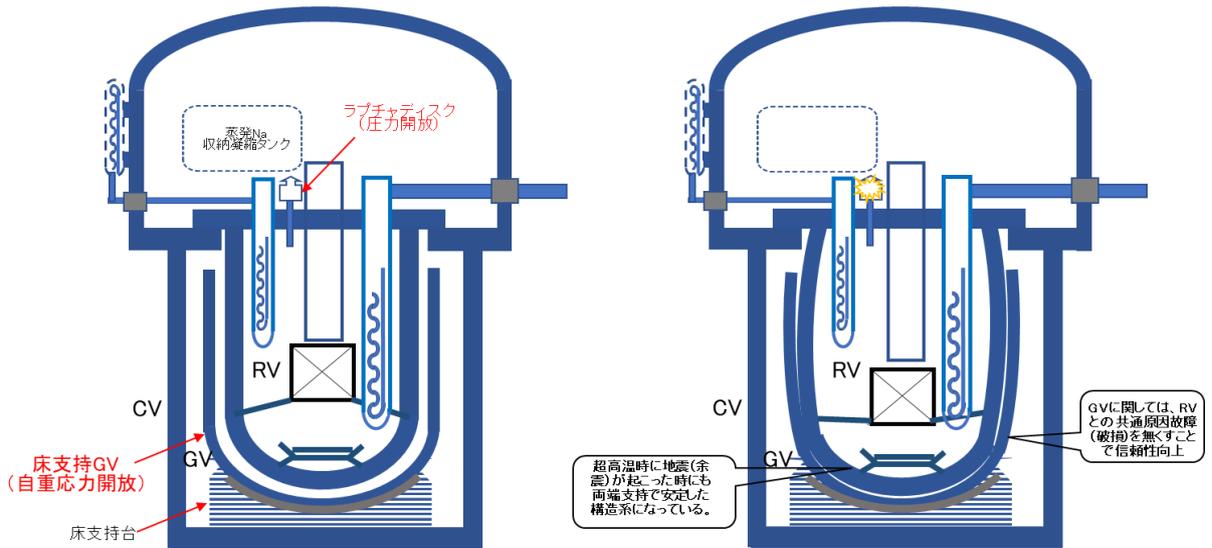


図 3. 3. 2(3)-1 超高温時に破局的壊れ方をしない受動安全原子炉構造

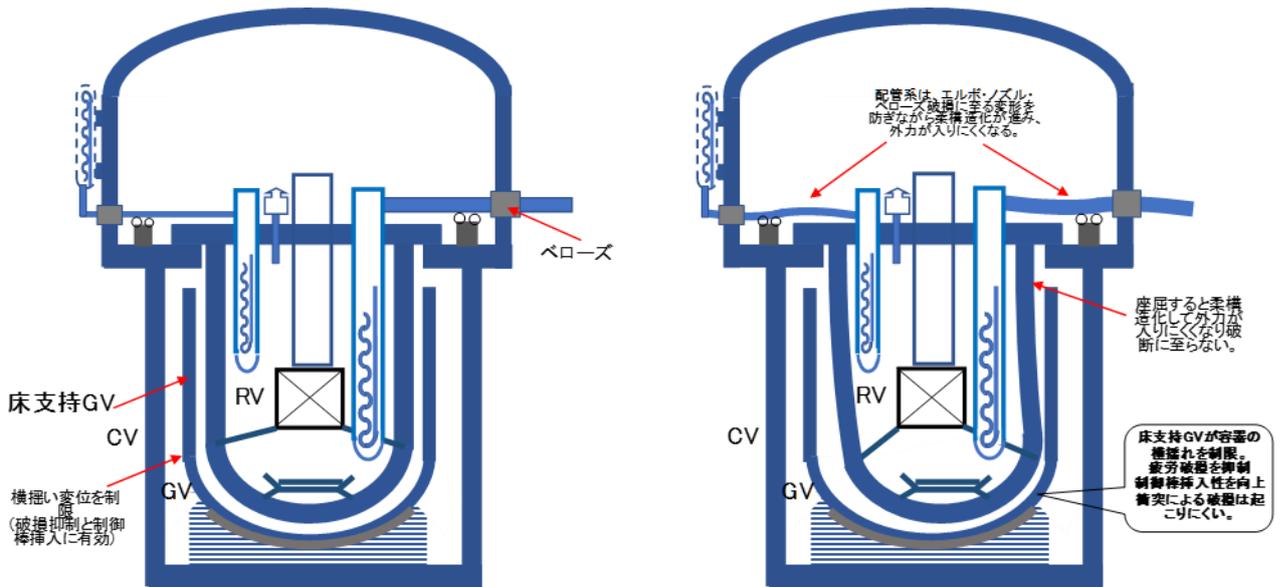


図 3. 3. 2(3)-2 過大地震時に破局的壊れ方をしない受動安全原子炉構造

3.3.3 知識統合に基づくレジリエンス向上ガイドライン【R3-R5】

(1) 令和3年度～令和4年度の実施内容と成果の概要【R3-R4】

① ガイドラインの目的と階層化

これまでの原子炉構造工学分野では、設計想定事象を対象として、考えられる全ての破損モードに対して破損を防止することを目的としてきた。これに対し、本研究では、設計想定を超える事象を対象とし、受動安全構造を適用することによって、プラントの安全性等に大きな影響を与えない破損モードを容認し、著しく影響を与える破損モードに進展しないようにしてレジリエンスを向上させることが最終目的である。

新しい概念の社会実装には段階が必要であることから、図 3.3.3(1)-1 に示すように階層化されたガイドラインの検討を通して、コンセンサスの醸成を図ることとした。令和4年度まではPART 0 について検討した。

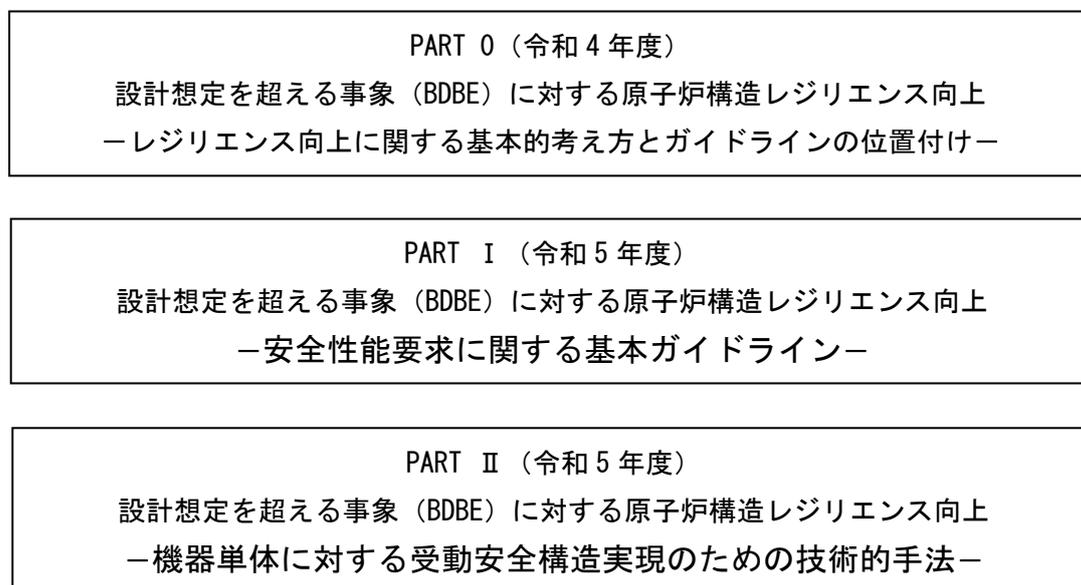


図 3.3.3(1)-1 ガイドラインの階層化

② ガイドライン PART 0 の概要

本研究では、構造問題とシステム安全を組み合わせた原子炉のレジリエンス向上策に関するガイドラインの提案を目指している。この考え方の社会実装を確実にするために、基本的考え方を提案した上で、ガイドラインの基準階層の中での位置付けを明確にした。PART 0 の構成を図 3.3.3(1)-2 に示す。

基本的な考え方を構築するためには、福島事故からの重要な教訓を明確にし、安全の概念を再認識することが最も重要であり、ASME の新たな原子炉安全概念の再構築の提案や ISO Guide 51 などが一般的考え方を与えており参考となる。さらに、社会実装されるためには、規格に加えて、安全を議論する体制、公平な議論やコミュニケーションの風土の醸成が重要となる。

以上のような考え方に基づき、最初に福島第一原子力発電所事故の教訓を明確にした。最も重

要な教訓は、「全てのリスクを考慮し、稀ではあるが起こりえる事象に対応することが重要」ということである。ASME の新たな原子力安全概念は、プラントに限らず、多くの産業分野で広く適用されている ISO/IEC Guide 51 [2] の安全の定義とも整合している。ISO/IEC Guide 51 では、「安全」を「許容可能でないリスクがないこと」と定義しており、健康 (H)、安全 (S)、環境 (E) に対するリスクに対応することを要求している。

安全とは、リスクを許容可能なレベルまで低減することに他ならない。一般にリスクは望ましくない事象の発生確率とその事象が発生した場合の被害規模（影響度）の積として表される。従来の構造設計は、比較的発生確率が高いが被害規模がそれ程大きくない事象に対して事象の発生確率を下げることに徹していた（深層防護の第 1～3 層）。一方、発生確率は極めて低い被害規模が極端に大きい事象に対しては、被害を低減する対策が採られてきた（深層防護の第 5 層）。本研究では、その中間のリスク（深層防護の第 4 層）を対象とする。従来、この領域に対してはシステム安全の面からいろいろな対策が講じられてきた。この領域に対して、構造面からの貢献を目指すことが本研究の目的である。

本研究では、破損拡大抑制の方法として受動安全構造を適用を提案した。ここで、受動安全構造を、「事故が発生した際に外部からの動力や操作に依存せずに自然現象に基づき安全機能を維持する構造」と定義した。受動安全構造を考える上で、破損モードの安全性に及ぼす影響を明確にすることは重要である。例として、各種破損モードの冷却性能に及ぼす影響を示した。

受動安全構造を効果的に適用するためには、システム設計（設備集合+人的操作）と統合することも必要となるであろう。

ガイドラインを策定するにあたり、最も重要なことは原子力安全の基本原則に基づいていることである。本研究は原則 8 に密接に関連するものであり、その趣旨に沿ったものである。

原子炉安全に関する基準類（ガイドラインを含む）は階層化されていることが重要である。本研究のガイドラインは、第 4 世代ナトリウム冷却高速炉の安全設計ガイドラインが最も関連が深いことが明らかとなった。第 4 世代ナトリウム冷却高速炉の安全設計ガイドラインはシステム安全からのものであり、構造分野のものは含まれていない。ここに構造分野からの貢献を目指すのが本研究のガイドラインである。最後に、原子炉安全に関する基準体系を社会実装するために解決しなければならない問題点をまとめた。

1. まえがき（背景及び目的）
2. 福島第一原子力発電所事故の供給
3. 設計想定を超える事象に対する考え方
4. 破局的壊れ方をしない受動安全構造の提案
5. 規準階層の中での位置付けと考え方の提案
6. 原子力安全に関する基準体系の社会実装のために必要な方策

図 3.3.3(1)-2 ガイドライン PART 0 の構成

(2) 令和5年度の実施内容と成果【R5】

① ガイドライン PART 0 の見直し

ガイドライン体系をまとめるにあたり、最初に PART 0 の見直しを行った。見直した点は主に用語の統一であり、内容は令和4年度のものとは基本的に変わっていない。見直した PART 0 の詳細を Appendix C に示す。

② ガイドライン PART I の策定

PART 0 に基づいて、PART I を策定した。詳細を Appendix D に示す。以下に PART I の構成を図 3.3.3(2)-1 に示す。

- | |
|---|
| <ol style="list-style-type: none">1. まえがき（背景及び目的）2. 安全の定義3. 設計想定を超える事象に対する要求性能4. 設計想定を超える事象に対する対策の考え方5. 破損拡大抑制とレジリエンスによる安全性能評価6. 受動安全構造の適用による破損拡大抑制7. システム安全対策と構造対策の連携によるレジリエンス向上 |
|---|

図 3.3.3(2)-1 ガイドライン PART I の構成

1) ガイドラインの背景と目的

原子力プラント安全の考え方に大きな影響を与えたのが、福島第一原子力発電所事故であり、全てのリスクを考慮し、稀ではあるが起こり得る事象も考慮することの重要性が認識された。従来、このような設計想定事象（DBE：Design Basis Events）を超える事象（BDBE：Beyond Design Basis Events）への対応はシステム安全の範疇として扱われてきており、構造強度分野が関わることはほとんどなかった。これに対し、ここにも構造強度分野が貢献すべきものがあるのではないかと思われる。しかし、これは必ずしも構造面からの貢献だけでプラント安全を達成しようとするものではなく、むしろシステム安全と協調することによってその貢献が効果的なものになると考えられる。言い換えれば、システム安全からの要請にどう応えるかということになる。

このガイドラインは、設計想定を超える事象に対して原子炉構造物のレジリエンス向上を図ることを目標に、安全性能要求に関する基本的考え方を示すことを目的とする。

このガイドラインは、基本的には次世代高速炉に適用することを前提にまとめたものであるが、安全に関する基本的な考え方は普遍的なものであり、他の原子炉へ適用できる部分も多い。

2) 安全の定義

「安全」は、「科学的評価によって得られる客観的事実」であり、「許容できないリスクがない状態」と定義されており、事象によって生じる人々の健康と安全及び環境への影響を問題とし、リスクに適切に対応することを要求している。このように、「安全」は単に事故などの望ましくないことが起きない状態を意味しているのではなく、仮に事故が起こったとしてもその影響がど

うなのか考えなければならないということを理解することが重要である。その意味で、リスクから安全を捉えることは、安全の本質に迫ることに他ならない。

設計は想定した事象による破壊に対して一定のマージンを持って防止（予防対策）することを目的としたものである。しかし、設計で想定した事象を超える事象が生じる可能性は、発生確率は低いとは言っただけであり、発生しないということではない。ここにリスクを考慮した設計の必要性がある。

リスクを正しく知り（リスクアセスメント）、その結果に基づいて適切な対策の優先度を決定する（意思決定）ことが重要である。

3) 設計想定を超える事象に対する要求性能

プラント安全を確保するためには、第一義的には不都合な事象が発生しないように予防対策を充実させることが必要である。しかし、予防対策を充実させたとしても不都合な事象や重大事象が発生しないということにはならない。発生した重大事象に対しては、事象がさらに拡大しないようにするとともに、その事象の影響緩和対策が必要となる。これらの対策が実行されることによって事象がどのように変化していくのか、それが安全性能の評価となる。

設計想定事象に対する構造物の要求性能（パフォーマンス）と設計想定を超える事象に対する要求性能とは自ずと違うものとなる。その違いを比較して表 3.3.3(2)-1 に示す。

表 3.3.3(2)-1 設計想定事象と設計想定を超える事象に対する構造物の要求性能の比較

	設計想定事象 (DBE)	設計想定を超える事象 (BDBE)
要求性能 (パフォーマンス)	供用性 (Operability) と安全性 (Safety) が維持される。	安全性 (Safety) に対する低下抵抗性、回復性が維持される。
構造の性能を表す指標 (パフォーマンスインディケータ)	破損、損傷の発生防止 いずれの破損モードも生じない。 どの構造も破損しない。	破損、損傷の影響緩和、レジリエンス 一部破損したとしても安全性能の低下につながる破損モードに拡大しにくい。(抵抗性が高い) 破損個所が限定されている (回復が容易)
性能向上策	機器単体の強度の向上	システム (設備集合、建屋構造体全体) の安全性に対する低下抵抗性、回復性の向上 多重性、多様性、破損制御の組合せ 破局的破損の前の異常検知による対応
評価法	機器単体 (部材) の強度評価 保守的評価法	システム (設備集合、建屋構造体全体) の破損シーケンス評価 ベストエスティメート+不確かさ評価 (実際の破損挙動に基づく評価)

4) 設計想定を超える事象に対する対策の考え方

設計で想定しない事象、或いは設計で想定したレベルを超える事象に対しては、その発生確率と影響の大きさを考慮した適切な対応（防止のみではなく影響緩和が重要）が求められる。これは主に事業者求められるさらなる安全対策であり、「滅多に起こらないが、万一起こった場合に重大な被害をもたらす事象に対してもきちんとした安全対策が必要である」という福島第一原子力発電所事故の教訓でもある。

このような考え方を図 3.3.3(2)-2 に示す。図の縦軸が望ましくない事象（構造物の破損など）の発生確率であり、横軸がその事象の影響で生じる被害の度合である。中間的な事象が深層防護の第 4 層に相当する事象である。この領域は緩和対策が中心となるが、ある程度の予防対策も考えられる。この中間的な事象に対して、福島第一原子力発電所事故以降、規制基準が厳しくなった。しかし、構造強度分野では想定される設計条件を発生確率の低い領域に拡張し、その条件に対しても従来の事象と同レベルの破損確率に抑えるというものに留まっている。このような考え方には、常にどこまでの発生確率を想定するか、それを越える事象に対してはどうするのかという問題が付きまとう。一方、システム安全では影響緩和が中心になっている。

この問題を解決するためには、破損確率を下げる予防対策と破損した場合の影響緩和対策の組合せが、安全性の向上、対策の実現性、コストなどの面から最も合理的である。従来、第 4 層はシステム安全の面からの緩和対策を講じることが主体であったが、この領域に対して構造強度分野から何らかの貢献をすることが必要である。これは構造強度分野が単独で行うというのではなく、システム安全分野からの要望に応じていくと考える方が有効な対策案策定に有効である。

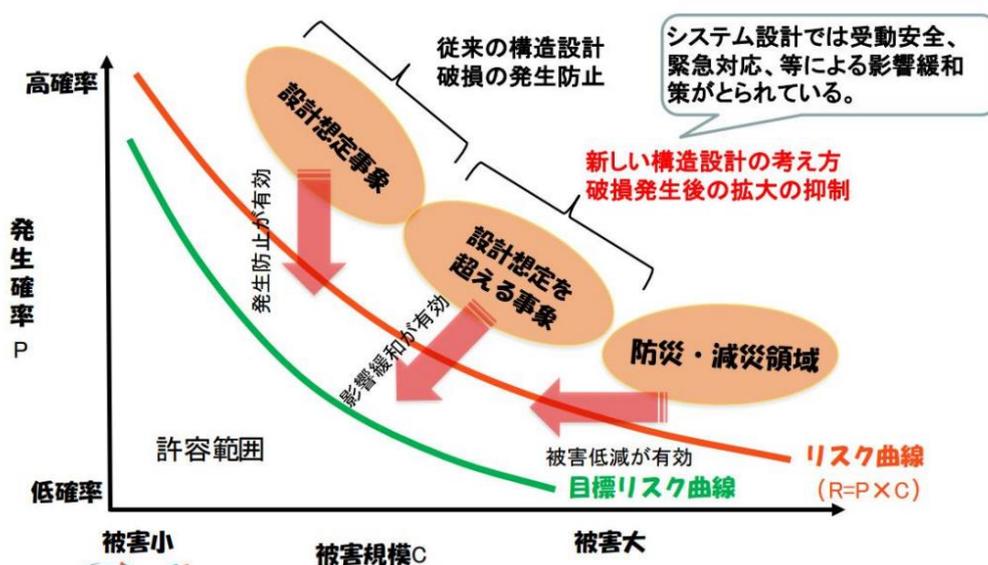


図 3.3.3(2)-2 設計想定を超える事象に対する対策の考え方

原子力施設の安全性向上を考える上で、他分野における安全対策を参考にすることは非常に有意義なことである。ここでは、ガス・オイル分野における「プロセス安全」の考え方及び土木・建築分野の中でも特に進んでいる鉄道分野における「危機耐性」の考え方を取り上げた。この

「危機耐性の概念」は原子力分野における「設計想定事象に対する設計想定を超える事象の概念」に対応する。これらの他分野における安全対策の詳細は Appendix D に示す。

5) 破損拡大抑制とレジリエンスによる安全性能評価

発生した重大事象に対しては、事象がさらに拡大しないようにするとともに、その事象の影響緩和対策が必要となる。このような事象は、最初は単一の設備、機器に生じたとしても、時間の経過とともに他の設備、機器に拡大していくことが予想される。事象の拡大防止や影響緩和のための対策案策定は、設備、機器相互の関係を考慮する必要がある。これらの対策が実行されることによって事象がどのように変化していくのか、それが安全性能の評価となる。

図 3.3.3(2)-3 に示すように、破損の影響緩和策の適用によるレジリエンス向上を図り、最終的なプラント安全を評価することは有効なプロセスである。一般に、構造物のレジリエンスは抵抗性と復旧能力で表されるが、プラントの安全性能を論じる場合、プラントの持つ抵抗性が特に問題となる。抵抗性は構造物のロバスト性や冗長性によって表されるが、ここでは後述するように、受動安全構造の導入によってレジリエンス向上を図る。次の事象に進展するまでの時間を遅らせることは、作業員の避難を可能にするとともに、その間に新たな対策を適用する可能性が生じ、それによって次の事象に進展することそのものを避ける可能性が増す。従来、事象進展の検討では、事象が生じるか否かで検討され、時間の概念が入ってこないことが多かったが、ここに時間の概念を考慮することが重要である。

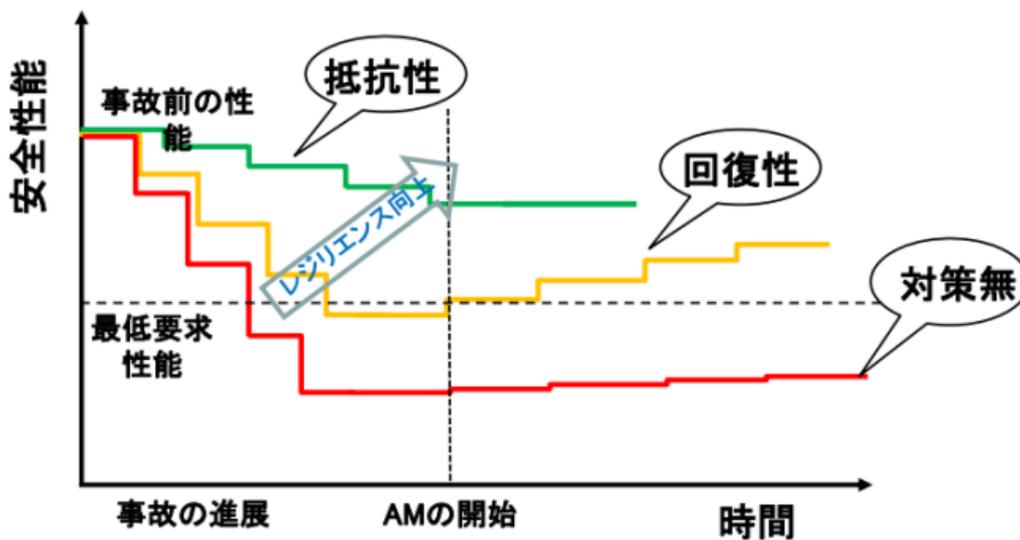


図 3.3.3(2)-3 破損の影響緩和策適用によるレジリエンス向上の概念

6) 受動安全構造の適用による破損拡大抑制

受動安全構造の前提として、あってはならない破損モードと受け入れもやむを得ない破損モードを区別する。その例を図 3.3.3.(2)-4 に示す。

ここで取り上げる受動安全構造の定義とその原理、成立要件を図 3.3.3(2)-5 に示す。先端に

集中荷重のある曲がり梁を例にして受動安全の成立性を図 3. 3. 3(2)-6 に示す。

受動安全構造を実現するためには、破損制御技術は有効な技術である。破損制御技術を適用するためには、Best Estimate と相対強度評価が重要となる。

他分野における受動安全構造の例として、自動車の車体の受動安全構造とガス・オイル分野で広く使われているコーンルーフタンクの放爆設計を示した。また、次世代高速炉に対する適用例を示した。これらの例の詳細を Appendix D に示す。

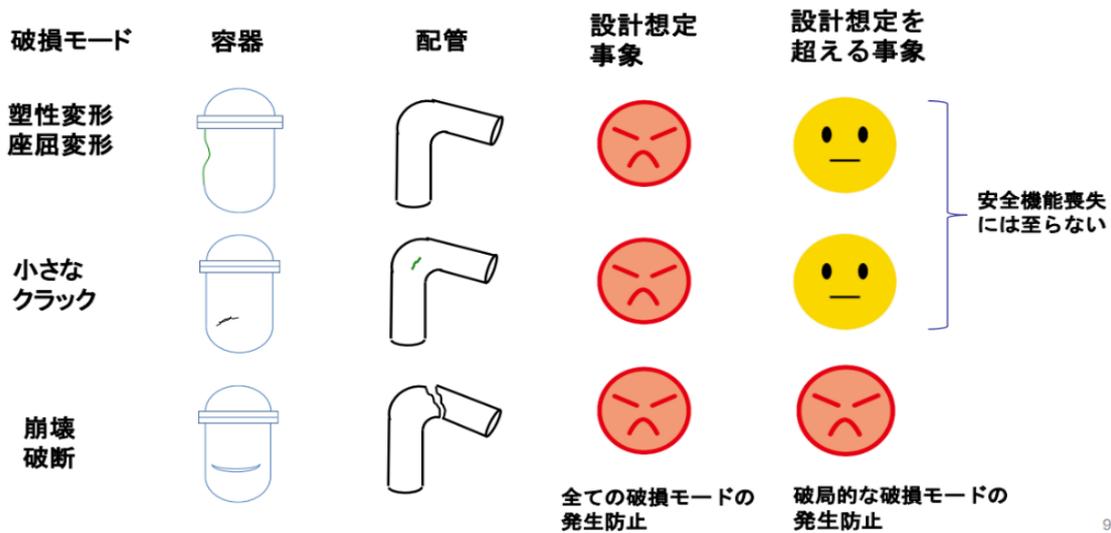


図 3. 3. 3(2)-4 炉心冷却性能への影響の小さい破損モードと大きい破損モード

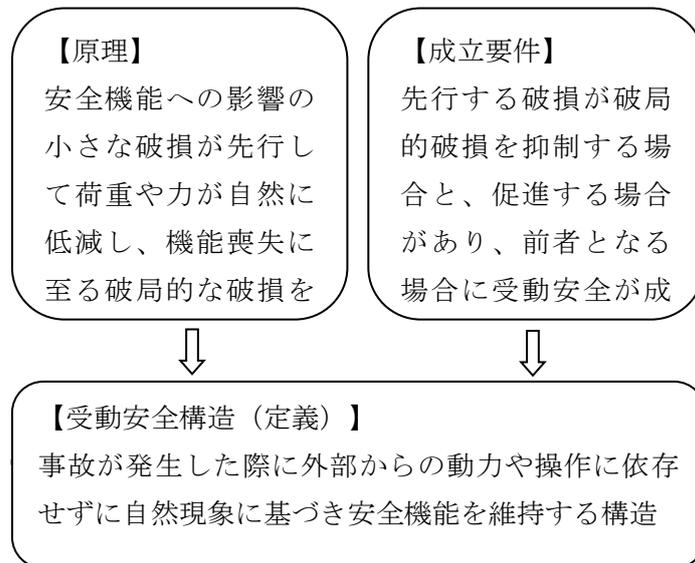
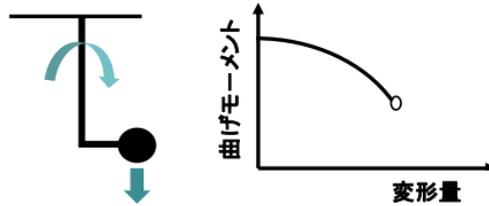


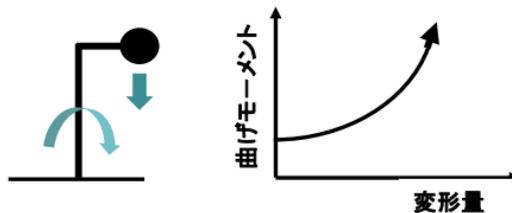
図 3. 3. 3(2)-5 受動安全構造の定義と原理、成立要件

先行する変形(安全への影響小)により曲げモーメントが減少して崩壊(安全への影響大)に至らない。



(a) 受動安全性が成立する例

先行する変形が進むと曲げモーメントが増大していき、やがて崩壊に至る。



(b) 受動安全性が成立しない例

図 3.3.3(2)-6 受動安全の成立性

7) システム安全対策と構造対策の連携によるレジリエンス向上

これまで設計想定を超える事象に対する安全問題はシステム安全分野が中心的に担ってきた。この構図は今後も変わることはなく、変わる必要もないであろう。この構図に構造強度分野がどう関わっていくか、図 3.3.3(2)-7 に示すような新たな枠組みを作っていくことが重要である。

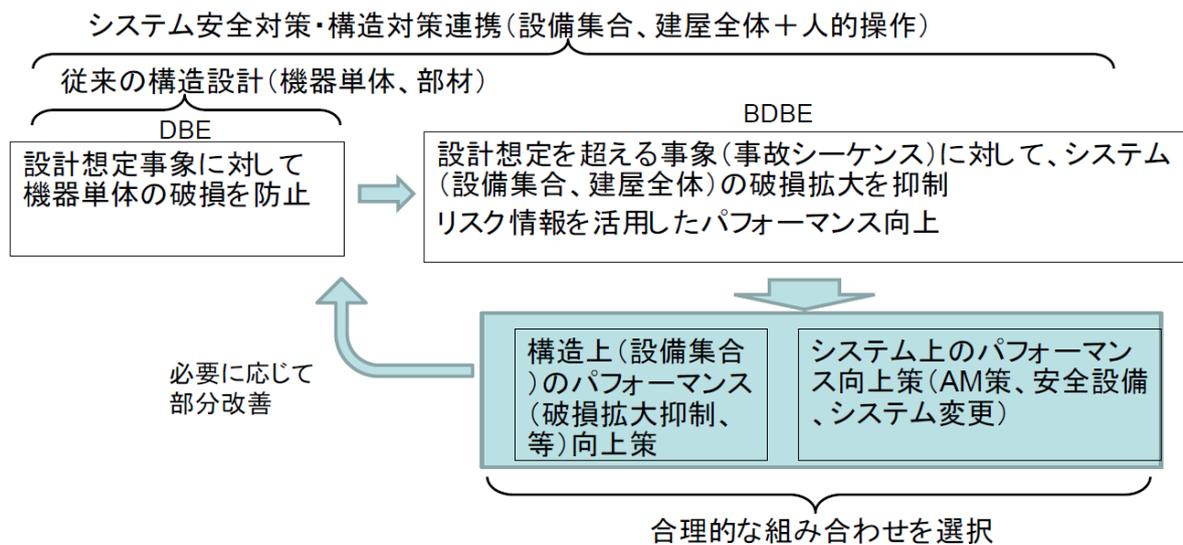


図 3.3.3(2)-7 システム安全分野と構造強度分野との組み合わせによる新しい連携枠組み [8]

8) 今後の課題

受動安全構造の適用による原子炉建造物のレジリエンス向上を図る上での今後の課題を挙げた。

- ・蓄積されてきた技術を活用した新たな受動安全構造の開発
- ・Safety II の普及
- ・規制庁の規制庁の「合目的的」という考え方の実現
- ・原子炉安全向上のための体制の整備

③ ガイドライン PART II の策定

PART II は具体的な設計に対する関連が深いので、この研究で策定することは必ずしも適当ではない。ただし、策定の例として、PART I に基づいて機器単体に対する受動安全構造実現のための技術的手法を策定した。詳細を Appendix E に示す。PART II の構成を図 3.3.3(2)-8 に示す。

- | |
|--|
| <ol style="list-style-type: none">1. 総則2. 設計想定を超える事象に対する構造強度の考え方3. 設計想定を超える事象に対する破損影響の緩和4. 破損制御を適用した破損影響の緩和対策 |
|--|

図 3.3.3(2)-8 ガイドライン PART II の構成

1) 総則

本ガイドラインは、原子炉の主要建造物について、設計想定を超える事象に対する対策の新しい考え方を示したものである。本ガイドラインでは、受動安全構造を適用することによって、設計想定を超える事象によって建造物が破壊するような状況になった場合でも、受動安全構造を適用することによって小規模破壊を先行させて荷重やエネルギーを低減させ、圧力バウンダリの大規模破壊を防ぐことを目的とし、そのための技術的手法を規定する。

本ガイドラインは、原子炉冷却材（圧力）バウンダリに関連する容器・配管系が設計想定を超える事象を受けた場合に対して適用する。

受動安全構造の定義はガイドライン PART I によるものとする。受動安全構造を実現するための手法が破損制御技術である。本ガイドラインでは破損制御に関する基本的な考え方を規定する。

2) 設計想定を超える事象に対する構造強度の考え方

a) 実際の破損挙動の予測

一般には、設計において保守的に求められた構造強度は必ずしも実際の破損挙動に基づいたものとは限らず、実際の構造強度に対する裕度は部位や破損モードによって異なる。これに対して、破損部位や破損モードの把握が必要となる設計想定を超える事象に対しては、実際の破損挙動を予測するベストエスティメートが必須となる。設計で用いた手法を設計想定を超える事象に拡張して適用した場合の不合理性については Appendix E に示す。

構造強度評価による性能評価は、設計想定事象に対しては絶対強度評価であり、推定された強度が許容値を満足することが要求される。一方、設計想定を超える事象における構造強度評価は

必ずしも絶対強度評価である必要はなく、検討対象となる部位や破損モードなどについて相対強度を正しく評価することが重要となる。

b) 実際の破損挙動予測の方法

想定を超える事象に対する実際の構造強度を実験的に求めるのは困難であり、有限要素法などの数値解析によって求める必要がある。

従来、圧力設備の構造材料である金属材料の多くは延性材料であり、塑性変形や延性破壊挙動は、静水圧応力の影響を受けないとしたミーゼスの降伏曲面及び破壊曲面に従うとされてきた。しかし、近年になり、静水圧応力がある程度以上に大きくなると破壊挙動に有意な影響を及ぼし、塑性ひずみの限界値が小さくなり、破壊形態もせん断型破壊からボイド型破壊に変わることが分かってきた。非原子力用の圧力容器の構造設計規格である ASME Code Sec. VIII Div. 2 では局部破損に対する規定を制定したが、原子力用の規格である Sec. III には取り入れられていない。

配管については、過大地震が起こった場合の破損モードとして 進行性変形及び疲労が確認されている。これまでの研究によって、地震荷重に対する ラチェット変形と崩壊の予測法が明らかになっており、①振動数比（地震周波数/配管共振周波数）が大きくなると荷重と変位の位相差が大きくなり、床から構造に振動エネルギーが伝達されにくくなること、②塑性変形によるエネルギー消費が存在することが分かっている。この特性を有効に活用することが重要である。

ラチェット変形と崩壊の予測法

これらの問題についての詳細は Appendix E に示す。

3) 設計想定を超える事象に対する破損影響の緩和

設計想定を超える事象に対して破損制御技術を適用は、なんらかの原因で原子炉冷却材（圧力）バウンダリの構造健全性が損なわれるとしても、小規模な破壊を先行させることによって致命的で大規模な破壊の可能性を極力低くし、その後の対策を有効かつ実際的なものにするを目的とする。

この目的を達成するため、以下の基本的な考え方に基づくものとする。

- ・破損モードを積極的に制御し、不安定な破損モードを排除する。
- ・安定な破損モードから不安定な破損モードへの連鎖、拡大、進展を断ち切る。
- ・冷却材圧力バウンダリ破壊の発生箇所を限定することで、緊急対応（AM）

の有効性を向上させる

この考え方に基づいて、以下のような方法で、設計想定を超える事象に対して破損制御技術を適用する。

- ・相対的に弱い箇所を特定しておく。
- ・リスクの小さい破壊を先行させてリスクの大きい破壊に至る荷重を緩和する。
- ・機器の部位の間や機器の間の破壊の連鎖を防ぐ。
- ・1次系圧力バウンダリへの導入が難しいラプチャーディスクや設計想定を超える事象での動作が保証されない安全弁などに依存せず、構造自体で安全性能を実現する。

4) 破損制御を適用した破損影響の緩和対策

a) 高温・高圧荷重を受ける容器の緩和対策

破損制御技術を原子炉のどの部分にどのように適用するかということをも具体化する上で、以下の原則について検討する。それぞれの原則の詳細は Appendix E に示す。

- ① 大規模バウンダリ破壊となる破損モードと取り上げる（破損モードの相対比較）
- ② 一般部の破壊より構造不連続部の破壊を優先させる（破壊箇所の相対比較）
- ③ 容器下部の破壊より上部の破壊を優先させる（破壊箇所の相対比較）
- ④ 複数の破壊の可能性がある場合は、規模が小さい破壊、有効な対策が立てやすい破壊を優先させる（破壊の順番の相対比較）

これらの原則に基づいて、もんじゅを例にして、相対強度を検討すべき原子炉容器の構造不連続部を示した。詳細は Appendix E に示す。

b) 過大地震動を受ける配管の緩和対策

配管に一定の塑性変形を許すことで、床からの地震エネルギーの伝達が下がり、それにより崩壊や破断などの安全性を損なう破局的破壊を避けられる可能性がある。これらの知見に基づくと、破損制御により、配管共振周波数を地震強振動パルス周波数より下げること、地震動の配管への伝達を防ぎ、配管自体の健全性を保つこと、また、自重による応力が大きい場合は、バックアップ支持を設けることで、変形から崩壊や破断への連鎖を防止することが考えられる。

また、2 エルボ配管では、荷重支持の冗長性が増えることから、1 エルボの場合と比較して破壊が起こりにくくなることが確かめられた。その傾向は振動数比に着目した振動破壊クライテリアの予測に一致し、最弱エルボに着目した場合に保守的予測となることを確認した。この知見から、配管系の不静定次数（冗長性）もまた、崩壊や破断への連鎖を防止するに有効である。

以上を踏まえて、冷却性能維持を担う配管に関して、過大地震を受ける場合の緩和対策のための破損制御技術適用の原則は次の事項となる。それぞれの原則の詳細は Appendix E に示す。

- ① 冷却性能喪失につながる破損モードを取り上げる（機能と構造強度の関連付け）。
- ② 配管本体の破壊より支持構造の破壊を優先させる（破損箇所の相対比較）。
- ③ 冷却性能喪失につながらない破壊を優先させる（破損モードの相対比較）
- ④ 複数の破壊の可能性がある場合は、規模が小さい破壊、有効な対策が立てやすい破壊を優先させる（破壊の順番の相対比較）。

(3) まとめ

日本溶接協会原子力研究委員会に専門委員会にて、「設計想定を超える事象 (Beyond Design Basis Events) に対する原子炉構造レジリエンス向上ガイドライン」を提案した。

3.3.4 原子炉構造レジリエンス向上策のまとめ【R5】

リスク評価との技術統合によるレジリエンス可視化技術として、動的 PRA とレジリエンス指標を組み合わせることで破損拡大抑制により生じる時間裕度と安全裕度を可視化する技術を提案した。また、破損ではなく冷却機能に着目した機能損失関数の考え方を導入することで破損から機能喪失までの余裕を定量化する方法を提案した。

超高温時に破局的壊れ方をしない受動安全容器構造として、床支持 GV とラプチャディスクを備えた、原子炉容器+ガードベッセル+格納容器の設備集合を提案した。

さらなるレジリエンスを向上を目指して、受動安全容器構造を前提とした自然冷却方法を検討した。

過大地震に対して座屈が生じても、柔構造化による外力低減により崩壊や破断に至らない受動安全性を活用することで、レジリエンスを向上させた次世代原子炉構造概念を提案した。

受動安全構造によるレジリエンス向上の考え方を一般化し、社会実装促進のため BDBE に対する安全対策高度化のための構造対策連携の枠組みとガイドラインを提案した。

3.4 研究推進【R2-R5】

3.4.1 概要【R2-R4】

従来の我が国の安全活動は「設計基準内事象(DBE)」に対する異常発生防止に重点を置いていたが、福島第一原子力発電所事故の教訓として、今後はたとえ「設計想定を超える事象(BDBE)」が起こったとしても、事故の影響を緩和し最悪の事態には至らないようにする、「異常状態の緩和」「環境の被害の抑制」といった減災への取り組みを重視する必要がある。これは思想の転換であることから、成果の実現には文部科学省原子力システム研究開発事業終了後も、ある程度の期間がかかると考えられる。

このため、文部科学省原子力システム研究開発事業を推進するために課題の方向性及び進め方に対して助言することに加え、研究成果を実用化し社会に還元することを目的に、日本溶接協会原子力研究委員会に、設計想定を超える事象の評価と対策に関する調査研究小委員会（略称BDBE委員会）を設置し運営した。当委員会を溶接協会内に設置した理由としては、溶接協会が各学協会の中核になる有識者の集まりであり、かつ自由な議論ができる場であることが挙げられる。

3.4.2 日本溶接協会原子力研究委員会 BDBE 小委員会【R5】

「設計想定を超える事象の評価と対策に関する調査研究小委員会(BDBE小委員会)」は、「設計想定を超える事象(BDBE)」に対する安全性向上に向けた構造・材料分野の考え方を整理し、コンセンサスを醸成することと、それを実現するための新しい技術を調査検討することを目的として活動している。最終的には、「設計想定を超える事象(BDBE)」に対する評価と対策に関するガイドラインを提案することを目指して、以下の課題に取り組んでいる。

- (1) BDBE に対する考え方と要求性能
- (2) BDBE 条件下における破損拡大抑制技術の開発
- (3) 次世代高速炉を対象としたレジリエンス向上策の検討
- (4) 国際展開

主査：笠原直人(東京大学) 副主査：望月正人(大阪大学)

幹事：堂崎浩二(東北大学)、釜谷昌幸(原子力安全システム研究所)

委員：27名 事務局：3名

令和5年度は3回開催し、文部科学省原子力システム研究開発事業の進捗報告と評価、及び各課題に精通した方の講演により調査を行った。

- (1) BDBE に対する新しい考え方の提案

BDBE、既に損傷を受けた1F構造物、過大地震や巨大津波などの外部事象は不確実性が大きいことから、想定に対する備えである設計的なアプローチは合理的でない。不確実性が大きな事象に対して、損傷発生後の拡大防止と安全性への影響緩和を目的とした構造力学の新しい考え方を共同提案するため、BDBE小委員会と日本原子力学会 廃炉検討委員会 強度基準検討分科会を合同開催した。

- (2) BDBE 条件下における破損拡大抑制技術の開発

原子力システム研究開発事業「原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の

開発」の令和5年度（最終年度）進捗状況について評価し、以下のまとめ方についての助言をいただいた。

- ・ 損傷発生後の拡大防止と安全性への影響緩和を目的とした新しい構造強度技術として提案する「破局的な壊れ方をしない受動安全構造」
- ・ 次世代高速炉を対象とした受動安全構造を用いたレジリエンス向上策
- ・ レジリエンス指標、炉心損傷確率、フラジリティによるレジリエンス向上効果可視化

(3) 設計想定を超える事象に対する原子炉構造レジリエンス向上ガイドライン

技術手段を提案しても、その上位にある考え方である「壊れ方が破局的でない受動安全構造」についてのコンセンサスが得られないと社会実装が進まない。

そのために、基本的考え方を提案した上で、ガイドラインの基準階層の中での位置付けを明確にする。福島事故からの重要な教訓を明確にし、安全の概念を再認識することが最も重要であり、ASME の新たな原子炉安全概念の再構築の提案や ISO Guide 51などを参考とする。

(4) 国際展開

BDBE に関しては、IAEA や CNSC の関心が高く原子力構造力学会議（SMiRT）を介して意見交換を行っている。2024年3月に33年ぶりに日本で開催された SMiRT27にて、BDBE と福島第一発電所の強度評価の在り方に関する特別セッションを開催し、構造強度に関する新しい考え方を国際社会にアピールした。

4 結言

4.1 結論【R2-R4】

4.1.1 超高温時の破損拡大技術

(1) 超高温時に対する破損シーケンス予測・抑制技術

原子炉容器の超高温時のクリープ変形により、容器胴部から下部鏡へ荷重を再配分して、容器胴部のクリープ破断への破損拡大を抑制する。炉心支持構造物のクリープ変形による下方向への座屈変形により炉心を浸漬させる。上記により、超高温時に炉心の液面からの露出を長時間抑制する受動安全構造の可能性を示した。

上記の適用条件は、下部鏡は座屈後に直ちに破壊せず、飛び移り座屈モードなどにより変形しながら大きな荷重を支持できることと、炉心支持構造試験体は座屈後に直ちに破壊せず、変形しながら大きな荷重を支持でき、冷却材バウンダリ破損に拡大しないことである。

上記に基づく実機挙動予測技術を検証するため、破損拡大挙動の支配因子が、クリープ変形、座屈モード、床との接触、荷重再配分であることから、これらの因子を適切に予測する非弾性解析技術と構造物試験等による検証データを整備した。

(2) 詳細構成式と模擬材料試験を組み合わせた革新的モデリング

超高温時の座屈及び座屈後解析機能を検証するため、平床及び球面座に接触する球殻の座屈試験と座屈解析を行い、両者はよく一致することを確認した。解析結果から、受動安全構造の成立性を支配する座屈及び座屈後挙動のメカニズムと変形特性が明らかになった。また、平床及び球面座に接触（部分接触、全面接触）する実機規模の解析を行い、小型試験で得られた座屈及び座屈後挙動のメカニズムと傾向が一致することを確認した。

以上から解析法は、座屈試験ができない超高温時の実機の受動安全構造の適用性の評価に有効である。

過大地震時の座屈及び座屈後解析機能を検証するため、水平振動荷重を受ける円筒の座屈試験と座屈解析を行い、両者はよく一致することを確認した。解析結果から座屈及び座屈後挙動のメカニズムと変形特性が明らかになった。また、実機の解析を行い、荷重条件が同一なら、座屈モードの相似則によって小型試験結果等を実機予測に有効に反映できることが分かった。

以上から解析法は、座屈試験ができない過大地震時の実機の受動安全構造の適用性の評価に有効である。

4.1.2 過大地震に対する破損拡大抑制技術

(1) 過大地震に対する破損シーケンス予測技術

原子炉容器の座屈変形により、振動数比が上昇して建屋からの振動エネルギー伝達が減少して、容器胴部の延性破壊への破損拡大を抑制する。配管自体に先行する支持構造物の破損により、配管系の振動数比が上昇して建屋からの振動エネルギー伝達が減少して、配管自体の崩壊や破断への破損拡大を抑制する。上記により、過大地震時に冷却機能喪失に至る破損への拡大を長時間抑制する受動安全構造の可能性を示した。

上記の適用条件は、原子炉容器は座屈後に直ちに破壊せずに安定し、冷却材バウンダリ機能を維持することであり、配管は支持構造物破損後に直ちに破壊せず、変形の増大が新たな破損に拡大しないことである。

上記に基づく実機挙動予測技術を検証するため、破損拡大挙動の支配因子が、弾塑性変形、座屈モード、振動モード、疲労強度であることから、これらの因子を適切に予測する非弾性解析技術と構造物試験等による検証データを整備した。

(2) 過大地震に対する破損シーケンス抑制技術（再委託先：防災科研）

配管系に対する受動安全構造の実現には、複数の固有振動数と支持構造を持つ配管系で、支持構造破損が配管自体の崩壊や破断に拡大しないことを示す必要がある。

これらの検証に向けて、配管自体と複数の支持構造物で構成された小口径配管系試験体を使用した加振試験を実施した。その結果、支持構造物が先行破壊することで、入力波の振動数帯域より配管系の固有振動数が下がると、配管自体の応答加速度や発生ひずみは減少することを明らかにし、配管系への受動安全構造の適用見通しを得た

4.1.3 原子炉構造レジリエンス向上策

(1) リスク評価との技術統合によるレジリエンス可視化技術（東京大学、再委託先：原子力機構）

提案した動的 PRA とレジリエンス指標を組み合わせたレジリエンス可視化技術に関して、超高温時の新たな事象シーケンスを考慮できるように追加拡張し、超高温時に対するレジリエンス向上策の有効性を予備的に評価した。

また、リスク評価に必要な破損発生頻度と安全性への影響の両者を考慮した「パフォーマンスベースフラジリティ」の概念を提案し、受動安全構造採用による破損モードの変化とそれによるレジリエンス向上効果を可視化した。パフォーマンスベースフラジリティ評価の一環として、従来の座屈を破損とみなす評価から座屈を伴う変形時の疲労破損を破損とみなす評価へ変更してフラジリティを評価し、過大地震に対するレジリエンス向上策の有効性の予備的評価を実施した。

(2) 次世代原子炉のレジリエンス向上策（再委託先：原子力機構）

レジリエンス向上策として提案している超高温時にクリープ変形が先行することで破壊への影響の大きい荷重制御型応力を緩和して破断を起こさないとなる受動安全原子炉容器構造に対して、上記「詳細構成式と模擬材料試験を組み合わせた革新的モデリング」で整備した解析法を用いて、次世代原子炉を対象として、超高温時の変形挙動に着目した原子炉容器／ガードベッセル／格納容器の構造解析を行い、破損拡大抑制の可能性を示した。解析に当たっては、超高温時の変形に対する圧力及び CV の影響に着目したレジリエンス向上策の候補として、圧力対策及び RV 下部支持方策を検討した。

また、レジリエンス向上策として提案している、過大地震時に座屈変形が先行することで、地震エネルギーの流入を緩和し崩壊や破断を起こさないとなる受動安全原子炉容器構造に対して、実機解析により破損拡大抑制の可能性を示した。

(3) 知識統合に基づくレジリエンス向上ガイドライン

破局的壊れ方をしない受動安全構造による破損拡大抑制の考え方を、炉型を問わず一般的に活用するため、構造問題とシステム安全を組み合わせた現実的で合理的なレジリエンス向上のガイドライン案の具体化を進めた。そのために、規格策定の前提となるコンセンサス醸成に注力した。具体的には、ガイドラインを階層化し、上位階層についての議論を日本溶接協会原子力研究委員会に設置した専門委員会で進めた。

4.1.4 研究推進

従来の我が国の安全活動は「設計基準内事象(DBE)」に対する異常発生の防止に重点を置いていたが、福島第一原子力発電所事故の教訓として、今後はたとえ「設計想定を超える事象(BDBE)」が起こったとしても、事故の影響を緩和し最悪の事態には至らないようにする、「異常状態の緩和」「環境の被害の抑制」といった減災への取り組みを重視する必要がある。これは思想の転換であることから、成果の実現には文部科学省原子力システム研究開発事業終了後も、ある程度の期間がかかると考えられる。このため、文部科学省原子力システム研究開発事業を推進するために事業の方向性及び進め方に対して助言することに加え、研究成果を実用化し社会に還元することを目的に、日本溶接協会原子力研究委員会に、設計想定を超える事象の評価と対策に関する調査研究小委員会（略称 BDBE 委員会、委員：27 名 事務局：3 名）を設置し、研究推進を図った。

4.2 結論【R5】

4.2.1 超高温時の破損拡大技術

(1) 超高温時に対する破損シーケンス予測・抑制技術

超高温時に破局的壊れ方をしない受動安全構造として、超高温時のクリープ変形による荷重再配分が先行して、胴部の破断へ破損拡大や、炉心支持構造のクリープ変形からバウンダリ破断への拡大が起こらない受動安全容器構造を提案した。実機適応した場合の超高温時の解析から、実機とモデル試験のメカニズムが同じであり、提案した受動安全構造が実機に適用できることが確認できた。

(2) 詳細構成式と模擬材料試験を組み合わせた革新的モデリング

材料の詳細構成モデル、模擬材料による小型構造物試験の組み合わせにより、モデル化すべき機能に着目して、実機挙動を必要十分な精度で予測する革新的モデリング手法を提案し、汎用非線形構造解析システム FINAS での解析環境を整備した。実機解析に使用することで、スケールアップした環境でも使用可能であることを確認した。

4.2.2 過大地震に対する破損拡大抑制技術

(1) 過大地震に対する破損シーケンス予測技術

過大地震時に破局的壊れ方をしない受動安全構造を提案した。具体的には、地震時に座屈変形による柔構造化が先行し、破断に至らない容器構造を提案した。また、支持構造破損による柔構造化が先行し、配管自体は崩壊・破断に至らない配管系の概念を提案した。実機適応した場合の過大地震時の解析から、実機とモデル試験のメカニズムが同じであり、提案した受動安全構造が実機に適用できることが確認できた。

(2) 過大地震に対する破損シーケンス抑制技術（再委託先：防災科研）

破損シーケンス抑制技術を適用した配管系の新しい耐震性評価概念を提案した。具体的には、令和3年度、令和4年度の加振試験結果に基づき、配管系に対する破損シーケンス抑制技術の適用方法を提示し、受動安全性の評価を含む新しい耐震性評価概念を提案した。

4.2.3 原子炉構造レジリエンス向上策

(1) リスク評価との技術統合によるレジリエンス可視化技術（東京大学・再委託先：原子力機構）
（東京大学）

動的 PRA とレジリエンス指標を組み合わせることで時間裕度と安全裕度を可視化する技術を提案し、次世代高速炉に受動安全構造を適用した場合のレジリエンス向上効果を定量評価することで、可視化技術の適用性を示した。

（再委託先：原子力機構）

次世代高速炉に受動安全構造を適用した場合のレジリエンス向上効果を、フラジリティ曲線の変化と CDA 発生確率により定量的に評価した。

(2) 次世代原子炉のレジリエンス向上策（再委託先：原子力機構）

次世代原子炉のレジリエンス向上策として、超高温時に対する圧力対策及び RV 下部支持方策による受動安全構造と、CVACS (Containment Vessel Auxiliary Cooling System) による自然冷却方法を検討した。その効果を確認するため、次世代原子炉を対象として、超高温時の破損挙動に着目した原子炉容器／ガードベッセル／格納容器の大規模構造解析を行い、レジリエンス向上策の有効性を確認した。また、過大地震時の破損挙動に着目した原子炉容器の大規模構造解析を行い、レジリエンス向上策を検討した。これらの結果を踏まえ、レジリエンス向上策を採用した次世代原子炉構造概念を提案した。

(3) 知識統合に基づくレジリエンス向上ガイドライン

日本溶接協会原子力研究委員会に専門委員会にて、設計想定を超える事象に対する取り組みで先行するオイル&ガス、鉄道分野などの異分野や、BDBE と同様に不確実性が大きい福島第一原子力発電所の強度評価に取り組んでいる原子力委員会廃炉委員会との交流を図ることで、一般性のある「設計想定を超える事象 (Beyond Design Basis Events) に対する原子炉構造レジリエンス向上ガイドライン (案)」を提案した。

4.2.4 研究推進

評価委員会を開催した。また、世界最大の原子力構造工学に関する国際会議である SMiRT 会議で、「Plenary Forum: BDBE and Hazard; Proposal for future structure technology」を開催し、海外及び他分野との協調により研究成果の社会実装の促進を図った。

4.3 本プロジェクトの成果に関わる外部発表

令和2年度

- (1) 笠原 直人、出町 和之、佐藤 拓哉、一宮 正和、山野 秀将、中村 いずみ、原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開発 (1) 開発計画、日本原子力学会 2021 年春の年会 2E01(2021)
- (2) 鳴海 健介、笠原 直人、佐藤 拓哉、恒本 芳樹、原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開発 (2) 原子力機器構造不連続部における局部破損の発生と進展に関する研究、日本原子力学会 2021 年春の年会 2E02(2021)
- (3) 室原 将人、佐藤 拓哉、笠原 直人、山崎 祥、原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開発 (3) 原子炉容器下部鏡における座屈強度及び座屈後挙動に関する研究、日本原子力学会 2021 年春の年会 2E03(2021)
- (4) 桑原 悠士、出町 和之、陳 実、西野 裕之、小野田 雄一、原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開発 (4) 原子炉構造レジリエンスの可視化手法、日本原子力学会 2021 年春の年会 2E04(2021)

令和3年度

- (6) Satoru Kai, Naoto Kasahara, Masakazu Ichimiya, Dynamic behavior of a simplified cantilever with progressive static loading due to ratchet deformation, ASME PVP2021-61878(2021.7)
- (7) Naoto Kasahara, Takashi Wakai, Izumi Nakamura Takuya Sato, Masakazu Ichimiya, Example proposals of fracture controlled vessels and piping for failure mitigations, ASME PVP2021-61952(2021.7)
- (8) Ryuta Hashidate, Shoichi Kato, Takashi Onizawa, Takashi Wakai, Naoto Kasahara, Proposal of simulation material test technique for clarifying the structure failure mechanisms under excessive seismic loads, ASME PVP2021-61866(2021.7)
- (9) 笠原直人, 山野秀将, 中村いずみ, 出町和之, 佐藤拓哉, 一宮正和, 原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開発 (5) 破壊制御による破損拡大抑制法の提案, 日本原子力学会 2021 年秋の大会, 2K07(2021.9)
- (10) 出町和之, 桑原悠士, 陳実, 笠原直人, 西野裕之, 小野田雄一, 栗坂健一, 原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開発 (6) 破壊制御技術による効果のレジリエンス指標への取り込み, 日本原子力学会 2021 年秋の大会, 2K08(2021.9)
- (11) 小野田雄一, 西野裕之, 栗坂健一, 山野秀将, 出町和之, 原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開発 (7) 超高温時のレジリエンス向上策の有効性評価技術, 日本原子力学会 2021 年秋の大会, 2K09(2021.9)
- (12) 西野裕之, 小野田雄一, 栗坂健一, 山野秀将, 出町和之, 原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開発 (8) 過大地震時のレジリエンス向上策の有効性評価技術, 日本原子力学会 2021 年秋の大会, 2K10(2021.9)
- (13) 長谷川翔, 一宮正和, 笠原直人, 原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開発 (9) 過大地震時の座屈後挙動に関する基礎的研究, 日本原子力学会 2021 年秋の

- 大会 2K11(2021. 9)
- (14) 中村 いずみ, 笠原 直人, 原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開発 (10) 過大地震時の破損シーケンス制御技術 研究計画, 日本原子力学会 2021 年秋の大会, 2K12(2021. 9)
 - (15) 二神敏, 安藤勝訓, 山野秀将, 原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開発 (11) 次世代原子炉のレジリエンス向上策, 日本原子力学会 2021 年秋の大会, 2K13 (2021. 9)
 - (16) 笠原直人, 出町和之, 佐藤拓哉, 一宮正和, 若井隆純, 山野秀将, 中村いずみ, 設計想定を超える事象に対する構造強度分野からの新しいアプローチ, 日本保全学会第 17 回学術講演会, C-2-3-1(2021. 7)
 - (17) 出町和之, 桑原悠士, 陳実, 笠原直人, 西野裕之, 小野田雄一, 栗坂健一, 破壊制御技術によるレジリエンス向上効果のレジリエンス指標を用いた可視化, 日本保全学会第 17 回学術講演会, C-2-3-2(2021. 7)
 - (18) 長谷川翔, 笹木龍之介, 一宮正和, 笠原直人, 動的荷重を受ける配管の塑性崩壊に関する基礎的研究, 日本保全学会第 17 回学術講演会, D-2-2-1(2021. 7)
 - (19) 桑原悠士, 出町和之, 笠原直人, 陳実, 西野裕之, 小野田雄一, 栗坂健一, 原子炉構造レジリエンスの可視化手法, 日本保全学会第 17 回学術講演会, D-2-2-8(2021. 7)
 - (20) Masato Murohara, Akira Yamazaki, Takuya Sato, Naoto Kasahara, Study on buckling strength and post buckling behaviors of reactor vessel lower heads, ICONE2021-65553(2021. 8)
 - (21) Kensuke Narumi, Yoshiki Tsunemoto, Takuya Sato, Naoto Kasahara, Study on initiation and propagation of local failure at structural discontinuities of nuclear components, ICONE2021-65464(2021. 8)
 - (22) 中村 いずみ, 笠原 直人, 配管系の地震応答に対する支持部弾塑性変形の影響 (FEM 解析による事例検討), 日本機械学会 Dynamics and Design Conference 2021, Paper #203 (2021. 9)
 - (23) Nakamura Izumi and Kasahara Naoto, An approach to mitigate fatal damage of piping systems under excessive seismic load, 17th world conference on earthquake engineering, Paper #C003640(2021. 9)
 - (24) Yuichi Onoda, Hiroyuki Nishino, Kenichi Kurisaka, Hidemasa Yamano, Development of Effectiveness Evaluations Technology of the Measures for Improving Resilience of Nuclear Structures at Ultra High Temperature, Proceedings of the Asian Symposium on Risk Assessment and Management (ASRAM2021) 24 27, ASRAM2021 032 (2021. 10)
 - (25) Hiroyuki Nishino, Yuichi Onoda, Kenichi Kurisaka, Hidemasa Yamano, Development of Effectiveness Evaluations Technology of the Measures for Improving Resilience of Nuclear Structures Against Excessive Earthquake, Proceedings of the Asian Symposium on Risk Assessment and Management (ASRAM2021) 24 27, ASRAM2021 026 (2021. 10)
 - (26) 笠原 直人, 室原 将人, 佐藤 拓哉, 原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開発, (12) 超高温時破損拡大抑制のための容器鏡座屈と座屈後挙動に関する研究、日

本原子力学会 2022 年春の年会、1C15(2022. 3)

- (27) 濱田 良太, 長谷川 翔, 一宮 正和, 笠原 直人, 原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開発, (13) 過大地震時破損拡大抑制のための梁の座屈と座屈後挙動に関する研究, 日本原子力学会 2022 年春の年会, 1C16(2022. 3)
- (28) 桑原 悠士, 出町 和之, 陳 実, 笠原 直人, 西野 裕之, 小野田 雄一, 栗坂 健一, 原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開発, (14) レジリエンス向上効果可視化のための時間効果と事象の動的変化を考慮に入れた動的 PRA 法, 日本原子力学会 2022 年春の年会, 1C17(2022. 3)
- (29) Satoru KAI, Masakazu ICHIMIYA and Naoto KASAHARA, Occurrence of plastic collapse under ratcheting due to gravity. Mechanical Engineering Journal, Vol.9, No.1, Paper No. 21-00321 pp1-12(2022. 2)

令和 4 年度

- (30) Jinqi Lyu, Naoto Kasahara, Masakazu Ichimiya, Ryunosuke Sasaki, Normalized Ratcheting Diagram under Sinusoidal Vibration Waves, JPVT, 144(3):031305(2022. 6)
- (31) Izumi Nakamura, Naoto Kasahara, Discussion on Failure Behavior of Piping Systems Under Extremely Large Seismic Loads in BDBE, Transactions of the ASME Journal of Pressure Vessel Technology, 144(3), Paper No. PVT-20-1209(2022. 6)
- (32) Izumi Nakamura, Naoto Kasahara, Plan of a shaking table test on a piping system model for verifying the fracture-control concept, ASME PVP2022-84266(2022. 7)
- (33) Naoto Kasahara, Masato Murohara, Takuya Sato, Study on post buckling behaviors of lower heads for fracture, control of reactor vessels under BDBE, ASME PVP2022-84449(2022. 7)
- (34) Satoru Kai, Masakazu Ichimiya, Naoto Kasahara, Prediction concept of ratchet-induced collapse under deadweight and seismic loading, ASME PVP2022-84508(2022. 7)
- (35) I. Nakamura, N. Kasahara, Numerical examination on seismic response behavior of a piping system considering plastic deformation of supports, SMiRT26, We. 3. F. 2(2022. 7)
- (36) S. Futagami, M. Ando, H. Yamano, Three-dimensional structural analysis for enhancing resilience of nextgeneration nuclear structures under extremely high temperature conditions, SMiRT26, Tu. 1. E. 2(2022. 7)
- (37) N. Kasahara, H. Yamano, I. Nakamura, K. Demachi, T. Sato, M. Ichimiya, Development Plan of failure mitigation technologies for improving resilience of nuclear structures, SMiRT26, Tu. 1. E. 3(2022. 7)
- (38) Naoto Kasahara, Mitigation of failure consequences of BDBE for improving resilience of nuclear structures, SMiRT26, Tu. 4. D. 1(2022. 7)
- (39) Naoto Kasahara, Proposal of integrated approach between system and structural design for improving resilience of nuclear plants, SMiRT26, Tu. 4. D. 3(2022. 7)
- (40) S. Hasegawa, N. Kasahara, M. Ichimiya, Fundamental study on post-buckling behavior of reactor vessels under excessive seismic load, SMiRT26, Th. 2. A. 3(2022. 7)

- (41) 葉 儀基、長谷川 翔、一宮 正和、笠原 直人, Analyses on buckling and post-buckling characteristic of thinwalled cylinders under severe vibration and application to fast reactor vessels, 日本保全学会第 18 回学術講演会, A-1-2-4(2022.7)
- (42) H. Yamano, S. Futagami, M. Ando, Structural Analysis of a Reactor Vessel in a Sodium-Cooled Fast Reactor under Extremely High Temperature Conditions, 29th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE29), Shenzhen, China and Online(2022.8)
- (43) 二神 敏、安藤 勝訓、山野 秀将、笠原 直人、原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開発 (15) 次世代原子炉の超高温時におけるレジリエンス向上策, 日本原子力学会 2022 年秋の大会、3F11(2022.9)
- (44) 小野田 雄一、栗坂 健一、山野 秀将、原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開発 (16) 超高温時のレジリエンス向上策の有効性評価方法の考案、日本原子力学会 2022 年秋の大会、3F12(2022.9)
- (45) YIJI YE, Sho Hasegawa, Masakazu Ichimiya, Naoto Kasahara, Development of failure mitigation technologies for improving resilience of nuclear structures, 日本原子力学会 2022 年秋の大会、3F13(2022.9)
- (46) 中村 いずみ、笠原 直人、原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開発 (18) 過大地震時の破損シーケンス制御技術 支持構造物破損による配管系の地震応答低減の検討、日本原子力学会 2022 年秋の大会、3F14(2022.9)
- (47) 真野 晃宏、佐藤 拓也、一宮 正和、笠原 直人、原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開発 (19) 破損モードと安全機能に着目した配管フラジリティ評価方法の研究、日本原子力学会 2022 年秋の大会、3F15(2022.9)
- (48) 栗坂 健一、西野 裕之、山野 秀将、原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開発 (20) 過大地震時のレジリエンス向上策の有効性評価方法の考案、日本原子力学会 2022 年秋の大会、3F16(2022.9)
- (49) 長谷川 翔、濱田 良太、Ye Yiji、一宮 正和、笠原 直人、過大な振動荷重による円筒の座屈及び座屈後挙動に関する研究(1)柱試験体と円筒試験体を用いた基礎的研究、日本機械学会 2022 年度年次大会、S081-05(2022.9)
- (50) 笠原直人、発電用設備規格策定を通じた新技術の社会実装、日本機械学会 2022 年度年次大会、特別行事企画(2022.9)
- (51) 中村いずみ、笠原直人、支持部損傷を伴う小口径配管系試験体に対する加振試験、Dynamics and Design Conference 2022, 231(2022.9)
- (52) Sho Hasegawa, Ye Yiji, Naoto Kasahara, Masakazu Ichimiya, Fundamental study on post-buckling behavior of reactor vessels under excessive seismic load, IYNC2022(2022.11)
- (53) 笠原 直人、山野 秀将、中村 いずみ、出町 和之、佐藤 拓哉、一宮 正和、原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開発 (20) 壊れ方が安全な構造の提案、日本原子力学会 2023 年春の年会、1L15(2023.3)
- (54) 長谷川 翔、Yiji Ye、一宮 正和、笠原 直人、原子炉構造レジリエンスを向上させる破

- 損の拡大抑制技術の開発 (21) 過大地震時破損拡大抑制のための円筒の座屈と座屈後挙動に関する研究、日本原子力学会 2023 年春の年会、1L16(2023.3)
- (55) 出町 和之、阿部 哲、陳 実、西野 裕之、小野田 雄一、栗坂 健一、原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開発 (22) レジリエンス向上効果可視化手法の適用性評価、日本原子力学会 2023 年春の年会、1L17(2023.3)

令和 5 年度

- (56) Yiji YE, Masakazu Ichimiya, Naoto Kasahara, Yukio Takahashi, Study on post-buckling crack propagation in thin-walled cylinders under dynamic cyclic load, JSME Mechanical Engineering Journal, Vol.11(1), DOI: 10.1299/mej.23-00491 (2024.1)
- (57) Ye Yiji, Hasegawa, S., Ichimiya, M., Kasahara, N., Study on dynamic post-buckling stability of thin-walled cylinders subjected to horizontal vibration, ASME Journal of Pressure Vessel Technology, 146(3):031303, DOI:10.1115/1.4065176 (2024.4)
- (58) Akihiro Mano, Takuya Sato, Masakazu Ichimiya And Naoto Kasahara, Proposal of performance-based fragility concept incorporating failure consequence and application to seismic fragility of piping systems, JSME Mechanical Engineering Journal, Vol.11(2)23-00515, DOI:10.1299/mej.23-00515 (2024.3)
- (59) Hidemasa Yamano, Satoshi Futagami, Masanori Ando, Structural analysis of a reactor vessel in a sodium-cooled fast reactor under extremely high temperature conditions, Mechanical Engineering Journal, Vol.10(4)2023-00043 DOI:10.1299/mej.23-00043(2023.6)
- (60) Naoto Kasahara, Hidemasa Yamano, Izumi Nakamura, Kazuyuki Demachi, Takuya Sato and Masakazu Ichimiya, Mitigation Strategies from Structural Mechanics for Beyond Design Basis Events, JSME ICONE30-1442(2023.5)
- (61) Yiji Ye, Sho Hasegawa, Masakazu Ichimiya, Naoto Kasahara, Sho Suzuki and Chauanrong Jin, Study on buckling behavior and post-buckling stability of fast reactor vessels during severe earthquakes, JSME ICONE30-1300(2023.5)
- (62) Kenichi Kurisaka, Hiroyuki Nishino, Hidemasa Yamano, Effectiveness evaluation methodology of the measures for improving resilience of nuclear structures against excessive earthquake, JSME ICONE30-1008(2023.5)
- (63) Yuichi Onoda, Kenichi Kurisaka, Hidemasa Yamano, Effectiveness evaluation methodology of the measures for improving resilience of nuclear structures at ultra-high temperature, JSME ICONE30-1253(2023.5)
- (64) Akihiro Mano, Takuya Sato, Masakazu Ichimiya and Naoto Kasahara, Proposal of performance-based seismic fragility concept related to failure modes for a piping system, ASME PVP2023-106165(2023.7)
- (65) Yiji Ye, Sho Hasegawa and Naoto Kasahara, Study on dynamic buckling behavior and post-buckling stability on thin-walled cylinders subjected to lateral vibration, ASME, PVP2023-105543(2023.7)

- (66) 中村いずみ、笠原直人、複数の支持部損傷を伴う小口径配管系の地震応答特性、日本機械学会 Dynamics and Design Conference (2023.8)
- (67) Naoto Kasahara, Next Generation Structural Mechanics to enhance safety performance JASMiRT SMiRT27 ISC/JASMiRT Joint Workshop (2023.10)
- (68) 笠原 直人, 次世代革新炉の安全性向上に向けた構造強度アプローチの提案, 日本溶接協会 第 57 回国内シンポジウム (2023.7)
- (69) 笠原 直人, “原子力安全に必要なとなる計算科学技術への期待” アドバンスソフト株式会社 第 5 回アドバンス・シミュレーション・セミナー (2023.8)
- (70) 堀ノ内陸、一宮正和、笠原直人、地震時における原子力発電所の配管系の受動安全性に関する基礎研究、日本保全学会第 19 回学術講演会 F-1-2-1, (2023.8)
- (71) 堀ノ内陸、一宮正和、笠原直人、原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開発 (23)地震時における配管系の受動安全性に関する基礎研究、日本原子力学会 2023 年秋の大会, 1H01 (2023.9)
- (72) 中村いずみ、笠原直人、原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開発 (24)複数の支持構造物を有する小口径配管系の地震時受動安全性の評価、日本原子力学会 2023 年秋の大会, 1H02 (2023.9)
- (73) Maxence Laraison, Kensuke Narumi, Takuya Sato, Naoto Kasahara, Development of failure mitigation technologies for improving resilience of nuclear structures (25)Fundamental study on passive cooling by radiation and natural convection, 日本原子力学会 2023 年秋の大会, 1H03 (2023.9)
- (74) 小野田 雄一、栗坂 健一、山野 秀将、原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開発 (26) 超高温時のレジリエンス向上策の有効性に関する予備評価、日本原子力学会 2023 年秋の大会, 1H04 (2023.9)
- (75) 西野 裕之、栗坂 健一、山野 秀将、原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開発 (27) 過大地震時のレジリエンス向上策の有効性に関する予備評価、日本原子力学会 2023 年秋の大会, 1H05 (2023.9)
- (76) 二神 敏、安藤勝訓、山野秀将、笠原直人, 原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開発 (28) 次世代原子炉の超高温時のレジリエンスを向上する受動安全構造、日本原子力学会 2023 年秋の大会, 1H06 (2023.9)
- (77) 阿部 哲、出町 和之、陳 実、笠原 直人、原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開発 (29)受動安全構造によるレジリエンス向上のレジリエンス指標を用いた可視化、日本原子力学会 2023 年秋の大会, 1H07 (2023.9)
- (78) 笠原直人、一宮正和、Yiji YE、中村いずみ、過大地震に対する薄肉容器の受動安全性に関する研究、日本地震工学会第 16 回日本地震工学シンポジウム、G417-21 (2023.11)
- (79) 中村いずみ、笠原直人、過大地震に対する配管系の受動安全性に関する研究、日本地震工学会第 16 回日本地震工学シンポジウム、G417-22 (2023.11)
- (80) 真野晃宏、佐藤拓哉、一宮正和、笠原直人、破損の影響を組み込んだ性能ベースフラジリティの提案、日本地震工学会第 16 回日本地震工学シンポジウム、G417-23 (2023.11)
- (81) Naoto Kasahara, Hidemasa Yamano, Izumi Nakamura, Kazuyuki Demachi, Takuya Sato and

- Masakazu Ichimiya, Development of failure mitigation technologies for improving resilience of nuclear structures (1)Failure mitigation by passive safety structures without catastrophic failure, IASMiRT SMiRT27, We.1.L-01(2024.3)
- (82) Naoto Kasahara, Takuya Sato and Kensuke Narumi, Development of failure mitigation technologies for improving resilience of nuclear structures (2)Failure mitigation for beyond design high temperature accidents, IASMiRT SMiRT27, We.1.L-02(2024.3)
- (83) Yiji YE, Sho Hasegawa, Masakazu Ichimiya, Naoto Kasahara, Development of failure mitigation technologies for improving resilience of nuclear structures (3)Failure mitigation of reactor vessels for excessive earthquakes, IASMiRTSMiRT27, We.1.L-03(2024.3)
- (84) Izumi Nakamura and Naoto Kasahara, Development of failure mitigation technologies for improving resilience of nuclear structures (4)failure mitigation of piping systems for excessive earthquakes, IASMiRT SMiRT27, We.1.L-04(2024.3)
- (85) Satoshi Futagami, Masanori Ando, Hidemasa Yamano, Development of failure mitigation technologies for improving resilience of nuclear structures, (5)Resilience improvements of fast reactors by failure mitigation for beyond design high temperature accidents, IASMiRT SMiRT27, We.2.L-01(2024.3)
- (86) Hidemasa Yamano, Satoshi Futagami, Masanori Ando, Kenichi Kurisaka, "Development of failure mitigation technologies for improving resilience of nuclear structures (6)Resilience improvements of fast reactors by failure mitigation for excessive earthquake", IASMiRT SMiRT27, We.2.L-02(2024.3)
- (87) Satoshi Abe, Shi Chen, Kazuyuki Demachi, Naoto Kasahara, and Kenichi Kurisaka, Visualization of safety and resilience improvements, IASMiRT SMiRT27, We.2.L-03(2024.3)
- (88) Akihiro Mano, Takuya Sato, Masakazu Ichimiya, Naoto Kasahara, Development of failure mitigation technologies for improving resilience of nuclear structures (8)proposal of performance-based fragility including failure consequence, IASMiRT SMiRT27, We.2.L-04 (2024.3)
- (89) Naoto KASAHARA, New structural mechanics approaches for BDBE and Fukushima Daiichi Nuclearplant, Passive safety structures for resilience from beyond design basis events, IASMiRT SMiRT27, We.2.A(2024.3)
- (90) 中村いずみ、笠原直人、配管系における地震時受動安全性の実現に対する解析検討、日本原子力学会 2024 年春の年会、1M13(2024.3)
- (91) Riku Horinouchi, Yotaro Yamamoto, Naoto Kasahara, Fundamental study on passive safety characteristics of piping system against excessive earthquake, ASME PVP2024-122090(2024.7)
- (92) Hiroyuki Nishino, Kenichi Kurisaka, Satoshi Futagami, Tomoyoshi Watakabe and Hidemasa Yamano, Effectiveness evaluation of the measures for improving resilience of nuclear structures against excessive earthquake (1) fragility evaluation of

- reactor vessel based on structural analysis, PSAM17, (2024.10 発表予定)
- (93) Kenichi Kurisaka, Hiroyuki Nishino and Hidemasa Yamano, Effectiveness evaluation of the measures for improving resilience of nuclear structures against excessive earthquake accident sequences analysis, PSAM17, (2024.10 発表予定)
- (94) Yuichi Onoda, Kenichi Kurisaka, Hidemasa Yamano, Effectiveness evaluation of the measures for improving resilience at ultra-high temperature, PSAM17, (2024.10 発表予定)
- (95) 小野田 雄一、栗坂 健一、山野 秀将、原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開発 超高温時のレジリエンス向上策の有効性評価、日本原子力学会 2024 年秋の大会、(2024.9 発表予定)
- (96) 西野 裕之、栗坂 健一、二神 敏、渡壁 智祥、山野 秀将、原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開発 地震応答解析に基づく原子炉容器のフラジリティ評価、日本原子力学会 2024 年秋の大会、(2024.9 発表予定)
- (97) 栗坂 健一、西野 裕之、山野秀将、原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開発 過大地震時のレジリエンス向上策の有効性評価、日本原子力学会 2024 年秋の大会、(2024.9 発表予定)

以上、最終年度となる令和 5 年度の業務項目を実施し、所期の目標を達成した。

Appendix A

詳細構成式と模擬材料試験を組み合わせた革新的モデリング

1 球殻座屈解析

大変形弾塑性解析による座屈後挙動の解析を目的とする。

1.1 ループ型炉 有限要素モデル

4 節点軸対称ソリッド要素でモデル化したものの全体図を図 A. 1. 1-1 に示す。

節点数は 14318、要素数は軸対称ソリッド要素 12085 (RV : 8680、GV : 3405)。

また、メッシュの 1 辺はサイズが 10 mm 程度となるように調整している。具体的には、RV は厚さ方向 8 分割、GV は厚さ方向 3 分割としている。厚さ方向の分割図を図 A. 1. 1-2 に示す。

直胴部分と下鏡は若干 R と T が異なるが、本モデルでは下鏡の R、T に統一している。

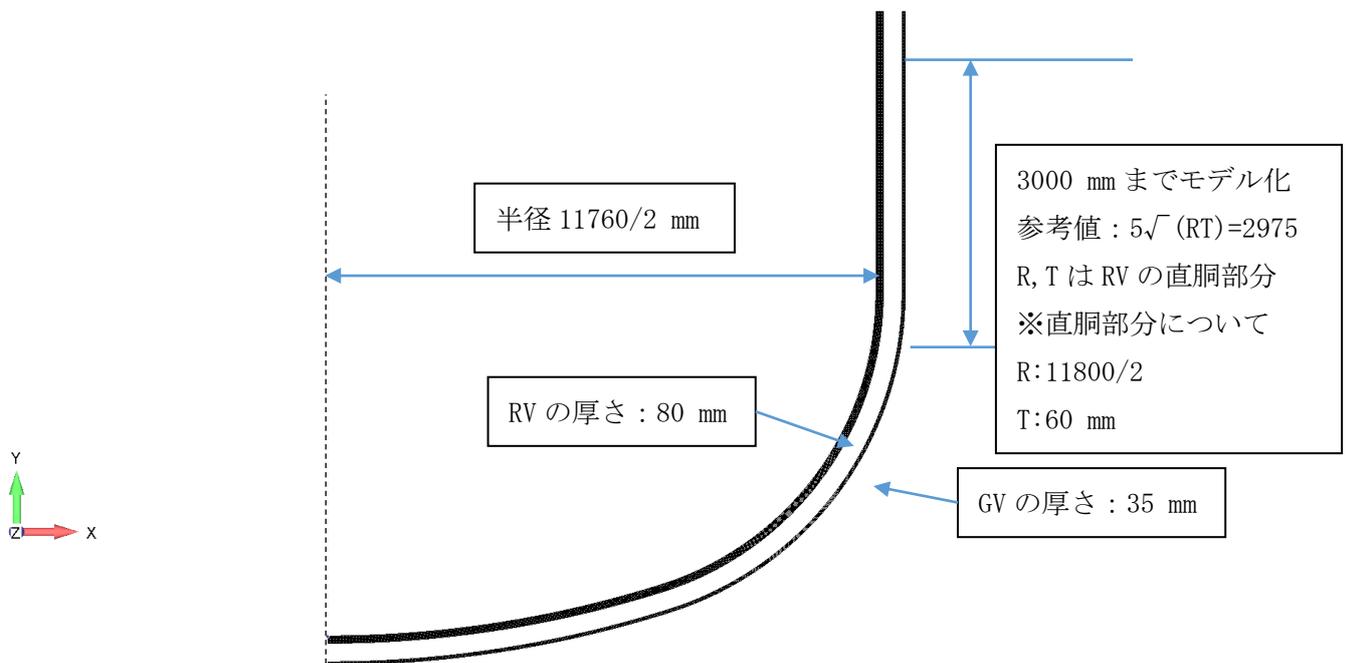


図 A. 1. 1-1 ループ型炉 床接触球殻座屈モデル 軸対称要素モデル

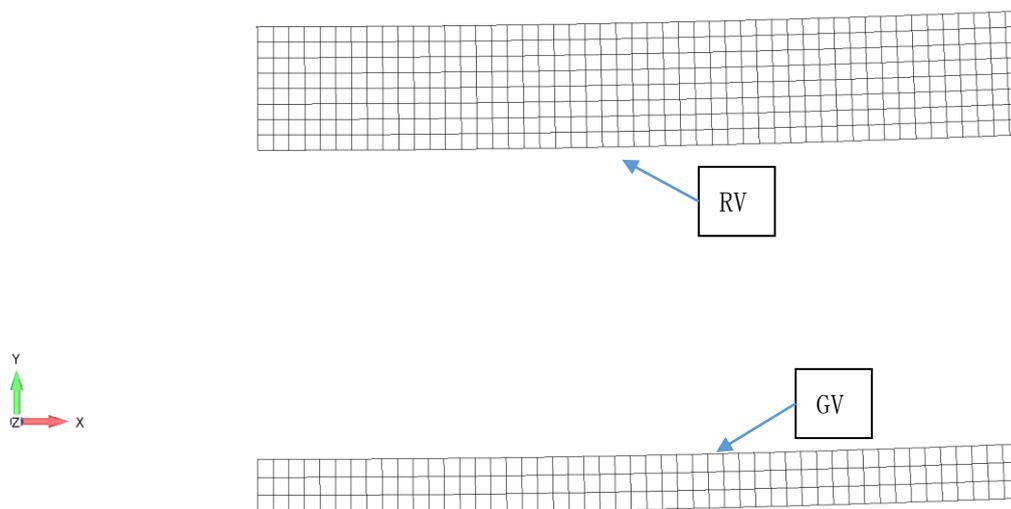


図 A. 1. 1-2 ループ型炉 床接触球殻座屈モデル 厚さ方向分割数

1.2 タンク型炉 有限要素モデル

4 節点軸対称ソリッド要素でモデル化した全体図を図 A. 1. 2-1 に示す。

節点数は 14300、要素数は軸対称ソリッド要素 11424 (RV : 7065、GV : 4359)。

また、メッシュの 1 辺はサイズが 10 mm 程度となるように調整している (一部 RV で厚さが 120 mm となる部分を除く)。具体的には、RV は厚さ方向 5 分割、GV は厚さ方向 3 分割としている。

厚さ方向の分割図を図 A. 1. 1-2 に示す。また、GV の厚さは 30 mm としている。

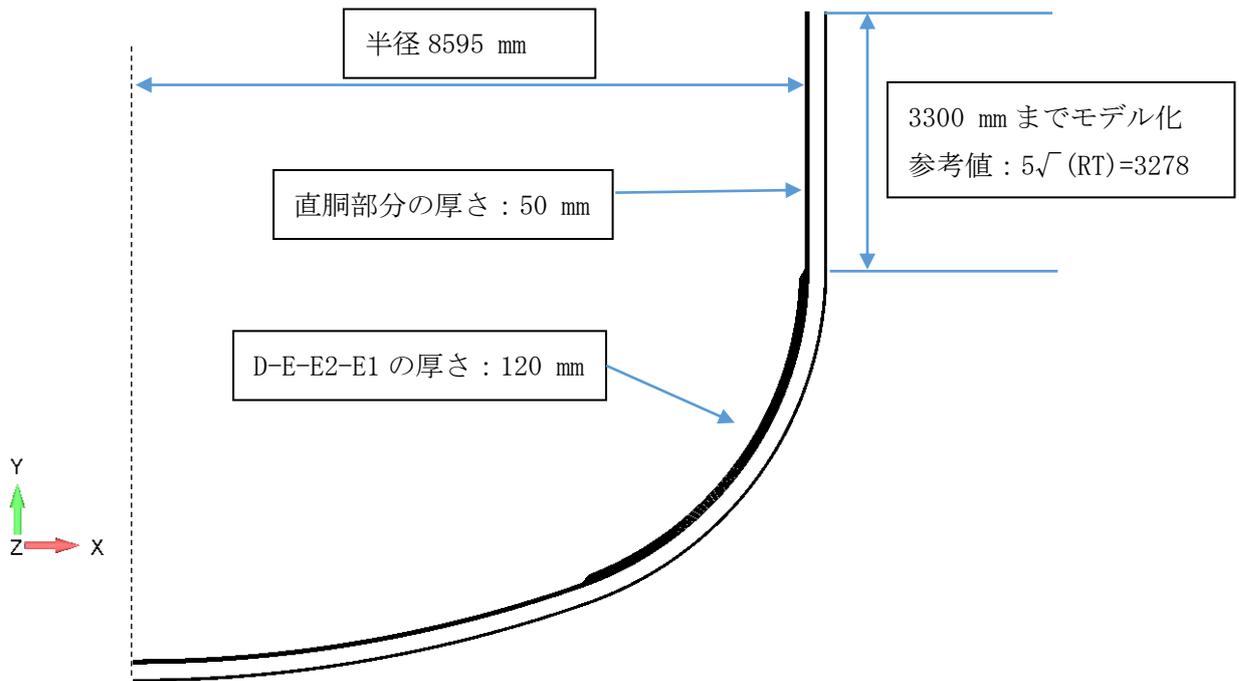


図 A. 1. 2-1 タンク型炉 床接触球殻座屈モデル 軸対称要素モデル

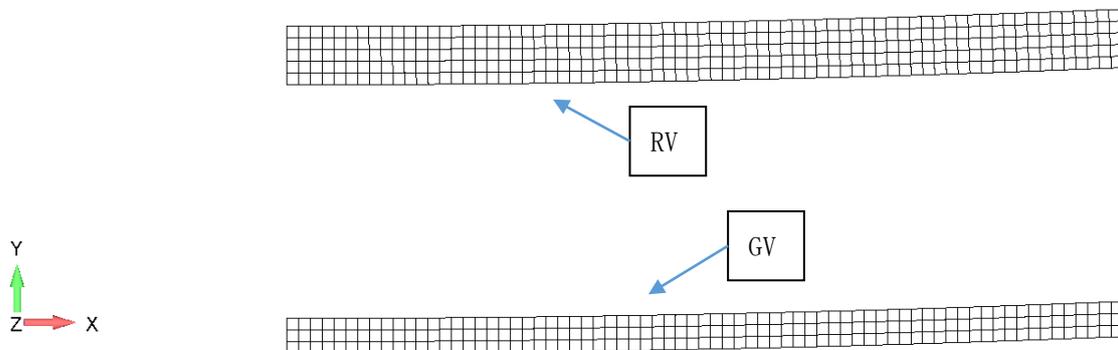


図 A. 1. 2-2 タンク型炉 床接触球殻座屈モデル 厚さ方向分割数

1.3 物性値

1.3.1 SUS304 及び 316FR

RV は 900°Cにおける 316FR の物性値を、GV は 900°Cにおける SUS304 の物性値を用いる。これはループ型炉とタンク型炉で共通とする。

1.3.2 ナトリウムの密度

ナトリウムの自重は静水圧として原子炉容器内壁に課す。各メッシュの液面からの深さを考慮した値を課すものとする。

文献 [1]p. 3によれば、液体ナトリウムの密度に関しては、次式が挙げられている。

$$\rho(\text{g/cm}^3) = 0.9501 - 2.2976 \times 10^{-4}t - 1.460 \times 10^{-8}t^2 + 5.638 \times 10^{-12}t^3$$

ここで、温度 t の単位は°Cで、98°Cから 1,370°Cの範囲で定義されている。本解析においては、本式にて求めた 900°C時の密度を静水圧設定に用いるものとする。

1.4 静的座屈解析の解析条件

GV を支持する床の形状は次の 2 種類を想定する。

- ・球面座支持 (2/3 支持)
- ・球面座支持 (84%支持)

なお、各構造間の接触摩擦は考慮しないこととする。

1.4.1 解析手順

以下の手順で解析を実行する。なお初期状態は中心部分の RV 下端と GV 上端が密着している状態とする。

1. ナトリウム圧の載荷
2. RV に対して、鉛直方向下向きに強制変位

なお解析中は接触条件を常に有効とする。

1.4.2 ナトリウム圧の載荷

1.3.2 章に示すナトリウムの密度とナトリウムの液面高さからナトリウム圧を計算し、RV の内側に圧力として載荷する。この時、大変形解析における追従荷重オプションを ON とする。

液面高さはループ型炉とタンク型炉でそれぞれ以下とする。

なお、この液面高さは RV 下端からの高さである。

- ・ループ型炉：19350 mm
- ・タンク型炉：20000 mm

1.4.3 境界条件

(1) ナトリウム圧载荷時

RV の上端は Y 方向の変位を拘束する。RV 上端及び GV 上端は水平保持の MPC 条件を付与する。この境界条件を図 A. 1. 4-2 に示す。

なお、この条件では GV の Y 方向の剛体変位が拘束されないため、上端には Y 方向に剛性が十分小さいばねを配置している。

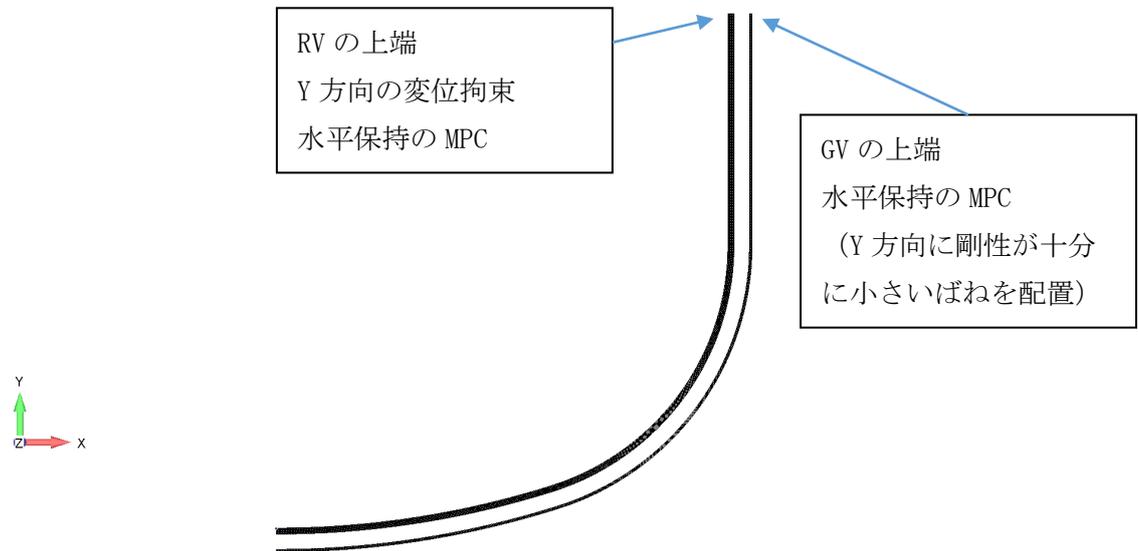


図 A. 1. 4-1 床接触球殻座屈モデル 境界条件 ナトリウム圧载荷

(2) 強制変位载荷時

RV の上端には -Y 方向の強制変位を課す。RV 上端及び GV 上端は水平保持の MPC 条件を付与する。この境界条件を図 A. 1. 4-2 に示す。

なお、この条件では GV の Y 方向の剛体変位が拘束されないため、上端には Y 方向に剛性が十分小さいばねを配置している。

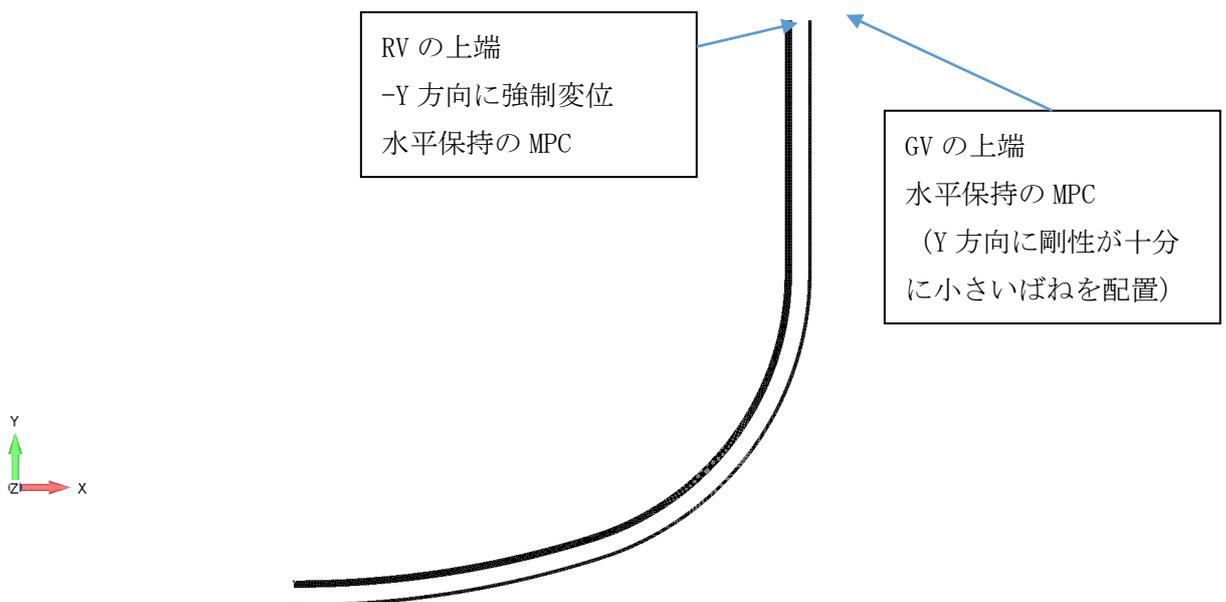


図 A. 1. 4-2 床接触球殻座屈モデル 境界条件 強制変位

1. 4. 4 接触条件

(1) RV と GV

RV の外側及び GV の内側を接触ペアとする。

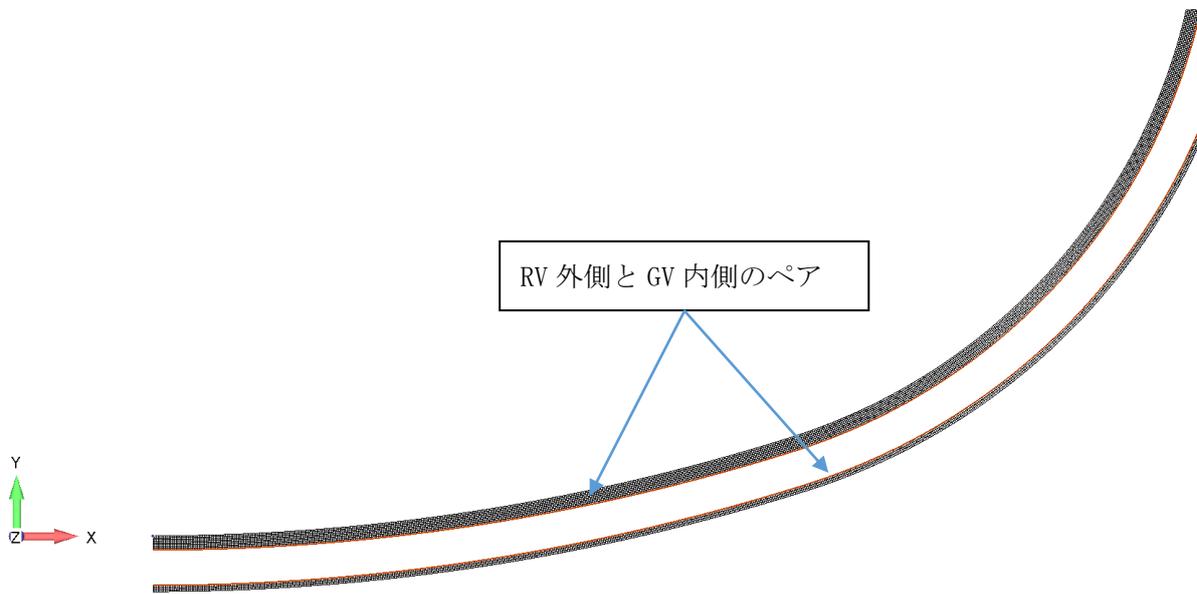


図 A. 1. 4-3 RV と GV の接触

(2) ループ型炉 GV と球面座 (2/3 支持)

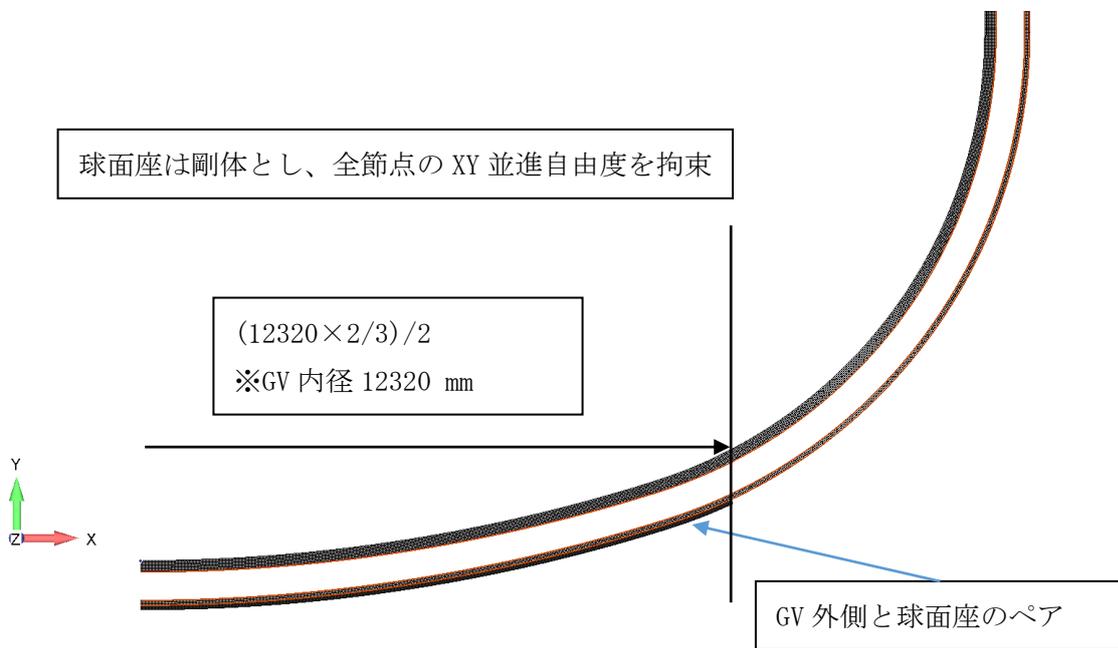


図 A. 1. 4-4 ループ型炉 GV と球面座 (GV 内径の 2/3) の接触

(3) タンク型炉 GV と球面座 (2/3 支持)

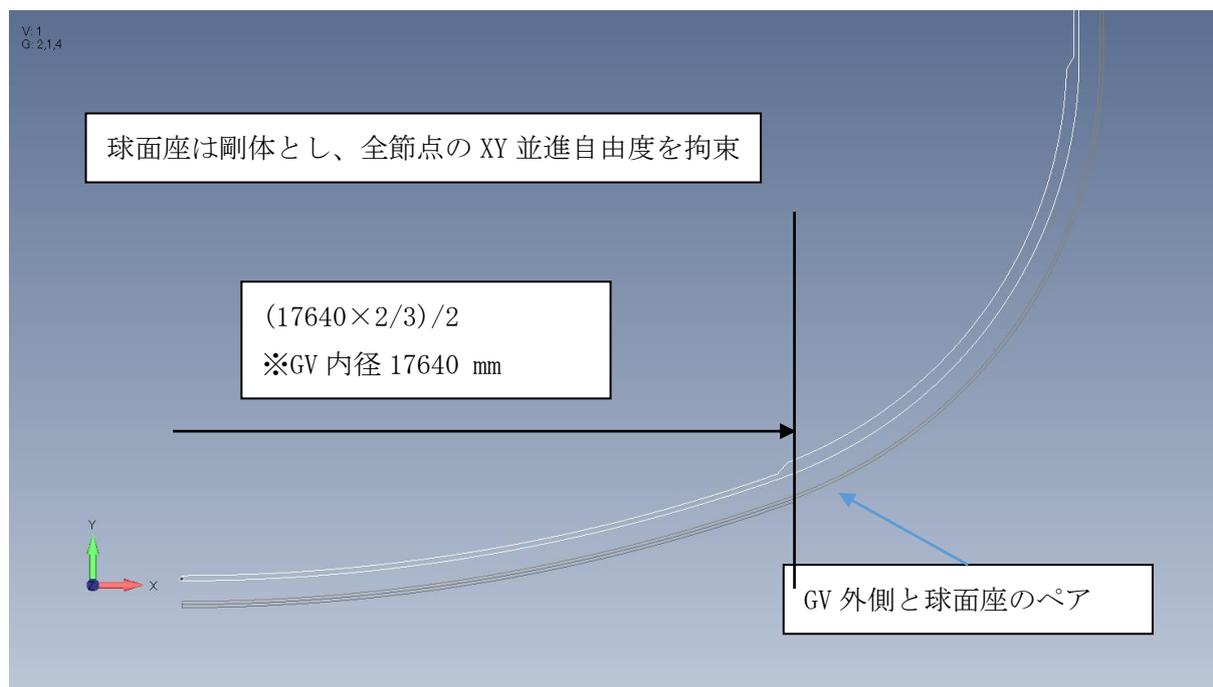


図 A. 1. 4-5 タンク型炉 GV と球面座 (GV 内径の 2/3) の接触

(4) タンク型炉 GV と球面座 (84%支持)

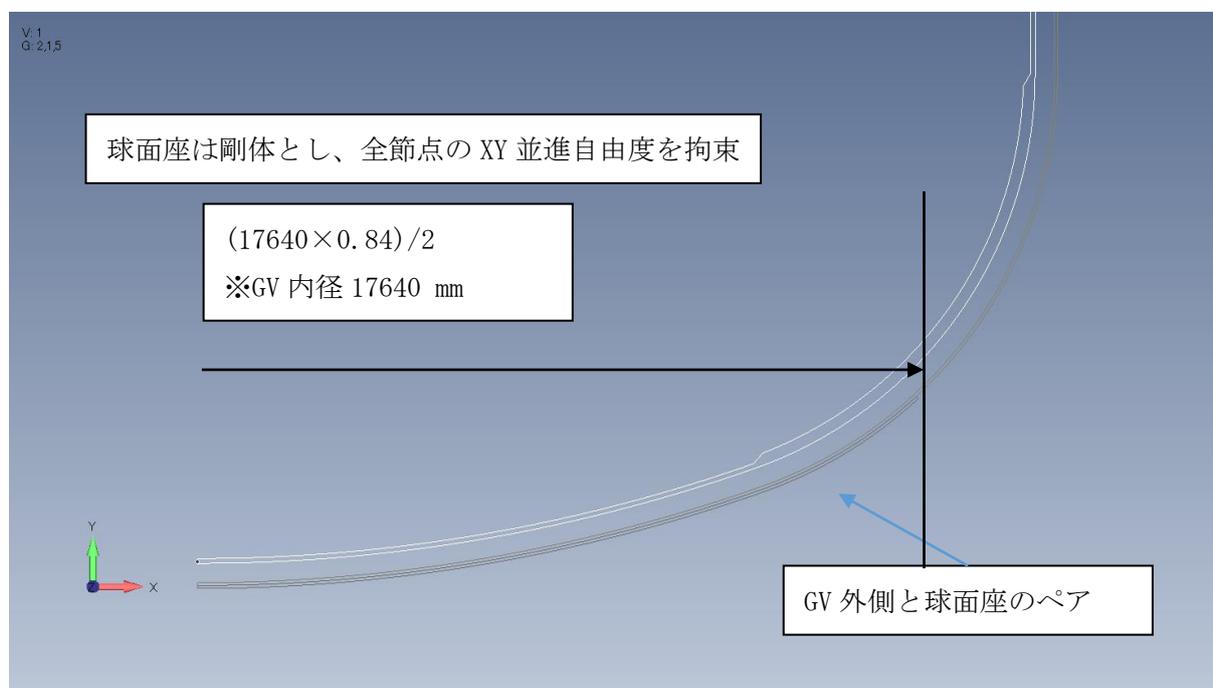


図 A. 1. 4-6 タンク型炉 GV と球面座 (GV 内径の 84%) の接触

1.5 出力項目

- 荷重-変位曲線
- 変形モードと応力分布

1.6 解析結果

1.6.1 ループ型炉 球面座 (2/3 支持) 解析結果

(1) 変形・コンター図

押込変位 1000 mm までの解析結果を示す。

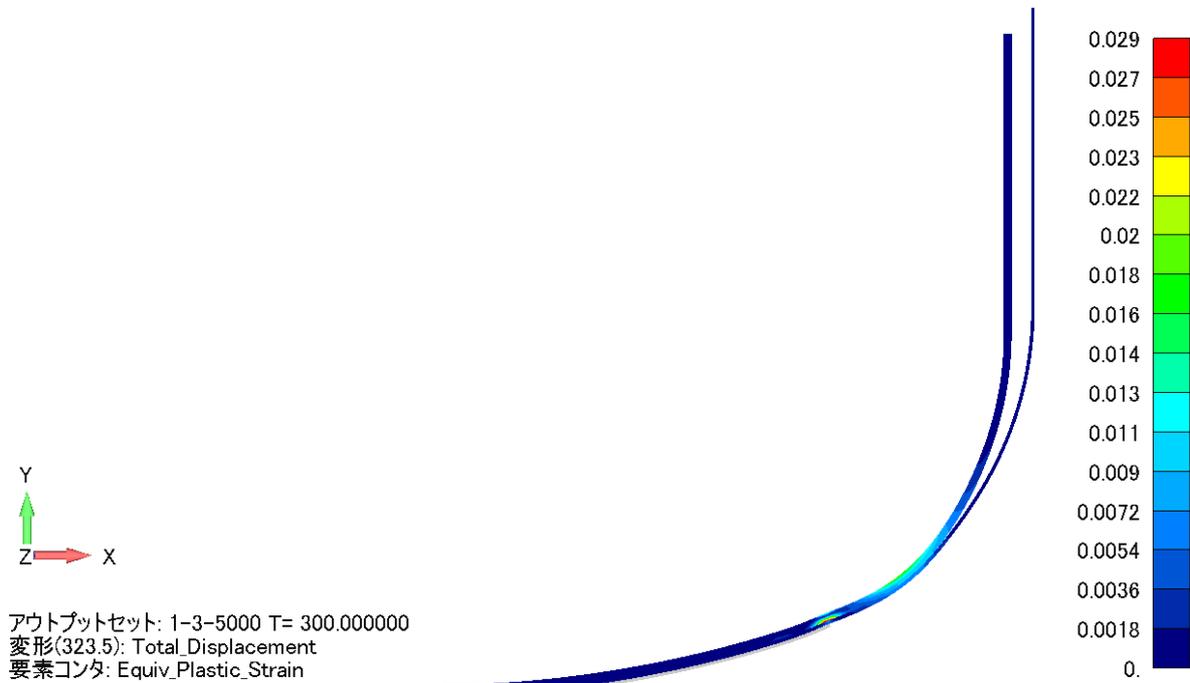


図 A. 1. 6-1 ループ型炉 球面座 (2/3) 解析結果 押込変位 100 mm 変形図 (実寸) 累積相当塑性ひずみコンター

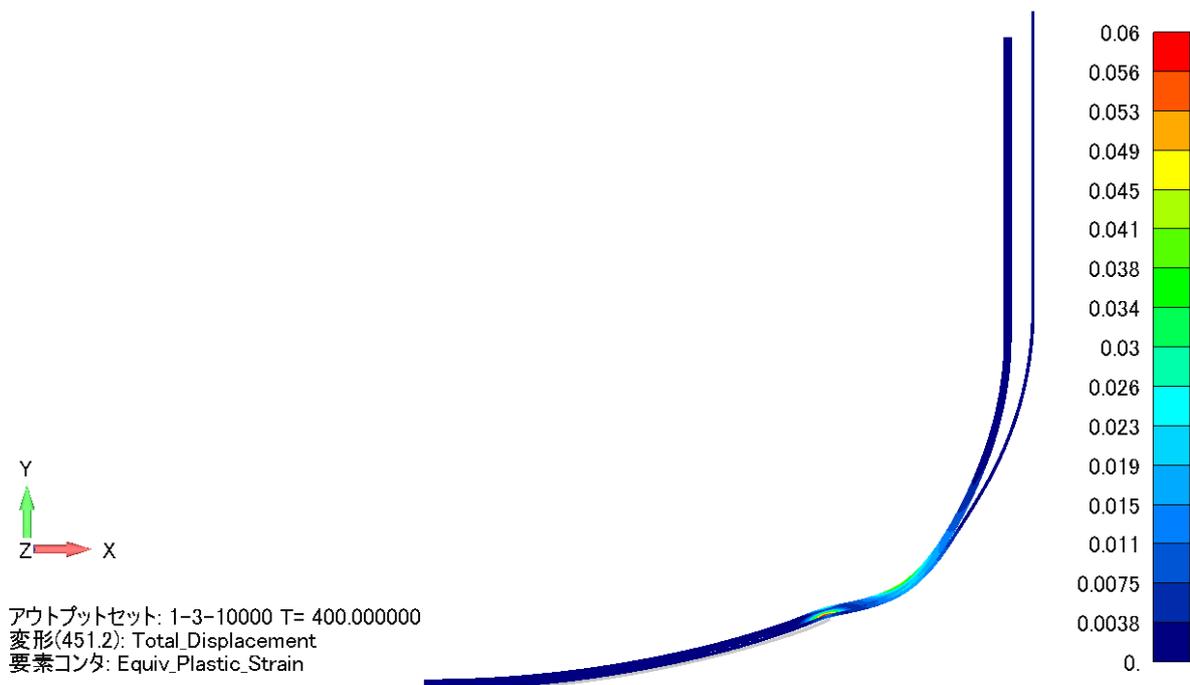


図 A. 1. 6-2 ループ型炉 球面座 (2/3) 解析結果 押込変位 200 mm 変形図 (実寸) 累積相当塑性ひずみコンター

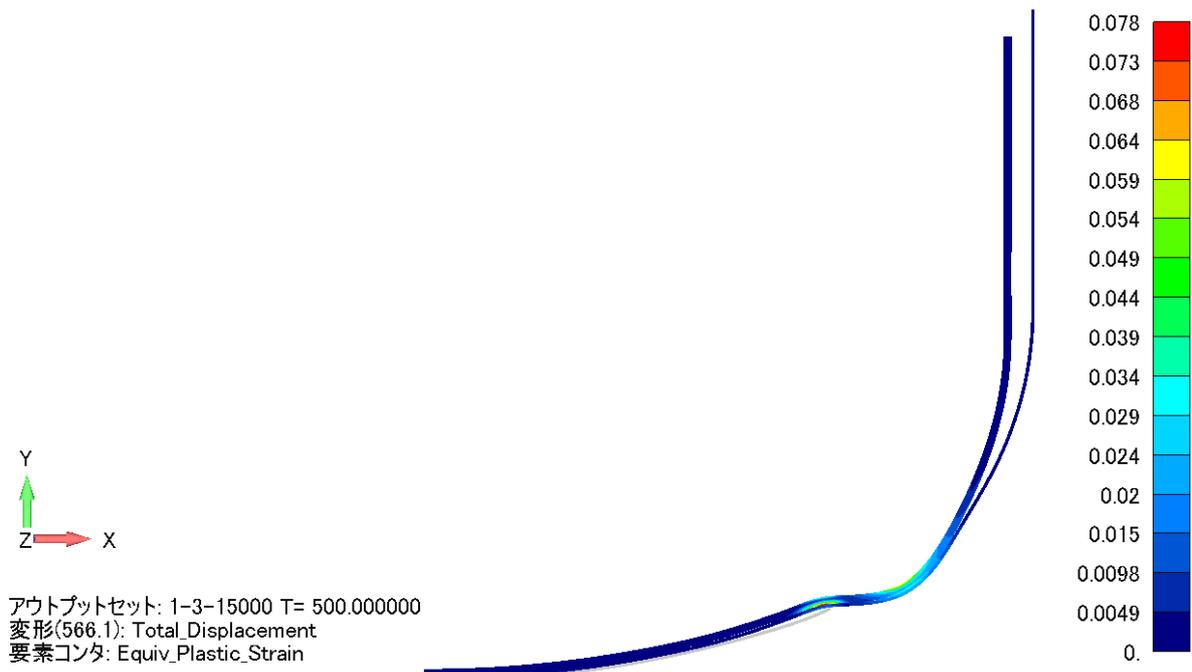


図 A. 1. 6-3 ループ型炉 球面座 (2/3) 解析結果 押込変位 300 mm 変形図 (実寸) 累積相当塑性ひずみコンター

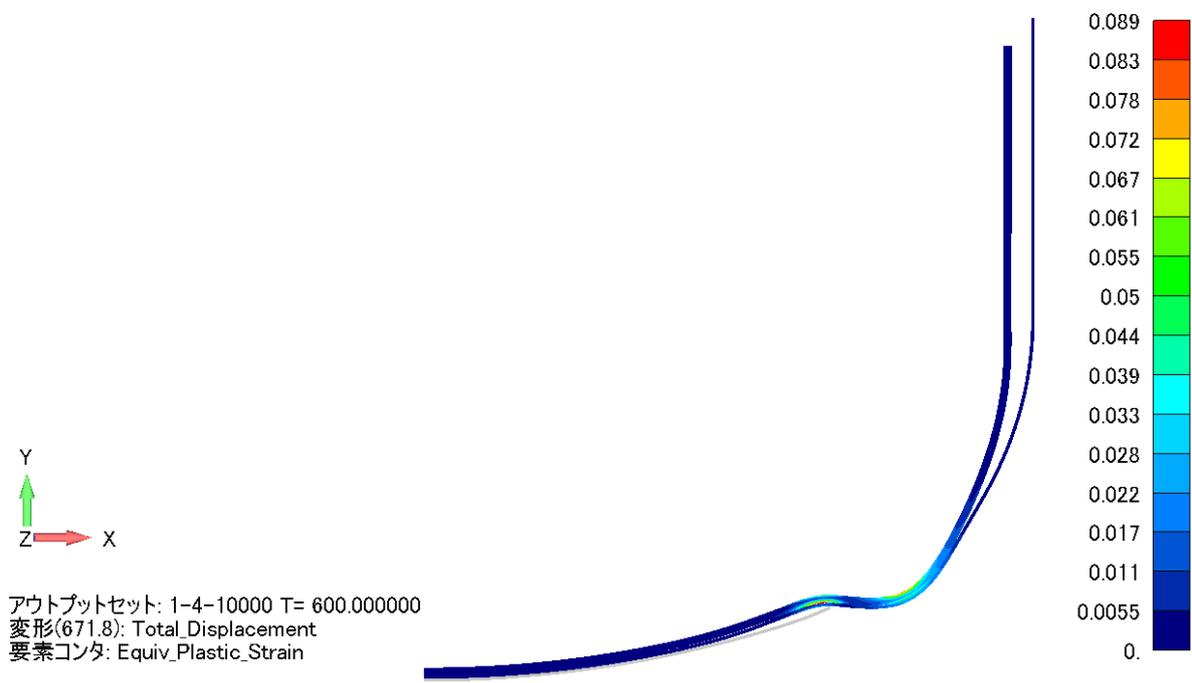


図 A. 1. 6-4 ループ型炉 球面座 (2/3) 解析結果 押込変位 400 mm 変形図 (実寸) 累積相当塑性ひずみコンター

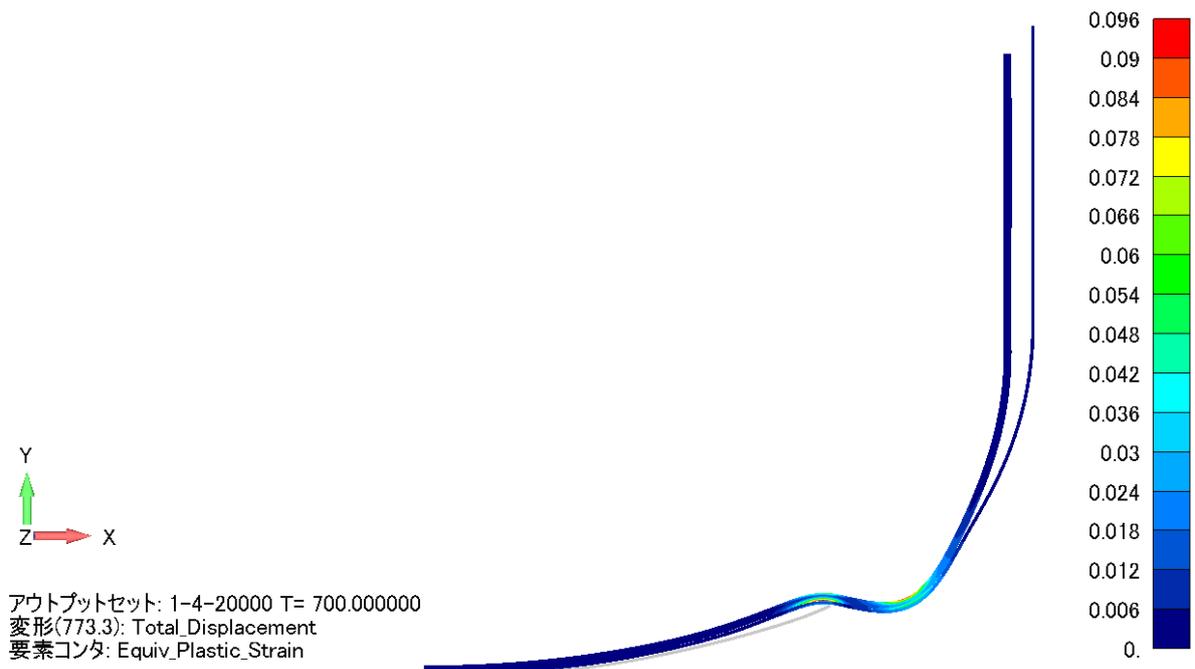


図 A. 1. 6-5 ループ型炉 球面座 (2/3) 解析結果 押込変位 500 mm 変形図 (実寸) 累積相当塑性ひずみコンター

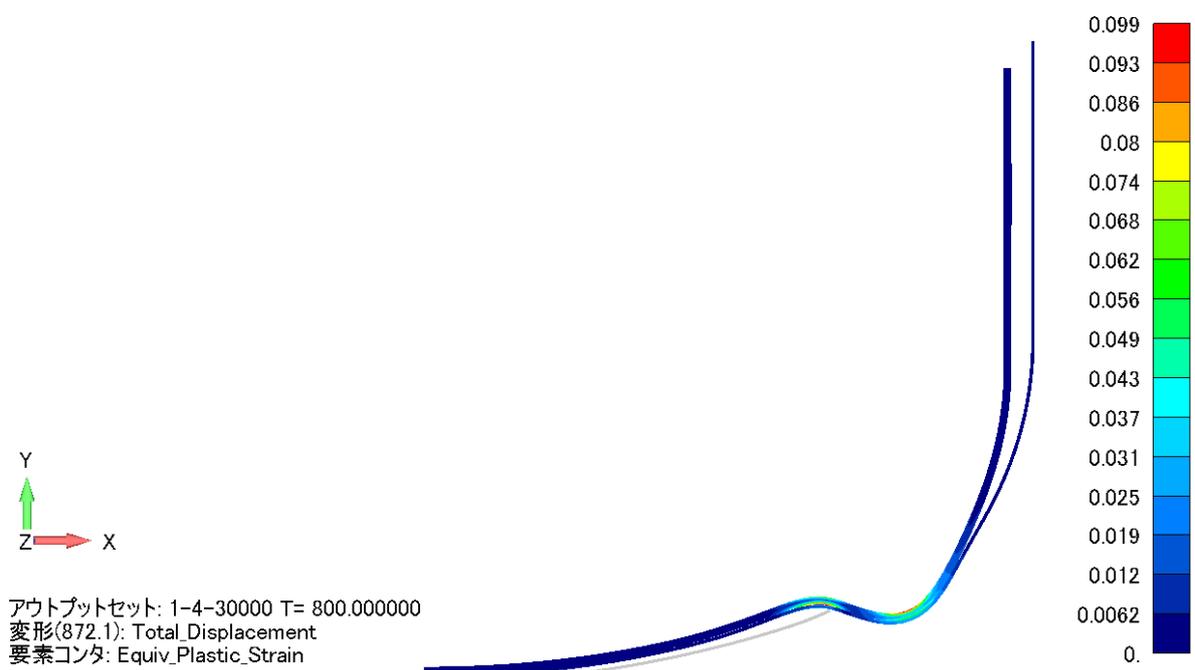


図 A. 1. 6-6 ループ型炉 球面座 (2/3) 解析結果 押込変位 600 mm 変形図 (実寸) 累積相当塑性ひずみコンター

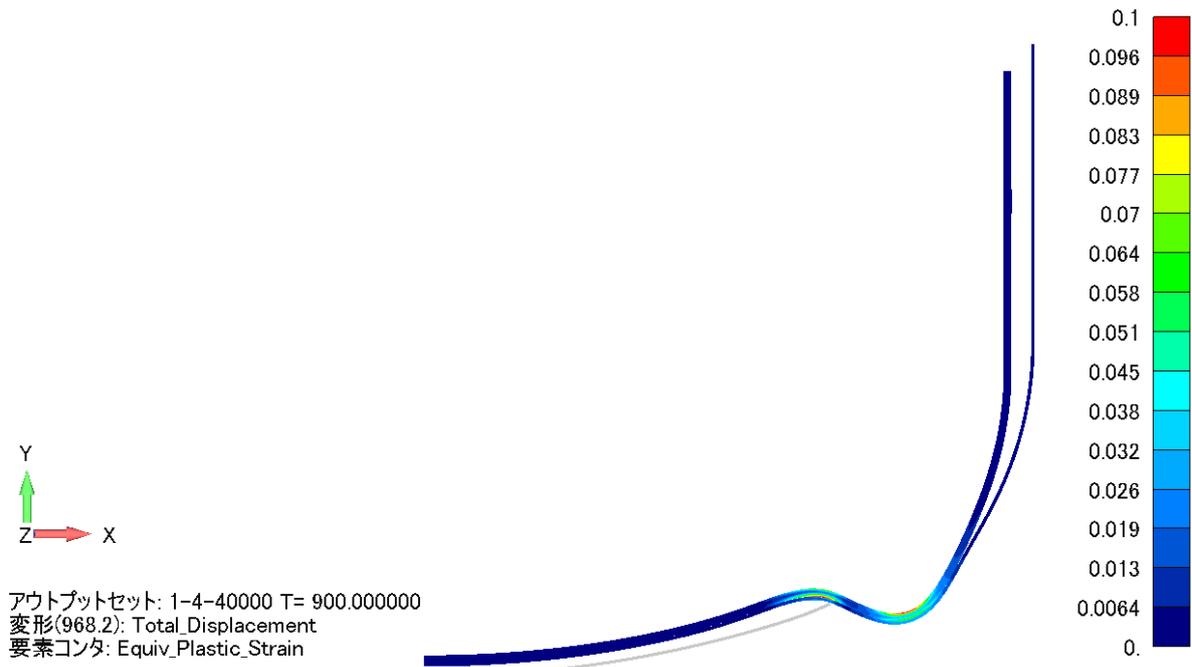


図 A. 1. 6-7 ループ型炉 球面座 (2/3) 解析結果 押込変位 700 mm 変形図 (実寸) 累積相当塑性ひずみコンター

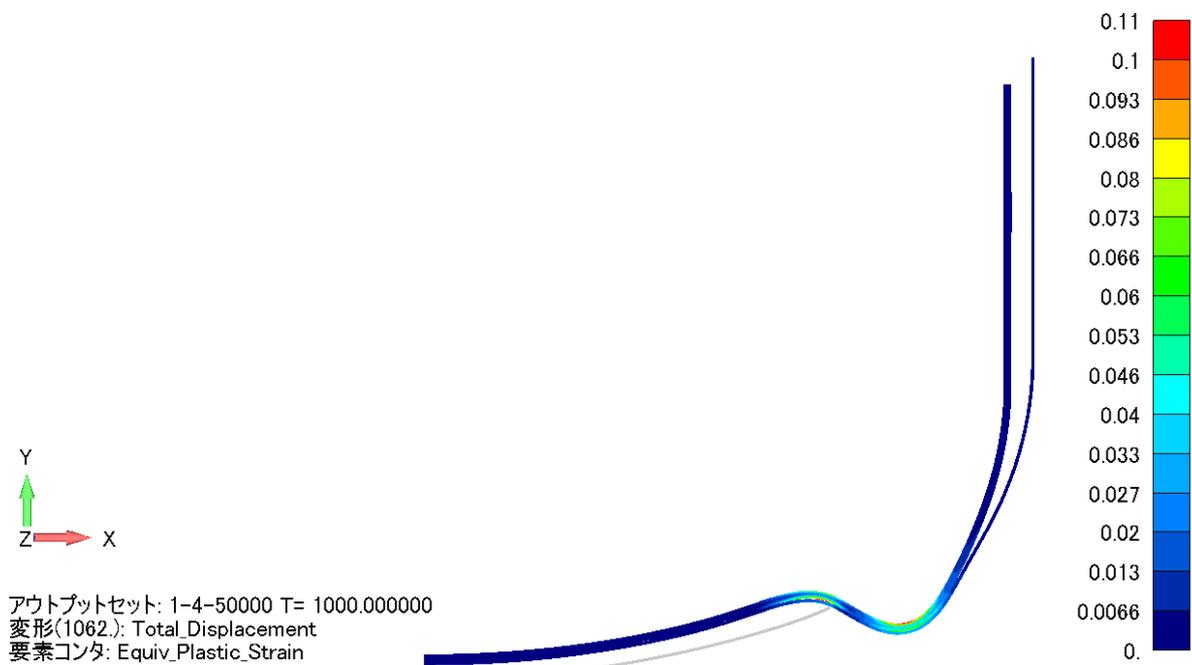


図 A. 1. 6-8 ループ型炉 球面座 (2/3) 解析結果 押込変位 800 mm 変形図 (実寸) 累積相当塑性ひずみコンター

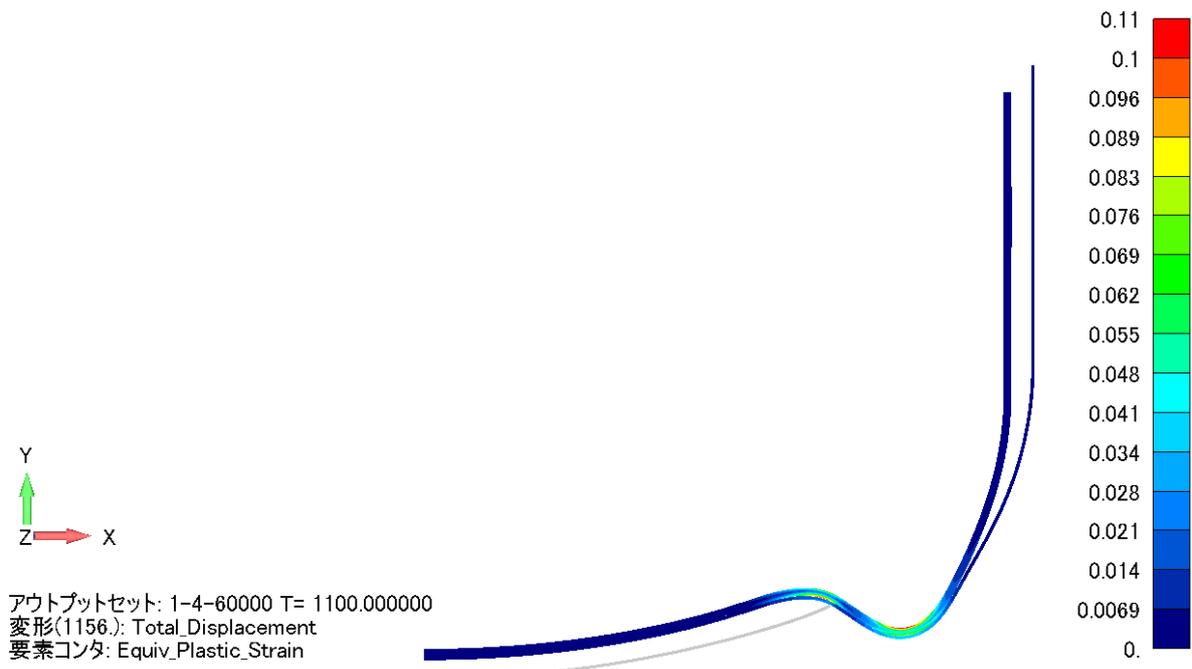


図 A. 1. 6-9 ループ型炉 球面座 (2/3) 解析結果 押込変位 900 mm 変形図 (実寸) 累積
 相当塑性ひずみコンター

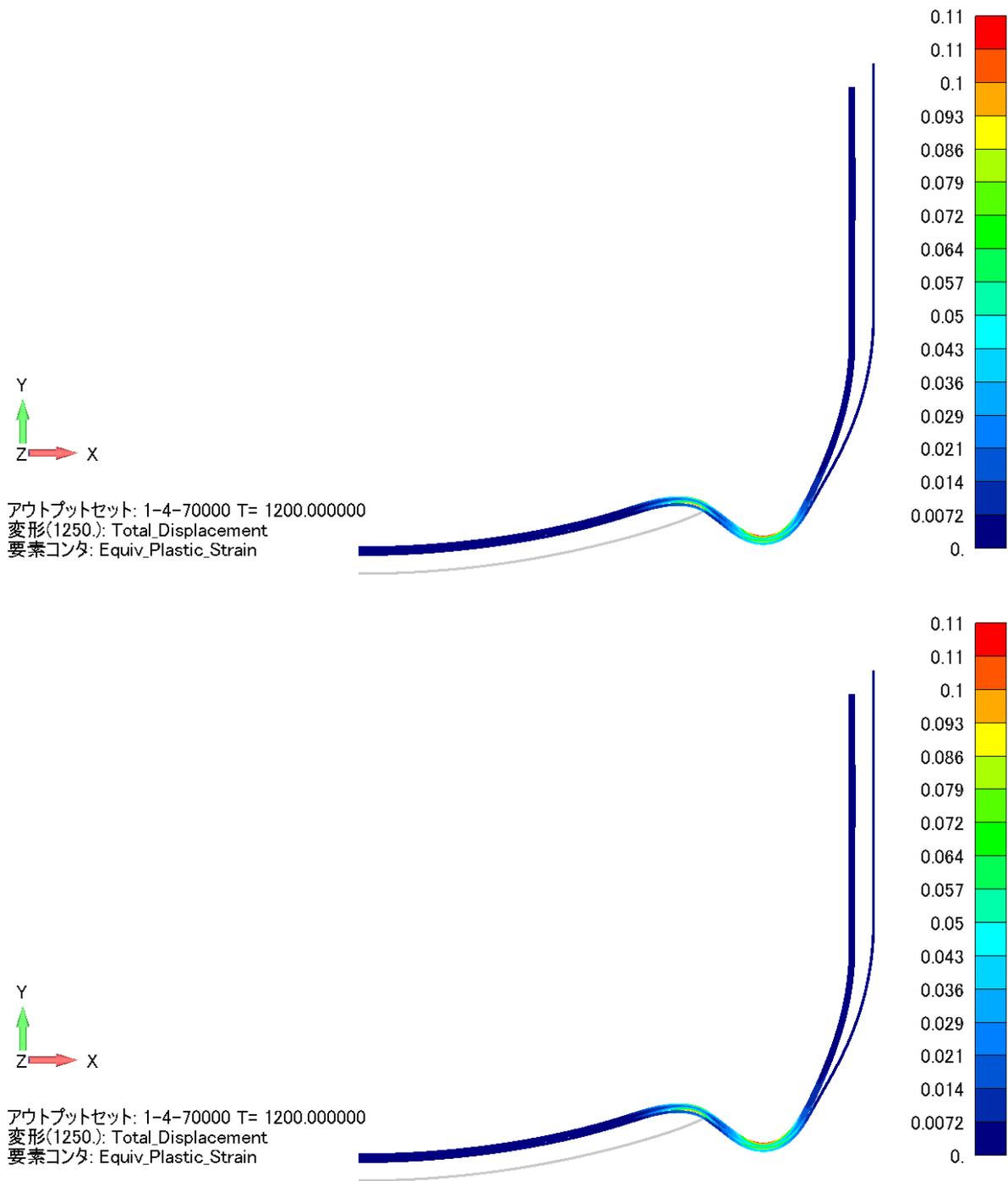


図 A. 1. 6-10 ループ型炉 球面座 (2/3) 解析結果 押込変位 1000 mm 変形図 (実寸) 累積相当塑性ひずみコンター

(2) 荷重変位曲線

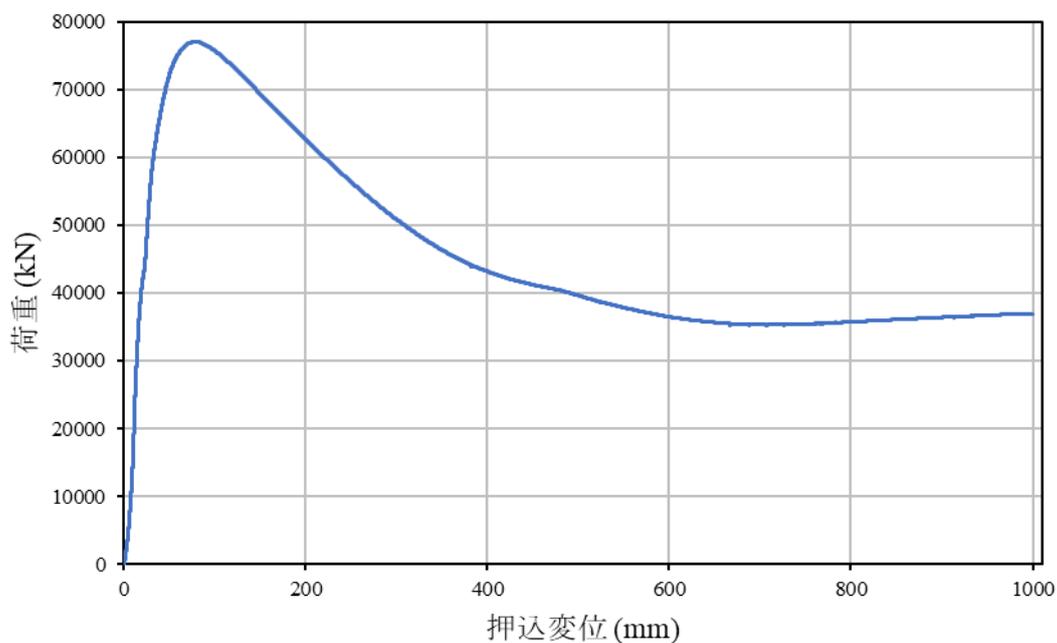


図 A. 1. 6-11 ループ型炉 球面座 (2/3) 解析結果 荷重変位曲線

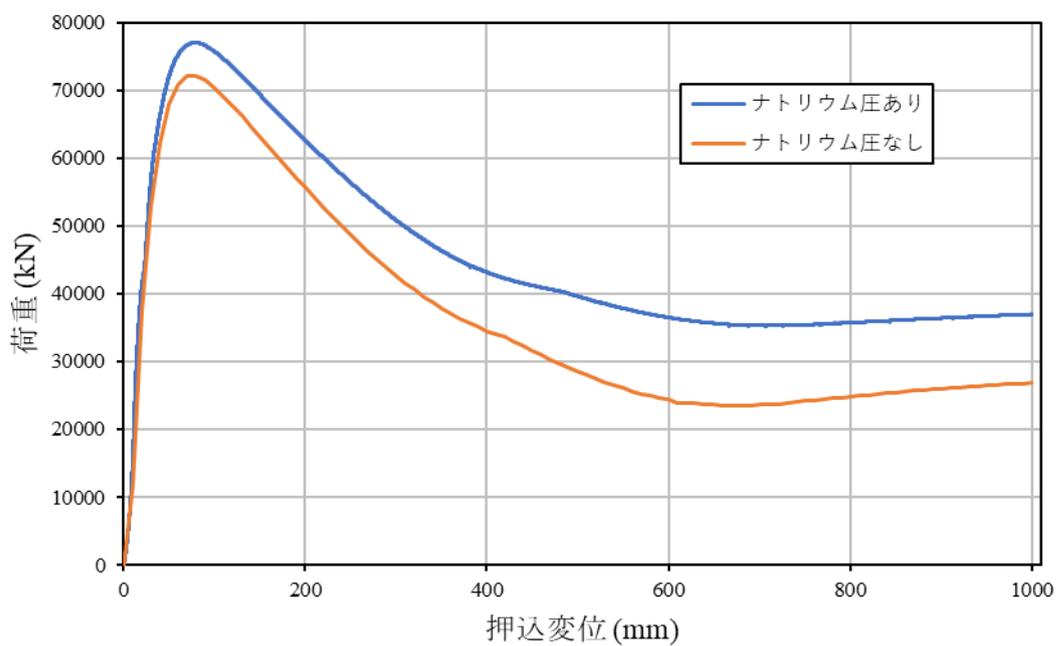


図 A. 1. 6-12 ループ型炉 球面座 (2/3) 解析結果 荷重変位曲線 ナトリウム圧の有無の比較

※ナトリウム圧なしの結果は令和4年度の報告内容

1.6.2 タンク型炉 球面座 (2/3 支持) 解析結果

(1) 変形・コンター図

押込変位 850 mm までの解析結果を示す。

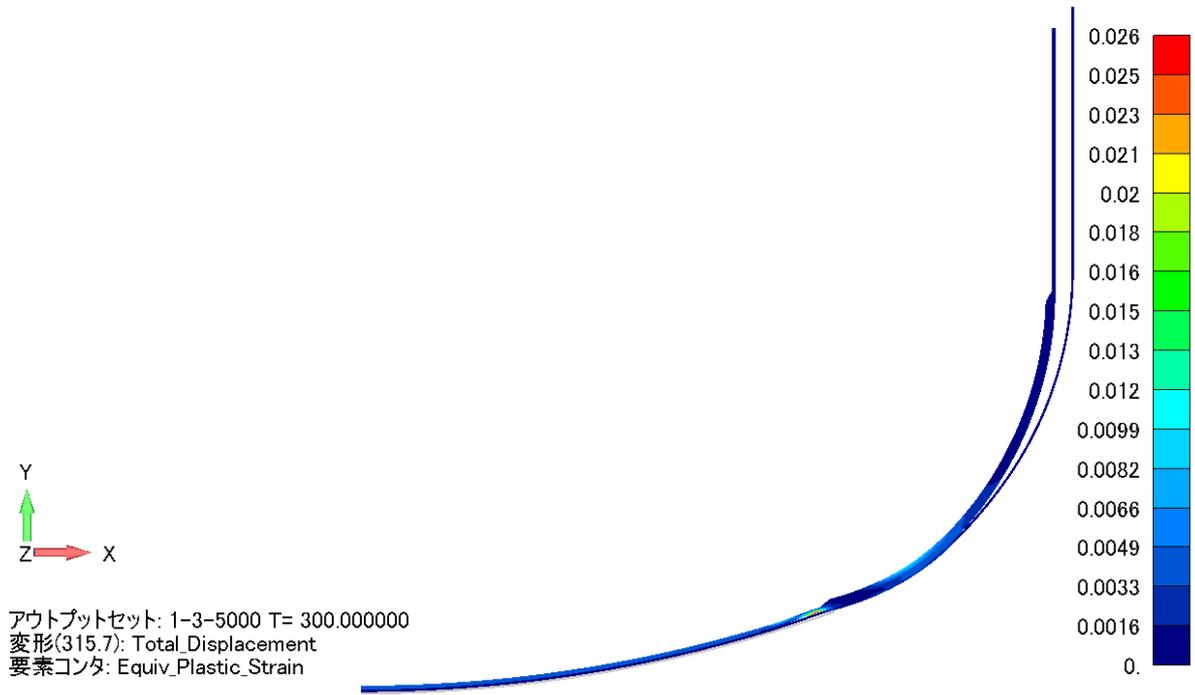


図 A. 1. 6-13 タンク型炉 球面座 (2/3) 解析結果 押込変位 100 mm 変形図 (実寸) 累積相当塑性ひずみコンター

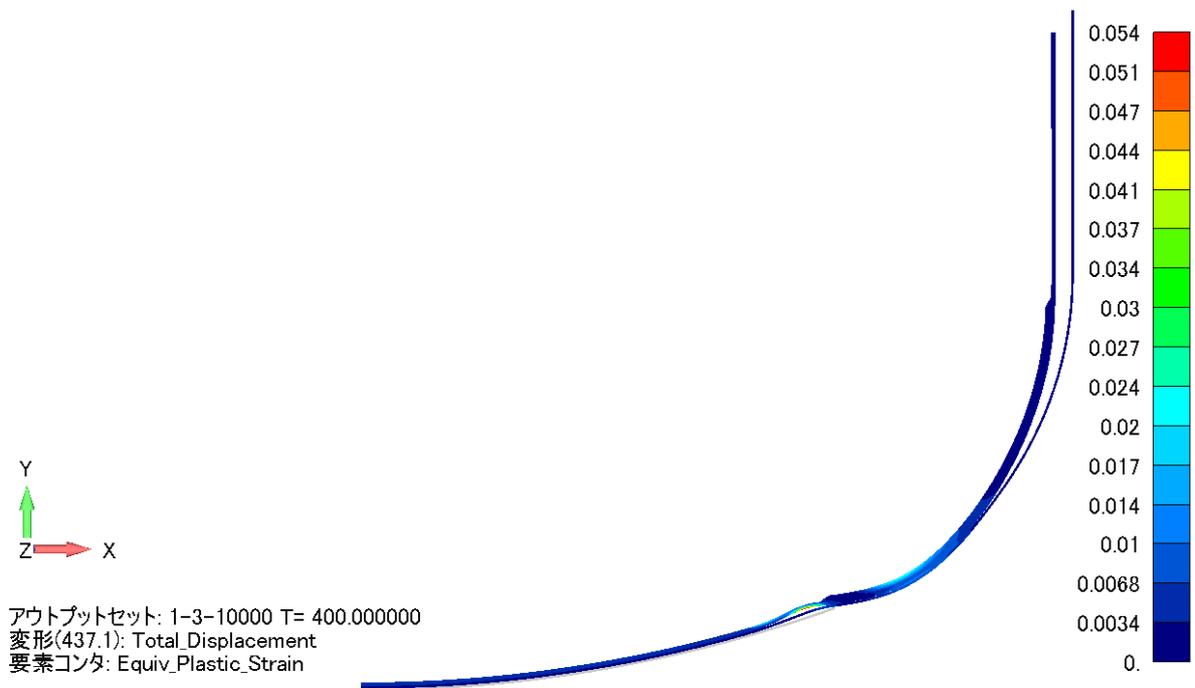


図 A. 1. 6-14 タンク型炉 球面座 (2/3) 解析結果 押込変位 200 mm 変形図 (実寸) 累積相当塑性ひずみコンター

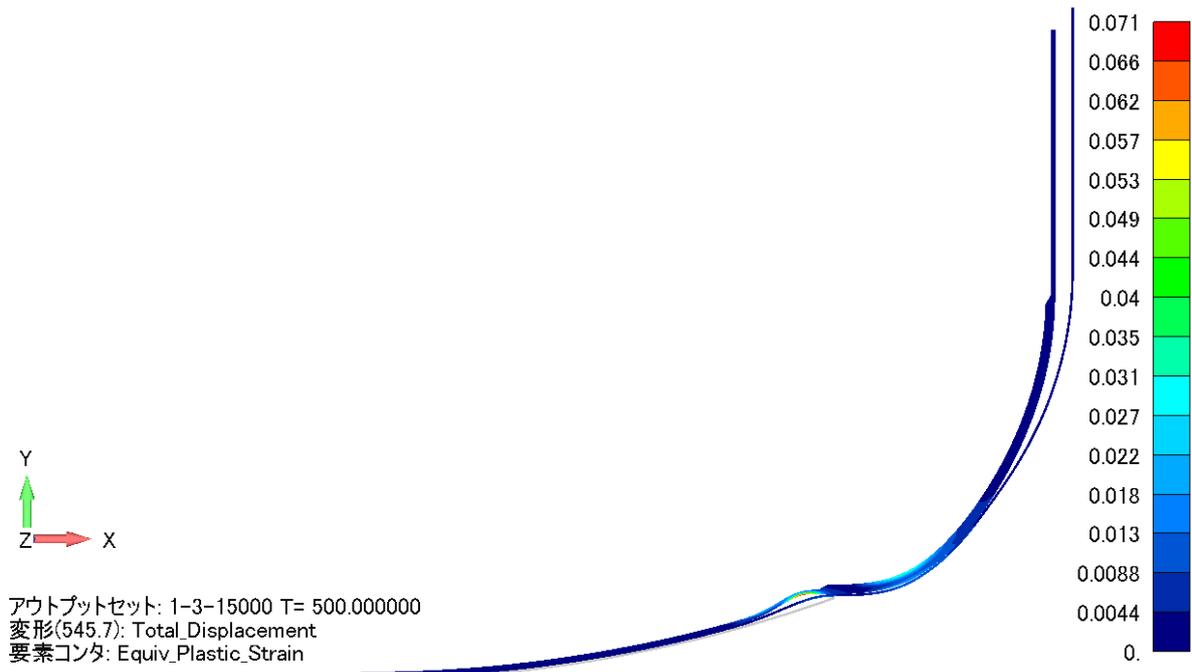


図 A. 1. 6-15 タンク型炉 球面座 (2/3) 解析結果 押込変位 300 mm 変形図 (実寸) 累積相当塑性ひずみコンター

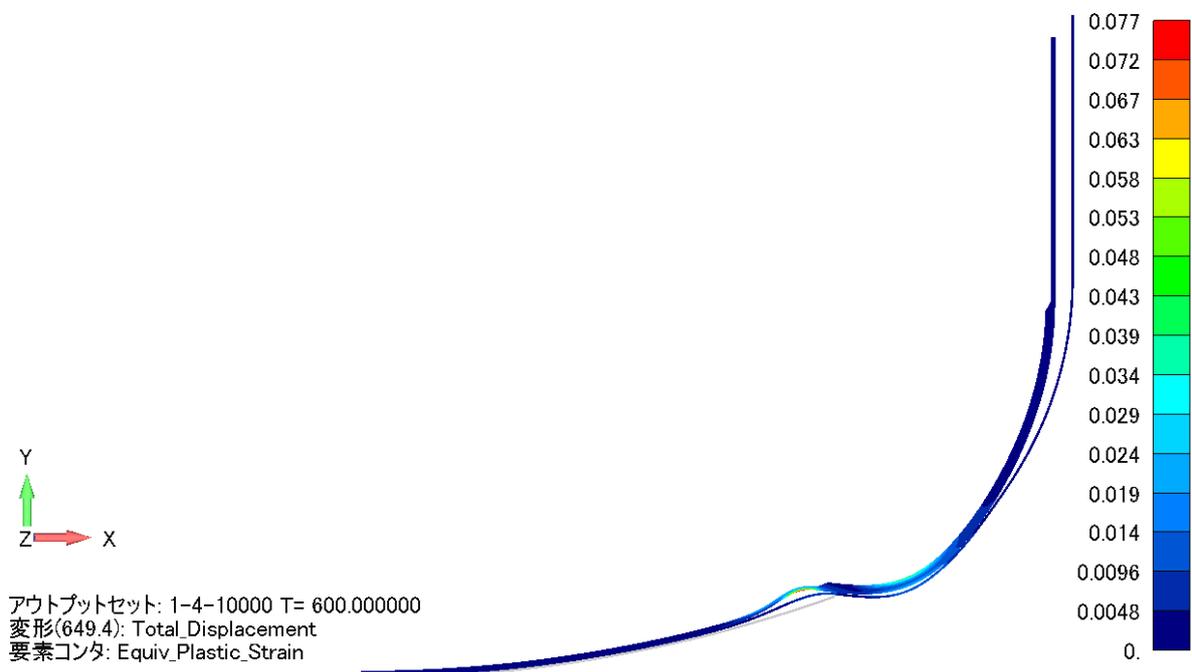


図 A. 1. 6-16 タンク型炉 球面座 (2/3) 解析結果 押込変位 400 mm 変形図 (実寸) 累積相当塑性ひずみコンター

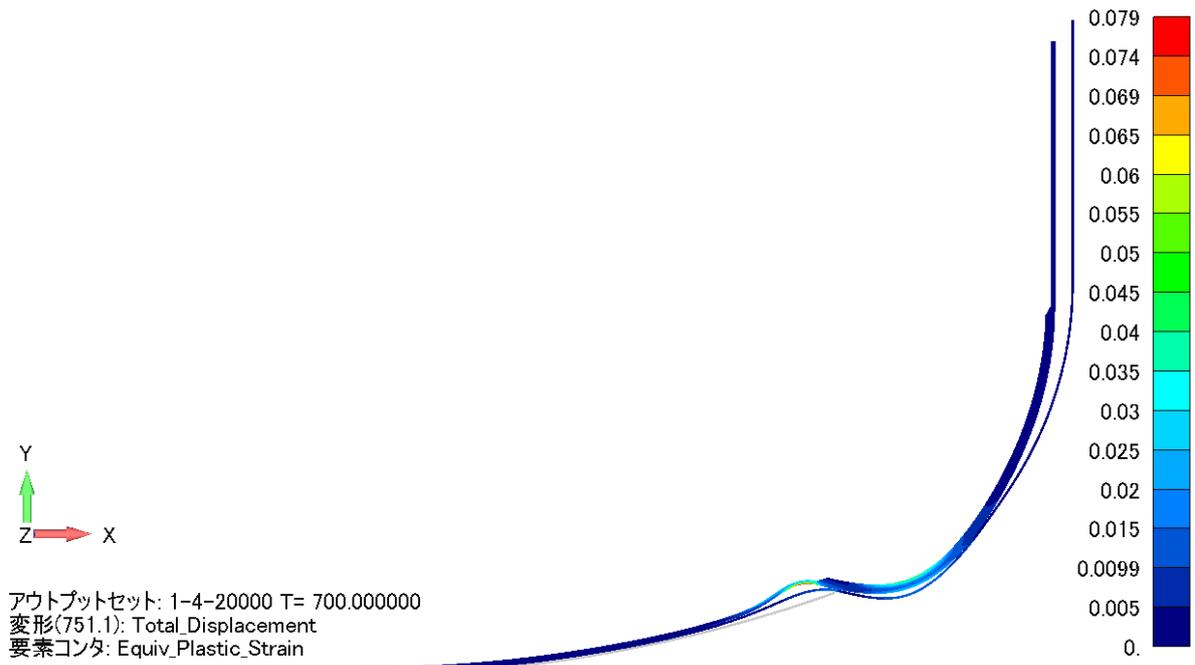


図 A. 1. 6-17 タンク型炉 球面座 (2/3) 解析結果 押込変位 500 mm 変形図 (実寸) 累積相当塑性ひずみコンター

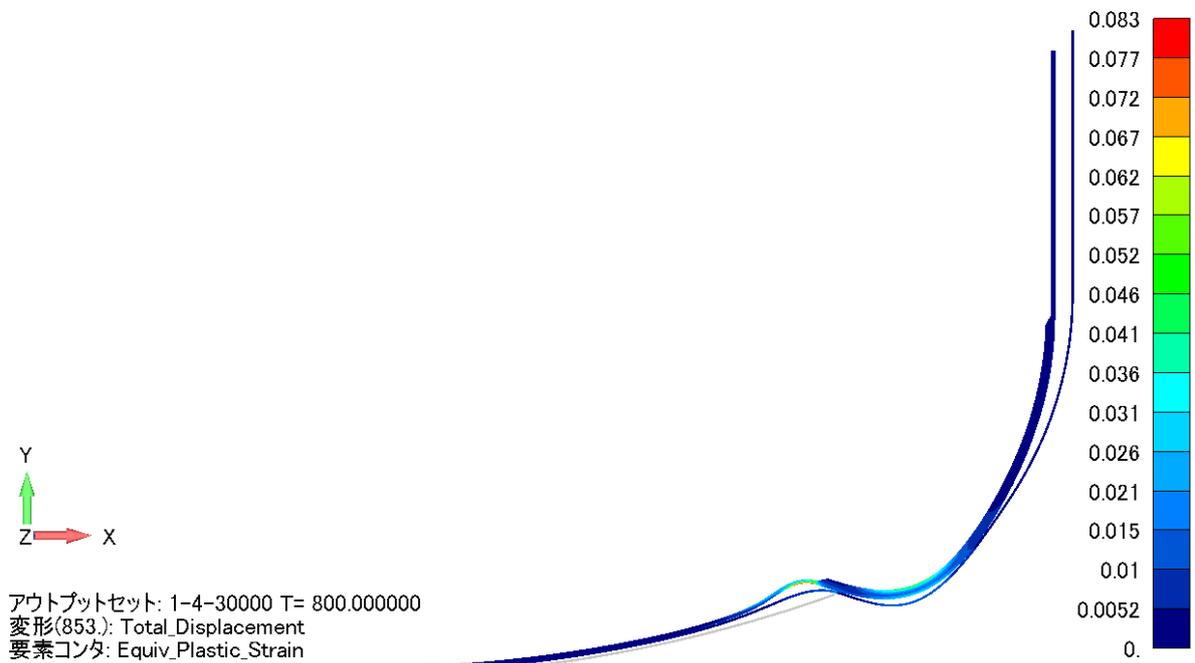


図 A. 1. 6-18 タンク型炉 球面座 (2/3) 解析結果 押込変位 600 mm 変形図 (実寸) 累積相当塑性ひずみコンター

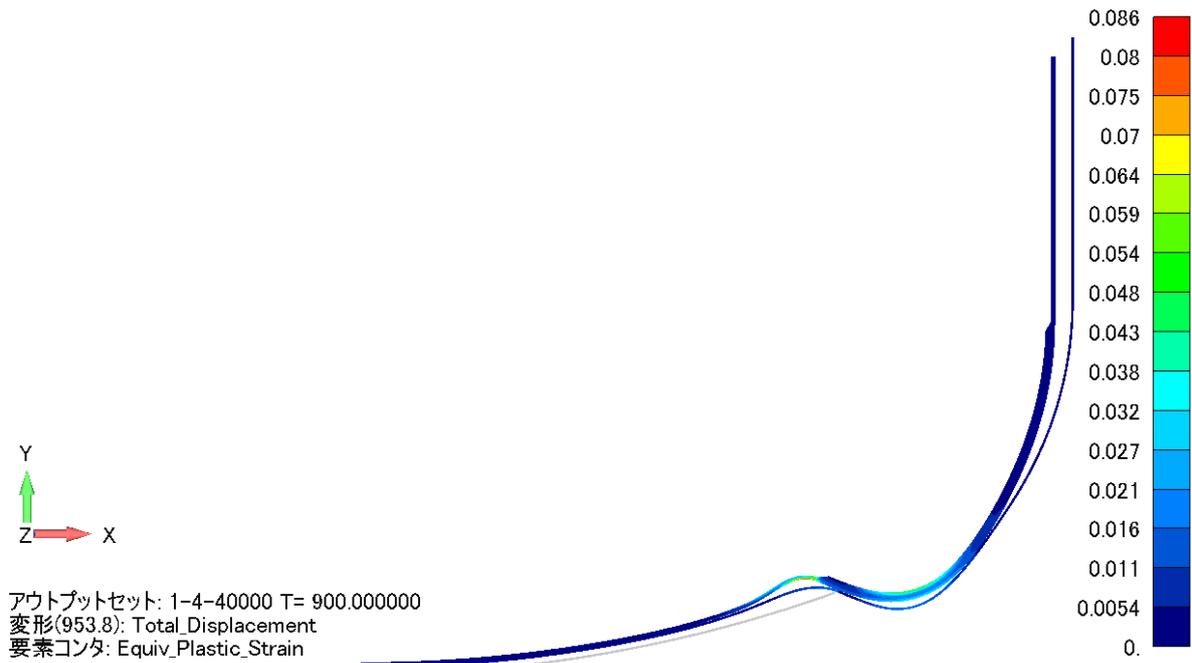


図 A. 1. 6-19 タンク型炉 球面座 (2/3) 解析結果 押込変位 700 mm 変形図 (実寸) 累積相当塑性ひずみコンター

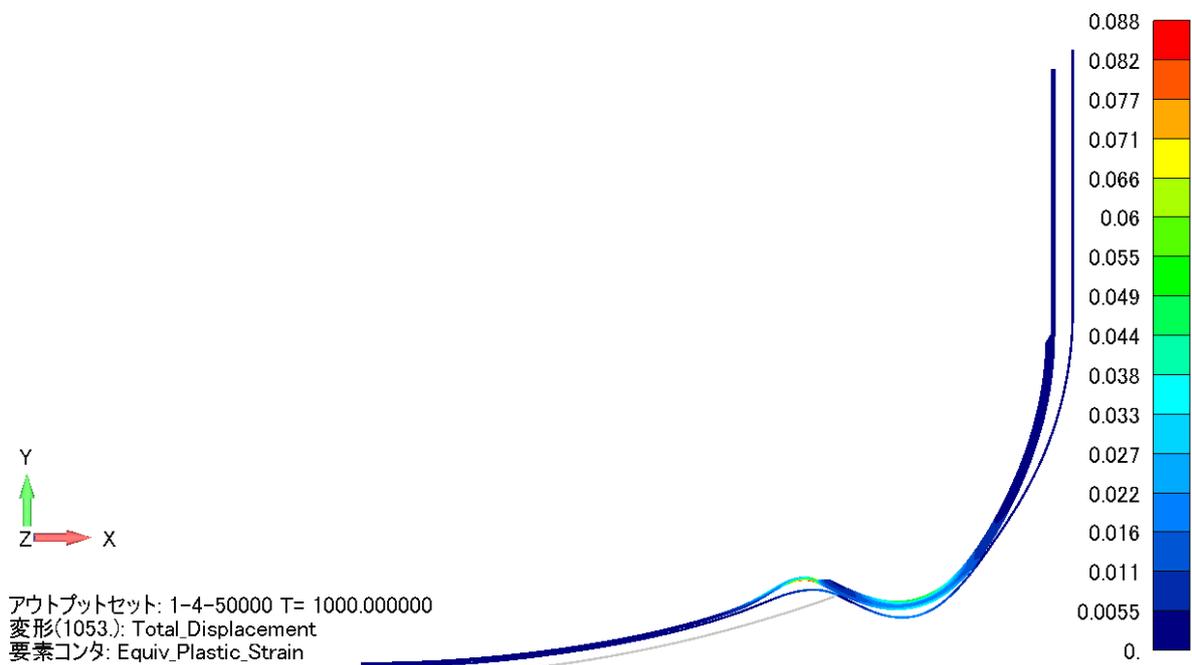


図 A. 1. 6-20 タンク型炉 球面座 (2/3) 解析結果 押込変位 800 mm 変形図 (実寸) 累積相当塑性ひずみコンター

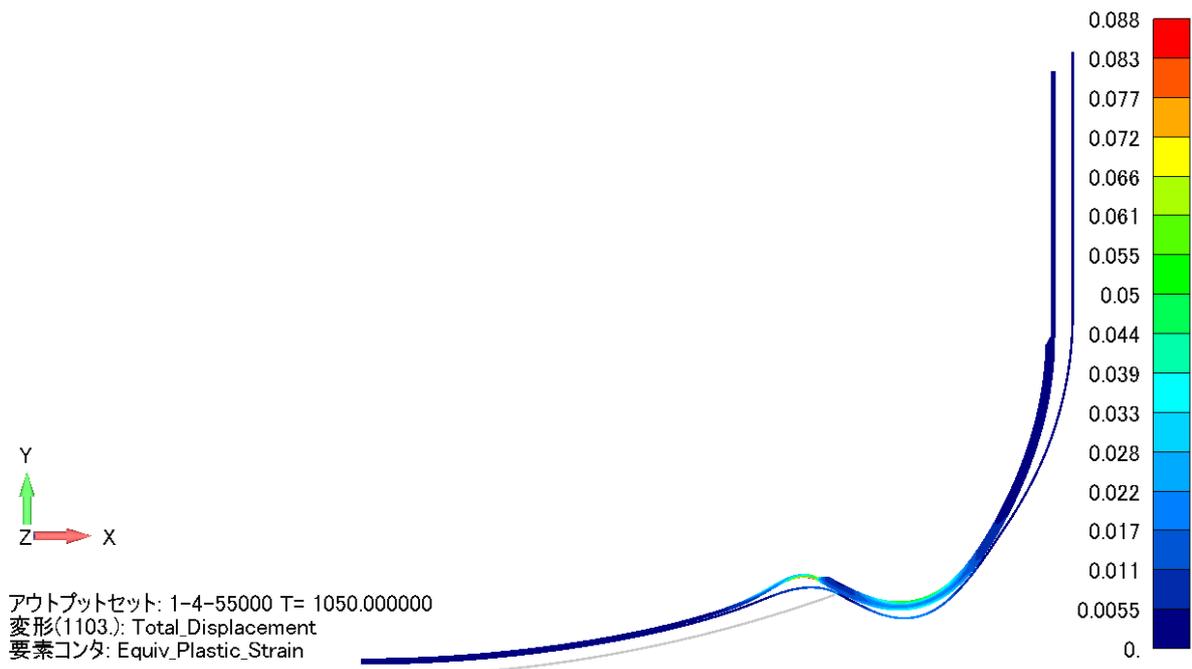


図 A. 1. 6-21 タンク型炉 球面座 (2/3) 解析結果 押込変位 850 mm 変形図 (実寸) 累積
 相当塑性ひずみコンター

(2) 荷重変位曲線

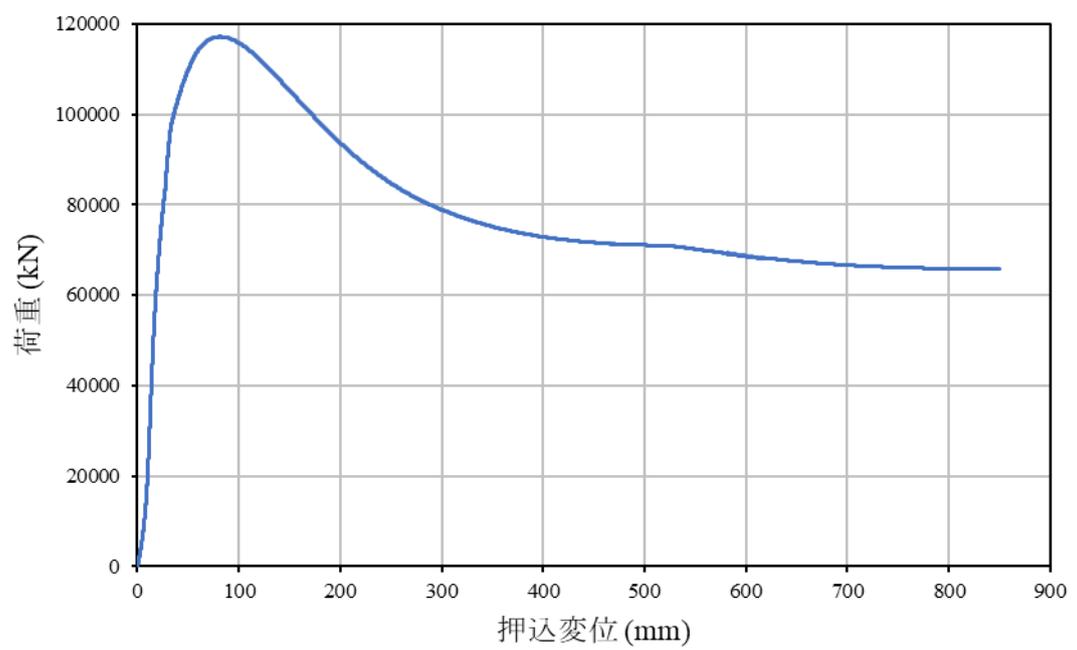


図 A. 1. 6-22 タンク型炉 球面座 (2/3) 解析結果 荷重変位曲線

1.6.2 タンク型炉 球面座 (84%支持) 解析結果

(1) 変形・コンター図

押込変位 840 mm までの解析結果を示す。

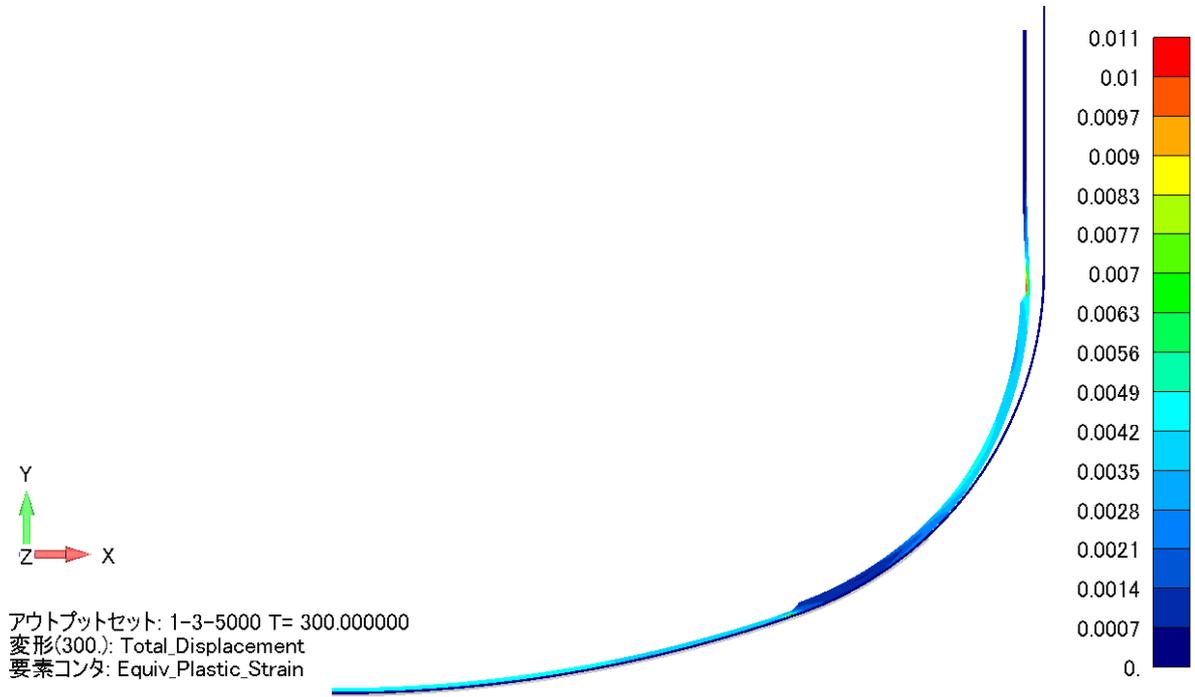


図 A. 1. 6-23 タンク型炉 球面座 (84%) 解析結果 押込変位 100 mm 変形図 (実寸) 累積相当塑性ひずみコンター

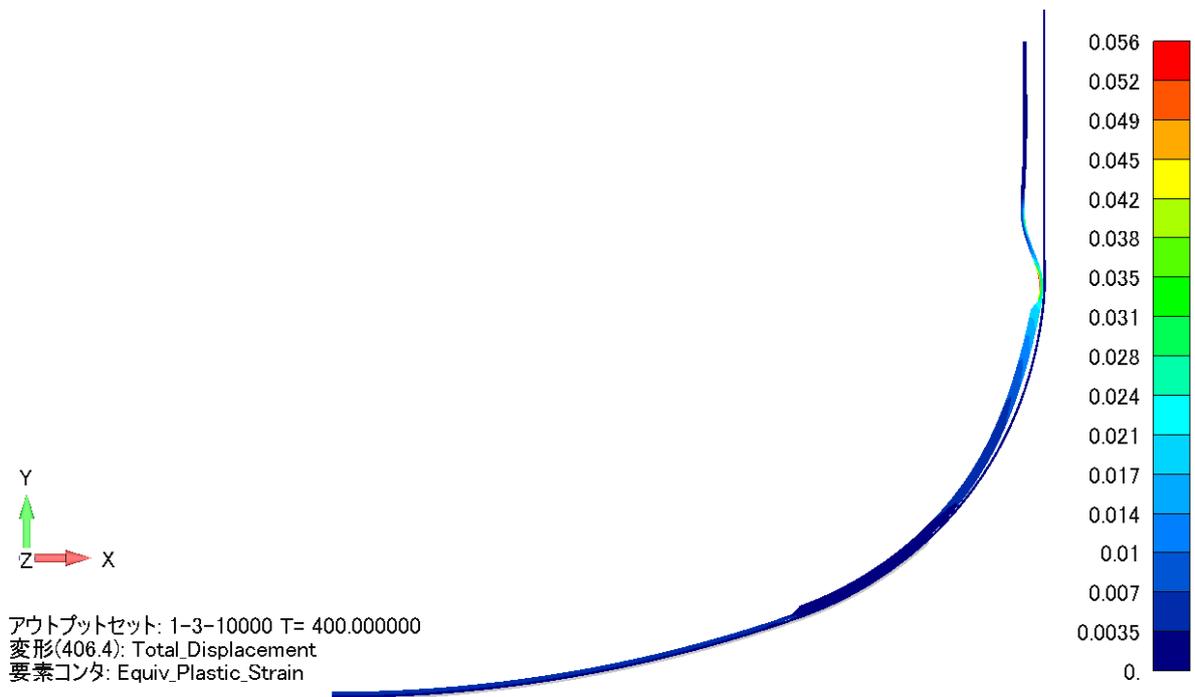


図 A. 1. 6-24 タンク型炉 球面座 (84%) 解析結果 押込変位 200 mm 変形図 (実寸) 累積相当塑性ひずみコンター

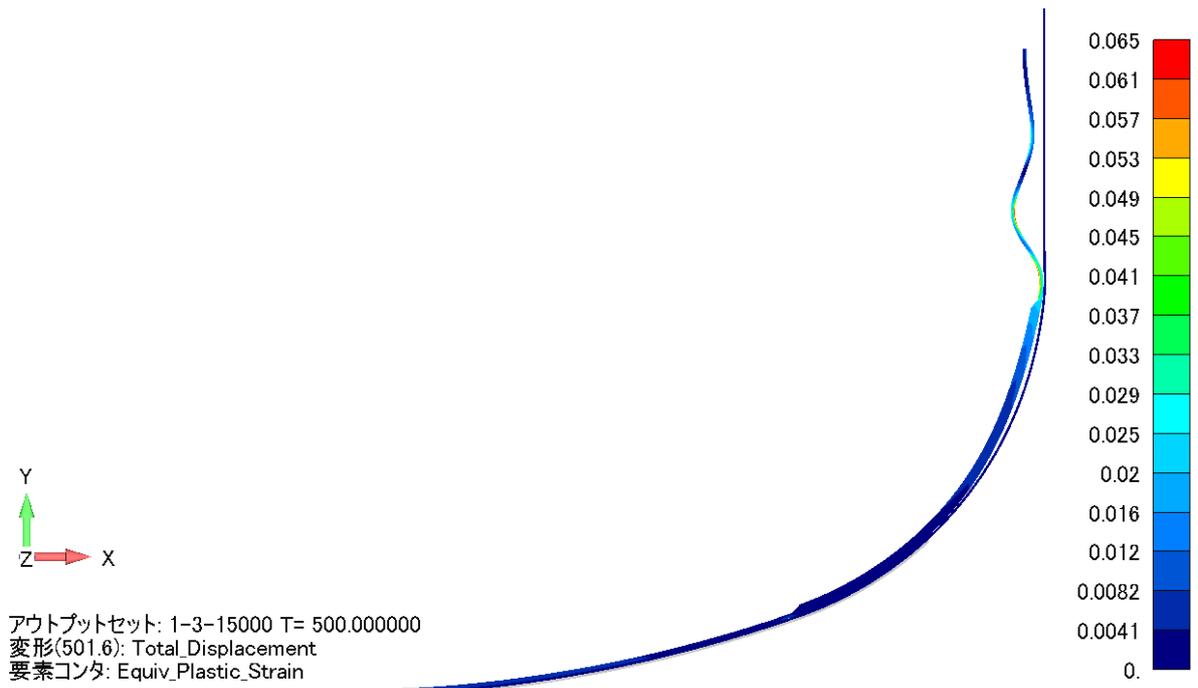


図 A. 1. 6-25 タンク型炉 球面座 (84%) 解析結果 押込変位 300 mm 変形図 (実寸) 累積
相当塑性ひずみコンター

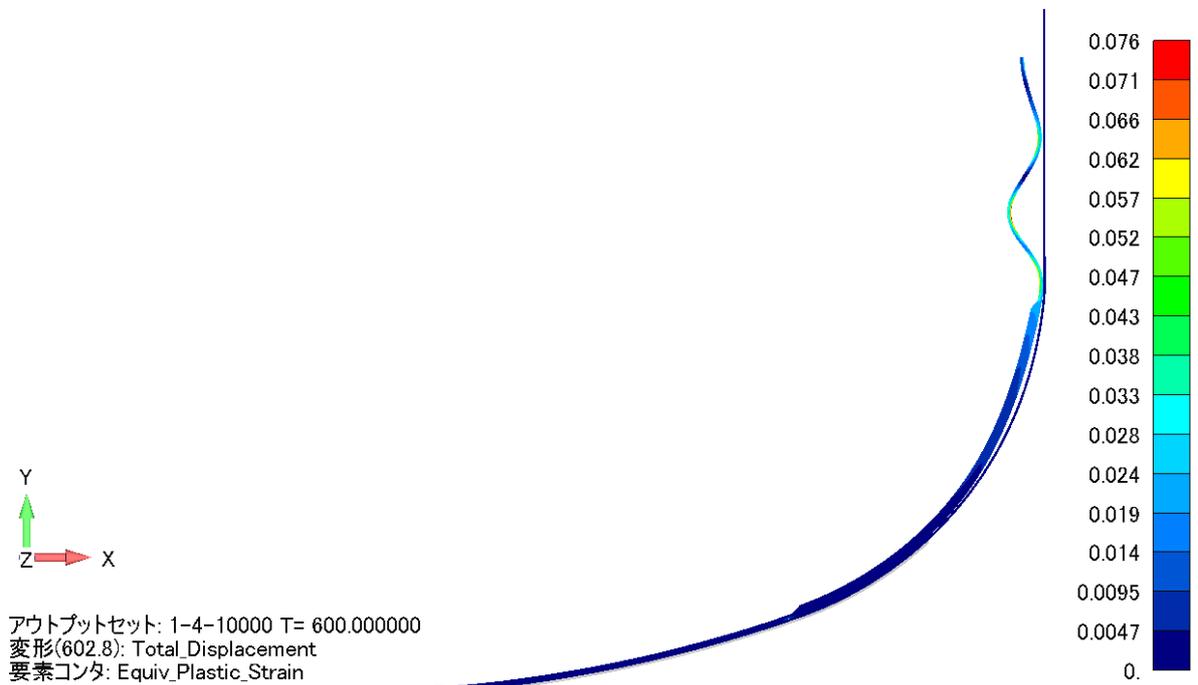


図 A. 1. 6-26 タンク型炉 球面座 (84%) 解析結果 押込変位 400 mm 変形図 (実寸) 累積
相当塑性ひずみコンター

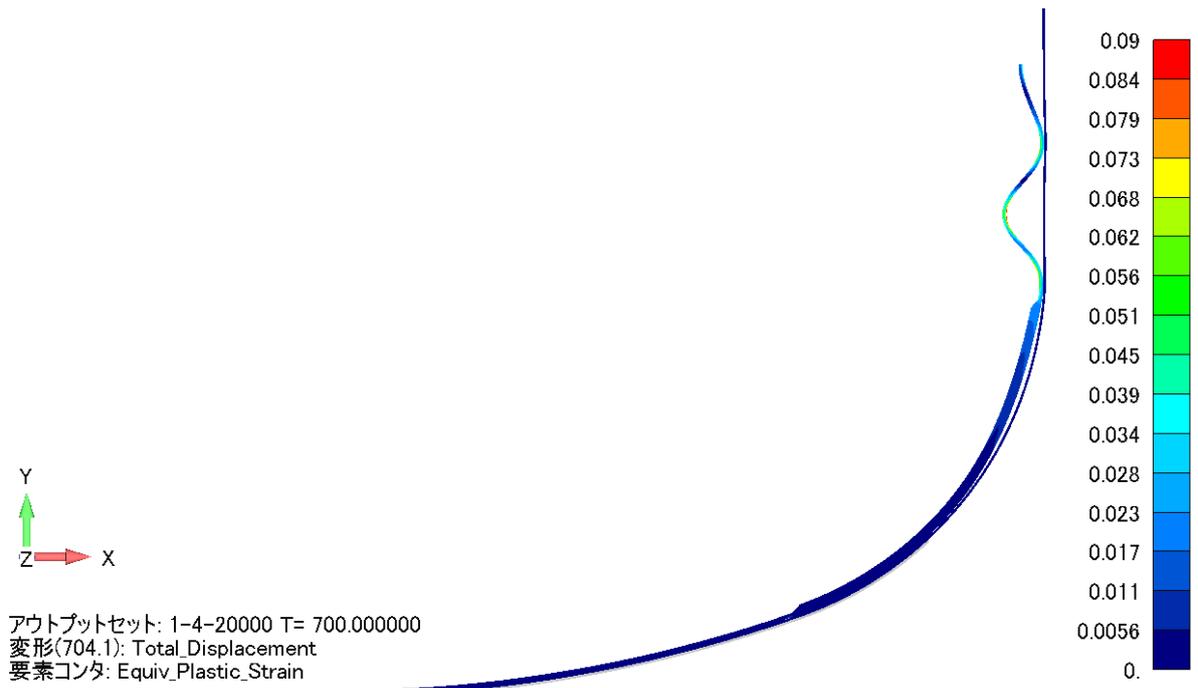


図 A. 1. 6-27 タンク型炉 球面座 (84%) 解析結果 押込変位 500 mm 変形図 (実寸) 累積相当塑性ひずみコンター

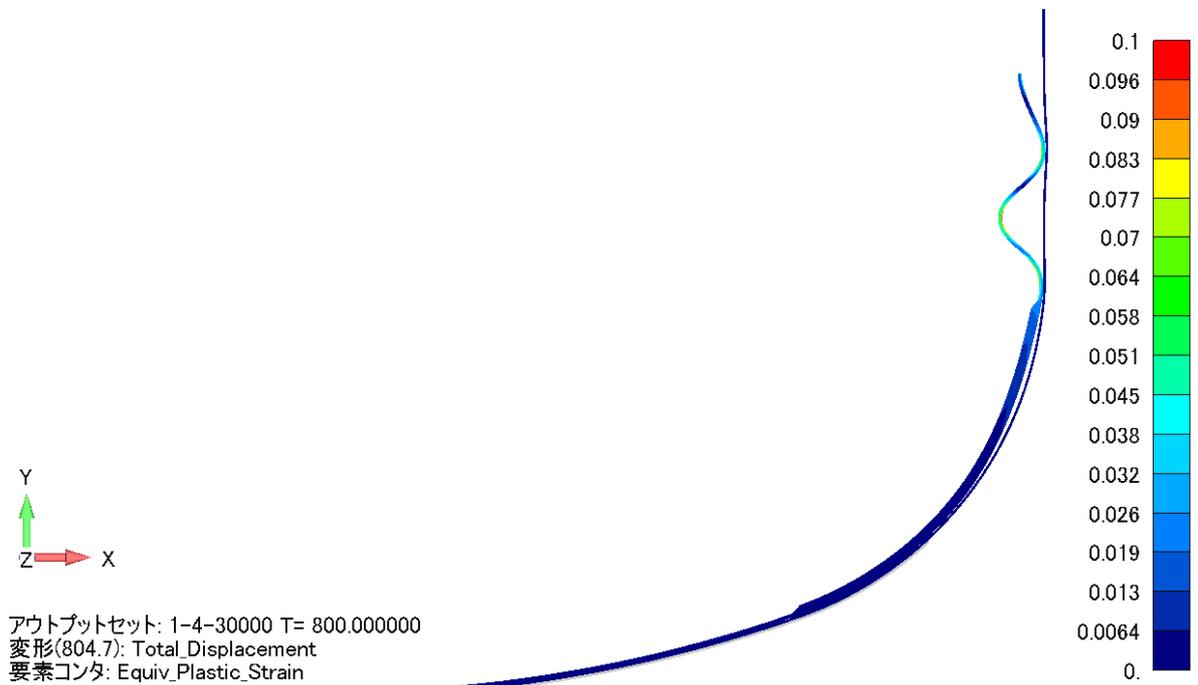


図 A. 1. 6-28 タンク型炉 球面座 (84%) 解析結果 押込変位 600 mm 変形図 (実寸) 累積相当塑性ひずみコンター

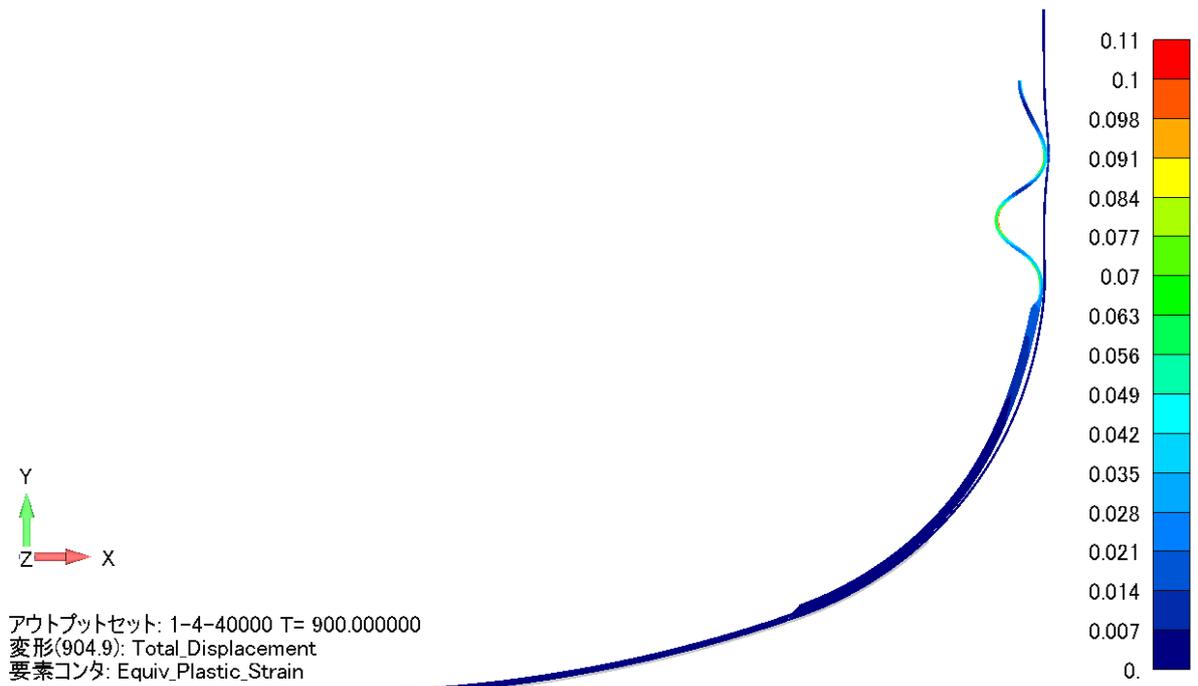


図 A. 1. 6-29 タンク型炉 球面座 (84%) 解析結果 押込変位 700 mm 変形図 (実寸) 累積
相当塑性ひずみコンター

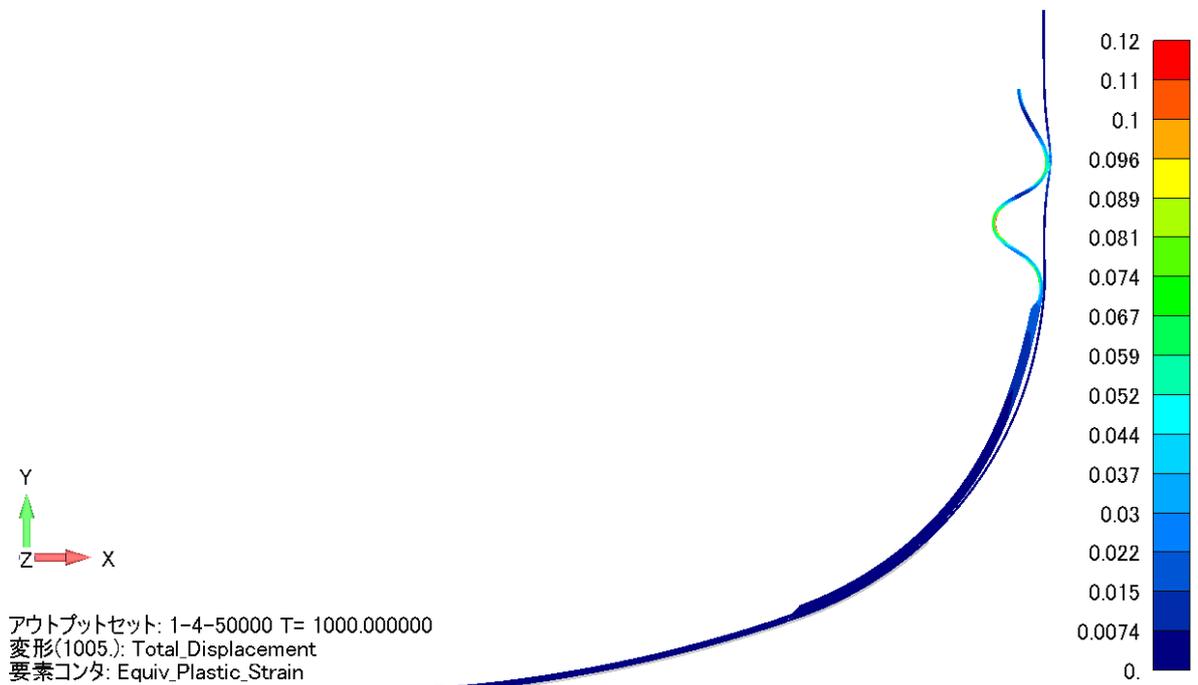


図 A. 1. 6-30 タンク型炉 球面座 (84%) 解析結果 押込変位 800 mm 変形図 (実寸) 累積
相当塑性ひずみコンター

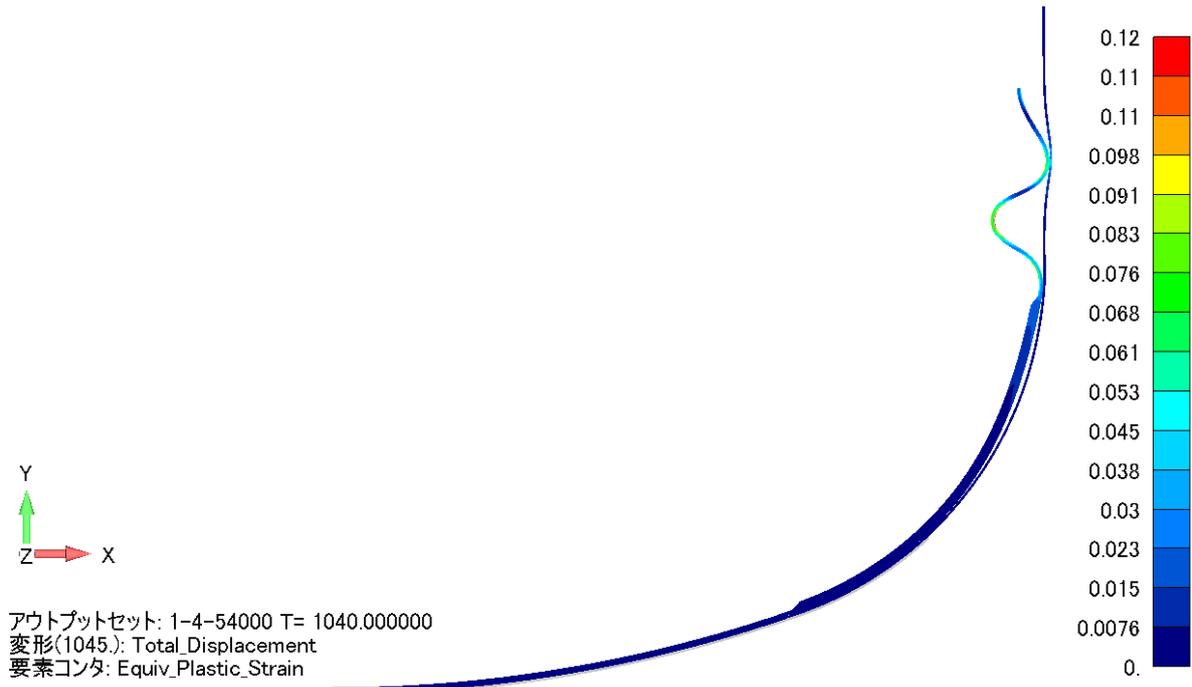


図 A. 1. 6-31 タンク型炉 球面座 (84%) 解析結果 押込変位 850 mm 変形図 (実寸) 累積
 相当塑性ひずみコンター

(2) 荷重変位曲線

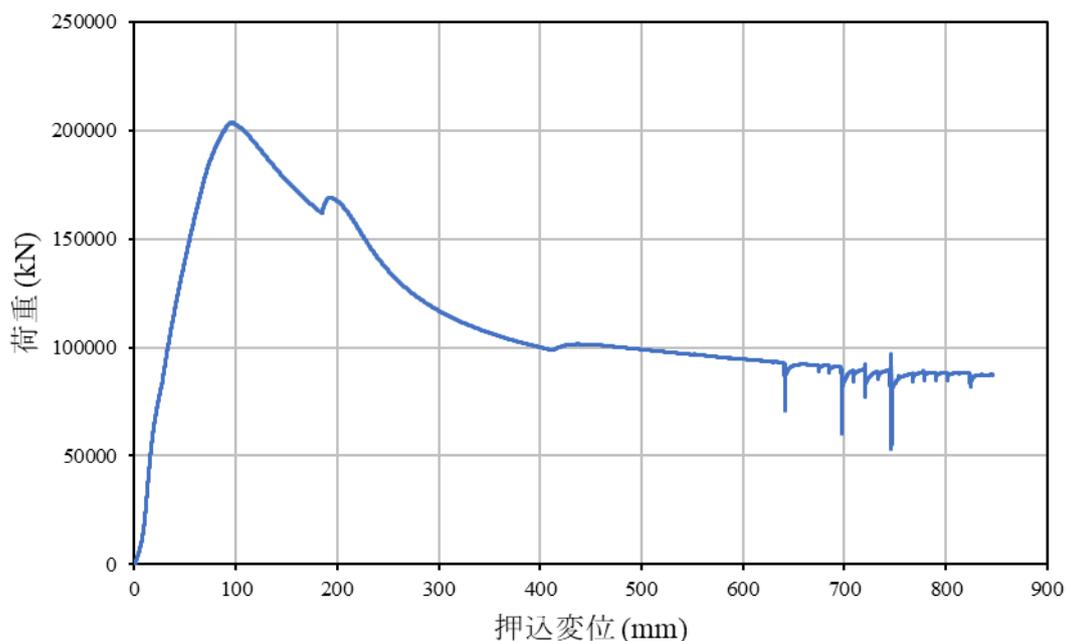


図 A. 1. 6-32 タンク型炉 球面座 (84%) 解析結果 荷重変位曲線

※RV 直胴部分が座屈後 GV に接触する時点で反力の急な変化が生じている。また、押し込み変位が 600 mm を超えた後、反力の急な変化が生じる箇所がある。これは直胴部分の座屈変形に起因する計算の不安定性によるものと考えられる。

1. 6. 3 荷重変位曲線 各ケース重ね合わせ

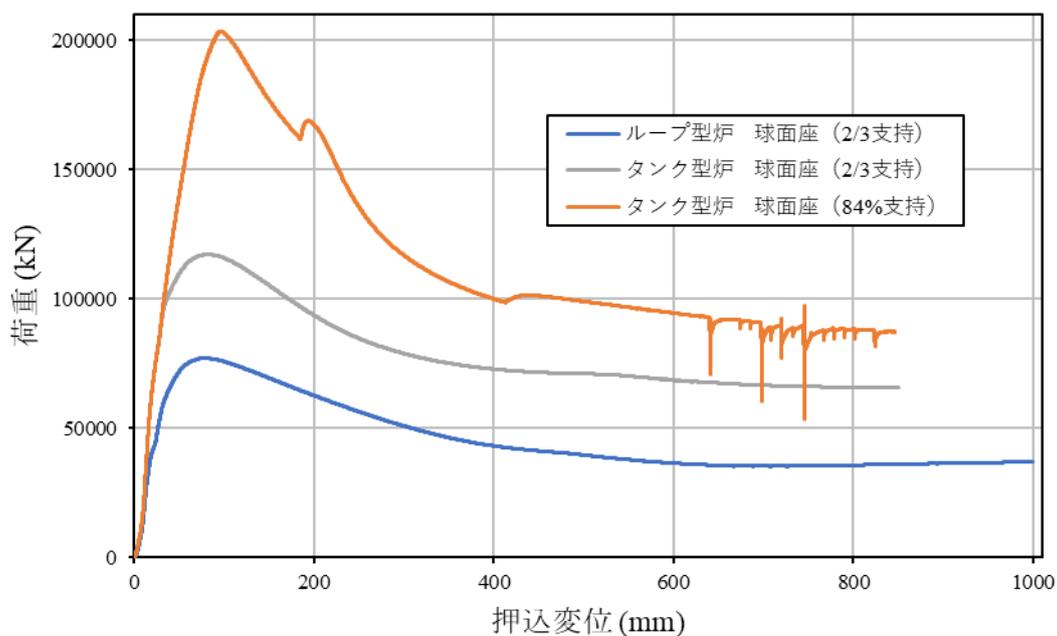


図 A. 1. 6-33 荷重変位曲線 各ケース重ね合わせ

2 曲げせん断振動座屈試験の解析

2.1 解析モデル

2.1.1 モデルの概要

長さ：52.3(mm)

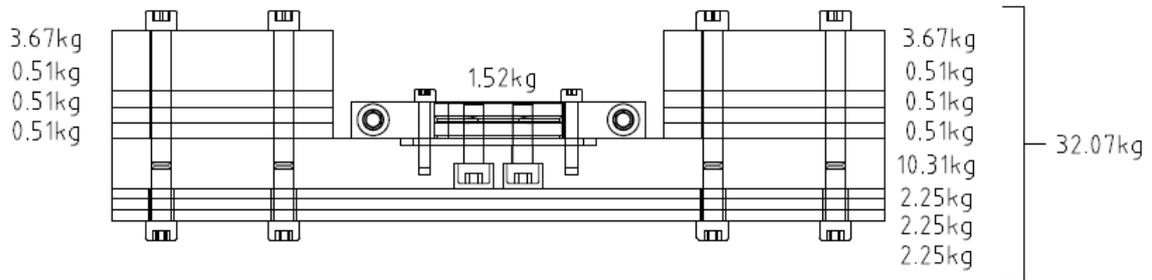
厚さ：0.3(mm)

内径：52.3(mm)

固有振動数：56(Hz)

ウェイトの質量：30.735(kg) (32.137-1.402=30.735kg)

中子の高さ：15(mm)

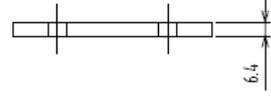
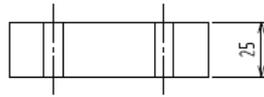
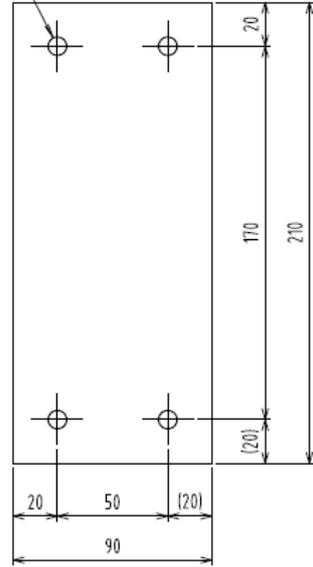
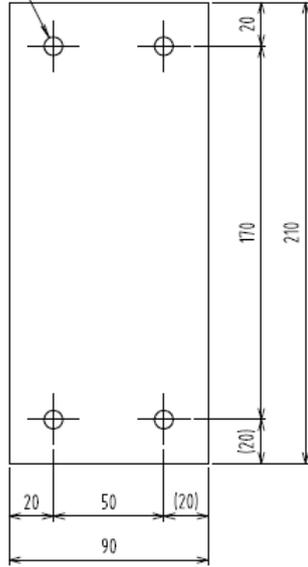


3-1 12.5/

3-2 12.5/

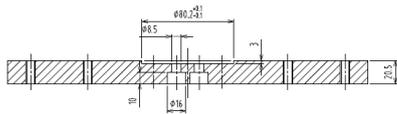
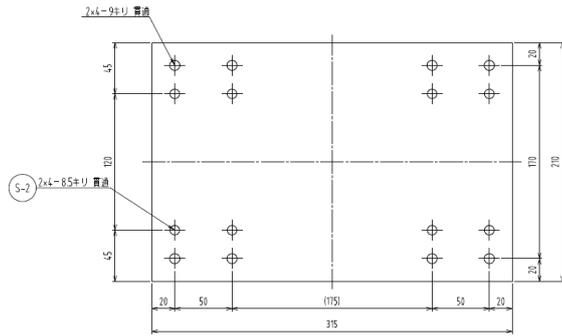
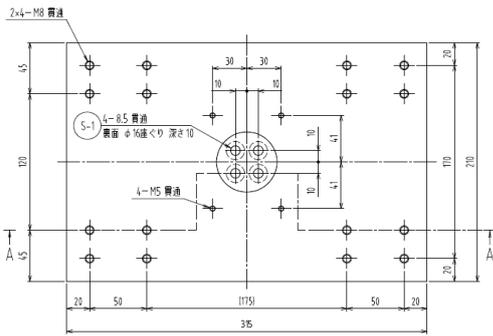
S-1 4-8.5 貫通

4-8.5 貫通



4-1 12.5/

4-2 12.5/



A-A断面

※SS材は錆止め塗装とする。

2.1.2 有限要素モデル

円筒は4節点MITCシェル要素で、錘と中子は8節点ソリッド要素でモデル化している

図A.2.1-1に円筒の要素分割の細かさを示す。

図A.2.1-2にモデル全体図を示す。なお、青で示す部分が錘であり、橙の要素が上部の梁要素である。

節点数は25769（うち円筒要素は9912）、要素数はシェル要素9744、ソリッド要素13972、梁要素168。

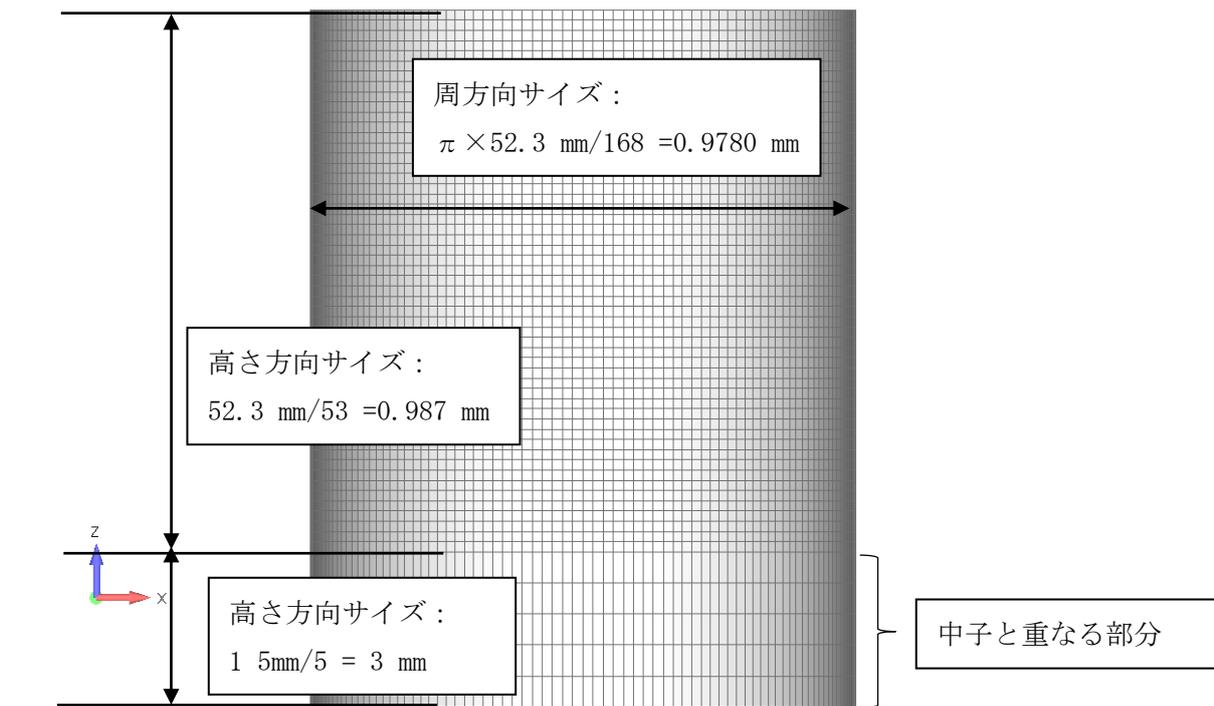


図 A. 2. 1-1 曲げせん断振動座屈試験モデル シェル要素モデル

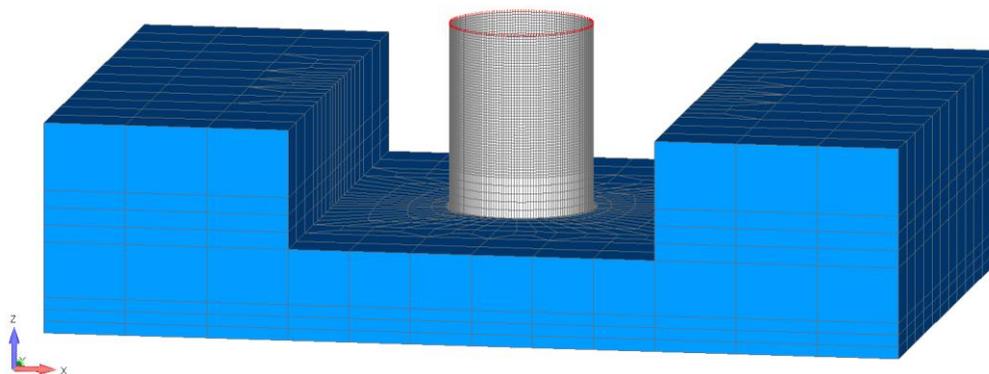


図 A. 2. 1-2 曲げせん断振動座屈試験モデル 全体図

2.1.3 シェル要素の要素座標系

本解析では、シェル要素の要素座標系が、要素のコネクションに影響しない設定で解析を実施する。この場合を用いると、本解析の場合ではシェル要素の X 方向成分は円筒モデルの周方向成分に、シェル要素の Y 方向成分は円筒モデルの軸方向を表すことに注意する。また、シェル要素の法線は全て円筒外向きに設定されており、シェル要素の Top は外側を、Bottom は内側を示すことに留意する。Top や Bottom の記載がない値は中立面の値である。

3 錘の重量と密度について

中子と錘全体の重さが 30.735kg となるように錘部分の密度を調整する。

中子と錘のソリッド要素の総体積は 3932232 (mm³) となり、この値より密度を算出すると 7.8162 × 10⁻⁹ (ton/mm³) を得る。これを中子と錘の密度とする。なお密度は均一であると想定している。

3.1.1 自重について

自重を考慮して解析を行うものとする。

モデル全体に物体力（重力）を作用させ、これを自重とする。

また、錘の質量は 30.735 [kg] であるが、これに円筒試験体の質量も合わせると 30.762 [kg] となる。

3.1.2 梁要素の断面積について

梁要素の長さは 1 mm で断面を正方形断面とし、断面積の総和は円筒の周上断面と同一とする。円筒の内径が 52 mm、外径が 52.6 mm であるため、周上の断面積は 49.29 mm² となる。梁要素の要素数が 168 であるため 1 要素あたりの断面積は 0.2934 mm² となる。この断面積に近い値となるように本解析では正方形断面の 1 辺を 0.55 mm とした。

3.1.3 加速度・速度・変位の計測位置について

図 A. 2. 1-1 に示す節点 112226 の加速度・速度・変位を解析結果に使用する。

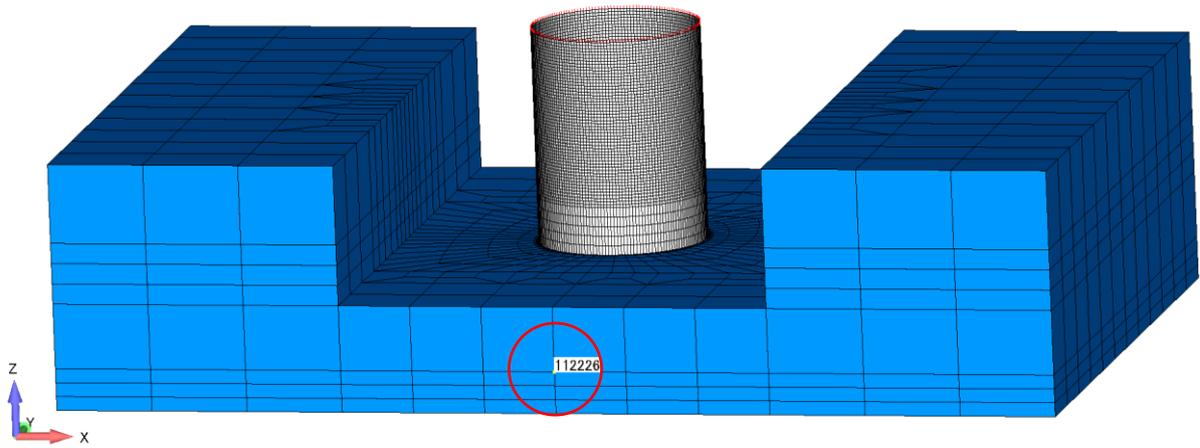


図 A. 2. 1-1 曲げせん断試験モデル 測定節点位置

3.2 解析に適用する物性値

FEM 解析には 25°Cにおける SUS304 の物性値を用いる。またマルチリニアの移動硬化則を使用する。またポアソン比は 0.3 とする。

表 A. 3. 2-1 に材料定数を示す。

表 A. 3. 2-1 SUS304 の材料定数 (25°C)

密度	7.98×10^{-9}	[ton/mm ³]
ヤング率	195000	[N/mm ²]
ポアソン比	0.300	[-]
初期降伏応力	369.3	[N/mm ²]
硬化係数	643.1	[N/mm ²]

図 A. 3. 2-1 に示す多直線近似の 14 点をマルチリニア移動硬化則の岩田モデルに入力し、解析を行う。

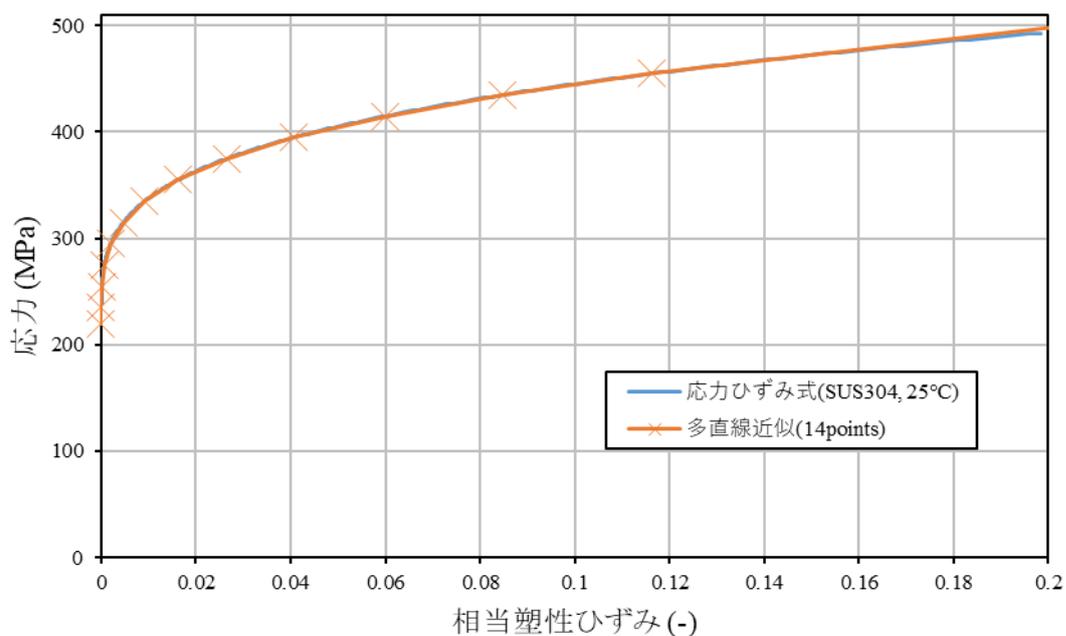


図 A. 3. 2-1 SUS304 (25°C) マルチリニア近似線図

3.3 減衰の設定

水平(X)方向の主要なモードの固有振動数に対して、減衰比1%となるようにRayleigh減衰のパラメータを設定する。なお、質量比例減衰のパラメータ $\alpha=0$ とし、剛性比例減衰のみ考慮する。このとき、剛性比例減衰は瞬間剛性比例とする。これは座屈後剛性低下した後の減衰を適切に評価することを目的としている。

3.4 疲労サイクルの算定

疲労を評価するための疲労サイクルの算定は、レインフロー法を用いる。このとき、全ひずみ成分のうち最大の値をとる成分が最も大きく疲労に寄与すると考え、このひずみ成分に着目しサイクルを算出する。

なお、1サイクルあたりのひずみ範囲が 1×10^{-3} を下回る場合は図A.3.5-1に示す最適疲労破損式の右辺が負になる場合があるため、そのサイクルは疲労損傷係数の算出に用いないこととする。

3.5 疲労破損式

図 A. 3. 5-1 に示す疲労破損式を用いて疲労損傷係数を算出する。ここでひずみ速度の項は、高温のクリープ効果を表現する一環であり、通常、地震動に対する疲労評価では R=-2 を使用する。

本ケースでも R=-2 として疲労損傷係数を評価する。

また、試験は室温で行われているが本式は温度の下限が 425°C のため、T=425°C として疲労計算を行う。

解説表 添付 13- I -6-1 SUS304, SUS316, 316FR 鋼板・鍛鋼品および SUS321 の最適疲労破損式 20

$(\log_{10} N_f)^{\frac{1}{2}} = A_0 + A_1 \cdot \log_{10} \Delta \varepsilon_t + A_2 \cdot (\log_{10} \Delta \varepsilon_t)^2 + A_3 \cdot (\log_{10} \Delta \varepsilon_t)^4$	
<p>使用単位</p> <p style="margin-left: 40px;">T : 温度(°C) 425 ≤ T ≤ 650</p> <p style="margin-left: 40px;">ε̇ : ひずみ速度(mm/mm/s)</p> <p style="margin-left: 40px;">Δε_t : 全ひずみ範囲(mm/mm)</p> <p style="margin-left: 40px;">N_f : 破損繰返し数</p>	
A ₀	1.621827 - 0.4567850 × 10 ⁻⁷ × T ² × R
A ₁	1.131346 + 0.8665061 × 10 ⁻⁸ × T ²
A ₂	0.3439663
A ₃	-0.1374387 × 10 ⁻¹ + 0.4910723 × 10 ⁻⁴ × R
<p>ただし、R = log₁₀ ε̇ である。</p>	

図 A. 3. 5-1 SUS304 最適疲労破損式

3.6 振動サイクル中の等価減衰比の算出について

下記手順にて、等価減衰比を求める。

なお、振動前の剛性 k_0 及び固有角振動数 ω_0 はすでに求められているものとする。また、加振波の角振動数を p とする。

1. サイクルの最小変位 δ_{\min} 及び最大変位 δ_{\max} を求める。

これらの値から振幅 $\delta_A = \frac{1}{2}(\delta_{\max} - \delta_{\min})$ とする

2. 最小変位と最大変位を結び、その傾きを等価剛性 k_e とする

3. 塑性率 $\mu = \frac{k_0}{k_e}$ を算出する。

4. 等価固有角振動数 $\omega_e = \frac{\omega_0}{\sqrt{\mu}}$ を算出する。

5. 振動サイクルの面積を台形則等の数値積分によって算出する。これを ΔW とする。

6. 等価粘性減衰 $c_e = \frac{\Delta W}{\pi p \delta_A^2}$ を算出する。

7. 等価減衰比 $h_e = \frac{\omega_e c_e}{2k_e}$ を算出する。

なお、2. の手順で等価剛性が負になった場合、この方法は適用できない。

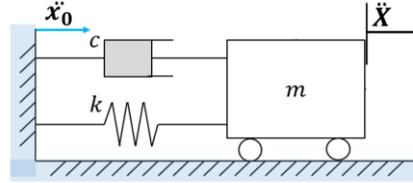
ここで得られた等価剛性及び等価粘性定数を用いて算定した位相遅れの値と、応答加速度から得られる位相遅れの値とが整合することが望ましい。

3.7 応答曲線について

正弦波入力の場合1については絶対加速度、相対変位、相対速度について応答曲線を作成する。 p を入力波の角振動数とし、 i は虚数単位、 h は減衰比である。

地面の揺れに対する定常応答-1 (正弦波の地動)

- 慣性力: $(m(\ddot{x}_0 + \ddot{x}))$
- 減衰力: $-c\dot{x}$
- 復元力: $-kx$
- $m\ddot{x} + c\dot{x} + kx = -m\ddot{x}_0$
 $\rightarrow \ddot{x} + 2h\omega_n\dot{x} + \omega_n^2x = -\ddot{x}_0$
- 正弦波 x_0 ; $x_0 = a_0e^{ipt}$, 正弦波加速度; $\ddot{x}_0 = -a_0p^2e^{ipt}$
- 解は自由振動解と特解(定常解)の和
- 定常応答を考るので特解を仮定; $x = Ae^{ipt}$



$$x = \frac{a_0p^2}{\omega_n^2 - p^2 + 2ih\omega_np} e^{ipt} = \frac{p^2}{\omega_n^2 - p^2 + 2ih\omega_np} a_0e^{ipt} = \frac{p^2}{\omega_n^2 - p^2 + 2ih\omega_np} x_0$$

where, $\omega_n = \sqrt{k/m}$, $h = c/2\sqrt{km}$

正弦波の入力に対する1自由度系の応答は上記のとおりである。

これに対して応答変位 x と入力変位 x_0 の比をとると

$$\frac{x}{x_0} = \frac{\left(\frac{p}{\omega_n}\right)^2}{1 - \left(\frac{p}{\omega_n}\right)^2 + 2ih\left(\frac{p}{\omega_n}\right)} = \frac{\left(\frac{p}{\omega_n}\right)^2}{\sqrt{\left\{1 - \left(\frac{p}{\omega_n}\right)^2\right\}^2 + 4h^2\left(\frac{p}{\omega_n}\right)^2}} e^{-i\theta} = \left|\frac{x}{x_0}\right| e^{-i\theta}$$

となり、赤枠で囲んだ部分が入力変位の振幅に対する応答変位の倍率である。応答相対速度 \dot{x} と入力速度 \dot{x}_0 の比も同様のかたちとなる。

絶対加速度 $\ddot{X} = \ddot{x} + \ddot{x}_0$ と入力加速度 \ddot{x}_0 の比については

$$\frac{\ddot{X}}{\ddot{x}_0} = \frac{\omega_n^2 + 2ih\omega_np}{\omega_n^2 - p^2 + 2ih\omega_np} (-a_0p^2e^{ipt})$$

$$\frac{\ddot{X}}{\ddot{x}_0} = \frac{1 + 4h^2\left(\frac{p}{\omega_n}\right)^2}{\sqrt{\left\{1 - \left(\frac{p}{\omega_n}\right)^2\right\}^2 + 4h^2\left(\frac{p}{\omega_n}\right)^2}} e^{-i\phi} = \left|\frac{\ddot{X}}{\ddot{x}_0}\right| e^{-i\phi}$$

と得られる。赤枠で囲んだ部分が入力加速度振幅に対する応答絶対加速度の倍率である。

応答曲線は振動数比に対し、この倍率に入力振幅を乗じて求める。加速度の入力振幅は、入力加速度の振幅をそのまま使用し、変位の振幅は $x_0^A = \frac{a_0}{\omega_0^2}$ 、 $\dot{x}_0^A = \frac{a_0}{\omega_0}$ とする。

また、解析結果を応答倍率のグラフに重ねる際には、対象とするサイクルにて剛性を算出し、ここから固有角振動数を求めて振動数比を決定する。さらにそのサイクルの絶対値最大の値を応答値としてグラフに反映する。

3.8 境界条件

3.8.1 固有値解析

最上部に接続される梁要素の節点を全自由度完全固定する。境界条件を図 A. 4. 4-1 に示す。

ここで、梁要素の長さは 1 mm で断面を正方形断面とし、断面積の総和は円筒の周上断面と同一とする。梁要素のヤング率を調整することで実測値の固有振動数とモデルの固有振動数を合わせる。

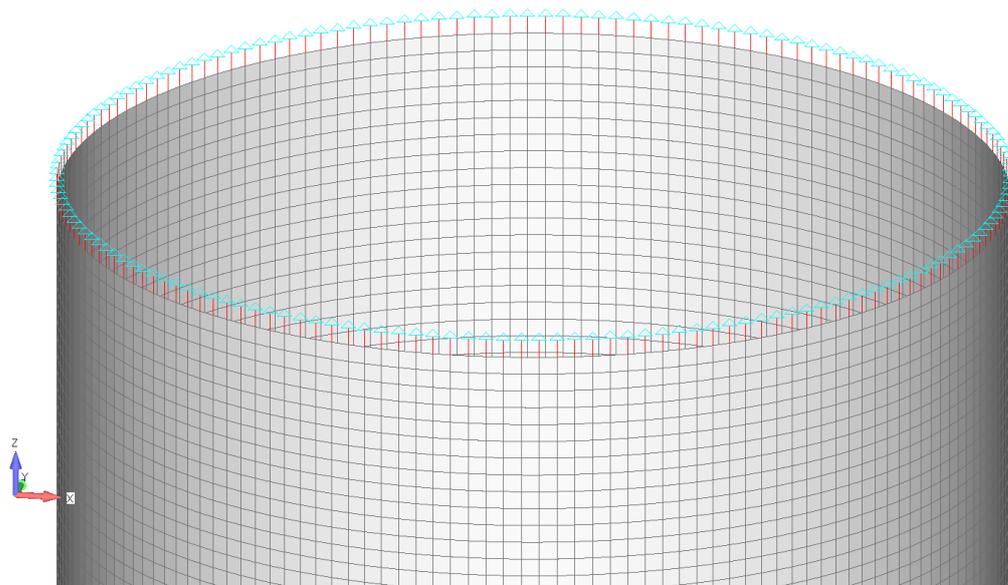


図 A. 3. 8-1 曲げせん断振動座屈試験モデル 拘束条件 全自由度拘束 固有値解析

3.8.2 動的解析

固有値解析と同様の条件とする。

3.9 入力波

入力波：sin 波

入力方向：円筒軸に対して水平のみ

加振振動数：38Hz (0.026s) (固有振動数と加振振動数の比 0.68)

最大加振加速度：100 m/s² とする。

加振サイクル：

加速度振幅の漸増部 5 (0.13s) + 一定部分 5 (0.13s) + 漸減部 5 (0.13s) 全 0.395 秒

↑これを 4 回繰り返す。入力波と入力波の間では振動が止まるように解析条件を調整する。

3.10 出力項目

円筒の振動座屈について、固有振動数が加振振動数を十分に下回るまで解析を行い、次の項目を出力する

- ① 相対応答変位時刻歴
- ② 相対応答速度時刻歴
- ③ 絶対応答加速度時刻歴（座屈前後のフーリエスペクトルも作成）
- ④ 位相遅れ時刻歴（位相差を定量化する）
- ⑤ 割れが予想される位置のひずみ時刻歴及び疲労損傷係数時刻歴

3.11 解析結果

3.11.1 固有値解析

(1) 設定した梁の剛性について

梁要素のヤング率を 16000 [MPa] とすることにより、水平の主要モード 1 における固有振動が 56Hz となるように調整した。ここで得られた梁要素のヤング率の値を動的解析に用いる。

水平 (X) 方向の主要モード 1 を図 A. 3. 11-1 に、主要モード 2 を図 A. 3. 11-2 示す。(X 方向の有効質量比は、主要モード 1 が 24%、主要モード 2 が 76%)

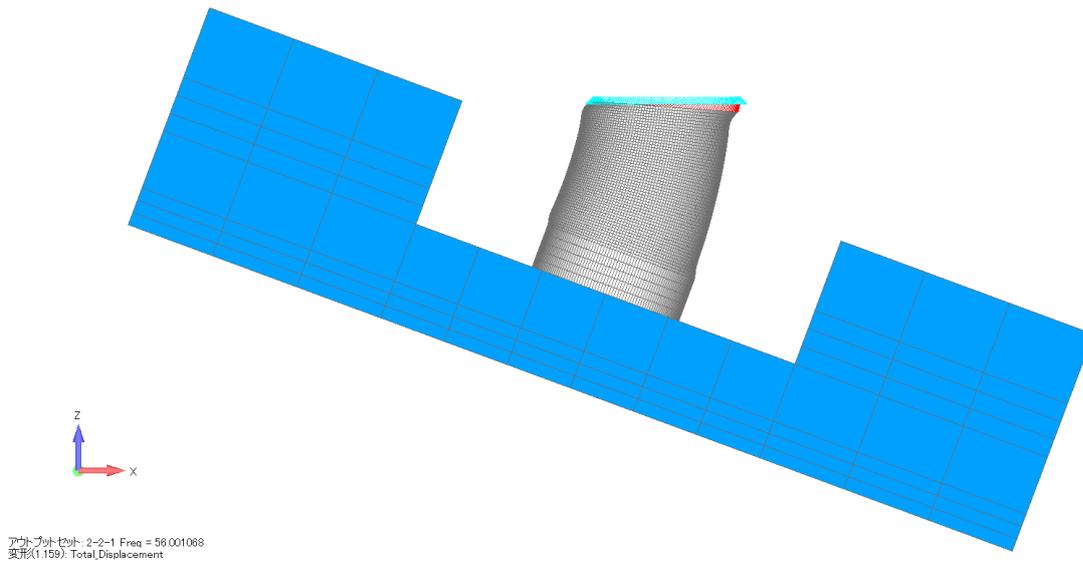


図 A. 3. 11-1 固有値解析結果 水平 (X) 主要モード 1 固有振動数 56. 00Hz

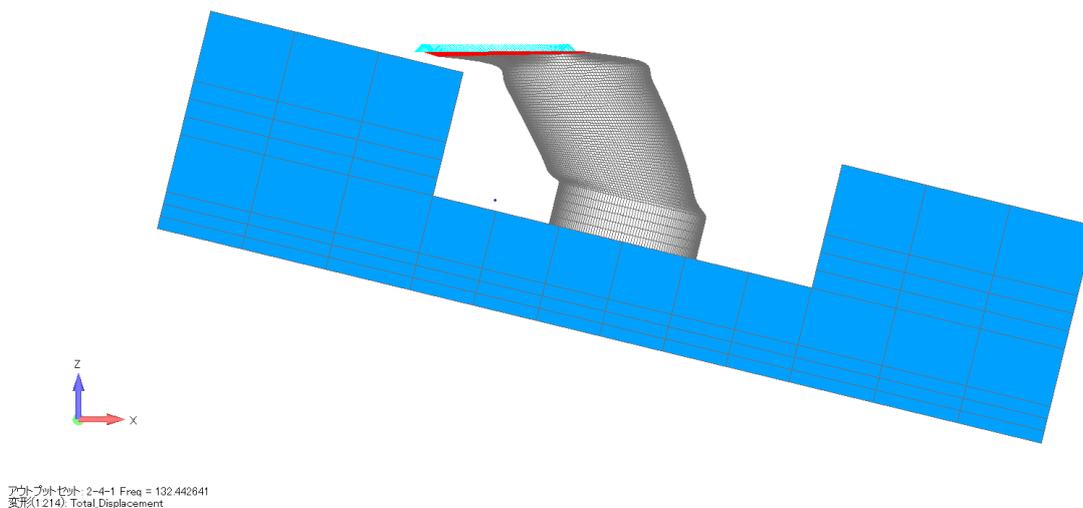


図 A. 3. 11-2 固有値解析結果 水平 (X) 主要モード 2 固有振動数 132. 4Hz

3. 11. 2 動的解析（水平波）

(1) 変位・速度時刻歴

節点 112226 における相対変位の時刻歴を図 A. 3. 11-3 に、節点 112226 における相対速度の時刻歴を図 A. 3. 11-4 に示す。

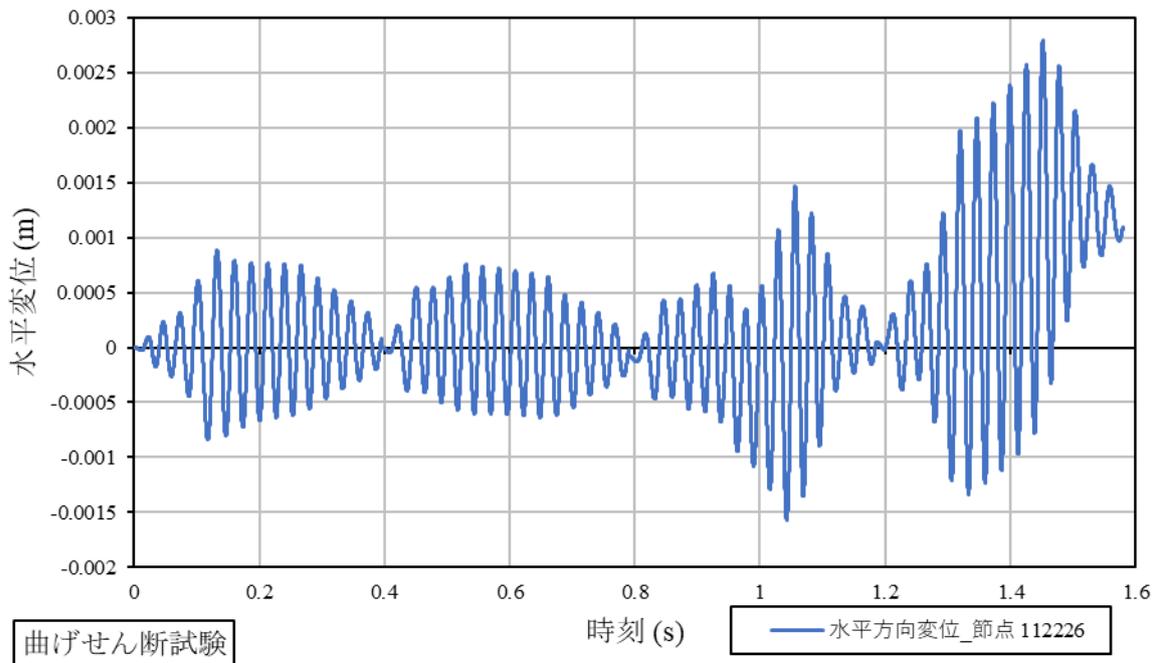


図 A. 3. 11-3 節点 112226 水平方向相対変位時刻歴 曲げせん断試験

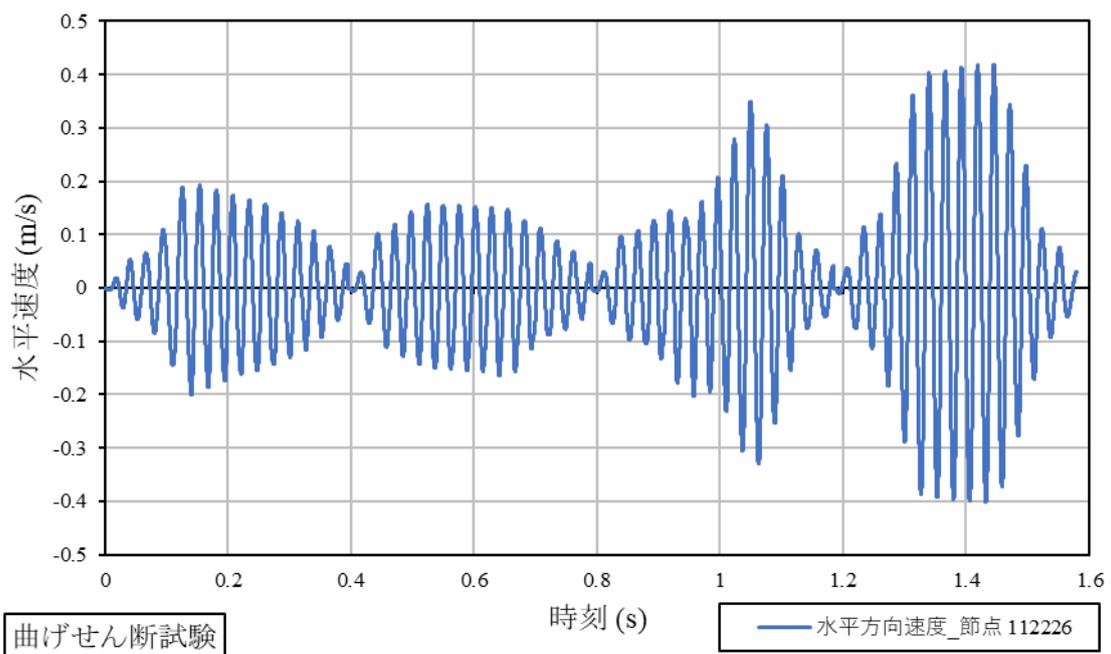


図 A. 3. 11-4 節点 112226 水平方向相対速度時刻歴 曲げせん断試験

(2) 加速度時刻歴

節点 112226 の時刻歴を図 A. 3. 11-5 に示す。

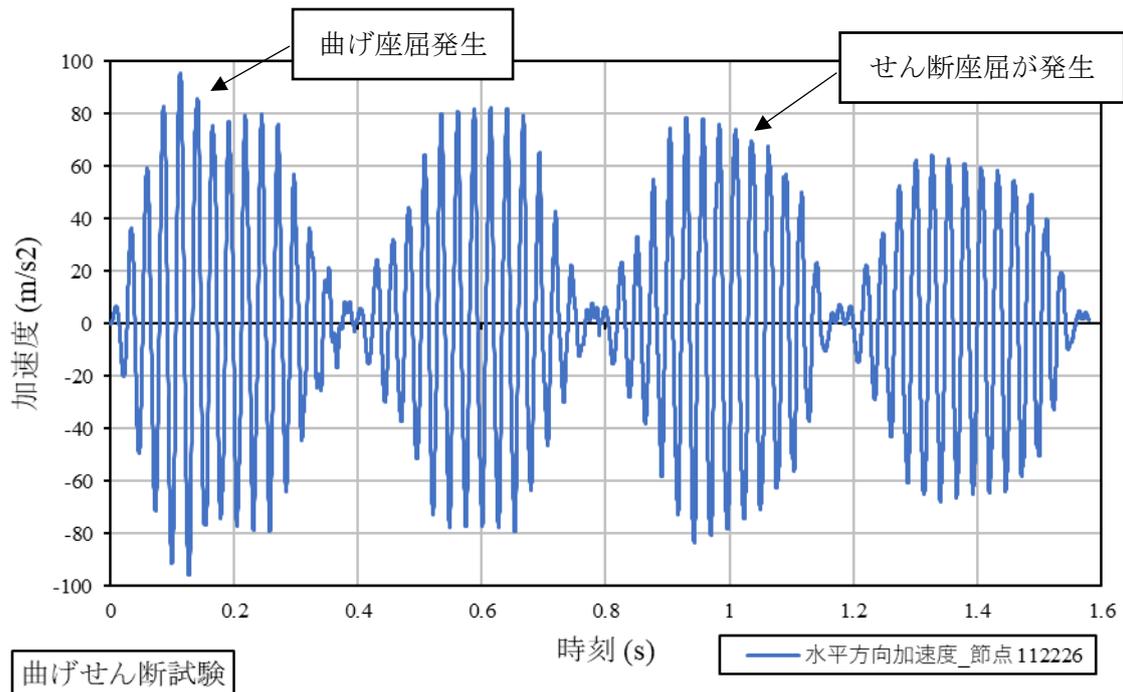


図 A. 3. 11-5 節点 112226 水平方向加速度時刻歴 曲げせん断試験

(3) 位相遅れ時刻歴

① 加速度

節点 112226 の加速度時刻歴と入力波の極大点及び極小点を取る時刻の差を取り、位相遅れを図示したものを図 A. 3. 11-6、図 A. 3. 11-7 に示す。60Hz 以上の高周波成分をカットした加速度を使用し、位相遅れを算出している。

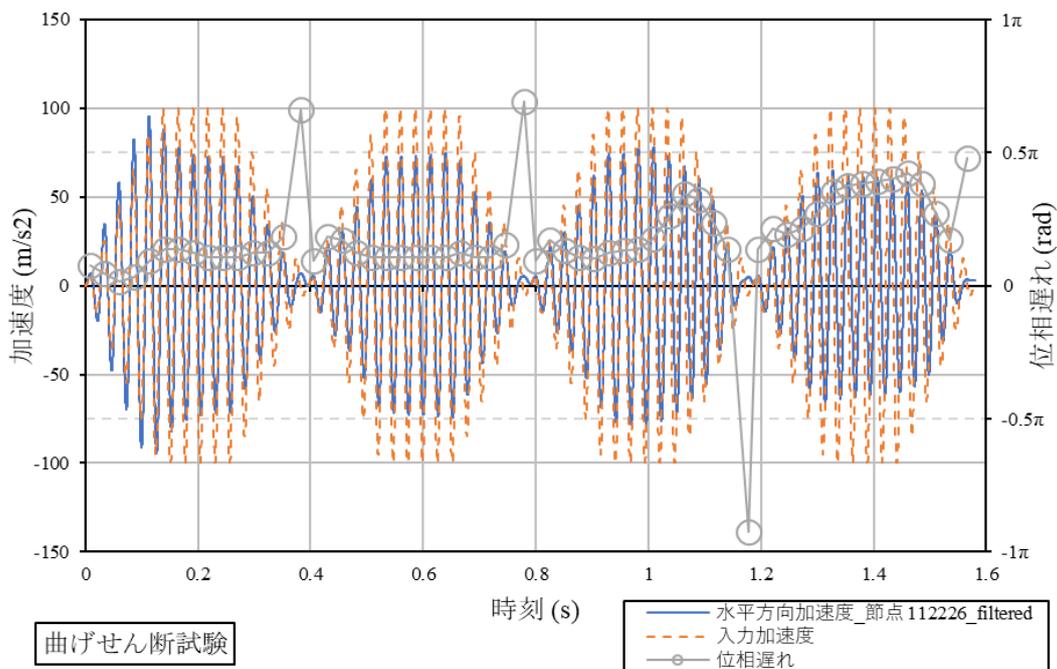


図 A. 3. 11-6 絶対加速度 水平方向位相遅れ時刻歴（極大点） 曲げせん断試験

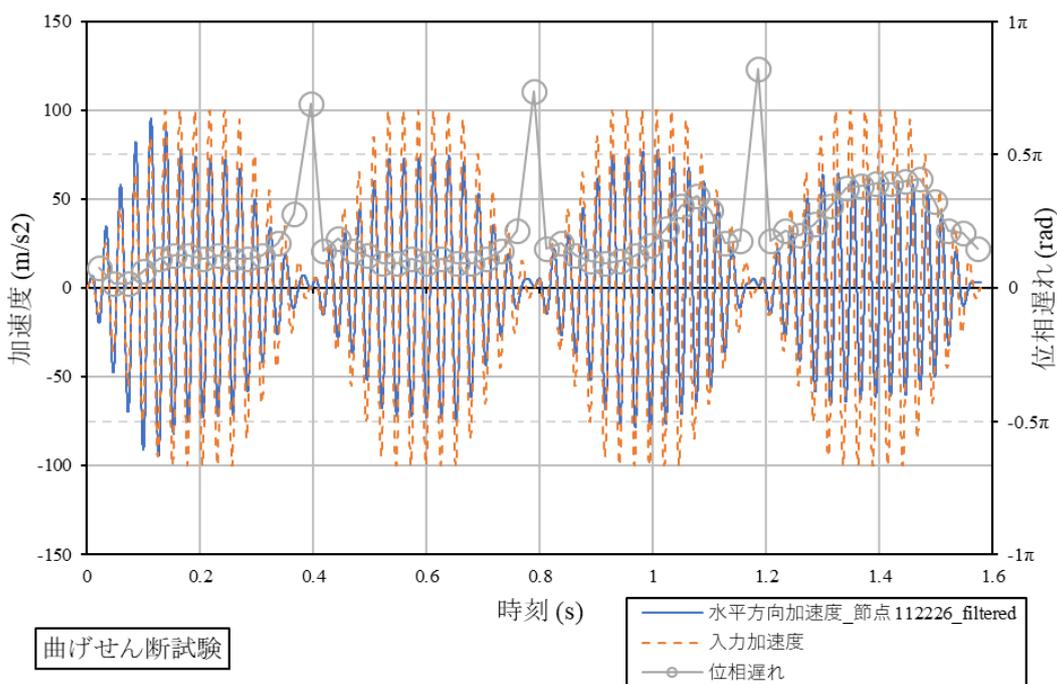


図 A. 3. 11-7 絶対加速度 水平方向位相遅れ時刻歴（極小点） 曲げせん断試験

② 変位

節点 112226 の変位と入力変位の極大点及び極小点を取る時刻の差を取り、位相遅れを図示したものを図 A. 3. 11-8、図 A. 3. 11-9 に示す。入力変位は入力加速度を積分して算出している。入力変位は絶対変位であり、応答変位は入力点に対する相対変位である。

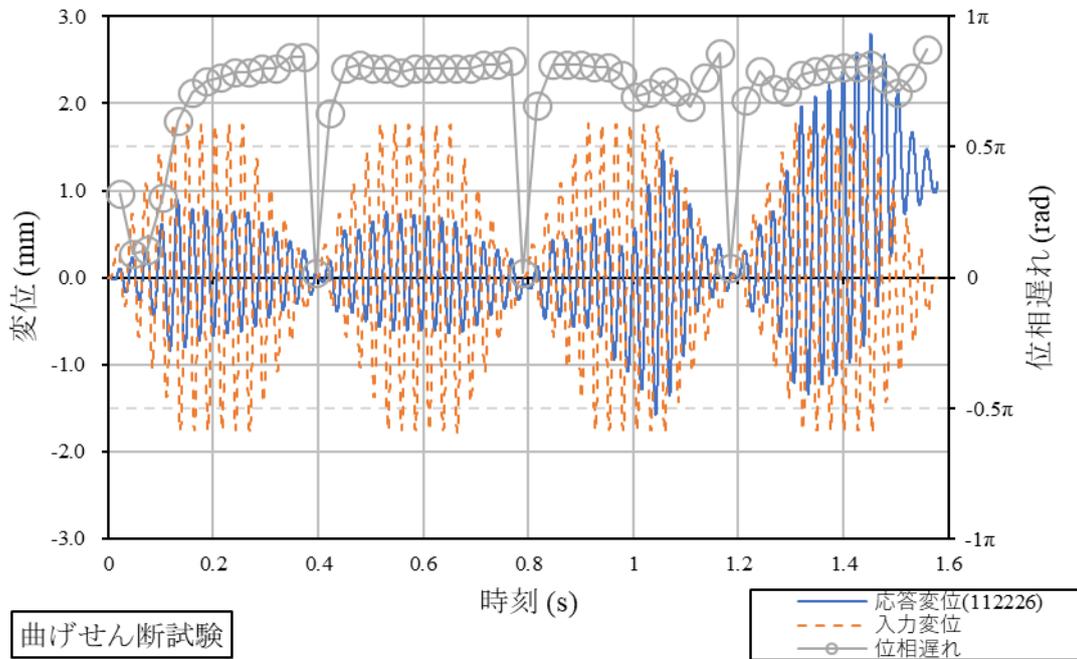


図 A. 3. 11-8 変位 水平方向位相遅れ時刻歴（極大点） 曲げせん断試験

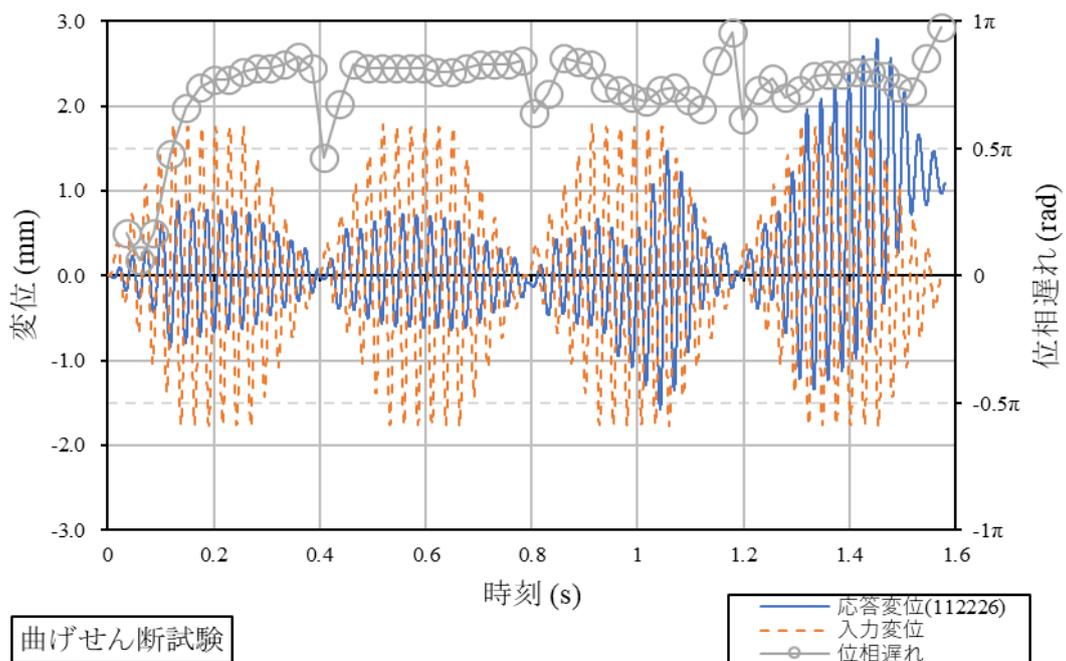


図 A. 3. 11-9 変位 水平方向位相遅れ時刻歴（極小点） 曲げせん断試験

(4) 疲労損傷係数

図 A. 3. 5-1 に示す疲労破損式を用いて疲労損傷係数を算出した。

① 要素 3788

疲労損傷係数を図 A. 3. 11-10、図 A. 3. 11-11 に示す。

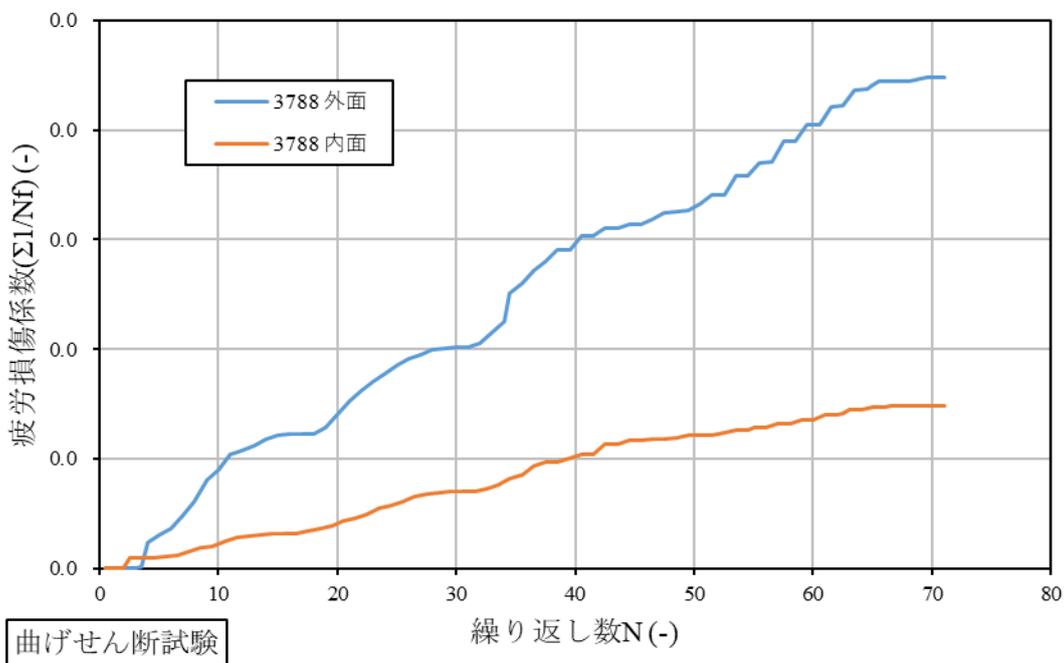


図 A. 3. 11-10 要素 3788 疲労損傷係数 曲げせん断試験

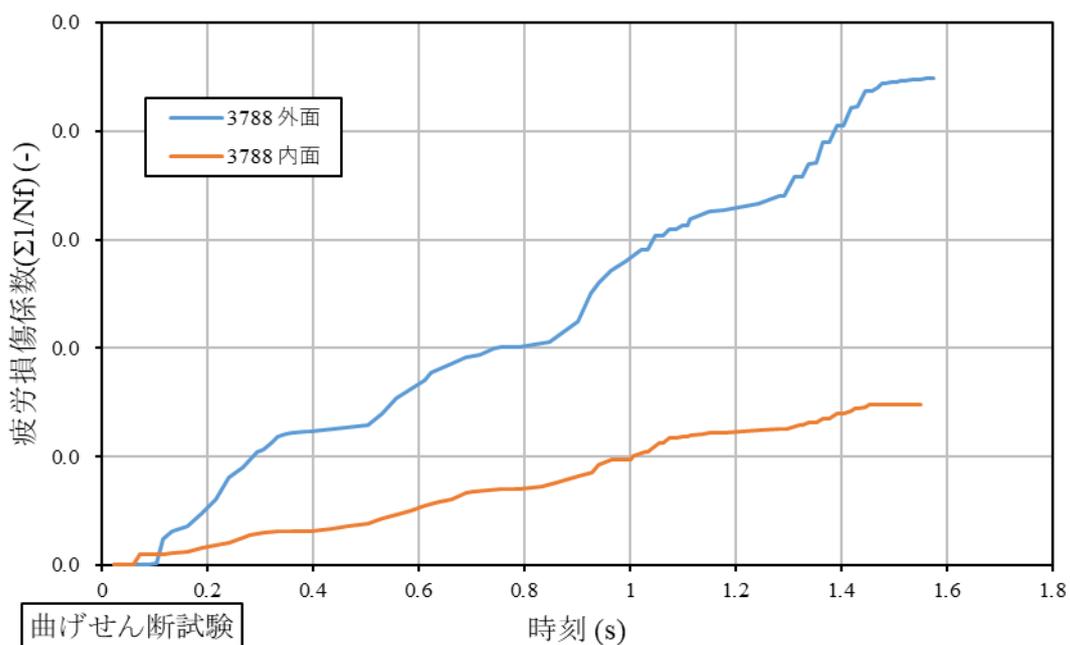


図 A. 3. 11-11 要素 3788 疲労損傷係数時刻歴 曲げせん断試験

② 要素 4127

疲労損傷係数を図 A. 3. 11-12、図 A. 3. 11-13 に示す。

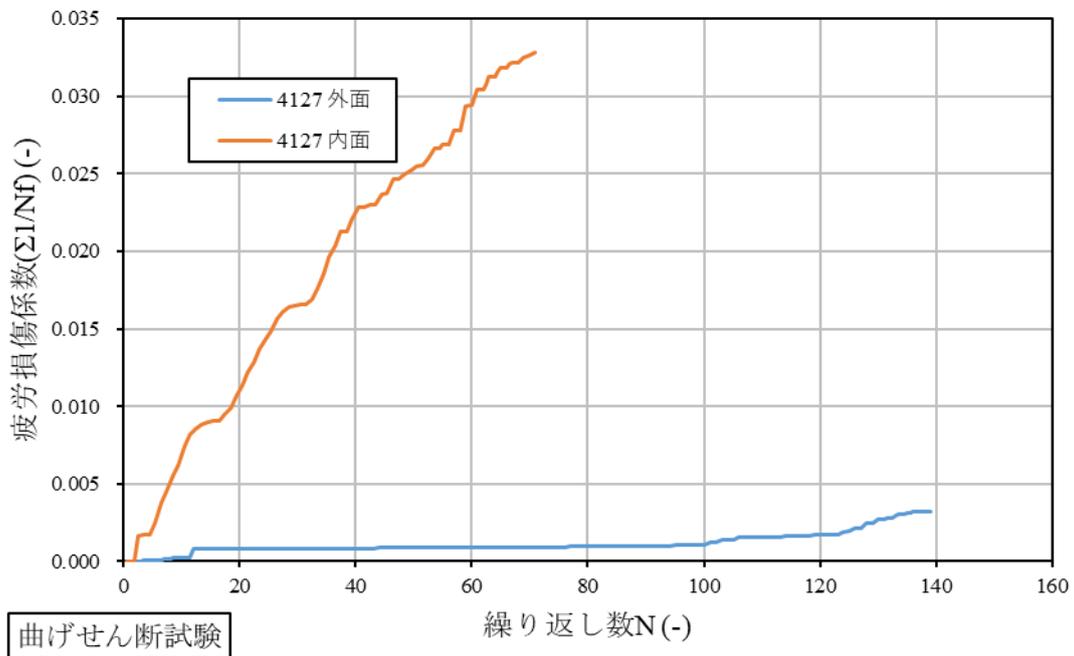


図 A. 3. 11-12 要素 4127 疲労損傷係数 曲げせん断試験

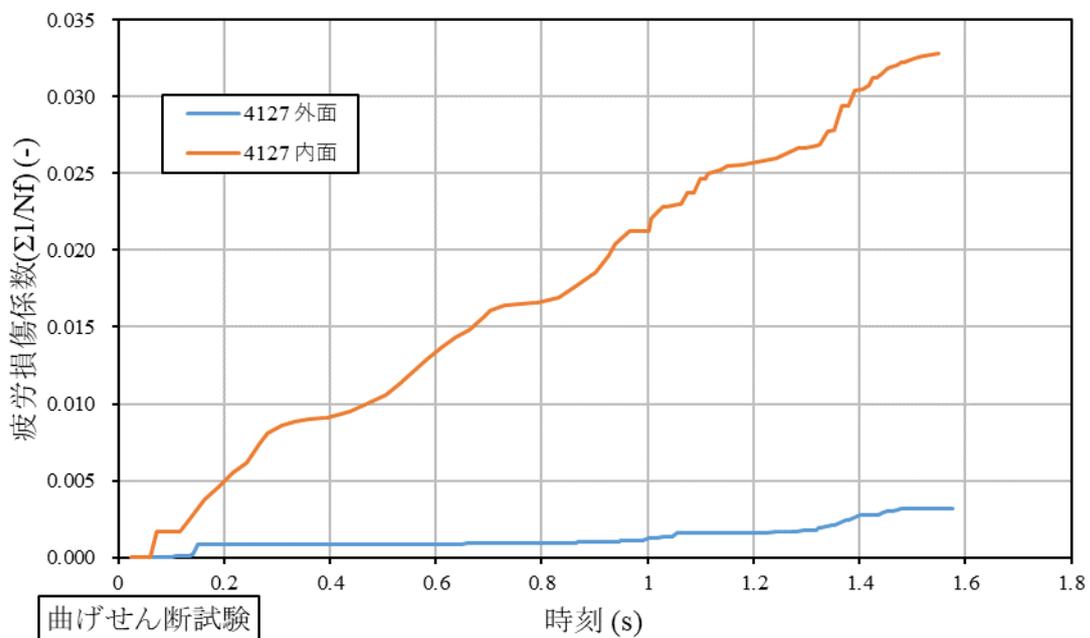


図 A. 3. 11-13 要素 4127 疲労損傷係数時刻歴 曲げせん断試験

4 タンク型炉原子炉容器解析

想定される過大地震時に関して、高速炉原子炉容器の基本寸法を模擬した円筒殻について座屈発生及び座屈後挙動の解析を行う。

4.1 解析モデル

4.1.1 モデル図

4 節点 MITC シェル要素でモデル化したものを図 A. 4. 1-1 に示す。

節点数は 18091、要素数はシェル要素 17820、剛梁要素 270、質量要素 1。

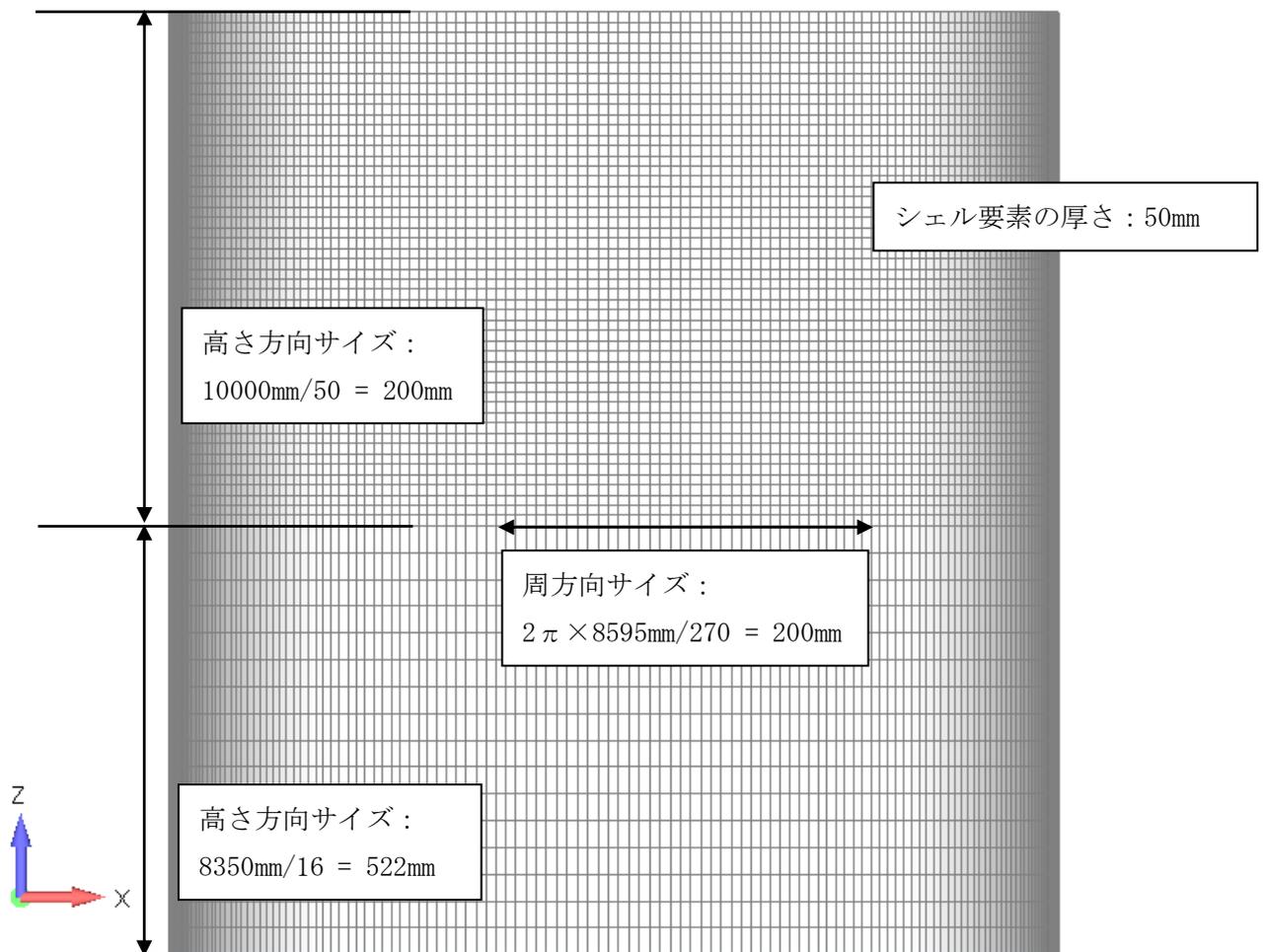


図 A. 4. 1-1 タンク型炉モデル シェル要素モデル

4.1.2 質量及び重心

質量の値は、「水平方向の支配モード：4.2Hz」、「上下方向の支配モード：9.1Hz」となるように調整する。

重心位置については円筒の中心にあるものとし、モデル最下点（E点）より5500 mm上方に位置するものとする。

質量は上下と水平で異なる値を設定する。これは固有振動数の値を水平4.2Hz 上下9.1Hzに合わせるためである。

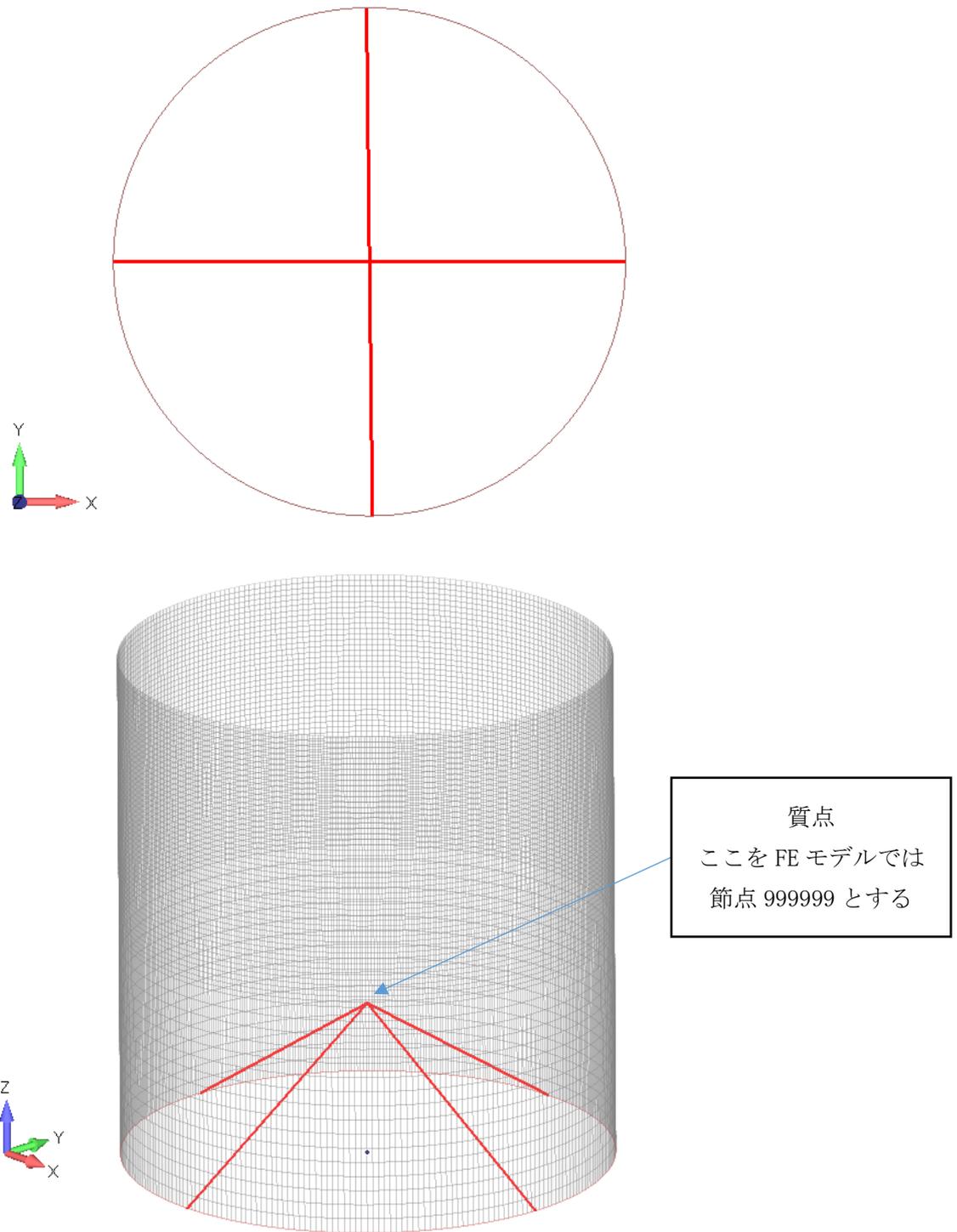


図 A. 4. 1-2 剛梁による質点との接続

4.2 解析に適用する物性値

FEM 解析には 260°C、400°Cにおける 316FR の物性値を用いる。またバイリニアの移動硬化則を使用する。

モデル化範囲のうち、直胴部分について A2-B は 260°C、B より下の構造は 400°Cとする。

ヤング率、ポアソン比は SUS304 と同一の値であり、密度は JIS より参照。ポアソン比について、260°Cは表に記載がないが 0.3 とした。

また、弾塑性応力-ひずみ関係式は JSME の高速炉規格より引用している。弾塑性応力-ひずみ関係式については 260°Cのデータは載っていないが、315°Cと同一とした。

表 A. 4. 2-1 及び表 A. 4. 2-2 に材料定数を示す。

表 A. 4. 2-1 316FR の材料定数 (260°C)

密度	7.98×10^{-9}	[ton/mm ³]
ヤング率	178400	[N/mm ²]
ポアソン比	0.300	[-]
初期降伏応力	217.6	[N/mm ²]
硬化係数	506.4	[N/mm ²]

表 A. 4. 2-2 316FR の材料定数 (400°C)

密度	7.98×10^{-9}	[ton/mm ³]
ヤング率	169000	[N/mm ²]
ポアソン比	0.300	[-]
初期降伏応力	207.7	[N/mm ²]
硬化係数	498.3	[N/mm ²]

バイリニアの移動硬化則を用いる際に、降伏応力及び硬化係数は以下のように決定している。

- ・ 硬化係数：弾塑性応力-ひずみ関係式の、全ひずみが 0.1 の時の傾き
- ・ 初期降伏応力：応力-全ひずみ曲線における面積がマルチリニアと等しくなるように算出

※この際応力-全ひずみの面積は全ひずみが 0.2 までの範囲で比較する

316FR の応力ひずみ曲線及びバイリニア近似線図を温度ごとに図 A. 4. 2-1、図 A. 4. 2-2 に示す。

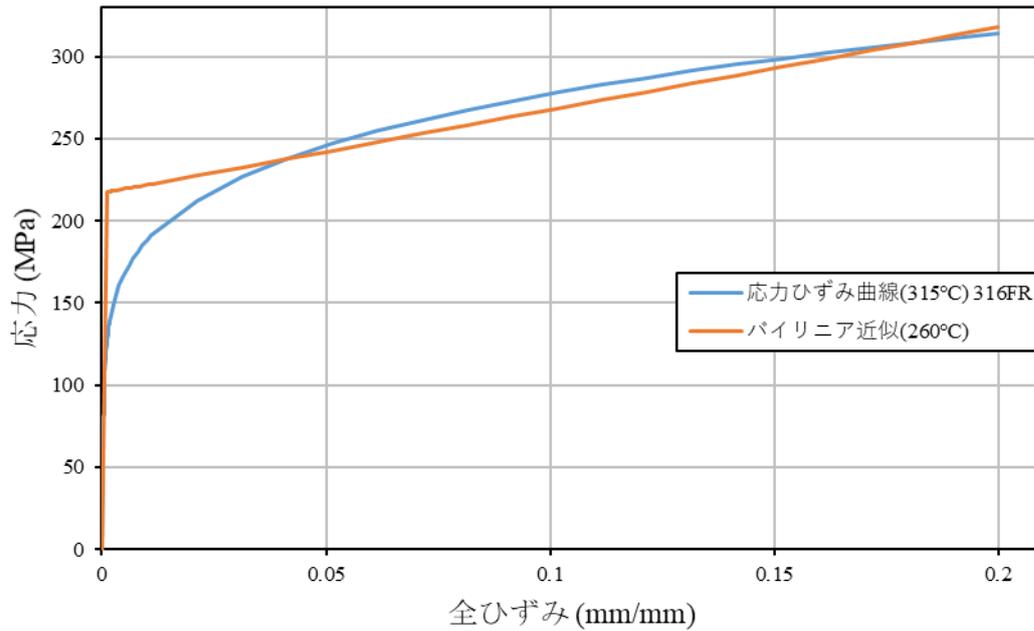


図 A. 4. 2-1 316FR (260°C) バイリニア近似線図

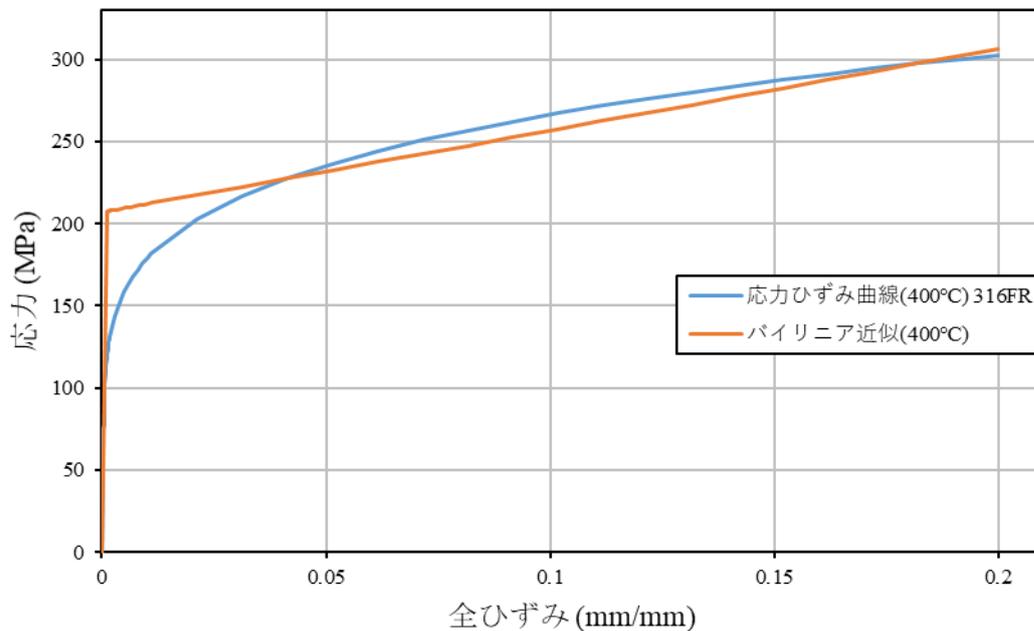


図 A. 4. 2-2 316FR (400°C) バイリニア近似線図

4.3 減衰の設定

主要な 1 次モードの固有振動数に対して、減衰比 1%となるように Rayleigh 減衰のパラメータを設定する。なお、質量比例減衰のパラメータ $\alpha=0$ とし、剛性比例減衰のみ考慮する。このとき、剛性比例減衰は瞬間剛性比例とする。これは座屈後剛性低下した後の減衰を適切に評価することを目的としている。

4.4 境界条件

4.4.1 固有値解析

最上部の周上節点を全自由度完全固定する。境界条件を図 A. 4. 4-1 に示す。

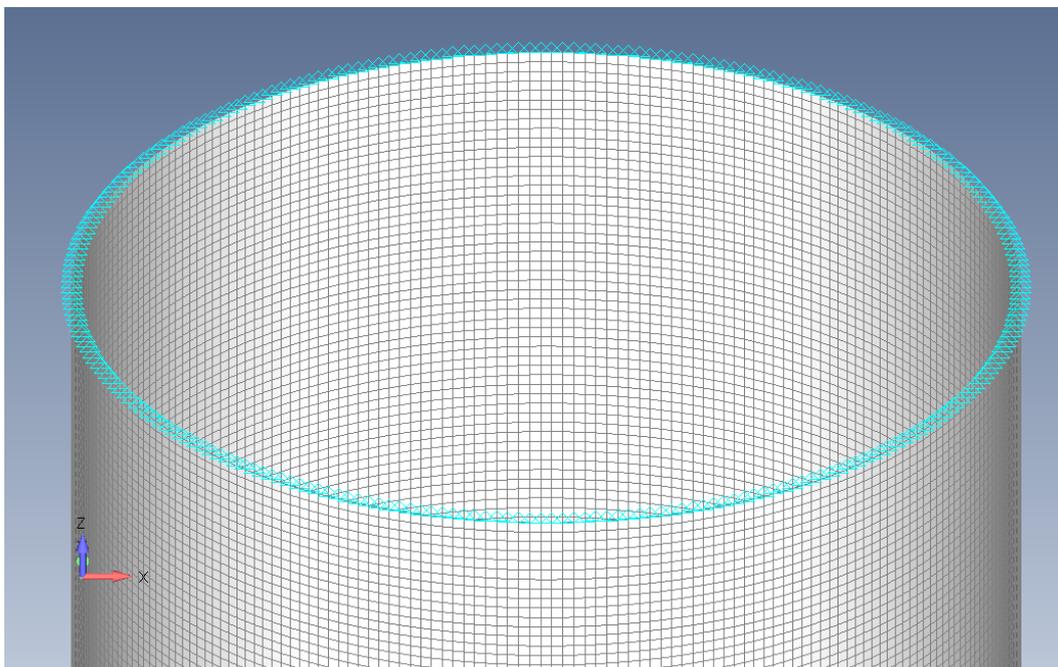


図 A. 4. 4-1 タンク型炉モデル 拘束条件 全自由度拘束 固有値解析

4.4.2 動的解析

最上部の周上節点を固定させ、モデル全体に基盤加振を与える。

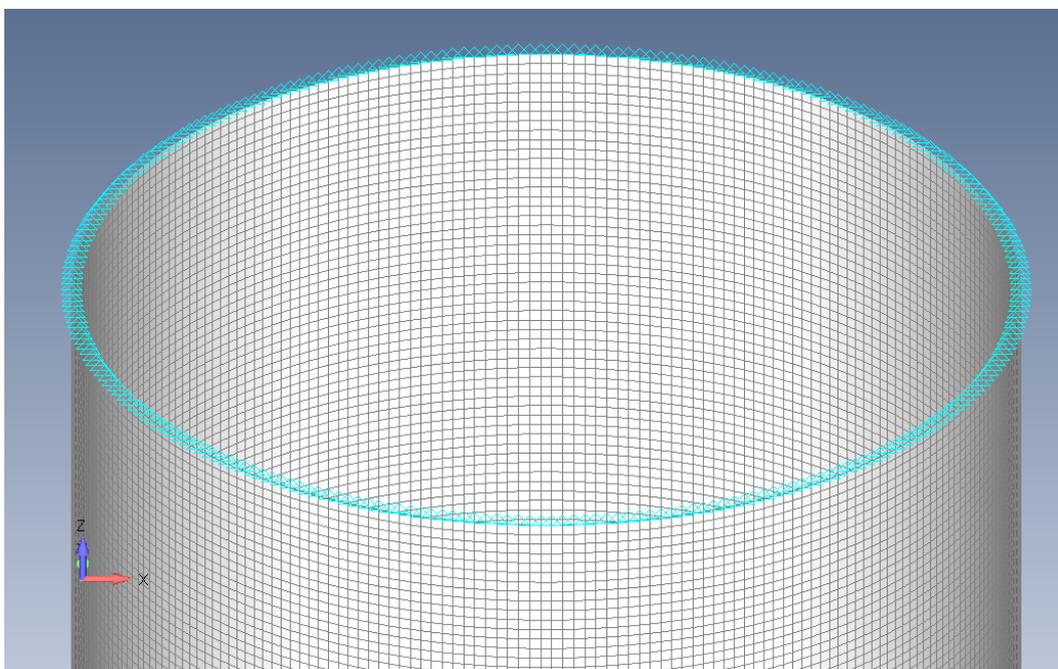


図 A. 4. 4-2 タンク型炉モデル 拘束条件 全自由度拘束 動的解析 ケース 1-3

4.5 入力波

4.5.1 ケース 1

入力波：sin 波

入力方向：円筒軸に対して水平(X 軸) + 鉛直(Z 軸)

加振振動数：鉛直波は 5.882Hz (0.17s)、水平波は 0.667Hz (1.5s)

最大加振加速度：振動座屈を十分に起こす大きさに調整する。鉛直波と水平波の最大加速度の比は床応答スペクトルの結果から判断する。その結果鉛直:水平を 12:1 となるように設定する。具体的には鉛直波 80m/s²、水平波を 6.67 m/s² とする。

加振サイクル：

鉛直波は加速度振幅の漸増部 45 (7.65s) + 一定部分 130 (22.1s) + 漸減部 45 (7.65s) 全 37.4 秒

水平波は加速度振幅の漸増部 5 (7.5s) + 一定部分 15 (22.5s) + 漸減部 5 (7.5s) 全 37.5 秒
両方の波の開始時刻を合わせる

4.5.2 ケース 2

入力波：sin 波 (耐震設計)

入力方向：円筒軸に対して水平(X 軸) + 鉛直(Z 軸)

加振振動数：鉛直波は固有振動数に対する振動数比を 1 として、9.1Hz (0.11s) とする。水平波は固有振動数に対する振動数比を 0.62 として、 $0.62 \times 4.2 = 2.6\text{Hz}$ (0.38s) とする。

最大加振加速度：鉛直：水平が 1:2 となるように設定し、十分に座屈を引き起こす大きさとする。具体的には鉛直を 20 m/s²、水平を 40 m/s² とする。

加振サイクル：

水平波は漸増部 5 (1.92s) + 一定部分 15 (5.77s) + 漸減部 5 (1.92s) 全 9.62 秒

鉛直波は漸増部 17 (1.87s) + 一定部分 53 (5.82s) + 漸減部 17 (1.87s) 全 9.56 秒

4.5.3 ケース 3

入力波：実地震波 (免震設計)

入力方向：円筒軸に対して水平(X+Y 軸) + 鉛直(Z 軸)

加振加速度の拡大係数：鉛直波の拡大係数を 5 倍とする。水平の拡大係数は図 A. 4. 5-1 に示す、建屋への入力に対する水平、上下の増倍係数の関係式より拡大係数を決定する。したがって水平の拡大係数は 3.634 倍とする。

拡大係数を乗ずる前の免震波を図 A. 4. 7-2、図 A. 4. 5-3、図 A. 4. 5-4 に示す。

表 4-13 上下、水平の増倍係数(座屈評価案)

①建家への入力地震動レベル $n(S_s)$ に対する増倍係数	②周期 0.2s における RV 据付位置の水平床応答 $m(S_s)$ に対する増倍係数 ※1	②'周期 0.1s における冷却装置据付位置の上下床応答 $m(S_s)$ に対する増倍係数 ※2	上下増倍係数/水平増倍係数
1	1	1	1
3.87	5.0	7.3	1.5
9.2	18.0	33.0	1.8
12	27.6	54.2	2.0
15	40.3	83.1	2.1

※1 機構殿の知見から、近似式: $\ln(m) = 0.1292(\ln(n))^2 + 1.015 \ln(n) - 0.0006$ を使用

※2 機構殿の知見から、近似式: $\ln(m) = 0.1147(\ln(n))^2 + 1.325 \ln(n) - 0.0089$ を使用

図 A. 4. 5-1 上下、水平の増倍係数

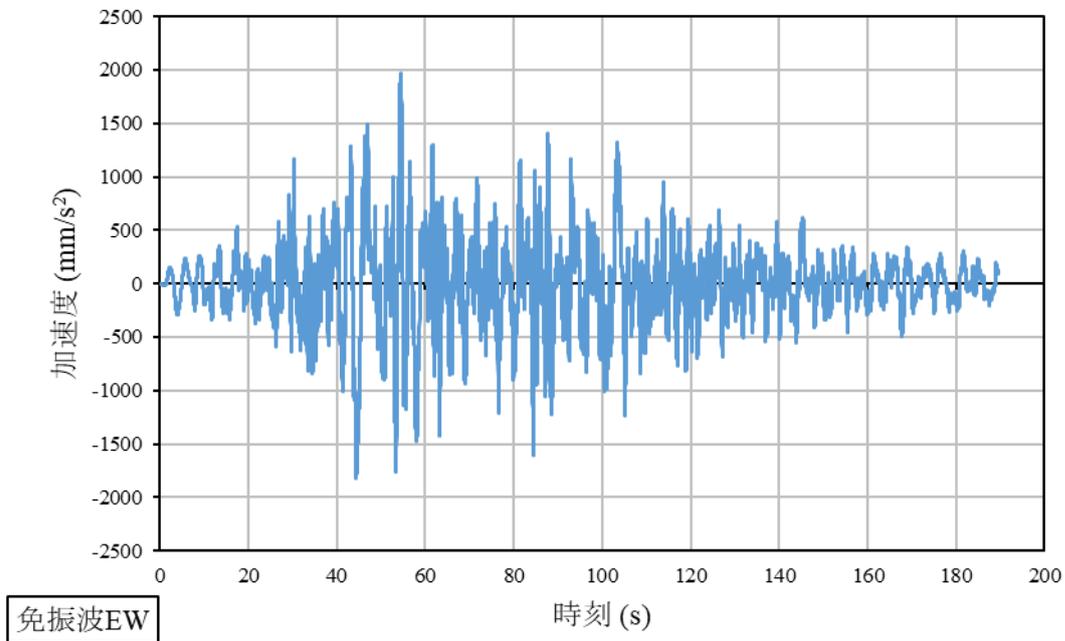


図 A. 4. 5-2 免震波 EW

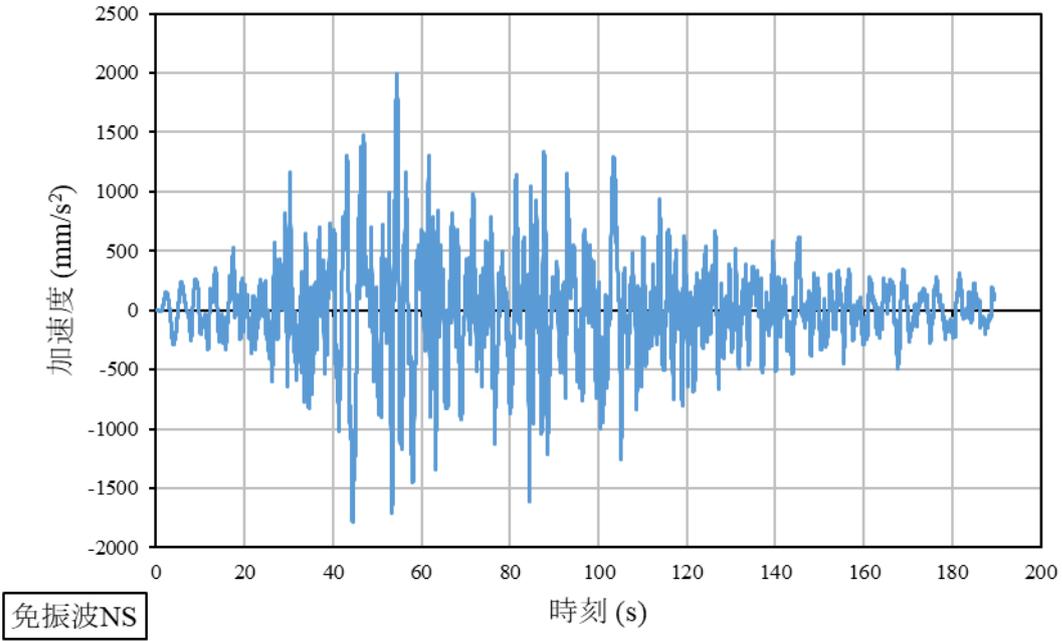


图 A. 4. 5-3 免震波 NS

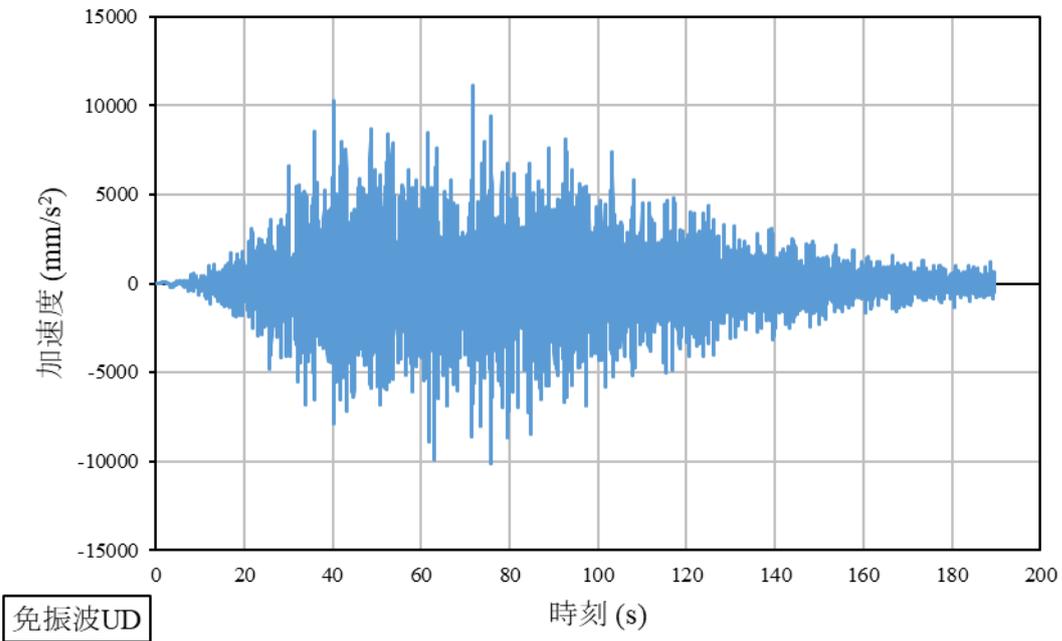


图 A. 4. 5-4 免震波 UD

4.6 出力項目

円筒の振動座屈について、固有振動数が加振振動数を十分に下回るまで解析を行い、次の項目を出力する

- ① 相対応答変位時刻歴
- ② 相対応答速度時刻歴
- ③ 絶対応答加速度時刻歴（座屈前後のフーリエスペクトルも作成）
- ④ 位相遅れ時刻歴（位相差を定量化する）
- ⑤ 割れが予想される位置のひずみ時刻歴及び疲労損傷係数時刻歴

4.7 解析結果

4.7.1 固有値解析

(1) 設定した質量について

水平（X 並進及びY 並進）方向の総質量を 5550[ton]、鉛直（Z 並進）方向の総質量を 7460[ton] とすることにより、水平の主要モードにおける固有振動数を 4.2Hz、鉛直の主要モードにおける固有振動数が 9.1Hz となるように調整した。ここで得られた質量の値を動的解析に用いる。水平の主要モードを図 A. 4. 7-1、鉛直の主要モードを図 A. 4. 7-2 に示す。

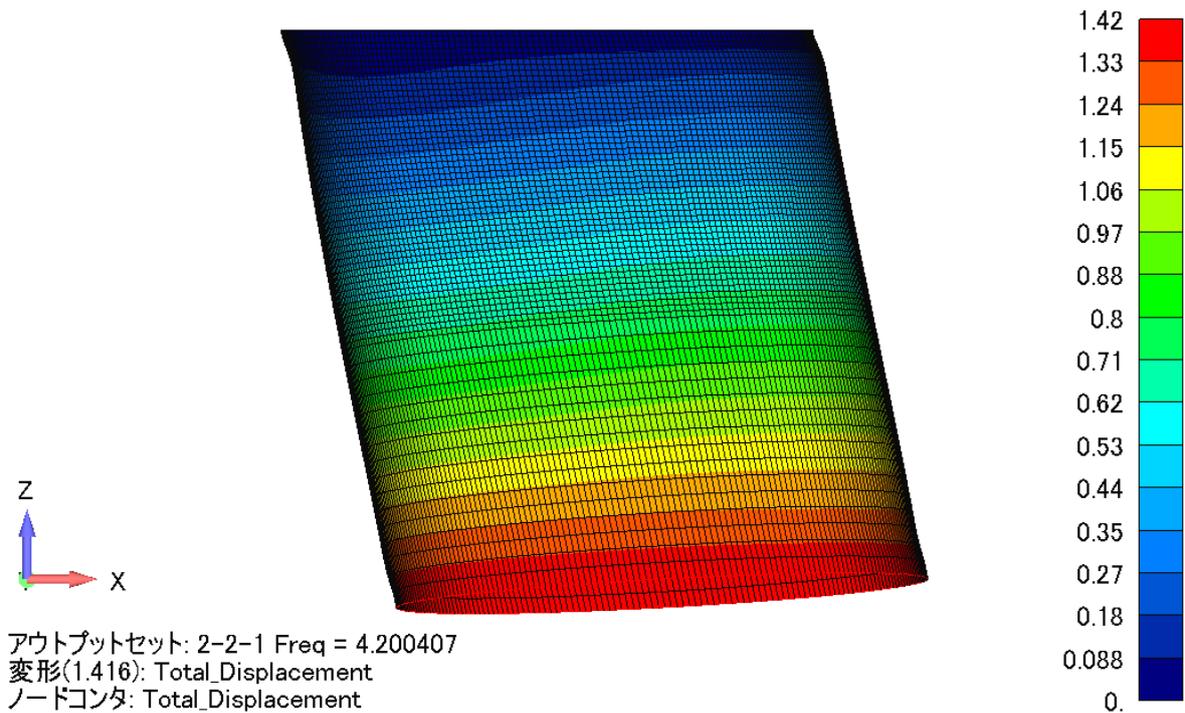


図 A. 4. 7-1 固有値解析結果 水平主要モード 固有振動数 4.200Hz

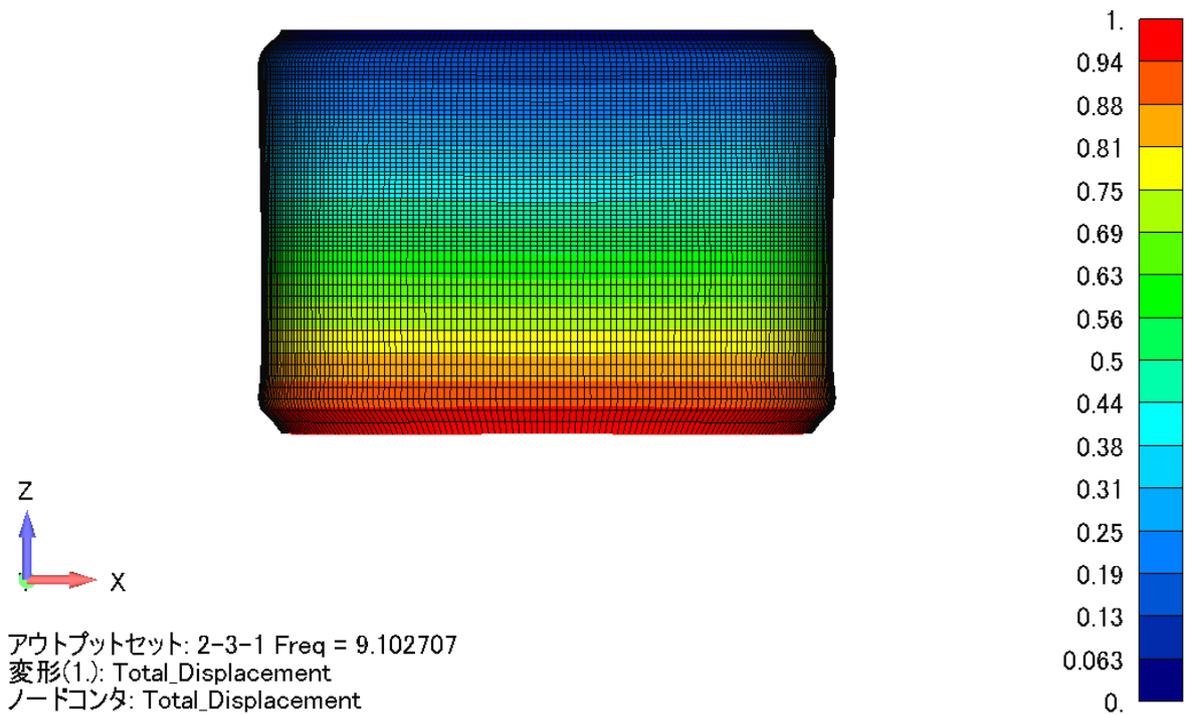


図 A. 4. 7-2 固有値解析結果 鉛直主要モード 固有振動数 9. 103Hz

(2) 減衰の値について

Rayleigh 減衰のパラメータを固有値解析の結果より算出する。鉛直の主要モード（固有振動数 9. 103）に対して減衰比が 1%となるようにし、 $\alpha=0$ とすると、 $\beta=3.497 \times 10^{-4}$ を得る。ここで得られた減衰パラメータを動的解析に用いる。

4.7.2 動的解析ケース1 (鉛直+水平波)

(1) 変位・速度時刻歴

節点 999999 における相対変位の時刻歴図 A. 4. 7-3、図 A. 4. 7-4 に、節点 999999 における相対速度の時刻歴を図 A. 4. 7-5、図 A. 4. 7-6 に示す。

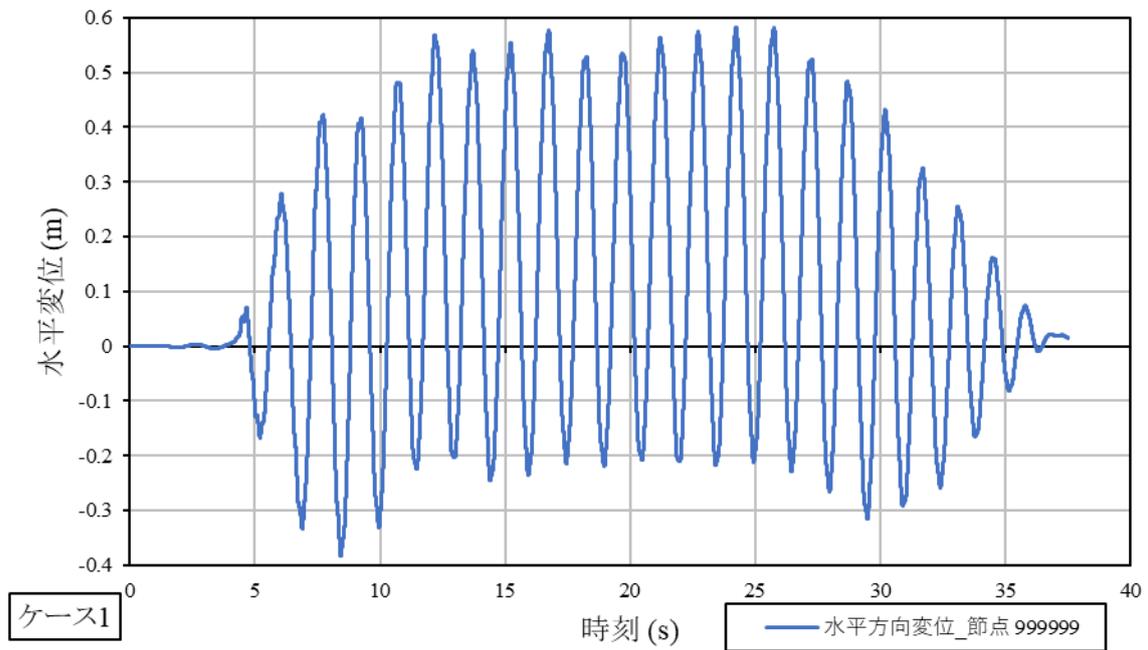


図 A. 4. 7-3 節点 999999 水平方向相対変位時刻歴 ケース 1

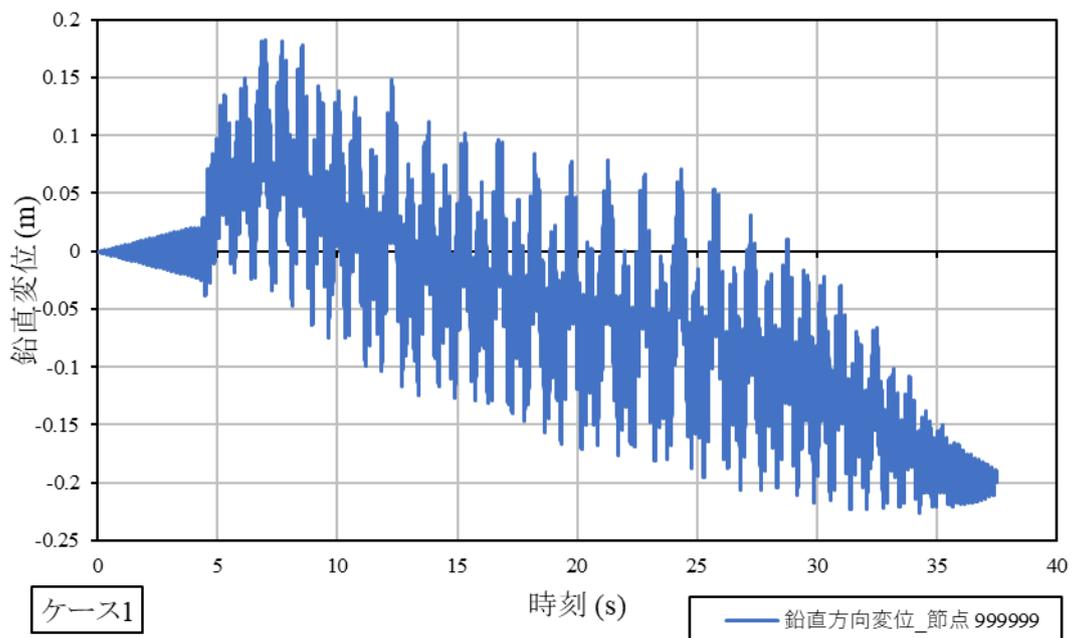


図 A. 4. 7-4 節点 999999 鉛直方向相対変位時刻歴 ケース 1

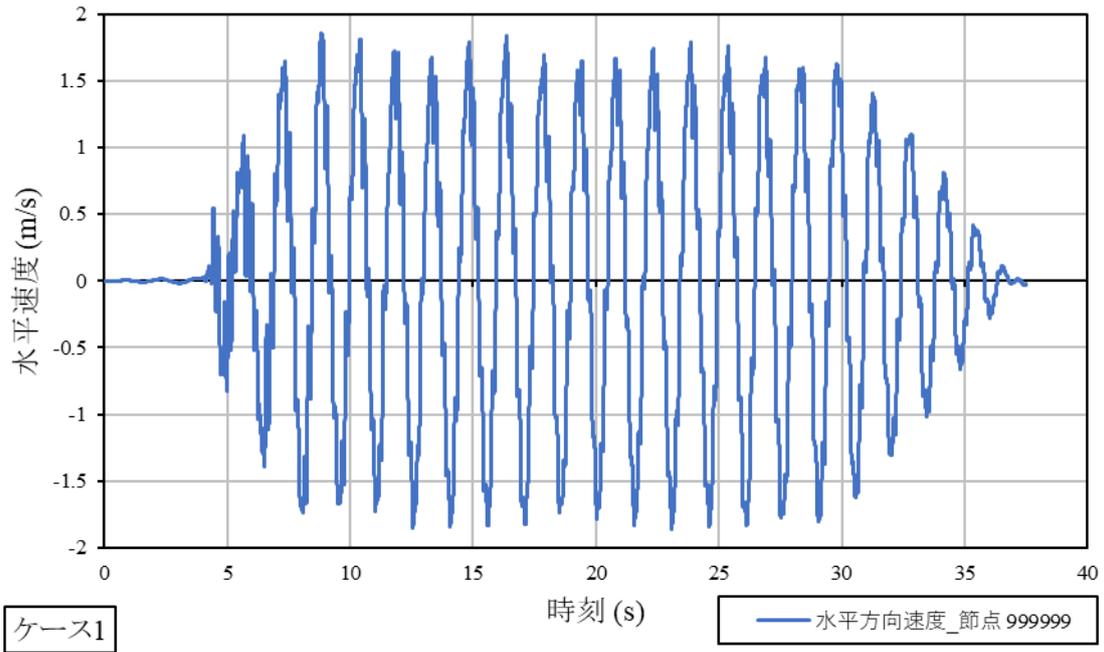


図 A. 4. 7-5 節点 999999 水平方向相対速度時刻歴 ケース 1

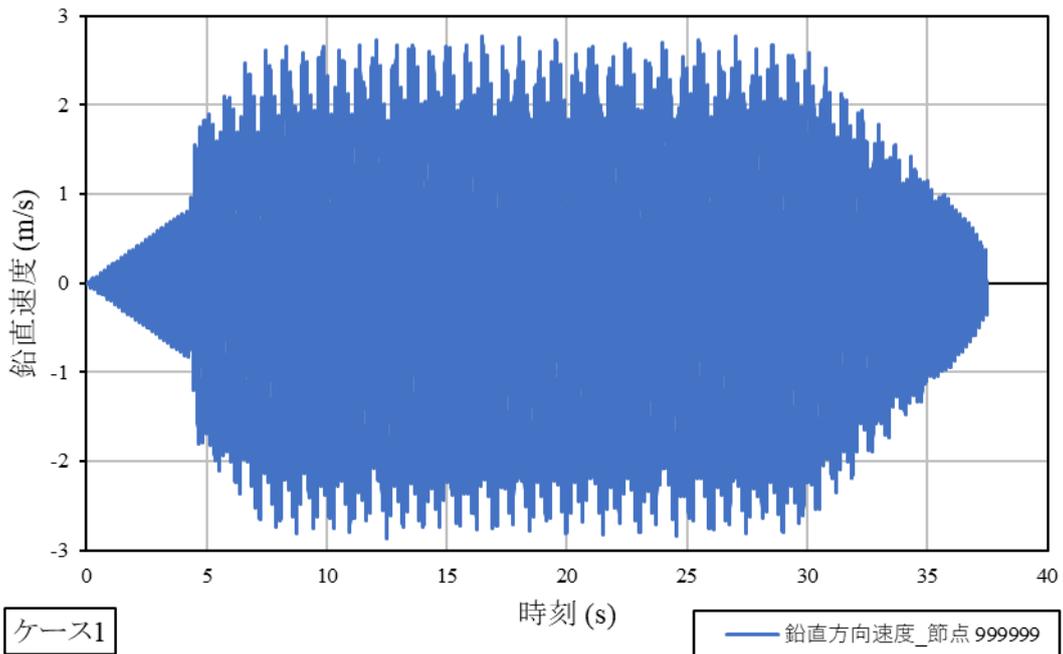


図 A. 4. 7-6 節点 999999 鉛直方向相対速度時刻歴 ケース 1

(2) 加速度時刻歴

代表的なものとして重心位置である節点 999999 の時刻歴を図 A. 4. 7-7～図 A. 4. 7-9 に示す。

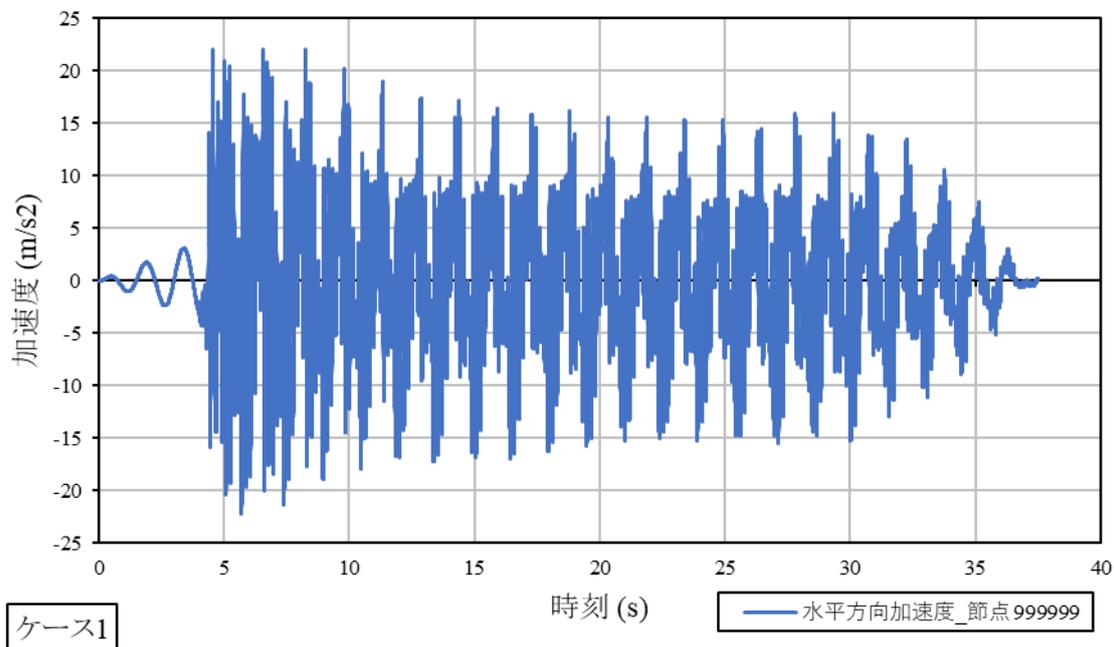


図 A. 4. 7-7 節点 999999 水平方向加速度時刻歴 ケース 1

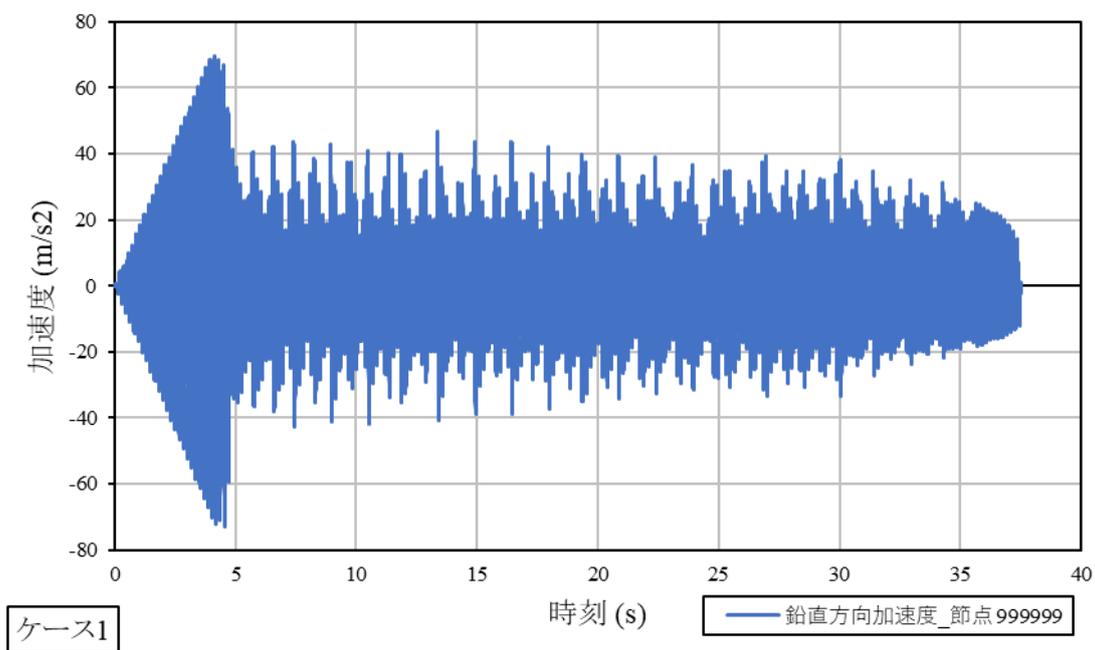


図 A. 4. 7-8 節点 999999 鉛直方向加速度時刻歴 ケース 1

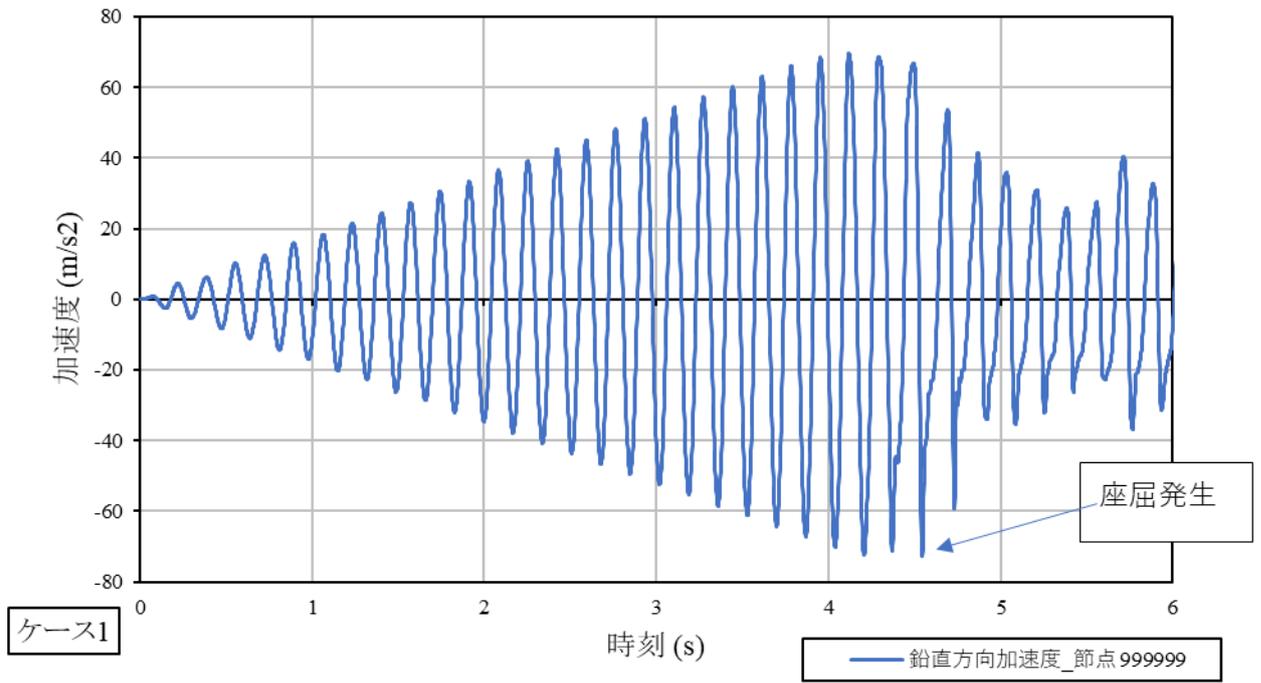


図 A. 4. 7-9 節点 999999 鉛直方向加速度時刻歴 ケース 1 0-5 秒

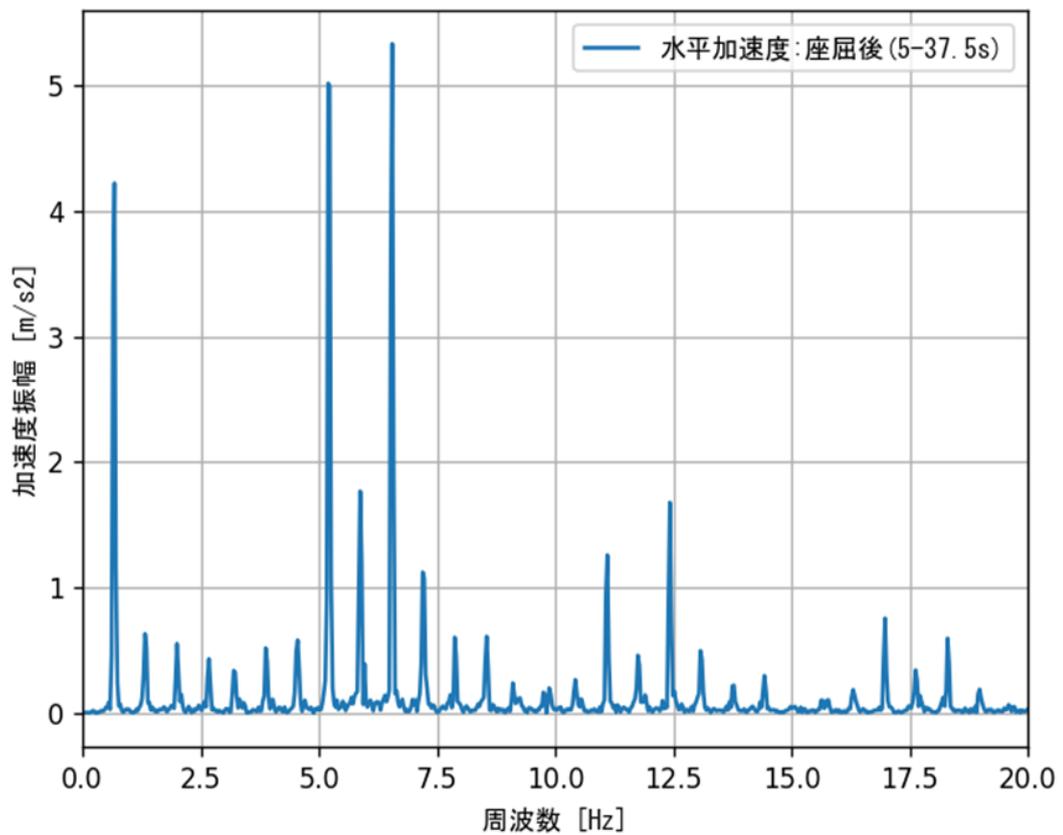
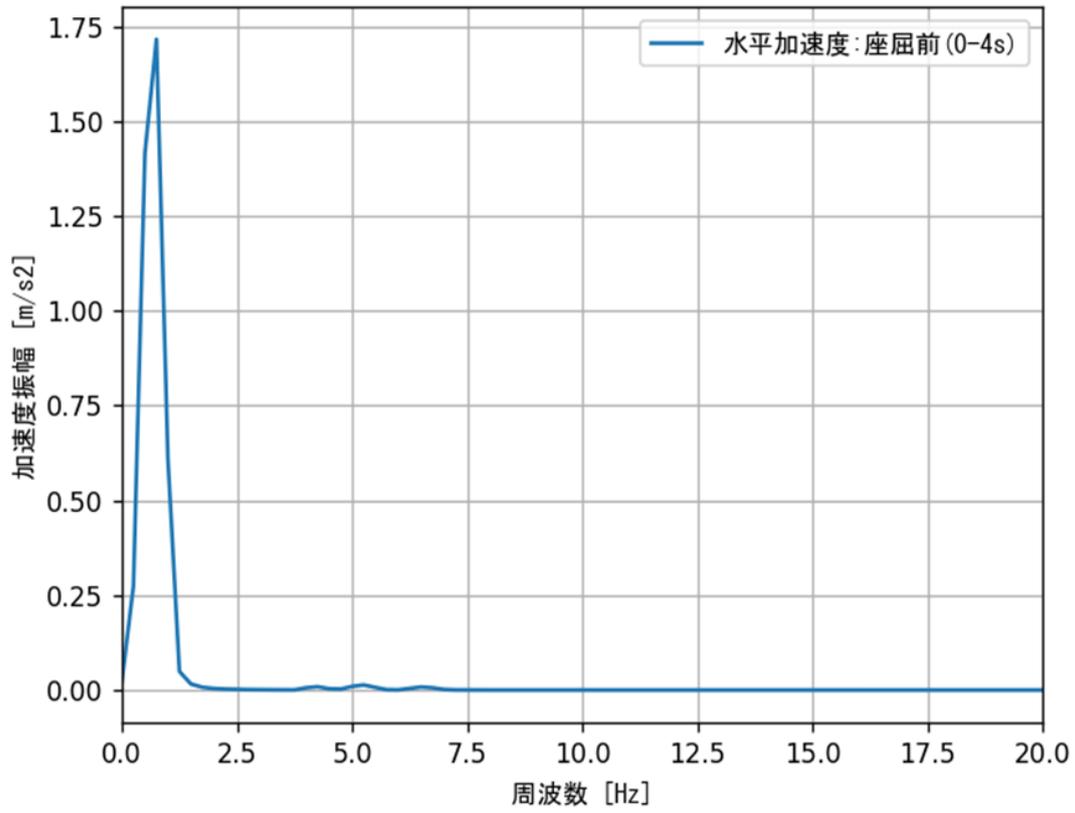


図 A. 4. 7-10 節点 999999 水平方向加速度 座屈前後フーリエスペクトル ケース 1

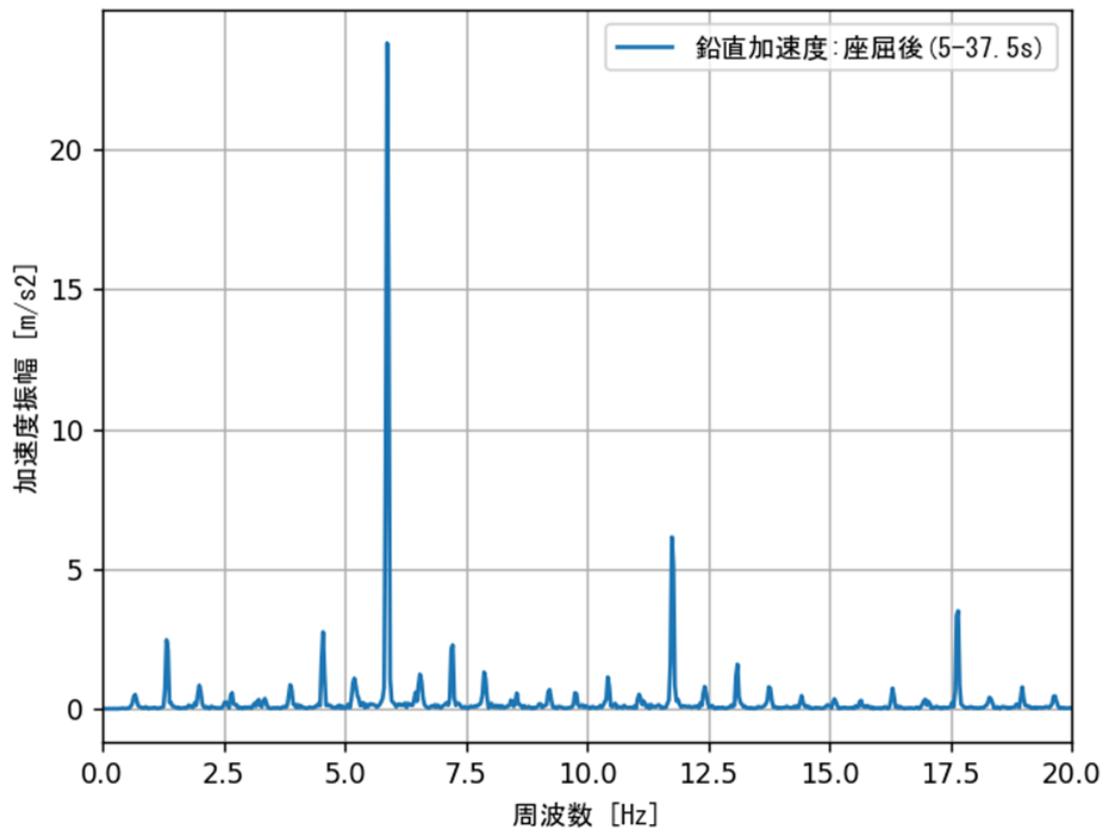
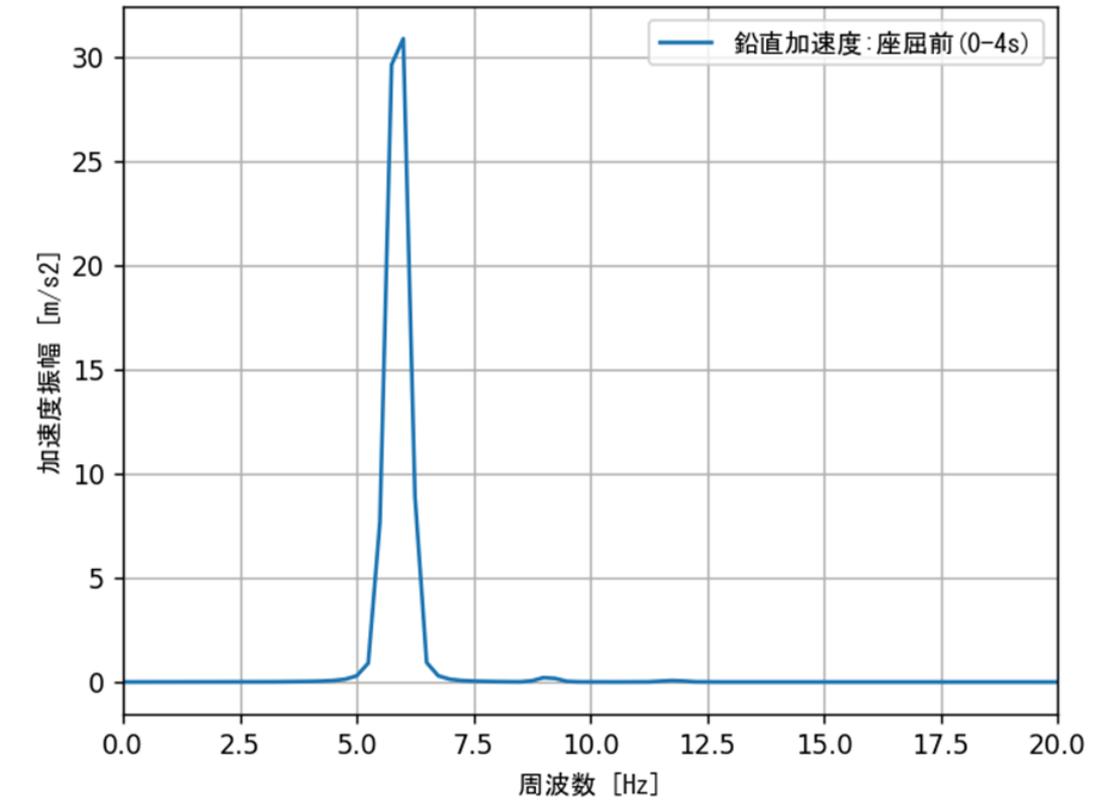


図 A. 4. 7-11 節点 999999 鉛直方向加速度 座屈前後フーリエスペクトル ケース 1

(3) 位相遅れ時刻歴

節点 999999 の加速度時刻歴と入力波の極大点及び極小点を取る時刻の差を取り、位相遅れを図示したものを図 A. 4. 7-12～図 A. 4. 7-21 に示す。また、水平方向の応答加速度については 3. 5Hz 以上の高周波成分をカットしたものを使用し、位相遅れを算出している。

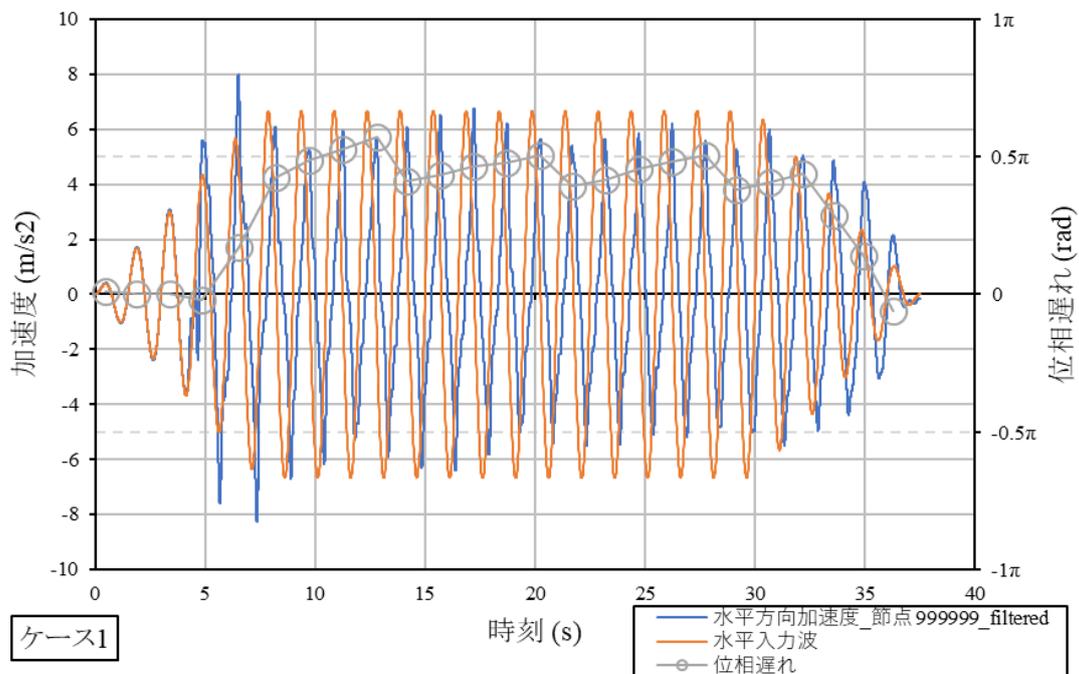


図 A. 4. 7-12 絶対加速度 水平方向位相遅れ時刻歴（極大点） ケース 1

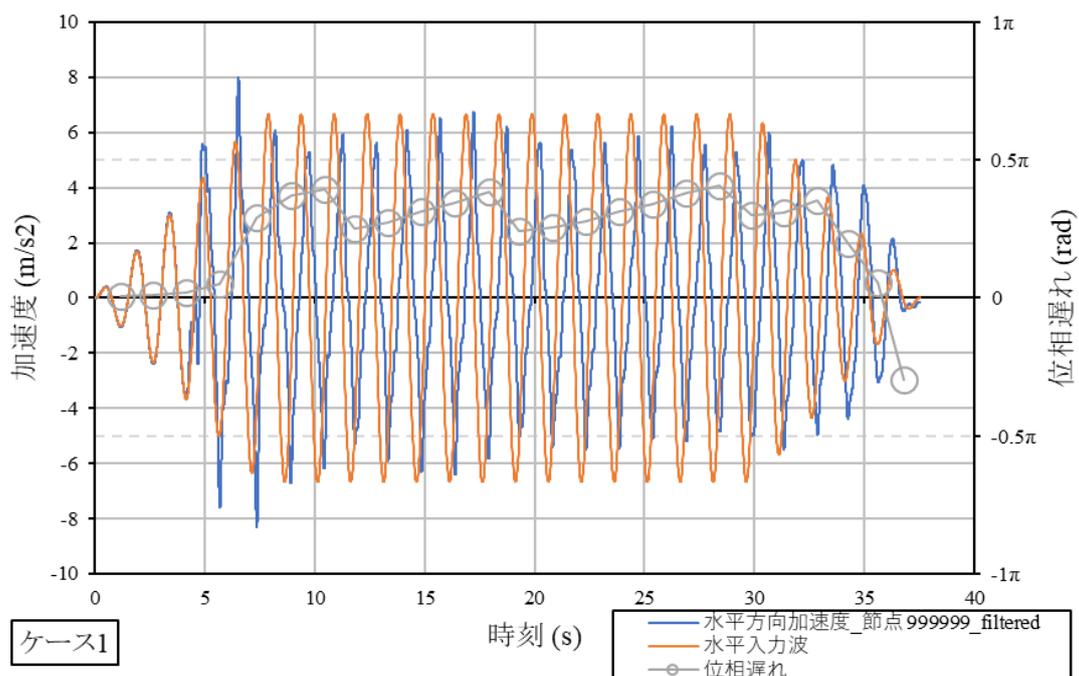


図 A. 4. 7-13 絶対加速度 水平方向位相遅れ時刻歴（極小点） ケース 1

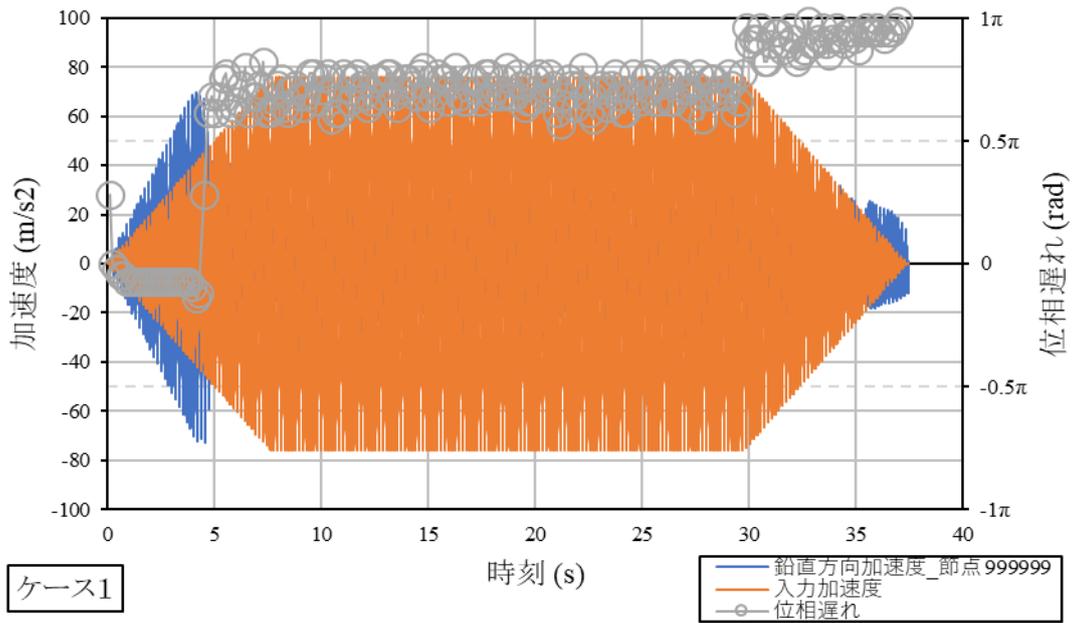


図 A. 4. 7-14 絶対加速度 鉛直方向位相遅れ時刻歴 (極大点) ケース 1

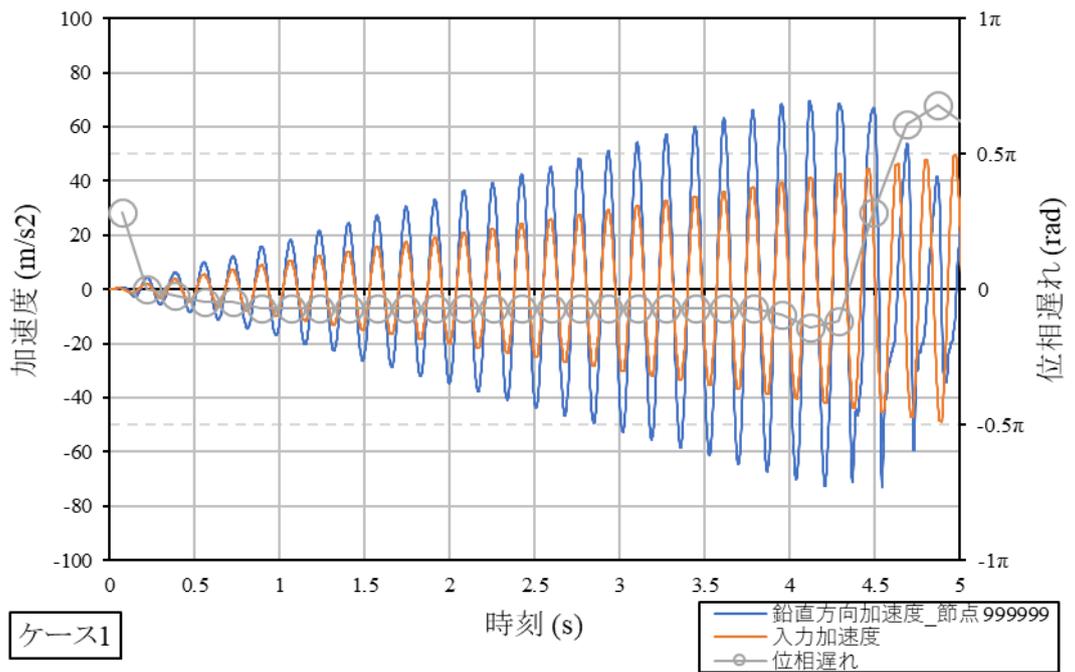


図 A. 4. 7-15 絶対加速度 鉛直方向位相遅れ時刻歴 ケース 1 (極大点) 0-5 秒

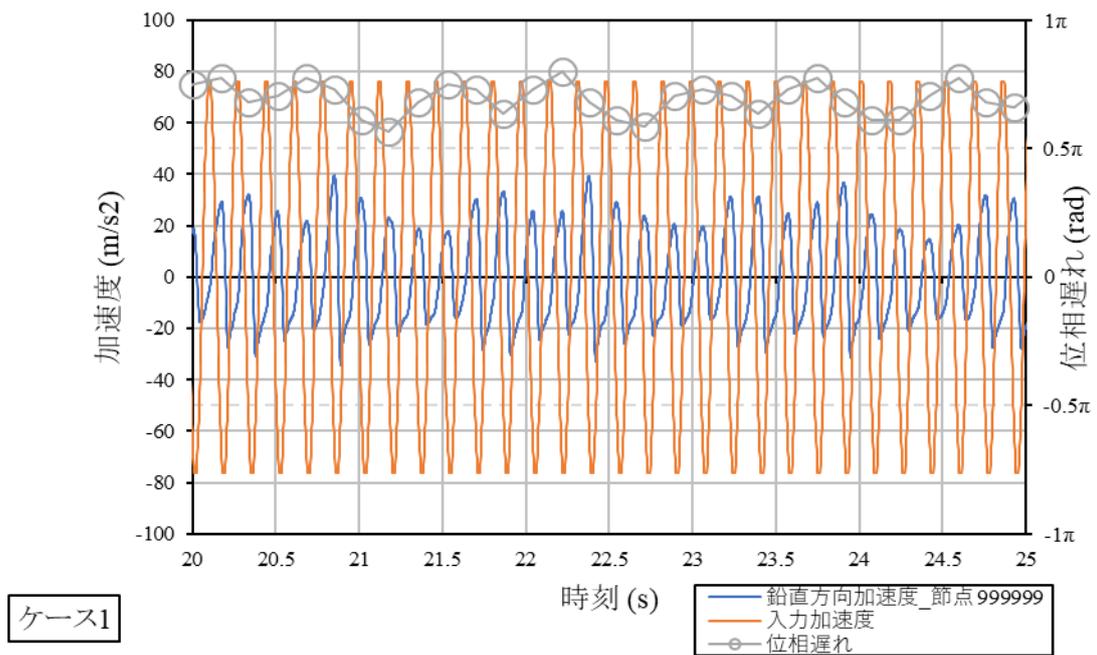


図 A. 4. 7-16 絶対加速度 鉛直方向位相遅れ時刻歴 ケース 1 (極大点) 20-25 秒

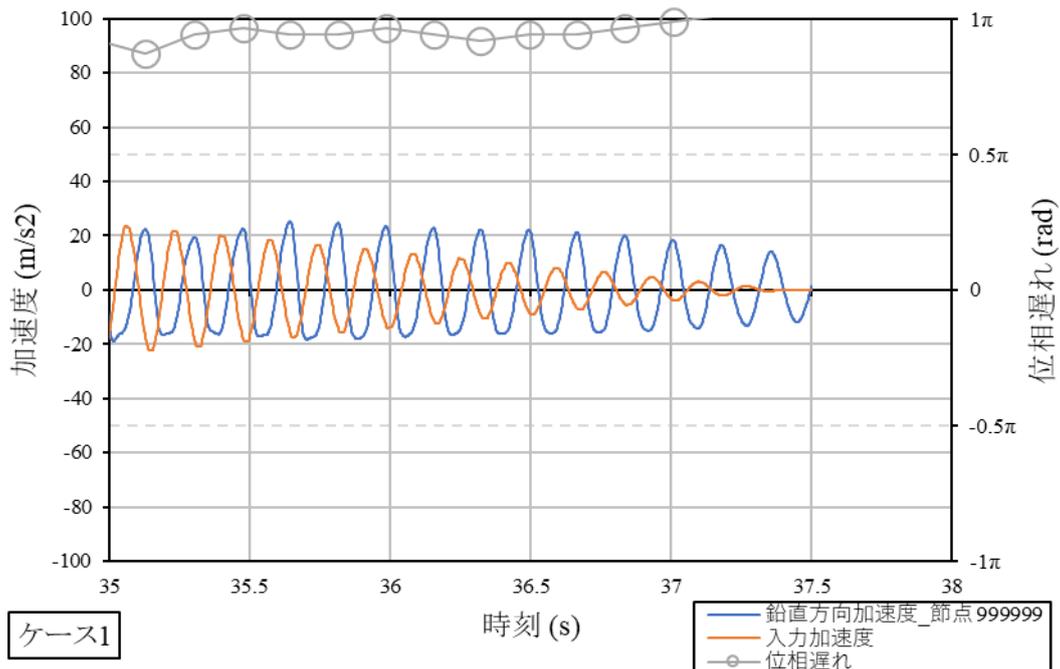


図 A. 4. 7-17 絶対加速度 鉛直方向位相遅れ時刻歴 ケース 1 (極大点) 35-37.5 秒

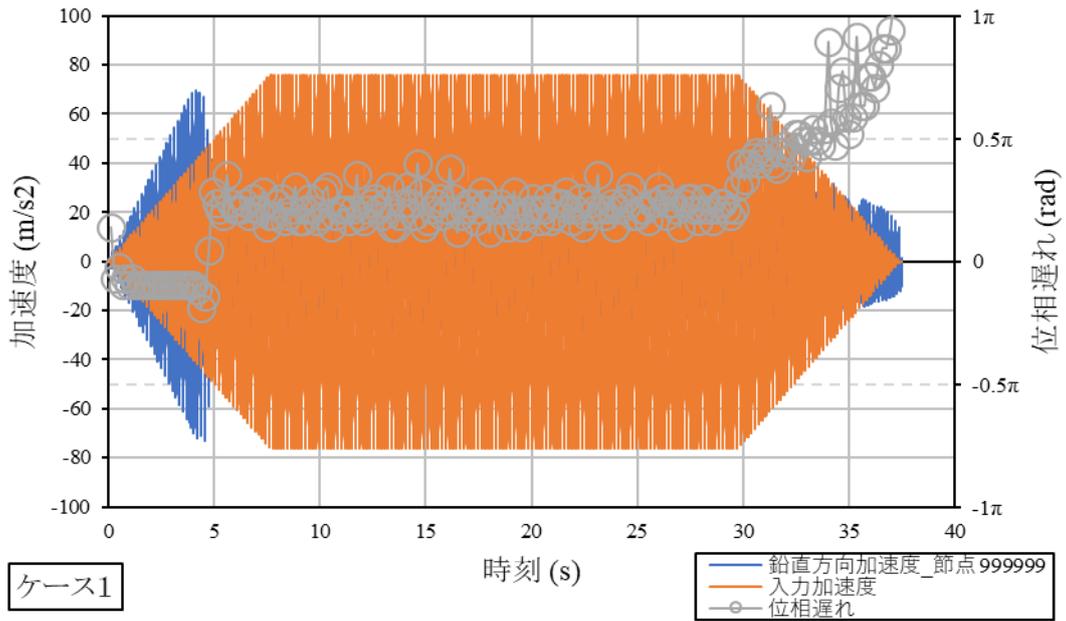


図 A. 4. 7-18 絶対加速度 鉛直方向位相遅れ時刻歴 (極小点) ケース 1

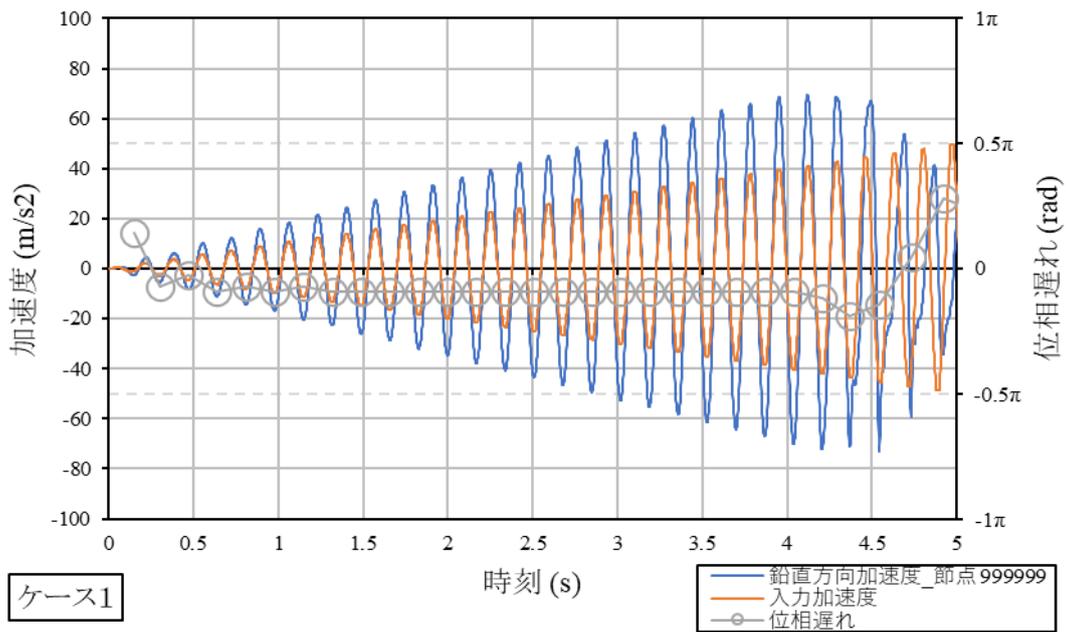


図 A. 4. 7-19 絶対加速度 鉛直方向位相遅れ時刻歴 ケース 1 (極小点) 0-5 秒

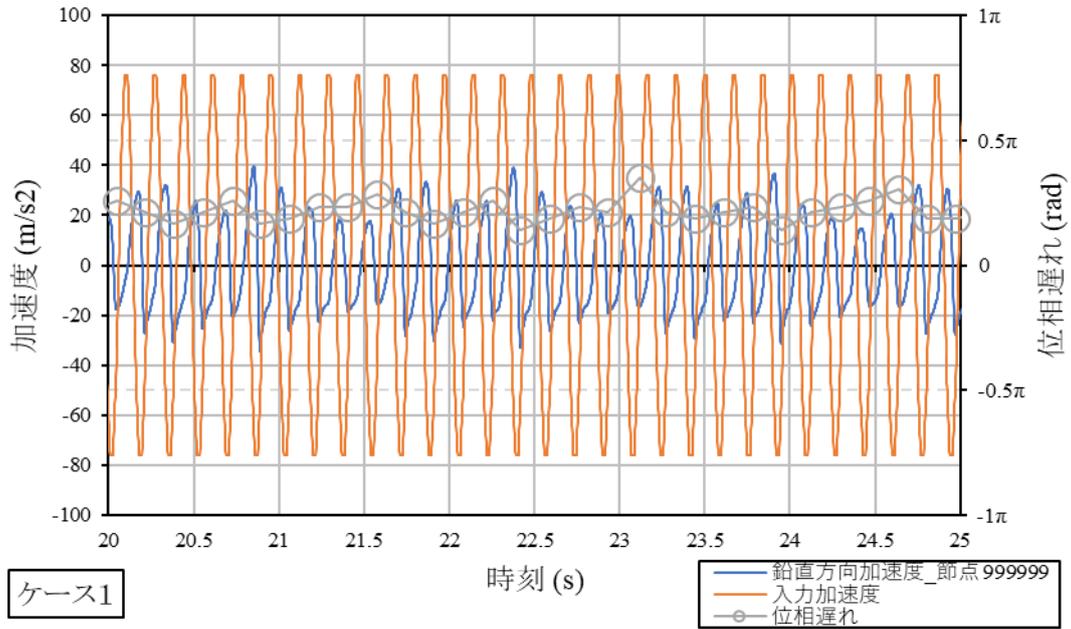


図 A. 4. 7-20 絶対加速度 鉛直方向位相遅れ時刻歴 ケース 1 (極小点) 20-25 秒

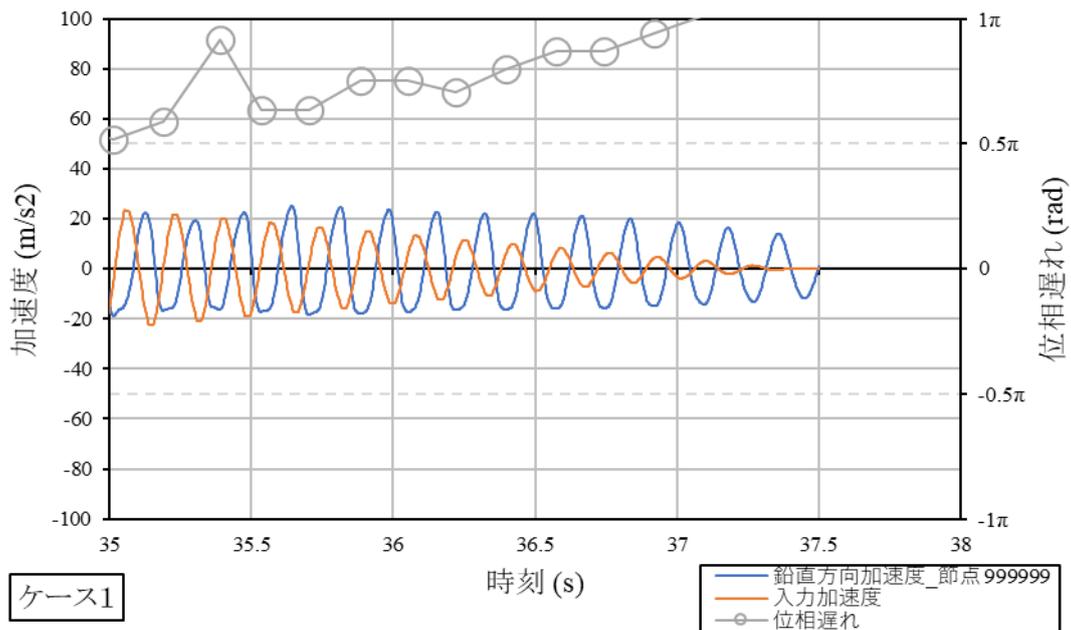


図 A. 4. 7-21 絶対加速度 鉛直方向位相遅れ時刻歴 ケース 1 (極小点) 35-37.5 秒

(4) 疲労損傷係数

① 要素 2747

疲労損傷係数を図 A. 4. 7-22、図 A. 4. 7-23 に示す。

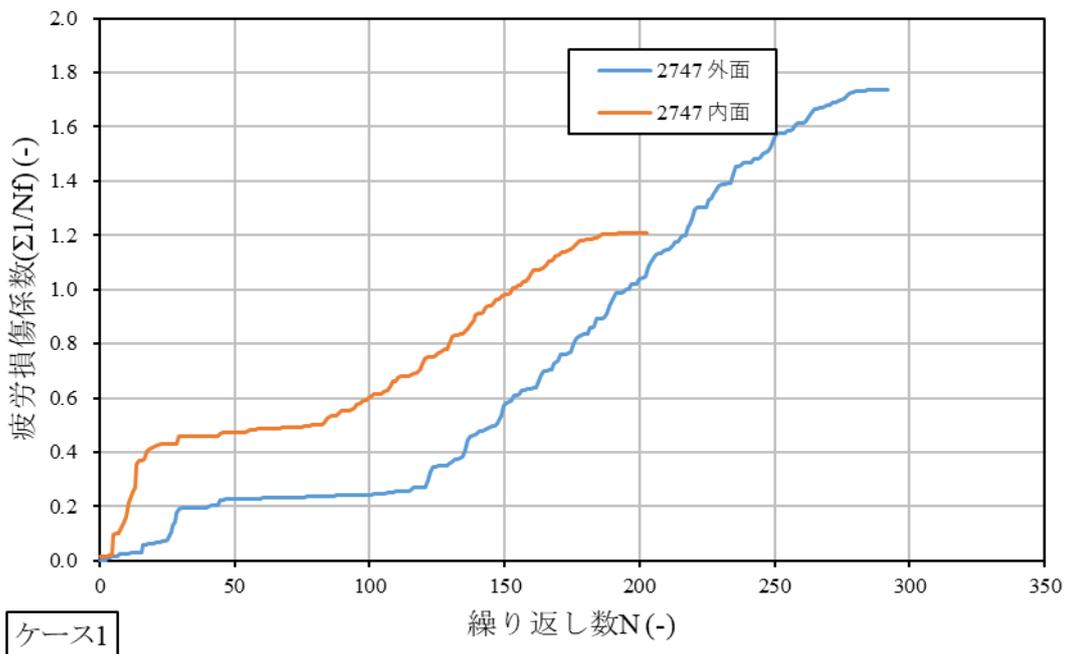


図 A. 4. 7-22 要素 2747 疲労損傷係数 ケース 1

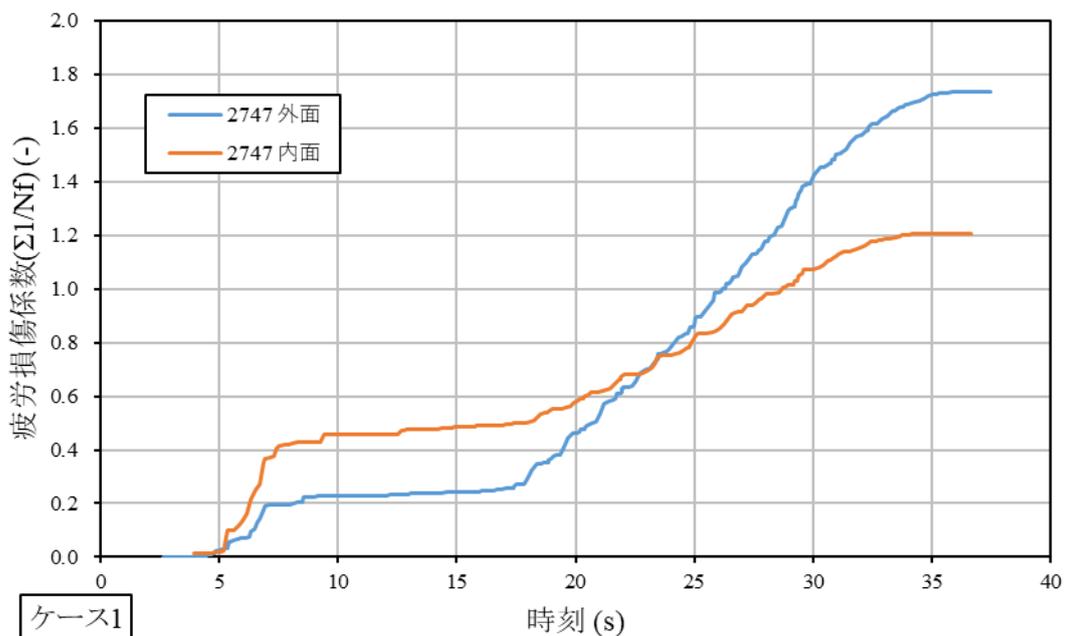


図 A. 4. 7-23 要素 2747 疲労損傷係数時刻歴 ケース 1

② 要素 3558

疲労損傷係数を図 A. 4. 7-24、図 A. 4. 7-25 に示す。

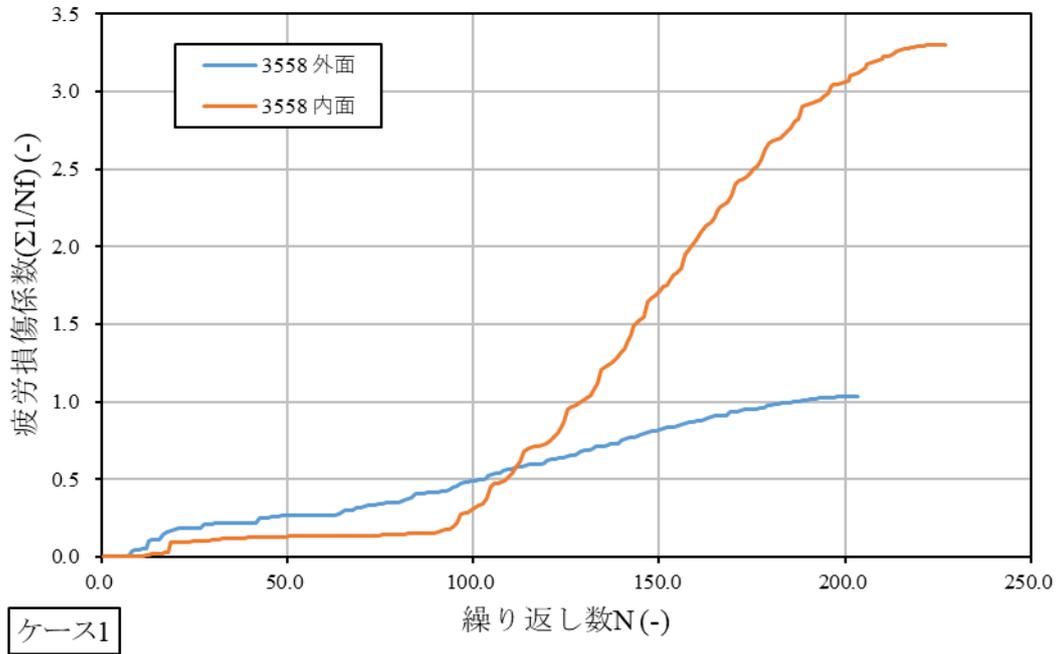


図 A. 4. 7-24 要素 3558 疲労損傷係数 ケース 1

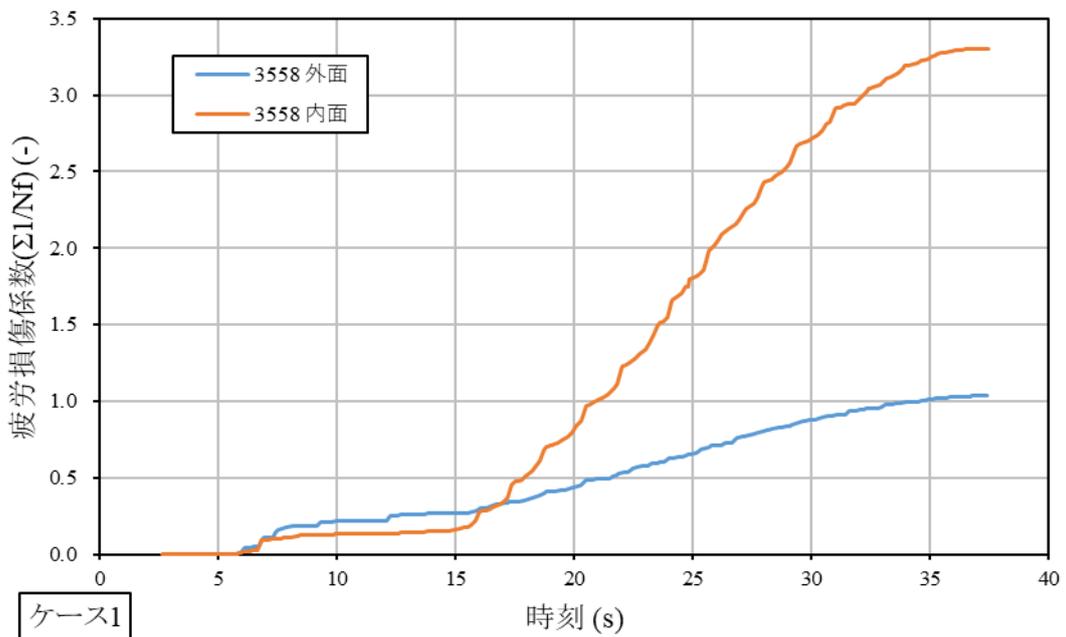


図 A. 4. 7-25 要素 3558 疲労損傷係数時刻歴 ケース 1

4.7.3 動的解析ケース 2 (耐震波)

(1) 変位・速度時刻歴

節点 999999 における相対変位の時刻歴を図 A. 4. 7-26、図 A. 4. 7-27 に、節点 999999 における相対速度の時刻歴を図 A. 4. 7-28、図 A. 4. 7-29 に示す。

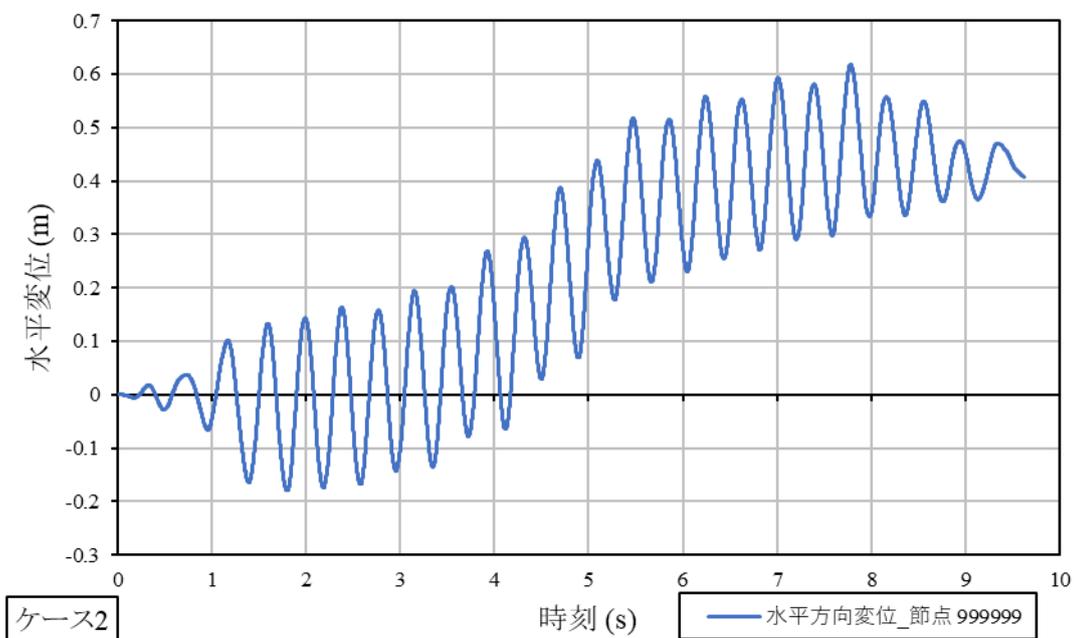


図 A. 4. 7-26 節点 999999 水平方向相対変位時刻歴 ケース 2

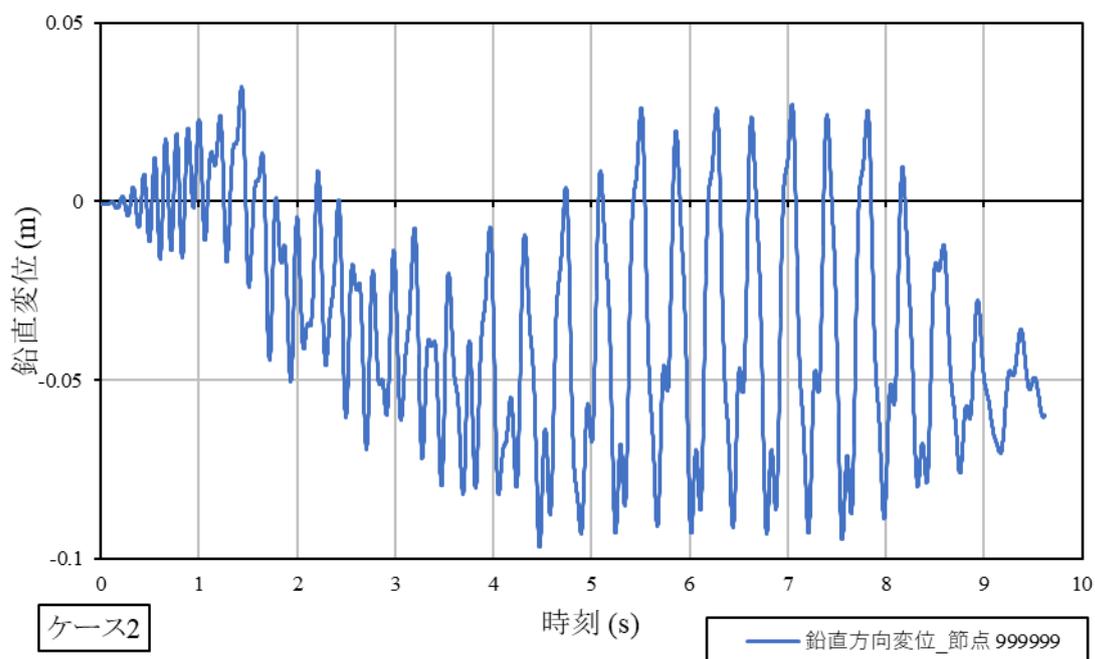


図 A. 4. 7-27 節点 999999 鉛直方向相対変位時刻歴 ケース 2

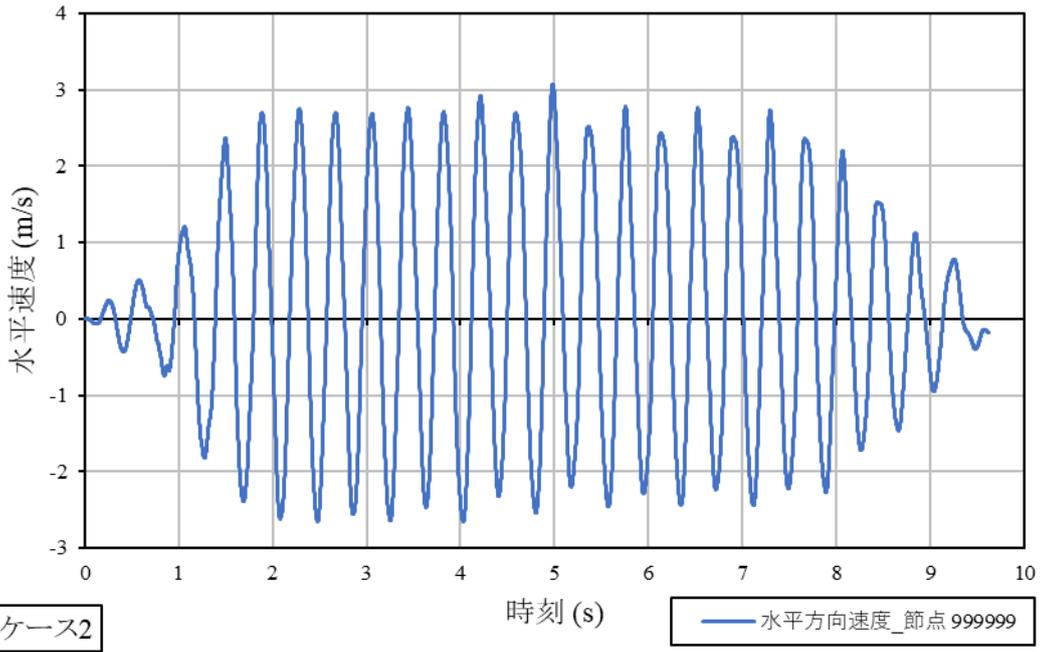


図 A. 4. 7-28 節点 999999 水平方向相対速度時刻歴 ケース 2

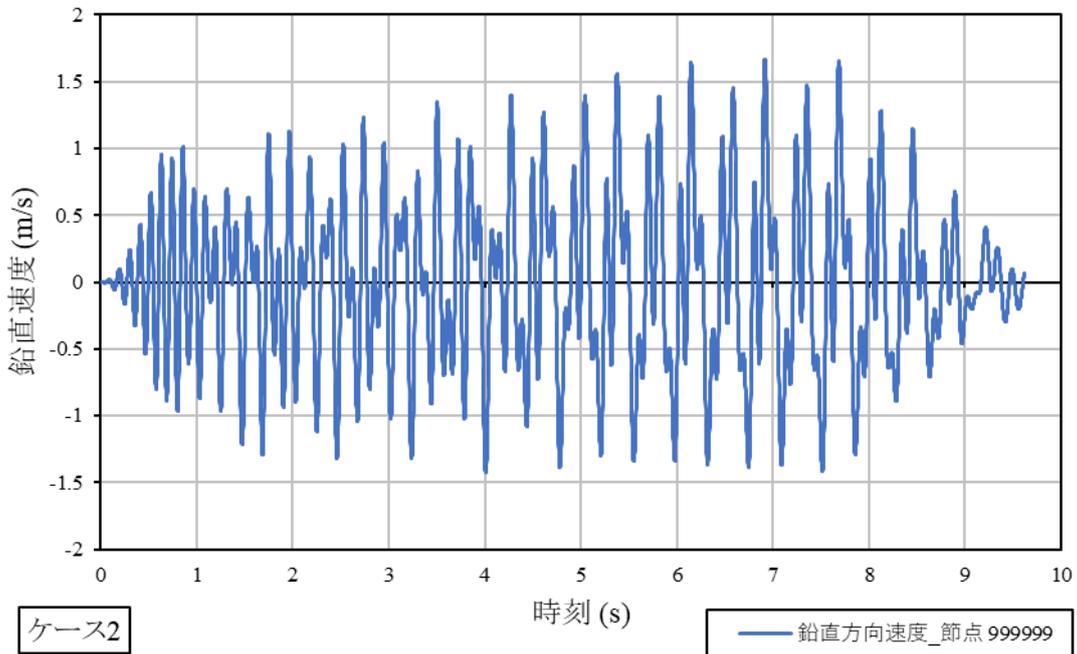
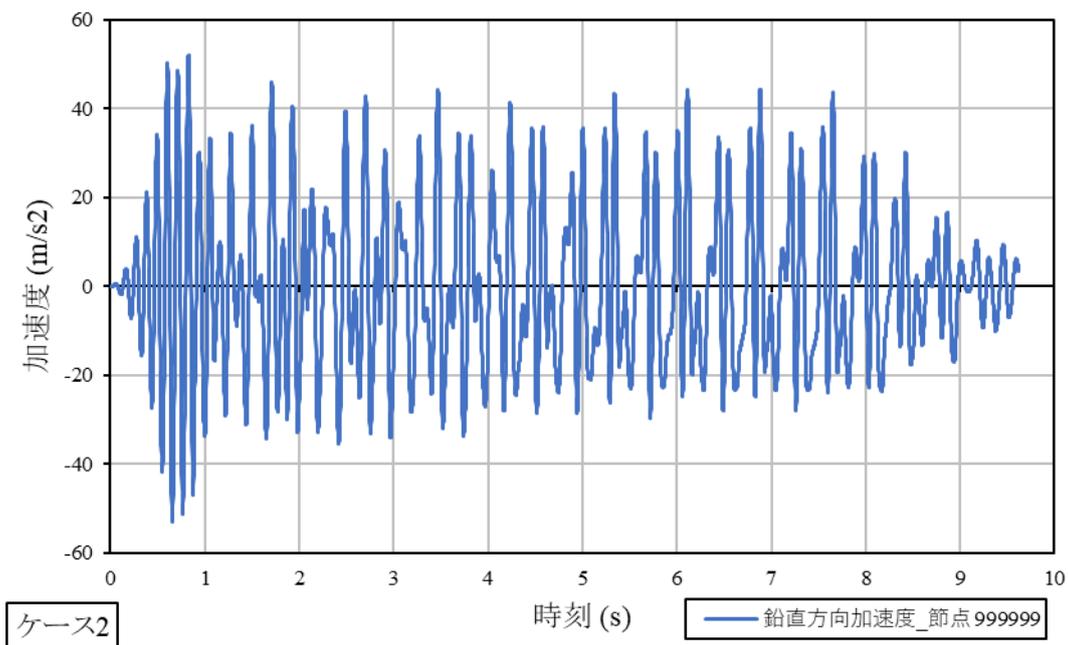
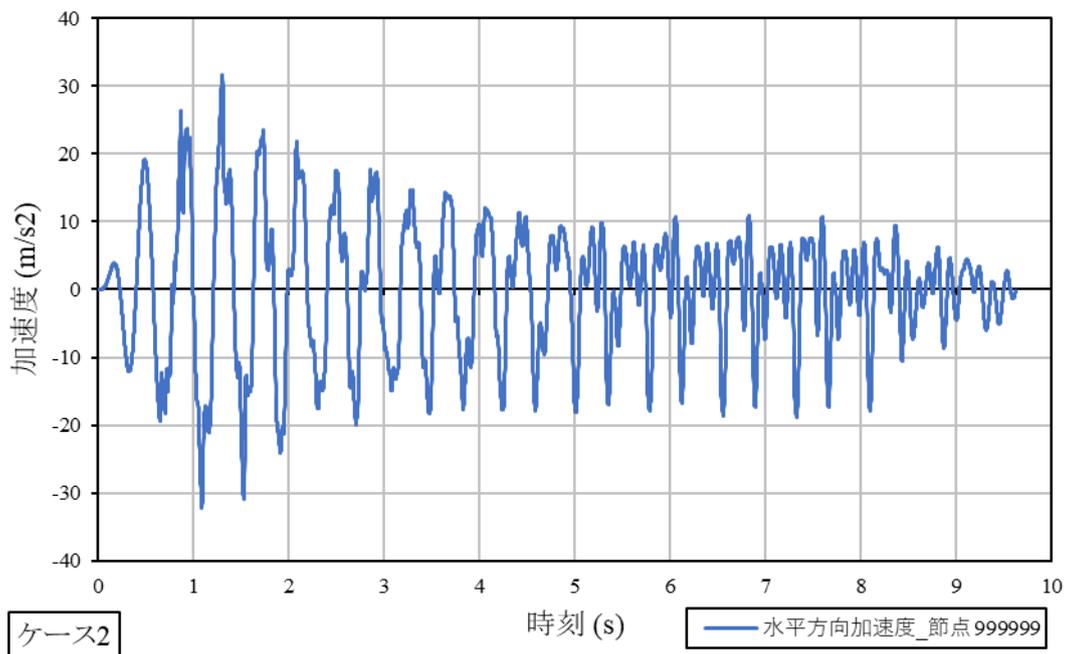


図 A. 4. 7-29 節点 999999 鉛直方向相対速度時刻歴 ケース 2

(2) 加速度時刻歴

代表的なものとして重心位置である節点 999999 の時刻歴を図 A. 4. 7-30、図 A. 4. 7-31 に示す。



(3) 位相遅れ時刻歴

節点 999999 の加速度時刻歴と入力波の極大点及び極小点を取る時刻の差を取り、位相遅れを図示したものを図 A. 4. 7-32～図 A. 4. 7-35 に示す。また、水平方向の応答加速度については 3. 5Hz 以上の高周波成分をカットしたものを使用し、位相遅れを算出している。

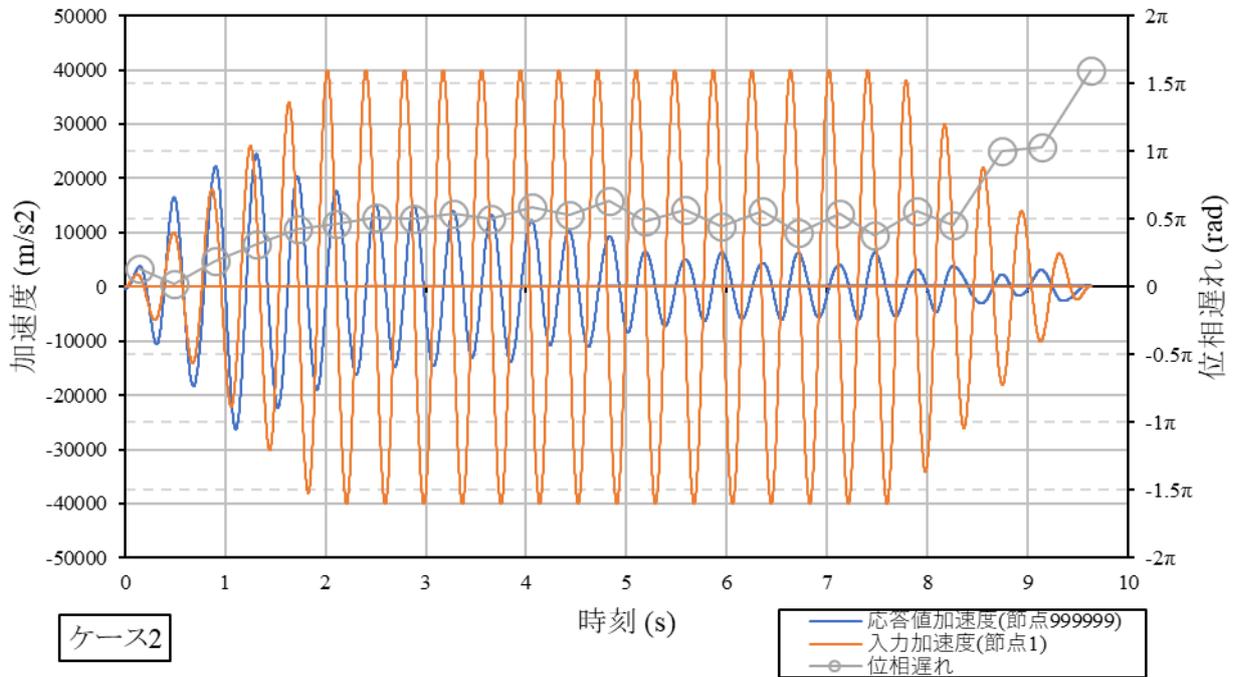


図 A. 4. 7-32 絶対加速度 水平方向位相遅れ時刻歴（極大点） ケース 2

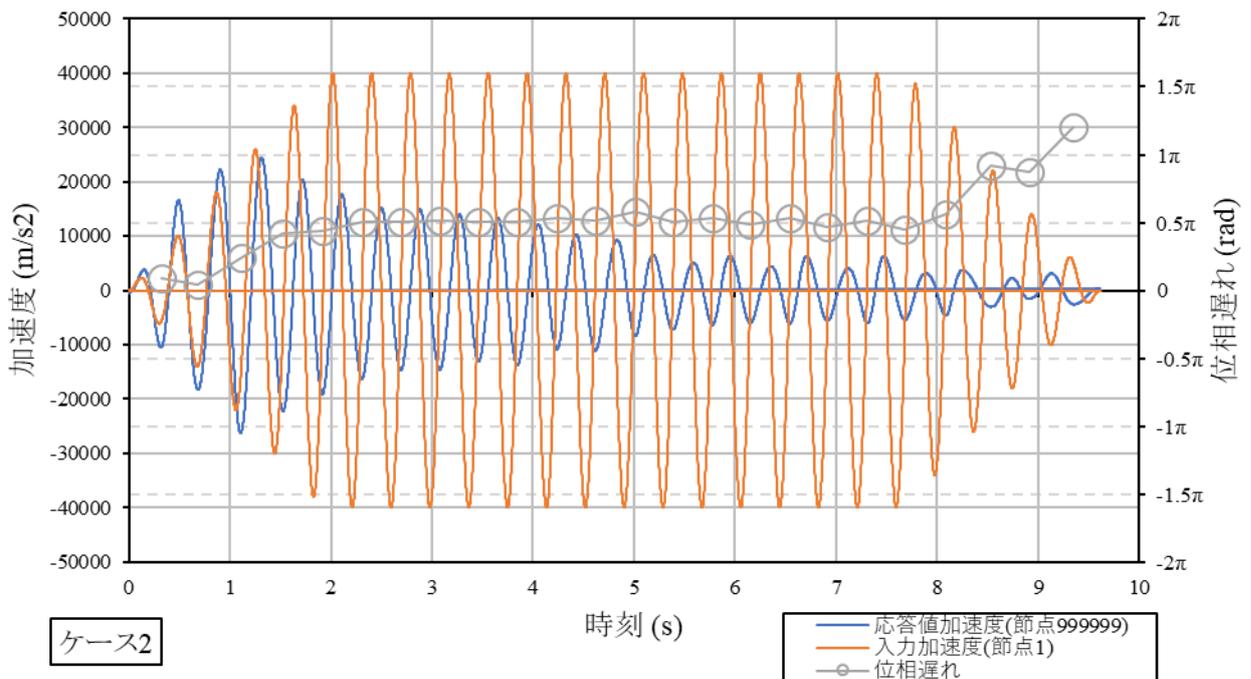


図 A. 4. 7-33 絶対加速度 水平方向位相遅れ時刻歴（極小点） ケース 2

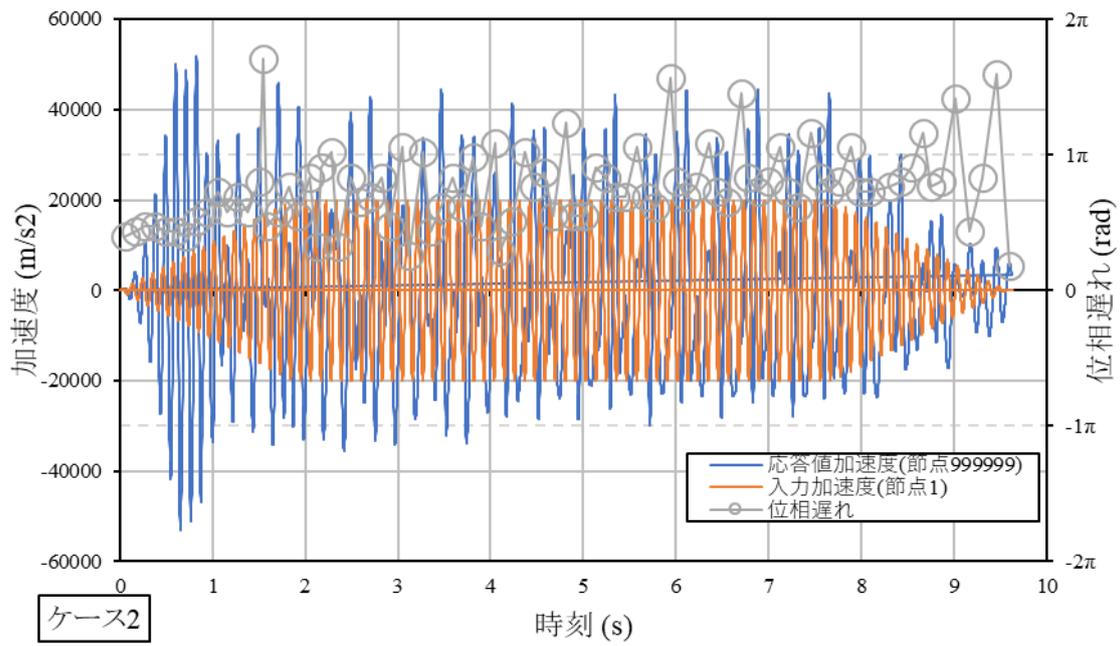


図 A. 4. 7-34 絶対加速度 鉛直方向位相遅れ時刻歴 (極大点) ケース 2

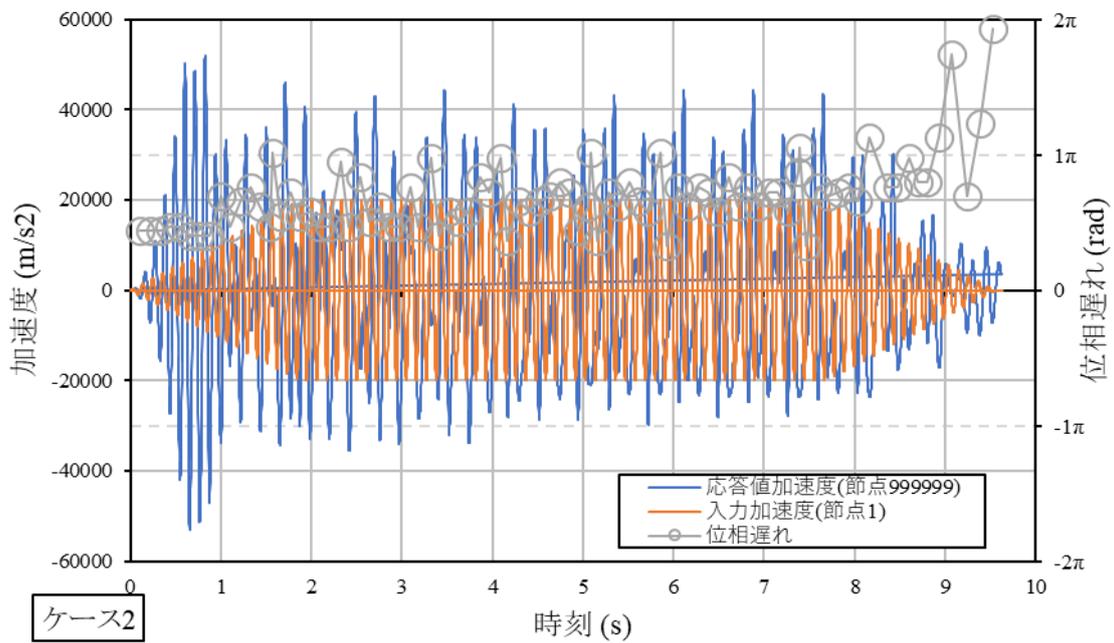


図 A. 4. 7-35 絶対加速度 鉛直方向位相遅れ時刻歴 (極小点) ケース 2

(4) 疲労損傷係数

① 要素 2294

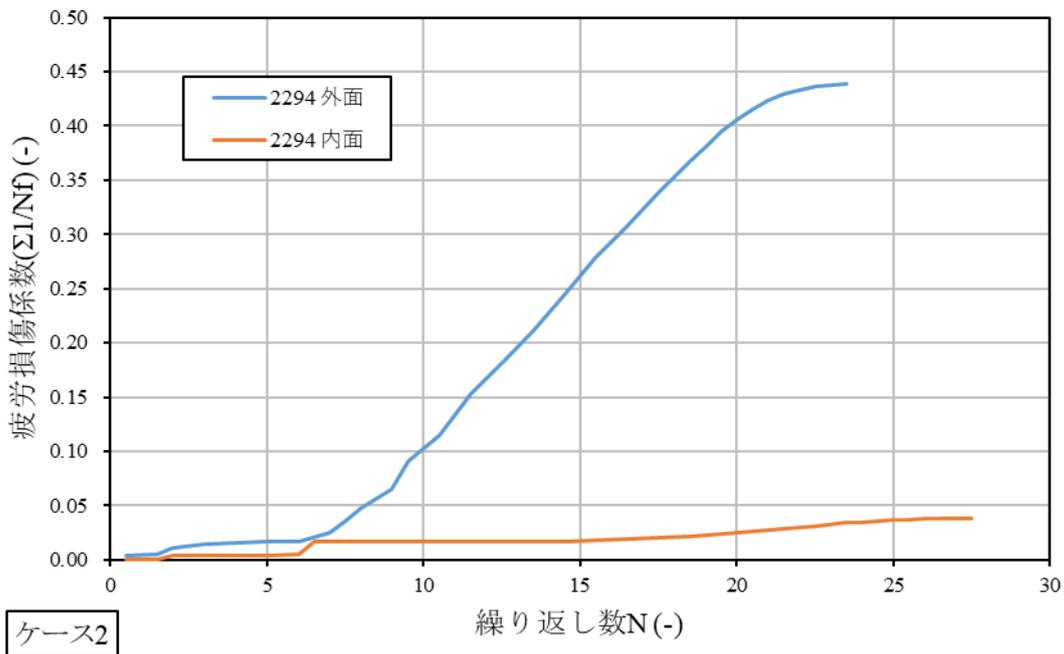


図 A. 4. 7-36 要素 2294 疲労損傷係数 ケース 2

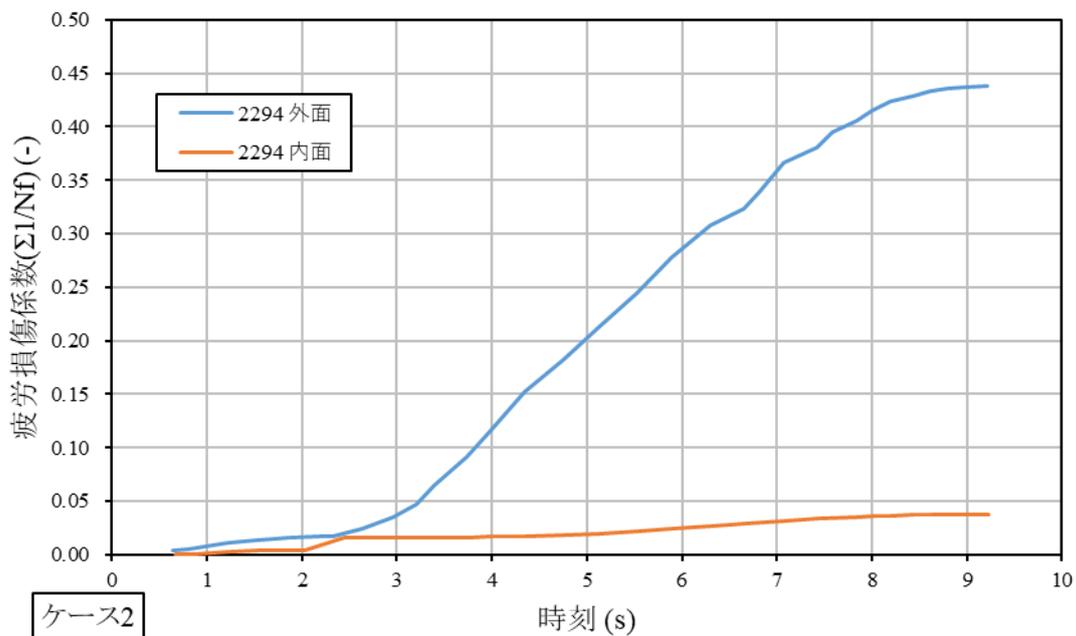


図 A. 4. 7-37 要素 2294 疲労損傷係数時刻歴 ケース 2

② 要素 2563

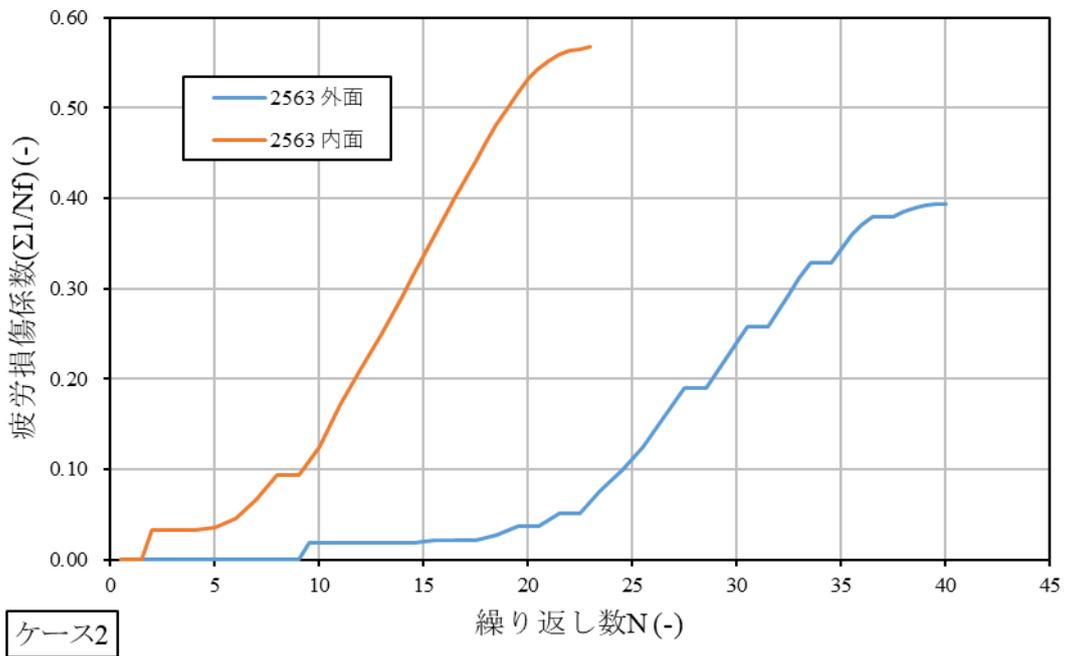


図 A. 4. 7-38 要素 2563 疲労損傷係数 ケース 2

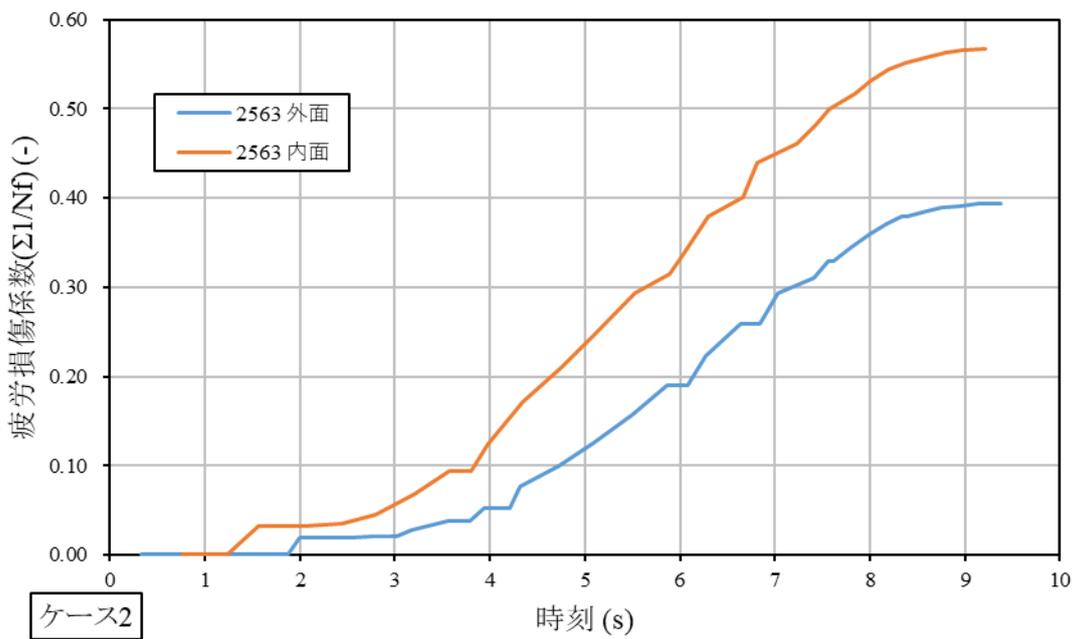


図 A. 4. 7-39 要素 2563 疲労損傷係数時刻歴 ケース 2

4.7.4 動的解析ケース 3 (水平免震波)

(1) 変位・速度時刻歴

節点 999999 における相対変位の時刻歴図 A. 4. 7-40、図 A. 4. 7-41 に、節点 999999 における相対速度の時刻歴を図 A. 4. 7-42、図 A. 4. 7-43 に示す。

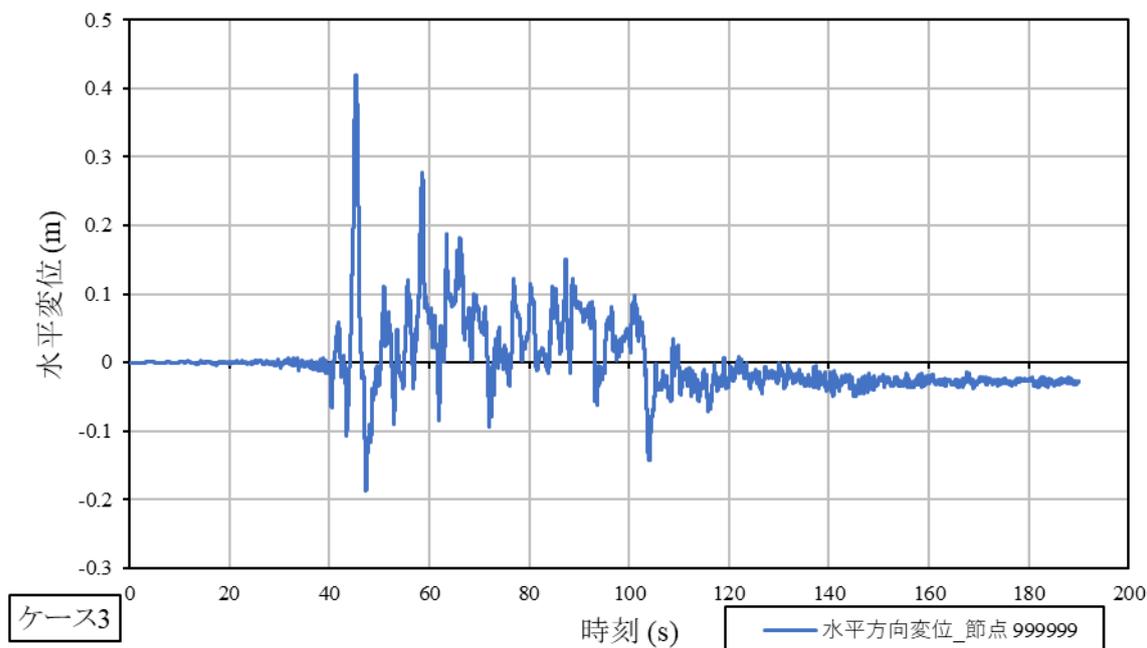


図 A. 4. 7-40 節点 999999 水平方向相対変位時刻歴 ケース 3

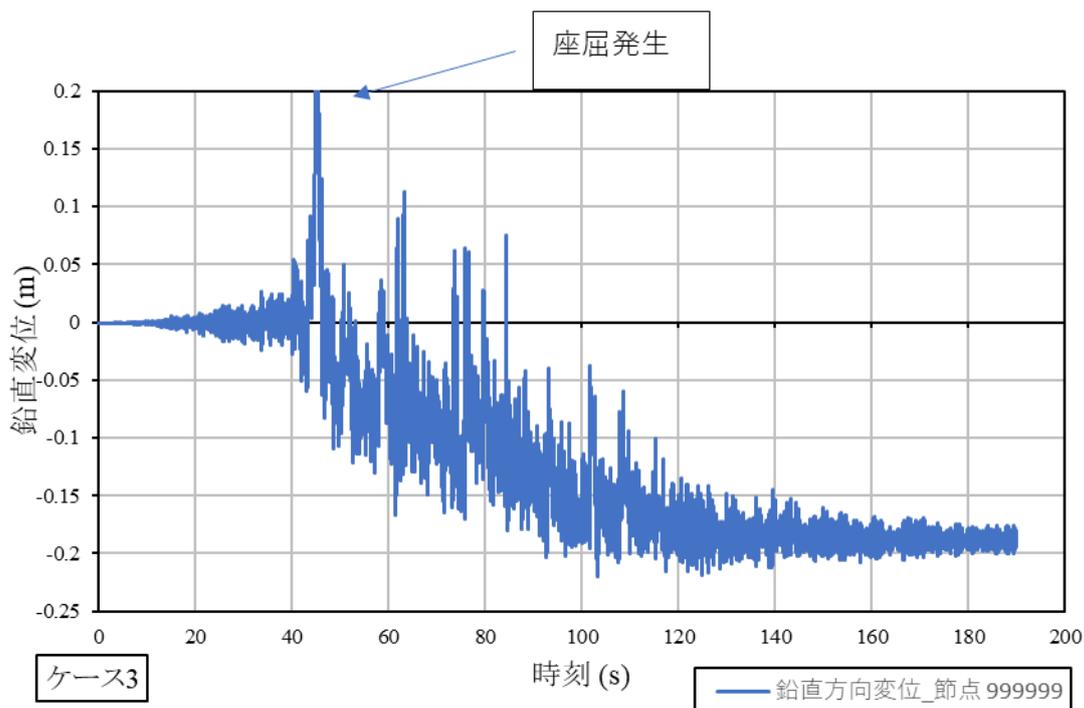


図 A. 4. 7-41 節点 999999 鉛直方向相対変位時刻歴 ケース 3

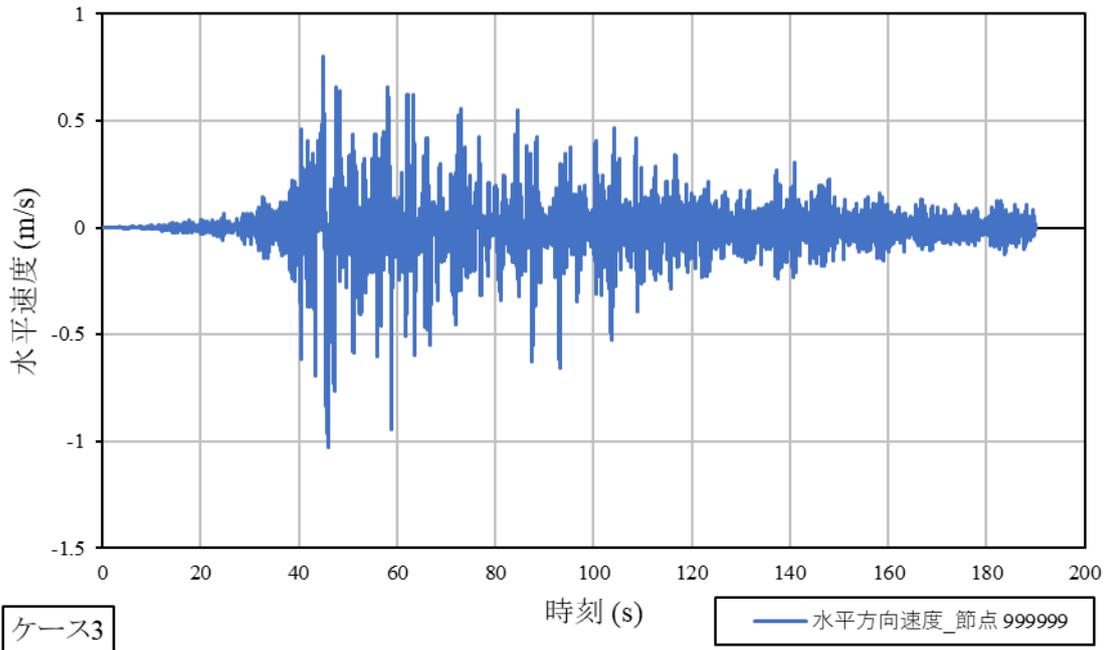


図 A. 4. 7-42 節点 999999 水平方向相対速度時刻歴 ケース 3

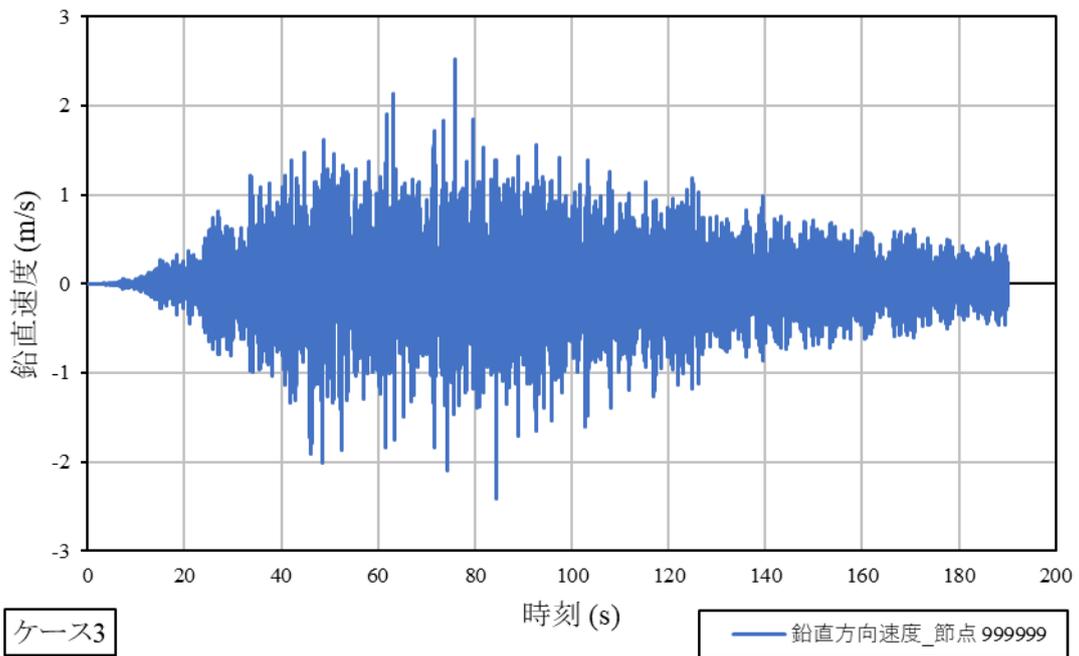


図 A. 4. 7-43 節点 999999 鉛直方向相対速度時刻歴 ケース 3

(2) 加速度時刻歴

代表的なものとして重心位置である節点 999999 の時刻歴を図 A. 4. 7-44、図 A. 4. 7-45 に示す。

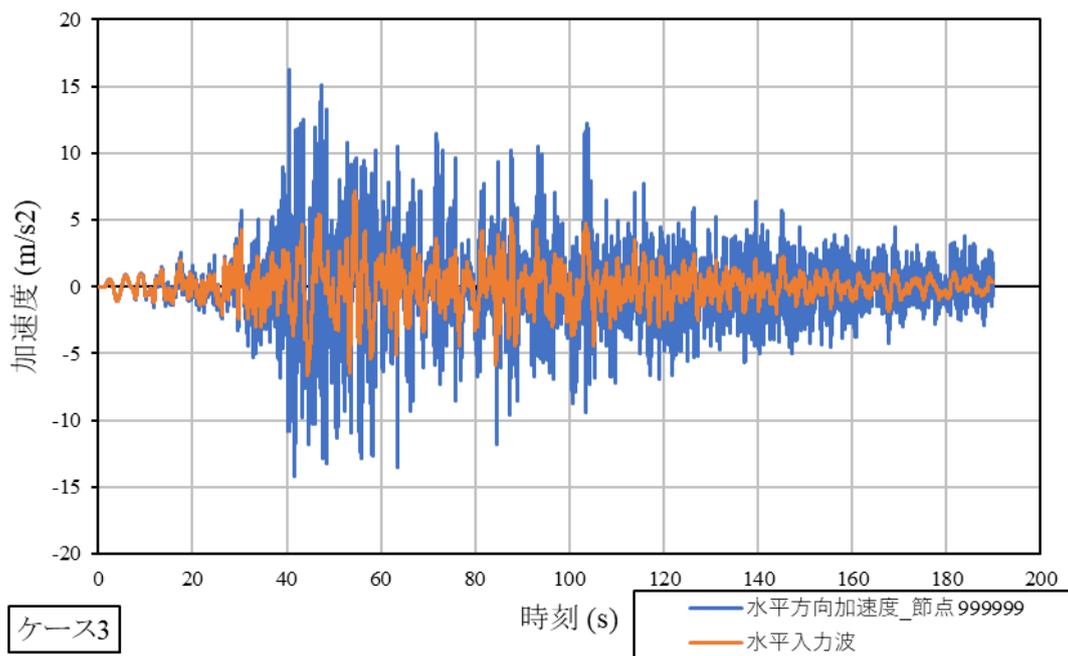
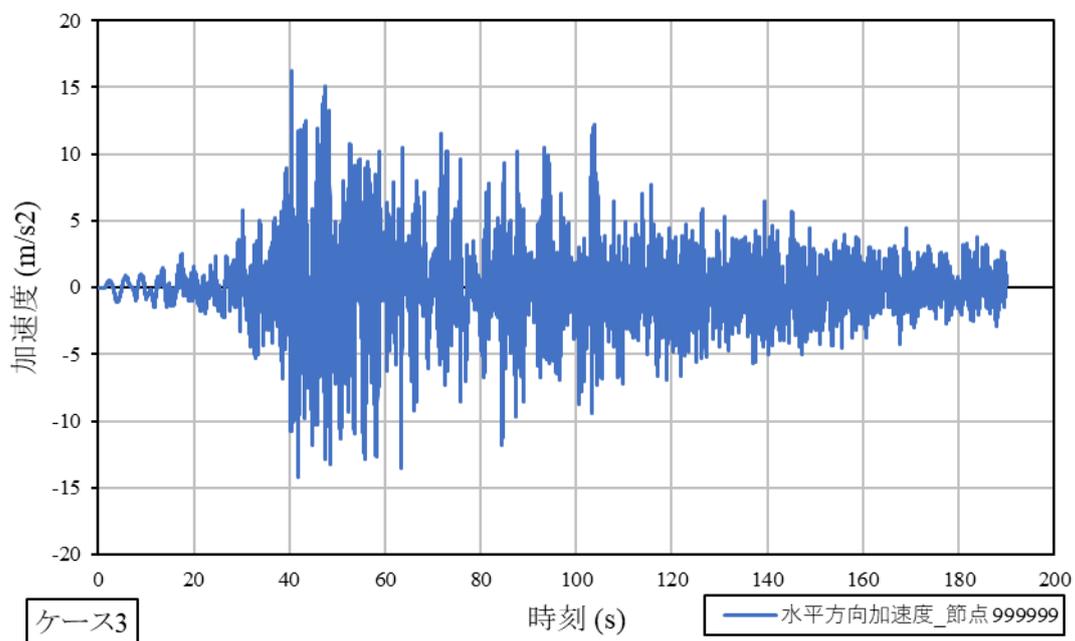


図 A. 4. 7-44 節点 999999 水平方向加速度時刻歴 ケース 3

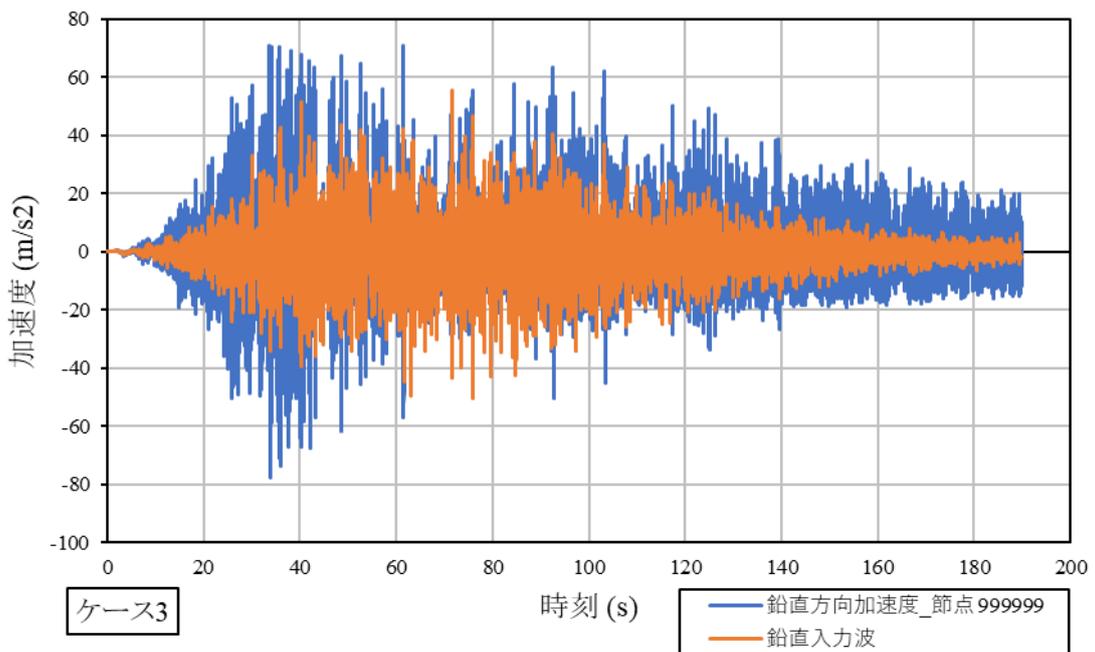
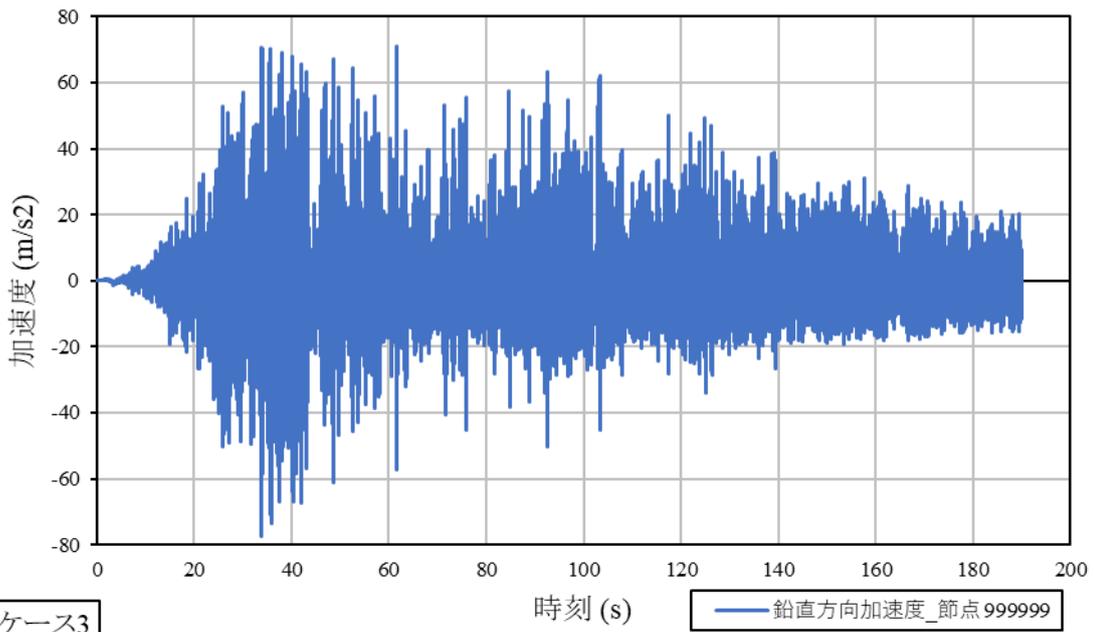


図 A. 4. 7-45 節点 999999 鉛直方向加速度時刻歴 ケース 3

(3) 疲労損傷係数

① 要素 1997

疲労損傷係数を図 A. 4. 7-46、図 A. 4. 7-47 に示す。

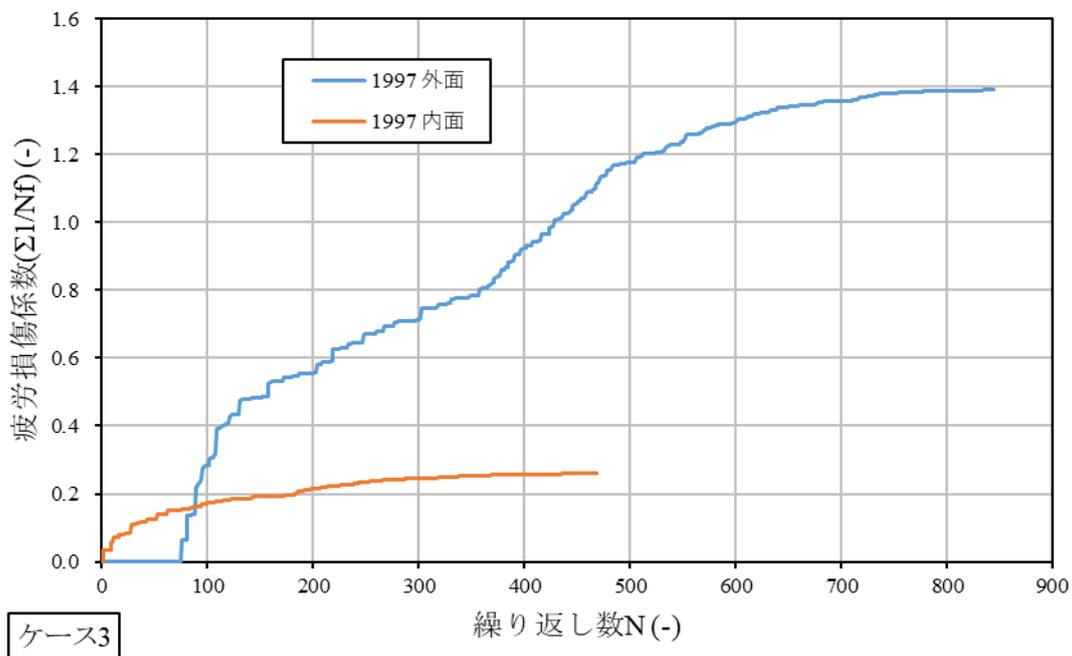


図 A. 4. 7-46 要素 1997 疲労損傷係数 ケース 3

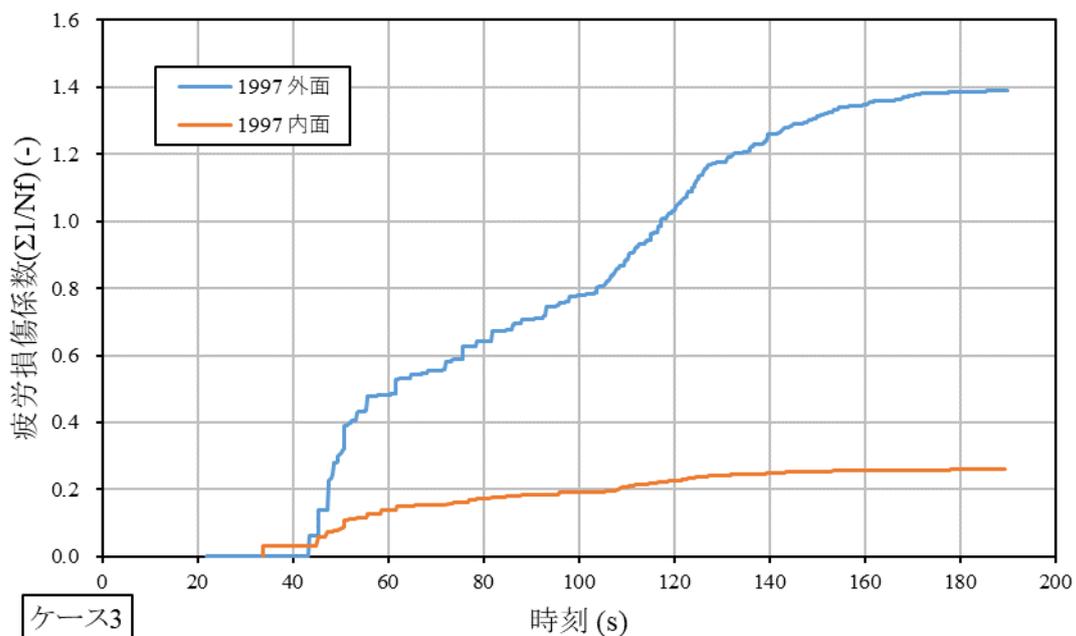


図 A. 4. 7-47 要素 1997 疲労損傷係数時刻歴 ケース 3

② 要素 2771

疲労損傷係数を図 A. 4. 7-48、図 A. 4. 7-49 に示す。

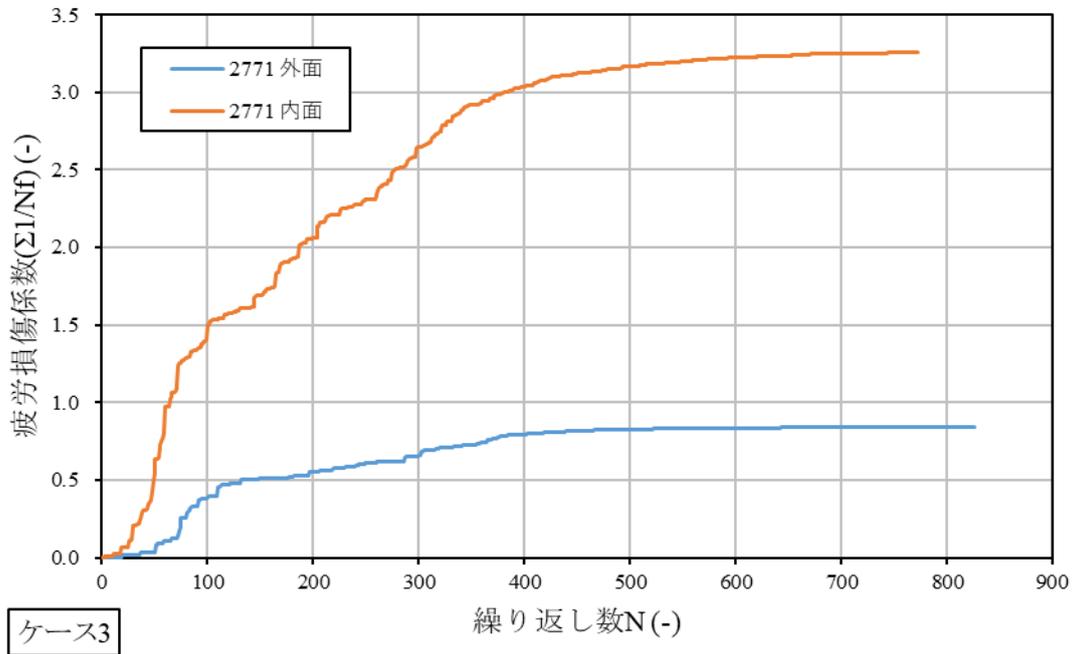


図 A. 4. 7-48 要素 2771 疲労損傷係数 ケース 3

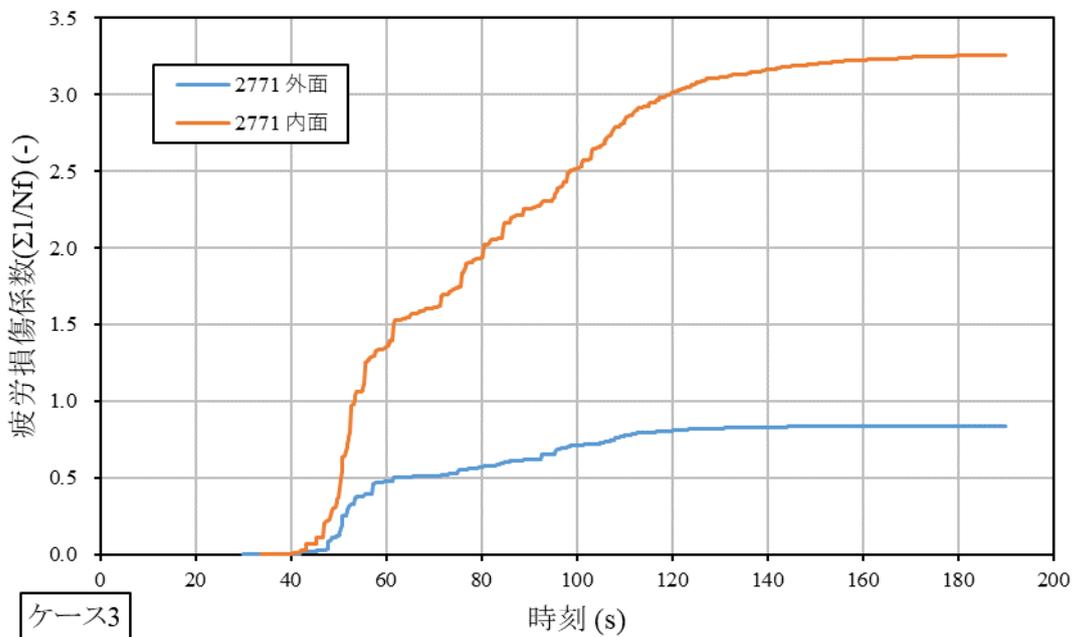


図 A. 4. 7-49 要素 2771 疲労損傷係数時刻歴 ケース 3

5 参考文献

- [1] 核燃料サイクル開発機構, ナトリウム技術読本 (JNC TN9410 2005-011), 2005.
- [2] T. Onizawa , T. Wakai, “Development of extremely high temperature material property equations and physical property values on austenitic stainless steel,” IASMiRT, 2019.
- [3] 貴. 奥田, 勇. 山下, 晃. 豊田, 健. 下村, 高. 鬼澤 , 章. 加藤, “超高温における 316FR 鋼の材料特性式,” *CAMP-ISIJ*, p. 810, 2018.

Appendix B

過大地震に対する容器の座屈試験と破損限界の評価法

本項では、3.2.1(3)「過大地震に対する容器の座屈後応答・破損限界の評価法と座屈試験の検討」のうち、令和5年度（2023年度）に実施した座屈試験と破損限界の評価法について述べる。

1. 概要

高速増殖炉サイクル実用化研究[1]において設計された JSFR (The Japan Sodium-cooled Fast Reactor)の検討において、原子力委から以下の3つの性能目標（安全性及び信頼性）が提示された。1つ目は「設計基準事象」について保守的な事象想定による安全評価が実施されること。2つ目は「設計基準を超える事象」について受動的な安全機能（受動的な炉停止機構、自然循環冷却）による炉心損傷事故の防止対策に加え、影響緩和の対策が実施されること。3つ目は「さらに頻度は低い影響が懸念される炉心損傷事故」については、事故影響が原子炉容器外へ進展せずに原子炉容器内で収束（炉容器内収束）できること、である。ここで現状の炉容器の設計では、設計基準事象を超える過大地震に対しても座屈発生を防止しており、過大地震時に炉容器に求められるバウンダリと冷却機能を維持するという性能要求に対して、過度に安全側の設計となっている。

そこで本検討では、「破局的な壊れ方をしない受動安全構造」の考え方を提案しており、安全に有意な影響を及ぼす破損モード及び規模で、機器が破損しないことを構造に対して要求する。つまり機器が破損した場合、その時間的推移も含め安全に及ぼす影響を定量的に評価することで、外部の機能代替に加え、破損が進行する間の対策を用意し、破局的破壊に至るまでの余裕がある設計を行い、安全への影響を緩和させる考え方である。

炉容器においては、過大地震時に座屈が生じて、その直後はナトリウムバウンダリとしての機能は維持されているが、座屈後の繰返し荷重によるき裂発生及びその貫通によるナトリウム漏洩が生じると、安全性へ大きな影響を及ぼす可能性があると考えられる。一方、炉容器の外側には安全容器があるため、座屈後の繰返し荷重により炉容器に貫通き裂が生じたとしても、き裂の発生位置やき裂長さによっては、炉心冷却に必要なナトリウムを維持できる可能性がある。このため、過大地震に対する炉容器の座屈挙動を考察するとともに、座屈後に生じるき裂発生限界に関する評価法を検討してきた。

令和5年度（2023年度）では、令和4年度までに立案した、過大地震に対する炉容器の座屈後応答及び破損限界の評価法の適用性を確認するために、炉容器の縮尺試験体を製作し、動的応答を考慮して設定した試験条件に従った座屈試験を行った。この座屈試験により、座屈後の破損シーケンスに係る試験データを取得するとともに、評価法の精度確認を実施した。

2. 令和2年度から令和4年度までの検討結果の概要【R2～R4】

令和5年度に実施する座屈試験においては、令和2年度[2]、令和3年度[3]及び令和4年度[4]に実施した検討結果を反映しており、以下に概要を示す。

(1) 令和2年度の検討【R2】

1) 容器の破損限界基準の調査

令和2年度（2020年度）の検討では、座屈後の低サイクル疲労による容器の破損限界基準を調査し、「最大変位・角度」、「塑性ひずみエネルギー」と「局所ひずみによる疲労損傷

度」を指標とした方法があることが分かった。容器寸法や過大地震の床応答曲線を考慮しつつ、座屈後の破損限界を精度良く評価する方法として「局所ひずみによる疲労損傷度」を選定し、既往研究[5][6]を参考に、解析から得られた局所ひずみを用いた座屈後の疲労による炉容器のパウンダリ損傷評価法（図 B. 2-1）を提案した。

2) 象脚座屈の生じる円筒容器に対する試験検討

上記手法を用いて、水平荷重により象脚座屈の生じる円筒容器に対して、耐震条件として兵庫県南部地震（神戸、NS 方向）での座屈発生と疲労損傷の評価を実施した。解析対象の円筒容器は SUS304 製（550℃）、直径 7 m、肉厚 50 mm、高さ 17.8 m とした。半径肉厚比は 70、円筒長さ半径比は 5 となる。シェル要素を用いた弾塑性大変形解析から得た骨格曲線を設定した一質点系モデル（固有振動数：約 3 Hz）に、兵庫県南部地震に対する動的応答解析を実施したところ、加速度倍率が約 1.5 倍で座屈が生じ、約 7.3 倍にて円筒容器基部の象脚座屈の頂部にて、疲労によりき裂が生じることを確認した。

(2) 令和 3 年度（2021 年度）の検討【R3】

1) せん断座屈の生じる円筒容器に対する試験検討

水平荷重によりせん断座屈の生じる円筒容器に対して、耐震条件として兵庫県南部地震（神戸、NS 方向）での座屈発生と疲労損傷の評価を実施した。解析対象の円筒容器は SUS304 製（550℃）、直径 7 m、肉厚 50 mm、高さ 3.5 m とした。半径肉厚比は 70、円筒長さ半径比は 1 となる。シェル要素を用いた弾塑性大変形解析から得た骨格曲線を設定した一質点系モデルの固有振動数は約 9 Hz となったため、動的応答解析では地震波の時間軸を約 1/3 倍して、地震の卓越周期と一質点系の弾性固有周期の比率が、令和 2 年度の条件とほぼ同等となるように設定した。動的応答解析を実施したところ、加速度倍率が約 4.5 倍にて座屈が生じ、約 49.1 倍にて、水平方向の負荷で生じる両方向のせん断座屈の尾根と谷の交わる箇所にて疲労によりき裂が生じることを確認した。

2) 象脚座屈の生じる円筒容器における入力波の周期が座屈後応答に与える影響

令和 2 年度に検討した象脚座屈の生じる形状での一質点系モデル（固有振動数：約 3 Hz）を用いて、入力波の周期が座屈後応答に与える影響を動的応答解析から確認した。耐震設計を想定した正弦波（周期 0.1 s）では、座屈変位 20 倍となる入力加速度は座屈発生時の 8.46 倍であった。次に弾性共振周期を想定した正弦波（周期 0.31 s）では、全ケースで最も小さい入力加速度で座屈が生じるが、座屈後は振動固有周期と加振周期が不一致となるため、座屈変位 20 倍となる入力加速度は座屈発生時の 165 倍となった。また、免震設計を想定した正弦波（周期 1.0 s）の場合は、座屈発生により円筒容器の固有周期と加振周期の差が近づくため応答が増幅し、座屈発生時の 1.56 倍の入力加速度で座屈変位 20 倍に達した。このことより、耐震設計では地震荷重が変位制御的に負荷され、座屈後における変位応答があまり大きくならないが、免震設計では荷重の周期が機器の固有周期よりも長いため、座屈後では荷重制御的に負荷され、座屈後の変位応答が急増することを確認した。

(3) 令和4年度(2022年度)の検討【R4】

1) 既往知見の調査・受動安全構造の実現のための過大地震による容器座屈挙動の整理

前述した「破局的な壊れ方をしない受動安全構造」の考え方を取り入れ、地震時の原子炉容器に対応する受動安全構造のシナリオ(表B.2-1)を整理した。耐震設計の場合、床応答曲線のピークは10 Hz前後であり、剛な機器は固有振動数がピークを超える(10 Hz以上)ように設計され、座屈が生じると見かけ上、固有振動数が低下し、一度、床応答加速度が高い領域に入るが、さらに損傷が進むと応答加速度は大きく低下する。座屈後は疲労損傷によりき裂が発生、進展していくため、耐震設計では座屈発生からき裂進展までの損傷度を定量的に評価できる手法を導入することにより、大きな裕度を確保できる。一方、免震設計(水平、3次元)の場合、座屈後に炉容器の固有振動数は低下し、一般に応答変位は増加する。座屈後損傷モードとしては疲労損傷が考えられるが、変位が大きく増加する可能性があり、座屈発生から座屈後疲労によるき裂発生までの裕度は耐震設計の場合より相対的に小さいと考えられ、振れ止めなど変形を抑制することで座屈後バウンダリ破損が生じるまでの裕度を確保できる。

2) 座屈試験の概念検討

炉容器に水平荷重が入ると、容器基部には曲げで圧縮応力が生じる周方向位置において先行して塑性座屈が生じる。このため、軸圧縮の影響が比較的大きい水平免震システムを導入した条件においても、全周に渡る面外変形の膨らみが生じるのではなく、曲げ座屈において確認される象脚形状の面外変形が生じると予想される。また、水平荷重の影響が大きい耐震設計された容器においては曲げによる象脚座屈、もしくはせん断座屈が生じると考えられる。このため、座屈試験では座屈後終局的な破損状態に至る過程を明らかにするため、水平繰返し負荷による座屈試験を実施する方針とした。

3) 座屈試験に関する相似則の検討

相似則(スケール則)とは、模型試験を実施する際に、単純比例にて容器を $1/N$ 倍に縮小すると、断面積(剛性)は $1/N^2$ 倍、体積(質量)は $1/N^3$ 倍となり振動特性にずれが生じるため、着目する物理量の相似関係を満足するように実機スケールと試験体スケール間の物理量を関係付けるものである。文献[7]に記載されるように衝撃作用を受ける構造試験においてはフルード則とレプリカ則の2つが有名である。フルード則は慣性力と重力が支配的な運動においてフルード数を保存する相似則であり、スロッシングのように構造に波力が加わるような水理模型にてよく利用される。フルード則では実機と模型で比重が異なるため、ダミー質量での調整が必要となる。レプリカ則は動的問題を対象として、実機と模型を同じ材料とした場合に誘導される。ただし、フルード則と異なり加速度が模型のスケール比で増加する。ここで、本検討においては、格納容器の耐震強度を評価する水平加振実験[8]にて採用された弾性模型の相似則にて、実機と模型を同材料としたスケール則の適用を想定し、レプリカ則を適用した。座屈時及び座屈後の挙動においても相似則を適用した評価が問題ないかを確認するため、JSFR(550°C)を想定した一質点系の動的応答解析を実施し、累積疲労損傷度を算出した。試験体スケールと実機スケールにて実施した評価結果はほぼ一致し、座

屈試験において相似則の適用は妥当と考えられる。

3. 座屈試験による過大地震に対する容器の座屈後応答・破損限界の評価法の確認【R5】

(1) 既往研究における高速炉原子炉容器

FSRの炉容器の概念を図B.3-1に示すように、熱交換器が炉容器の外にあるループ型炉と、熱交換器が炉容器内にあるタンク型（プール型）炉がある。JSFRはループ型炉であり、報告書[1]によると316FR鋼製、内径10.7 m、肉厚60 mm（半径肉厚比 R/t ：約90）、炉容器の全長は21.2 m、容器の固定部から鏡板R止まりまでの図の読み取り長さは16 m程度（円筒長さ半径比 L/R ：約3）である。また、2021年度に発表された文献[9]においてタンク型SFRの原子炉構造が検討されている。炉容器の直径（文献中には内径若しくは外径の記載は無し）は約16 m、円筒長さ約16 m、肉厚50 mmであり、半径肉厚比 R/t は約160、円筒長さ半径比 L/R は約2、炉心支持構造と鏡板の接合部に荷重が入力されると考えた場合の、荷重負荷長さ半径比 H/R は約2.3である。次に既往研究にて炉容器の耐震評価に適用された、炉容器据え付け位置における床応答曲線の例を図B.3-2に示す。図の読み取りからJSFRの炉容器の水平方向の固有周期が約0.25秒（約4 Hz）、上下方向が約0.09秒（約11 Hz）であり、高性能水平免震システムを採用した場合、水平方向の加速度は約 4.2 m/s^2 、上下方向は約 29.3 m/s^2 となる。また文献[9]にて検討されたタンク型炉の固有振動数は、炉容器据え付け位置での床応答曲線に示された固有周期の読み取りから、水平方向は約0.2秒（約5 Hz）、上下方向は約0.1秒（約10 Hz）であり、JSFRと概ね同じである。耐震設計された炉容器の床応答曲線の例から、炉容器の水平方向の周期は0.15秒程度、鉛直方向が0.1秒程度である。これら既往研究での炉容器の形状、固有周期などを参考に、座屈試験体を検討することとした。

(2) 水平免震設計された炉容器における鉛直荷重の影響確認

耐震（非免震）プラントでは水平荷重が卓越するが、水平免震プラントでは鉛直荷重が無視できないほど大きくなる場合がある。既往研究[11]に示される座屈評価式によると、水平荷重が負荷されると縮尺試験体の基部（固定部）に曲げによる圧縮応力が生じる位置（荷重負荷方向）において塑性座屈が生じるとの評価結果になる。なお、鉛直加速度が卓越する免震システムを導入した条件においても、容器が塑性座屈を生じる厚肉円筒形状であるため、水平加速度により基部の圧縮応力が厳しくなる位置において象脚の曲げ座屈が生じ、象脚形状の面外変形が生じると考えられる。

ここで、文献[8]にて検討されているタンク型炉での鉛直と水平荷重の比率に相当する荷重条件について、後述する試験体B-1の弾性座屈固有値解析と弾塑性大変形解析を実施し、座屈モードを確認した。弾性座屈固有値解析から得られた座屈モードを図B.3-3に示す。水平荷重のみの場合と、水平と鉛直方向荷重の実機相当での比率で負荷した場合において、せん断座屈が先行することを確認した。また曲げについては、高さが異なるものの面外方向の凹凸が生じるモードであった。さらに、炉容器は塑性座屈する形状であるため、弾塑性大変形解析による座屈モードの確認を実施し、得られた結果を図B.3-4に示す。水平のみと、上下を含む荷重条件の両方で、容器基部に象脚座屈が生じており、座屈モードはおおむね同じで

あることを確認した。このため、座屈試験を水平荷重のみを負荷する形態で実施した場合に生じる座屈は、鉛直荷重と水平荷重の両方が負荷される実機条件で生じる座屈モードと同じであるため、水平荷重のみを負荷する座屈試験において、象脚頂部に生じるひずみを評価し、座屈後のバウンダリ損傷を評価する手法の精度を確認することとした。

(3) 座屈試験での評価フロー

座屈試験における座屈後のバウンダリ損傷の評価フロー（図 B. 3-5）は以下のとおりである。

①試験体をシェル要素にてモデル化し、試験体の頂部変位を漸増若しくは繰返し負荷させながら増加させる静的な弾塑性大変形解析を実施し、骨格曲線を取得する。②骨格曲線を用いた一質点系のモデルを作成し、地震波の時刻歴を入力した動的応答解析を実施する。この動的応答解析から一質点系の頂部変位の時刻歴データを得ることができ、①の解析から得られた頂部変位と、疲労を評価する位置におけるひずみの関係を用いることで、評価位置のひずみ履歴を算出する。③ひずみの履歴データに対してレインフロー法等の波形の計数法を適用し、ひずみ範囲と発生回数の対応を整理する。疲労強度を評価するための材料の疲労線図には、JSME 高速炉規格[12]に規定される最適疲労線図などを用いることが出来る。あるひずみ範囲の発生回数と、最適疲労線図から求まる疲労寿命の比を求め、マイナー則を用いて累積疲労損傷度を算出し、累積疲労損傷度が1以上の場合、疲労損傷が生じると判定する。

(4) 高速炉原子炉容器の縮尺試験体の製作

座屈試験では座屈後の破損状態に至る過程を明らかにするため、縮尺試験体の形状（半径肉厚比、円筒長さ半径比）は実機相当（ループ型炉及びタンク型炉）の比率とすることで、実機と試験体の座屈応力が等しくなる形状とした。また、材料は実機でオーステナイト系ステンレス鋼を採用していることから、材料特性が似ており入手性の良い SUS304 とした。この時、縮尺比は入手できる素材の肉厚（1.5 mm）と、実機相当の肉厚（50 mm）[9]の比率となる。縮尺試験体の代表寸法は、内径 210 mm、肉厚 1.5 mm とし、円筒長さを 100 mm（L/R=1、タンク型炉相当）、210 mm（L/R=2、ループ型炉相当）、520 mm（L/R=5、文献[13]の試験体に近い曲げモーメントの脚が長い容器）の 3 種類とした。試験体は円筒の上下にフランジを溶接している。製作した縮尺試験体を図 B. 3-6 に示す。外径ノギスにて試験体の上端と下端を 45° ピッチで直径を計測し、計測箇所においては、初期不整量は、既往研究[11]に示される座屈評価式が許容する初期不整量（容器の内、外側にそれぞれ肉厚 0.5 倍）と同等か、それよりも小さいことを確認した。よって、初期不整による座屈荷重の低下影響は小さいと考えられる。また、代表的な試験体について、三次元形状計測を行っており、円筒の曲げ加工や切断時に生じたと思われる半径方向の不整を確認できるが、大きな不整は見られなかった。

(5) 準動的座屈試験と試験データ取得

1) スケール則を適用した試験条件

本検討では加振試験を実施する代わりに、縮尺試験体の振動数を設定した一質点系モデルを用いた動的応答解析を実施し、加速度により生じる水平変位を関連付ける。この時、構

造の基本的な応答を把握するため、地震荷重に相当する加速度入力は正弦波とした。試験ケースを表 B. 3-1 に示す。耐震設計の場合の荷重は炉容器の固有振動数（既往研究[10]では 4Hz 程度）と地震で卓越する振動数（既往研究[10]では 6.5 Hz）が比較的近いいため、座屈後は炉容器の固有振動数が小さくなることで炉容器の固有振動数と地震で卓越する振動数が不一致となる。一方、免震設計の場合の荷重は炉容器の固有振動数（5 Hz 程度）よりも地震で卓越する振動数（既往研究[9]では 0.3 Hz から 0.5 Hz）が小さく、座屈後に炉容器の固有振動数が低下することにより炉容器の固有振動数と地震波で卓越する振動数が近づく。試験条件を設定する動的応答解析においては、実機スケールでの炉容器の固有振動数が 5 Hz と設定し、文献[13]での加振試験での振動数比を参考にし、耐震設計を想定した入力波の振動数を 3.1 Hz（振動数比、入力/容器=0.62）、水平免震システムの適用を想定した入力波の振動数を 0.4 Hz（振動数比、入力/容器=0.08）とした。これらの条件に対して、スケール則を適用し、試験体スケールでの振動数を算出することで、座屈強度と座屈後挙動の相似性を持たせた。令和 4 年度（2022 年度）において、1 次の固有振動数に関わる慣性力と弾性力の比を保存する相似則（スケール則）を調査し、表 B. 3-2 に示すスケール則について試験解析により適用性を確認した。また、既往研究の追加調査を実施したところ、FBR 炉容器の動的座屈実験[14]においても前述のスケール則の適用実績を確認したことから、これを適用し、長さ、ひずみ、応力、変位、力、加速度、振動数、時間刻み、質量及び荷重変位曲線の傾きについて、実機と試験体の寸法比による関連を持たせることとした。

2) 一質点系の応答解析による試験条件検討

実機スケールでの加速度履歴をスケール則にて、試験体スケールの加速度履歴を算出し、試験体スケールでの一質点系の応答解析を行い、座屈試験における変位負荷条件を設定した。この一質点系の動的応答解析における骨格曲線（水平荷重と水平変位の関係）は、縮尺試験体をシェル要素でモデル化した弾塑性大変形解析（図 B. 3-7）から取得した。試験体の一質点系の動的応答解析結果を図 B. 3-8 に示す。一質点系の動的応答解析を実施したところ、免震を想定した条件では座屈が生じると急激に変位が増加すること、耐震を想定した条件では、座屈が生じても変位制御的な特徴を維持し、変位の急増が生じないことを確認した。免震システムを導入する実機において、座屈後強度を期待するためには、炉容器の変位を制限する機構が必要であることが分かった。このため、試験における負荷条件は、座屈が生じるまでを 3 条件、座屈後においては座屈時変位を基準とした変位条件を設定した。設定した負荷条件を表 B. 3-3 に示す。

3) 座屈試験

座屈試験での負荷装置は三菱重工業株式会社（総合研究所）が所有する 300 kN 疲労試験機を用い、前述の一質点系の動的応答解析から設定した変位負荷条件を用いて、試験体に静的に水平変位を負荷することにより座屈試験を実施した。試験装置の外観を図 B. 3-9 に示す。試験から得られた座屈荷重を表 B. 3-4 に示す。ここで、既往研究[11]にて示された、せん断荷重、曲げ荷重及び（または）軸方向の圧縮荷重を受ける容器の座屈評価式（5 乗則）は、以下のとおりである。

$$\left\{ \left(\frac{Q}{Q_{cr}} \right)^5 + \left(\frac{M}{M_{cr}} + \frac{F_c}{C_V F_{cr}} \right)^5 \right\} < \left(\frac{1}{f_B} \right)^5; \quad F_c \geq 0$$

ここで、せん断座屈強度 Q_{cr} は以下の式より与えられる。

$$Q_{cr} = \tau_{cr}^P \cdot A / 2$$

$$\left(\frac{\tau_{cr}^P}{\tau_{cr}^e} \right) + \left(\frac{\sqrt{3}\tau_{cr}^P}{1.27S_y} \right)^2 = 1$$

$$\tau_{cr}^e = \frac{3.856 \cdot Et^2}{L^2} \sqrt{1 + 0.0676 \left(\frac{L}{\sqrt{D_o t}} \right)^3}$$

曲げ座屈強度 M_{cr} は、以下の式より与えられる。

$$M_{cr} = \alpha_{b, cr}^P \cdot Z$$

$$\left(\frac{\alpha_{b, cr}^P}{\alpha_{b, cr}^e} \right) + \left(\frac{\alpha_{b, cr}^P}{1.27S_y} \right)^2 = 1$$

$$\alpha_{b, cr}^e = \frac{1.2Et}{D_o} \left\{ 1 - 0.731 \left(1 - \exp\left(-\frac{1}{16} \sqrt{\frac{D_o}{2t}}\right) \right) \right\}$$

軸圧縮座屈強度 F_{cr} は、以下の式より与えられる。

$$F_{cr} = \alpha_{a, cr}^P \cdot A$$

$$\left(\frac{\alpha_{a, cr}^P}{\alpha_{a, cr}^e} \right) + \left(\frac{\alpha_{a, cr}^P}{S_y} \right)^2 = 1$$

$$\alpha_{a, cr}^e = \frac{1.2Et}{D_o} \left\{ 1 - 0.901 \left(1 - \exp\left(-\frac{1}{16} \sqrt{\frac{D_o}{2t}}\right) \right) \right\}$$

f_B : 安全係数、 E : 縦弾性係数 (MPa)、

S_y : 設計降伏応力 (なお、本検討では実力値評価のためミルシート値) (MPa)、

D_o 、 t 、 A 、 L : 容器の外径 (mm)、肉厚 (mm)、断面積 (mm²)、胴長 (mm)

Z : 容器の断面係数 (mm³)、 Q : せん断力 (N)、 Q_{cr} : せん断座屈強度 (N)

M : 曲げモーメント (N・mm)、 M_{cr} : 曲げ座屈強度 (N・mm)、

F_c : 軸方向の圧縮荷重 (N)、 F_{cr} : 軸圧縮座屈強度 (N)、 C_V : 繰返し影響係数、

τ_{cr}^P : 塑性せん断座屈応力 (MPa)、 τ_{cr}^e : 弾性せん断座屈応力 (MPa)、

$\alpha_{b^P}^{cr}$: 塑性曲げ座屈応力 (MPa) 、 $\alpha_{b^e}^{cr}$: 弾性曲げ座屈応力 (MPa) 、

$\alpha_{a^P}^{cr}$: 塑性軸圧縮座屈応力 (MPa) 、 $\alpha_{a^e}^{cr}$: 弾性軸圧縮座屈応力 (MPa)

試験から得られた座屈荷重から座屈評価式と座屈試験結果を比較すると、図 B. 3-10 に示すように、座屈評価値が座屈発生の判定となる 1 よりも大きく、評価式が安全側であることを確認した。また、座屈試験結果を図 B. 3-11 に示す。予備試験である ID: 0 では、座屈荷重時では試験体基部に象脚座屈が生じていたが、変位を 1.6 mm から 7.1 mm と大きく増加させる過程において、象脚座屈の上側の凹み変形が大きくなり、この凹み変形の両端に縦じわ状の膨らみ（凹み変形が隣接する尾根）が生じた。ID: A、B-1、B-2 でも ID: 0 と同様に、座屈荷重時において試験体基部に象脚座屈が生じ、繰返し負荷する水平変位が大きくなるに従い、象脚座屈の上側の凹み変形が大きくなった。ID: C は円筒長さ半径比が 1 と短い、座屈荷重時においては象脚座屈変形が生じ、その後、水平変位を大きくしていく過程で、せん断の影響を受け、水平変位の押しの際に生じる斜めしわと、引きの際に生じる斜めしわが荷重直交方向の円筒高さ全体に生じ、ダイヤモンド状の面外変形が象脚の座屈変形の上側に生じた。

(6) 座屈後の破損シーケンスの評価法と評価精度の確認

1) 座屈試験における貫通き裂の発生

貫通き裂発生時における試験と解析の累積疲労損傷度等の比較を表 B. 3-4 に示す。座屈が生じた後、座屈時変位を基準とした変位（1.5 倍、2.0 倍等）を各 50 回繰返し、変位を順次増加させる試験を実施した。座屈時変位の 1.5 倍を 50 回負荷した条件では、いずれの試験体においてもき裂は見られなかった。座屈時変位の 2.0 倍を 50 回負荷した条件では、貫通き裂の生じた試験体（A、C のどちらも 47 回）と貫通き裂の生じない試験体があった。繰返し負荷により貫通き裂が生じた位置は、図 B. 3-11 に示したように、象脚変形の頂部若しくは谷であり、貫通き裂は周方向に進展することを確認した。L/R=1 においては、せん断による面外変形も生じたが、貫通き裂は、せん断によるしわの位置ではなく、象脚座屈の頂部において生じた。いずれの条件でも貫通き裂の発生箇所が縮尺試験体の基部であることから、実機においては液面高さよりも上方において座屈変形や貫通き裂が生じることに対応し、大規模な破断に至らない限りナトリウムは原子炉容器に保持されていると考えられる。また、本試験では荷重として正弦波を与えているが、実機での波形はランダムであり、かつ座屈を生じさせる大きな加速度は数回程度であると予想されるため、許容される地震入力に対し、さらに大きな裕度があると考えられる。

2) 座屈試験における累積疲労損傷度

試験では、縮尺試験体の象脚座屈の生じる位置に貼付したひずみゲージ（ゲージ長 2 mm）のうち、貫通き裂位置に近いものを用い、レインフロー法により鉛直方向ひずみ（単軸の成分ひずみ）のひずみ範囲と発生回数を計数し、JSME 高速炉規格 [12] に示される最適疲労線図に従い、累積疲労損傷度を算出した。試験で計測した鉛直方向ひずみを用いた累積疲

劣損傷度は 1 より小さい。き裂の生じた象脚変形の頂部や谷部においては、位置によるひずみの変化が大きいため、計測位置で最大ひずみが発生しなかったことが影響している可能性がある。

3) 解析による評価

シェル要素を用い、試験での繰返し水平変位を負荷した弾塑性大変形解析における座屈時変位 3 倍時点での鉛直方向ひずみ分布を図 B. 3-12 に示す。ID:A においては、象脚頂部と基部の中間位置で 10% 程度の大きな圧縮ひずみが生じている。この位置では、図示している方向とは逆方向に変位を増加させた際との鉛直方向ひずみの差が大きくなることから、疲労が厳しい箇所と考えられる。座屈試験においても解析と同様に、象脚頂部と基部の中間高さにおいてき裂が生じている。また ID:B に対応する解析においても同様に、象脚変形の頂部の膨らみが生じ、座屈試験と類似した変形を得ており、また疲労が厳しい箇所は象脚頂部と、座屈試験でき裂の生じた位置と一致した。ID:C に対応する解析では、象脚変形とせん断の影響を受けた斜めしわが生じる変形状況を再現でき、鉛直方向ひずみの絶対値が最も大きい箇所は象脚の頂部であり、せん断しわの交差する箇所ではないことも、座屈試験結果と一致した。このことから、座屈試験において貫通き裂が生じた箇所は、弾塑性座屈解析からある程度予想できる結果となった。

解析による疲労損傷の予測では、弾塑性大変形解析から得られた頂部変位と座屈箇所におけるひずみの関係を用いることで、一質点系の動的応答解析から得られた変位に対応するひずみ履歴を算出でき、得られたひずみ履歴に対してレインフロー法と上記の最適疲労線図を用いて累積疲労損傷度を算出した。解析では $L/R=1$ のケースの累積疲労損傷度が 0.70 (一質点系の動的応答解析の骨格曲線を求めた弾塑性大変形解析から得られた変位とひずみの関係を用いて評価した場合) であることを除くと、他のケースでは累積疲労損傷度が 1 以上と、保守的に評価できた。ここで、実機設計では繰返し数に $1/20$ の安全率を考慮した設計線図が適用され、本評価の損傷度では 0.05 に相当する。このため、 $L/R=1$ のケースにおいて解析精度の向上という課題はあるが、現状の解析でも安全側に貫通き裂の発生を評価できる。このため実機の荷重条件を入力した解析で、発生ひずみを適切に予想することで、実機の座屈後寿命を予測できる目途を得たと考えられる。

4. まとめ

過大地震に対して容器に求められる性能要求に対して、座屈発生を防止するという過度に安全な設計がなされているため、容器の座屈後応答・破損限界の評価法を確立することで、受動安全構造の設計思想を反映した合理的な設計を可能とすることを目的とし、令和 5 年度に、座屈試験と解析から累積疲労損傷度を評価し、以下の知見と課題を確認した。

- ・ 一質点系の動的応答解析から、耐震条件では座屈後においても応答する変位は急増しないが、免震条件では座屈後において応答する変位が急増する。座屈後強度を期待するためには振れ止めを設けるなどにより、水平変位の制限を設けることが必要と考えられる。
- ・ 座屈試験では、塑性座屈の生じる半径肉厚比が約 70 である容器において、円筒長さ半径比が 1 から 5 という広い範囲においても象脚座屈が生じ、繰返し負荷においては象脚

座屈の頂部若しくは谷部において貫通き裂が生じた。実機においては、ルーフスラブ近傍に座屈が生じ、繰返し負荷により貫通き裂が生じたとしても冷却材が漏洩しないことが予想される。

- 座屈試験において、座屈時変位の 2 倍の水平変位を 47 回以上繰返した場合に貫通き裂が生じた。試験では正弦波での負荷としたが、実際の地震では座屈を生じさせるような強い加速度は数回であると予想され、実機にはさらに裕度があると考えられる。
- 座屈試験においてひずみゲージから計測した鉛直方向ひずみを用いた累積疲労損傷度の評価では、いずれのケースにおいても、き裂が生じると判定する 1 を超えなかった。象脚座屈では頂部においてひずみが大きく、頂部から外れるとひずみが大きく低下するため、ゲージ長 2 mm のひずみゲージではひずみのピーク値を捉えられていない可能性が高い。
- 本検討にて提案した、シェル要素を用いた弾塑性大変形解析と、一質点系モデルを用いた動的応答解析を適用する、過大地震に対する炉容器の座屈後応答及び破損限界の評価法により累積疲労損傷度を評価したところ、最も累積疲労損傷度が小さいケースは ID:C の 0.70 であり、その他のケースでは評価において疲労き裂が生じると判断する 1 以上となった。ただし、設計においては、今回適用した平均の疲労線図ではなく、繰返し数に 1/20 の安全率を考慮するため、今回の評価した累積疲労損傷度 0.05 にてき裂発生と判断することとなる。このため、解析手法の精緻化（初期不整影響、繰返し履歴の影響など）は必要ではあるものの、概ね提案する評価法にてバウンダリに貫通き裂を生じさせる疲労損傷を評価できる目途を得たと考える。
- 実機の評価においては、水平荷重に加え、鉛直荷重も負荷されるため、鉛直荷重が累積疲労損傷度に与える影響についても検討が必要である。
- シェル要素を用いた弾塑性大変形解析において、繰返し負荷を実施したところ、疲労評価が厳しくなる箇所は、座屈試験においても貫通き裂が生じた箇所に対応し、解析によりき裂発生箇所を概ね予測できたと考えられる。

参考文献

- [1] 日本原子力研究開発機構、高速増殖炉サイクル実用化研究開発 (FaCT プロジェクト)；フェーズ I 報告書 (2011)。
- [2] 令和 2 年度原子力システム研究開発事業 原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開発「過大地震に対する容器の座屈後応答・破損限界の評価法と試験体の検討 (その 1)」
- [3] 令和 3 年度原子力システム研究開発事業 原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開発「過大地震に対する容器の座屈後応答・破損限界の評価法と試験体の検討 (その 2)」
- [4] 令和 4 年度原子力システム研究開発事業 原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開発「過大地震に対する容器の座屈後応答・破損限界の評価法と試験体の検討 (その 3)」
- [5] 小木曾ら、高速増殖炉容器の耐震座屈設計法に関する研究 (第 6 報, 炉容器の座屈後疲

- 劣 損傷評価に関する研究) , 日本機械学会論文集 A 編 62 卷 598 号, pp.1306-1315 (1996) .
- [6] 独立行政法人 原子力安全基盤機構, 「平成 18 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」 (平成 19 年 8 月)
- [7] 手嶋良祐ら, 重力場における縮小模型実験に対する相似則の提案と検証, 構造工学論文集 A 67, pp.826-837 (2021).
- [8] 有田行雄ら, 原子炉格納容器の耐震強度に関する研究, 三菱重工技報 5. 1, pp.11-1 (1968) .
- [9] 内田ら, 3次元免震装置を適用したタンク型 SFR の原子炉構造概念の検討, 日本原子力学会 2021 年秋の大会 (2021) .
- [10] Nakagawa Masaki, et al., Effect of vertical seismic load on shear-bending buckling strength of thin cylindrical shells, JSME international journal. Ser. C, Dynamics, control, robotics, design and manufacturing 39. 4, pp.687-695(1996).
- [11] Takashi Okafuji, et al., DEVELOPMENT OF THE BUCKLING EVALUATION METHOD FOR LARGE SCALE VESSEL IN FAST REACTORS BY THE TESTING OF AUSTENITIC STAINLESS STEEL VESSEL WITH SEVERE INITIAL IMPERFECTION SUBJECTED TO HORIZONTAL AND VERTICAL LOADING, ASME PVP 2022, PVP2022-84605 (2022).
- [12] JSME 発電用原子力設備規格 設計・建設規格 第Ⅱ編 高速炉規格 (2016 年版)
- [13] YE, Y., et al., Study on post-buckling crack propagation in thin-walled cylinders under dynamic cyclic load, Mechanical Engineering Journal, 11(1), 23-00491, (2024).
- [14] Kokubo, K., et al., "Corroboration of dynamic characteristics of FBR main vessels by pseudo-dynamic and dynamic buckling experiments." Transactions of the 11th international conference on structural mechanics in reactor technology. 1991.

表 B. 2-1 地震時の原子炉容器における受動安全構造のシナリオ

建屋	荷重の特徴	先行破損モード	二次損傷モード	最終破損形態	座屈後の挙動変化	受動安全構造のシナリオ*2
耐震設計	水平：大 上下：中	<ul style="list-style-type: none"> せん断座屈 曲げ座屈 (象脚*1) 	<ul style="list-style-type: none"> 疲労破損 		<ul style="list-style-type: none"> 水平応答加速度：剛性低下による応答低減で減少 水平応答変位：剛性低下による応答低減で減少 (加速度の変化により遅れる) 上下方向：水平方向の応答に比べ破損への影響小 	<ul style="list-style-type: none"> ① 座屈後疲労寿命を評価し、大規模破断に至ることを防止。座屈後大規模破断までの余裕を取れる座屈形態を選択。 ② 座屈後固有振動数の低下により、大きな応答低減を狙う。
水平免震設計	水平：小 上下：中	<ul style="list-style-type: none"> 軸+曲げ座屈 (象脚*1) 	<ul style="list-style-type: none"> 疲労破損 疲労き裂不安定破壊 免震システム破損 	<ul style="list-style-type: none"> 疲労き裂進展・不安定破壊による大規模破断・漏洩 	<ul style="list-style-type: none"> 水平応答加速度：剛性低下による応答低減で減少 水平応答変位：増加 上下応答加速度：剛性低下による応答低減で減少 上下応答変位：増加 (大きく損傷すると減少する可能性あり) 	<ul style="list-style-type: none"> ① 免震システムによる荷重低減 ② 振れ止め等により過大な変形を防止し、延性的な損傷、疲労損傷度の増加を緩和 ③ 座屈後疲労寿命を評価し、大規模破断に至ることを防止。座屈後大規模破断までの余裕を取れる座屈形態を選択。
三次元免震設計	水平：小 上下：小	<ul style="list-style-type: none"> せん断座屈 軸+曲げ座屈 (象脚*1) 			<ul style="list-style-type: none"> 水平応答加速度：剛性低下による応答低減で減少 水平応答変位：増加 上下応答加速度：剛性低下による応答低減で減少 上下応答変位：増加 	<ul style="list-style-type: none"> ④ 安全容器の床支持により、炉容器損傷後の大規模漏洩・燃料露出の防止

*1 一般的に炉容器は弾性座屈の生じる形状でなく、塑性座屈もしくは弾塑性座屈となる。

*2 免震システムの破損はシナリオに含めていない。水平・鉛直の周波数特性を変化させることで受動安全に繋げられる可能性あり。

表 B. 3-1 試験体の代表寸法と座屈試験ケース

ID 円筒形状 荷重条件	内径 (mm)	肉厚 (mm)	円筒長さ (mm)	水平の固有振動数 試験体スケール (実機スケール)	水平の入力周波数 試験体スケール (実機スケール)	振動数比 入力/容器
0 予備 ループ型 免震想定*1	207	1.5 ($R_m/t=70$)	200 ($L/R_m=2$)	-	-	-
A 小型試験体相当 免震想定	210	1.5 ($R_m/t=71$)	520 ($L/R_m=5$)	167 Hz (5 Hz)	13 Hz (0.4 Hz)	0.08
B-1 ループ型 免震想定	210	1.5 ($R_m/t=71$)	210 ($L/R_m=2$)	167 Hz (5 Hz)	13 Hz (0.4 Hz)	0.08
B-2 ループ型 耐震想定	210	1.5 ($R_m/t=71$)	210 ($L/R_m=2$)	167 Hz (5 Hz)	103 Hz (3.1 Hz)	0.62
C タンク型 (プール型) 免震想定	210	1.5 ($R_m/t=71$)	100 ($L/R_m=1$)	167 Hz (5 Hz)	13 Hz (0.4 Hz)	0.08

*1 ID:0 は、円筒長さが ID : B-1 より 10 mm 短いため、上側フランジに 10mm のシムを挿入し、荷重負荷高さが B-1 と同じになるように調整した。

*2 試験体の直径を計測した箇所において、初期不整量は肉厚の 0.5 倍と同等またはそれ以下であった。

+

表 B. 3-2 座屈試験で適用する相似則[8]

弾性模型の相似則
Similarity law of elastic model

物理量	記号	次元	相似則
長さ	l	L	$\frac{l_m}{l_p} = \frac{1}{N}$
断面積	A	L^2	$\frac{A_m}{A_p} = \frac{1}{N^2}$
密度	ρ	ML^{-3}	$\frac{\rho_m}{\rho_p}$
ヤング率	E	$ML^{-1}T^{-2}$	$\frac{E_m}{E_p}$
ポアソン比	ν	-	$\frac{\nu_m}{\nu_p} = 1$
減衰定数	h	-	$\left(\frac{1}{\sqrt{\frac{l_m}{h_p}}}\right)^*$
ひずみ	ε	-	$\frac{\varepsilon_m}{\varepsilon_p} = 1$
応力	σ	$ML^{-1}T^{-2}$	$\frac{\sigma_m}{\sigma_p} = \frac{E_m}{E_p}$
変位	x	L	$\frac{x_m}{x_p} = \frac{1}{N}$
力	P	MLT^{-2}	$\frac{P_m}{P_p} = \frac{E_m}{E_p} \cdot \frac{1}{N^2}$
加速度	\ddot{x}	LT^{-2}	$\frac{\ddot{x}_m}{\ddot{x}_p} = \frac{E_m}{E_p} \cdot \frac{\rho_p}{\rho_m} \cdot N$
振動数	f	T^{-1}	$\frac{f_m}{f_p} = \sqrt{\frac{E_m}{E_p} \cdot \frac{\rho_p}{\rho_m}} \cdot N$
時間	t	T	$\frac{t_m}{t_p} = \frac{w_p}{w_m} = \sqrt{\frac{E_p}{E_m} \cdot \frac{\rho_m}{\rho_p}} \cdot \frac{1}{N}$

(注) 添字 m は模型、 p は実物を表わす。

* 入力波形が random の場合の補正項である。

種類	記号	単位	試験体での 実機に対する 倍率
長さ	L	m	1/N
ひずみ	ε	1	1
応力	σ	N/m^2	1
変位	δ	m	1/N
力	F	N	1/N ²
加速度	a	m/s^2	N
振動数	f	Hz	N
時間刻み	T	s	1/N
質量	m	kg	1/N ³
荷重変位 曲線の傾き	K	N/m	1/N

表 B. 3-3 座屈試験での負荷条件

(a) ID:0、L/R=2 (免震、予備試験)

ブロック	振幅 (mm)	繰返し回数	一質点系解析での加速度または変位
1	0.2	10	650 gal
2	0.4	11	1300 gal
3	1.1	12	2236 gal (座屈時)
4	1.6	1	座屈後の変位急増を模擬
5	7.1	1	
6	9.0	4	

(b) ID:A、L/R=5 (免震)

ブロック	振幅 (mm)	繰返し回数	一質点系解析での加速度または変位
1	0.8	10	2600 gal
2	1.6	10	5200 gal
3	3.3	10	7128 gal (座屈時)
4	5	50	座屈時変位の1.5倍
5	6.6	47	座屈時変位の2.0倍

(c) ID:B-1、L/R=2 (免震)

ブロック	振幅 (mm)	繰返し回数	一質点系解析での加速度または変位
1	0.2	10	650 gal
2	0.4	11	1300 gal
3	1.1	11	2236 gal (座屈時)
4	1.7	50	座屈時変位の1.5倍
5	2.2	50	座屈時変位の2.0倍
6	2.8	50	座屈時変位の2.5倍
7	3.3	16	座屈時変位の3.0倍

(d) ID:B-2、L/R=2 (耐震)

ブロック	振幅 (mm)	繰返し回数	一質点系解析での加速度または変位
1	0.1	10	200 gal
2	0.3	10	600 gal
3	1.1	10	992 gal (座屈時)
4	1.9	50	995 gal
5	2.2	50	座屈時変位の2.0倍
6	2.8	50	座屈時変位の2.5倍
7	3.3	24	座屈時変位の3.0倍

(e) ID:C、L/R=1 (免震)

ブロック	振幅 (mm)	繰返し回数	一質点系解析での加速度または変位
1	0.1	10	330 gal
2	0.2	11	810 gal
3	0.8	10	986 gal (座屈時)
4	1.2	50	座屈時変位の1.5倍
5	1.6	47	座屈時変位の2.0倍

表 B.3-4 座屈試験と解析から得られた座屈荷重と累積疲労損傷度の比較

評価ケース		座屈荷重 (kN)	座屈変位 (mm)	座屈評価値	き裂発生サイクル*3	試験最終サイクルでの累積疲労損傷度*3	座屈モード (き裂発生位置)
ID : 0 予備 L/R=2	試験	59.3	1.4	1.11	ブロック 6 の 4 回目、合計 39 回	-	象脚+縦じわ変形 (縦じわ下端)
ID : A L/R=5 免震	試験	34.9	4.7	1.24	ブロック 5 の 47 回目、合計 127 回	0.09	象脚 (象脚頂部と 基部間)
	解析	31.9	3.3	-	ブロック 4 の 43 回目、合計 73 回 (ブロック 4 の 28 回目、合計 58 回)	2.83 (3.84)	象脚
ID : B-1 L/R=2 免震	試験	66.7	1.4	1.21	ブロック 6 の 50 回目、合計 182 回	0.08*1	象脚 (象脚頂部)
	解析	65.0	1.1	-	ブロック 5 の 6 回目、合計 88 回 (ブロック 4 の 39 回目、合計 71 回)	4.84 (5.26)	象脚
ID : B-2 L/R=2 耐震	試験	68.8	1.8	1.25	ブロック 7 の 24 回目、合計 204 回	0.22	象脚 (象脚頂部)
	解析	B-1 と同じ		-	ブロック 4 の 44 回目、合計 74 回 (ブロック 4 の 33 回目、合計 63 回)	6.42 (6.62)	象脚
ID : C L/R=1 免震	試験	97.6	0.9	1.24	ブロック 5 の 47 回目、合計 128 回	0.29	象脚+せん断 (象脚頂部)
	解析	91.6	0.8	-	ブロック 5 の 75 回目*2、合計 156 回 (ブロック 5 の 18 回目、合計 99 回)	0.70 (1.87)	象脚+せん断

- *1 ひずみゲージが試験途中で断線し計測不可となったため、断線直前のサイクルのひずみ範囲が試験終了まで継続されたと仮定し、損傷度を算出した。
- *2 解析での変位とひずみの関係から算出した累積疲労損傷度評価においては、試験での貫通き裂発生サイクルでのひずみ範囲が、累積疲労損傷度が 1 になるまで継続されたと仮定し、き裂発生サイクルを算出した。
- *3 括弧内は、骨格曲線取得のための解析とは別に実施した試験変位での解析での変位とひずみの関係を使用した場合の評価結果である。

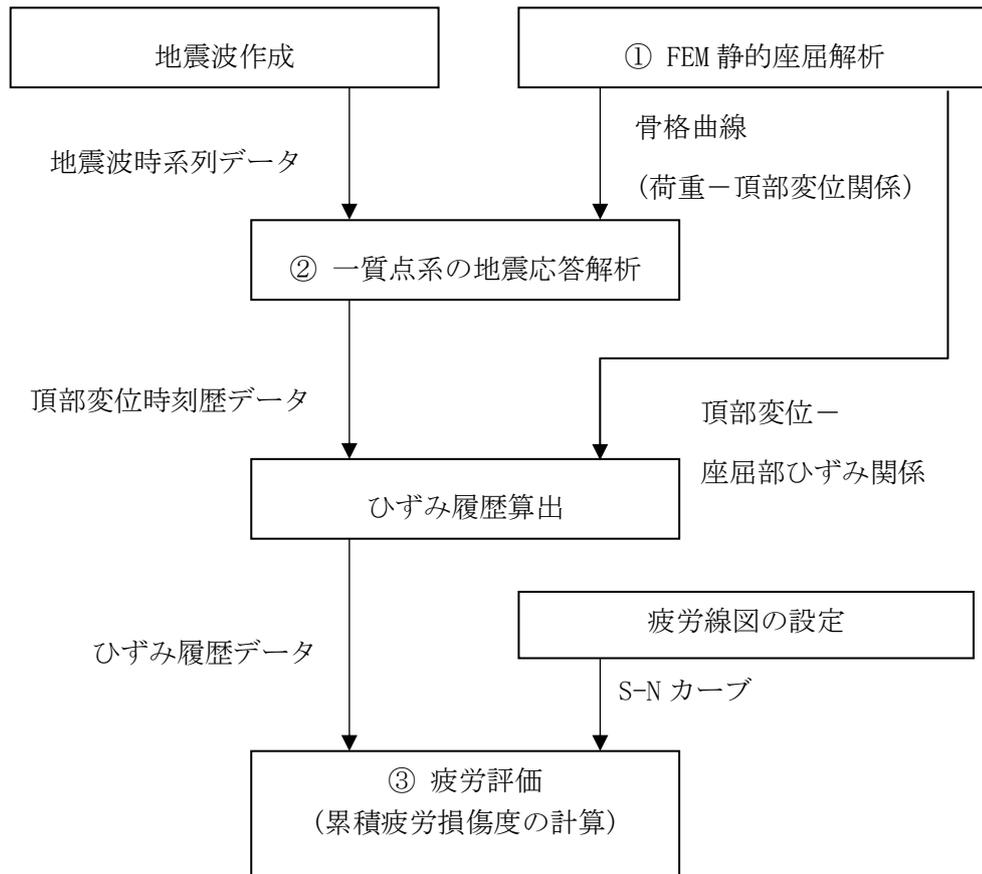
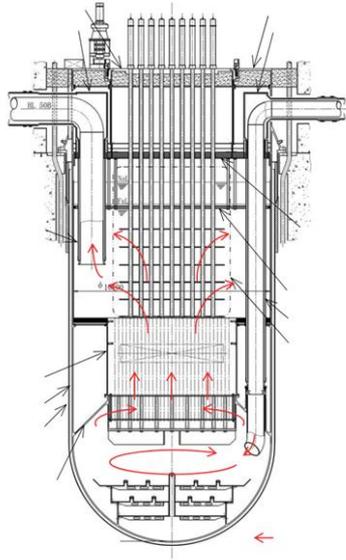
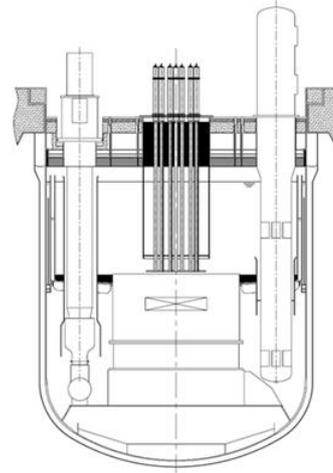


図 B. 2-1 炉容器の座屈後疲労によるバウンダリ損傷評価フロー[2]

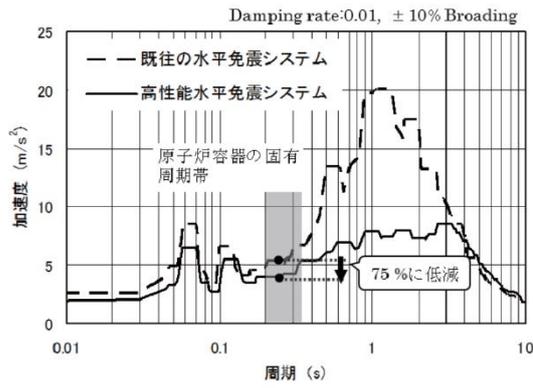


(a) ループ型炉 (JSFR) [1]



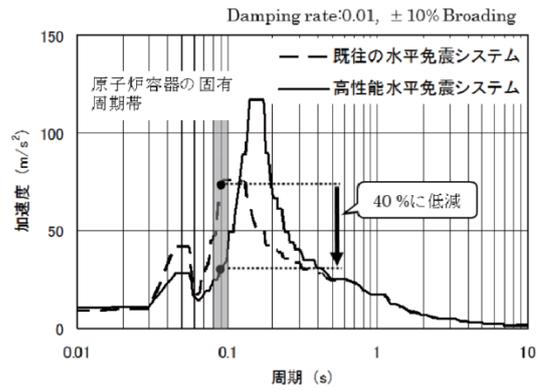
(b) タンク型炉 (プール型炉) [9]

図 B. 3-1 SFR の炉容器の例



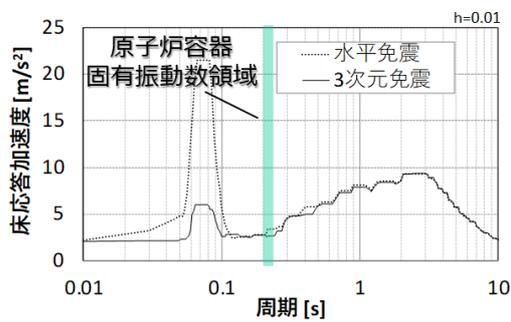
(a) 水平方向

(a) 免震設計 (JSFR、水平) [1]

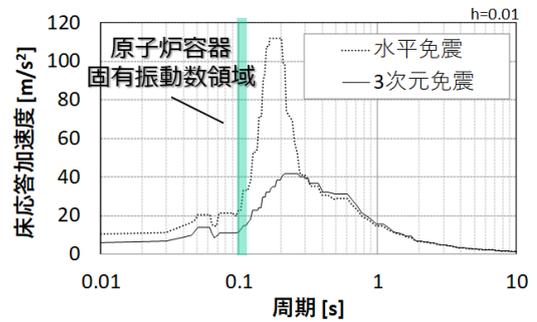


(b) 上下方向

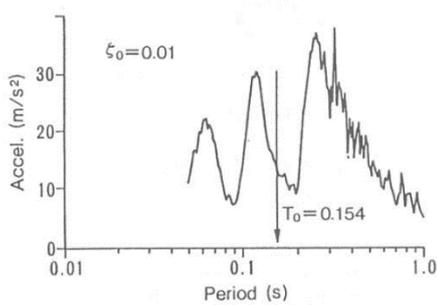
(b) 免震設計 (JSFR、鉛直) [1]



(c) 免震設計 (水平) [9]

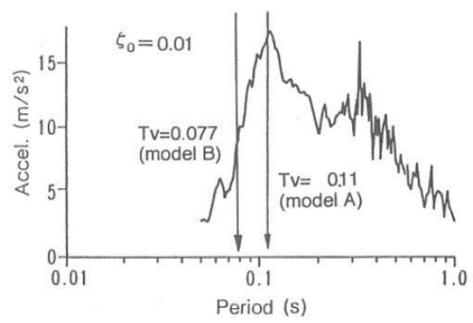


(d) 免震設計 (鉛直) [9]



(a) Horizontal

(e) 耐震設計 (水平) [10]



(b) Vertical

(f) 耐震設計 (鉛直) [10]

図 B. 3-2 原子炉容器据え付け位置での床応答曲線の例

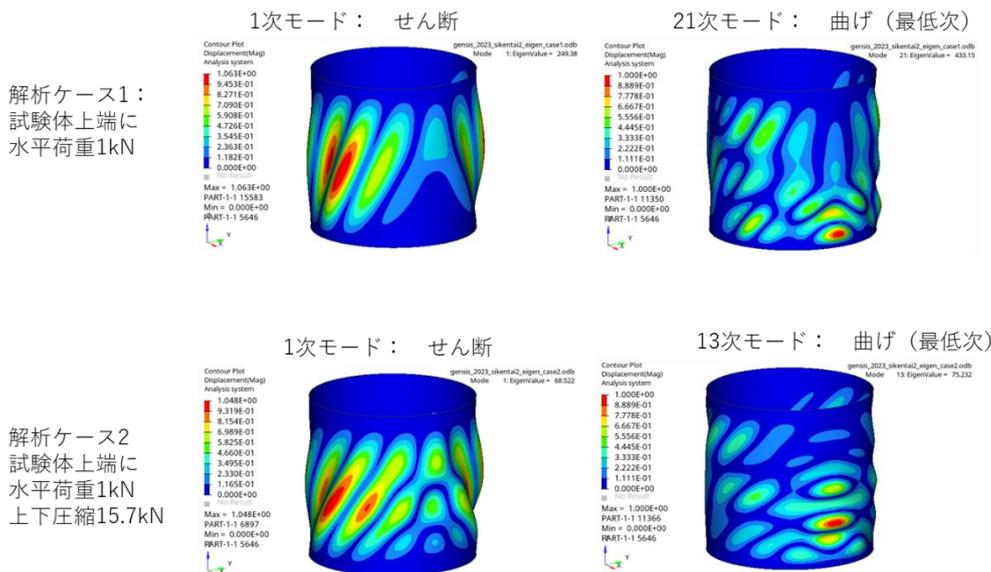
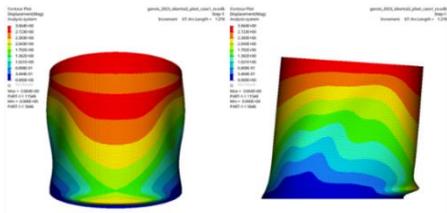
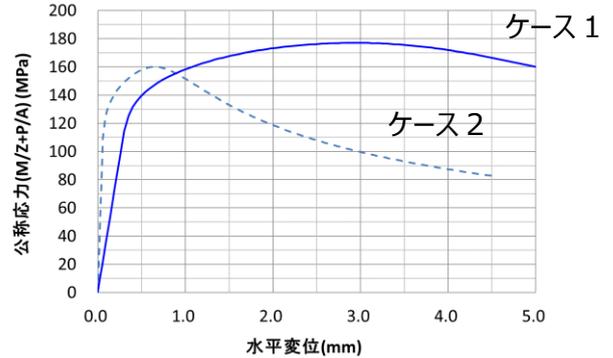
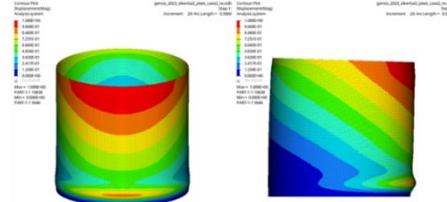


図 B. 3-3 試験体 B-1 における鉛直荷重影響 (弾性屈曲固有値解析)

解析ケース1：
試験体上端に
水平荷重1kNで
漸増

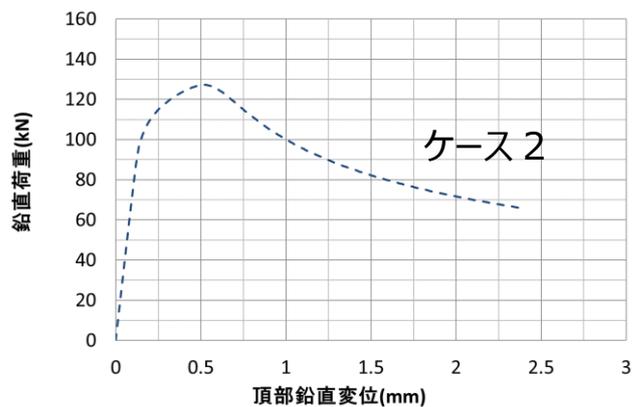
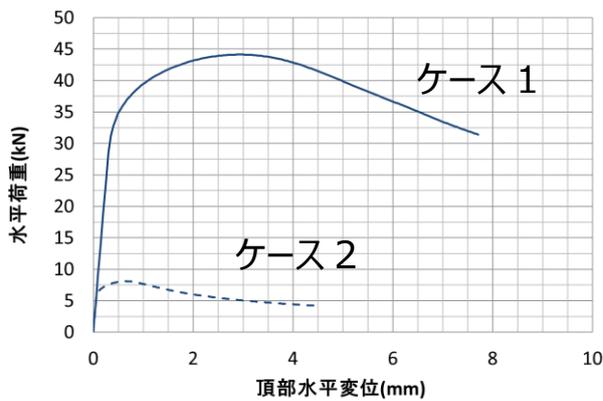


解析ケース2
試験体上端に
水平荷重1kN
上下圧縮15.7kN
の比率で漸増



(a) 最大荷重時における変形図

(b) 基部における応力と水平変位の関係



(c) 水平荷重と水平変位の関係

(d) 鉛直荷重と鉛直変位の関係

図 B. 3-4 試験体 B-1 における鉛直荷重影響 (弾塑性解析)

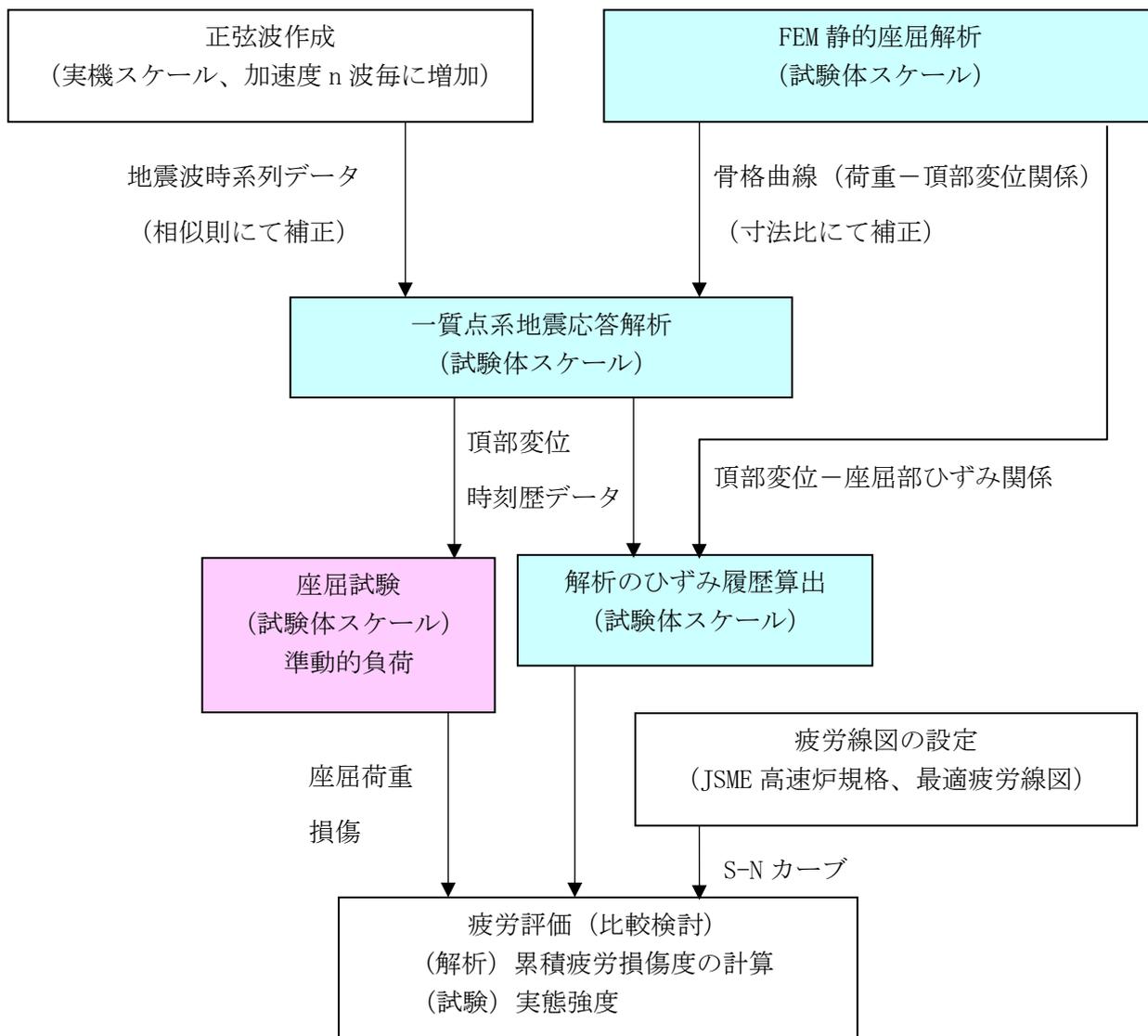
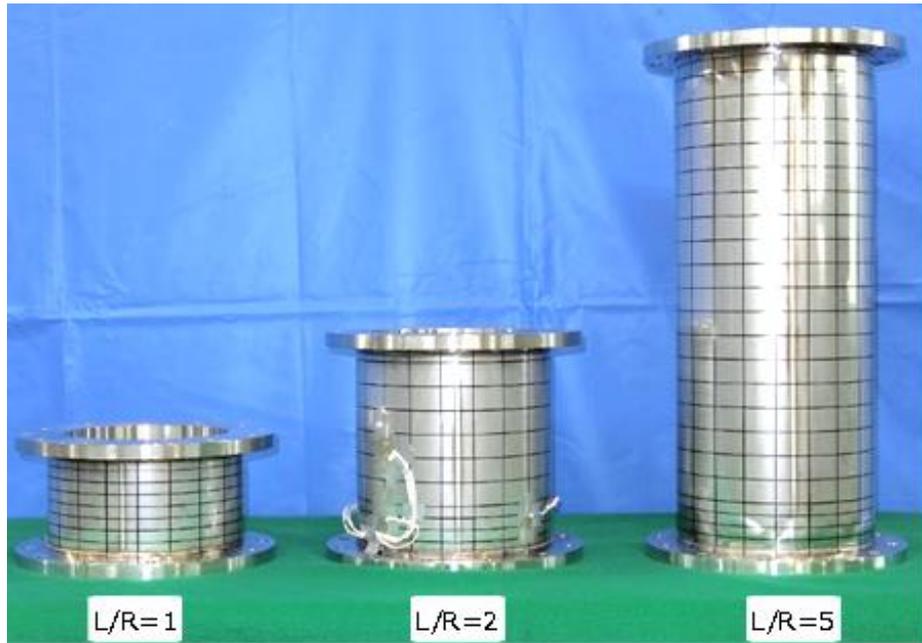
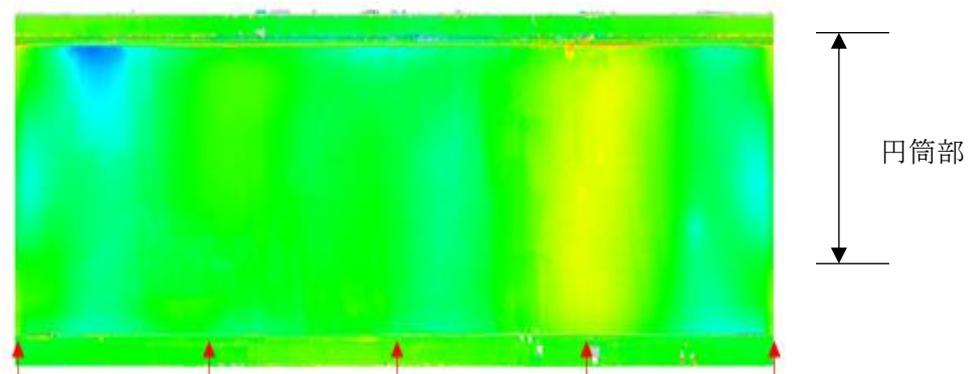


図 B. 3-5 座屈試験での評価フロー

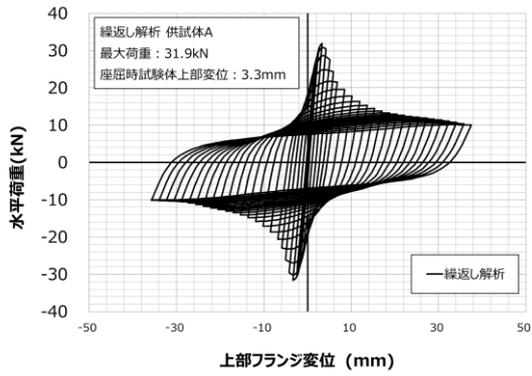


(a) 試験体外観

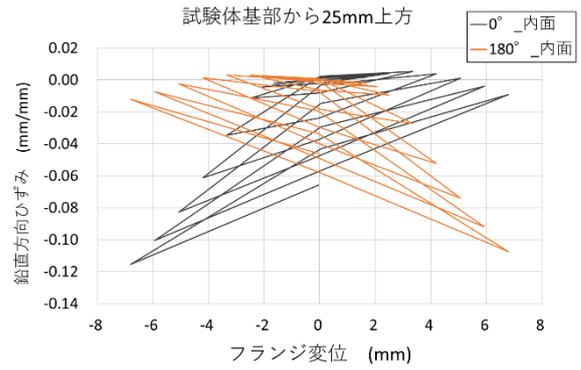


(b) 代表的な三次元計測結果 (ID : B-1、 $L/R=2$)

図 B. 3-6 製作した縮尺試験体

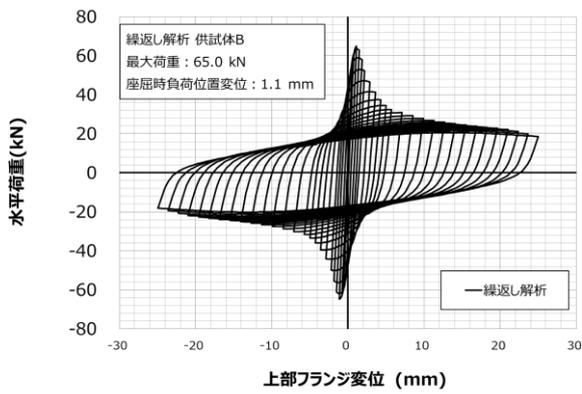


① 荷重－変位関係

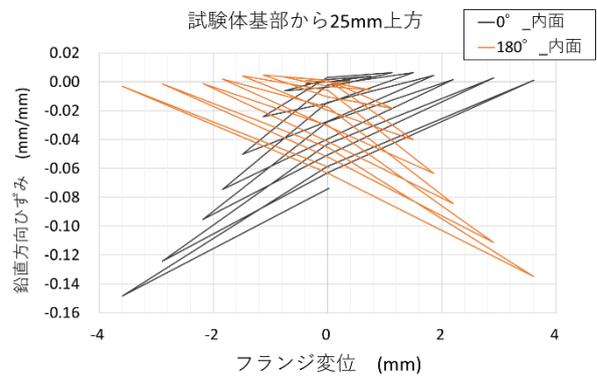


② 変位－ひずみ関係

(a) ID:A、L/R=5

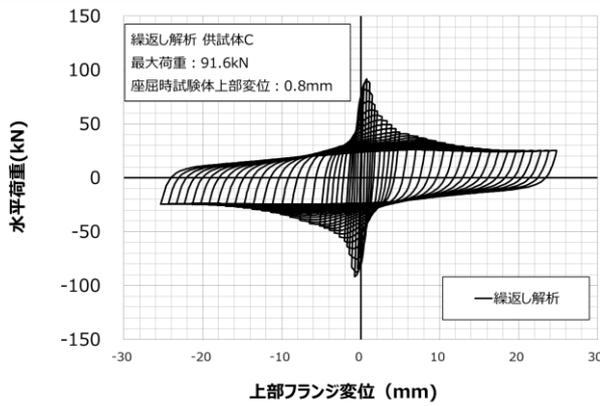


① 荷重－変位関係

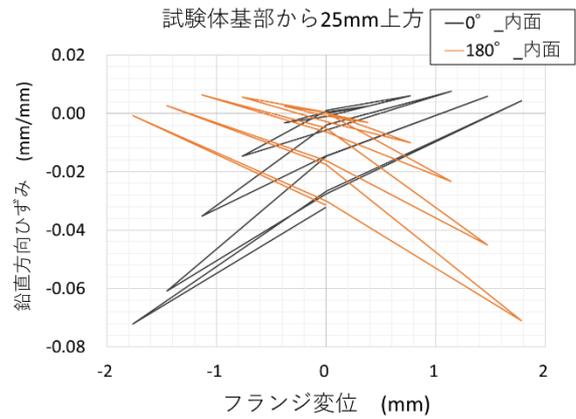


② 変位－ひずみ関係

(b) ID:B-1、B-2、L/R=2



① 荷重－変位関係

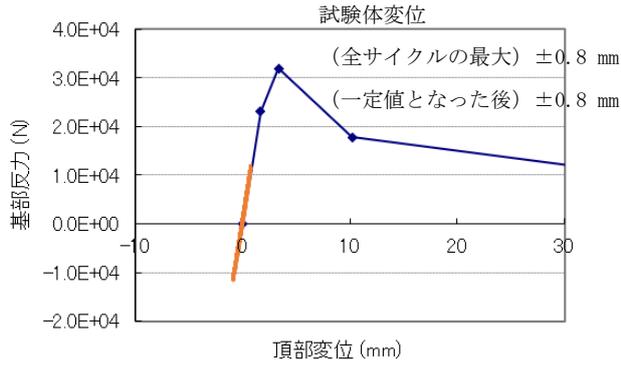


② 変位－ひずみ関係

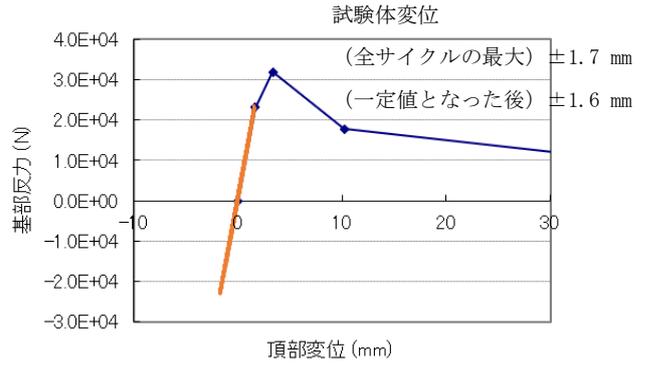
(c) ID:C、L/R=1

*1 骨格曲線を求めた解析

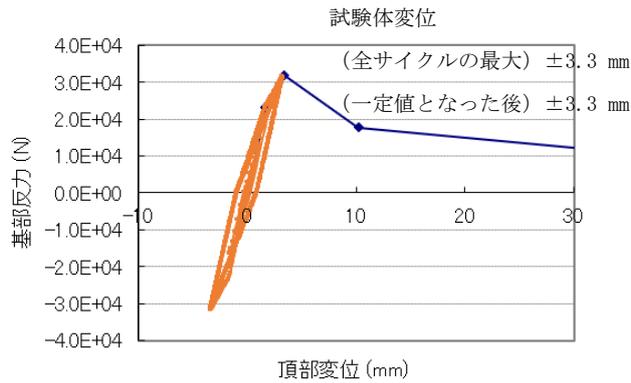
図 B. 3-7 試験体の弾塑性座屈解析結果



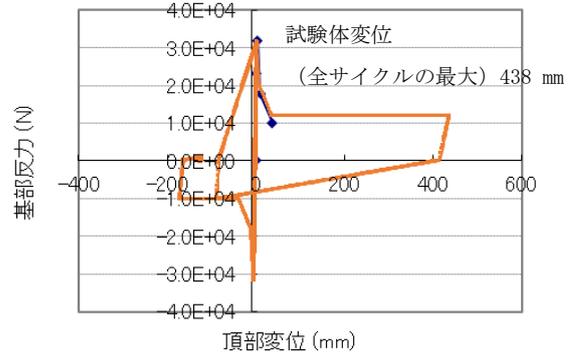
(a) 実スケール 2600 gal 相当



(b) 実スケール 5200 gal 相当

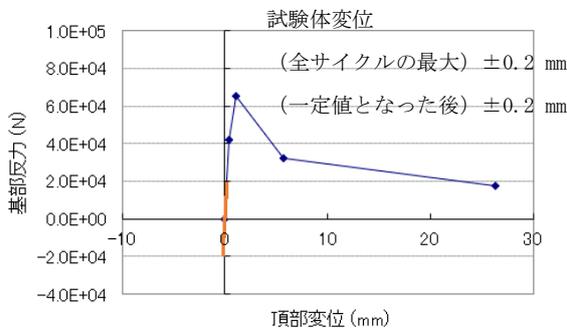


(c) 実スケール 7128 gal 相当

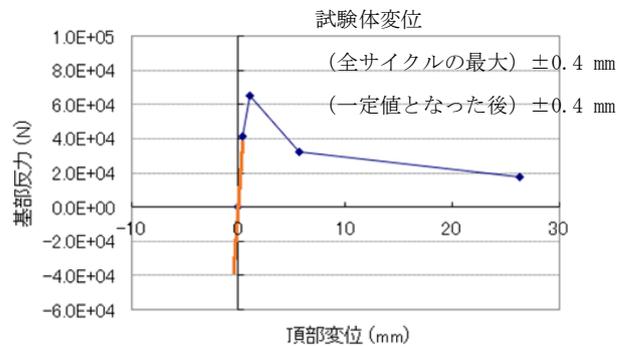


(d) 実スケール 7230 gal 相当

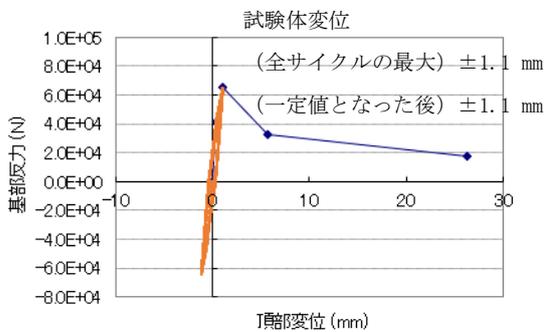
図 B. 3-8(1/4) 試験体の応答解析結果 (ID:A、L/R=5、免震)



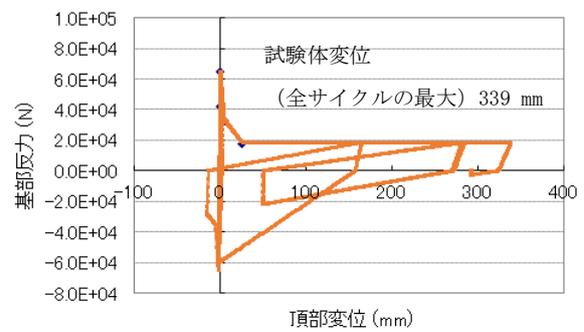
(a) 実スケール 650 gal 相当



(b) 実スケール 1300 gal 相当

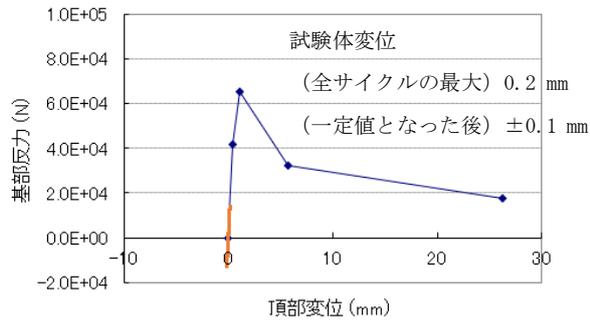


(c) 実スケール 2236 gal 相当

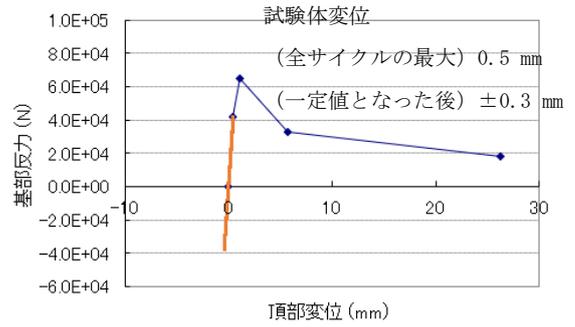


(d) 実スケール 2280 gal 相当

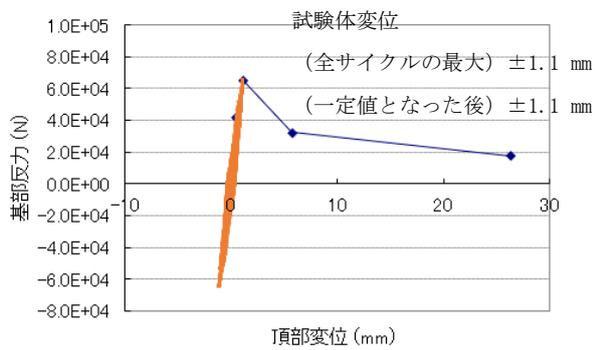
図 B. 3-8(2/4) 試験体の応答解析結果 (ID : B-1、L/R=2、免震)



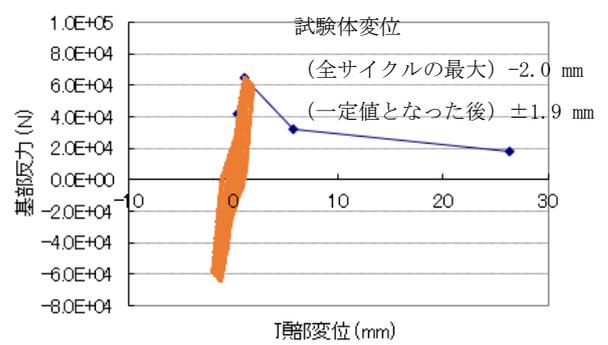
(a) 実機スケール 200 gal 相当



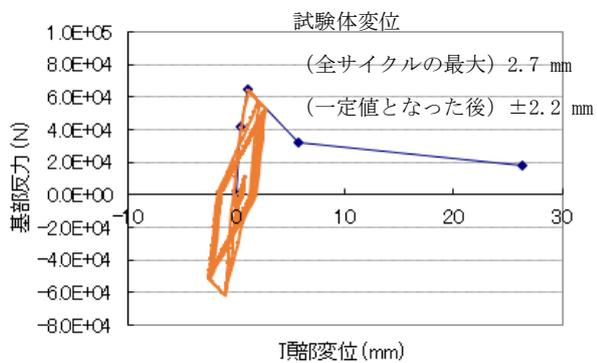
(b) 実機スケール 600 gal 相当



(c) 実機スケール 992 gal 相当

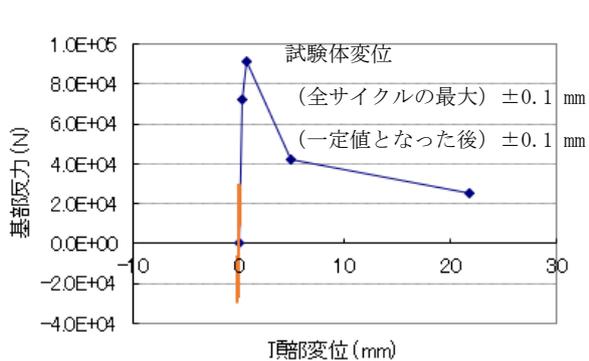


(d) 実機スケール 995 gal 相当

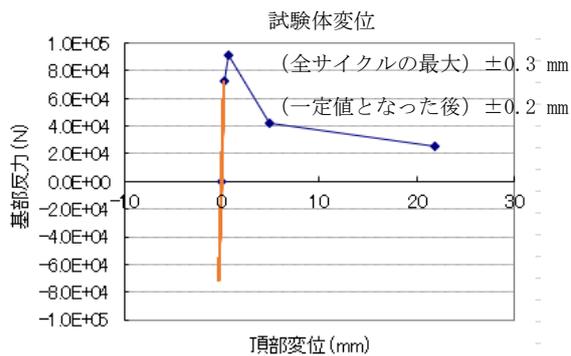


(e) 実機スケール 1544 gal 相当

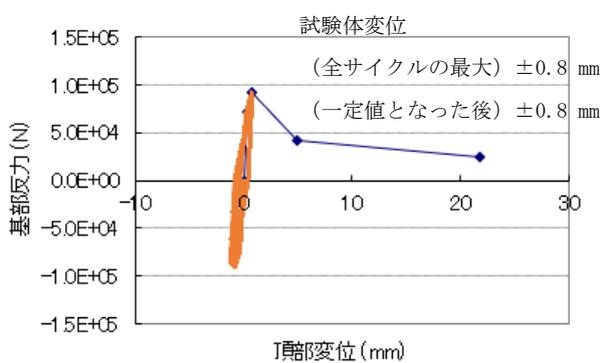
図 B.3-8(3/4) 試験体の応答解析結果 (ID:B-2、L/R=2、耐震)



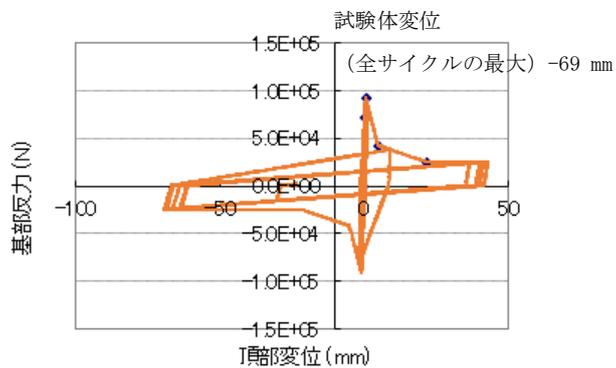
(a) 実機スケール 330 gal 相当



(b) 実機スケール 810 gal 相当



(c) 実機スケール 986 gal 相当



(d) 実機スケール 1030 gal 相当

図 B. 3-8 (4/4) 試験体の応答解析結果 (ID:B-2、L/R=1、免震)

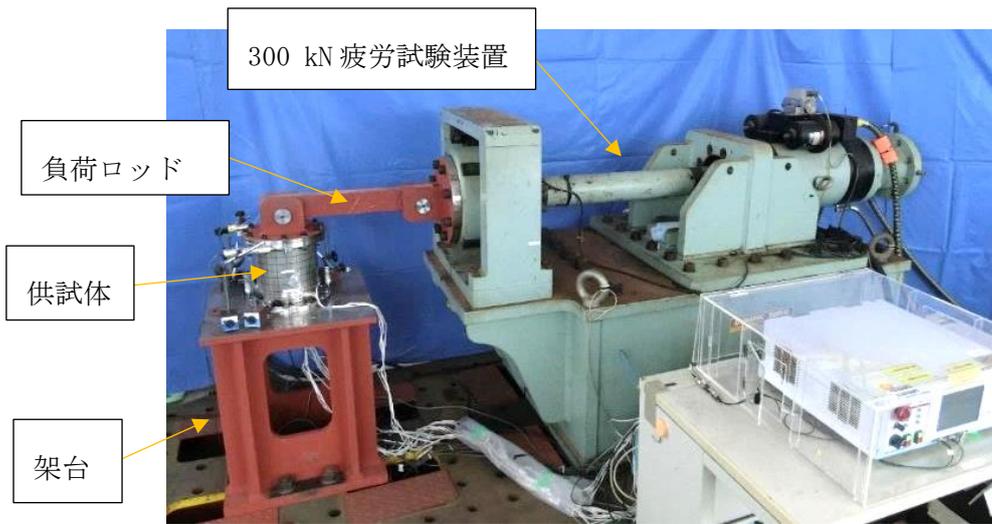


図 B. 3-9 試験装置の外観 (L/R=2)

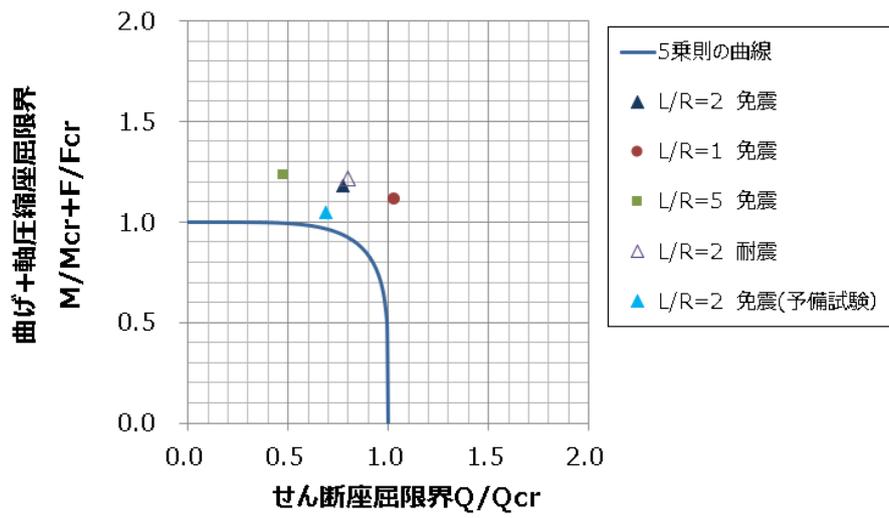
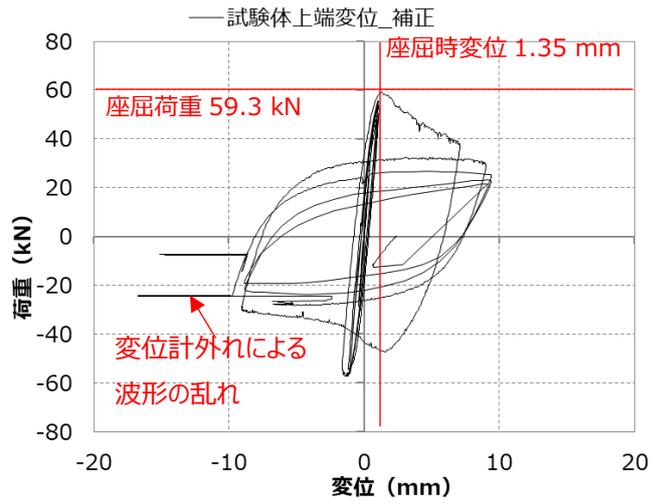


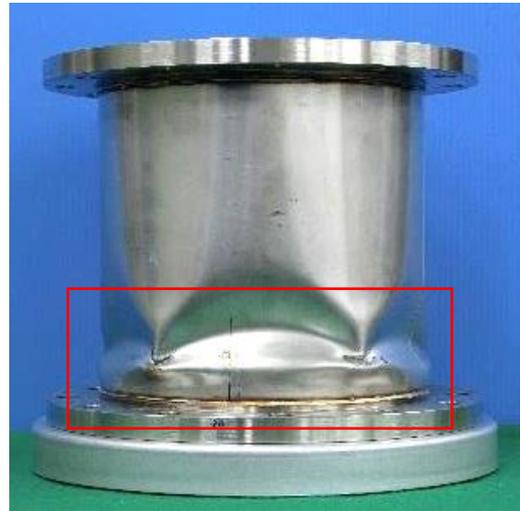
図 B. 3-10 座屈評価式 (5 乗則) と試験結果の比較



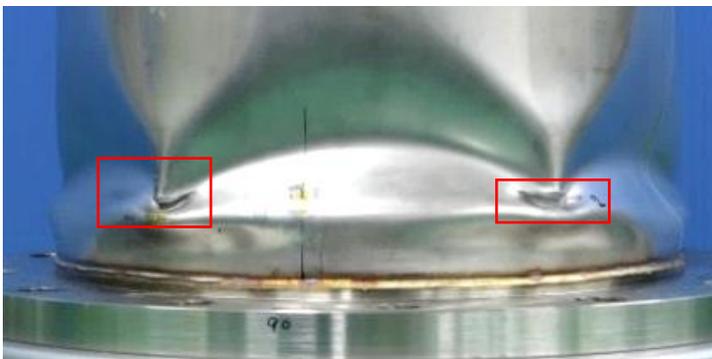
① 水平荷重－水平変位の関係



② 0° (荷重直交方向)

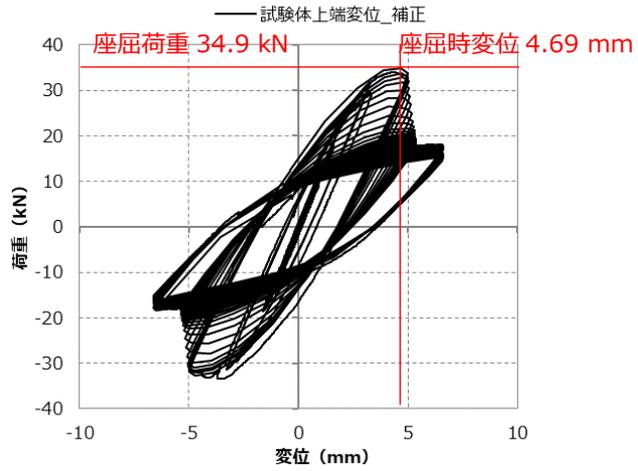


③ 90° (荷重負荷方向)



④ 90° 位置拡大

(a) ID : 0、L/R=2、免震、予備
 図 B. 3-11(1/5) 水平荷重－水平変位の関係と試験後の試験体(1/5)



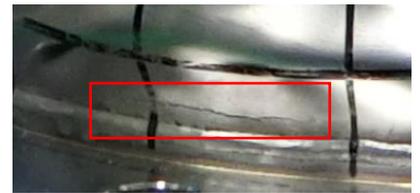
① 水平荷重－水平変位の関係



② 0° (荷重直交方向)

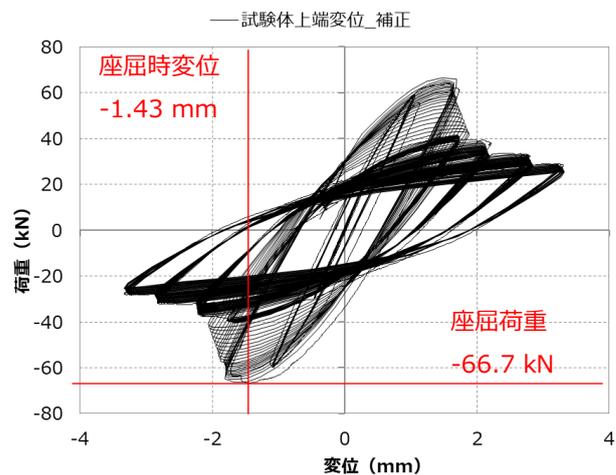


③ 90° (荷重負荷方向)

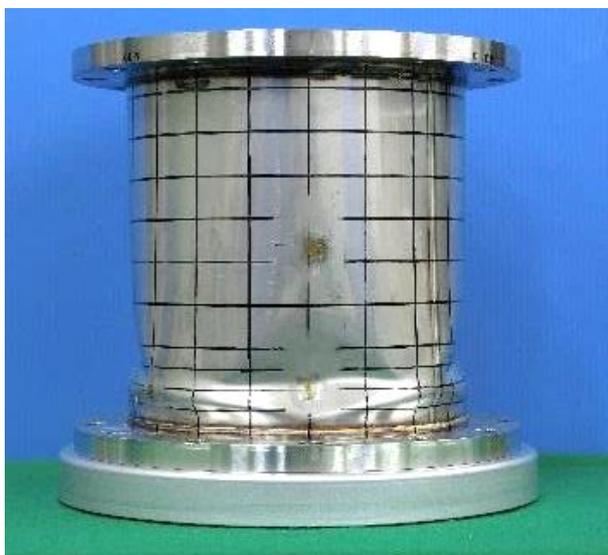


④ 90° 拡大

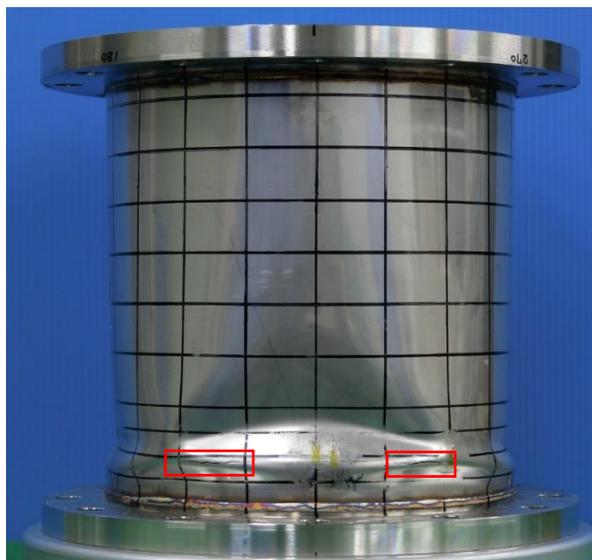
(b) ID : A、L/R=5、免震
 図 B. 3-11 (2/5) 水平荷重－水平変位の関係と試験後の試験体 (2/5)



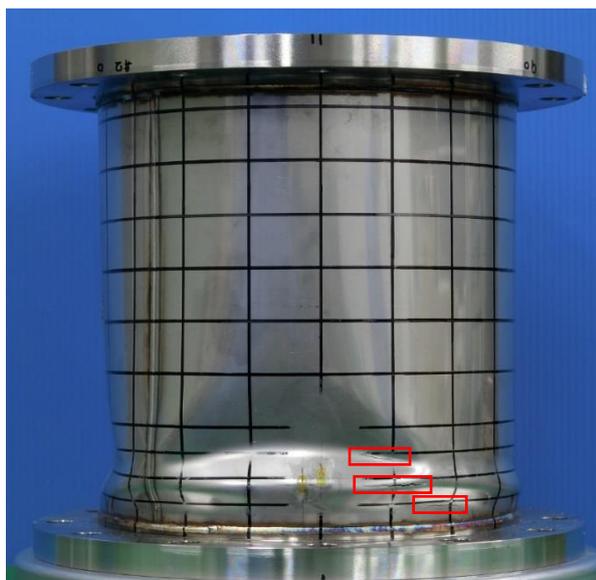
① 水平荷重—水平変位の関係



② 0° (荷重直交方向)



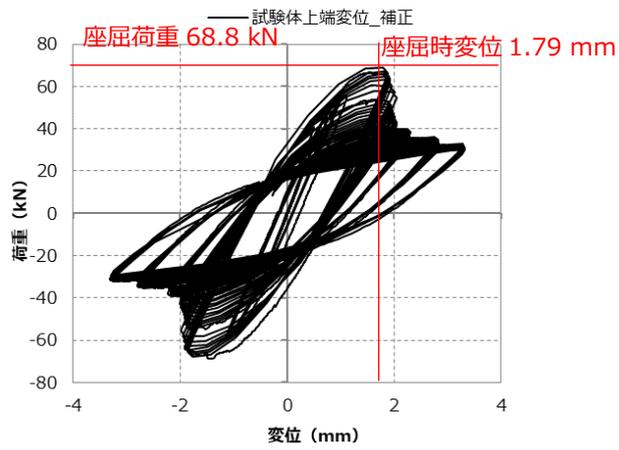
③ 90° (荷重負荷方向)



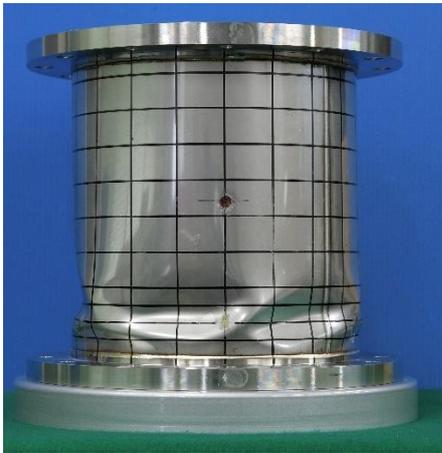
④ 270° (荷重負荷方向)

(c) ID : B-1、L/R=2、免震

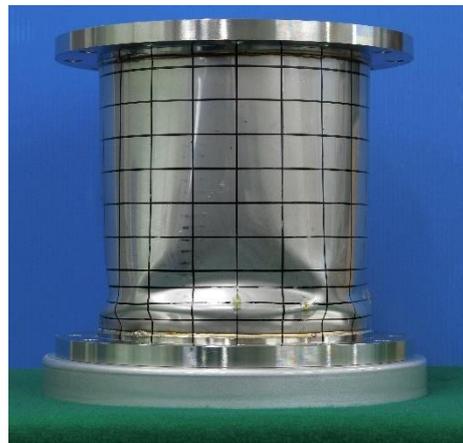
図 B. 3-11 (3/5) 水平荷重—水平変位の関係と試験後の試験体 (3/5)



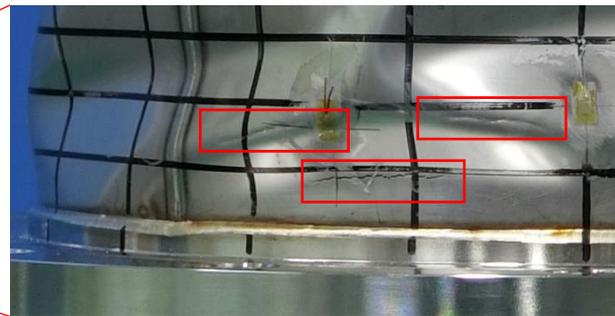
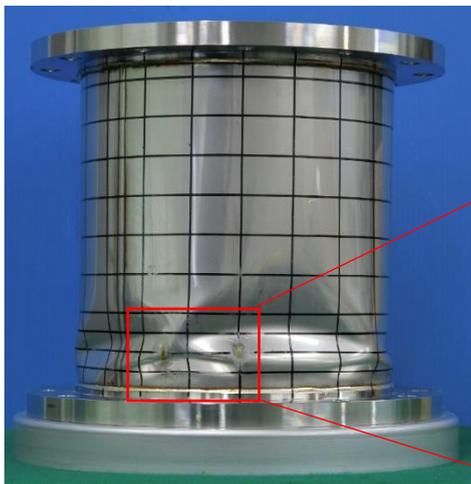
① 水平荷重—水平変位の関係



② 0° (荷重直交方向)

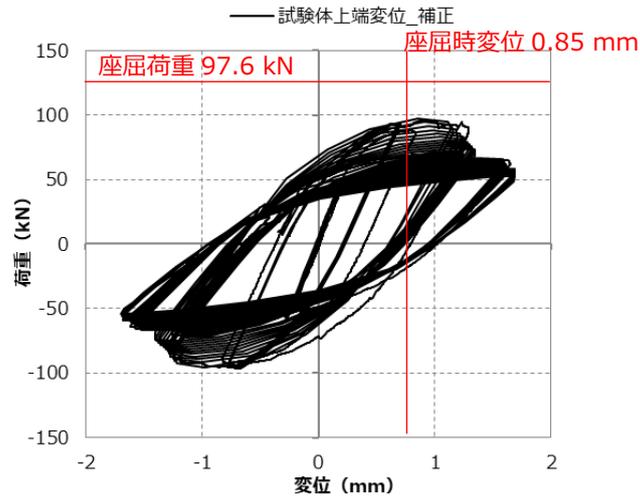


③ 90° (荷重負荷方向)

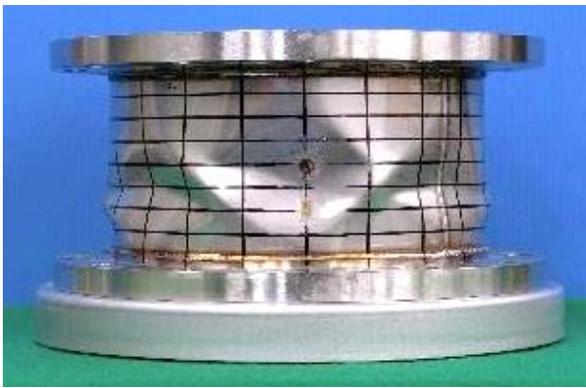


④ 270° (荷重負荷方向)

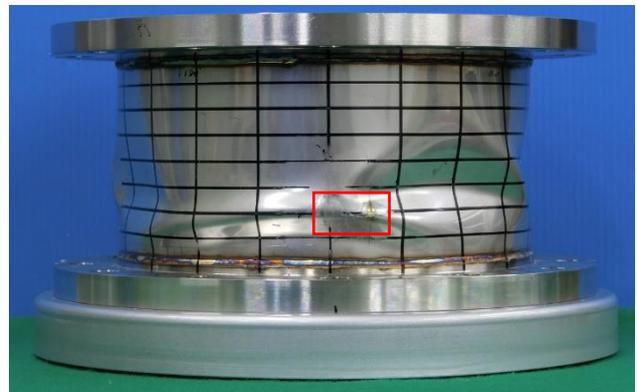
(d) ID : B-2、L/R=2、耐震
 図 B. 3-11 (4/5) 水平荷重—水平変位の関係と試験後の試験体 (4/5)



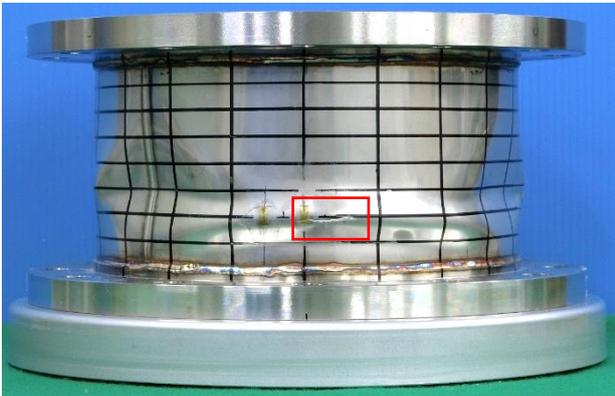
① 水平荷重－水平変位の関係



② 0° (荷重直交方向)



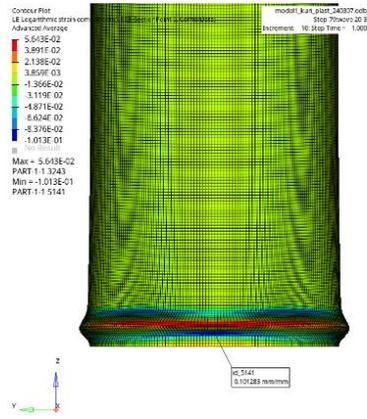
③ 90° (荷重負荷方向)



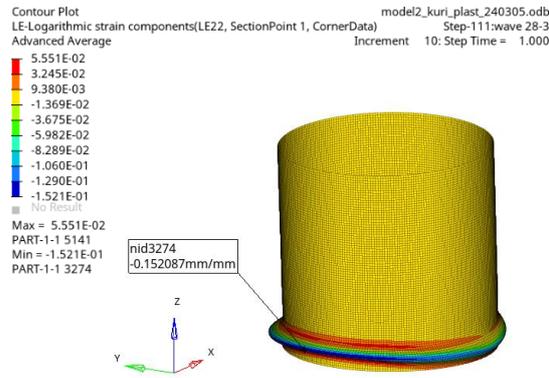
④ 270° (荷重負荷方向)

(e) ID : C、L/R=1、免震

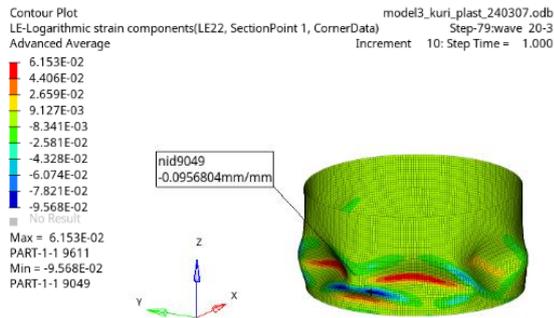
図 B. 3-11 (5/5) 水平荷重－水平変位の関係と試験後の試験体 (5/5)



(a) ID:A、L/R=5、座屈時変位 2 倍、外面



(b) ID:B-1、L/R=2、座屈時変位 3 倍、内面



(c) ID:C、L/R=1、座屈時変位 2 倍、内面

*1 変形表示倍率は全て 3 倍

図 B. 3-12 解析の鉛直方向ひずみ分布

Appendix C

ガイドライン PART 0

設計想定を超える事象 (Beyond Design Basis Events) に対する
原子炉構造レジリエンス向上
ーレジリエンス向上に関する基本的考え方とガイドラインの位置付けー

1. まえがき

本研究では、構造強度技術とシステム安全の連携による原子炉のレジリエンス向上策に関するガイドラインの提案を目指している。しかし、技術や手段に関するガイドラインだけを提案しても、その上位にある考え方である「壊れ方が破局的でない受動安全構造」についてのコンセンサスが得られなければ社会実装が進まない。社会実装を確実にするためには、基本的考え方を提案した上で、ガイドラインの基準階層の中での位置付けを明確にすることが重要である。

基本的な考え方を構築するためには、福島第一原子力発電所の事故から得られた重要な教訓を明確にし、安全の概念を再認識することが最も重要である。ASME の新たな原子炉安全概念の再構築の提案や ISO Guide 51 などが一般的考え方を与えており、参考となる。さらに、社会実装されるためには、規格に加えて、安全を議論する体制、公平な議論やコミュニケーションの風土の醸成が重要となる。

2. 福島第一原子力発電所の教訓

福島第一原子力発電所の事故に関しては、いろいろな機関が教訓を提示している。ここでは ASME の「原子炉安全概念の再構築」 [1] を参考に、重要な教訓をまとめる。この報告書は、事故直後、ASME の会長の下に制定された Task Force によってまとめられたものである。

報告書では、「この事故は、カタストロフィックな外部事象による炉心損傷であり、複数の原子炉で同時に発生した事故であり、放射性物質の環境中への大規模放出まで事象が進展した世界初の原子炉事故」と位置付け、以下の点を教訓としてまとめた。本研究は、特に②の教訓に基づいたものである。

- ① 津波、洪水、アクシデントマネジメントへの適切な設計の重要性
(原子炉技術に致命的欠陥が見出された訳ではない)
- ② 全てのリスクを考慮し、稀ではあるが起こりえる事象に対応することの重要性
- ③ 原子炉安全の第一の目標は公衆の健康と安全の保護の確保
- ④ 放射性物質の放散による社会的、政治的、経済的な影響という潜在的なリスクの低減

3. 設計想定を超える事象に対する考え方

3.1 ASME の新たな原子炉安全概念

ASME の Task Force は、上述の教訓に基づいて図 C. 3-1 に示す「新たな原子炉安全概念」を発表した [1]。この概念は、既存の原子炉安全概念に立脚したものであり、安全の枠組みを拡張したものである。また、公衆の健康と安全の保護を確保するとともに、過酷事故からの社会的、政治的、経済的影響を防止しようとするものであり、全てのリスクを考慮し、稀ではあるが起こり得る事象も考慮することを求めている。そのために、内部と外部のハザードを含む全てのプラント運転モードにおけるリスク情報を利用し、クリフエッジを持つ事象を見出し、稀にしか起こらないとしても、潜在的に厳しい結果となり得る事象に対して緩和手段で対処としている。目的全体としてのリスクをゼロにすることは不可能であっても、これまでは十分考慮されてこなかった事象に対しても合理的で現実的な対策を立てることを求めている。

多くの産業分野で適用されている ISO/IEC Guide 51 [2] は、図 C. 3-1 に示すように、「安全」を「許容可能でないリスクがないこと」と定義している。このように ASME の新たな原子炉安全

概念も ISO/IEC Guide 51 も、事象によって生じる人々の健康 (Health) と安全 (Safety) 及び環境 (Environment) への影響を問題とし、リスクに適切に対応することを要求している。

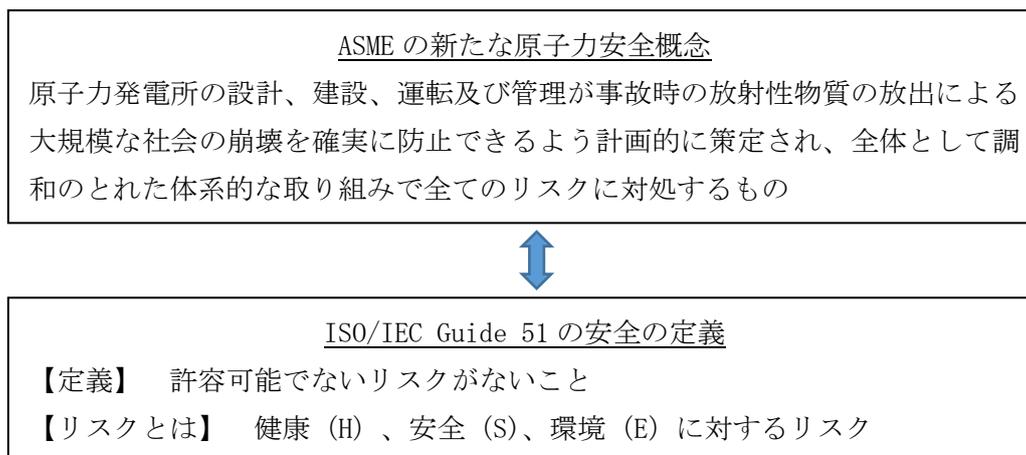


図 C. 3-1 ASME の新たな原子力安全概念と ISO/IEC Guide 51 の安全の定義

3.2 オイル・ガス分野における考え方

設計想定を超える事象への考え方を纏めるための参考として、他分野における安全の考え方について調査、検討した。ここでは、非原子力プラントとして、オイル・ガス分野における考え方を取り上げた [3]。

オイル・ガス分野においては、プロセス安全という概念に基づいて安全設計が進められている。この概念は原子力における深層防護と共通するところが多いが、学ぶべき点も多い。基本となっている考え方は、図 C3-2 に示すように、通常的设计は要素技術の集合であるのに対し、プロセス安全はそれに加えて要素技術の複合によって達成されるとしている点である。設計の特定のフェーズで複数部門の人間が集まり、HAZOP (Hazard and Operability Studies) などの手法を用いて安全性の向上を図っている。ここで重要となるのが、図 C3-3 の ALARP コンセプトと図 C3-4 の多重防護系コンセプトである。前者は、許容基準の明確な通常的设计とは異なり、安全問題はできる限りの努力をするというものであり、企業としての姿勢が問われるところである。後者は、原子力分野における多重防護の考え方に相当するものである。それぞれの防護層は独立したものとしている点も同じである。ただし、原子力における設計想定事象 (DBE) と設計想定を超える事象 (DBBE) のように明確な線引きはない。

- プロセス安全は要素技術に加えて複合技術としての安全が必要
- プロセスプラントは要素技術の集合体
- 要素技術安全に加えて、“システム”としての総合的安全性検討が重要
- 重要なコンセプト：
 - ALARP コンセプト
 - As Low As Reasonably Practicable
 - 多重防護系コンセプト
 - Layer of Protection



図 C. 3-2 プロセス安全設計の考え方

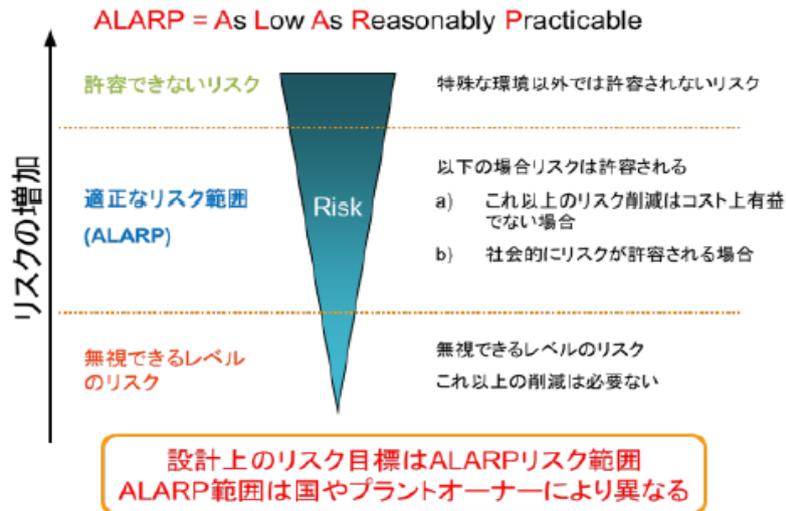


図 C. 3-3 ALARP コンセプト

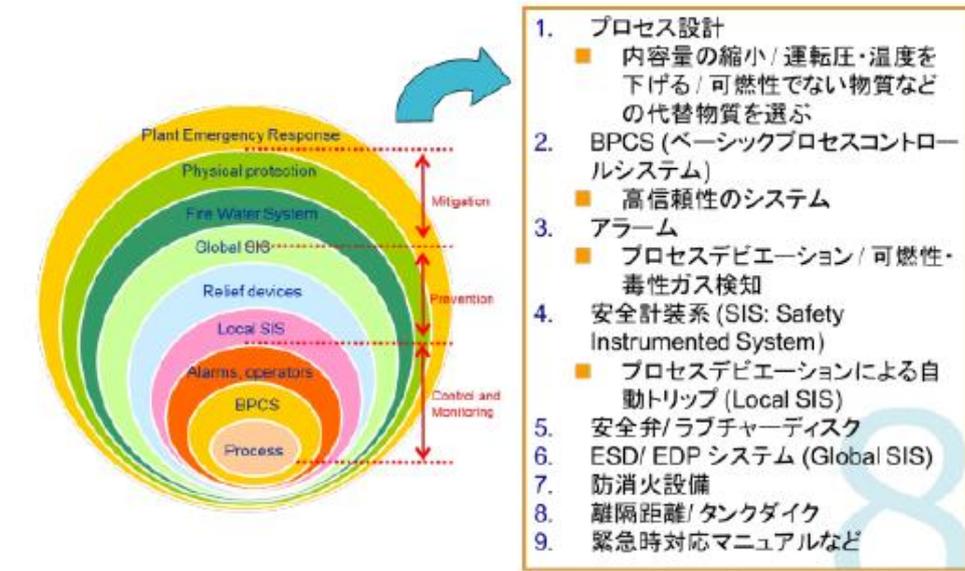


図 C. 3-4 多重防護系コンセプト

4. 破局的壊れ方をしない受動安全構造の提案

4.1 合理的なリスク低減のための構造強度の考え方の転換

前述のように、安全とは、「リスクを許容可能なレベルまで低減」することに他ならない。一般にリスクは望ましくない事象の発生確率とその事象が発生した場合の被害規模（影響度）の積として表される。リスク曲線は図 C. 4-1 のように表わすことができる。このリスク曲線を目標とするリスク曲線まで低減することが課題となる。

従来の構造設計は、比較的発生確率が高いが被害規模がそれ程大きくない事象に対して事象の発生確率を下げることに徹していた（深層防護の第 1～3 層）。一方、発生確率は極めて低いが被害規模が極端に大きい事象に対しては、被害を低減する対策が採られてきた（深層防護の第 5 層）。本研究では、その中間のリスク（深層防護の第 4 層）を対象とする。従来、この領域に対

してはシステム安全の面からいろいろな対策が講じられてきた。この領域に対して、構造強度面からの貢献を目指すことが本研究の目的である。

深層防護の第 1～3 層では、設計想定事象に対して構造物の破損を防止することが命題であった。しかし、第 4 層では万が一破損したとしても、図 C. 4-2 に示すように、破損拡大を抑制し、安全性の低下を極力抑制するとともに、次の状態まで低下する時間を極力長くすることが重要となる。事象の進展速度を遅らせることによって新たな AM 策の可能性も出てくる。

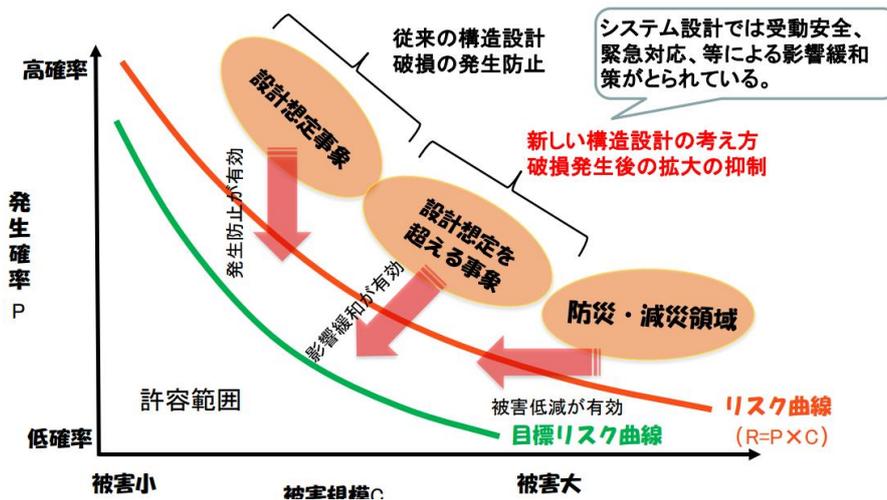


図 C. 4-1 リスク低減のための構造強度の考え方の転換

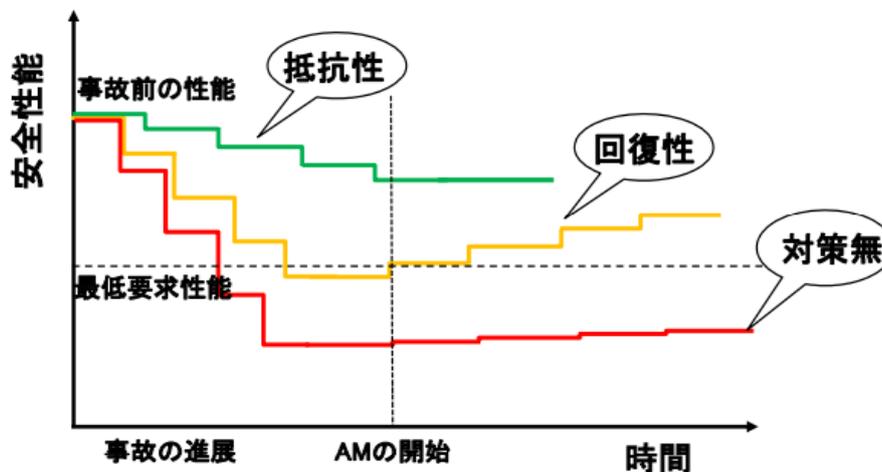


図 C. 4-2 破損拡大抑制による安全性レジリエンス向上

4.2 破局的壊れ方をしない受動安全構造の提案

本研究では、破損拡大抑制の方法として受動安全構造を適用することを提案している。ここでは、受動安全構造を、図 C. 4-3 に示すように、「事故が発生した際に外部からの動力や操作に依存せずに自然現象に基づき安全機能を維持する構造」と定義する。その原理は、「安全性能への影響の小さな破損が先行して荷重が自然に低減し、機能喪失に至る破局的な破壊を起こさない」というものである。この定義は、他分野で採用されている受動安全の定義と本質的に同じものである。先行する破損が破局的破壊を抑制する場合と、促進する場合があります、前者となる場合

に受動安全が成立する。受動安全が成立する例と成立しない例を図 C. 4-4 に示す。図の左側の構造の場合、荷重の増大とともに固定端近傍が塑性化して変形が進んだ場合、変形とともに固定端の曲げモーメントが減少し、ある平衡点で変形が落ち着き、受動安全が成立する。一方、右側の構造の場合、変形とともに固定端の曲げモーメントが増大し、変形が加速的に大きくなって崩壊に至り、受動安全が成立しない。

受動安全構造は他分野においても採用されている。その例を図 C. 4-5 に示す。図の左側は自動車の例であり、受動安全構造が採用されている典型的な例と言える。万一、衝突事故が起こったとしても、エンジンルームなどの破損によって衝突時のエネルギーを吸収してドライバーを保護しようとするものである。図の右側は化学プラントなどで広く使われている常圧のコーンルーフトankの例である。何らかの原因で内圧が急上昇（内部爆発など）した場合、屋根と円筒胴との接続部が破壊して圧力を逃がす（放爆構造）ことによって、円筒胴や円筒胴－底板取付部を保護し、内部流体の流出を防ごうとするものである。このように、安全性に及ぼす影響が小さい部位の破壊を先行させることによって破局的破壊を防ぐという考え方が、法規によって規定されていることに価値がある。

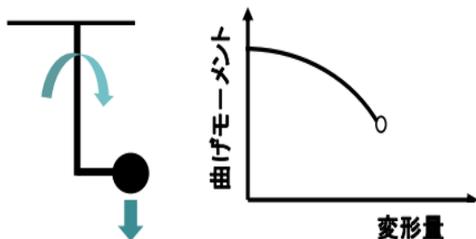
受動安全構造を考える上で、破損モードの安全性に及ぼす影響を明確にする必要がある。例として各種破損モードの炉心冷却性能に及ぼす影響を図 C. 4-6 に示す。DBE では全ての破損モードが許されないが、BDBE では考え方を考える必要がある。塑性変形や座屈変形はある程度までは冷却性能に影響を与えない。変形が進んで崩壊状態になれば、冷却性能に重大な影響を与え、容認できない。疲労クラックのような貫通クラックも、サイズが小さければ冷却性能に影響を与えない。クラックが進行し、破断に至るようになると重大な影響を与え、容認できなくなる。

本研究で検討している超高温事故時における受動安全構造の例を図 C. 4-7 に、過大地震に対する受動安全構造の例を図 C. 4-8 に示す。これらの図から、通常の方法で設計された構造物が受動安全性能を既に備えている場合と、受動安全構造となるように工夫する必要がある場合があることが分かる。いずれの場合でも、構造物の挙動を正確に把握し、正確に理解することが非常に重要となる。

【定義】	事故が発生した際に外部からの動力や操作に依存せずに自然現象に基づき安全機能を維持する構造
【原理】	安全性能への影響の小さな破損が先行して荷重が自然に低減し、機能喪失に至る破局的な破壊を起こさない。
【成立条件】	先行する破損が破局的破壊を抑制する場合と、促進する場合があります、前者となる場合に受動安全が成立する。

図 C. 4-3 本研究の受動安全構造の定義、原理、成立条件

受動安全が成立する例
先行する変形により曲げモーメントが減少して崩壊に至らない。



受動安全が成立しない例
先行する変形が進むと曲げモーメントが増大していき、やがて崩壊に至る。

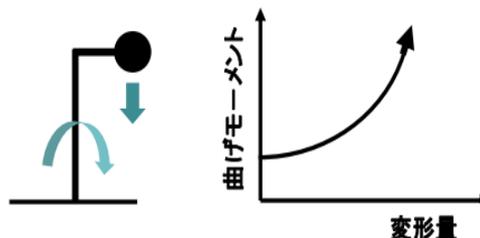


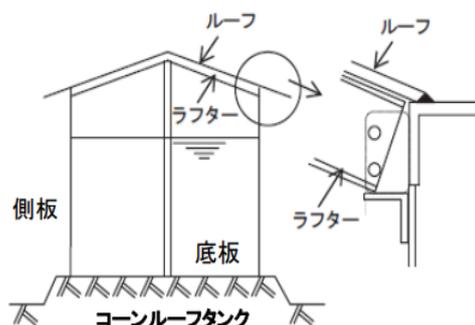
図 C. 4-4 受動安全が成立する例と成立しない例

(1) 車体の衝突時安全機能維持



レーシングカー車体は、ノーズ部の強度がコックピット強度より低いため、衝突時にノーズ部破壊が先行して衝撃力を低減し、コックピット内のドライバーを保護

(2) 化学プラントコーンルーフタンクの過圧時安全機能維持



化学プラントのコーンルーフタンクのルーフと側板の接続部の強度は側板や底板より低い。何らかの原因で内圧が想定を超えた場合に、ルーフと側板の接続部が先行して壊れ圧力が抜け、側板や底板の圧力による破壊と液の流出を抑制

図 C. 4-5 他分野における受動安全構造の例

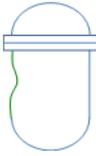
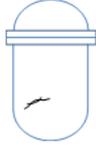
破損モード	容器	配管	設計想定事象	設計想定を超える事象	
塑性変形 座屈変形					安全機能喪失には至らない
小さなクラック					
崩壊 破断					
			全ての破損モードの発生防止	破局的な破損モードの発生防止	

図 C. 4-6 安全性への影響の小さい破損モードと大きい破損モード

■ 荷重や力の低下要因

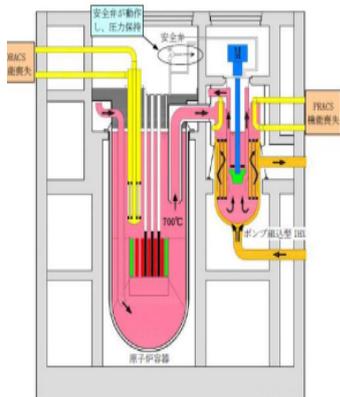
超高温事故時に材料が軟化して変形が進んだ場合に、荷重が低下(平坦化)するように支持を工夫する。

■ 容器胴部の例(設備集合の工夫による受動安全性)

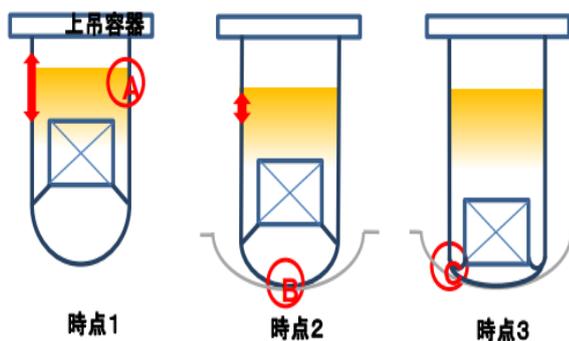
荷重を上部吊り下げ部から床(GV)に再配分させ円筒胴の破局的破壊を防止(A部とB部)

■ 炉心支持構造の例(構造固有の受動安全性)

炉心支持構造の安定的な座屈後挙動による炉心浸漬確保(C部)



上吊り支持の高速炉原子炉容器



超高温下では材料が軟化し自重による変形が進む

荷重再配分により、最大応力発生箇所がA→B→Cと変化しつつ、応力は低下(平坦化)していく

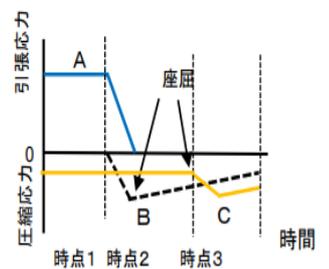
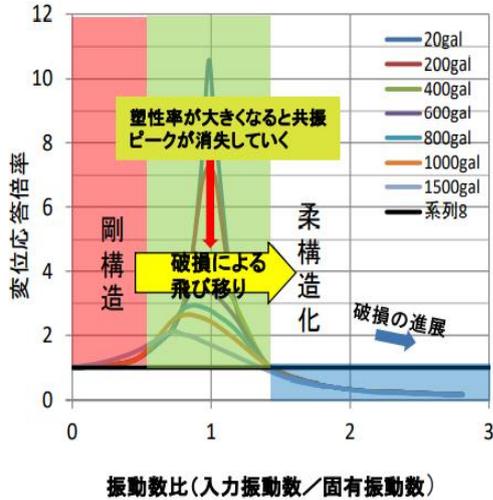


図 C. 4-7 超高温事故時における受動安全構造の例

■ 荷重や力の低下要因

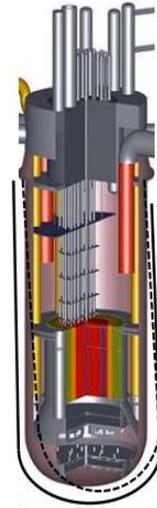
破損により、振動数比が1を超えて柔構造化すると、荷重に対する応答が遅れて力が伝わりにくくなる。



加速度応答倍率に改訂

■ 容器の例(構造固有の受動安全性)

座屈による柔構造化で力が伝わらず容器の破断を抑制



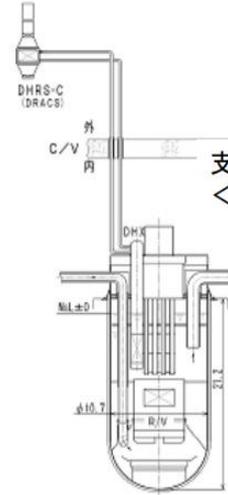
座屈強度 < 破断強度

地震荷重

座屈変形しても直ぐにはバウンダリ破損しない。座屈すると急に柔構造化する。

■ 配管系の例(設備集合の受動安全性)

配管に先行する支持構造物破損により系が柔構造化し、力が伝わらず配管の崩壊と破断を抑制



支持構造物強度 < 配管強度

支持構造が破損しても配管自体はすぐには崩壊・破断に至らない。支持構造の破損は、柔構造化するまで進行する。

図 C. 4-8 過大地震に対する受動安全構造の例

4.3 安全対策と構造対策の連携の必要性

これまで設計想定を超える事象に対する安全問題はシステム安全分野が中心的に担ってきた。ここに構造強度分野も関わり、図 C. 4-9 に示す新たな連携枠組みを作っていく必要がある。図から明らかなように、構造上の安全性能向上策とシステム上の安全向上策の合理的な組み合わせを図るというものである。発想の流れを考えると、システム安全分野の要求(ニーズ)に対して構造強度分野がどう応えていくか(シーズ)というのが現実的な姿であり、システム安全分野の技術者と構造強度分野の技術者の相互理解が不可欠である。

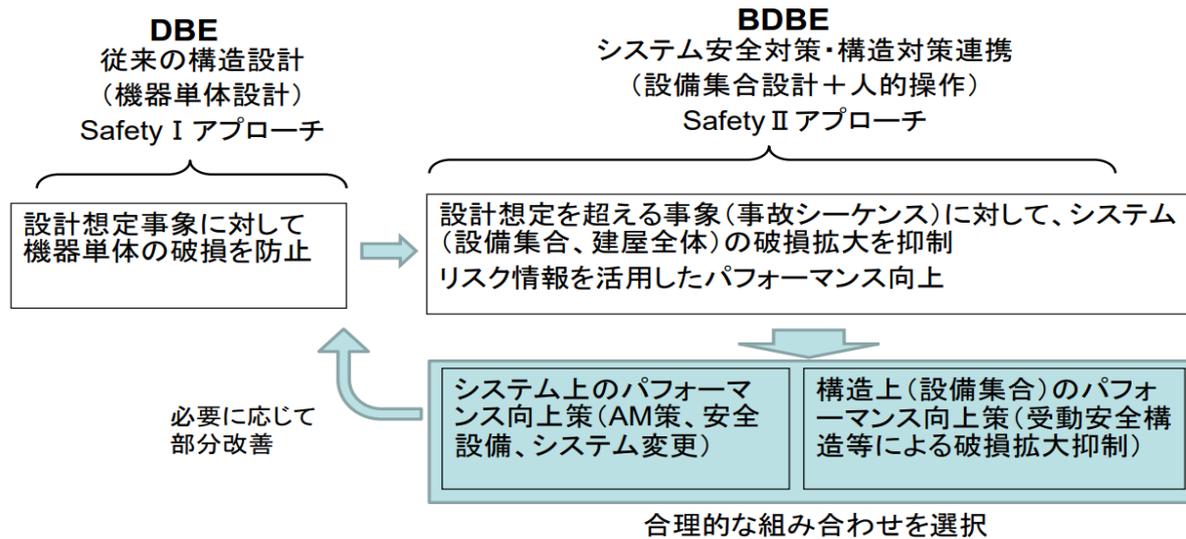


図 C. 4-9 安全対策と構造対策の連携枠組イメージ

5. 規準階層の中での位置付けと考え方の提案

5.1 基準類の階層化と性能規定化

一般に、基準類（ガイドラインを含む）は階層化されていることが重要である。原子力安全に関する基準は、図 C. 5-1 に示すように、IAEA の安全基準文書は階層的に体系化されており、同様に、我が国の技術基準も階層的に体系化されている。安全設計に関する国際規格である ISO/IEC Guide 51 [2] は階層化されており、分野を問わず広く適用されているが、原子力、非原子力に関わらずプラントへの直接的な適用は進んでいない。ここでは ISO/IEC Guide 51 について検討し、本研究のガイドラインが整合していることを確認する。

安全に関する基準は、全ての事象を想定して規定することは困難であり、対象とする施設、設備などが備えるべき性能を規定すること（基準の性能規定化）が重要となる。

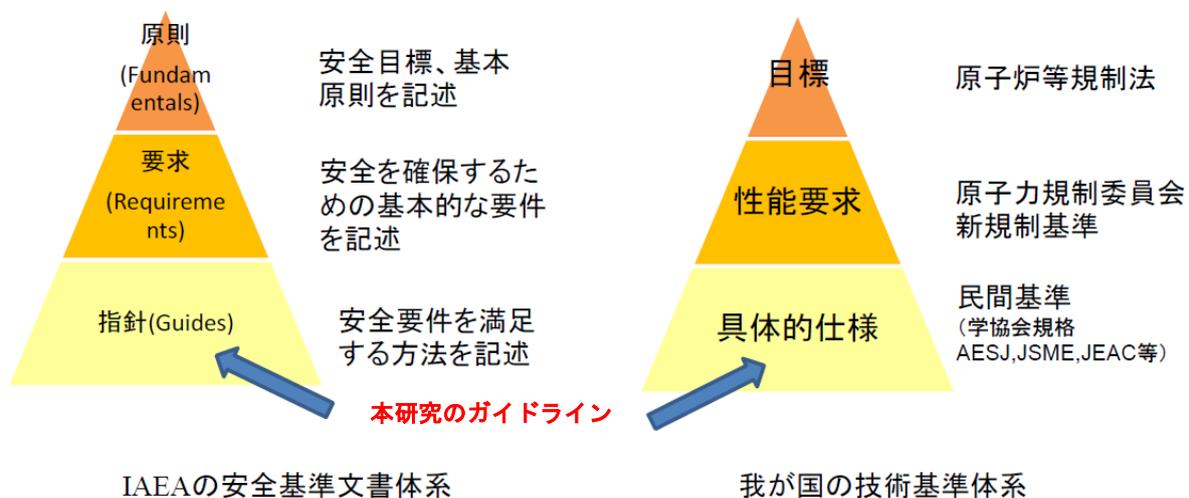


図 C. 5-1 安全に関する基準類の階層化

5.2 原子力安全の基本原則との整合

ガイドラインを策定するにあたり、最も重要なことは原子力安全の基本原則に基づいていることである。原子力学会の基本原則を図 C.5-2 に示す [4]。本研究の提案は、この図の原則 8 に密接に関連するものであり、以下のようにその趣旨に沿ったものである。

【従来の対応】

- 事故の発生防止の基本は設計想定事象（DBE）への対応（設計）（DiD 第 1～3 層）
- 設計想定を超える事象（BDBE）に対しては事故を前提とし、これまではシステム安全の面からの影響緩和が中心（DiD 第 4、5 層）

【本研究の提案】

- 第 4 層に対して構造面からの貢献を提案
 - 事故時に安全機能への影響の小さな破損モードを容認し、それが先行することにより荷重が低減し、機能喪失に至る破局的な破損が起きない受動安全構造の提案
 - この概念を機器単体に限らず、設備集合に適用を拡大し、さらに安全対策と構造対策の連携を図ることを提案
 - これにより、原子炉構造のレジリエンス向上を図ることを提案
 - 事象による安全性能の低下の抑制
 - 事象の進展速度を抑制し（次の事象への進展までの時間を伸ばし）、AM 策などの適用を可能とする。

本研究の概念や手法は、原子炉安全の評価法として定着している PRA に対しても次の点で有効に活用できる。

【現在の PRA の課題】

- 機器単体の破損を評価
- 設計ベースの安全側の評価がベース
- 破損発生を機器性能の喪失と評価
- 成否のみを指標とするイベントツリーに基づいており、破損拡大抑制により生み出される時間と安全に対する余裕の効果が評価できない。

【PRA への有効な適用】

- 機器単体に限らず、設備集合でも評価
- 設計想定を超える事象に対する実際の挙動を把握（Best Estimate）
- 破損が安全性能に与える影響を考慮（パフォーマンスベース概念）
- 破損拡大抑制により生じる時間裕度と安全裕度を可視化し、時間と最低安全機能に対する裕度の期待値を評価

- 原則1：安全に対する責務
- 原則2：政府の役割
- 原則3：規制機関の役割
- 原則4：安全に対するリーダーシップとマネジメント
- 原則5：安全文化の醸成
- 原則6：原子力の施設と活動の正当性の説明
- 原則7：人及び環境へのリスク抑制とその継続的取り組み

原則8：事故の発生防止と影響緩和

原子力事故及び放射線事故の発生防止及び影響緩和のために
実行可能なあらゆる努力を払わなければならない。

- 原則9：緊急時の準備と対応
- 原則10：現存する放射線リスク又は規制されていない放射線リスクの低減のための防護措置

図 C. 5-2 原子力学会：原子力安全の基本原則との関連[4]

5.3 ISO/IEC Guide 51 との関連

本研究のガイドラインの位置付けを検討するにあたり、安全設計に関する国際規格である ISO/IEC Guide 51 やガス・オイル分野の規格類を調査した。ISO/IEC Guide 51 の規格体系を図 C. 5-3 に示す[2]。ISO 規格が機械系の規格であり、IEC 規格が電気系の規格である。機械系の規格は、基本安全規格としての A 規格、グループ安全規格としての B 規格、製品安全規格としての C 規格と階層化され、下位の規格は上位の規格を満足したものでなければならず、また、下位の規格に規定されていない事項については上位の規格に従うことになっている。本研究のガイドラインをこれに当てはめるとすれば、PART I は A 規格に、PART II は B 規格に対応する。その意味では、本研究のガイドラインは ISO/IEC Guide 51 と整合していると言える。

従来の設計基準と異なり、DBBE を対象とした基準やガイドライン類は考慮すべき事象とそれに対する対応を全て具体的に規定することは困難であり、性能規定を前提としたものとなる。

ISO/IEC Guide 51 のリスク低減のステップを図 C. 5-4 に示す[2]。概要は以下のとおりである。

- リスクアセスメントの目的： リスクを許容できるレベルまで低減
- 設計段階で可能な限りリスクを低減し、使用段階で残留リスクに対して対策することでリスクを最小化
設計段階でいろいろなリスク低減対策 → 大きなリスクが残存
- 3 ステップメソッドによるさらなるリスク低減
ステップ1： 本質的安全設計 (Inherently safe design) (本研究のガイドライン)
ステップ2： ガード及び保護装置 (Guards and protective devices)
ステップ3： ユーザーのための情報 (Information for use)
- 本質的安全設計がリスク低減プロセスの最も重要なステップとなる。

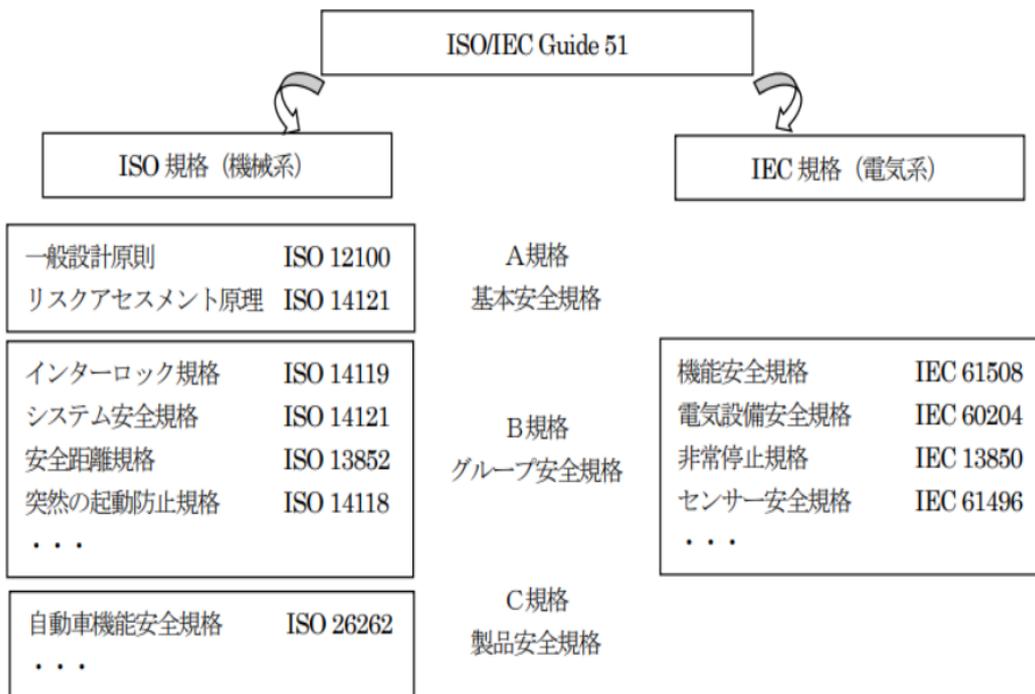


図 C.5-3 ISO/IEC Guide 51 の規格体系 [2]

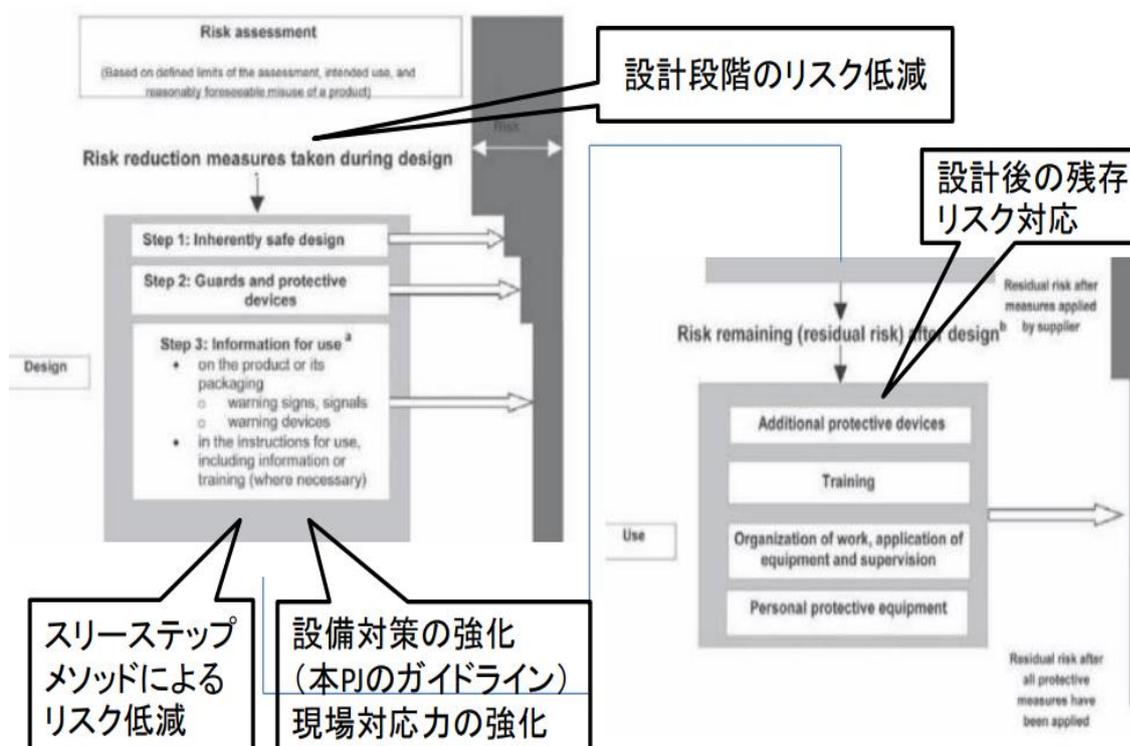


図 C.5-4 ISO/IEC Guide 51 のリスク低減ステップ [2]

5.4 国内外規準との関連とガイドラインの位置付け

5.4.1 国内外規準との関連

本研究のガイドラインをまとめるに当たって参考にした国内外の規準類及びガイドラインをまとめて表 E.5-1 に示す。この中で特に重要と思われる A1 及び C1 について、5.4.2 及び 5.4.3 に概要を述べる。

表 E.5-1 本研究と関連すると思われる国内外基準（ガイドラインを含む）

A. 規制庁，新規制基準	
A1	新規制基準における重大事故等対策の整理（案），令和4年6月8日
A2	実用発電用原子炉に係る炉心損傷防止対策及び格納容器破損防止対策の有効性評価に関する審査ガイド，平成25年6月19日
B. IAEA，原子力学会	
B1	IAEA, Safety Reports Series No. 46, Assessment of Defense in Depth for Nuclear Power Plants
B2	IAEA Safety Standards, Safety of Nuclear Power Plants: Design, No. SSR-2/1 (Rev. 1)
B3	IAEA Safety Standards, Safety of Nuclear Power Plants: Commissioning and Operation, No. SSR-2/2 (Rev. 1)
B4	原子力学会，原子力安全の基本的考え方について、別冊 深層防護の考え方，（AESJ-SC-TR006：2014）
B5	原子力学会，原子力安全の基本的考え方について 第II編 原子力安全確保のための基本的な技術要件と規格基準の体系化の課題について（AESJ-SC-TR007：2014）
B6	山本章夫，深層防護について改めて考える，原子力学会，原子力安全部会夏季セミナー（2015）
C. 第4世代ナトリウム冷却高速炉の安全設計ガイドライン	
C1	堺 公明，第4世代ナトリウム冷却安全設計ガイドライン研究専門委員会報告，（1）安全設計ガイドライン の構築方法，日本原子力学会 2017年 秋の大会、北海道大学、9/13-15

5.4.2 新規性規準における重大事故対策に対する規制庁の考え方

新規性規準における重大事故対策について、規制庁が作成した資料の抜粋を図 C.5-5 に示す。図中の赤枠で囲んだ部分が特に興味深いところである。これらから、規制庁が重大事故をどのように捉えているかを推定したものを図 C.5-6 に示す。特に興味深いのは、「要求水準や対処する手段に関する基本的な考え方は、事故の進展の段階や、直面する事態に対して合目的的なもの（原子炉等による災害を防止する上で実効性のあるもの）」を求めている点である。また、「格納容器破損のような事態に至った場合には、結果として生じた事態 に応じて柔軟に対処する能力を要求することが合目的」と、柔軟な対処能力を求めていることも興味深い。

このような規制庁の捉え方と本研究のガイドラインとの関連を纏めると、以下のとおりである。

- 規制庁は重大事故に対しては柔軟な対応をとる能力を求めている。
- これは、実際に重大事故が発生した後の対応に限らず、そのような重大事故のリスクの低

減（発生確率の低減と発生後の影響緩和）に関する対応策についても同様と考えられる。

- これらは合目的的なもの（原子炉等の災害を防止する上で実効性のあるもの）としている。
- その意味で、本研究のガイドラインは規制庁の重大事故に関する捉え方と整合性がある。

このように、新規制基準は、重大事故に至るまで及び至った後の各段階において生じうる事象について、相当程度具体的に想定することができ、かつ、その想定によって考慮すべき事象の全体を概ね包含できると考えられる場合には、その想定に基づいた対策を要求している。

他方、格納容器破損のような事態に至った場合には、事象進展における不確かさが大きいこと等から、あらかじめ網羅的に事故シーケンスを想定することは困難である。仮に、ある特定の事故シーケンスを前提とし、その前提に立った対策を講じれば、実際の事故対処において、前提とした想定とのわずかな違いが大きな困難をもたらすおそれがある。したがって、重大事故が発生・進展し、不確かさが大きくなった状況においては、結果として生じた事態に応じて柔軟に対処する能力を要求することが合目的的である。

2-3. 大規模損壊対策

(1) 法令上の位置づけ

大規模損壊対策については、原子炉等規制法第43条の3の6第1項第3号における重大事故等への対処に係る技術的能力の一環として要求されるものである。

1. でも述べたとおり、大規模損壊のような、状況の詳細な想定が困難な事態への対処については、事態に応じた柔軟な対応が可能となる能力を備えることを要求することが合目的的であり、具体的には、SA技術的能力基準2. 1において、大規模損壊対策に必要な手順、体制及び資機材等の整備を行うことを要求している。

図 C.5-5 新規制基準における重大事故等対策の整理（案）の抜粋[5]

- 要求水準や対処する手段に関する基本的な考え方は、事故の進展の段階や、直面する事態に対して**合目的**なもの（原子炉等による災害を防止する上で実効性のあるもの）
- 具体的に規定できないような事態に対しては「法規や基準の目的に合っているか？」という原点に立ち返って考える。

- 原子炉の重大事故として以下の二つを特に重視
 - ① 炉心損傷 ② 格納容器破損
- これらに関して、事故シーケンスや破損モードを想定し、その範囲で対策がその事象の防止に有効であることを確認することを要求

- 格納容器破損のような事態に至った場合には、**結果として生じた事態**に応じて柔軟に対処する能力を要求することが合目的
- 「柔軟に対処する能力」⇒ “Safety 2”の概念？
本PJで提唱する「破壊制御の適用」もこの考え方と整合する。

図 C. 5-6 規制庁の重大事故の捉え方

5. 4. 3 第4世代ナトリウム冷却高速炉の安全設計ガイドラインとの関連（位置付け）

本研究のガイドラインが、数多くある国内外の技術基準に対してどのような位置付けにあるか検討した。その結果、第4世代ナトリウム冷却高速炉の安全設計ガイドライン[6]が最も関連が深いことが分かった。このガイドラインと本研究のガイドラインの関係を図 C. 5-7 に示す。第4世代ナトリウム冷却高速炉の安全設計ガイドラインはシステム安全からのものであり、構造分野のものは含まれていない。ここに構造分野の貢献を目指すのが本研究のガイドラインである。

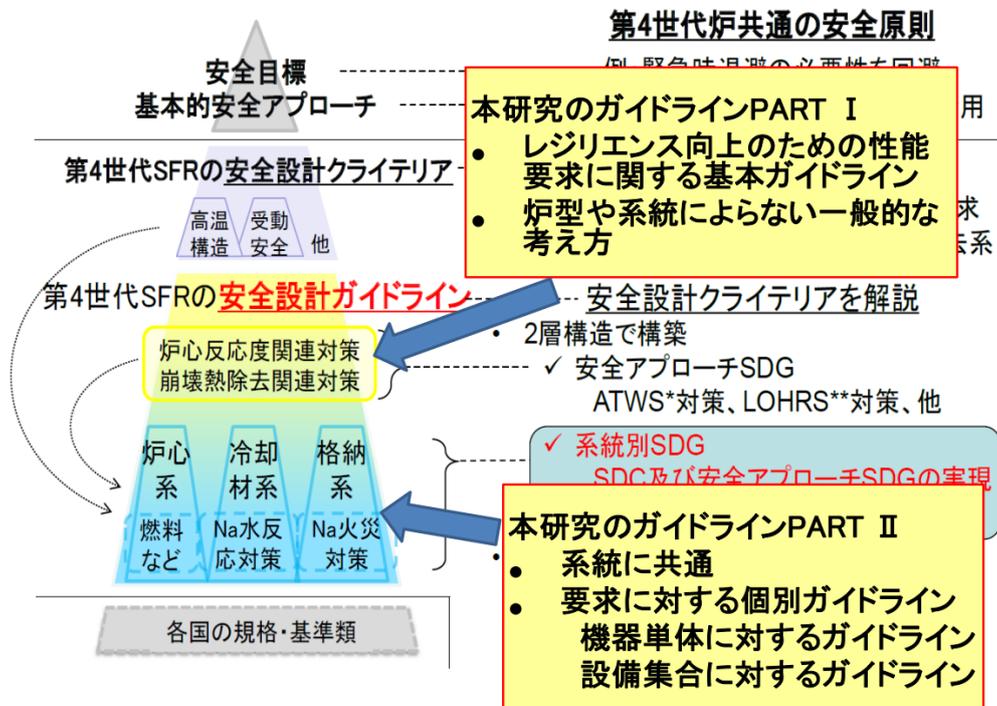


図 C. 5-7 第4世代ナトリウム冷却高速炉の安全設計ガイドラインとの関係[4]

6. 原子炉安全に関する基準体系の社会実装のために必要な方策

原子炉安全に関する基準体系を社会実装するためには多くの問題を解決しなければならない。ここでは特に、安全対策実現に向けた体制の構築と安全対策の推進の問題を取り上げる。これらの問題は、DBE と BDBE とでは、図 C. 6-1 に示すように大きく異なる。

前者については、DBE ではそれぞれの要素技術を「集合」させることによって基準を満足する安全性を確保できた。これに対し、BDBE では考慮すべき事象が複雑になるため、要素技術の集合に加えて「複合」を取り入れたダイナミックな活動が必要となる。

後者については、DBE に関しては法規類の整備が進んでおり、産業界はそれに従った設計が求められており、規制側はそれを審査することになる。これに対し、BDBE では具体的な法規類はなく、原子炉設置者を中心とした産業界が主体となった推進体制を確立する必要がある。そのためには、産業界と規制側との自由で開かれた話し合いを通じてコンセンサスを構築するなど、新たなコミュニケーション実現には以下のような壁を乗り越えた風土を醸成することが重要となる。

- 企業内にあっては・・・上司と部下、年上と年下
- 企業間にあっては・・・発注者と請負者
- 社会体制にあっては・・・産業界と規制側

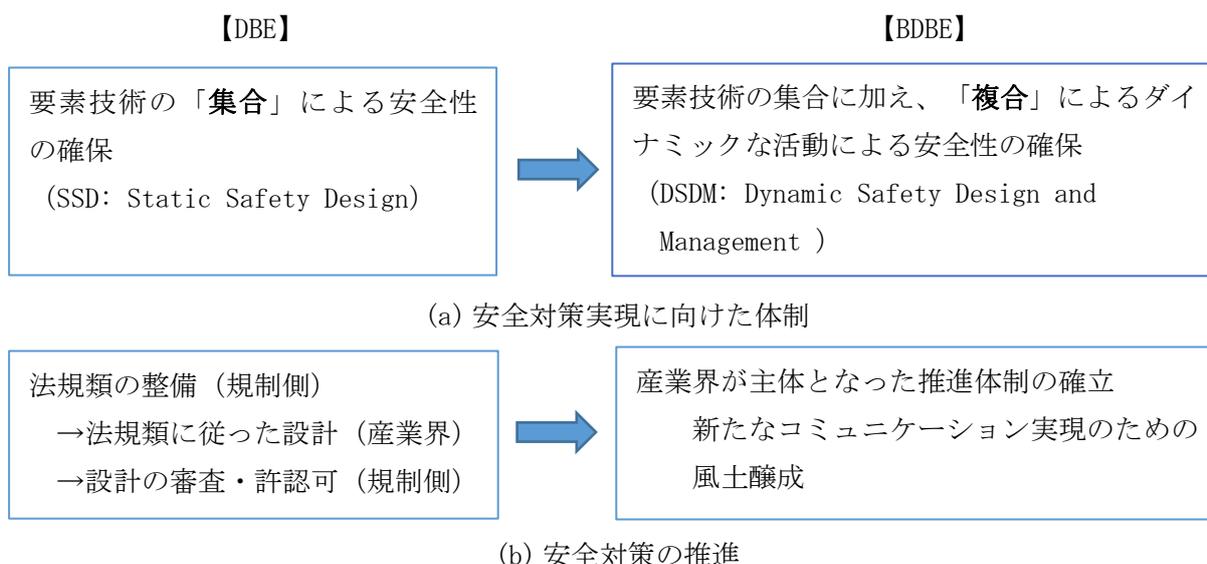


図 C. 6-1 BDBE に対する安全性の向上のための大きな課題

参考文献

- [1] ASME, Forging a New Nuclear Safety Construct, ASME Presidential Task Force on Response to Japan Nuclear Power Plant Events, June 2012.
- [2] ISO/IEC GUIDE 51: 2014 Safety Aspects – Guidelines for their inclusion in standards, ISO, 2014.
- [3] 田邊雅幸, オイル&ガス分野におけるプロセス安全設計と実現のための遂行手法概要, 令和4年度第1回 BDBE 小委員会配布資料, 2022. 08. 04.

- [4] 原子力学会, 原子力安全の基本的考え方について, 第 I 編 原子力安全の目的と基本原則 (AESJ-TR005: 2012).
- [5] 原子力規制庁, 新規制基準における重大事故等対策の整理案, 令和 4 年 6 月 8 日.
- [6] 堺 公明, 第 4 世代ナトリウム冷却安全設計ガイドライン研究専門委員会報告, (1) 安全設計ガイドライン の構築方法, 日本原子力学会 2017 年 秋の大会、北海道大学, 9/13-15.

Appendix D

ガイドライン PART I

設計想定を超える事象 (Beyond Design Basis Events) に対する
原子炉構造レジリエンス向上
ー安全性能要求に関する基本ガイドラインー

1. まえがき

1.1 ガイドラインの背景

原子力プラント安全の考え方に大きな影響を与えたのが、福島第一原子力発電所事故である。ASME の会長の下に設置された Task Force によってまとめられた ASME の「原子炉安全概念の再構築」 [1] では、この事故を

- カタストロフィックな外部事象による炉心損傷
- 複数の原子炉で同時に発生した事故
- 放射性物質の環境中への大規模放出まで事象が進展した世界初の原子炉事故

と位置付け、「全てのリスクを考慮し、その教訓を基に新たな安全の概念として、『原子力発電所の設計、建設、運転及び管理が事故時の放射性物質の放出による大規模な社会の崩壊を確実に防止できるよう計画的に策定し、全体として調和のとれた体系的な取組みで全てのリスクに対処する』ことを提唱した。

この概念は、既存の原子力安全概念に立脚したものであり、安全の枠組みを拡張したものである。具体的には、公衆の健康と安全の保護を確保するとともに、過酷事故からの社会的、政治的、経済的影響を防止しようとするものであり、全てのリスクを考慮し、稀ではあるが起こり得る事象も考慮することを求めている。そのために、内部と外部のハザードを含む全てのプラント運転モードにおけるリスク情報を活用し、クリフエッジを持つ事象を見出し、稀にしか起こらない事象であるとしても、潜在的に厳しい結果となる可能性のある事象に対して緩和手段を講じることで対処することを求めている。

従来、このような設計想定事象 (DBE : Design Basis Events) として想定したレベルを大きく超える事象 (BDBE : Beyond Design Basis Events) への対応はシステム安全の範疇として扱われてきており、構造強度分野が関わることはほとんどなかった。これに対し、ここにも構造強度分野が貢献すべきものがあるのではないかと思われる。具体的には、以下のような点を明らかにし、原子力プラント安全の向上を図ることが重要である。

- 性能評価とリスク評価の関係
- 原子力プラント安全に要求される性能評価の重要性
- 安全向上のために構造に要求される性能
- 受動安全構造の適用によるレジリエンス向上

ここで述べることは構造分野の貢献が中心である。しかし、これは必ずしも構造面からの貢献だけでプラント安全を達成しようとするものではなく、むしろシステム安全と協調することによってその貢献が効果的なものになると考えられる。言い換えれば、システム安全からの要請にどう応えるかということになる。

1.2 ガイドラインの目的

このガイドラインは、上述の背景に基づいて、設計想定を超える事象に対して原子炉建造物のレジリエンス向上を図ることを目標に、安全性能要求に関する基本的考え方を示すことを目的とする。

1.3 ガイドラインの適用範囲

このガイドラインは、基本的には次世代高速炉に適用することを前提にまとめたものである。しかし、このような安全に関する基本的な考え方は原子炉全般に関わる普遍的なものであり、他の形式の原子炉や既存の原子炉へ適用できる部分も多く含まれている。

2. 安全の定義

2.1 リスクから捉えた安全

一般に、「安全」とは、「科学的評価によって得られる客観的事実」であり、「許容できないリスクがない状態」とされている。多くの産業分野で適用されている ISO/IEC Guide 51 [2] は、図 D2-1 に示すように、「許容可能でないリスクがないこと」と定義している。このように、前述の ASME の新たな原子力安全概念も ISO/IEC Guide 51 も、事象によって生じる人々の健康 (Health) と安全 (Safety) 及び環境 (Environment) への影響を問題とし、リスクに適切に対応することを要求している。

このように、「安全」は単に事故などの望ましくないことが起きない状態を意味しているのではなく、仮に事故が起こったとしてもその影響がどうなのか考えなければならないということを理解することが重要である。その意味で、リスクから安全を捉えることは、安全の本質に迫ることに他ならない。

冒頭で、安全は「客観的事実」であるとしたが、安全の定義で「許容できないリスク」という表現がある。許容できるかどうかはベネフィットとの兼合いであり、個人の価値観に依存する。その意味では、安全にも「主観的な側面」があることを知っておく必要がある。

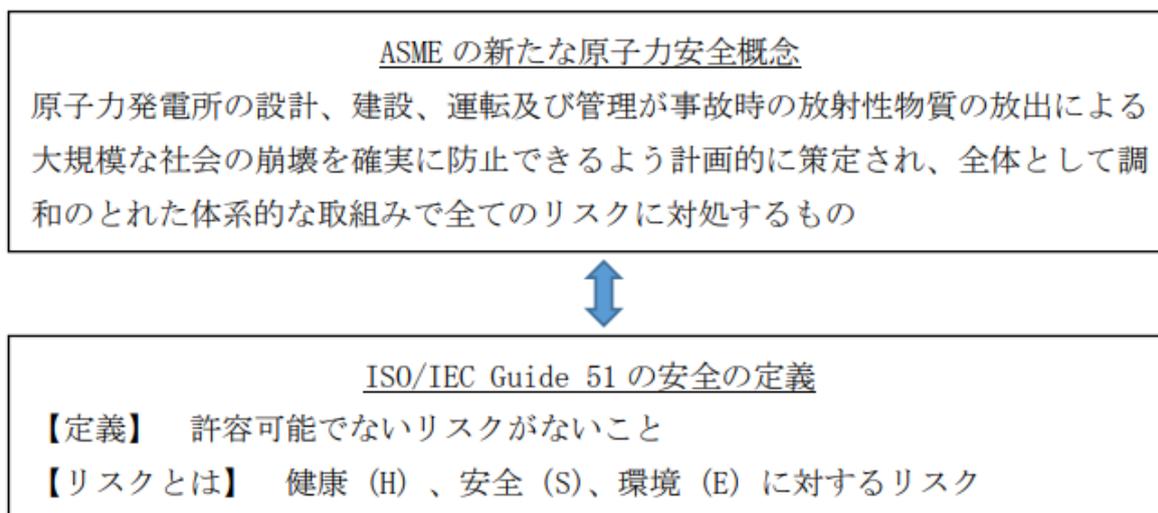


図 D2-1 ASME の新たな原子力安全概念と ISO/IEC Guide 51 の安全の定義

2.2 リスクを理解することの重要性

設計は想定した事象による破壊に対して一定のマージンを持って防止 (予防対策) することを目的としたものである。しかし、設計で想定した事象を超える事象が生じる可能性は、発生確率

は低いとは言うだけであり、発生しないということではない。ここにリスクを考慮した設計の必要性がある。

リスクを正しく知り（リスクアセスメント）、その結果に基づいて適切な対策の優先度を決定する（意思決定）ことが重要である。

ISO/IEC Guide 51 のリスクアセスメントに基づくリスク低減フローを図 D2-2 に示す [2] [3]。図から分かるように、リスク分析結果に評価を加えたものをリスクアセスメントとしている。リスクが許容できるレベルのものであれば、リスクアセスメントは終了する。もしリスクが許容できないレベルのものであれば、リスク低減対策を検討し、対策実施後の残存リスクを推定、評価することになる。残存リスクが許容できるレベルになるまでこのフローを繰り返すことになる。

リスク分析及びその結果に基づく意思決定の方法には、合理的な思考プロセスがある。一般に、リスクの低減は、想定原因に対する予防対策（破損の防止）が基本であり、圧力設備の構造問題では構造設計基準に基づく圧力境界の構造健全性確保がこれに当たる。その上で影響緩和策を講じることになる。ここで重要なことは、「万全な予防対策はあり得ない」ということを認識することである。

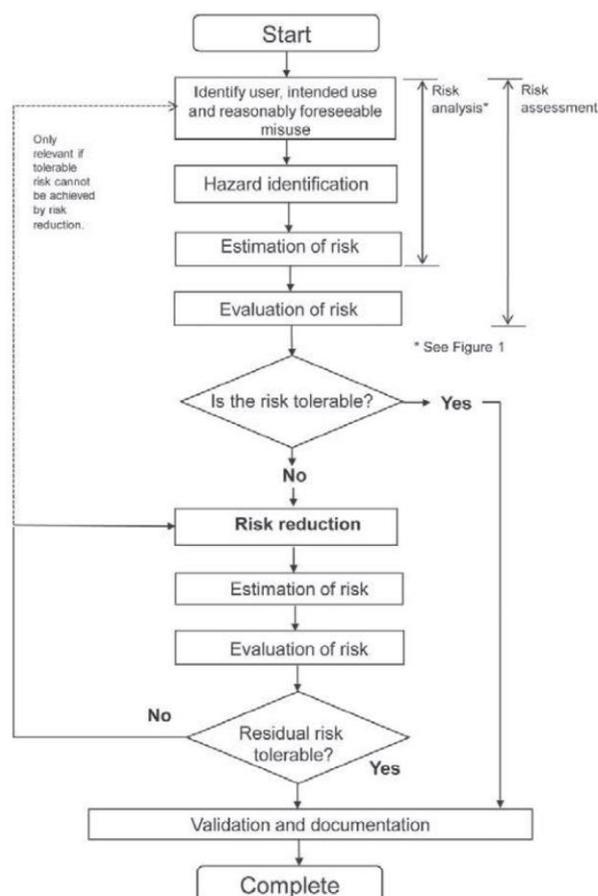


図 D2-2 リスクアセスメントに基づくリスク低減フロー [2] [3]

3. 設計想定を超える事象に対する要求性能

3.1 重大事象に対する安全性能に基づく評価の意義

プラント安全を確保するためには、第一義的には不都合な事象が発生しないように予防対策を充実させることが必要である。しかし、予防対策を充実させたとしても不都合な事象や重大事象が発生しないということにはならない。これは福島第一原子力発電所事故の重要な教訓でもある。

発生した重大事象に対しては、事象がさらに拡大しないようにするとともに、その事象の影響緩和対策が必要となる。このような事象は、最初は単一の設備、機器に生じたとしても、時間の経過とともにその事象は他の設備、機器に拡大していくことが十分予想される。そのため、事象の拡大防止や影響緩和のための対策案策定は、予防対策の場合のように設備、機器単独で検討することができず、設備、機器相互の関係を考慮する必要がある。これらの対策が実行されることによって事象がどのように変化していくのか、それが安全性能の評価となる。

3.2 設計想定事象と設計想定を超える事象に対する要求性能の違い

設計想定事象に対する構造物の要求性能（パフォーマンス）と設計想定を超える事象に対する要求性能とは自ずと違うものとなる。その違いを比較して表 F3-1 に示す。表から明らかのように、設計想定事象に対する構造物の要求性能は、安全性能の維持は当然のことであるが、それだけではなく、常に安定した状態で供用されることも要求される。これに対して設計想定を超える事象に対しては、安全性の低下ができるだけ抑えられること（抵抗性）が要求され、それとともに、低下した安全性ができるだけ速やかに回復すること（回復性）が要求される。

これらの要求性能を具体的に表す指標（パフォーマンスインディケータ）の違いを理解することが最も重要である。設計想定事象に対しては、想定した大きさの負荷に対してどの構造物もいかなる破損、損傷が生じてはならず、限界値に対して一定の大きさのマージンを有する必要がある。これに対して、設計想定を超える事象に対しては、可能な限り破損、損傷を防ぐこととして完全に防ぐことは困難であり、破損、損傷によって生じる影響の緩和に重点が移る。そのためには、仮に一部が破損したとしてもその破損が直ちに安全性能の大きな低下につながるものではないこと、またはそのような破損モードに拡大しにくいもの（抵抗性が高いもの）である必要がある。また、破損個所が限定的であることも重要であり、それによって回復性能も変わってくる。

これらの性能を向上させるためには、設計想定事象に対しては機器単体の構造強度を上げるといった単純なことにつける。これに対して、設計想定を超える事象に対しては機器単体の構造強度の議論だけでは解決できず、設備集合（複数の機器、配管など）や場合によっては建屋を含んだシステムとしての性能低下への抵抗性及び低下した性能の回復性を検討することが必要となる。

このような検討結果の評価方法も大きく異なり、設計想定事象に対しては機器単体の強度評価で十分である。強度評価の基本が構造設計基準を満足することであり、一般には多くの保守的な評価法が用いられている。その意味では、実際の強度に対して各機器の各部位がそれぞれの破損モードについてどの程度のマージンを持っているかは不明である。これに対して、設計想定を超える事象に対しては上記のシステム全体について破損シーケンスを評価する必要があり、複雑な作業となる。このような評価を行うためには構造物の実際の挙動を的確に評価する必要があり、ベストエスティメイトが必須となる。実際の強度に対するマージンが不明な構造設計基準の保守的な手法の延長では正しい評価が期待できない。

表 F3-1 設計想定事象と設計想定を超える事象に対する構造物の要求性能の比較

	設計想定事象 (DBE)	設計想定を超える事象 (DBBE)
要求性能 (パフォーマンス)	供用性 (Operability) と安全性 (Safety) が維持される。	安全性 (Safety) に対する低下抵抗性、回復性が維持される。
構造の性能を表す指標 (パフォーマンスインデキータ)	破損、損傷の発生の防止 いずれの破損モードも生じない。 どの構造も破損しない。	破損、損傷の影響緩和、レジリエンス 一部破損したとしても安全性能の低下につながる破損モードに拡大しにくい。(抵抗性が高い) 破損個所が限定されている (回復が容易)
性能向上策	機器単体の強度の向上	システム (設備集合、建屋構造体全体) の安全性に対する低下抵抗性、回復性の向上 多重性、多様性、破損制御の組合せ 破局的破損の前の異常検知による対応
評価法	機器単体 (部材) の強度評価 保守的評価法	システム (設備集合、建屋構造体全体) の破損シーケンス評価 ベストエスティメート+不確かさ評価 (実際の破損挙動に基づく評価)

3.3 設計想定を超える事象に対する構造強度の新たな考え方

前節では安全に関する性能要求について、設計想定事象と設計想定を超える事象に対してどのような違いがあるかを示した。ここではさらに、それぞれの事象に対して構造強度評価が現状どのように行われているか、また今後どのように行われるべきかを比較して表 F3-2 に示す。

表から明らかなように、設計想定事象について従来の考え方に特に問題がある訳ではなく、今後もそのまま継続していくということでは何ら問題がない。これに対して、設計想定を超える事象に対しては、これまで行われてきた安全性能評価多くは、事象の発生確率を中心としたものが多く、その事象が発生した場合の影響度評価が適切に行われてきたとは言いがたい。破損の発生に関しても、構造設計基準の保守的な手法の延長線上の手法によって評価されることが多く、また機器の一部が破損した場合、その影響がどの安全性能にどのような影響を及ぼすかという評価を行わず、直ちにその機器の機能が失われると見做してきた。このような評価は非常に保守的なものであり、必要性の低いところに対策を集中させ、本来は対策を必要としているところに振り向けられないということにもなりかねない。「保守性が大き過ぎると、真に検討すべき 課題の優先順位が見えなくなる」という指摘もある [4]。

このような状況を改善するためには、設計想定を超える事象に対して機器がどのように挙動し、採取的な破損がどのような破損モード、規模になるのかを的確に把握し、それは安全性能にどの

ような影響を及ぼすかを適切に評価することが重要となる。安全性能に対する影響が小さい破損モードが先行し、荷重が低減することによって安全性に有意な影響を及ぼす破壊（壊滅的な破壊）に拡大するリスクが低減する場合もある。破損の発生確率に加え、その破損の影響を評価し、影響の緩和を図ることが重要である。

図 D3-2 設計想定を超える事象に対する構造強度の新たな考え方

	設計想定事象 (DBE)	設計想定を超える事象 (DBBE)
従来の考え方	考え得る全ての破損モード（部分的な破損を含む）について、全ての機器が十分な裕度をもって破損しないこと	<ul style="list-style-type: none"> ① 考え得る全ての破損モードについて、安全に有意な影響を及ぼす機器が破損しないこと ② 機器が破損した場合、その機器の全ての機能が喪失したとみなすこと ③ 破損した機器以外の系統、機器にて安全上の機能を代替すること
新たな役割の考え方	従来どおり	<ul style="list-style-type: none"> ① 安全に有意な影響を及ぼす破損モード及び規模で機器が破損しないこと ② 機器が破損した場合、その時間的推移も含め、安全に及ぼす影響を定量的に評価すること ③ 機器が破損しても破局的な破壊に至るまで十分な余裕がある設計を選択すること。つまり、外部の機能代替に加え、破損が進行する間の対策を用意し、安全への影響を緩和させること。

4. 設計想定を超える事象に対する対策の考え方

4.1 設計想定を超える事象を考慮する意義

プラント安全をリスクの面から捉えた場合、安全性の向上とはリスクの低減であると言いかえることができる。基本的なリスクは通常的设计によって低減されるが、全て低減できるものではなく、製作、試験・検査、運転、維持管理までの一連の対策によって必要なレベルまで低減される。構造問題においては、構造設計基準に基づいた設計を確実に遂行することにより、想定した事象に対して構造健全性を保証していると解釈できる。ただし、構造設計基準を満たすということは、安全に対する最低条件（必要条件）であると考えべきものである。

ここで最も大きな問題となるのは、「設計で想定すべき荷重の種類とレベル」である。この荷重は、どのような事象を想定するかによって決まる。事象には、装置の運転状況に関連する内部事象と地震などの外部事象とがある。

前者の内部事象には、通常運転はもちろんであるが、装置の不具合、操作上の人為的ミス、装

置の老朽化、或いは外部事象などによって引き起こされた異常な事象が含まれる。原子炉においては、制御棒の不具合による運転停止の失敗、除熱系の不具合による温度上昇、何らかの原因による放射性物質の漏洩などが考えられる。

後者の外部事象で典型的なものが地震である。日本は地震大国であり、古くから耐震設計基準が整備されており、大きな被害がある度に見直され、世界的にも非常に厳しい基準となっている。その他にも暴風、巨大津波なども厳しい外部事象として扱われている。これはいずれも自然現象であり、他にも大噴火、地殻変動、隕石の衝突なども考えられる。原子炉への航空機の衝突も想定事象に含まれるようになってきており、ミサイル攻撃なども現実味を帯びてきている。

設計においてどこまでの事象を想定し、それらが原因で発生する荷重をどの程度のレベル（大きさ）まで考えるべきか、ということは非常に難しい問題である。特に構造設計基準においては、これらの荷重に対して構造健全性を維持することが要求されることになるので、安全性だけを考えて極めて厳しいレベルとすると、経済的に成り立たなくなり、場合によっては技術的にも困難になることが予想される。そのため設計で想定する事象には自ずと限界が生じることになる。

これらの設計で想定しない事象、或いは設計で想定したレベルを超える事象に対しては、その発生確率と影響の大きさを考慮した適切な対応（防止のみではなく影響緩和が重要）が求められる。これは主に事業者に求められるさらなる安全対策であり、「滅多に起こらないが、万一起こった場合に重大な被害をもたらす事象に対してもきちんとした安全対策が必要である」という福島第一原子力発電所事故の教訓でもある。

このような考え方を図 D4-1 に示す。図の縦軸が望ましくない事象（構造物の破損など）の発生確率であり、横軸がその事象の影響で生じる被害の度合である。これらを掛け合わせたものがリスク曲線であり、何らかの対策を講じて目標リスク曲線までリスクを低減する必要がある。この図では、発生頻度は高いが影響度は極端に大きくない事象、逆に、発生頻度は極めて低いが影響度は極めて大きい事象、その中間的な事象の3つに分けて、基本的な対策を示した。

最初の事象は設計領域の事象（深層防護の第1層～第3層）と言えるものであり、基本的な対策は発生そのものを防止すること（発生確率の低減）である。構造問題の場合は、想定した設計条件に対して構造設計基準を満足することに相当する。2番目の事象は防災・減災領域の事象（深層防護の第5層）と言えるものであり、もはや予防は不可能であり、対策は影響の緩和となる。事故の連鎖によって生じる原子炉の究極的な状態であり、周辺に放射性物質が拡散する事象である。3番目の中間的な事象が深層防護の第4層に相当する事象である。この領域は緩和対策が中心となるが、ある程度の予防対策も考えられる。

この中間的な事象に対して、福島第一原子力発電所事故以降、規制基準が厳しくなった。しかし、構造強度分野では想定される設計条件を発生確率の低い領域に拡張し、その条件に対しても従来の事象と同レベルの破損確率に抑えるというものに留まっている。このような考え方には、常にどこまでの発生確率を想定するか、それをを超える事象に対してはどうするのかという問題がつきまとう。一方、システム安全では影響緩和が中心になっている。

この問題を解決するためには、破損確率を下げる予防対策と破損した場合の影響緩和対策の組合せが、安全性の向上、対策の実現性、コストなどの面から最も合理的である。従来、第4層はシステム安全の面からの緩和対策を講じることが主体であったが、この領域に対して構造強度分野から何らかの貢献をすることが必要である。これは構造強度分野が単独で行うというものでは

なく、システム安全分野からの要望に応じていくと考える方が有効な対策案策定に有効である。

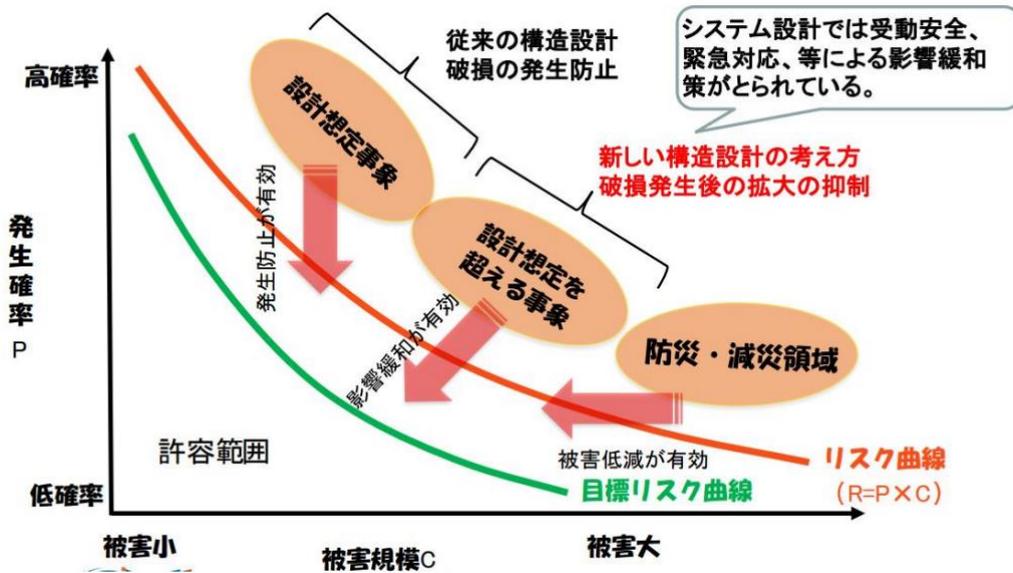


図 D4-1 設計想定を超える事象に対する対策の考え方

4.2 設計想定を超える事象に対する対応

4.2.1 他分野における安全の考え方

(1) 他分野に学ぶガス・オイル分野におけるプラント安全の考え方

原子力施設の安全性向上を考える上で、他分野における安全対策を参考にすることは非常に有意義なことである。ここでは、ガス・オイル分野における「プロセス安全」の考え方及び土木・建築分野の中でも特に進んでいる鉄道分野における「危機耐性」の考え方を取り上げる。

(2) ガス・オイル分野におけるプロセス安全の考え方

プロセス安全の概念は原子力における深層防護と類似するところが多いが、深層防護のように明確な階層分けをしているわけではない。基本となっている考え方は、図 D4-2 に示すように、プロセス安全は通常的设计における要素技術の「集合」に要素技術の「複合」を加えることによって達成されるとしている [5]。一般に、プロセスプラントは要素技術を扱う部門間の取合い条件さえ明確になっていればそれぞれの部門が独自に設計作業を行うことが可能であり、上流から下流へ、或いは並行して作業を進めることが可能である。これに対して、プロセス安全は要素技術の「複合」であるとしているのは、安全に関する判断は複数の要素技術を組み合わせて判断する必要があるためである。プラント設計がある程度進んだ時点で複数部門が集まり、HAZOP (Hazard and Operability Studies) などの手法を用いて議論を行う。この時に重要となるのが「ALARP (As Low As Reasonably Possible) コンセプト」と「多重防護系 (Layer of Protection) コンセプト」である [5]。

前者の「ALARP コンセプト」は、通常的设计とは異なり、図 D4-3 に示すように、安全性向上に可能な限り努力をするというものである。リスクを① 無視できるレベルのリスク、② 適正な

リスク、③ 許容できないリスクに大別し、① については対応が不要、③ の場合はプラント建設そのものが無理であるとし、② のリスクをどこまで低減するかという議論となる。

後者の「多重防護系コンセプト」は、図 D4-4 に示すように、原子力分野における深層防護の考え方に相当するものであり、安全対策の基本的な考え方として共通したものである。それぞれの防護層は独立したものとしている点も共通している。ただし、原子力分野の深層防護のような設計想定事象（DBE）と設計想定を超える事象（BDBE）のように明確な線引きはない。

可燃性、爆発性の大きい内部流体の漏洩事故を対象として、セーフティアセスメント実施の例を図 D4-5 に示す [5]。図の左側は漏洩原因についてのものであり、それに対しては予防対策が中心となる。図の右側が事故の影響についてのものであり、影響緩和対策が中心となる。

- プロセス安全は要素技術に加えて複合技術としての安全が必要
- プロセスプラントは要素技術の集合体
- 要素技術安全に加えて、“システム”としての総合的安全性検討が重要
- 重要なコンセプト：
 - ALARP コンセプト
 - As Low As Reasonably Practicable
 - 多重防護系コンセプト
 - Layer of Protection



図 D4-2 プロセス安全設計の考え方 [5]

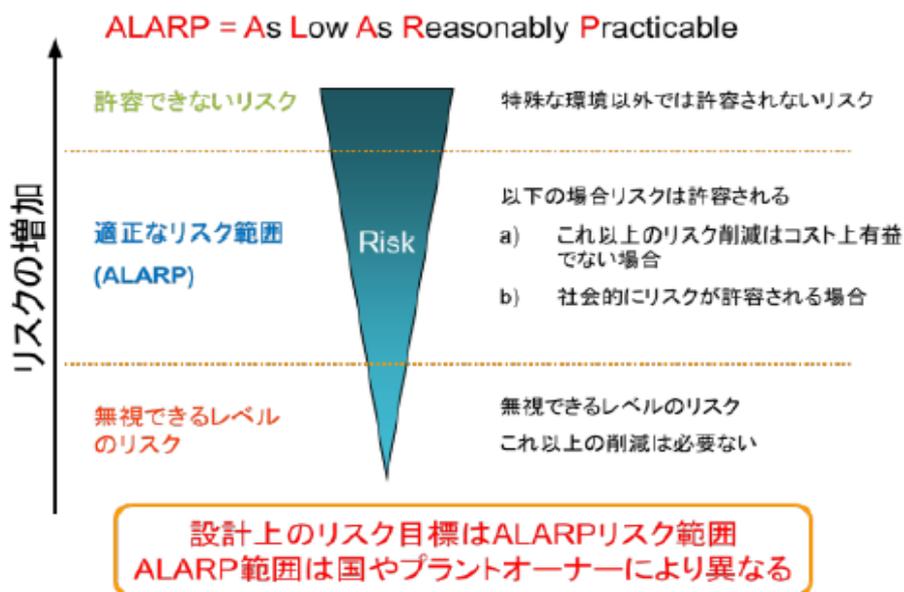


図 D4-3 ALARP コンセプト [5]

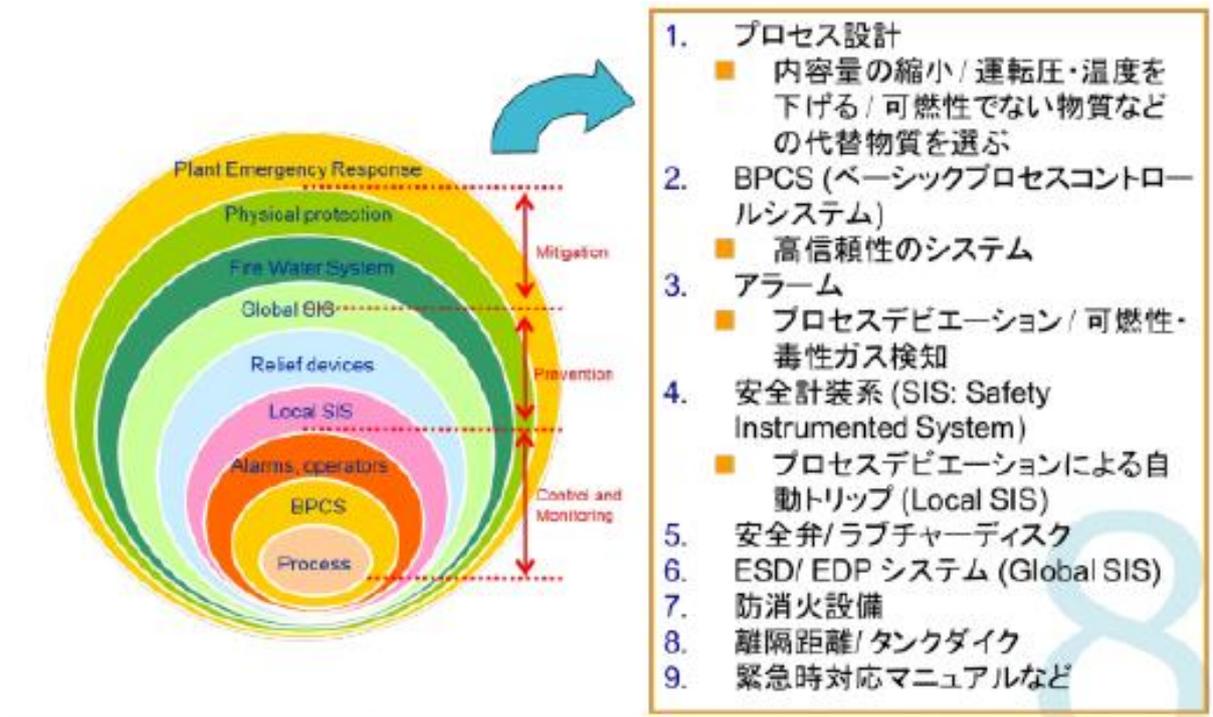


図 D4-4 多重防護系コンセプト [5]

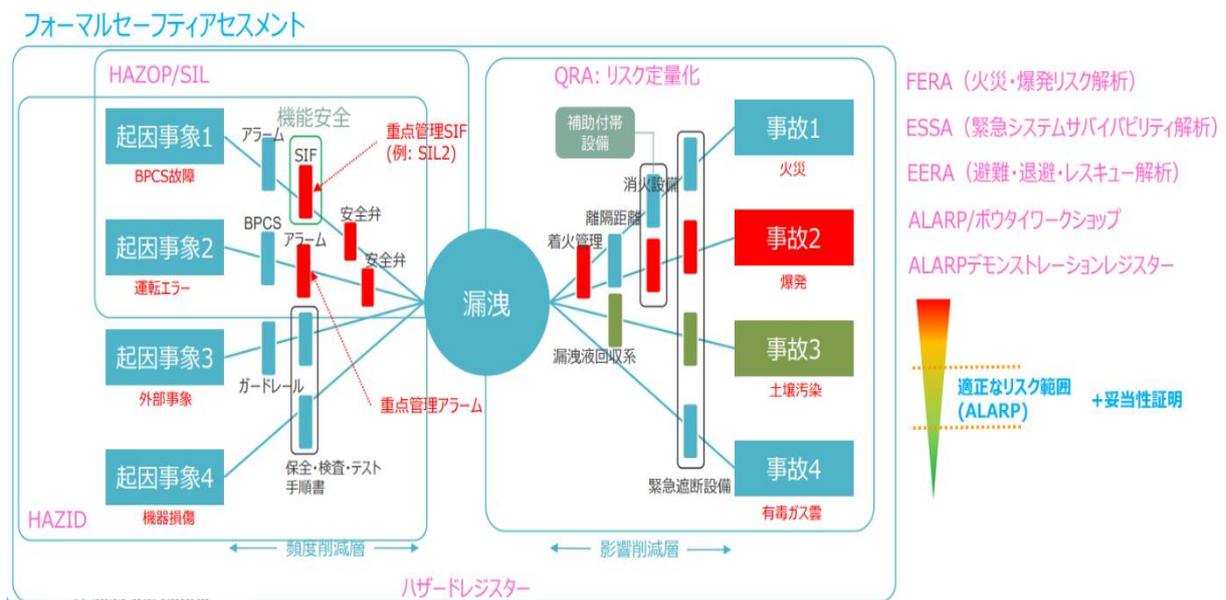


図 D4-5 漏洩事故に関するセーフティアセメントの例 [5]

(3) 鉄道分野における危機耐性の考え方

耐震設計技術は土木、建築分野が主導的に進めてきた歴史があるが、設計想定を超える過大地震への対応についても学ぶべきものが多い。その中でも鉄道構造物については先駆的に進められ

ている。

耐震設計では、大きな不確定性の中でどこまで対応すべきか意思決定しなければならない。東日本大震災のような稀にしか起こらない事象、或いはそれ以上に頻度の少ない事象であるが発生した場合の影響が大きい事象にどう対応するかということは、いろいろな分野における大きな課題であった。鉄道構造物においては、耐震設計の領域を広げるだけでは限界があり、その枠組（狭義の耐震設計）に加えて、耐震設計で制御してきた範囲を超えた不測の事態に対処するための枠組みが必要と考え、図 D4-6 に示すように、新しく「危機耐性」という概念を導入した [6] [7]。耐震設計では、想定した事象に対してその影響を制御できるようにすることが要求されるのに対し、危機耐性ではその影響を制御できないが、ハード面とソフト面から対策をとり、その事象の被害規模をできる限り抑制しようとするものである。この考え方は、原子力における設計想定事象と設計想定を超える事象との関係に対応している。

危機耐性を向上させるためには、何らかのハード的な対応をとることに加え、ソフト的な対応を取ることが必要であるとしている。原子力分野においては、設計想定を超える事象に対してはシステム安全からの対応が中心となり、構造強度分野からの対応がほとんど講じられてこなかった。これに対し、危機耐性においては危機耐性構造の採用というハード面からの対応が積極的にとられている点は注目に値する。

鉄道構造物に対する危機耐性の概念は、設計想定事象に対しては従来の耐震設計で対応し、その上で設計想定を超える事象に対して、ハード面とソフト面から対応することによって被害規模を抑制しようというものである。これは、原子力における設計想定を超える事象に対する対応を考える上で大いに参考となる。

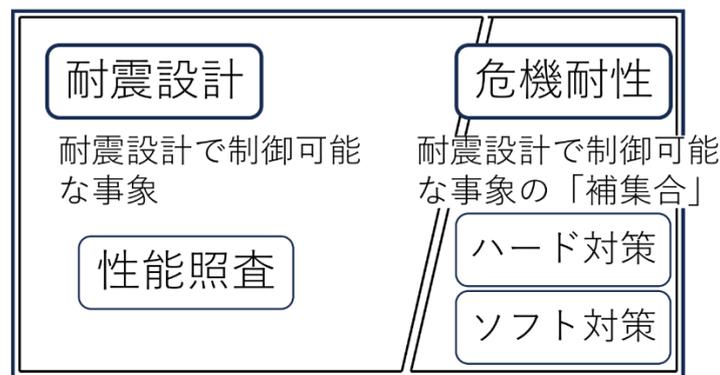


図 D4-6 耐震設計と危機耐性の関係 ⁽⁴⁹⁾

5. 破損拡大抑制とレジリエンスによる安全性能評価

5.1 安全性能評価の意義

プラント安全を確保するためには、第一義的には不都合な事象が発生しないように予防対策を充実させることが必要である。しかし、予防対策を如何に充実させたとしても不都合な事象や重大事象が発生しないということにはならない。これは福島第一原子力発電所事故の重要な教訓でもある。

発生した重大事象に対しては、事象がさらに拡大しないようにするとともに、その事象の影響緩和対策が必要となる。このような事象は、最初は単一の設備、機器に生じたとしても、時間の経過とともにその事象は他の設備、機器に拡大していくことが十分予想される。そのため、事象の拡大防止や影響緩和のための対策案策定は、予防対策の場合のように設備、機器単独で検討することができず、設備、機器相互の関係を考慮する必要が生じる。これらの対策が実行されることによって事象がどのように変化していくのか、それが安全性能の評価となる。

5.2 レジリエンスによる安全性能評価

構造物のレジリエンスは、一般に抵抗性（ロバスト性、冗長性）と復旧能力（性能回復のための資源、早期性能回復能力）で表すことができる。この概念を図 D5-1 に示す。縦軸が対象とするシステムの安全性能などであり、横軸が時間の経過である。このようなレジリエンスの概念は、都市防災などには比較的広く適用されてきた。しかし、これまでプラントの安全問題に対してはほとんど適用されることはなかった。福島第一原子力発電所事故などからも分かるように、プラントの重大事故の場合は、瞬時にシステム性能が劇的に低下することは少なく、最初はわずかな性能低下に過ぎなかったものが時間の経過とともに事象が進展、拡大していくものが多い。この様子を模式的に図 D5-2 に示す。この場合、最初に考えなければならないのは、性能低下を如何にして食い止めるか（ $Q_0 \rightarrow Q_1$ の最小化）であり、次いで、仮に進展を食い止めることができなくても、性能の低下速度、特に次の事象に進展するまでの時間を如何にして遅らせるか（ $t_0 \rightarrow t_1$ の最大化）を考えなければならない。次の事象に進展するまでの時間を遅らせ、新たな対策を適用する可能性が生じ、それによって次の事象に進展するのを避ける可能性も出てくる。その後、如何にして性能の低下を回復の方向に向かわせるか（ $t_1 \rightarrow t_2$ の最小化）が課題となる。

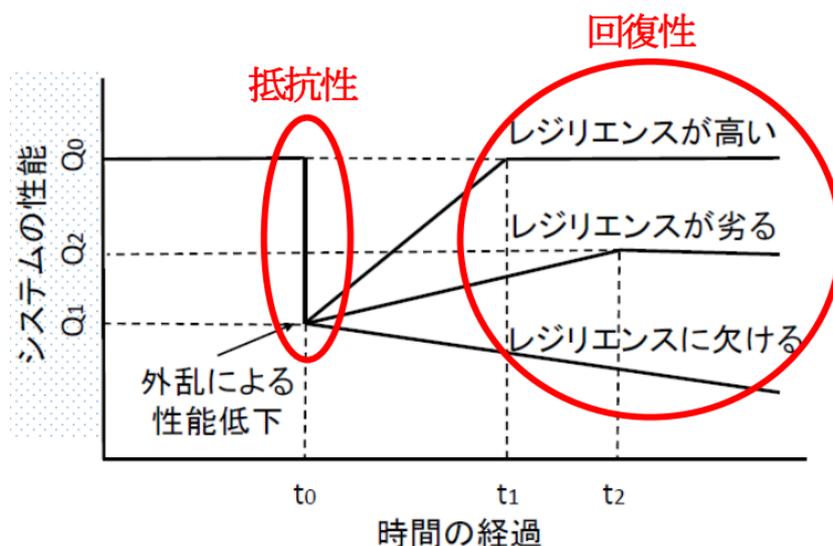


図 D5-1 レジリエンスの概念



図 D5-2 典型的プラント大規模災害のレジリエンス

5.3 破損拡大抑制によるレジリエンス向上

一般に、構造物のレジリエンスは抵抗性と復旧能力で表されるが、プラントの安全性能を論じる場合、プラントの持つ抵抗性が特に問題となる。抵抗性は構造物のロバスト性や冗長性によって表されるが、ここでは後述するように、受動安全構造の導入によってレジリエンス向上を図る。

最初に考えなければならないのは、性能低下を如何にして食い止めるか（図 D5-2 の $Q_0 \rightarrow Q_1$ の最小化）である。そのためには、プラントを構成する構造物にどのような荷重が作用し、その構造物がどのような挙動を示し、結果としてどのような破損モードで破損するかを知る必要がある。次に問題となるのが性能の低下速度、特に次の事象に進展するまでの時間である。この時間を如何にして遅らせるか（図 D5-2 の $t_0 \rightarrow t_1$ の最大化）を考えなければならない。このような検討を行うためには材料の非弾性構成式を用いた高度な有限要素解析が必須となり、解析結果の評価も実際の材料特性との比較が必要になる。

次の事象に進展するまでの時間を遅らせることは、作業員の避難を可能にするとともに、その間に新たな対策を適用する可能性が生じ、それによって次の事象に進展することそのものを避ける可能性が増す。従来、事象進展の検討では、事象が生じるか否かで検討され、時間の概念が入ってこないことが多かったが、ここに時間の概念を考慮することが重要である。

図 D5-3 に示すように、破損の影響緩和策の適用によるレジリエンス向上を図り、最終的なプラント安全を評価することは有効なプロセスと言える。しかし、課題が多いことも事実である。構造分野の面から言えば、設計想定を超える事象による荷重の予測、構造物の挙動や破損現象を正確に推定することは非常に高度な技術であり、正しく実行できる技術者が限定されること、またその結果を評価し許認可する側も高度な技術を持つ必要がある。このような体制作りが大きな

課題の一つである。また、構造物の破損リスクを考えた場合、破損発生確率は信頼性工学の適用などによって定量化が図られているが、発生した場合の影響度については定量化が難しく、いくつかのレベル分けで評価する手法が取られることが多い。影響度の評価方法も今後の課題となる。

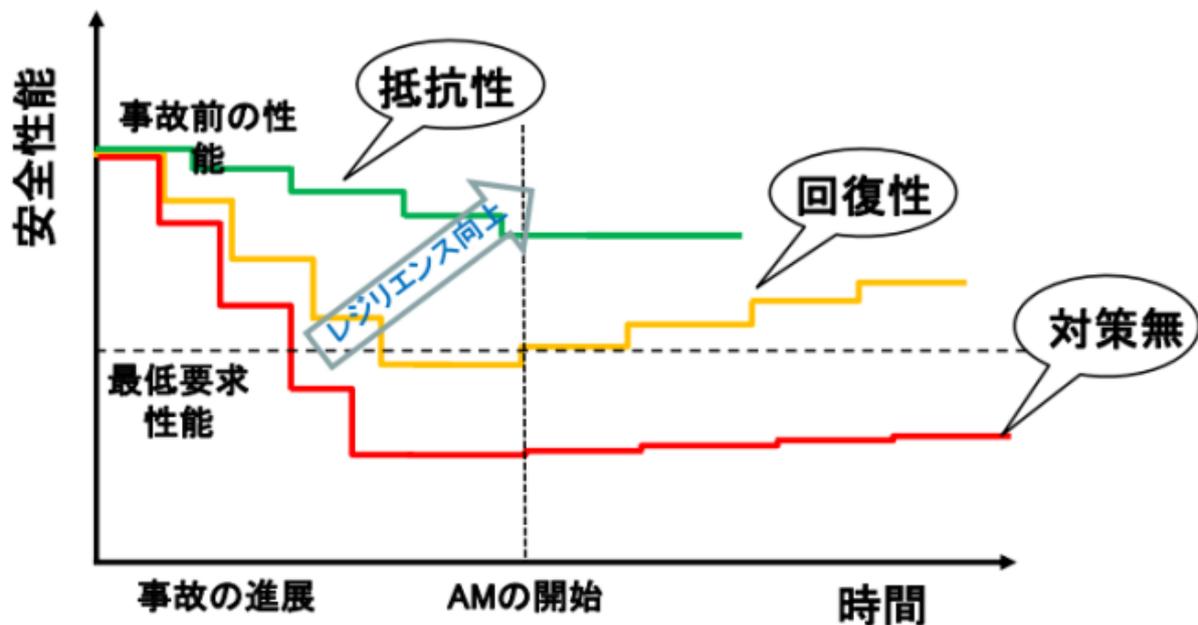


図 D5-3 破損の影響緩和策適用によるレジリエンス向上の概念

6. 受動安全構造の適用による破損拡大抑制

6.1 あってはならない破損モードとやむを得ない破損モード

ここでは、図 D5-3 に示すようなレジリエンス向上を図るために、積極的に受動安全構造を適用する。受動安全構造の前提として、あってはならない破損モードと受け入れもやむを得ない破損モードを区別する。

通常の構造設計においては、全ての破損モードに対して一定の裕度を持って発生しないことを保証しなければならない。しかし、設計想定を超える事象に対しても同様な考え方を拡張するのは不合理であり、まったく異なる考え方が必要となる。具体的には、それぞれの破損モードが安全性能に及ぼす影響を考慮し、図 D6-1 に示すように破損モードを区別する [8] [9]。このように、各破損モードが安全性能にどのような影響を及ぼすかを考えることは、受動安全構造を理解する上で重要である。

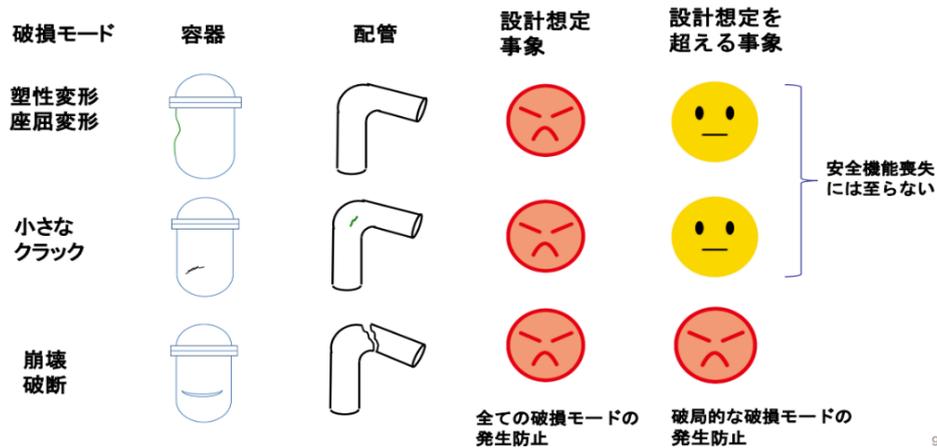


図 D6-1 炉心冷却性能への影響の小さい破損モードと大きい破損モード [8] [9]

6.2 受動安全構造の定義と成立条件

ここで取り上げる受動安全構造の定義とその原理、成立要件を図 D6-2 に示す [8] [9]。事故が発生した際に外部からの動力や操作に依存せず、自然現象に基づいて安全機能を維持できれば、その事故が重大事故まで進展するリスクは大幅に低減することが期待できる。原理は単純であり、安全機能への影響の小さな破損が先行することによって荷重や力が自然に低減し、安全機能喪失に至る破局的な破壊が発生するリスクを低減させるということである。そのためには、対象とする構造の各部位の強度やその部位に発生する破損モードを的確に評価し、それらを相対比較することによって破損を制御する必要がある。言い換えれば、受動安全構造は破損制御によって実現できるということになる。

先端に集中荷重のある曲がり梁を例にして受動安全の成立性を図 D6-3 に示す [8] [9]。

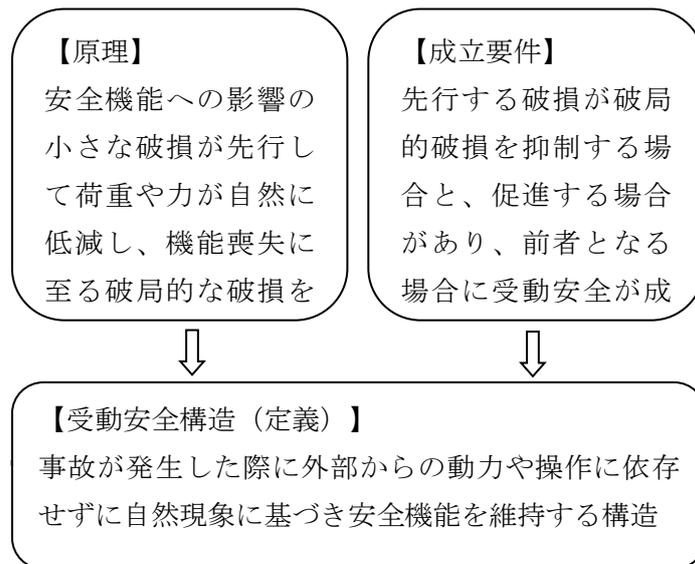
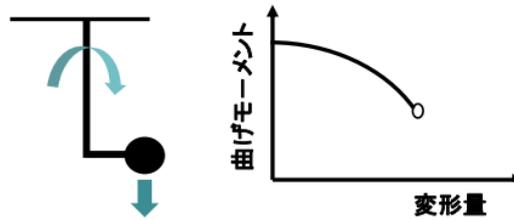


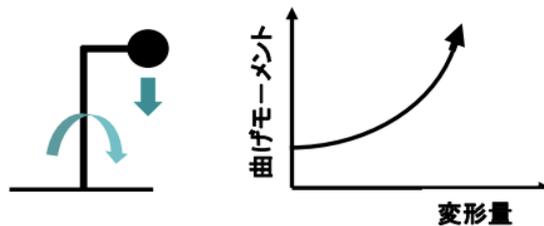
図 D6-2 受動安全構造の定義と原理、成立要件

先行する変形(安全への影響小)により曲げモーメントが減少して崩壊(安全への影響大)に至らない。



(a) 受動安全性が成立する例

先行する変形が進むと曲げモーメントが増大していき、やがて崩壊に至る。



(b) 受動安全性が成立しない例

図 D6-3 受動安全の成立性 [8] [9]

6.3 受動安全構造を支える破損制御技術

受動安全構造を実現するためには、破損制御技術^(注)は有効な技術である。

(注) 「破損制御」の類似用語として「破壊制御」がある。これは破壊力学を適用して構造物の破壊寿命を制御する技術とする場合が多い。ここではき裂問題に限らず、座屈や大きな変形なども含んだ破損全般を対象としている。その意味で「破損制御」とした。破損制御技術を適用するためには次の2点が重要となる。

- Best Estimate
- 相対強度評価

通常的设计では弾性解析による保守的な解析法及び解析結果の評価を行うことが多い。これに対して、破損制御技術を適用するためには、材料の非弾性挙動及び構造の幾何学的非線形性を考慮した高度な解析技術、所謂 Best Estimate によって、構造物の実際の変形挙動と破損評価が必須である。

破損評価についても通常的设计と破損制御とは大きく異なる。設計においては評価部位の強度が許容値を満足することが要求される。その意味では、絶対強度が問題となる。これに対して、破損制御技術を適用するためには次のような相対強度評価が必要となる。

- 破損モードの相対比較
- 破損箇所の相対比較
- 破損の順番の相対比較

圧力設備の破損モードは多くのものがあるが、設計想定を超える事象に対するものは自ずと限定される。例えば、原子炉の冷却機能が十分機能せず、設計条件を超える高温・高圧状態になることが想定される。このような状態で発生する可能性のある破損モードは高温における延性破壊と短時間クリープ破断である。延性破壊となるか短時間クリープ破断となるかは温度と圧力の関係で決まるが、両者は時間というファクターを除けば、変形の仕方や破壊の仕方に類似性があり、必ずしも明確に区別する必要がないように思われる。

破損個所の相対比較は非常に重要である。一般部の破損は大規模な破損となることが多い。構造不連続部の比較的限られた範囲の小規模な破損を先行させることによって荷重（主に内圧）を低減させ、一般部の大規模破損が生じにくくすることは有効な考え方である。

容器のどの位置で破損するかということも重要である。例えば、高速炉は沸点の高い液体金属を冷却材として使用するため減圧沸騰は生じない。原子炉容器の下部で冷却材がバウンダリ破壊した場合、冷却材の漏洩となり、冷却材喪失に結びつきやすくなる。一方、上部で破壊した場合、冷却材の大量漏洩とはなりにくい。

異なる破損モードがほぼ同時に発生、或いは同じ破損モードがいくつかの箇所ではほぼ同時に発生するなど、複数の破壊の可能性がある場合は、規模が小さい破壊、有効な対策が立てやすい破壊を優先させる。また、個々の破損モードを単独に検討するだけでなく、一つの破損モードが次の破損モードへ進展する可能性についても検討する必要がある。

6.4 受動安全構造の例

6.4.1 他分野における受動安全構造の実例

(1) 自動車における受動安全構造

最も広く知られており、分かりやすい受動安全構造の実例は、自動車の車体の受動安全構造であろう。典型的な例が、エンジンルームと居住スペース、そして独立したトランクスペースを持つ3ボックスのセダンである。いずれの部位も所定の設計荷重に対して十分な強度を持っているのは当然のことであるが、正面衝突或いは追突という自動車にとっては過酷な事故が発生した場合、エンジンルームやトランクスペースが先行して破損することによって衝突のエネルギーを吸収し、居室スペースが破損しにくいようにしている。これは単に居室が破損しないというだけではなく、そこに乗っている人間に対する衝撃力も低減することになる。もしエンジンルームの強度が大きく、衝突時にまったく潰れなければ、衝撃力は乗っている人間にダイレクトにかかってくることになり、死亡確率が大幅に上がることになる。構造工学の観点からは、エンジンルームと居住スペースの相対強度が大きな課題であり、それを解決するのが破損制御技術である。

(2) ガス・オイル分野における受動安全構造

プラントにおいては、受動安全構造という言葉そのものに馴染がないが、非常に興味深い例が実用化されている。図 D6-4 はガス・オイル分野で広く使われている極一般的なコーンルーフトankである。このタンクは常圧タンクであり、高圧に耐える構造となっていないので、何らかの原因で内部爆発が生じた場合、タンクが破損する可能性が大きい。タンクにはいくつか弱点があり、その一つが円筒胴と底板の溶接部である。内部爆発による内圧でこの溶接部が破損した場合、タンク内の可燃流体がタンク周辺に流出し、大火災に進展するリスクが大きい。このような事象

を避けるため、円筒胴とルーフの取付け部を必要以上に強くせず、内部爆発によって内圧が上昇した場合はこの取付け部が破損して内圧を放出できる構造（放爆構造）が義務付けられている [10]。この構造を実現するためには、円筒胴とルーフの取付け部と他の部位との相対強度を適切に評価し、破損個所を制御する必要がある。この構造の最も興味深いのは、放爆構造にすることが法規によってきちんと規定されていることである。一定の条件下ではあるが、壊れる構造にすることを規定している法規は貴重な存在である。保守的な手法で評価し、一定値以上の設計マージンがあればよいとする一般的な設計の考え方と大きく異なる点である。

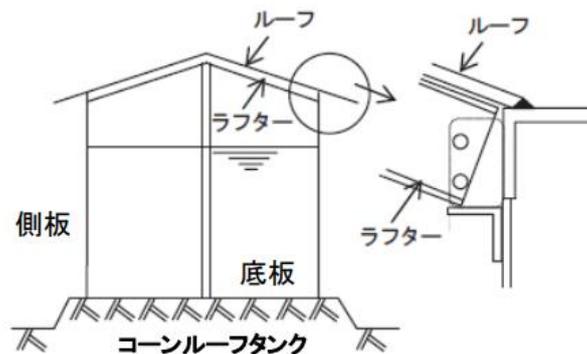


図 D6-4 ガス・オイル分野における受動安全構造（コーンルーフタンクの放爆構造） [10]

6.4.2 次世代高速炉に対する受動安全構造の適用例

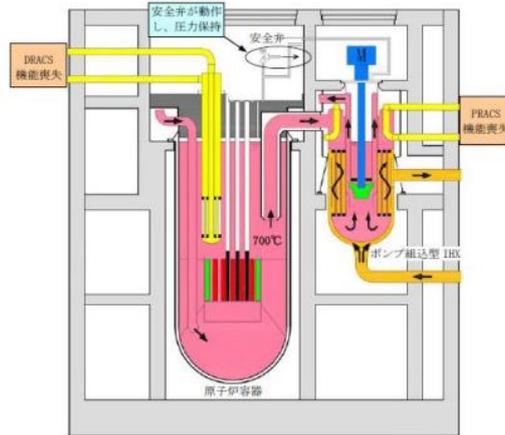
(1) 着目した設計想定を超える事象

次世代高速炉を検討対象とし、図 D6-2 に示した定義に基づいた受動安全構造の適用を検討した [11] [12]。このような受動安全構造が有効に機能すれば、目標とするレジリエンス向上の可能性が見えてくる。ここでは検討したもののうちから、受動安全構造の概念が分かりやすい事例をいくつか紹介する。

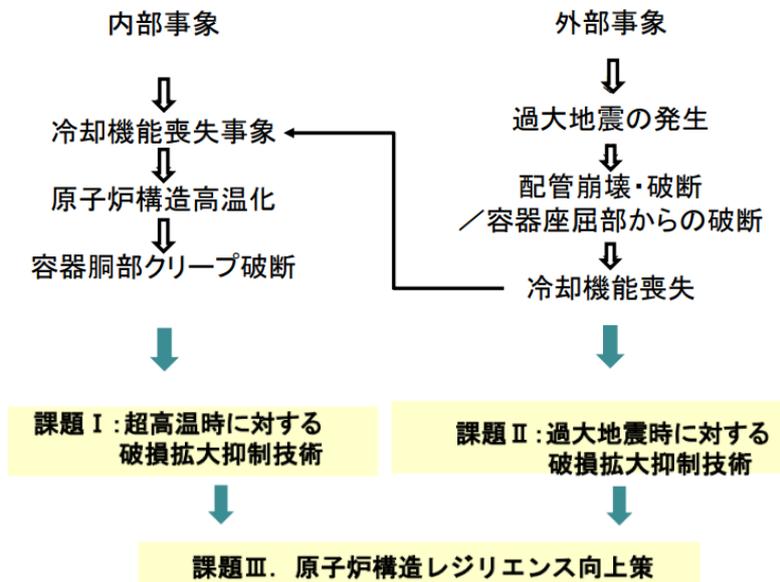
検討対象とした原子炉容器 (RV) の概念図を図 D6-5 (a) に示す。原子炉容器の外側には、冷却材が漏洩した場合の対策として設けられたガードベッセル (GV) との二重構造となっている。RV、GV とも上吊り構造となっている。

ここでは、懸念される設計想定を超える外部事象として、設計震度を大きく超える過大地震を取り上げた。このような地震が来た場合、図 D6-5 (b) に示すように、配管の崩壊や破断、RV や GV の座屈部からの破断などが懸念される。これらの事象が起こった場合、原子炉の冷却機能喪失という重大な内部事象に進展する恐れがある。ここに、過大地震に対する破損拡大抑制という課題が生じる（課題Ⅱ）。

原子炉は緊急停止したとしても、その後の崩壊熱を長時間にわたって冷却しなければならない。上述のような経緯で冷却機能を喪失した場合、崩壊熱によって RV 及び GV の温度は設計温度を超える超高温まで上昇することが考えられる。特に RV 内の超高温になった冷却材液面近傍に接する円筒胴上部では、短時間でクリープ破断することが懸念される。ここに、超高温に対する破損抑制という課題が生じる（課題Ⅰ）。



(a) 検討対象とした原子炉の概念図



(b) 着目した事象と課題

図 D6-5 着目した設計想定を超える事象と課題 [11] [12]

(2) 超高温時における炉容器の荷重再配分による破損拡大抑制

図 D6-5 の課題 I に対して、以下に示すような受動安全構造の適用を提案した [13]。具体的には、超高温時のクリープ変形による荷重再配分が先行して、RV 胴部の破断へ破損拡大が起こらない容器構造の提案である。この事象における懸念事項と課題を図 D6-6 に示す。RV が超高温になって強度を失った場合、上吊りの RV の自重によって円筒胴上部が大きなクリープ変形を伴って破断することが懸念される。この事象に対する対応として、図 D6-7 に示すように、下部鏡が床や他の構造物に接触することによって荷重を再配分して円筒胴の荷重を緩和し、円筒胴の破局的な破壊を避けることを考えた。これを実現するためには、床や他の構造物に接触した下部鏡が座屈したとしても、その後の挙動が安定しており、鏡板の破壊までに強度的な余裕があるとともに耐荷能力を維持できることが必要である。

これらの課題を解決するために、図 D6-8 に示す RV 下部鏡を模擬した小型球殻試験体による座屈試験を行った。その結果、図 D6-9 に示すように、球殻に大きな荷重が加わったときの挙動として、飛び移り座屈直後に破壊が生じず、安定的に変形しながら一定の耐荷能力を維持することが明らかになった。

小型試験体に対する解析も行っており、試験結果とよい一致を示した。その解析方法を用いて実機レベルの下部鏡について解析した例を図 D6-10 に示す。ここでは、GV は球面座によって下支えされているものとし、上吊り RV が熱膨張及びクリープによって下方に変形して GV に接触し、両者とも座屈変形するものとした。また、冷却材重量は静水圧として RV 内面に作用し、RV 自重、炉心及び炉内構造の重量が円筒胴モデルの上端に作用するものとした。その結果、実機レベルにおいても、円筒胴の荷重を下部鏡に再配分し、超高温時に破局的壊れ方をしない受動安全構造として機能する可能性を示すことができた。

一般に、座屈は不安定現象であり、壊滅的な結果をもたらすと考えられている。例えば、自立型の堅型容器では、座屈は倒壊に繋がり、外圧容器では壊滅的な変形につながるという典型的な座屈のイメージであろう。しかし、構造によっては必ずしも破局的な状態になるとは限らず、設計想定を超える事象に対してはその特性を活用することによって破局的な事象を回避できる可能性があるということは、非常に興味深い。

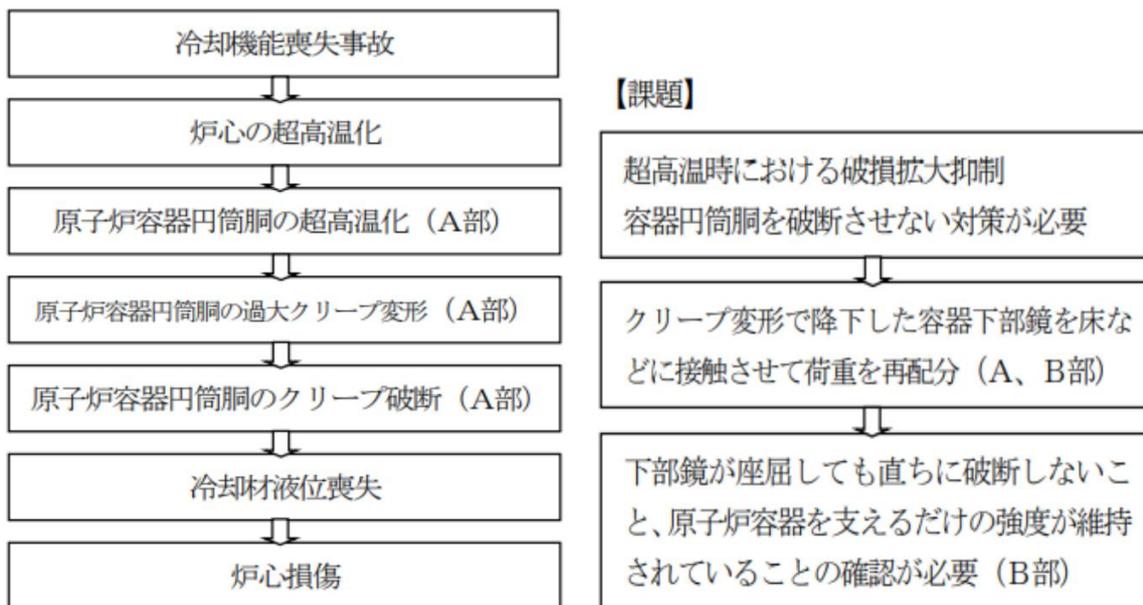


図 D6-6 冷却機能喪失事象による炉容器に懸念される事象と課題 [13]

(図中の A 部、B 部は図 D6-7 参照)

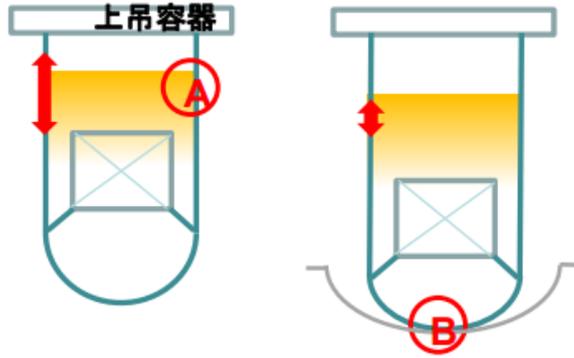


図 D6-7 炉容器の荷重再配分の概念 [13]



図 D6-8 小型球殻試験体による座屈試験 [13]

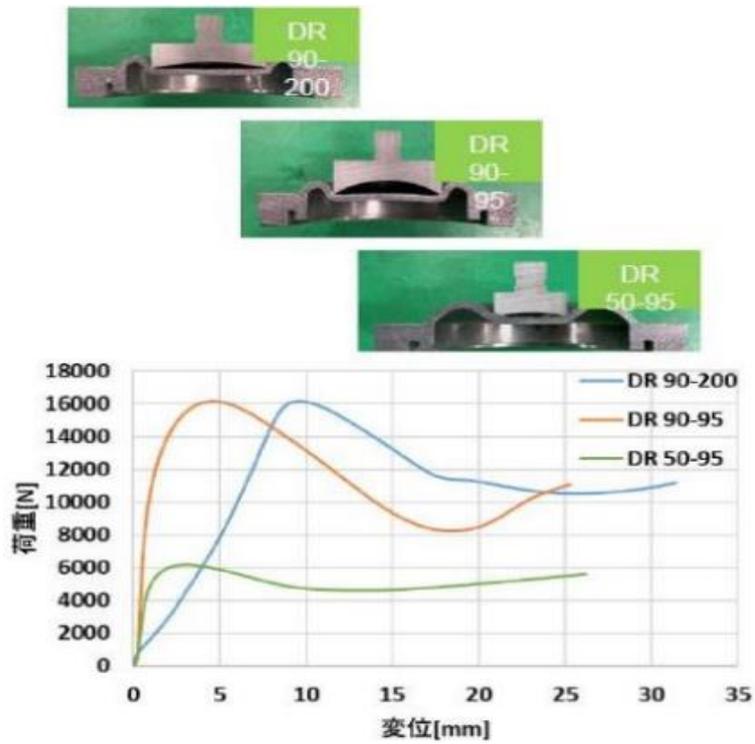
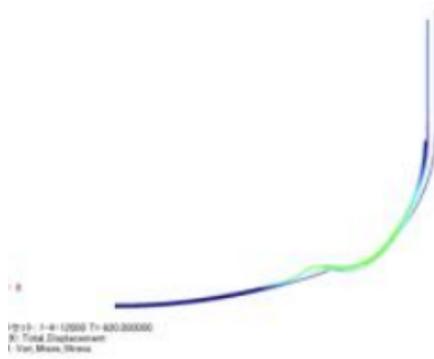
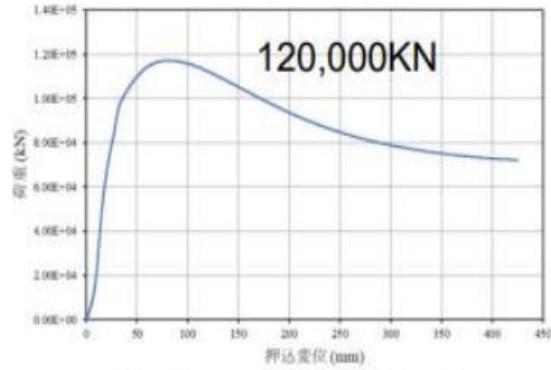


図 D6-9 小型球殻試験体の座屈後挙動の例 [13]



(a) 変形モード



(b) 荷重－荷重点変位曲線

図 D6-10 炉容器下部鏡の座屈後挙動の解析結果の例 [13]

(3) 過大地震時における炉容器の座屈による破損拡大抑制

図 D6-5 の課題Ⅱについても、受動安全構造の面から検討した [14] – [16]。RV は内圧が低いため、直径 10 数 m に対し、円筒胴板厚が数 10mm と極端な薄肉容器である。そのため、過大地震荷重を受けた場合、自立型容器のような倒壊はないものの、円筒胴上部で座屈する可能性がある。構造設計においては想定地震荷重に対して座屈が生じないことを要求しているので、それを大きく上回る過大地震に対しては、座屈後にどのようなようになるか明らかになっていない。これを説明することがこの課題である。

図 D6-11 は横軸を振動数比（入力振動数／固有振動数）、縦軸を加速度応答倍率として振動荷重に対する構造物の応答特性を表したものである。RV の耐震設計は図の剛構造領域で行われている（剛設計）。そのため、地震荷重によって円筒胴に座屈が生じると柔構造化し、共振点に近づくか、または共振点を飛び越えて柔構造領域に移行することが考えられる。共振点に近づいた場合でも座屈部が塑性化し、弾性応答の場合より応答倍率が下がることが予想される。柔構造領域に移行した場合、荷重に対する応答が遅れて力が伝わりにくくなるため、応答倍率は 1 を下回ることになる。

このような現象を説明するため、図 D6-12 に示すように、小型円筒試験体の振動による座屈試験を行った。試験体の直径／板厚は実機と同等とした。振動試験による座屈波形と解析による座屈波形を図 D6-13 に示す。両者はよく一致しており、円筒上部で曲げモードの座屈をしていることが分かる。この時の応答加速度の変化を図 D6-14 に示す。試験と解析とでは座屈する時間に差があるものの、座屈前後の応答の変化はよく一致しており、座屈によって以下のことが明らかとなった。

- 固有振動数が入力振動数より低下
 - 位相遅れが発生
 - 入力に対する応答の位相が、同相から逆相へ遷移。
 - 試験体にエネルギーが伝達されにくくなり、応答倍率が低下し、座屈後の挙動が安定化
- このように、座屈によって応答が小さくなり安定化するので、座屈そのものは破局的な破損と

はならない。ただし、このような変形が繰り返された場合の疲労き裂発生リスクがあり、さらなる検討が必要である。ただし、応答倍率が低下することによって疲労き裂が発生しにくくなることが予想される。

以上は、構造的な配慮をして受動安全構造としたものではないが、構造物が本来持っている受動安全性能を明らかにして活用するという観点から、貴重な知見が得られたといえることができる。

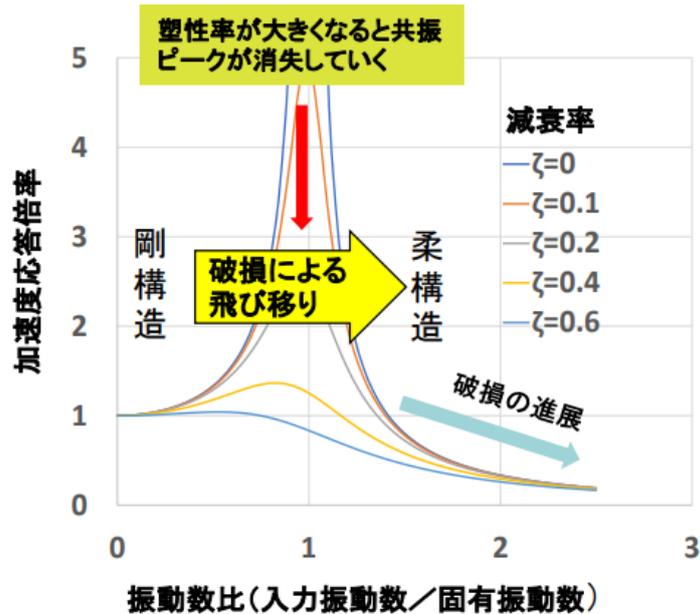


図 D6-11 荷重や力の低下要因 [14]

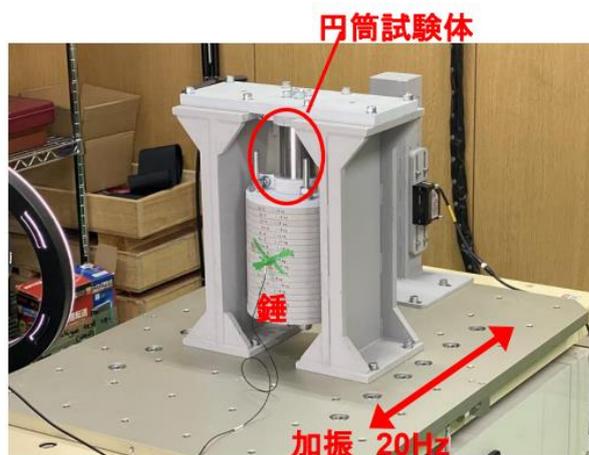
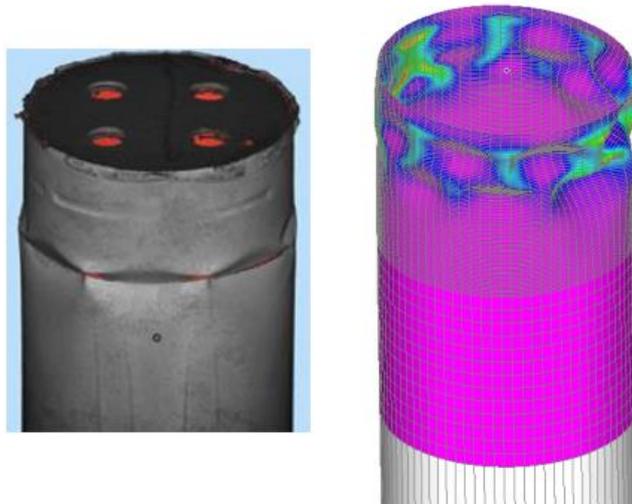


図 D6-12 小型円筒試験体の振動による座屈試験 [15] [16]



(a) 試験による座屈波形 (b) 解析による座屈波形

図 D6-13 小型円筒試験体に座屈波形 [15] [16]

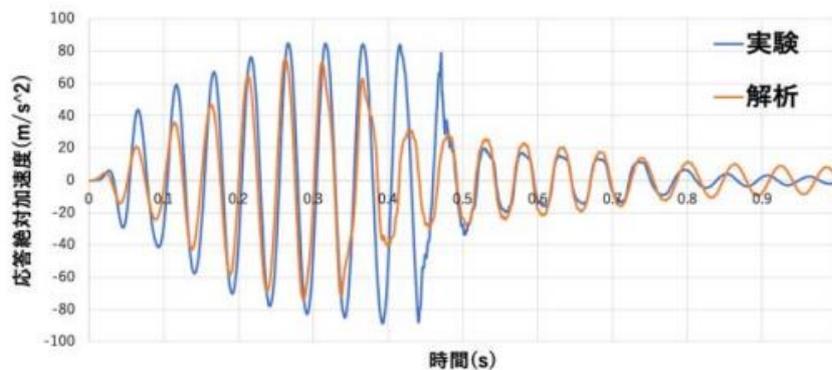


図 D6-14 小型試験体の応答加速度 [15] [16]

(4) 過大地震時における配管支持構造の破損による配管系の破損拡大抑制

図 D6-5 の課題Ⅱについて、過大地震荷重を受ける配管系についても受動安全構造の面から検討した [17] [18]。一般に、振動荷重を受ける配管系では、小口径分岐管や支持構造物（いずれも取付部を含む）などで疲労破壊を生じることが多いことが知られている。特に、支持構造物の破損が配管系の振動特性に及ぼす影響は大きく、一つの支持構造物の破損が近接する支持構造物の破損へ次々と進展する「ジッパー効果」が懸念されている。ここでは原子炉のメインの配管系を念頭に、この懸念事項を取り上げた。

図 D6-15 に振動破壊試験の様子を示す。試験体は高温配管用炭素鋼鋼管、全長 5 m であり、2 箇所のアンカと 6 箇所のエルボーを有する平面配管系とした。系内には破損を想定する支持構造物を 4 箇所に設置した。支持構造物は一定の強度を超えると破損（支持機能喪失）するようにした。地震波は、2011 年東北地方太平洋沖地震において観測されたものを用いた。

試験結果の一部を図 D6-16 に示す。横軸がひずみ測定点の位置で、左から 6 個がエルボーであり、右の 2 個がアンカである。縦軸がその位置でのひずみの値である。各位置におけるひずみの大きさを表す棒グラフは、左から 2 本は一部の支持構造が破損したケース、3 本目は全ての支持構造が破損したケース、4 番目はまったく破損していないケースにおけるひずみの値を表している。この図から、地震荷重によって一部の支持構造が破損すると各部位のひずみは大きくなるが、さらに破損が進行して全ての支持構造が破損すると、まったく破損していないケースのひずみと同等となる。これは、支持構造の破損によって配管系が柔構造化し、最初は入力波の振動数帯域に近づくが、さらに破損が進むと再び外れるためである。この結果は、第 56 図で示した破損による構造物の柔構造化と応答倍率の変化との関係と一致している。

このような試験及び解析結果に基づいて、以下のような受動安全性の評価を含む新しい耐震性評価概念を提案した。

- 配管系には、支持構造破損によって柔構造化が先行すると加振力が伝わらず、配管自体の破損が抑制される受動安全性が存在する。
- 受動安全性が成立するのは、配管自体の強度が支持構造より高く、支持構造破損後の配管系の固有振動数が地震の卓越周波数を下回る場合である。



図 D6-15 配管系の振動破壊試験の様子 [18]

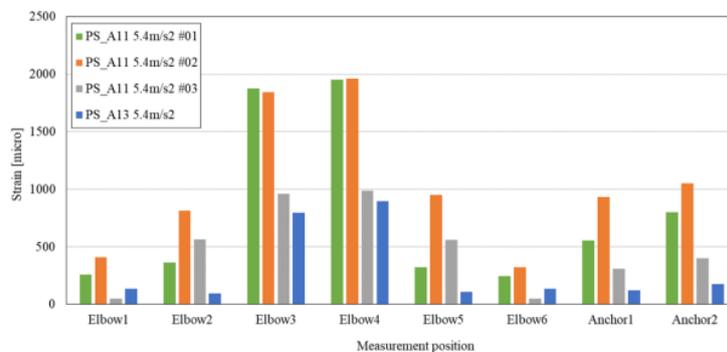


図 D6-16 配管系の振動破壊試験結果 [18]

7. システム安全対策と構造対策の連携によるレジリエンス向上

1.2 節のガイドラインの目的で述べたように、このガイドラインは設計想定を超える事象に対して原子炉建造物のレジリエンス向上を図ることを目標に、安全性能要求に関する基本的考え方を示すことを目的としている。具体的には、受動安全構造の適用などにより、設計想定を超える事象に対しても構造強度分野が役割を果たすようにしようというものである。しかし、構造強度分野の役割と言っても単独で達成できるものではない。

これまで設計想定を超える事象に対する安全問題はシステム安全分野が中心的に担ってきた。この構図は今後も変わることはなく、変わる必要もないであろう。重要なことは、この構図に構造強度分野がどう関わっていくかを議論し、図 D7-1 に示すような新たな枠組みを作っていくことである [8]。図から明らかなように、構造上の安全性能向上策とシステム上の安全向上策の合理的な組み合わせを図るというものである。発想の流れを考えると、システム安全分野の要求（ニーズ）に対して構造強度分野がどう応えていくか（シーズ）というのが現実的な姿のように思われる。どのような流れとなるにしろ、システム安全分野の技術者と構造強度分野の技術者の相互理解が不可欠であり、これが問題解決の第一歩となるであろう。

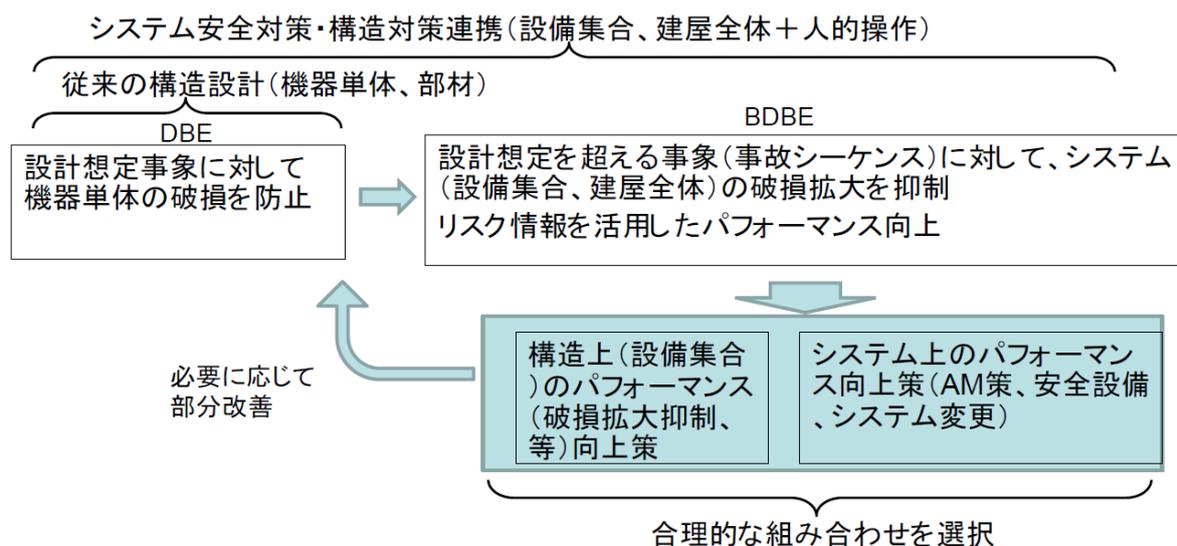


図 D7-1 システム安全分野と構造強度分野との組み合わせによる新しい連携枠組み [8]

8. 今後の課題

8.1 蓄積されてきた技術を活用した新たな受動安全構造の開発

このガイドラインでは、受動安全構造の適用を設計想定を超える事象に対して原子炉建造物のレジリエンス向上を図る有効な手段としている。6.4 節で受動安全構造の適用例を示した。このような受動安全構造を開発するためには、図 D8-1 に示すように、設計想定を超える事象に対する対象構造の構造強度を的確に予測し、その結果に対して破損制御技術を適用する必要がある。図から分かるように、構造強度評価を支えているのが構造力学であり、材料強度学である。これらの技術力及び知見を活用することによって建造物の変形及び破損挙動が的確に予測できる。こ

これは構造設計における保守的な手法、保守的な評価とは全く異なるものであり、高度な非線形解析によるベストエスティメイトが要求される。強度評価においては、構造設計では絶対評価が必要であったが、ここでは破損モード及び破損部位に関する相対的評価が重要になることが多い。

構造力学及び材料強度学は長年にわたって研究されてきたものであり、多くの技術的知見が蓄積されている。ここに新しく破損制御の概念を組み合わせることによって新たな受動安全構造のアイデアが生まれてくることを期待する。

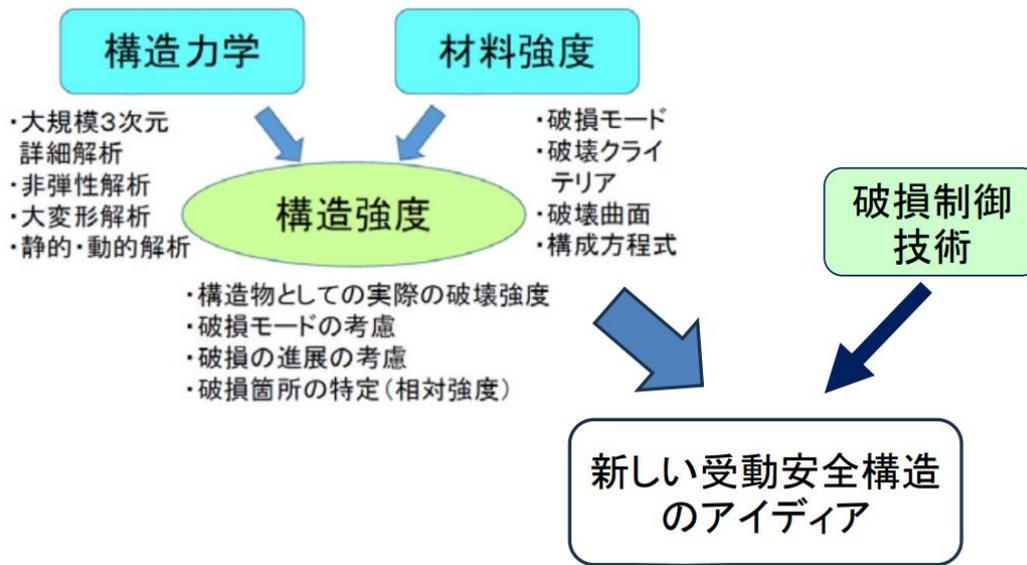


図 D8-1 蓄積されてきた技術を活用した新たな技術開発

8.2 Safety II 概念の普及

Safety I、Safety II は以下のように定義されている [19] [20]。

Safety I：従来の現状固定的な安全概念であり、危機の未然防止を目指す。

Safety II：危機に対するダイナミックな対処を通じて実現される安全概念であり、破局的状態の回避、損傷機能の復旧を目指す。

この定義に基づく Safety I と Safety II の比較を車における安全の考え方、一般的なリスク管理の考え方、原子力における深層防護の考え方と対比させて表 F8-1 に示す。表から分かるように、Safety I は設計想定事象に対する対応に、Safety II は設計想定を超える事象に対応している。Safety II は、技術に依存する機械システムに加え、それを運用する人間や組織が、通常は正しいとされている安全確保の手続きの範囲を超え、柔軟な意思決定が必要な場合にいかに行動できるかという側面を含んでいることに特徴がある。

予想される重大事故に対して予めいろいろな対応策を立てておくことは意義がある。しかし、現実にはそれらが十分生かされないことがある。過去のプラントの重大事故から分かるように、事象の進展が早い場合、対応策の発動の時期を逸する場合もある。特に現場から遠く離れた本社の判断を待った場合にはその傾向がある。刻々と変化する現場の状況に応じてどのような対応を

取るか、どのタイミングで対策を発動するのか、難しい判断を迫られることが容易に想像できる。ここで重要なのは、現場の判断の重視し（責任者の現場派遣も含む）、事後に現場の判断を責めない企業風土である。例えば、プラントを緊急停止して壊滅的事象までの進展を防いだ場合を想定すると、「緊急停止しなくてもそこまで進展しなかったのではないか？」という類の批判が予想される。このような不安が判断を誤らせる、或いは判断の時期を逸する原因になることが考えられる。

設計想定を超える事象に対する対応策を有効なものにするためには、個人はもちろん組織としても Safety II の概念を正しく理解し、それを実践できるようにする必要がある。そのためには、個人や組織が図 D8-2 に示す能力（予見、対処、監視、学習）を持つ必要があるとし、その能力を発揮させるための補完的要件及びその能力をつけるための管理要素を整えることが重要であるとしている [19] [20]。これらの能力は個人の能力とした場合は分かりやすいが、組織の能力とした場合は具体的にどのようなものなのか考える必要がある。

表 F8-1 Safety I と Safety II の比較

	事象の発生防止	事象の影響緩和
新しい安全の概念	Safety I ・現状固定的な安全概念 ・危機の未然防止	Safety II ・ダイナミックな対処、危機に対処 ・破局的状態の回避 ・損傷機能の復旧 ・レジリエンスエンジニアリング
車の安全	能動安全 (Active Safety) ・アンチロックブレーキ ・車制御システム ・運転支援システム	受動安全 (Passive Safety) ・衝突安全ボディ ・シートベルト、チャイルドシート エアバッグ など
リスク分析 評価・管理	予防対策によるリスク低減 ・破損の防止	影響緩和によるリスク低減 ・破損の影響緩和 ・影響の拡大防止
原子力の 深層防護	第 1 層～第 3 層 ・破損の防止 ・構造設計基準	第 4 層、第 5 層 ・破損の影響緩和、拡大防止 ・防災、避難

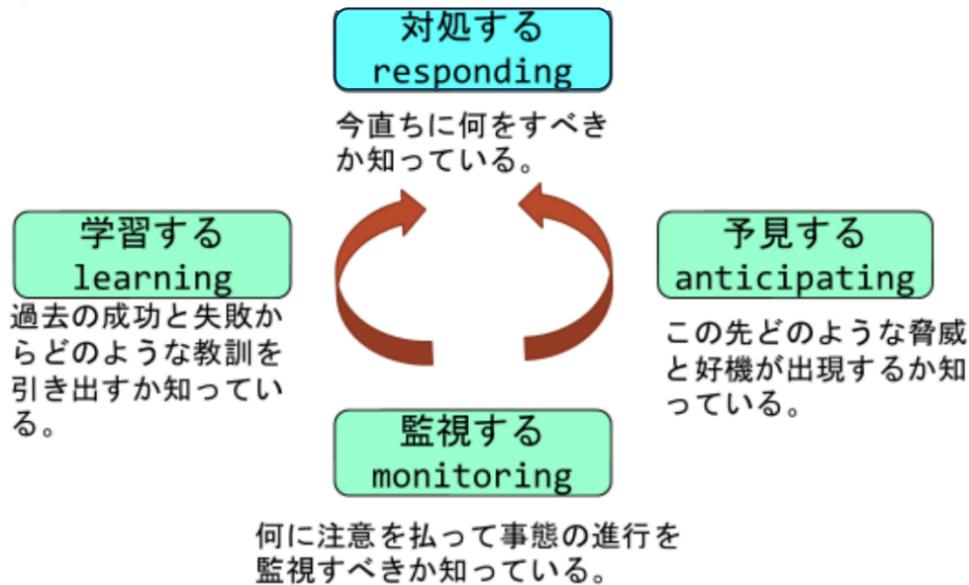


図 D8-2 Safety II 実現に必要な能力 [19] [20]

8.3 規制庁の「合目的的」という考え方の実現

設計想定を超える事象は不確定要素が多く、事故シナリオの想定が難しく、仮にシナリオを立てたとしても必ずしもそのとおりになるとは限らない。図 D8-3 及び図 D8-4 に示すように、原子力規制庁も、「ある特定の事故シーケンスを前提とし、その前提に立った対策を講じれば、実際の事故対応において、前提とした想定とのわずかな違いが大きな困難をもたらすおそれがある」として、「要求水準や対処する手段に関する基本的な考え方は、事故の進展の段階や、直面する事態に対して「合目的的」なもの（原子炉等による災害を防止する上で実効性のあるもの）」を求めている。また、「格納容器破損のような事態に至った場合には、結果として生じた事態に応じて柔軟に対処する能力を要求することが合目的的」と、柔軟な対処能力を求めている [21]。これは正に Safety II の考え方そのものである。

このように、新規制基準は、重大事故に至るまで及び至った後の各段階において生じうる事象について、相当程度具体的に想定することができ、かつ、その想定によって考慮すべき事象の全体を概ね包含できると考えられる場合には、その想定に基づいた対策を要求している。

他方、格納容器破損のような事態に至った場合には、事象進展における不確かさが大きいこと等から、あらかじめ網羅的に事故シーケンスを想定することは困難である。仮に、ある特定の事故シーケンスを前提とし、その前提に立った対策を講じれば、実際の事故対処において、前提とした想定とのわずかな違いが大きな困難をもたらすおそれがある。したがって、重大事故が発生・進展し、不確かさが大きくなった状況においては、結果として生じた事態に応じて柔軟に対処する能力を要求することが合目的的である。

2-3. 大規模損壊対策

(1) 法令上の位置づけ

大規模損壊対策については、原子炉等規制法第43条の3の6第1項第3号における重大事故等への対処に係る技術的能力の一環として要求されるものである。

1. でも述べたとおり、大規模損壊のような、状況の詳細な想定が困難な事態への対処については、事態に応じた柔軟な対応が可能となる能力を備えることを要求することが合目的的であり、具体的には、SA技術的能力基準2. 1において、大規模損壊対策に必要な手順、体制及び資機材等の整備を行うことを要求している。

図 D-8-3 新規制基準における重大事故等対策の整理（案）の抜粋 [21]

- 要求水準や対処する手段に関する基本的な考え方は、事故の進展の段階や、直面する事態に対して**合目的的**なもの（原子炉等による災害を防止する上で実効性のあるもの）
- 具体的に規定できないような事態に対しては「法規や基準の目的に合っているか？」という原点に立ち返って考える。

- 原子炉の重大事故として以下の二つを特に重視
 - ① 炉心損傷 ② 格納容器破損
- これらに関して、事故シーケンスや破損モードを想定し、その範囲で対策がその事象の防止に有効であることを確認することを要求

- 格納容器破損のような事態に至った場合には、結果として生じた事態に応じて柔軟に対処する能力を要求することが合目的的
- 「柔軟に対処する能力」⇒ “Safety 2”の概念？
本PJで提唱する「破壊制御の適用」もこの考え方と整合する。

図 D8-4 規制庁の重大事故対策に対する考え方のまとめ

8.4 原子炉安全向上のための体制の整備

これまでは主に原子炉のレジリエンス向上のための技術的側面について論じてきた。しかし、これを社会実装するためには技術的議論だけでは不十分であり、体制に関する以下のような難しい課題を解決しなければならない。

- 対策の意思決定耐性：「誰が」、「どのようにして」意思決定するのか？
設計想定事象に対してはそれぞれの要素技術を「集合」させることによって基準を満足させること（安全性の確保）ができた（SSD: Static Safety Design）。
設計想定を超える事象に対しては、考慮すべき事象が複雑になるため、要素技術の「集合」に加えて「複合」を取り入れたダイナミックな活動が必要となる（DSDM: Dynamic Safety Design and Management）。
- 対策の評価体制：「誰が」、「どのようにして」それを評価（許認可）するのか？
設計想定事象に対しては法規類の整備が進んでおり、産業界はそれに従った設計が求められており、規制側はそれを審査することになる。
設計想定を超える事象に対しては具体的な法規類はなく、原子炉設置者を中心とした産業界が主体となった推進体制を確立する必要がある。

特に後者は制度に関わる大きな課題であり、産業界と規制側との自由で開かれた話し合いを通じてコンセンサスを構築する必要がある。

参考文献

- [1] ASME, Forging a New Nuclear Safety Construct, ASME Presidential Task Force on Response to Japan Nuclear Power Plant Events, June 2012.
- [2] ISO/IEC GUIDE 51: 2014 Safety Aspects - Guidelines for their inclusion in standards, ISO, 2014.
- [3] 向殿政男, ISO/IEC GUIDE 51: 2014 改訂について, 第4回 SA スキルアップミーティング, 2014.
- [4] 白鳥正樹, 安全性向上に向けてー構造工学分野への期待ー, JASMiRT 第2回国内ワークショップ, 2018.8.
- [5] 田邊雅幸, オイル&ガス分野におけるプロセス安全設計と実現のための遂行手法概要, 令和4年度第1回 BDBE 小委員会配布資料, 2022.08.04.
- [6] 室野剛隆, 鉄道の耐震設計標準の改訂と今後の課題 危機耐性の導入と耐震設計のバランス, 第16回性能に基づく橋梁等の耐震設計に関するシンポジウム, 土木学会, 2013.7.
- [7] 室野剛隆, 危機耐性の向上ー想定を超える巨大地震への対応ー, 鉄道総研報告, 30-5, 2016.
- [8] N. Kasahara, H. Yamano, I. Nakamura, K. Demachi, T. Sato and M. Ichimiya, Mitigation Strategies from Structural Mechanics for Beyond Design Basis Events, JSME, ICONE30-1442, May 21-26, 2023.
- [9] 笠原直人, 山野秀将, 中村いずみ, 出町和之, 佐藤拓哉, 一宮正和, 原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開発 (20) 壊れ方が破局的でない受動安全構造の提

- 案, 原子力学会, 春の年会, 1L15, 2023.
- [10]佐藤拓哉, 圧力設備の破損モードと応力, 日本工業出版, 2013.
- [11]N. Kasahara, H. Yamano, I. Nakamura, K. Demachi, T. Sato and M. Ichimiya, Mitigation Strategies from Structural Mechanics for Beyond Design Basis Events, JSME, ICONE30-1442, May 21-26, 2023.
- [12]笠原直人, 山野秀将, 中村いずみ, 出町和之, 佐藤拓哉, 一宮正和, 原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開発 (20) 壊れ方が破局的でない受動安全構造の提案, 原子力学会, 春の年会, 1L15, 2023.
- [13]N. Kasahara, M. Murohara and T. Sato, Study on Post-Buckling, Behaviors of Lower Heads for Fracture Control of Reactor Vessels under BDBE, PVP2022-84449, ASME PVP Conference, 2022. 7.
- [14]長谷川翔, 濱田良太, Ye Yiji, 一宮正和, 笠原直人, 過大な振動荷重による円筒の座屈及び座屈後挙動に関する研究 (1) 柱試験体と円筒試験体を用いた基礎的研究, 日本機械学会 2022 年度年次大会
- [15]Y. Ye, S. Hasegawa and N. Kasahara, Study on Dynamic Buckling Behavior and Post-Buckling Stability of Thin-Walled Cylinders Subjected to Lateral Vibration, PVP2023-105543, ASME PVP Conference, 2023. 7.
- [16]Y. Ye, S. Hasegawa, M. Ichimiya, N. Kasahara, S. Suzuki and H. Jin, Study on Buckling Behavior and Post-Buckling Stability of Fast Reactor Vessels during Severe Earthquakes, ICONE30-1300, ICONE30, 2023. 5.
- [17]堀ノ内 陸¹, 一宮 正和¹, 笠原 直人, 原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開発 (23) 地震時における配管系の受動安全性に関する基礎研究, 原子力学会, 秋の大会, 1H01, 2023
- [18]中村 いずみ, 笠原 直人, 原子炉構造レジリエンスを向上させる破損の拡大抑制技術の開発 (24) 複数の支持構造物を有する小口径配管系の地震時受動安全性の評価, 原子力学会, 秋の大会, 1H02, 2023
- [19]北村正晴, 安全の新しい捉え方 Safety-II とレジリエンスエンジニアリング, 第 1 回 海技教育機構 研究発表会予稿集, 2016.
- [20]北村正晴, レジリエンスエンジニアリングが目指す安全 Safety-II とその実現法, IEICE Fundamentals Review, Vol. 8, No. 2, 2014.
- [21]原子力規制庁, 新規制基準における重大事故等対策の整理案, 令和 4 年 6 月 8 日.

Appendix E

ガイドライン PART II

設計想定を超える事象 (Beyond Design Basis Events) に対する
原子炉構造レジリエンス向上
— 機器単体に対する受動安全構造実現のための技術的手法 —

1. 総則

1.1 ガイドラインの目的

本ガイドラインは、原子炉の主要構造物について、設計想定を超える事象に対する対策の新しい考え方を示したものである。

従来、設計想定を超える事象に対してはシステム安全の面からの対策が中心であり、これは今後とも変わらない。しかし、現状では、このような事象に対して構造物はどのように挙動し、それによってどのように損傷を受け、どこがどのように破損するのか分からない。そのため、安全対策は全方位的に策定せざるを得ない。これは非常に非効率的であり、場合によっては、対策の必要性がほとんどないところに対策を立てることによって、本来対策を立てるべきところがおろそかになるということにもなりかねない。

本ガイドラインでは、受動安全構造を適用することによって、設計想定を超える事象によって構造物が破壊するような状況になった場合でも、受動安全構造を適用することによって小規模破壊を先行させて荷重やエネルギーを低減させ、圧力バウンダリの大規模破壊を防ぐことを目的とし、そのための技術的手法を規定する。

1.2 適用範囲及び関連事項

1.2.1 適用対象

本ガイドラインは、原子炉冷却材（圧力）バウンダリに関連する容器・配管系に適用する。

1.2.2 適用事象

設計想定を超える事象に対して適用する。代表的な事象としては以下のものがあるが、これに限定しない。

- 原子炉容器： 冷却機能喪失または低下に伴う高温・高圧状態
- 配管： 過大地震

1.2.3 関連ガイドライン

本ガイドラインは「ガイドライン PART I 設計想定を超える事象（BDBE）に対する原子炉構造レジリエンス向上—安全性能要求に関する基本ガイドライン—」に基づくものである。本ガイドラインで規定されていないものは上位ガイドラインである PART I に基づいて判断する。

1.2.4 受動安全構造と破損制御

受動安全構造の定義はガイドライン PART I によるものとする。受動安全構造を実現するための手法が破損制御技術である。

本ガイドラインでは破損制御に関する基本的な考え方を規定する。

2. 設計想定を超える事象に対する構造強度の考え方

2.1 実際の破損挙動の予測

2.1.1 実際の破損挙動予測の必要性

構造強度評価による性能評価は、設計想定事象に対しては保守的な評価で十分である。ここで評価された構造強度は、あくまでも設計において想定した荷重に対して一定の値以上の裕度を保証するものである。これに対して、破損部位や破損モードの把握が必要となる設計想定を超える事象に対しては、実際の破損挙動を予測するベストエスティメイトが必須となる。

一般には、設計において保守的に求められた構造強度は必ずしも実際の破損挙動に基づいたものとは限らず、実際の構造強度に対する裕度は部位や破損モードによって異なる。この裕度も、設計上の許容値は満足するが、必ずしも定量的に明確になっているとは限らない。特に、複雑な構造不連続部については、明確になっていない場合が多い。以下に、このような構造強度を設計想定を超える事象に適用した場合の不合理性について述べる。

現状のPRAやストレステストにおける構造強度評価は、日本原子力学会標準「原子力発電所に対する地震を起因とした確率論的リスク評価に関する実施基準（AESJ-SC-P006-2015）」に基づいて実施されている。この手法は、基本的には設計時の構造強度評価手法に基づいており、上述のように、相当程度の保守性を含んでいる。具体的には、安全係数法を用いており、設計で用いた耐震性評価結果などに基づき、耐力評価及び応答評価に含まれる保守性及び不確実性を定量化し、それを係数表現することで「現実的耐力」及び「現実的応答」を評価する方法である。

ストレステストの例を図E2-1に示す。(a)の熱交換器は、熱交換器本体、サドル、アンカボルトなどが評価対象となるが、地震荷重に対しては、裕度の最も小さいアンカボルトがクリティカルポイントとなる。アンカボルトが損傷した時点で熱交換器は冷却機能を喪失するとして扱われる¹⁾。本来は、熱交換器本体に大きな破損が生じ、相応の漏洩が生じた時点に冷却機能喪失とすべきであり、アンカボルトの損傷時点とは大きく異なる。

(b)は格納容器などの大型容器の例である。地震時の組合せ応力が座屈許容値を超えた時点で容器は放射性物質の閉じ込め機能を喪失すると評価される。一般に、座屈評価そのものが大きい不確実性を含んでおり、実際の座屈荷重に対する裕度を正しく評価することが難しい。また、仮に座屈変形しても、貫通き裂は生じなければ密封性は維持されているので、座屈した時点に機能喪失とするのは合理的ではない。

(c)は配管の例である。配管の曲げ応力が許容値を超えた時点で機能喪失と評価される。配管の機能は冷却材の輸送による冷却機能である。配管にかなり大きい塑性変形が生じて、流路閉塞や破断が生じなければ、冷却機能は喪失しない。

PRAやストレステストにおける構造強度評価の目的が、「相対的に脆弱な部分を特定し、これを改善することによって原子炉の安全性を向上させる」ということであれば、「相対的に脆弱な部分の特定」が極めて重要となる。この特定が正しくなければ、無駄なところに対策を施し、本来改善しなければならなかったところが見落とされるということになりかねない。

このような不合理性を解決するためには、構造物の実際の破損挙動を正しく把握することが必要であり、ベストエスティメイトが必須となる。「保守性が大きすぎると、真に検討すべき課題の優先順位が見えなくなる」という指摘もある。ここに実際の構造強度を知ることの重要性がある。

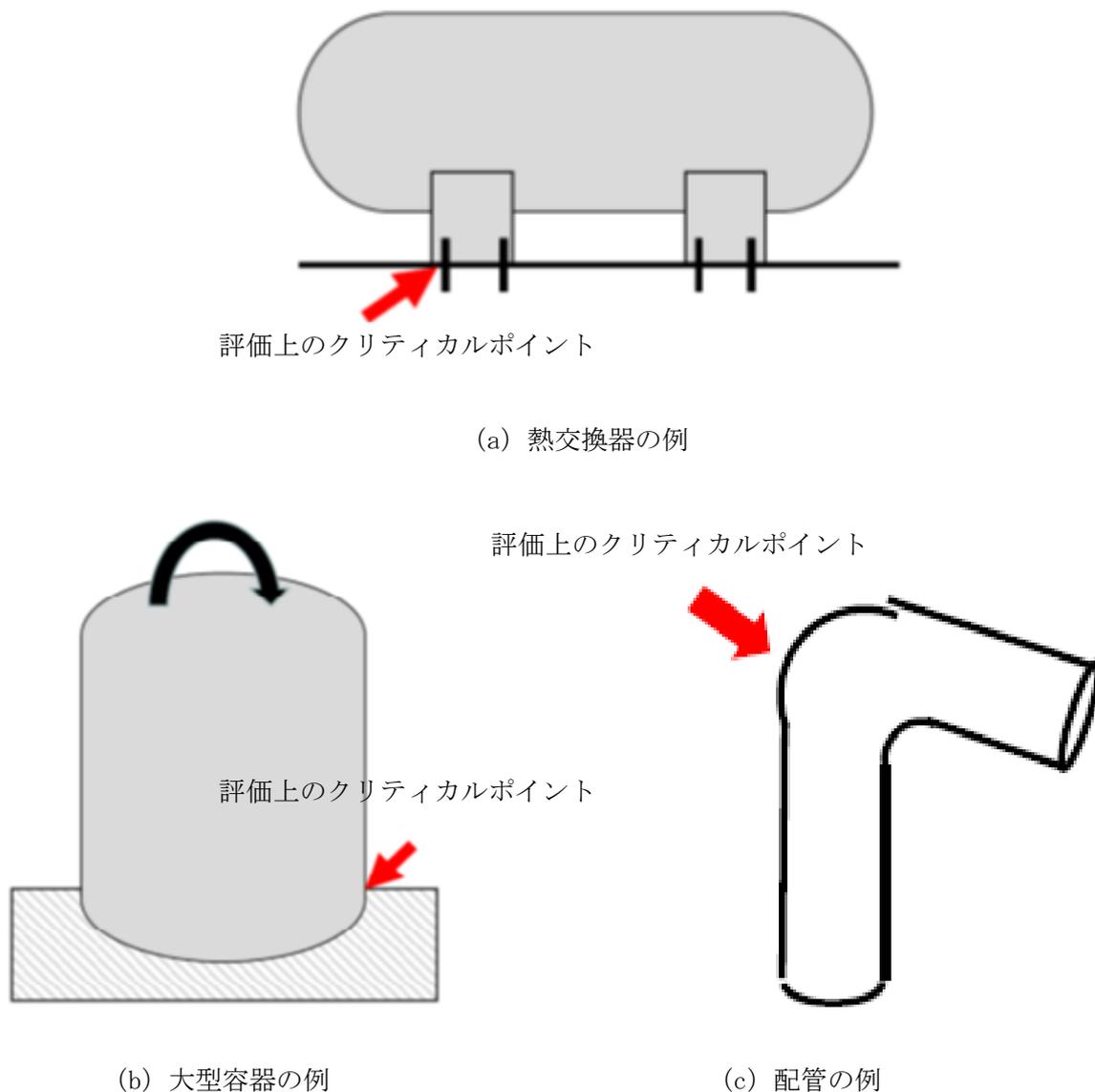


図 E2-1 設計用の保守的構造強度評価が設計想定を超える事象に対して不合理となる例

2.1.2 個別機器と系統の破損シーケンス評価

構造強度評価による性能評価は、設計想定事象に対しては、原則として個別の機器について単独に行われる。

設計想定を超える事象における構造強度評価は、破損挙動を正確に評価するために、容器、配管、支持構造などを一つの系統として捉え、それぞれの相互作用を考慮した構造解析を行い、破損シーケンスを評価する必要がある。この場合、破損モードの進展も考慮する必要がある。

2.1.3 相対強度評価

構造強度評価による性能評価は、設計想定事象に対しては絶対強度評価であり、推定された強度が許容値を満足することが要求される。

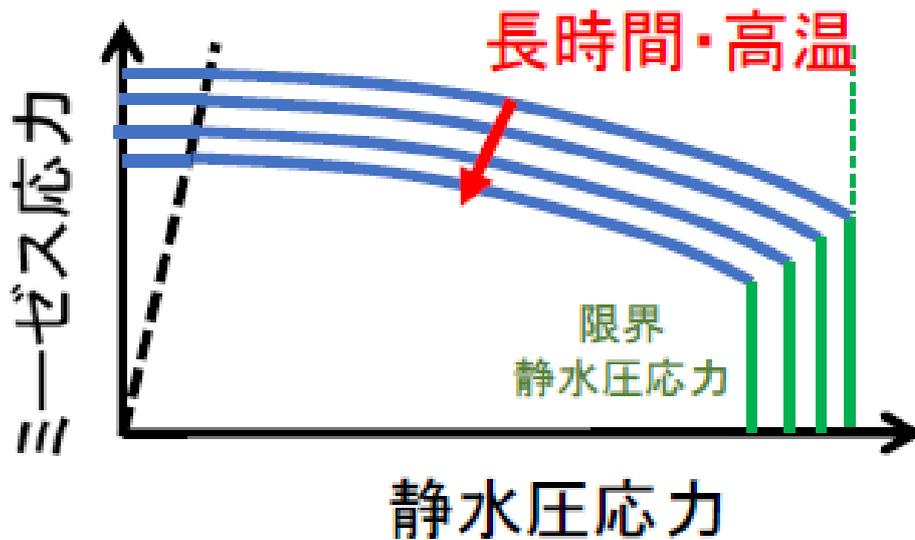


図 E2-3 クリープ領域における等時破壊曲面

2.2.2 過大地震を受ける配管の実際の破損挙動予測の方法

従来の研究によって過大地震が起こるとき、原子力発電所の機器及び配管の破損モードとして進行性変形及び疲労が確認されている[EPRI, “Piping and Fitting Dynamic Reliability Program Volume 1: Project Summary”, 1994.]. 塑性崩壊や破断は起こり難い。実際、東日本大震災における福島第一原子力発電所においても配管の破断、崩壊は発生していない。そのメカニズムも近年の研究によって明らかにされつつある。図 G2-4 に地震荷重に対するラチェット変形と崩壊の予測法に関する試験データを示す。これを踏まえると、①振動数比（地震周波数/配管共振周波数）が大きくなると荷重と変位の位相差が大きくなり、床から構造に振動エネルギーが伝達されにくくなること、②塑性変形によるエネルギー消費が存在すること、の両者によって破局的破壊が起こり難くなるメカニズムが存在するので、これを有効に活用することが重要である。さらに、検討すべき追加的な破損モードとして、配管支持部の破壊がある。この場合、配管共振周波数が低下して、地震動の強振動パルスの周波数よりも低下すれば、むしろ配管系自身に発生するひずみ、変形は減少する。以上から、過大地震を受ける配管にあつては、地震動の強振動パルス周波数と配管共振周波数の比較を行うことによって破損の挙動予測が行いうると思われる。

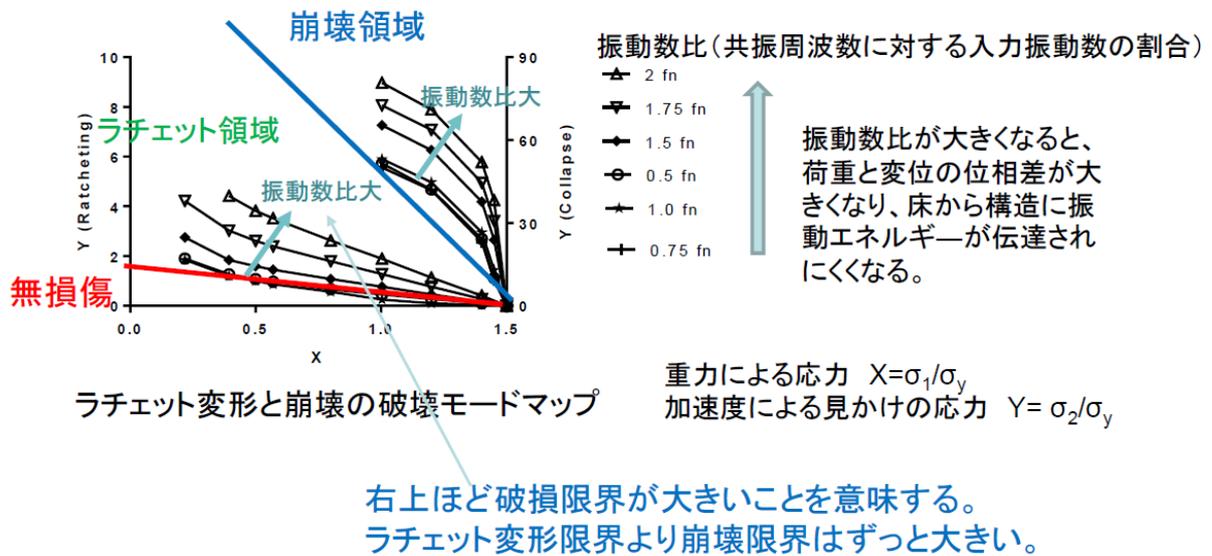


図 E2-4 地震荷重に対するラチェット変形と崩壊の予測法

3 設計想定を超える事象に対する破損影響の緩和

3.1 破損制御技術の適用

3.1.1 破損制御技術適用の目的

設計想定を超える事象に対して求められるものは、万一、原子炉冷却材（圧力）バウンダリが破壊し、放射性物質を系内に封じ込めることができない場合、その影響を限定的なものにする、或いは影響の程度を緩和することであり、システムの側面が中心となる。これまでは、構造問題は設計想定を超える事象と結びつけて考えられてこなかった。

設計想定を超える事象に対して破損制御技術を適用は、なんらかの原因で原子炉冷却材（圧力）バウンダリの構造健全性が損なわれるとしても、小規模な破壊を先行させることによって致命的で大規模な破壊の可能性を極力低くし、その後の対策を有効かつ実地的なものにするを目的とする。

3.1.2 破損制御の考え方

上記の目的を達成するため、以下の基本的な考え方に基づいて、設計想定を超える事象に対して破損制御技術を適用する。

- 破損モードを積極的に制御し、不安定な破損モードを排除する。
- 安定な破損モードから不安定な破損モードへの連鎖、拡大、進展を断ち切る。
- 冷却材（圧力）バウンダリ破壊の発生箇所を限定することで、緊急対応の有効性を向上させる

3.1.3 破損制御の方法

上記の考え方に基づいて、以下のような方法で、設計想定を超える事象に対して破損制御技術を適用する。

- 相対的に弱い個所を特定しておく。
- リスクの小さい破壊を先行させてリスクの大きい破壊に至る荷重を緩和する。
- 機器の部位の間や機器の間の破壊の連鎖を防ぐ。
- 1次系圧力バウンダリへの導入が難しいラプチャーディスクや設計想定を超える事象での動作が保証されない安全弁などに依存せず、構造自体で安全性能を実現する。

4 破損制御を適用した破損影響の緩和対策

4.1 高温・高圧荷重を受ける容器の緩和対策

4.1.1 高温・高圧荷重を受ける容器への破損制御技術の適用の原則

破損制御技術を原子炉のどの部分にどのように適用するかということをも具体化する上で、以下の原則について検討する。

<適用の原則>

- ① 大規模バウンダリ破壊となる破損モードと取り上げる（破損モードの相対比較）
- ② 一般部の破壊より構造不連続部の破壊を優先させる（破壊箇所の相対比較）
- ③ 容器下部の破壊より上部の破壊を優先させる（破壊箇所の相対比較）
- ④ 複数の破壊の可能性がある場合は、規模が小さい破壊、有効な対策が立てやすい破壊を優先させる（破壊の順番の相対比較）

(1) 破損モードの相対比較

原子炉容器の破損モードは多くのものがあるが、設計想定を超える事象に対するものは自ずと限定される。設計想定を超える事象で最も問題となるのは、冷却機能が十分機能せず、炉心損傷が発生するケースである。このとき、原子炉容器は設計条件を超える高温・高圧状態になることが想定される。このような状態で発生する可能性のある破損モードは高温における延性破壊と（超）短時間クリープ破断である。その他の破損モード（例えば、疲労破壊、ぜい性破壊など）が発生するとは考え難い。

延性破壊となるか短時間クリープ破断となるかは温度と圧力の関係で決まってくる。現実問題としては、時間とともに温度も圧力も変動することを考えれば、いずれの破損モードが支配的となるかは予測しがたい。しかし、両者は、時間というファクターを除けば、変形の仕方や破壊の仕方に類似性があり、必ずしも明確に区別する必要がないように思われる。

問題となるのは、延性破壊、短時間クリープ破断のいずれとも、局部破損のモードになるのかどうかという点である。構造不連続部の破壊であっても、延性破壊（短時間クリープ破断）と局部破損とは破壊の規模が異なる。また、条件によっては局部破損から延性破壊に進展することも考えられる^(*)。

(*) 45°分岐管の破壊試験では小規模の局部破損に止まったが、実プラントの破壊事故では局部破損から延性破壊に進展し、破壊規模が大きくなった。これは内部流体（水）の持

っているエネルギーと配管系のひずみエネルギーの大きさの違いによるものと思われる。

(2) 破損箇所の相対比較（一般部と構造不連続部）

一般部の延性破壊は大規模な破壊となりことが多い。構造不連続部の比較的限られた範囲の小規模延性破壊を先行させることによって荷重（主に内圧）を低減させ、一般部の大規模破壊を防止する。

一般的な設計の解釈として、構造不連続部の強度は円筒胴や鏡板の一般部と同等またはそれ以上の強度を持っているとされている。しかし、現在の設計法で設計された構造不連続部が全て一般部と同等以上の強度をもっているかどうかは明らかではない。これは主に以下のような理由による。

- ① 多くの構造不連続部は弾性解析による応力分類と許容応力法に基づいており、全て安全側の設計となっている保証はない。

この手法は、基本的に軸対称シェル理論をベースとしており、3次元構造に対しては常に適当な手法とは言い難い（HPIのTDF委員会など）。

- ② 現状の原子炉の設計規格では、ASME Sec. VIII Div. 2で考慮されている局部破損が考慮されていない（**）。

一般部と構造不連続部の構造強度の相対比較のためには、詳細な3次元非線形有限要素解析（材料非線形と幾何学的非線形）を行い、その結果を適切な破壊クライテリアに基づいて評価しなければならない（ベストエスティマイトが必須）。

非線形解析の精度は材料の構成方程式に大きく依存する。設計想定を超える事象では設計温度を大きく超える温度条件を想定する必要があるが、このような温度に対する構成方程式や材料データはほとんど蓄積されていない。しかし、設計想定事象とは異なり、設計想定を超える事象では絶対的な構造強度評価は必ずしも必要とせず、一般部と構造不連続部、或いは構造不連続部同士の相対的な構造評価が重要となる。この相対的な構造強度評価は、ある程度もってもらいたい構成方程式と材料データを共通に用いることによって信頼できる結果を得ることができる。

構造不連続部に適用する破損クライテリアに関しては、現状の設計で採用されている、ミーゼスの降伏曲面（破壊曲面）に基づいた崩壊荷重の評価（せん断型破面となる延性破壊につながるもの）だけでは不十分であり、静水圧応力の影響（3軸応力度の影響）を考慮した破壊曲面に基づいた局部破損（ボイド型破面）による限界荷重も取り入れる必要がある。局部破損はほとんどの構造不連続部では発生せず、特殊な構造、寸法の場合にのみ発生する。ここで重要なことは、局部破損による限界荷重は崩壊荷重よりかなり小さい値となる可能性が大きいということである。したがって、特殊な構造については、局部破損の検討なしには破損制御が成り立たない。

（**）局部破損に対する評価法は、近年、ASME Sec. VIII Div. 2に規定されたが、ASME Sec. IIIには規定がない。技術的にもまだ十分解明されているとは言い難い。

(3) 破損箇所の相対比較（容器下部と容器上部）

原子炉容器の下部で圧力バウンダリ破壊した場合、冷却材（液相）の漏洩となり、冷却材喪失に結びつきやすくなる。一方、上部で圧力バウンダリ破壊した場合、冷却材の大量漏洩とはなり

にくく、上部の気体が漏洩することにより、内圧のそれ以上の上昇を抑えることが期待できる。ただし、安全弁やラプチャーディスクなどが機能することによって圧力バウンダリ破壊が防止できる場合は、この相対的強度比較は意味を持たない。

(4) 破壊の順番の相対比較

異なる破損モードがほぼ同時に発生、或いは同じ破損モードがいくつかの箇所ではほぼ同時に発生するなど、複数の破壊の可能性がある場合は、規模が小さい破壊、有効な対策が立てやすい破壊を優先させる。ここで重要なのは、個々の破損モードを単独に検討するだけではなく、一つの破損モードが次の破損モードへ進展する可能性についても検討することである。

4.1.2 高温・高圧荷重を受ける容器への破損制御技術の適用の具体化

(1) 破損モードの相対比較（適用の原則①）

設計想定を超える事象を前提とした場合、原子炉容器に発生する可能性のある破損モードは高温における延性破壊と（超）短時間クリープ破断である。設計想定を超える事象における原子炉容器の温度と圧力の変動は特定が困難であることを考えれば、いずれの破損モードが支配的となるかは予測しがたい。しかし、両者は、時間というファクターを除けば、変形の仕方や破壊の仕方に類似性があることに着目し、後述の破損箇所の相対比較を行うための破損モードは延性破壊を想定することとする。

延性破壊としては、構造物の塑性崩壊に伴って発生する典型的な延性破壊（せん断破面）と特殊な構造不連続部に発生する可能性のある局部破祖（ポイド型破面）の両方について検討する。構造不連続部の形状、寸法から、明らかに局部破祖が生じない場合は、局部破祖についての検討は扶養とする。

(2) 破損箇所の相対比較（適用の原則②&③）

相対強度を検討すべき原子炉容器の構造不連続部について、もんじゅの例を表 G4-1 に示す。ここでは、原則③を適用し、容器下部より容器上部の相対強度を小さくするということを適用するのにもかかわらず、容器下部についても原則②を適用し、構造不連続部と容器下部一般部との相対強度を検討した。これは容器下部と容器上部が同じ温度である場合は、意味を持たない。しかし、万一、炉心損傷の影響などで容器内の温度が不均一になり、容器下部の温度が容器上部よりかなり高くなる可能性があることを想定し、容器下部についても原則②を適用した。

事故時の高温・高圧状態において正確な温度分布を推定することは困難であり、その意味では実際にどこが破壊するか推定することは困難である。しかし、高温になる範囲がある程度広範囲になった場合、その範囲の中の構造不連続部で小規模な破壊を一般部の破壊より優先させるようにすることには意味がある。

表 G4-1 相対強度を検討すべき原子炉容器の構造不連続部（もんじゅを例に）

	構造不連続部名称	運転温度	相対強度の考え方
1	上部フランジ取付け部	80 °C	自重 1200Ton を支持。高温・高圧にはならないが、過大地震時の炉容器からの荷重による破壊は全周に及んで大規模になり、影響が極めて大きい。一般部（円筒部）より相対強度を大きくする。
2	1 次冷却材出口ノズル部	529 °C	内圧、過大地震時の配管反力による破壊は局所的で規模が小さい。 一般部（円筒部）より相対強度を小さくする。
3	1 次冷却材入口ノズル部	397 °C	内圧、過大地震時の配管反力による破壊は局所的で規模が小さい。 一般部（円筒部）より相対強度を小さくする。
4	オーバーフロー系ノズル部	529 °C	内圧、過大地震時の配管反力による破壊は局所的で規模が小さい。 小口径であり、相対強度は一般部（円筒部）と同等以上と考えられる。
5	炉内構造物取付け台部	397 °C	内圧、過大地震時の内部構造物からの荷重による破壊は全周に及んで大規模になり、影響が極めて大きいのでさけなければならない。一般部（円筒部）より相対強度を大きくする。
6	下部サポート取付け部	397 °C	内圧による破壊は局所的で規模が小さい。 一般部（円筒部）より相対強度を小さくする。
7	Y ピース及び P/L 付根部	397 °C	内圧、過大地震時の炉容器からの荷重による破壊は全周に及んで大規模になり、影響が極めて大きいのでさけなければならない。一般部（円筒部）より相対強度を大きくする。
8	内筒取付け台部	397 °C	内圧、過大地震時の内筒からの荷重による破壊は全周に及んで大規模になり、影響が極めて大きいのでさけなければならない。一般部（円筒部）より相対強度を大きくする。
9	下部鏡板ナックル部	397 °C	内圧による破壊は全周に及んで大規模になり、影響が極めて大きいのでさけなければならない。一般部（円筒部）より相対強度を大きくする。

4.1.3 相対比較のための構造強度評価法

(1) 解析方法

構造強度の相対比較を行うためにはベストエスティマイトが必須である。材料的非線形性（弾塑性、クリープなど）及び幾何学的非線形性（大変形、接触など）を考慮した高度な非線形有限要素解析を行う。

(2) 解析モデル

着目する構造不連続部を含む適切な範囲を解析モデルとし、当該部を十分に再分割する。塑性崩壊荷重を求める場合は、固体要素、シェル要素のいずれも使用可能である。局部破損に対する強度を評価する場合は、板厚方向応力を精度よく求める必要がある。そのためには、溶接部の肉盛なども解析モデルに含め、必ず固体要素を使用し、板厚方向にも十分に細分割しなければならない。

(3) 荷重・境界条件

荷重は内圧とし、構造不連続部が塑性崩壊または局部破損するまで昇圧する。境界条件はモデル化範囲に応じて決定する。

(4) 材料モデル

材料モデルとして、高温における次の材料特性を想定する。これらの特性は可能な限りその温度における実際の値とする。

- ・ ヤング率、ポアソン比
- ・ 降伏点、引張り強さ
- ・ 真応力-真ひずみ曲線

(注) 大変形解析を行う場合は必ず「真応力-真ひずみ曲線」を適用し、微小変形解析を行う場合は「公称応力-公称ひずみ曲線」を適用すること。

- ・ 降伏関数： ミーゼスの降伏関数 (yield function)
流れ則： 関連流れ則 (associated flow rule)
硬化則： 荷重が単純増加の場合は等方硬化則 (isotropic hardening)、移動硬化則 (kinematic hardening) のいずれでもよい。
荷重が反転または荷重方向が変動する場合は移動硬化則とする。

(5) 構造強度の評価

延性破壊についての構造強度として、塑性崩壊に伴って発生する典型的な延性破壊（せん断破面）と特殊な構造不連続部に発生する可能性のある局部破祖（ボイド型破面）の両方について検討する。そのために上記の非線形有限要素解析によって次の限界荷重を求め、その値を構造強度とする。

① 構造物としての崩壊荷重

② 局部破損による限界荷重

①の崩壊荷重については、通常の大変形弾塑性解析を行い、最大荷重を崩壊荷重とする。②の限界荷重は、特定の破壊クライテリアに基づいて、局部破損が発生したと判定した時の荷重とする。ASME Sec. VIII Div. 2 の破壊クライテリアを用いて算出した場合は、その荷重に安全係数(2. を掛けた値を限界荷重とする。

(6) 相対強度の評価

これらの限界荷重を比較することにより、原子炉容器の各部材がどのような相対強度になっているかが明らかになる。これにより、どの部材がクリティカルになるのか、円筒胴と比較して破壊に対する裕度がどの程度の比率になるのか(相対強度)などが明らかになる。

4.1.4 原子炉容器への破損制御技術の適用

(1) 各部位の構造強度の相対比較

各部位の絶対的な裕度は材料特性によって大きく変わってくる。実際、設計想定を超える事象ではどのような温度条件になるのかはつきりせず、また超高温における材料データの蓄積が不十分であることから、絶対的な裕度を評価することは困難である。しかし、上記のような手順を踏むことによって、材料特性が分かれば円筒胴の破壊に対する裕度が容易に求まるので、相対比較から各部位の裕度も求まることになる。

(2) 破損制御の観点からの改善点

上記の相対強度を比較した結果を、「4.1.2 高温・高圧荷重を受ける容器への破損制御技術の適用の具体化」に照らし合わせることで、改善点を見出すことができる。多くの場合、既存の原子炉容器を実際に改善することは不可能であるが、原子炉容器を新規に設計する上では貴重な情報となる。

(3) 有効な影響緩和対策の策定

上記の相対強度を比較することにより、もし破壊が起こすとすればどの部位がどのような壊れ方をするのかという推定が可能となる。これは破壊事故の影響緩和策を策定する上では極めて有効な情報であり、限られたリソース(金、時間など)を有効な対策に向けることが可能となる。

新規の原子炉の場合、構造設計の段階で上記の改善点を考慮することにより、有効な対策を立てることができる破損モードになるような構造にすることが可能となる。具体的には、「4.1.2 高温・高圧荷重を受ける容器への破損制御技術の適用の具体化」を満足するような構造設計を行うことになる。

4.2 過大地震動を受ける配管の緩和対策

4.2.1 過大地震を受ける配管への破損制御技術の適用の原則

配管に一定の塑性変形を許すことで、床からの地震エネルギーの伝達が下がり、それにより崩壊や破断などの安全性を損なう破局的破壊を避けられる可能性が示唆されている。これらの知見に基づくと、破損制御により、配管共振周波数を地震強振動パルス周波数より下げることで、地

震動の配管への伝達を防ぎ、配管自体の健全性を保つこと、また、自重による応力が大きい場合は、バックアップ支持を設けることで、変形から崩壊や破断への連鎖を防止することが考えられる。

また、2 エルボ配管では、荷重支持の冗長性が増えることから、1 エルボの場合と比較して破壊が起りにくくなることが確かめられた。その傾向は振動数比に着目した振動破壊クライテリアの予測に一致し、最弱エルボに着目した場合に保守的予測となることを確認した。この知見から、配管系の不静定次数（冗長性）もまた、崩壊や破断への連鎖を防止するに有効である。

以上を踏まえて、冷却性能維持を担う配管に関して、過大地震を受ける場合の緩和対策のための破損制御技術適用の原則として次の事項を提案する。

- ① 冷却性能喪失につながる破損モードを取り上げる。
（機能と構造強度の関連付け）
- ② 配管本体の破壊より支持構造の破壊を優先させる。
（破壊箇所の相対比較）
- ③ 冷却性能喪失につながらない破壊を優先させる。
（破壊モードの相対比較）
- ④ 複数の破壊の可能性がある場合は、規模が小さい破壊、有効な対策が立てやすい破壊を優先させる。
（破壊の順番の相対比較）

(1) 破損モードの相対比較

配管の破損モードは多くのものがあるが、設計想定を超える事象に対するものは自ずと限定される。設計想定を超える事象で最も問題となるのは、冷却材輸送機能が十分機能しないケースである。このような破局的な様式の破損は断面積が極度に減少する座屈・崩壊に伴う大変形、及び冷却材漏洩を引き起こす延性破断と考えてよい。

(2) 破損箇所の相対比較（配管本体と配管支持部）

配管系について破局的破損が発生する箇所をア priori に一つに限定することは危険であるが、従来の工業製品の経験を踏まえると、おおよそ次の箇所に候補が絞られる。

- ① 配管支持部、特に防振器まわり
- ② 配管系のターミナルポイント（フィックスポイント及び容器ノズル接続部など）
- ③ 配管応力集中部。候補はエルボ、ティ

上記以外の配管本体が破局的破損することは、想定地震動を上回った福島事故や柏崎・刈羽での地震においても経験していないことから、上記判断は妥当と考える。

4.2.2 過大地震動を受ける配管への破損制御技術の適用の具体化

(1) 破損モードの相対比較（適用の原則①）

過大地震動を前提とした場合、配管系で忌避すべき破局的破損モードは、延性破断、座屈である。過去の EPRI の試験を参照すると、配管系に発生する可能性のある破局的破損様式はラチェットを先行する塑性崩壊、座屈である。

(2) 破損箇所の相対比較（適用の原則②&③）

もんじゅを例にとり、その模擬配管試験結果を参照すると、エルボ、ティでは想定地震動を大幅に上回る入力を与えても塑性崩壊や座屈は発生せず、応力集中部に疲労亀裂が発生・進展していく現象がみられたただけであった。このような知見を踏まえると、③よりも①防振器まわり、②ターミナルポイントを対象に破損の相対比較をしていくことが考えられる。また、②に関しては配管反力による容器ノズル周りの破損にも配慮すべきである。なお、破局的破損様式はラチェットを先行する塑性崩壊、座屈については、発生メカニズムについて目下研究中であるが、予め非弾性解析などによって対象配管系が同破損様式に対して耐性を有することを確認しておく必要がある。

4.2.3 相対比較のための構造強度評価法

(1) 解析方法

構造強度の相対比較を行うためにはベストエスティメイトが必須である。材料的非線形性（弾塑性、クリープなど）及び幾何学的非線形性（大変形、座屈など）を考慮した高度な非線形有限要素解析を行う。

(2) 解析モデル

着目する構造不連続部を含む適切な範囲を解析モデルとし、当該部を十分に再分割する。溶接部の肉盛なども解析モデルに含め、十分に細分割しなければならない。

(3) 荷重・境界条件

荷重は地震動、重力、内圧とし、構造不連続部が塑性崩壊または座屈するまで解析する。境界条件はモデル化範囲に応じて決定する。

(4) 材料モデル

材料モデルとして、次の材料特性を想定する。これらの特性は可能な限りその温度における実際の値とする。

- ヤング率、ポアソン比
- 降伏点、引張り強さ
- 真応力-真ひずみ曲線（注）大変形解析を行う場合は必ず「真応力-真ひずみ曲線」を適用し、微小変形解析を行う場合は「公称応力-公称ひずみ曲線」を適用すること。
- 降伏関数：ミーゼスの降伏関数 (yield function)
流れ則：関連流れ則 (associated flow rule)
硬化則：荷重が単純増加の場合は等方硬化則 (isotropic hardening)、移動硬化則 (kinematic hardening) のいずれでもよい。
荷重が繰り返される場合は移動硬化則とする。

(5) 構造強度の評価

非線形有限要素解析によって次の限界荷重を求め、その値を地震動に対する耐力とする。

① 崩壊荷重

② 座屈限界

上記のいずれについても荷重-変位曲線を描くことが望ましい。

4.2.4 原子炉冷却材バウンダリの配管系への破損制御技術の適用

(1) 各破損候補部位のシステム安全上の相対比較

原子炉冷却材バウンダリ配管系については、通常次の設計となっている。

- ① 原子炉冷却材バウンダリ配管系の周りにガードベッセルもしくはガードパイプが設けられているので、冷却材漏洩してもそれら外容器側との液位バランスから適切に原子炉容器で液位低下がとどまり安全上必要な液位は確保される。
- ② ①以外の箇所では、配管は高所引き回しとなっており、漏洩してもサイフォンブレイクして冷却材漏洩は永続することはなく、安全上必要な液位は確保される。

したがって、原子炉容器において液位確保できる安全性が確保されていれば、たとえ配管系で破局的な破損を起こしても液位は確保されるので炉心崩壊に至ることはないとみるべきである。これは、もんじゅについてみれば、入口配管大破断を想定した安全解析において確認できる。また、地震動は方向性があるので、配管系が一方向に揃って引き回されることがない限り全ての配管系で一斉に破局的破損が起きることも想定しなくてよいと考えられる。

以上の観点から考えると、配管系でシステム上最も留意すべき箇所は原子炉容器に接続する低所部分もしくは原子炉容器との接続部である。

(2) 有効な影響緩和対策の策定

上記のように比較考量することにより、次の結論を導く。

- ① 原子炉容器との接続点の健全性を最大限に確保すること
- ② 上記箇所の健全性確保を前提にして、配管支持点、特に防振器廻りと配管本体との強度比較を綿密に行って、過大地震動において強振動パルス振動数/配管固有振動数の比が十分に漸減して適切に入力の低減を図ることとする。
- ③ なお、上記の破損に重畳して外容器の破損が起きる二重破損こそが最も忌避すべきものである。漏洩前に地震動を受ける場合は外容器は空であり問題ないが、漏洩後の地震動の場合は漏洩冷却材を湛える外容器の破損を確率的に排除しておく必要がある