令和元年度

文部科学省 国家課題対応型研究開発推進事業 原子カシステム研究開発事業

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

成果報告書

令和 2 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)が実施した平成 28 年度-2019 年度「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」の 成果を取りまとめたものです。

概略	· xxiii
1. はじめに・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	· 1–1

2. 業務計画

2.1 全体計画

2.1.1	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
(1)	研究目標 · · · · · · · · · · · · · · · · · · ·
(2)	研究の新規性・・・・・ 2-1
(3)	期待される研究効果と発展性
(4)	研究計画 · · · · · · · · · · · · · · · · · · ·
1	計画の全体像・・・・・・2-3
2	破壊の順序を予測する破壊クライテリアの開発・・・・・・・・・・・・2−4
3	破壊クライテリア検証のための基礎試験・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・2−5
4	破壊制御技術検証のための構造物試験・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 2-7
5	大規模バウンダリ破壊防止法の提案・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・2-8
6	成果達成のための機関連携体制・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・2-8

2.2 令和元年度の成果の目標及び業務の実施方法

2. 2. 1	高温・高圧時破壊制御技術・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	2–9
2. 2. 2	過大地震時破壊制御技術・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	2-9
2. 2. 3	大規模バウンダリ破壊防止法の提案・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	2-10
2. 2. 4	研究推進・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	2-10

3. 実施内容及び成果

3. 1	高温	・高圧時破壊制御技術【H28-R1】	
	(1)	概要 · · · · · · · · · · · · · · · · · · ·	3. 1–1
	(2)	模擬材料を用いた構造物試験技術の開発・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1-1

3.1.1 高温・高圧破壊クライテリア(再委託先:原子力機構)【H28-R1】

(1)	平月	₫ 28 年度~令和元年度の実施内容と成果の概要 ·····	3. 1. 1 (1) –1
1	延	性破壊クライテリアに及ぼす3軸応力度の影響 ・・・・・・・・・・・	3. 1. 1 (1) –1
2	模	擬材料試験技術の開発・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 1 (1) -2
(2)	延	生破壊クライテリアに及ぼす3軸応力度の影響【R1】 ・・・・・・・・	3. 1. 1 (2) –1
1	温	度上昇を伴う多軸クリープ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 1 (2) –1
1	1)	試験体 · · · · · · · · · · · · · · · · · · ·	3. 1. 1 (2) –1
	2)	試験条件 · · · · · · · · · · · · · · · · · · ·	3. 1. 1 (2) –1
3	3)	温度上昇を伴う多軸クリープ試験による評価	3. 1. 1 (2) -2

2 3	軸応力度を考慮した延性破壊クライテリア・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 1	(2)-2
1)	クリープ機構に関する検討・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 1	(2)-2
2)	3 軸応力度を考慮した延性破壊クライテリアの提案	3. 1. 1	(2)-3
3 4	€時破壊曲面の適用性評価 · · · · · · · · · · · · · · · · · · ·	3. 1. 1	(2)-4
1)	3軸応力度と破損モードに関する調査・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 1	(2)-4
2)	等時破壊曲面の SUS304 への適用性評価 · · · · · · · · · · · · · · · · · · ·	3. 1. 1	(2)-4
④ ಕ	ミとめ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 1	(2) –5
(3) 模携	程材料試験技術の開発【R1】・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 1	(3)-1
1 4	材料強度試験方法 · · · · · · · · · · · · · · · · · · ·	3. 1. 1	(3)-1
1)	素材	3. 1. 1	(3)-1
2)	試験片・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 1	(3)-1
3)	クリープ試験方法・・・・・	3. 1. 1	(3)-2
4)	疲労試験方法・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 1	(3)-2
5)	ビッカース硬さ試験方法・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 1	(3)-2
6)	時効試験方法・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 1	(3)-2
② 林	材料強度試験結果⋯⋯⋯⋯⋯⋯⋯⋯⋯⋯⋯⋯⋯⋯⋯	3. 1. 1	(3)-3
1)	ビッカース硬さ試験結果・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 1	(3)-3
2)	クリープ試験結果・・・・・	3. 1. 1	(3) –3
3)	疲労試験結果・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 1	(3)-4
3 A	材料特性式の提案・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 1	(3)-4
1)	弾塑性応力-ひずみ関係式・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 1	(3)-4
2)	クリープ破断関係式・・・・・	3. 1. 1	(3)-4
3)	クリープひずみ式・・・・・	3. 1. 1	(3)-5
4)	最適疲労破損式	3. 1. 1	(3)-6
5)	動的応力-ひずみ関係式・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 1	(3)-6
(4)	沿アンチモン合金を用いた試験の妥当性確認·····	3. 1. 1	(3)-7
1)	引張特性・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 1	(3)-7
2)	クリープ特性・・・・・・	3. 1. 1	(3)-7
3)	疲労特性	3. 1. 1	(3)-8
4)	妥当性評価のまとめ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 1	(3)-8
(5) ,		3, 1, 1	(3)-8

3.1.2 高温·高圧破壊基礎試験	【H28-R1】
-------------------	----------

(1)	平成 28 年度~令和元年度の実施内容と成果の概要・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3.1.2(1)-1
1	研究の流れ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 2(1)-1
2	平成 28 年度の実施内容と成果・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 2(1)-1
3	平成 29 年度の実施内容と成果・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 2(1)-2
4	平成 30 年度の実施内容と成果・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3.1.2(1)-4

⑤ 令和元年度の実施内容と成果・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 3.1.2(1)-5
(2) ノズル付き円板型試験体の破壊試験【R1】 · · · · · · · · · · · · · · · · 3.1.2(2)-1
① 試験目的・・・・・・ 3.1.2(2)-1
② 試験装置・・・・・・ 3.1.2(2)-1
③ 試験体形状・・・・・・
④ 試験体材料・・・・・・
⑤ 試験結果・・・・・・
1) 破壊状況と発生した破損モード
2) 荷重一変位曲線
(3) 破損モード判定のための新しい破壊曲面と破壊進展の直接解析法の提案【H30-R1】
① 平成 30 年度に提案した破壊曲面の有効性と限界【H30】・・・・・・・ 3.1.2(3)-1
1) 破損モードの遷移について・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
2) 引張強さと限界ひずみについて・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
② 破損モードと破壊強度を適切に評価できる破壊曲面の提案【R1】・・・ 3.1.2(3)-1
③ 破壊試験に用いた材料に対する破壊曲面【R1】 · · · · · · · · · · · · 3.1.2(3)-5
④ 破壊曲面の有限要素解析プログラムへの実挿による破壊進展の直接解析法の提案
[R1] · · · · · · · · · · · · · · · · · · ·
(4) ノズル付き円板型試験体の破壊進展解析【R1】
① 解析目的 · · · · · · · · · · · · · · · · · · ·
② 解析概要
③ 解析条件 · · · · · · · · · · · · · · · · · · ·
1) 解析モデル・・・・・ 3.1.2(4)-1
2) 材料特性・・・・・ 3.1.2(4)-1
3) 荷重条件及び境界条件
④ 解析結果・・・・・・ 3.1.2(4)-4
1) 変形と破損モードの推定
2) 荷重一変位曲線
3) 応力分布・・・・・ 3.1.2(4)-8
4) 局部破損の発生箇所と進展状況・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
⑤ 考察・・・・・・ 3.1.2(4)-11
1) 局部破損に及ぼすノズル形状の影響
2) 破損モードの変化及び破壊の起点と進展・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・.3.1.2(4)-12
(5) 提案した破損モード解析法の実機構造への適用性検証【R1】・・・・・・3.1.2(5)-1
① ノズル付き容器型試験体の内圧試験と破壊進展解析 3.1.2(5)-1
② 3次元容器構造の破壊進展解析
(6) まとめ【R1】 · · · · · · · · · · · · · · · · · · ·

3.1.3 高温·高圧破壊構造物試験 【H28-R1】

(1)	平成 28 年度~令和元年度の実施内容と成果の概要【H28-R1】 ······	3. 1. 3 (1) -1
(2)	ノズル付き容器型試験体の内圧破壊試験【R1】・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 3 (2) -1
1	試験体 · · · · · · · · · · · · · · · · · · ·	3. 1. 3 (2) -1
2	試験方法 · · · · · · · · · · · · · · · · · · ·	3. 1. 3 (2) -1
3	試験結果・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 3 (2) -1
4	損傷を再現するための応力解析(大変形弾塑性解析)・・・・・・・・・	3. 1. 3 (2) -2
(5)	破壊曲面を用いた強度評価・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 3 (2) –3
6	まとめ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 3 (2) –3

- 3.2 過大地震時破壊制御技術 【H28-R1】
 - 3.2.1 振動破壊クライテリア【H28-R1】

(1)	平成 28 年度~令和元年度の実施内容と成果の概要【H28-R1】 ······	3. 2. 1 (1) -1
1	荷重制御型と変位制御型の中間の性質を持つ地震荷重・・・・・・・・・	3. 2. 1 (1) –1
2	振動破壊クライテリアのまとめ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 2. 1 (1) -1
(2)	クライテリアの適用性検討-地震荷重への適用性【R1】-・・・・・・・	3. 2. 1 (2) –1
1	解析モデル・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 2. 1 (2) –1
2	解析結果	3. 2. 1 (2) –1
(3)	クライテリアの適用性検討-配管系への適用性【R1】 ······	3. 2. 1 (3) –1
1	解析モデル・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 2. 1 (3) –1
2	解析結果・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 2. 1 (3) -1

3.2.2 振動破壊基礎試験 【H28-R1】

(1)	平成 28 年度~令和元年度の実施内容と成果の概要【H28-R1】	3. 2. 2(1)-1
(2)	地震波入力試験の実施【R1】 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 2. 2 (2) –1
(3)	配管系模擬試験の実施【R1】 ······	3. 2. 2 (3) –1
1	試験条件・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 2. 2 (3) –1
2	試験結果−ラチェット試験の結果・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 2. 2 (3) –4
	1) 正弦波入力における模擬配管系の進行性変形-外荷重の影響	3. 2. 2 (3) -4
	2) 正弦波入力における模擬配管系の進行性変形-サポートの影響-···	3. 2. 2 (3) -4
3	配管系模擬試験から得られた知見のまとめ	3. 2. 2 (3) -5

3.2.3 振動破壞構造物試験(再委託先:防災科研)【H28-R1】

(1)	平成 28 年度~令和元年度の実施内容と成果の概要【H28-R1】 ······	3.2.3(1)-1
(2)	鉛アンチモン合金配管継手を用いた試験体の製作と加振試験の実施【	R1】
		3. 2. 3 (2) -1
1	試験の目的・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 2. 3 (2) -1
2	加振試験・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 2. 3 (2) -1

1) 試験体・・・・・・3.2.3(2)-1
2) 試験条件・・・・・
3) 試験結果・・・・・・
a) 単一エルボ試験体・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
b) 複数エルボ試験体・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
4) 設計を超過する地震荷重を受ける配管系の損傷挙動と破壊制御技術に向けた
考察 · · · · · · · · · · · · · · · · · · ·
③ 加振試験のまとめ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
(3) 詳細解析【R1】······3.2.3(3)-1
① 解析モデル・・・・・・ 3.2.3(3)-1
② 自重解析 · · · · · · · · · · · · · · · · · · ·
③ 固有值解析 · · · · · · · · · · · · · · · · · · ·
④ 弹塑性振動応答解析······3.2.3(3)-2
1) 単一エルボ試験体・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
2) 複数エルボ試験体・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
⑤ 詳細解析結果のまとめ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
(4) まとめ【R1】 · · · · · · · · · · · · · · · · · · ·

3.3	大規	!模バウンダリ破壊防止法の提案【H28-R1】	
3. 3	3. 1	設計基準外事象に対する破壊防止ガイドライン【	Н

ა	人艿	記候ハリンダリ破場防止法の提条【N28-K1】	
3.	3. 1	設計基準外事象に対する破壊防止ガイドライン【H28-R1】	3.3.1(1)-1
	(1)	平成 28 年度~令和元年度の実施内容と成果の概要 · · · · · · · · · · · ·	3.3.1(1)-1
	1	平成 28 年度~平成 29 年度の実施内容と成果・・・・・・・・・・・・・・・・	3.3.1(1)-1
	2	平成 30 年度の実施内容と成果・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3.3.1(1)-2
	3	令和元年度の実施内容と成果⋯⋯⋯⋯⋯⋯⋯⋯⋯⋯⋯⋯	3.3.1(1)-3
	(2)	設計基準外事象に対する破壊防止ガイドラインの作成【R1】 ·······	3. 3. 1 (2) –1
	(3)	破壊制御による大規模破壊防止の考え方【R1】・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 3. 1 (3) –1
	1	シビアアクシデント時の冷却材漏えいを防止する容器構造・・・・・・・	3. 3. 1 (3) –1
		1) 対象とする容器構造	3. 3. 1 (3) –1
		2) 破壊制御適用による冷却材漏えい防止・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 3. 1 (3) –2
	2	過大地震時の破断を防ぐ配管構造・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 3. 1 (3) –3
		1) 対象とする配管構造	3. 3. 1 (3) –3
		2) 破壊制御適用による配管破断防止・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 3. 1 (3) -4
	(4)	シミュレーション解析による適用性の確認【R1】 ・・・・・・・・・・・	3. 3. 1 (4) –1
	1	シビアアクシデント時の冷却材漏洩を防止する容器構造・・・・・・・・	3. 3. 1 (4) –1
		1) 解析モデル・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 3. 1 (4) –1
		a) 材料特性······	3. 3. 1 (4) -4
		b) 拘束及び支持条件·····	3. 3. 1 (4) –5
		c) 荷重条件······	3. 3. 1 (4) –5
		2) 解析結果	3. 3. 1 (4) –5

3) まとめ	3. 3. 1 (4) –10
② 過大地震時の破断を防ぐ配管構造・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 3. 1 (4) –10
1) 解析モデル・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 3. 1 (4) –11
a) 材料特性······	3. 3. 1 (4) –13
b) 荷重条件······	3. 3. 1 (4) –14
c) 拘束及び支持条件・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 3. 1 (4) –14
2) 解析結果・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 3. 1 (4) –14
3) まとめ	3. 3. 1 (4) –27

- 3.3.2 国際会議における討論の主導【R1】 ······ 3.3.2-1
- 3.4 研究推進

3. 4. 1	概要 · · · · · · · · · · · · · · · · · · ·	3. 4-1
3. 4. 2	日本溶接協会原子力研究委員会 BDBE 小委員会 · · · · · · · · · · · · · · ·	3. 4–1

4. 令和元年度の成果についての結言

4.	1	高温	・高圧時破壊制御技術	
	4.	1. 1	高温・高圧破壊クライテリア(再委託先:原子力機構) ・・・・・・・・ 4-	-1
	4.	1. 2	高温·高圧破壊基礎試験·····4-	-1
	4.	1.3	高温·高圧破壊構造物試験·····4-	-1

4.2 過大地震時破壊制御技術

4. 2. 1	振動破壊クライテリア・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	4-1
4. 2. 2	振動破壊基礎試験・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	4-1
4. 2. 3	振動破壊構造物試験(再委託先:防災科研) · · · · · · · · · · · · · · · · ·	4-1

4.3 大規模バウンダリ破壊防止法の提案

4. 3. 1	設計基準外事象に対する破壊防止ガイドライン・・・・・・・・・・・・・	4-1
4. 3. 2	国際会議における討論の主導	4-2

- 4.5 本プロジェクトの成果に関わる外部発表 ……………………………………… 4-2

Appendix

Appendix A	破壊試験における破壊後の試験体の外観	Appendix A-1
Appendix B	応力分布及び局部破損の発生と進展解析結果・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	Appendix B-1
Appendix C	設計基準外事象に対する構造強度ガイドライン	Appendix C-1

Appendix D 鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%) の材料特性式 ・・・・・・・・・ Appendix D-1

表 3.1.1(1)-1	SUS304 多軸クリープ試験結果・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
表 3.1.1(1)-2	SUS304 多軸クリープ試験解析結果 · · · · · · · · · · · · · · · · · · ·
表 3.1.1(2)-1	SUS304HTB 化学成分及び熱処理条件 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
表 3.1.1(2)-2	温度上昇内圧クリープ試験条件・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
表 3.1.1(2)-3	等時破壊曲面によるクリープ破断時間の推定結果・・・・・・・・・・3.1.1(2)-8
表 3.1.1(3)-1	鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)の化学成分
表 3.1.1(3)-2	鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%) のクリープ試験条件 3.1.1(3)-10
表 3.1.1(3)-3	鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)の疲労試験条件3.1.1(3)-10
表 3.1.1(3)-4	鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)のクリープ試験結果・・・・・・ 3.1.1(3)-11
表 3.1.1(3)-5	(1/6) 鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)のクリープ試験後の試験片外観写真
表 3.1.1(3)-5	(2/6) 鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)のクリープ試験後の試験片外観写真
	······ 3. 1. 1 (3) –13
表 3.1.1(3)-5	(3/6) 鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)のクリープ試験後の試験片外観写真
	3. 1. 1 (3) –14
表 3.1.1(3)-5	(4/6) 鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)のクリーブ試験後の試験片外観写真
	3.1.1(3) - 15
表 3.1.1(3)-5	 (5/6 鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)のクリーフ試験後の試験片外観与具 (5/6 鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)のクリーフ試験後の試験片外観与具
± 0 1 1/0) F	
表 3. 1. 1 (3) −5	(0/0) 鉛アンチモン合金(PD99%-SD1%)のクリーフ試験後の試験片外観与具 0.1.1(2) 17
主 2 1 1 (2)_6	
衣 3. 1. 1 (3) -0 素 3 1 1 (3) -7	「1/1」 本学試験後の公マンチエン会全 (Pb00%-Sh1%) 試験により、1.1(3)-13
12 0. 1. 1 (0) 1	
表311(3)-7	(2/4) 疲労試験後の鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%) 試験片外観写直
	······································
表 3.1.1(3)-7	(3/4) 疲労試験後の鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%) 試験片外観写真
	······ 3. 1. 1 (3) –22
表 3.1.1(3)-7	(4/4) 疲労試験後の鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)試験片外観写真
	····· 3. 1. 1 (3) –23
表 3.1.2(2)-1	試験体の寸法 (mm) ······ 3.1.2(2)-2
表 3.1.2(2)-2	発生した破損モード・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
表 3.1.2(4)-1	解析モデルの要素数と板厚方向分割数
表 3.1.2(4)-2	破損モードの推定結果・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
表 3.1.2(4)-3	破壊試験と破損モード解析から得られた破壊強度の比較 3.1.2(4)-12
表 3.1.3(1)-1	本プロジェクトで実施した構造物試験の概要・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 3.1.3(1)−3

表 3.1.3(2)-1	供試体の化学成分・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 3 (2) –5
表 3.1.3(2)-2	試験条件及び結果・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 3 (2) -6
表 3.1.3(2)-3	弾塑性解析に使用した材料特性データ[3]・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 3 (2) -7
表 3.1.3(2)-4	大変形弾塑性解析条件・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 3 (2) -8
表 3. 2. 1 (2) –1	解析モデルの形状及び材料特性・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 2. 1 (2) –1
表 3. 2. 2(3)-1	配管系模擬試験の条件・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 2. 2 (3) –1
表 3. 2. 3 (2) -1	鉛アンチモン合金の材料特性・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 2. 3 (2) –9
表 3. 2. 3 (2) -2	単一エルボ試験体 試験条件及び結果・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 2. 3 (2) –9
表 3. 2. 3 (2) -3	複数エルボ試験体 試験条件及び結果・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 2. 3 (2) –10
表 3. 2. 3 (3) –1	解析に用いた材料物性値・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 2. 3 (3) -4
表 3. 2. 3(3)-2	解析ケースと一次固有振動数・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 2. 3 (3) -4
表 3.3.1(4)-1	原子炉容器解析 材料特性(316FR)	3.3.1(4)-4
表 3.3.1(4)-2	原子炉容器解析 液面上部及び液面下部の解析ケース・・・・・・	3.3.1(4)-5
表 3.3.1(4)-3	配管系解析モデルの諸元と固有値・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 3. 1 (4) –11
表 3.3.1(4)-4	拘束及び支持点反力の最大値・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 3. 1 (4) -26

図 2.1-1	配管の破壊制御概念・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	2-1
図 2.1-2	容器の破壊制御概念・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	2–1
🗵 2. 1-3	高速炉を対象とした場合の破壊制御による事故拡大防止策の具体例	2-2
図 2.1-4	研究の概略工程・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	2–4
図 2.1-5	各研究項目の相互関連図・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	2-4
図 2.1-6	高温・高圧破壊クライテリアの例・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	2–5
図 2.1-7	振動破壊クライテリアの例・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	2–5
図 2.1-8	実機材と模擬材料の応力ひずみ関係の比較・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	2–6
図 2.1-9	高温・高圧破壊基礎試験・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	2–6
図 2.1-10	振動破壊基礎試験	2–7
図 2.1-11	高温・高圧破壊構造試験・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	2–7
図 2.1-12	振動破壊構造物試験	2–7
図 2.1-13	研究実施体制図	2–9
図 3.1-1	実機材料と模擬材料の応力ひずみ線図の比較・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1–2
図 3.1.1(1)-1 SUS304 多軸軸クリープ試験体の外観写真[1][2][3] ・・・・・・・・・	3. 1. 1 (1) –5
図 3.1.1(1)-2 SUS304 多軸クリープ試験体の寸法測定結果まとめ[1][2][3]·····	3. 1. 1 (1) -6
図 3.1.1(1)-3 提案する破断延性クライテリアと本試験で得たクリープ破断延性デ	ータの関係
		3. 1. 1 (1) –7
図 3.1.1(1)-4 鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%) と SUS304 の材料特性の比較	3. 1. 1 (1) -8
図 3.1.1(2	!)−1 内圧クリープ試験体試験体形状・寸法図・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 1 (2) –9
図 3.1.1(2	?)−2 試験体寸法測定箇所・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 1 (2) –9
図 3.1.1(2	?)−3(1/3)温度上昇を伴う多軸クリープ試験結果(予損傷なし)・・・・・	3. 1. 1 (2) –10
図 3.1.1(2	!)−3(2/3)温度上昇を伴う多軸クリープ試験結果(予損傷 Dc=0.1 相当)	
		3. 1. 1 (2) –11
図 3.1.1(2	!)−3(3/3)温度上昇を伴う多軸クリープ試験結果(予損傷 Dc=0.5 相当)	
		3. 1. 1 (2) –12
図 3.1.1(2	?)−4 内圧クリープ試験の破断延性・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 1 (2) –13
図 3.1.1(2	?)-5 最小クリープ速度と応力の関係 [6] ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 1 (2) –13
図 3.1.1(2	!)−6 クリープ試験の破断延性・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 1 (2) –14
図 3.1.1(2	?)-7 破損様式の模式図・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 1 (2) –15
図 3.1.1(2	?)-8 クリープ破断伸びとクリープ破断時間の関係・・・・・・・・・・・・	3. 1. 1 (2) –16
図 3.1.1(2	?)-9 クリープ破断伸びと Monkman-Grant 積の比とクリープ破断時間の関	係
		3. 1. 1 (2) –16
図 3.1.1(2	?)-10 3軸応力度とクリープボイドの関係 [11] ・・・・・・・・・・・・	3. 1. 1 (2) –17
図 3.1.1(2	?)-11 シビアアクシデント時の限界強度評価に関する調査研究の例[12]	3. 1. 1 (2) –18
図 3.1.1(2	?)-12 等時破壊曲面の模式図・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 1 (2) –18
図 3.1.1(2	!)-13 等時破壊曲面によるクリープ破断時間推定値と実験値の関係・・・・	3. 1. 1 (2) –19

図 3.1.1(3)-1	クリープ試験片形状・寸法・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
図 3.1.1(3)-2	疲労試験片形状・寸法・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
図 3.1.1(3)-3	鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)の時効時間とビッカース硬さの関係
図 3.1.1(3)-4	鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%) のクリープ曲線 (室温) 3.1.1(3)-25
図 3.1.1(3)-5	鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%) のクリープ曲線 (50℃) ······ 3.1.1(3)-26
図 3.1.1(3)-6	鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%) のクリープ曲線 (80℃) ······ 3.1.1(3)-26
図 3.1.1(3)-7	鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%) のクリープ曲線 (100℃) ······ 3.1.1(3)-27
図 3.1.1(3)-8	鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)のクリープ破断時間とビッカース硬さの関係
図 3.1.1(3)-9	鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)の過去の試験結果[3][4]との比較
	(応力とクリープ破断時間の関係)
図 3.1.1(3)-10	鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)の過去の試験結果 [3][4]との比較
	(定常クリープ速度とクリープ破断時間の関係) ・・・・・・・・・・ 3.1.1(3)-28
図 3.1.1(3)-11	鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)の過去の試験結果 [3][4]との比較
	(第3期クリープ開始時間とクリープ破断時間の関係) ・・・・・・・ 3.1.1(3)-29
図 3.1.1(3)-12	鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)の繰返しに伴う応力範囲の変化
	$(\Delta \varepsilon t = 0.50\%)$
図 3.1.1(3)-13	鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)の繰返しに伴う応力範囲の変化
	$(\Delta \varepsilon t = 0.75\%)$
図 3.1.1(3)-14	鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)の繰返しに伴う応力範囲の変化
	$(\Delta \varepsilon t = 1.00\%)$
図 3.1.1(3)-15	鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)の繰返しに伴う応力範囲の変化
	$(\Delta \varepsilon t = 1.50\%)$
図 3.1.1(3)-16	鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)の疲労寿命・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
図 3.1.1(3)-17	鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%)の N _f /2 における応力範囲 ····· 3.1.1(3)-32
図 3.1.1(3)-18	鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)の引張試験結果[4]と提案式(弾塑性応カー
	ひずみ関係式)の比較・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
図 3.1.1(3)-19	鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)のクリープ試験結果[3][4]と提案式(クリ
	ープ破断関係式)の比較・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
図 3.1.1(3)-20	鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)の提案式(クリープ破断関係式)の予測精度
	······ 3. 1. 1 (3) –33
図 3.1.1(3)-21	鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)のクリープ試験結果と提案式(クリープひずみ
	式)の比較(室温)
図 3.1.1(3)-22	鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)のクリープ試験結果と提案式(クリープひずみ
	式)の比較(50℃)・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・3.1.1(3)-34
図 3.1.1(3)-23	鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)のクリープ試験結果と提案式(クリープひずみ
	式)の比較 (80°C) ······ 3.1.1(3)-35
図 3.1.1(3)-24	鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)のクリープ試験結果と提案式(クリープひずみ

	式)の比較(100°C) ····································
図 3.1.1(3)-25	鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)の疲労試験結果と提案式(最適疲労破損式)
	の比較
図 3.1.1(3)-26	鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)の疲労試験結果と提案式(動的応力-ひずみ
	関係)の比較
図 3.1.1(3)-27	鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)と SUS304の降伏比の比較[9][10]
図 3.1.1(3)-28	鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)と SUS304 の引張強さの比較[9][10]
図 3.1.1(3)-29	鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)と SUS304 の応力-ひずみ曲線の比較[9][10]
図 3.1.1(3)-30	鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)と SUS304の100時間クリープ強度/0.2%耐力
	の比較[9][10] ····································
図 3.1.1(3)-31	鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)と SUS304 の 100 時間クリープ強度の比較
	[9] [10] 3. 1. 1 (3) –39
図 3.1.1(3)-32	鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)と SUS304 のクリープ曲線の比較[9][10]
図 3.1.1(3)-33	鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)と SUS304の繰り返しに伴う応力範囲の変化の
	比較[9] 3.1.1(3)-41
図 3.1.1(3)-34	鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)と SUS304の疲労寿命の比較[9] 3.1.1(3)-42
図 3.1.1(3)-35	鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)と SUS304の N _f /2 における応力範囲の比較[9]
図 3.1.2(1)-1	研究の流れ・・・・・・ 3.1.2(1)-1
図 3.1.2(1)-2	切欠き付き丸棒試験片・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
図 3.1.2(1)-3	弾塑性領域における破壊曲面の例
図 3.1.2(1)-4	応カーひずみ曲線と等時(等温)応カーひずみ曲線の比較 3.1.2(1)-3
図 3.1.2(1)-5	等時(等温)破壊曲面・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・3.1.2(1)-3
図 3.1.2(1)-6	ノズル付き円板型試験体・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
図 3.1.2(1)-7	ノズル付き円板型試験体 (NF9)の破壊曲面に対する応力の履歴··3.1.2(1)-5
図 3.1.2(1)-8	提案した破壊曲面・・・・・・
図 3.1.2(1)-9	解析による局部破損箇所の予測
図 3.1.2(2)-1	引張試験機······3.1.2(2)-1
図 3.1.2(2)-2	試験体の外観と試験方法
図 3.1.2(2)-3	試験体の全体形状の例 (NF4) ······ 3.1.2(2)-3
図 3.1.2(2)-4	試験体のノズル形状・・・・・・3.1.2(2)-3
図 3. 1. 2 (2) -5 (7	Ⅰ/4) 試験体の外観写真・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
図 3.1.2(2)-5(2	2/4) 試験体の外観写真・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
図 3.1.2(2)-5(3	3/4) 試験体の外観写真・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
図 3.1.2(2)-5(4	4/4) 試験体の外観写真・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・

1/2) 試験体の破壊状況	3. 1. 2 (2) -8
2/2) 試験体の破壊状況・・・・・	3. 1. 2 (2) –9
荷重-変位曲線に及ぼす剛性比及び剛性の変化率の影響	3. 1. 2 (2) –10
平成 30 年度に提案した破壊曲面と破損モード遷移 3 軸応力度 ····	3. 1. 2 (3) –1
実際の破損モードの遷移と破壊曲面のイメージ・・・・・・・・・	3. 1. 2 (3) –4
提案する仮定における限界ひずみ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 2 (3) –4
提案した破壊曲面・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 2 (3) –5
破壊試験に用いた材料に対する破壊曲面・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 2 (3) -6
解析による局部破損箇所の予測・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 2 (3) –7
解析モデル・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 2 (4) –2
真ひずみ曲線・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 2 (4) –3
境界条件・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 2 (4) –3
1/2) 最大荷重点における変形······	3. 1. 2 (4) -4
2/2) 最大荷重点における変形	3. 1. 2 (4) –5
破壊曲面による荷重-変位曲線の比較 (NF9) ·····	3. 1. 2 (4) -6
破損モード解析から得られた荷重-変位曲線・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 2 (4) -7
I/2)ミーゼス応力の分布(ノズル取付け部)・・・・・・・・・・・	3. 1. 2 (4) -8
2/2)ミーゼス応力の分布(ノズルミーゼス応力の分布(ノズル取付	†け部))
	3. 1. 2 (4) –9
局部破損発生箇所の応力状態と提案した破壊曲面(NF9)・・・・・・	3. 1. 2 (4) –10
局部破損の発生箇所と進展状況 (NF9) · · · · · · · · · · · · · · · · · · ·	3. 1. 2 (4) –11
破壊試験と破損モード解析から得られた破壊強度の比較・・・・・・	3. 1. 2 (4) –13
内圧試験装置・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 2 (5) –2
厚肉ノズル付き容器型試験体・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 2 (5) –2
亀裂が貫通した箇所・・・・・・	3. 1. 2 (5) –2
応力の分布・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 2 (5) –3
厚肉ノズル付き容器型試験体の破損モード予測結果の検証⋯⋯⋯	3. 1. 2 (5) –4
射角ノズルを有する容器の解析モデル・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 2 (5) –5
予測された局部破損発生箇所・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 2 (5) –5
容器型試験体の形状(受入れ時)・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 3 (2) –9
容器型試験体の主要寸法・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 3 (2) –10
内圧破壊試験の方法・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 3 (2) –11
温度及びひずみの計測位置・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 3 (2) –12
変形測定用のカメラの設置位置・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3. 1. 3 (2) –13
圧力及び温度の時間履歴(Case1:厚肉ノズル付き(ノズル肉厚 9m	m、RO.5))
	3. 1. 3 (2) –14
変形計測結果(Case1:厚肉ノズル付き(ノズル肉厚 9mm、RO.5))	3. 1. 3 (2) –15
ひずみ計測結果 (Case1:厚肉ノズル付き (ノズル肉厚 9mm、R0.5))
	3. 1. 3 (2) –16
	 (/2) 試験体の破壊状況: (/2) 試験体の破壊状況: 荷重一変位曲線に及ぼす剛性比及び剛性の変化率の影響: 平成 30 年度に提案した破壊曲面と破損モード遷移 3 軸応力度: 実際の破損モードの遷移と破壊曲面のイメージ: 提案する仮定における限界ひずみ: 提案した破壊曲面: 破壊試験に用いた材料に対する破壊曲面。 解析による局部破損箇所の予測: 解析モデル: 真ひずみ曲線: 境界条件: (/2) 最大荷重点における変形: (/2) 泉大荷重点における変形: (/2) 泉大電重点における変形: (/2) 泉大電重点における変形: (/2) 泉ービ解析から得られた荷重-変位曲線: (/2) ミービス応力の分布 (ノズル取り) (/2) 高部破損免生箇所: 応力の分布: 厚肉ノズル付き(ノズル内厚 9m、R0.5) (/2) れた調整理(Case1: 厚肉ノズル付き(ノズル肉厚 9m、R0.5)) (/2) 以前算: (/2) 泉((/2) (/2) (/2) (/2) (/2) (/2) (/2) (/2)

図 3.1.3(2)-9	破断後の試験体(Case1:厚肉ノズル付き(ノズル肉厚 9mm、R0.5))
図 3.1.3(2)-10	圧力及び温度の時間履歴(Case2:厚肉ノズル付き(ノズル肉厚 9mm、RO.5))
図 3.1.3(2)-11	変形計測結果(Case2:厚肉ノズル付き(ノズル肉厚 9mm、R0.5))
	······ 3. 1. 3 (2) –19
図 3.1.3(2)-12	ひずみ計測結果(Case2:厚肉ノズル付き(ノズル肉厚 9mm、R0.5))
⊠ 3.1.3(2)−13	破断後の試験体(Case2:厚肉ノズル付き(ノズル肉厚 9mm、R0.5))
•	3.1.3(2) - 21
図 3.1.3(2)-14	圧力及び温度の時間履歴(Case3:厚肉ノスル付き(ノスル肉厚 9mm、R1.0))
図 3.1.3(2)-15	変形計測結果(Case3: 厚肉/スル付さ(/スル肉厚 9mm、KI.0))
國 0 1 0 / 0 \ 1 0	3 + 3 + 2 = 23
凶 3. 1. 3 (2) - 10	び 9 み計測結果 (Case3: 厚肉/ スル付さ (ノスル肉厚 9mm、R1.0))
[57] 0 1 0 (0) 17	····································
凶 3. 1. 3 (2) - 17	w町後の試験1本(Case3: 厚肉ノスル付き(ノスル肉厚 9000、R1.0))
図 2 1 2 (2) _ 10	・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
凶 5. 1. 5 (2) - 16	
図313(2)-10	
図313(2)-20	7.1.5.2.2.2. 7.1.ずみ計測結果(Case4・厚肉ノズル付き(ノズル肉厚 9mm R7 0))
図 3.1.3(2)-21	
図 3.1.3(2)-22	圧力及び温度の時間履歴(Case5:薄肉ノズル付き(ノズル肉厚 3mm、R0.5))
図 3.1.3(2)-23	変形計測結果(Case5:薄肉ノズル付き(ノズル肉厚 3mm、R0.5))
	····· 3. 1. 3 (2) –31
図 3.1.3(2)-24	ひずみ計測結果(Case5:薄肉ノズル付き(ノズル肉厚 3mm、RO.5))
	······ 3. 1. 3 (2) –32
図 3.1.3(2)-25	破断後の試験体(Case5:薄肉ノズル付き(ノズル肉厚 3mm、R0.5))
	······ 3. 1. 3 (2) –33
図 3.1.3(2)-26	損傷箇所の比較・・・・・・・
図 3.1.3(2)-27	貫通位置の断面マクロ写真・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
図 3.1.3(2)-28	容器型試験体の解析モデル(軸対称)・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・3.1.3(2)-36
図 3.1.3(2)-29	大変形弾塑性解析における境界条件
図 3.1.3(2)-30(1	1/2)大変形弾塑性解析結果(内圧 2.45MPa)(1/2) ······ 3.1.3(2)-38

図 3.1.3(2)-30	(2/2) 大変形弾塑性解析結果(内圧 2.45MPa)(2/2) ·······3.1.3(2)-39
図 3.1.3(2)-31	破壊曲面と応力解析結果の比較
図 3.1.3(2)-32	厚肉ノズル付き試験体(ノズル肉厚 9mm、R0.5)の破壊評価・・・・ 3.1.3(2)-41
図 3.1.3(2)-33	厚肉ノズル付き試験体(ノズル肉厚 9mm、R1.0)の破壊評価・・・・ 3.1.3(2)-42
図 3.1.3(2)-34	厚肉ノズル付き試験体(ノズル肉厚 9mm、R7.0)の破壊評価・・・・ 3.1.3(2)-43
図 3.1.3(2)-35	薄肉ノズル付き容器型試験体(ノズル肉厚 3mm、R0.5)の破壊評価
図 3.2.1(1)-1	破損モードマップのアイディア・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
図 3.2.1(1)-2	ラチェットと崩壊に関する破壊モードマップ3.2.1(1)-3
図 3.2.1(1)-3	正弦複合波について評価したラチェット線図3.2.1(1)-4
図 3.2.1(1)-4	正弦波及び正弦複合波に対するエネルギー伝達 3.2.1(1)-4
図 3.2.1(2)-1	2 つの曲げ応力重畳のための理想的なモデル
図 3.2.1(2)-2	片持ち梁の FEM 解析モデル・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
図 3.2.1(2)-3	梁モデルの形状・・・・・・ 3.2.1(2)-2
図 3.2.1(2)-4	熊本地震波の加速度時刻歴
図 3.2.1(2)-5	熊本地震波のフーリエ振幅
図 3.2.1(2)-6	地震波の適用性検討のための入力波
図 3.2.1(2)-7	地震波の強振動数に基づいて評価したラチェット線図······ 3.2.1(2)-4
図 3.2.1(3)-1	試験体設置状況とレイアウト図
図 3.2.1(3)-2	進行性変形を発生させる入力加速度
図 3.2.2(1)-1	試験体の形状・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
図 3.2.2(1)-2	試験体の設置・・・・・・・
図 3.2.2(1)-3	試験体の材料特性・・・・・ 3.2.2(1)-2
図 3.2.2(1)-4	振動台······3.2.2(1)-2
図 3.2.2(1)-5	ラチェット線図・・・・・・ 3.2.2(1)-4
図 3.2.2(1)-6	正弦複合波ラチェット線図
図 3.2.2(2)-1	地震波の強振動数に基づいたラチェット評価の検証(0.5fn)・・・・ 3.2.2(2)-1
図 3.2.2(2)-2	地震波の強振動数に基づいたラチェット評価の検証(1.0fn)・・・・ 3.2.2(2)-1
図 3.2.2(3)-1	試験体設置状況とレイアウト図
図 3.2.2(3)-2	サポートなし条件の試験後の状況
図 3.2.2(3)-3	サポート有り条件の試験後の状況
図 3.2.2(3)-4	入力加速度の例
図 3.2.2(3)-5	模擬配管系の変形状況の例
図 3.2.2(3)-6	模擬配管系の進行性変形に及ぼす外荷重の影響
図 3.2.2(3)-7	模擬配管系の進行性変形に及ぼすサポートの影響······3.2.2(3)-4
図 3.2.2(3)-8	模擬配管系における振動荷重の分類・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・3.2.2(3)−5
図 3.2.2(3)-9	片持ち梁における振動荷重の分類
図 3.2.3(1)-1	各年度の試験状況・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
図 3.2.3(1)-2	振動数比と破損モード発生までの繰り返し数の関係3.2.3(1)-3

図 3.2.3(2)-1	試験体の形状と各部名称(単一エルボ試験体)・・・・・・・・・・・・3.2.3(2)-11
図 3.2.3(2)-2	試験体の形状と各部名称(複数エルボ試験体)・・・・・・・・・.3.2.3(2)-12
図 3.2.3(2)-3	試験体の形状と各部名称(複数エルボ試験体)3.2.3(2)-13
図 3.2.3(2)-4	エルボ配管の形状及び寸法
図 3.2.3(2)-5	支持部板材の形状及び寸法
図 3.2.3(2)-6	振動実験における入力波の例3.2.3(2)-14
図 3.2.3(2)-7	計測点概要(加速度計、変位計、角度計) ·······················3.2.3(2)-15
図 3.2.3(2)-8	計測点概要(ひずみ)・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 3.2.3(2)-16
図 3.2.3(2)-9	令和元年度の試験体設置状況(板材ありの試験体)・・・・・・・・3.2.3(2)-17
図 3.2.3(2)-10	単一エルボ試験体 自重崩壊試験 試験体変位
図 3.2.3(2)-11	SFT_C11 打撃試験時の付加質量部設置加速度 FFT 結果・・・・・・・3.2.3(2)-18
図 3.2.3(2)-12	SFT_C13 打撃試験時の付加質量部設置加速度 FFT 結果・・・・・・・3.2.3(2)-18
図 3.2.3(2)-13	SFT_C11 正弦波 7Hz 500 サイクル入力後の変形状態・・・・・・・・ 3.2.3(2)-19
図 3.2.3(2)-14	SFT_C13 正弦波 2.5Hz 5サイクル入力後の変形状態・・・・・・・3.2.3(2)-19
図 3.2.3(2)-15	SFT_C11 正弦波 7Hz 5 サイクル1回目入力時の試験体応答・・・・ 3.2.3(2)-20
図 3.2.3(2)-16	SFT_C13 正弦波 2.5Hz 5サイクル1回目入力時の試験体応答・・・ 3.2.3(2)-21
図 3.2.3(2)-17	振動数比と破損モード発生までの繰り返し数の関係 (令和元年度の試験体と
	平成 29 年度の試験体との比較) ····································
図 3.2.3(2)-18	SFT_C12 打撃試験時の付加質量部設置加速度 FFT 結果・・・・・・・ 3.2.3(2)-22
図 3.2.3(2)-19	SFT_C12(板材破断前)正弦波 2.5Hz 5 サイクル 1 回目入力時の試験体応答
	······ 3. 2. 3 (2) –23
図 3.2.3(2)-20	SFT_C12(板材破断前)正弦波 6Hz 20 サイクル 1 回目入力時の試験体応答
図 3.2.3(2)-21	SFT_C12 正弦波 6Hz 100 サイクル 5 回目入力時(板材破断時)の試験体応答
図 3.2.3(2)-22	(1/2) SFT_C12 初期状態から試験終了までの経過(1/2)・・・・・ 3.2.3(2)-26
図 3.2.3(2)-22	(2/2) SFT_C12 初期状態から試験終了までの経過(2/2)・・・・・3.2.3(2)-27
図 3.2.3(2)-23	複数エルボ試験体 自重崩壊試験 試験体変位・・・・・・・・・・・3.2.3(2)−28
図 3.2.3(2)-24	SFT_C22 打撃試験時の付加質量部設置加速度 FFT 結果・・・・・・・ 3.2.3(2)-28
図 3.2.3(2)-25	SFT_C22(板材破断前)正弦波 2.5Hz 5 サイクル 1 回目入力時の試験体応答
図 3.2.3(2)-26	SFT_C22(板材破断前)正弦波 6Hz 20 サイクル 1 回目入力時の試験体応答
図 3.2.3(2)-27	SFT_C22 正弦波 6Hz 100 サイクル 1 回目入力時(板材破断時)の試験体応答
図 3.2.3(2)-28	(1/2) SFT_C22 初期状態から試験終了までの経過(1/2)·····3.2.3(2)-32
図 3.2.3(2)-28	(2/2) SFT_C22 初期状態から試験終了までの経過(2/2)····· 3.2.3(2)-33
図 3.2.3(2)-29	既往研究で得られた鋼製配管に対する加振試験による配管系の損傷形態の例

図 3.2.3(2)-30	振動構造物破壊試験で得られた損傷形態
図 3.2.3(2)-31	静的載荷試験と加振試験の変形模式図・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
図 3.2.3(2)-32	入力サイクル数と試験体傾斜角の関係・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
図 3.2.3(3)-1	詳細解析 解析モデルの形状
図 3.2.3(3)-2	鉛アンチモン合金の応力ひずみ関係・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
図 3.2.3(3)-3	単一エルボ試験体(板材なし)固有値解析結果(固有振動数:5.0Hz)
	······ 3. 2. 3 (3) –7
図 3.2.3(3)-4	単一エルボ試験体(板材形状:150mmx25mmx5mm)固有値解析結果
	(固有振動数:12.3Hz) · · · · · · · · · · · · · · · · · · ·
図 3.2.3(3)-5	単一エルボ試験体(板材形状:150mmx40mmx4mm)固有値解析結果
	(固有振動数:12.2Hz) · · · · · · · · · · · · · · · · · · ·
図 3.2.3(3)-6	単一エルボ試験体(板材形状:150mmx25mmx5mm、中央部切り欠きあり、 切り欠
	き部形状:40mmx5mm、水平方向設置)固有値解析結果(固有振動数:14.4Hz)
	······ 3. 2. 3 (3) –10
図 3.2.3(3)-7	単ーエルボ試験体(板材形状:150mmx25mmx5mm、両端部切り欠きあり、 切り欠
	き部形状:10mmx10mm)固有値解析結果(固有振動数:11.3Hz) ·· 3.2.3(3)-11
図 3.2.3(3)-8	複数エルボ試験体(板材なし)固有値解析結果(固有振動数:5.0Hz)
	······ 3. 2. 3 (3) –12
図 3.2.3(3)-9	複数エルボ試験体(板材形状:150mmx25mmx5mm)固有値解析結果
	(固有振動数:9.8Hz) ····································
図 3.2.3(3)-10	複数エルボ試験体(板材形状:150mmx25mmx5mm、両端部切り欠きあり、 切り欠
	き部形状:10mmx10mm)固有値解析結果(固有振動数:9.1Hz) ··· 3.2.3(3)-14
図 3.2.3(3)-11	詳細解析で用いた加振波形の例
図 3.2.3(3)-12	単一エルボ試験体(板材なし)正弦波入力解析結果3.2.3(3)-16
図 3.2.3(3)-13	単一エルボ試験体(板材形状:150mmx25mmx5mm)正弦波入力解析結果
	······ 3. 2. 3 (3) –17
図 3.2.3(3)-14	単一エルボ試験体(板材形状:150mmx40mmx4mm)正弦波入力解析結果
図 3.2.3(3)-15	単一エルボ試験体(板材形状:150mmx25mmx5mm、中央部切り欠きあり、 切り欠
	き部形状:40mmx5mm、水平方向設置)正弦波入力解析結果・・・・・ 3.2.3(3)-19
図 3.2.3(3)-16	単一エルボ試験体(板材形状:150mmx25mmx5mm、両端部切り欠きあり、 切り欠
	き部形状:10mmx10mm)正弦波入力解析結果・・・・・・.3.2.3(3)-20
図 3.2.3(3)-17	複数エルボ試験体(板材なし)正弦波入力解析結果・・・・・・・・・ 3.2.3(3)-21
図 3.2.3(3)-18	複数エルボ試験体(板材形状:150mmx25mmx5mm)正弦波入力解析結果
図 3.2.3(3)-19	複数エルボ試験体(板材形状:150mmx25mmx5mm、両端部切り欠きあり、 切り欠
	き部形状:10mmx10mm)正弦波入力解析結果・・・・・・3.2.3(3)-23
図 3.3.1(3)-1	高速炉における事故時冷却機能維持[3] ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
図 3.3.1(3)-2	高速炉の原子炉容器とガードベッセルの破局的破壊の防止・・・・・ 3.3.1(3)-2

図 3.3.1(3)-3 シビアアクシデント時の冷却材漏えいを防止する破壊制御された容器構造 図 3.3.1(3)-5 過大地震時に崩壊と破断を防ぐ破壊制御された配管構造……… 3.3.1(3)-5 |図 3.3.1(4)-1 解析対象:原子炉容器の液面上部と液面下部の強度解析[1] ・・・・ 3.3.1(4)-1 |図 3.3.1(4)-2 原子炉容器解析 液面上部の解析モデル(球殻の配管取付け部) ・・・ 3.3.1(4)-2 |図 3.3.1(4)-3 原子炉容器解析 液面上部の解析モデルメッシュ(球殻の配管取付け部) 図 3.3.1(4)-4 原子炉容器解析 液面下部の解析モデルメッシュ(円筒胴) …… 3.3.1(4)-3 原子炉容器解析 応力-相当塑性ひずみ特性(316FR)······3.3.1(4)-4 図 3.3.1(4)-5 |図 3.3.1(4)-6 原子炉容器解析 液面上部の解析モデル 荷重・拘束条件……… 3.3.1(4)-5 ☑ 3.3.1(4)-7 図 3.3.1(4)-8 液面上部(球殻+主配管 外径 1,270 mm, 板厚 13mm) 内圧 4.6 MPa 時の変形と 図 3.3.1(4)-9 液面上部(球殻+制御棒案内管 内径 200mm, 板厚 10mm) 内圧 4.6 MPa 時の変形 とひずみ分布・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・3.3.1(4)-8 図 3.3.1(4)-10 液面上部(球殻+制御棒案内管内径 200mm,板厚 20mm)内圧 4.6 MPa 時の変形 とひずみ分布 ・・・・・・ 3.3.1(4)-9 図 3.3.1(4)-11 液面下部(円筒胴)内圧 4.6 MPa 時の変形とひずみ分布・・・・・・3.3.1(4)-10 図 3.3.1(4)-13 設計時モデルの1次固有モード変形(7.78 Hz) ······ 3.3.1(4)-12 図 3.3.1(4)-14 1か所破損モデルの1次固有モード変形(5.41 Hz) ·······3.3.1(4)-12 図 3.3.1(4)-15 2 か所破損モデルの1次固有モード変形(2.19 Hz) ·······3.3.1(4)-13 図 3.3.1(4)-16 配管系試験体の応カーひずみ特性(炭素鋼 STS410)[3] ・・・・・・ 3.3.1(4)-13 配管系解析の荷重条件(基盤加速度の加振方向) …………… 3.3.1(4)-14 図 3.3.1(4)-17 図 3.3.1(4)-18 入力加速度(正弦波 振動数 5.0 Hz、最大振幅 100 m/sec²) ···· 3.3.1(4)-14 図 3.3.1(4)-19 設計時モデルの最大応力分布・最大変形図・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・3.3.1(4)−15 図 3.3.1(4)-20 設計時モデルの塑性ひずみ分布·変形図(加振終了後) ······ 3.3.1(4)-16 図 3.3.1(4)-21 1か所破損モデルの最大応力分布・最大変形図……………3.3.1(4)-16 図 3.3.1(4)-22 図 3.3.1(4)-23 1か所破損モデルの最大ひずみ分布・最大変形図 ………… 3.3.1(4)-17 図 3.3.1(4)-24 1か所破損モデルの塑性ひずみ分布・変形図(加振終了後) …… 3.3.1(4)-17 2か所破損モデルの最大応力分布・最大変形図 …………… 3.3.1(4)-18 図 3.3.1(4)-25 図 3.3.1(4)-26 2か所破損モデルの最大ひずみ分布・最大変形図 ………… 3.3.1(4)-18 図 3.3.1(4)-27 2か所破損モデルの塑性ひずみ分布・変形図(加振終了後) ····· 3.3.1(4)-19 ☑ 3.3.1(4)-28 ☑ 3.3.1(4)-29 最大ひずみ・最大応力の出力位置·················3.3.1(4)-20 図 3.3.1(4)-30 設計時試験体の変位時刻歴図(出力位置① 最大値 19.8 mm) · · 3.3.1(4)-20 図3.3.1(4)-31 1か所破損 試験体の変位時刻歴図(出力位置① 最大値 114.1 mm)

	3. 3. 1 (4) –21
図 3.3.1(4)-32	2か所破損 試験体の変位時刻歴図(出力位置① 最大値 173.2 mm)
	······ 3. 3. 1 (4) –21
図 3.3.1(4)-33	設計時試験体の加速度時刻歴図(出力位置① 最大値 20.8 m/sec ²)
図 3.3.1(4)-34	1か所破損 試験体の加速度時刻歴図(出力位置① 最大値 134.7 m/sec ²)
図 3.3.1(4)-35	2か所破損 試験体の加速度時刻歴図出力位置② 最大値 180.0 m/sec ²)
図 3.3.1(4)-36	設計時試験体のひずみ時刻歴図(出力位置② 最大値 0.19 %)・・・ 3.3.1(4)-22
図 3.3.1(4)-37	1か所破損 試験体のひずみ時刻歴図(出力位置① 最大値2.01 %) 3.3.1(4)-23
図 3.3.1(4)-38	2か所破損 試験体のひずみ時刻歴図(出力位置③ 最大値 0.65 %)3.3.1(4)-23
図 3.3.1(4)-39	設計時試験体の塑性ひずみ時刻歴図(出力位置② 最大値 0.02 %) 3.3.1(4)-23
図 3.3.1(4)-40	1か所破損 試験体の塑性ひずみ時刻歴図(出力位置① 最大値 1.77 %)
図 3.3.1(4)-41	2か所破損 試験体の塑性ひずみ時刻歴図(出力位置③ 最大値 0.46 %)
図 3.3.1(4)-42	設計時試験体のひずみ-応力履歴図(出力位置②) 3.3.1(4)-25
図 3.3.1(4)-43	1か所破損 試験体のひずみー応力履歴図(出力位置①) ・・・・・・ 3.3.1(4)-25
図 3.3.1(4)-44	2か所破損 試験体のひずみー応力履歴図(出力位置③) ・・・・・・ 3.3.1(4)-26

用語一覧

日本語	英 語	意味
単軸応力	Uni-axial Stress	主応力成分をσ1、σ2、σ3 とするとき、これらの
		成分のうち、いずれか2つが0である応力状態
2 軸応力/	Bi-axial Stress /	主応力成分をσ1、σ2、σ3 とするとき、これらの
平面応力	Plane Stress	成分のうち、いずれか1つが0である応力状態
平面ひずみ	Plane Strain	直角座標系 x、y、z において、変位ベクトル u
		の成分のうち、例えば u z がいたるところ 0 であ
		り、他の成分 u x、 u y が座標 x、y の関数である状
		態
3 軸応力	Tri-axial Stress	主応力成分をσι、σ2、σ3 とするとき、これらの
		成分のいずれもが0でない応力状態
3 軸応力度	Tri-axiality	応力の多軸性を表す尺度で、静水圧応力を相当
		応力で除した値
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)を結びつ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。
静水圧応力	Hydrostatic Stress	3 主応力の平均応力(o=(σ1+σ2+σ3)/3)
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。
局部破損	Local Failure	延性破壊の一種である。多軸応力状態において、
		ミーゼスの相当応力に対して静水圧応力が相対
		的に大きくなるような特殊なケースでは、塑性
		ひずみの限界値が低下し、比較的小さな塑性変
		形の下で破壊する。破面はせん断型から繊維型
		(ボイド型)に移行する。
ラチェト変形/	Ratcheting 🖊	応力が繰返し作用する場合に、応力がある限界
進行性変形	Progressive Deformation	を越えると、応力の繰返しとともに変形が一方
		向に進行する現象
崩壊	Collapse	塑性変形の進行などによって、荷重が一定の値
		を超えたときに平衡条件が成立しなくなる現象
疲労破壊	Fatigue Fracture	時間的に変動する荷重によって発生した亀裂
		が、繰返しを重ねるごとに徐々に進行して破壊
		に至る現象

疲労損傷	Fatigue Damage	時間的に変動する荷重によって材料に与えられ
		る損傷
クリープ	Creep	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
		に進行する現象
クリープ破断	Creep Rupture	クリープ変形の進行の結果生じる破断
クリープ損傷	Creep Damage	クリープ破断までの過程で生じる材料の変化や
		劣化。クリープき裂やキャビティの成長、結晶
		粒の変形、硬さの変化、組織の変化などがある。
クリープ疲労	Creep-Fatigue	高温における疲労のうち、繰返し変形中にクリ
		ープ変形を含む場合をクリープ疲労と呼ぶ。ク
		リープの影響がない場合の疲労寿命は、室温と
		同様に繰返し数に依存するのに対して、クリー
		プ疲労における寿命は、周波数、ひずみ速度、
		保持時間などによって異なり、時間依存性を示
		す。このため、同じ温度、ひずみ範囲で比較し
		た場合、クリープ疲労における寿命(破壊繰返し
		数)はクリープの影響を受けない単純な高温疲
		労の寿命に比べて低下する。
構成モデル	Constitutive Model	荷重や変形に対する、材料の応力とひずみの関
(構成式)	(Constitutive Equation)	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一つで
		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))

破損メカニズム	Failure Mechanism	各モードの破損が生じるためのメカニズム
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
		なときに生じるか)
高温・高圧	High Temperature •	この報告書では、何らかの原因で、温度や圧力
	High Pressure	が設計あるいは運転条件を大きく上回る状態を
		言う。
降伏曲面/	Yield Surface 🖊	構造材料が降伏または破壊するときの状態を応
破壞曲面	Fracture Surface	力空間で表したもの。3 軸応力空間では、一般
		に曲面となる。
非弾性挙動	Inelastic Behavior	物体に外力を加えて変形させた場合における降
		伏点を超えた後の物体の挙動。
塑性変形(ひずみ)	Plastic Deformation	物体に外力を加えて変形させ、その後、外力を
	(Strain)	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	Creep Deformation	クリープ試験中に生じた変形(ひずみ)。一般に
み)	(Strain)	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/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
荷重	Excessive Seismic Load	上回る規模の地震を言う。
実材料	Actual Material	実際の原子炉構造を構成する材料
模擬材料	Simulation Material	実材料の高温時の挙動や過大地震に対する挙動
		を、比較的低い温度や小さい荷重で類似させる
		ための材料。この研究では、純鉛とアンチモン
		を加えた鉛合金を用いている。
構造不連続部	Structural Discontinuity	構造物の形状または材料が急激に変化している
		箇所。例えば、鏡板と円筒胴の接続部、フラン
		ジと円筒胴の接続部、管台取付部、直径または
		厚さが異なる板の接合部などを指す。
苛酷事故/	Severe Accident	一般に、設計基準事象を大幅に超える事象であ
シビアアクシデント		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
		言う。原子炉の場合には特に炉心損傷事故とも
		言う。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
		直面したとき、それに対応し、克服していく能
		力」を言うが、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。
解析による設計	Design by Analysis	米国機械学会(ASME)がクラス1 機器の構造設
		計に採用した以下の設計思想である(ASME Code
		Sec. III) 。
		起こり得るあらゆる破壊様式を想定し、ひとつ
		ひとつの破壊様式に対応する設計基準を用意
		し、解析によって構造物の健全性を詳細に評価
		することができるようにする。
		非原子力分野では、同様の設計思想がASME Code
		Sec. VII Div.2 として採用されている。

略語一覧

略語	英 語	意味
BWR	Boiling Water Reactor	沸騰水型軽水炉
CV	Containment Vessel	格納容器
RPV Reactor Pressure Vessel		原子炉圧力容器
FEM	Finite Element Method	有限要素法
DBE	Design Basis Events	設計基準事象
BDBE Beyond Design Basis Events		設計基準外事象
DEC Design Extension Conditions		設計拡張状態
DiD Defense in Depth		深層防護
LBB Leak Before Break		破断前漏洩

概略

福島第一原子力発電所事故の教訓として、「構造設計」の役割が見直されている。破壊防止を 目的とした設計(深層防護1層~3層)にとどまらず、事故が起こることを前提としてその拡大 をサイト内で防止するための、「設計を超える状態(第4層)」への重点的な取り組みが要求さ れている。

研究代表者が提唱する破壊制御技術は、設計想定を超える極限荷重の発生時に、被害の小さい 壊れ方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、破局的な壊れ方を避けることを 目指す新しい技術である。これを応用して、設計想定を超える極限状態(第4層)に対して冷却 機能や閉じ込め機能の喪失に繋がる大規模バウンダリ破壊を防止する広義の構造設計法を開発す る。

具体的には、事故時の高温・高圧荷重下において、狙った局部から小規模な漏洩を起こすこと で荷重を開放し大量漏洩に繋がる大規模破壊を防止する容器構造、過大地震時に塑性変形により 振動エネルギーを散逸させ破断を防ぐ配管構造を提案する。

令和元年度は3年半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 高温・高圧時破壊制御技術

設計では高温・高圧荷重に対して、延性破壊またはクリープ破断が破損モードとして想定され ている。これに対して、設計想定を超える高温・高圧荷重が加わった場合には、3 軸拘束が強い 部位では局部破損が先行して生じる可能性が試験的にも明らかになっている。このため、高温・ 高圧荷重に対して、延性破壊またはクリープ破断から、局部破損までの破損モードの変化を判定 可能な破壊クライテリアを、切り欠き付き丸棒試験,内圧引張円筒試験とノズル付き円板型試験 体を使用した基礎試験に基づき開発し、有限要素解析プログラムに組み込んだ。

また、その適用性を容器型試験体の内圧破壊試験により検証し、実機容器構造解析を行った。

(1) 高温・高圧破壊クライテリア

事故を想定した超高温や高圧、過大地震荷重に対する破壊試験の実施は、通常の試験機の容量 では実現が難しくまた危険を伴う。この問題を解決するため、実機材料の定性的な性質を保った まま、ヤング率や降伏応力が小さく室温よりわずかに高い温度でクリープを生じる模擬材料(鉛 アンチモン合金, Pb99%-Sb1%合金)を用いた構造物試験技術を開発した。

切り欠付き丸棒及び内圧引張円筒試験に基づき延性破壊から局部破損までの破損モードの変化 を弾塑性クリープ領域で評価する破壊曲面に基づくクライテリアを前年度までに提案している。 事故時の比較的短時間のクリープでは破壊のメカニズムが弾塑性領域と類似であることを、微視 的破壊機構から示した。また、破壊曲面を有限要素解析プログラムに組み込むことで、構造物内 の破壊の発生と進展を解析できるようにした。

(2) 高温·高圧破壊基礎試験

高温・高圧破壊クライテリアの精度向上と検証を行うために、ノズル付き円板型試験体に対す る破壊試験を実施しそれらの結果を切り欠き付き丸棒試験体試験のデータと比較し整理した。ノ ズルと円板の剛性比ならびに剛性変化率を大きくしていくと、破損モードが延性破壊から局部破 損に変化していく。その様子は切り欠き付き丸棒の切り欠き形状による破損モードの変化とメカ ニズムが同じであることを明らかに、ノズル付き円板型試験に基づき破損モード変化の定量評価 を可能とした。

(3) 高温·高圧破壊構造物試験

原子炉構造下部鏡を模擬したノズル付容器の内圧破壊試験を実施した。ノズルの板厚やノズル 付け根部のフィレット半径を変化させて破損モードを観察した。破壊曲面を組み込んだ有限要素 解析プログラムによる解析結果と比較した結果、提案したクライテリアによりノズル付き容器の 破損モードを予測できることを検証できた。

2 過大地震時破壊制御技術

設計では過大地震に対する破損モードとして、崩壊や延性破壊が想定されている。これに対し て、研究代表者らのこれまでの試験研究から、実際に起こり得る破損モードは、ラチェット変形、 崩壊、疲労破損であることが分かってきている。

このため、強度理論と振動理論を組み合わせることにより、振動荷重と材料の強度理論から、 地震時に配管に起こり得る各破損モードに対する、その発生条件を整理した。また、正弦波、周 波数の異なる正弦波を組み合わせた複合波、複雑な地震波への適用性を確認し、破壊クライテリ アを提案した。

さらに、梁試験体と配管系模擬試験体を用いた振動破壊基礎試験、1 エルボ配管試験体と 2 エ ルボ配管試験体を用いた振動破壊構造物試験を実施し、破壊クライテリアの検証を行った。

(1) 振動破壊クライテリア

強度理論と振動理論を組み合わせることにより、配管のラチェット変形と塑性崩壊に対する振 動破壊クライテリアの検討を行った。また、正弦波と構造物の応答特性の組み合わせから決まる 荷重の特徴を整理し、荷重と材料の強度理論から起こり得る、破壊モードとその発生条件を整理 した。次に、正弦波に対する応答と、周波数の異なる正弦波を組み合わせた複合波に対する応答、 複雑な地震波に対する応答の比較を行い、共振周波数より低い周波数の振動荷重がラチェット変 形に対して大きな影響を持つことと、卓越周波数で地震波の特性を代表できることを明らかにし た。以上から、重力による応力、振動加速度との釣り合いによる応力、振動数比(入力振動数/ 固有振動数)をパラメータとした振動破壊クライテリアを提案した。

(2) 振動破壊基礎試験

小規模振動試験装置(高加速度)を構築するとともに、重力による一定の曲げ応力と加速度に よる繰り返し曲げ応力がかかる梁試験体を模擬材料で製作した。上記の小型振動試験装置(高加 速度)及び梁試験体を用いて、正弦波及び周波数の異なる正弦波を組み合わせた複合波、及び複 雑な地震波形による振動基礎試験を実施した。また、丸棒を曲げた配管系模擬試験体を模擬材料 で製作した。小型振動試験装置を用いて、支持の有無、一定軸力の有無の影響を調べた。

上記試験を通して、振動破壊クライテリアの適用性を検証した。

(3) 振動破壊構造物試験

模擬材料を用いた1エルボ配管試験体及び2エルボ配管試験体を作製し、防災科学技術研究所 の振動台を用いて、振動破壊構造物試験を実施した。1エルボ配管試験体の特性は梁モデルと類 似しており、2エルボ試験体の傾向も1エルボ試験体と同様であり、エルボ数が多くなると配管 系の有する重畳性(リダンダンシー)により、ラチェット変形や崩壊を起こり難くなることが分 かった。以上から振動破壊クライテリアの適用性が検証できた。

3 大規模バウンダリ破壊防止法の提案

(1) 設計基準外事象に対する破壊防止ガイドライン

福島第一原子力発電所事故の教訓として、深層防護の「設計(第1層から第3層)」に加えて、 事故が起こることを前提としてその拡大をサイト内で防止するための「設計を超える状態(第4 層)」への重点的な取り組みが要求されている。ここで、設計を超える状態(深層防護第4層) に対する、構造強度評価と防護対策の考え方は、設計に対するものとは考え方が根本的に異なる。 このため、コンセンサス醸成と本研究成果の実用化に向けて、設計基準外事象に対する対策の考 え方と破損影響緩和策を記載した「設計基準外事象に対する構造強度ガイドライン」を策定した。

また、破壊制御技術を応用して大規模バウンダリ破壊を防止する構造の例として、シビアアク シデント時の冷却材漏えいを防止する容器構造と、過大地震時の破断を防ぐ配管構造を提案し、 その有効性をシミュレーション解析で示した。

(2) 国際会議における討論の主導

原子力の構造分野における世界で最も規模が大きく影響力の大きい会議として、米国機械学会 (ASME) 圧力容器配管会議(PVP)と、原子炉構造工学国際会議(SMiRT)がある。このため ASME PVP 会議(2019年7月開催)に設計基準外事象セッションを設置し、成果発表を行うとともに海 外専門家と議論した。また、SMiRT 会議(2019年8月開催)に設計基準外事象に関する特別セッ ションを設置して発表と意見集約を行った。これらの会議を活用して、海外の最新情報を入手し て研究開発に活かすとともに、国際コンセンサスを醸成することで新技術の実用化を促進した。

4 研究推進

本研究は、革新性、独創性、新規性の高い内容であることから、技術的提案のみではなく、考 え方のコンセンサスを得ることが重要となる。保守的な性格を有する原子力分野における社会実 装に際しては、特に留意が必要である。このため、新技術の導入に対して消極的な我が国の状況 を鑑み、国内に加えて海外におけるコンセンサス醸成活動に早期から取り組むこととした。

破壊制御技術は、航空機や自動車の分野で利用されている損傷許容設計の技術がさらに発展した先進設計技術概念であり、原子力分野外からの評価を受けることが望ましい。また、将来的に 研究成果を国内の規格・基準に反映させ社会実装を進めるには、規格基準の策定にかかわってい る専門家との意見交換を早期から開始することが望ましい。

こうした条件を備えた国内機関として、日本溶接協会原子力研究委員会があることから、日本溶接協会に、本研究の進捗に対する客観的評価と、研究成果の社会実装促進を目的として「設計基

準外事象の評価と対策に関する調査研究小委員会(略称 BDBE 小委員会)」を設置し、他機関の 専門家から、本研究の成果の評価をいただくとともに、「設計基準外事象に対する構造強度ガイ ドライン」の実用化に向けた議論を行った。 1 はじめに

福島第一原子力発電所事故の教訓として、「構造設計」の役割が見直されている。破壊防止を 目的とした設計(深層防護1層~3層)にとどまらず、事故が起こることを前提としてその拡大 をサイト内で防止するための、「設計を超える状態(第4層)」への重点的な取り組みが要求さ れている。

研究代表者らが提唱する破壊制御技術は、設計想定を超える極限荷重の発生時に、被害の小さ い壊れ方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、破局的な壊れ方を避けること を目指す新しい技術である。これを応用して、設計想定を超える極限状態(第4層)に対して冷 却機能や閉じ込め機能の喪失に繋がる大規模バウンダリ破壊を防止する広義の構造設計法を開発 する。

具体的には、事故時の高温・高圧荷重下において、狙った局部から小規模な漏洩を起こすこと で荷重を開放し大量漏洩に繋がる大規模破壊を防止する容器構造、過大地震時に配管支持部が先 行破壊することで、建屋からの振動エネルギー伝達を緩和させ破断を防ぐ配管構造を提案する。

2 業務計画

2.1 全体計画

2.1.1 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

(1) 研究目標

対象は、革新炉(主として高速炉)の設計を超えた状態(深層防護第4層)に対するプラントの安全性を向上させる、構造強度技術の開発とする。

研究目標は、プラント機器の破壊が避けられない事故が生じたとしても、復旧が容易な小規模 な破壊を先行させることによって荷重を緩和し、大規模なバウンダリ破壊を避けることができる 破壊制御技術の開発とする。

研究の背景としては、福島原子力発電所事故の教訓として、「設計(深層防護の第1層から第 3層)」に加えて、事故が起こることを前提とした設計を超える状態「(第4層)」への重点的 な取り組みが要求されている[1][2]。革新炉に対しては、事故が起こることを前提として、その 拡大をサイト内で防止して早期に復旧するためのレジリエントな方策が求められている。

見通しとしては、研究代表者らの研究により、機器や配管に過大な荷重が加わった時に壊れる 場所、順番、破壊モードを予測することが可能になりつつあり[3]、その応用により破壊制御は 実現できると考えられる。

(2) 研究の新規性

破壊制御技術は、航空機や自動車の分野で利用されている損傷許容設計の技術がさらに発展した先進設計技術概念であり、その技術は宇宙機器や化学プラントでも一部利用されているが未だ体系化はされていない。原子力の世界では破断前漏洩(LBB)論理が類似の考え方に基づくものである。

研究代表者らが実施してきた極限荷重に対する破壊メカニズム研究により、事故時の壊れる場 所、順番、破壊モードが予測できるようになりつつある。それを活用すると、冷却機能や閉じ込 め機能の喪失に繋がる最悪の壊れ方を避け、機能維持の観点から許容できる壊れ方を意図的に実 現できる。配管の破断や容器の破壊防止に適用した場合の概念を図 2.1-1 と図 2.1-2 に示す。破 壊制御技術の導入により、深層防護第4層に対するレジリエントな性質を備えた、独創的原子力 プラントが実現できる。構造材料分野における従来の研究は、設計のための保守的な評価、つま り壊さないことを目的としたものであった。本研究の新規性は、これらと一線を画す第4層にお ける設計想定を超える状態に対して、狙った破壊を起こすための新しいアプローチにある。



(3) 期待される研究効果と発展性

本研究で開発される破壊制御技術導入による大規模バウンダリ破壊防止策を利用することによ り、下記の効果及び発展性が期待できる。

- ・ 国が開発を進める高速炉のシビアアクシデント及び過大地震発生時における破局的破壊が防止され、深層防護第4層における安全性が向上する。開発した技術をガイドライン化し、ASME等の国際会議を主導することにより、ライセンサブルな技術に発展させることが可能となる。
- ・ IAEA の安全設計要件 SSR-2-1 及び、第4世代炉共通の安全設計ガイドライン (SDG)の要求 する機能要求(設計拡張状態における1次冷却材系バウンダリの健全性長期維持)を満た す。
- 電力事業者が進めている軽水炉の再稼動に関わるシビアアクシデント評価、耐震評価にも 波及効果が期待できる。また、所謂「日本版 FSAR」として電力事業者が着手した「自主的 な安全性向上への取り組み」等に利用することによりさらなる合理的安全性向上に貢献で きる。
- 原子炉メーカーが開発中の第3世代+型の原子炉設計の安全性向上に貢献できるととも
 に、さらにはこの技術を発展的に活用することにより全く新しい原子炉の設計概念構築への貢献可能性を有する。
- 破壊制御技術の適用は原子炉プラントだけでなく、波及効果として化学プラントなど多種 類の構造物の安全性向上貢献への潜在的可能性を有する。

図 2.1-3 には高速炉を対象とした場合の破壊制御による事故拡大防止策の具体例と課題を図示 する。



図 2.1-3 高速炉を対象とした場合の破壊制御による事故拡大防止策の具体例

(4) 研究計画

① 計画の全体像

計画している研究の概略工程を図 2.1-4 に示す。また各研究項目の関係を図 2.1-5 に示す。破 壊制御を実現するための課題として以下が挙げられる。

- 設計を超える実際の破損モード(Actual failure mode)の解明 (設計基準は破壊防止のための保守的包絡法-決め事-であって、実際の破壊現象とは対応 しないことが多い。正確なリスク評価のためには、実際の破損シーケンスの理解が必要)
- (2) 相対強度評価技術の開発

(1) 実際の破壊現象の解明

破損箇所と破損モードの起こる順番に関する相対強度の評価技術開発 (破損自体を防止する訳ではないので、絶対強度評価は必須ではない、 既存炉の安全性向上に活用可能)

(3) 破壊制御法の提案

BDBE に対する考え方の整理と、それに基づく破壊制御法の提案 小規模破損を大規模破損に先行させて破局的破壊を防止する方法の提案 シビアアクシデント時の高温・高圧荷重に対する容器、過大地震に対する配管系

(4) 模擬材料試験技術開発とその活用

破損モードの定性的理解と相対強度評価技術の検証に有効な、安全で経済的 な構造物強度試験技術を開発(実機材料では大学で可能な試験はΦ7mmの引張試験のみ、 構造物試験を外部機関で実施すると1000万円オーダ、本研究の重要な副産成果)

上記課題を適用先に基づき、1. 高温・高圧時の破壊制御技術と2. 過大地震時の破壊制御技術 に区分し、それぞれを並行して開発する。その後に両者の共通項を一般化して 3. 大規模バウン ダリ破壊防止法を提案するとともに、その普及に向けて国際会議を主導する。1. と2. のそれぞ れについては、a. 破壊クライテリアの開発、b. クライテリア検証のための基礎試験、c. クライテ リアに基づき提案した破壊制御技術を検証するための構造物試験の3段階で研究を進める。



図 2.1-4 研究の概略工程



図 2.1-5 各研究項目の相互関連図

② 破壊の順序を予測する破壊クライテリアの開発

研究代表者らは平成 29 年度までのプロジェクト「極限荷重に対する原子炉構造物の破壊メカ ニズム解明と破局的破壊防止策に関する研究」(以下、前研究という。)で、設計を超えた状態 において現実的な事故シナリオを描くために必要な、破壊モードの特定と各破壊モードに対する 強度評価法の研究を行った。この新しい評価法を発展させて、壊れる場所、順番、破壊モードを 予測するための、破壊クライテリアを強度理論と数値解析に基づき開発する。ここで重要となる のが、小規模なき裂にとどまる壊れ方から、大規模な破壊形態への破壊モードの変化である。高 温・高圧時に容器等で起こり得る小規模破壊(局部破損)から大規模破壊(延性破壊)への遷移状 態を表すことが重要となり、そのための研究代表者らのアイディアの例を図 2.1-6 及び図 2.1-7 に示す。

同様に過大地震時に起こり得る破壊モードと順番を決定するクライテリアとして、配管系の応 答特性と地震動の周波数特性に応じて評価する破壊クライテリアを開発する。図 2.1-7 に地震リ スク評価の荷重指標として一般的な、最大入力加速度と釣り合う見かけの応力で整理した進行性 変形発生条件図の例を示す。ここでは、振動荷重の特徴である周波数の影響を考慮したクライテ リアの開発を考えている。



図 2.1-7 振動破壊クライテリアの例

③ 破壊クライテリア検証のための基礎試験

以上のような破壊クライテリアを検証するためには、荷重条件(例えば図 2.1-6 では静水圧応 力とミーゼス応力の組み合わせ)を広い範囲で変化させた場合の破壊データを多数取得する必要 がある。この目的のため、小型の基礎試験を多数実施する。一方、プロジェクトの後半では、破 壊クライテリアに基づき開発する破壊制御技術の総合検証のため、構造物試験を実施する予定で ある。基礎試験と構造物試験は相互に関連することから使用材料等で整合を図る必要がある。 構造物試験については、一般に試験装置が大きくなり SUS 等の実材料を使うと試験費用が高額 となる。また、特に高温・高圧条件における破壊試験の実施は危険性を伴う。こうした問題を解 決するため、研究代表者らが開発した強度の低い模擬材料を使用した試験を行う。模擬材料使用 の弱点は、強度の絶対値を検証するには不向きであることであるが、本研究での主要目的である、 破壊の順番を決定する相対的強度評価には適している。図 2.1-8 は、SUS304 と模擬材料として予 定している鉛アンチモン合金の応力ひずみ線図(実線と破線は同じ条件の 2 本の試験データを重 ねて表示したもの)を比較したものであり、この図から模擬材料は室温から高温までの SUS304 の弾塑性応力ひずみ関係を模擬できており、塑性変形、ラチェット変形、崩壊、延性破壊、局部 破損モードを良好に模擬できることが分かる。

本研究の基礎試験・構造物試験では、模擬材料を多用することを計画している。ここで、模擬 材料の利用については、前研究において適用範囲の確認を指摘されており、その検証のための実 機材料との比較データを追加的に取得する。



図 2.1-8 実機材と模擬材料の応力ひずみ関係の比較

上記①で述べてきた破壊クライテリアについて、模擬材料を使用した基礎試験により検証する。 高温・高圧条件下の原子炉容器や格納容器であれば、延性破壊と局部破損を適切に評価できるこ とを検証しておく必要がある。図 2.1-9 に、切り欠き付き丸棒を使用した場合の基礎試験の過去 の例を示す。過大地震を受ける配管では、ラチェト変形と崩壊を評価する必要がある。図 2.1-10 に、模擬材による梁試験体を使用した振動破壊構造物試験の例を示す。



図 2.1-9 高温·高圧破壊基礎試験


試験開始前

ラチェット変形後 図 2.1-10 振動破壊基礎試験 崩壊後

④ 破壊制御技術検証のための構造物試験

これまで②で提案し③で検証する破壊クライテリアにより壊れる場所と順番、その時の破壊モ ードを予測し、被害の小さい壊れ方を先行させることによって、破壊を起こす荷重やエネルギー を低減させ、最悪の壊れ方を避ける破壊制御技術を提案する。さらに、模擬材料を使用した構造 物試験でこれを検証する。例えば、シビアアクシデント時の高温・高圧条件下の原子炉容器や格 納容器であれば、局部破損が先行するように破壊制御することにより、破局的な延性破壊を防止 することが可能となる。図 2.1-11 に、模擬材として純鉛を使用した場合の高温・高圧構造物試 験の過去の例を示す。本研究では、鉛アンチモン合金を用いた試験を予定しており、より信頼性 の高い試験結果を得ることが期待できる。本試験により、延性破壊に先立ち局部破損を必ず起こ す構造があることを検証する。また、同様に複数のエルボを含む配管系の地震応答試験を行い、 変形は大きいがバウンダリ破損しない配管系が存在することを検証する。図 2.1-12 に、模擬材 による1エルボ配管を使用した振動破壊構造物試験の例を示す。



図 2.1-11 高温·高圧破壊構造試験



図 2.1-12 振動破壊構造物試験

⑤ 大規模バウンダリ破壊防止法の提案

前述の④のとおり、小型の構造物試験に基づき開発した破壊制御技術の実機適用性を確認する ことにより、大規模バウンダリ破壊防止法を提案する。

本研究で試験する構造物よりスケールの大きな実機規模構造物に対しては、実プラントにおけ る破壊の順番を、大規模非線形解析法に基づくシミュレーションによって予測することにより、 開発した破壊制御技術の実機適用性を確認する。これらの結果を取りまとめることにより、破壊 制御技術を大規模バウンダリ破壊防止のために適用するためのガイドラインを作成し、成果物と する。ガイドラインには、高温・高圧時と過大地震時の破壊制御技術の具体例に加え、それを実 機に広く適用するための一般的な考え方、技術の基礎となる破壊クライテリアなどを含める計画 である。

⑥ 成果達成のための機関連携体制

本研究では、東京大学と国立研究開発法人日本原子力研究開発機構(以下、原子力機構)を中 心に基盤となる破壊クライテリアの研究を行う。またその検証に必要な試験のうち振動破壊構造 物試験は大型一次元振動台を保有する国立研究開発法人防災科学技術研究所(以下、防災科研) が実施する。また、高温・高圧構造物試験の試験体の製作や試験の実施には、重工メーカーの協 力を得る。また、試験に関わる分析、評価などに必要な大規模非線形構造解析に関しては数値解 析会社の協力を得る。



図 2.1-13 研究実施体制図

2.2 令和元年度の成果の目標及び業務の実施方法

2.2.1 高温·高圧時破壊制御技術

a. 高温・高圧破壊クライテリア(再委託先:原子力機構)

円筒試験体に対する多軸試験(内圧+軸力)の結果と数値解析結果に基づき、高温で多軸状態となる構造物の破壊クライテリアの検証を実施する。また、模擬材料試験において使用する 鉛アンチモン合金に対する材料試験を実施し、同合金の力学的特性を定式化して模擬材料試験 技術の開発に資する

b. 高温·高圧破壊基礎試験

模擬材料を使用した構造不連続部付き試験体を製作し、高温・高圧破壊基礎試験を実施する。 その結果に基づき、高温・高圧クライテリアの精度向上を図り、高温高圧時に実際に生じる破 損モードの予測法を提案する。

c. 高温·高圧破壞構造物試験

模擬材料を使用した容器型試験体を製作し、高温・高圧破壊試験を実施する。その結果に基づき、高温高圧時の破損モード予測法の適用性と破壊制御技術の適用性可能性を検証する。

2.2.2 過大地震時破壊制御技術

a. 振動破壊クライテリア

非線形有限要素法に基づき、様々な波形に対する構造要素の動的弾塑性応答解析を実施する。 その結果に基づき、クライテリアの取りまとめを行い、過大地震時に実際に生じる破損モード の予測法を提案する。

b. 振動破壞基礎試験

模擬材料を使用した構造要素試験体を製作し、振動破壊基礎試験を実施する。その結果に基づき、過大地震時の破損モード予測法の適用性を確認し、振動破壊クライテリアの精度向上を 図る。

c. 振動破壞構造物試験(再委託先:防災科研)

鉛アンチモン合金配管継手を複数含む配管系試験体を作製し、作製した配管系試験体に対し 振動台を用いた加振試験を行い、振動応答挙動のデータを取得する。また、試験に準じた振動 応答解析を実施し、配管系の応答挙動のメカニズムを分析する。その結果に基づき、過大地震 時の破壊制御技術の適用可能性を検証する。

2.2.3 大規模バウンダリ破壊防止法の提案

a. 設計基準外事象に対する破壊防止ガイドライン

本研究プロジェクトの成果をまとめ今年度実用化につなげるため、設計基準外事象に対する 破壊防止ガイドラインを策定する。高温高圧時に対する容器構造と過大地震時に対する配管構 造を提案し、破壊制御の方法を提案する。また、代表的部位の解析により実機における適用性 を評価する。

b. 国際会議における討論の主導

原子炉構造分野における世界最大規模の国際会議である、米国機械学会圧力容器配管会議 (ASMEPVP)と原子炉構造力学会議(SMiRT)に、設計基準外事象に対する特別セッションを設 置し、本研究の成果を発表するとともに、世界的コンセンサスの醸成を図る。

2.2.4 研究推進

研究を円滑に推進するため、日本溶接協会に外部評価委員会を設置し、業務計画等に関する 意見を拝聴するとともに、破壊制御の考え方の実用化に向けた議論を行う。また、設計基準外 事象に対する破壊防止ガイドラインの一般化と、将来の規制基準化に向けた検討を行う。

参考文献

- [1] 東京電力福島原子力発電所における事故調査・検証委員会、「東京電力福島原子力発電所における事故調査・検証委員会最終報告書」(2012年7月)
- [2] IAEA SSR-2/1, Safety of Nuclear Power Plants: Design Specific Safety Requirements (2012, 2016 Rev. 1)
- [3] 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「極限荷重に 対する原子炉構造物の破損メカニズム解明と破局的破壊防止策に関する研究開発平成 27 年 度成果報告書」(2016 年 3 月)

3. 実施内容及び成果

3.1 高温·高圧時破壊制御技術【H28-R1】

(1) 概要

設計では高温・高圧荷重に対して、延性破壊またはクリープ破断が破損モードとして想定され ている。これに対して、設計想定を超える高温・高圧荷重が加わった場合には、3 軸応力状態に よる塑性拘束が強い部位では局部破損が先行して生じる可能性が試験的にも明らかになっている [1]。このため、高温・高圧荷重に対して、延性破壊またはクリープ破断から、局部破損までの 破損モードの変化を判定可能な破壊クライテリアを、切り欠き付き丸棒試験、内圧引張円筒試験 とノズル付き円板型試験体を使用した基礎試験に基づき開発した[2]。

ここでは、ノズル付き円板型試験体を使用した追加基礎試験により破壊クライテリアの精度を 向上させ、それを有限要素解析プログラムに組み、破壊の発生と進展を解析できるようにした。 また、容器型試験体を用いて破壊試験を行い、破壊クライテリアの適用性を検証した。さらに、 実機容器構造解析を行い、局部破損を先行させることによって破局的破損を避ける破壊制御法の 有効性を示した。

(2) 模擬材料を用いた構造物試験技術の開発

ここで、事故を想定した超高温や高圧、過大地震荷重に対する破壊試験の実施は、通常の試験 機の容量では実現が難しくまた危険を伴う。この問題を解決するため、実機材料の定性的な性質 を保ったまま、ヤング率や降伏応力が小さく室温よりわずかに高い温度でクリープを生じる、模 擬材料を使用した破損試験技術と解析技術を提案し、その妥当性と適用範囲を確認した[1]。

模擬材料として、鉛・鉛合金に着目した。これらの材料は、降伏応力が通常の鉄鋼材料より1 桁程度小さく、室温でもクリープが生じる。

そこで、原子力機器の典型的な材料であるSUS304やSTP410と鉛・鉛合金との比較を行い、以下 の模擬性を確認した。室温から高温までの応力ひずみ特性と、鉛にアンチモン(Sb)を徐々に添 加した場合の応力--ひずみ特性を比較し、実機の典型的な材料の低温から高温までの応力--ひず み特性を、降伏後の非線形特性を含めて小さな荷重で模擬できる。また、クリープ特性が、 Larson-Miller パラメータや、Monkman-Grant式などの実機材と同じ式で整理できる。さらに、 延性破断から局部破損に至る破壊傾向も同じである。以上から、力学的特性で支配される変形、 崩壊、延性破断、局部破損等の破損モードは精度良く模擬できると考えられ、これを利用した試 験を実施することとした。

研究代表者らの従来の研究では、Pb100%, Pb96%-Sb4%, Pb90%-Sb10% の特性を調べたところ、 図3.1-1 のようにPb100%と Pb96%-Sb4%の差異が大きいことが分かり、その間を補完する Pb99%-Sb1%を模擬材料として選定し、基本的な材料データを取得した。図3.1-1右図で実線と破 線は同じ条件における2本の試験データのものである。【令和元年度】は、模擬材料の特性一式 を、原子炉機器の構造設計基準と同様の方法で定式化した。これらを用いると、予備解析による 模擬材料試験の計画立案や、模擬材料を用いた構造物試験の結果の評価が可能となる。



図 3.1-1 実機材料と模擬材料の応力ひずみ線図の比較

参考文献

- [1] 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「極限荷重に 対する原子炉構造物の破損メカニズム解明と破局的破壊防止策に関する研究開発 平成 27 年 度成果報告書」(2016 年 3 月)
- [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「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 平成 30 年度成果報告書」(2019 年 3 月)

3.1.1 高温・高圧破壊クライテリア(再委託先:原子力機構) 【H28-R1】

(1) 平成 28 年度~令和元年度の実施内容と成果の概要[1] [2] [3]

① 延性破壊クライテリアに及ぼす3軸応力度の影響

シビアアクシデント時に3軸応力条件となる構造物の健全性評価には、高温・高圧条件下にお ける3軸応力度を考慮した延性破壊クライテリアが不可欠である。このため、内圧に軸力が重畳 する円管に対する破壊試験を、シビアアクシデントを想定した高温において系統的に実施し、破 損時の変形を実験的及び解析的に評価し、それら評価に基づき延性破壊クライテリアに及ぼす3 軸応力度の影響を明らかにし、高温・高圧条件下において3軸応力条件となる構造物のシビアア クシデント時の延性破壊クライテリアを提案した。具体的には、表3.1.1(1)-1に示す合計21条 件の多軸クリープ試験を実施した。代表的な試験後の試験体外観写真を図3.1.1(1)-1に、試験 体の寸法測定結果を図3.1.1(1)-2に示す。【令和元年度】は、これら実験的評価に加え、表 3.1.1(1)-2に示すように解析的な評価も実施し、高温・高圧条件下における延性破壊クライテリ アに及ぼす3軸応力度の影響を明らかにした。上記評価に基づき、ASME 規格の非クリープ温度域 における延性破壊を対象とした設計評価に適用可能な3軸応力度を考慮した引張破断延性ベース の延性破壊クライテリアの考え方を参考に、クリープ温度域におけるクリープ破壊に適用可能な 3軸応力度を考慮したクリープ破断延性ベースの延性破壊クライテリアを提示した。提案する高 温・高圧条件下における3軸応力度を考慮した延性破壊クライテリアを以下に示す。

3 軸応力度を考慮した破断延性値 ϵ_L は、単軸の破断延性 ϵ_L と3 軸係数(Tri Axial Factor、 以下 *TAF*)を用いて、次式で示す。

$$\varepsilon_L = [TAF] \cdot \varepsilon_{Lu} \tag{3.1.1(1)-1}$$

$$[TAF] = exp\left[-\left(\frac{\alpha_{sl}}{1+m_2}\right)\left(\frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3\sigma_e}\right) - \frac{1}{3}\right]$$
(3.1.1(1)-2)

ここで、 σ_1 , σ_2 , σ_3 は主応力、 σ_e は(3.1.1(1)-3)式で表される相当応力、 α_{sl} は0.6とし、 m_2 はクリープひずみ式等から算出する Monkman-Grant 積の値を用いる。

$$\sigma_e = \frac{1}{\sqrt{2}} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]^{0.5}$$
(3.1.1(1)-3)

単軸の破断延性 *E*_{Lu} は、試験データが得られている場合は試験結果のクリープ破断伸びを用い、 試験データが得られていない場合は、Monkman-Grant 積×定数(2~3 程度)を用いることとした。

図 3.1.1(1)-3 に示すように提案した延性破壊クライテリアにより、多軸クリープ試験結果を 適切に評価できる。提案した高温・高圧条件下における 3 軸応力度を考慮した延性破壊クライテ リアにより、シビアアクシデント時に 3 軸応力条件となる構造物の健全性評価を可能とした。

さらに、本多軸クリープ試験データを用いて、別の章で提案した等時破壊曲面の SUS304 への 適用性評価を実施し、等時破壊曲面により実機構造材料である SUS304 についても破損モード及 びクリープ強度評価が可能であることを示した。

3. 1. 1 (1) -1

2 模擬材料試験技術の開発

シビアアクシデント時の構造物の健全性評価には、構造物試験による評価法の妥当性確認が求 められるが、鉄鋼材料を用いた構造物試験は一般的に高コストで危険を伴う。そこで、鉄鋼材料 に比べて低強度の鉛アンチモン合金を用いた模擬材料試験技術を開発し、構造物試験を低コスト かつ安全に実施することを提案した。

鉛アンチモン合金を用いた材料試験(引張試験、クリープ試験、疲労試験)を実施し、材料特性を評価した。図 3.1.1(1)-4 に示すように、鉛アンチモン合金の室温~100℃の材料特性と代表的な鉄鋼材料である SUS304 の 500℃~900℃の材料特性が定性的に類似の特性を示すことにより、シビアアクシデントの破損様式等を評価するための構造物試験に模擬材料として鉛アンチモン合金を用いることは妥当であることを示した。また、破損様式(引張延性破壊、クリープ破壊、疲労破壊)にもよるが 1/10~1/15 程度の試験荷重で試験可能であり、模擬材料を用いた構造物試験が試験コストの低減や安全性の確保に有効であることを示した。

さらに、材料特性評価より、鉛アンチモン合金の材料試験結果のばらつきが鉄鋼材料のそれら に比較して大きいという課題が見つかったが、2,000 時間以上の室温、大気中での時効を行うこ とで、材料特性が安定し試験結果のばらつきを低減できることを明らかにし、同合金を用いた材 料試験方法を確立した。合わせて、確立した材料試験方法により取得した試験データを用いて、 材料特性式(弾塑性応力-ひずみ関係式、クリープ破断関係式、クリープひずみ式、最適疲労破 損式、動的応力-ひずみ関係式)を提案することにより、同合金を用いた構造物試験の数値解析 を可能とした。

上記に示すように、提案した鉛アンチモン合金を用いた模擬材料試験技術は鉄鋼材料のシビア アクシデント時の構造物の健全性評価を行う方法は妥当であり、試験実施のコストの低減や安全 性の確保に有効な試験と評価できる。

参考文献

- [1] 文部科学省 国家課題対応型研究開発推進事業 原子カシステム研究開発事業「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平成 28 年度成果報告書」(2017 年 3 月)
- [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「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平成 29 年度成果報告書」(2018 年 3 月)
- [3] 文部科学省 国家課題対応型研究開発推進事業 原子カシステム研究開発事業「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平成 30 年度成果報告書」(2019 年 3 月)

	試験温度	軸応力	周応力	応力比	TF	破断時間	備考
	550°C	315MPa	_			486.1h	平成 28 年度取得[1]
	700°C	124MPa	—			302.7h	平成 28 年度取得[1]
	750°C	120MPa	—	0.0	0.00	47.3h	平成 29 年度取得[2]
クリーン試験		60MPa	—	2:0	0.33	32. 6h	平成 28 年度取得[1]
	850°C	45MPa	_			231.3h	平成 28 年度取得[1]
		30MPa	—			2395.5h 211.7h 255.1h 28.7h 15.1h 89.8h 23.0h	平成 30 年度取得[3]
	550°C	157.5MPa	315MPa			211.7h	平成 28 年度取得[1]
	650°C	90MPa	180MPa			255.1h	平成 30 年度取得[3]
内圧クリープ	700°C	62MPa	124MPa	1.9	0 59	28. 7h	平成 28 年度取得[1]
試験	750°C	60MPa	120MPa	1.2	0.00	15.1h	平成 29 年度取得[2]
	850°C	30MPa	60MPa			89.8h	平成 28 年度取得[1]
	850 C	22.5MPa	45MPa			23.0h	平成 28 年度取得[1]
	750°C	120MPa	120MPa			9.4h	平成 29 年度取得[2]
軸力重畳内圧	850℃	60MPa	60MPa	9.9	0.67	56.6h	平成 28 年度取得[1]
クリープ試験		45MPa	45MPa	2.2	0.07	64.9h	平成 28 年度取得[1]
		45MPa	45MPa			68.6h	平成 28 年度取得[1]
軸力重畳内圧	750℃	120MPa	60MPa	2.1	0.58	384. 3h	平成 29 年度取得[2]
クリープ試験	850°C	45MPa	22.5MPa	2.1	0.00	486.1h	平成 29 年度取得[2]
	$Dc = 0 \sim$	40MPa	80MPa			66.0h	平成 29 年度取得[2]
温度上昇内圧 クリープ試験	0.5 550°C→	40MPa	80MPa	1:2	0. 58	69.0h	平成 30 年度取得[3]
	850°C	40MPa	80MPa			70. 7h	平成 30 年度取得[3]

表 3.1.1(1)-1 SUS304 多軸クリープ試験結果

	⇒→ 酔洞 由	軸応力	周応力	半径応力	ミーゼス	TE	工中性口土用目	<i> </i> 世 之
	武 駛	σz	σθ	σ_r	応力	$I\Gamma$	100四时间	佣石
	550°C	315MPa	-	-	315MPa	0.33	486.1h	試験データは平成28年度取得[1]
	700°C	124MPa	-	-	124MPa	0.33	302. 7h	試験データは平成28年度取得[1]
カリン・プラナ联会	750°C	120MPa	-	-	120MPa	0.33	47. 3h	試験データは平成 29 年度取得[2]
クリーク武映		60MPa	-	-	60MPa	0.33	32. 6h	試験データは平成28年度取得[1]
	850°C	45MPa	-	-	45MPa	0.33	231. 3h	試験データは平成28年度取得[1]
		30MPa	-	-	30MPa	0.33	2395. 5h	試験データは平成 30 年度取得[3]
内圧クリープ 試験	550°C	134.6MPa	316.8MPa	-47.5MPa	315.5MPa	0.43	211. 7h	試験データは平成 28 年度取得[1]
	700°C	52.9MPa	124.7MPa	-18.9MPa	124.4MPa	0.43	255. 1h	試験データは平成28年度取得[1]
	750°C	51.3MPa	120.7MPa	-18.1MPa	120.2MPa	0.43	28. 7h	試験データは平成 29 年度取得[2]
	850°C	25.5MPa	60.4MPa	-9.4MPa	60.4MPa	0.42	15.1h	試験データは平成 28 年度取得[1]
		19.1MPa	45.3MPa	-7.1MPa	45.3MPa	0.42	89.8h	試験データは平成 28 年度取得[1]
	750°C	111.3MPa	120.7MPa	-18.2MPa	134.4MPa	0.53	23. 0h	試験データは平成 29 年度取得[2]
軸力重畳内圧		55.5MPa	60.4MPa	-9.4MPa	67.5MPa	0.53	9.4h	試験データは平成28年度取得[1]
クリープ試験	850°C	41.6MPa	45.3MPa	-7.0MPa	50.6MPa	0.53	56.6h	試験データは平成 28 年度取得[1]
		41.6MPa	45.3MPa	-7.1MPa	50.6MPa	0.53	64. 9h	試験データは平成 28 年度取得[1]
軸力重畳内圧	750°C	115.6MPa	60.3MPa	-9.1MPa	108.2MPa	0.51	68. 6h	試験データは平成 29 年度取得[2]
クリープ試験	850°C	43.3MPa	22.6MPa	-3.4MPa	40.6MPa	0.51	384. 3h	試験データは平成 29 年度取得[2]

表 3.1.1(1)-2 SUS304 多軸クリープ試験解析結果

※FEM 解析は全条件平成 30 年度に実施[3]

	軸カクリープ試験	内圧クリープ試験	軸力重畳内圧クリープ試験	軸力重畳内圧クリープ試験
	軸応力 σ_z :周応力 σ_{θ} =2:0	軸応力 σ_z :周応力 $\sigma_{\theta}=1:2$	軸応力 σ_z : 周応力 σ_{θ} =2:2	軸応力 σ_z :周応力 $\sigma_{\theta} = = 2:1$
	軸応力:周応力=315MPa:0MPa	軸応力:周応力=157.5MPa:315MPa		
550°C				
		軸応力:周応力=90MPa:180MPa		
650°C		alla e a an an an an alla		
	軸応力:周応力=124MPa:0MPa	軸応力:周応力=62MPa:124MPa		
700°C				
	軸応力:周応力=120MPa:0MPa	軸応力:周応力=60MPa:120MPa	軸応力:周応力=120MPa:120MPa	軸応力:周応力=120MPa:60MPa
750°C				
	軸応力:周応力=30MPa:0MPa			
	軸応力:周応力=45MPa:0MPa	軸応力:周応力=22.5MPa:45MPa	軸応力:周応力=45MPa:45MPa	軸応力:周応力=45MPa:22.5MPa
850°C				
	軸応力:周応力=60MPa:0MPa	軸応力:周応力=30MPa:60MPa	軸応力:周応力=60MPa:60MPa	
		温度上昇内圧クリープ試験 軸応力:周応力=1:2		
550°C→		<u>軸応力:周応力=40MPa:80MPa</u>		
850°C				

図 3.1.1(1)-1 SUS304 多軸クリープ試験体の外観写真[1][2][3]



図 3.1.1(1)-2 SUS304 多軸クリープ試験体の寸法測定結果まとめ[1][2][3]



図 3.1.1(1)-3 提案する破断延性クライテリアと本試験で得たクリープ破断延性データの関係

3.1.1(1)-8

図 3.1.1(1)-4 鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)と SUS304の材料特性の比較



引張特性

(2) 延性破壊クライテリアに及ぼす3軸応力度の影響【R1】

鉄鋼材料など、比較的延性の大きい金属材料が過大な荷重を受ける場合、一般にその破壊形態 は、大きな変形を伴いつつ、最終的に延性破壊に至る。延性破壊クライテリアの考え方は、構造 材料が一定の破断延性に達した時点で破損するという考え方である。形状が比較的単純で応力条 件が単軸とみなせる構造物に対しては、材料の当該温度における引張試験から得られた破断伸び を破壊クライテリアと定め、当該部位の変形がこの値に達した時点を破損とみなすことで健全性 評価が可能であると考えられる。具体的には、有限要素法解析等によって、高温・高圧時のひず みを算出し、その値が上記クライテリアに達した時点で構造物が破損すると判断する。ところが、 実際の原子力機器・構造には複雑な形状のものもあり、また、応力条件も単軸とはみなせない場 合も多い。このような場合には、3 軸応力度が延性破壊クライテリアに及ぼす影響を考慮するこ とが必要となる。そこで本項では、内圧に軸力が重畳する円管に対する破壊試験を、シビアアク シデントを想定した高温において系統的に実施し、破損時の変形を実験的及び解析的に評価し、 それらを引張試験で得られた破断延性と比較することによって延性破壊クライテリアに及ぼす 3 軸応力度の影響を明らかにし、高温・高圧条件下において3軸応力条件となる構造物のシビアア クシデント時の破壊クライテリアを提案する。【令和元年度】は、平成 30 度までに実施した検 討[1][2][3]をベースに、より実機条件を模擬した温度上昇クリープ試験を用いた評価を踏まえ、 3 軸応力度を考慮した延性破壊クライテリアの提案を実施した。加えて、これまでに取得した多 |軸クリープ試験データを用いて平成 30 度までに提案したクリープ温度領域における破壊曲面[3] の適用性評価を実施した。

① 温度上昇を伴う多軸クリープ試験

1) 試験体

試験体は、JIS G3463 (2012)[4]に適合する SUS304HTB であり、外径 65.5mm×肉厚 5.63mm×長 さ 2000mmの JIS G3463 (2012)に適合する SUS304HTB 管から採取した。素材の化学成分及び熱処 理条件を表 3.1.1(2)-1 に、令和元年度に評価を行った内圧クリープ試験体の形状・寸法図を 3.1.1(2)-1 にそれぞれ示す。本試験は破断延性に及ぼす 3 軸応力度の影響評価を主目的としてい ることから、図 3.1.1(2)-2 に示すよう試験体並行部に白金膜を貼り付け各白金膜間の径方向伸 び、軸方向伸び及び白金膜直下の肉厚を測定できるようにした。

2) 試験条件

令和元年度は、平成 30 年度に実施した温度上昇を伴う内圧クリープ試験(軸・周応力比 = σ *z*: σ_{θ} = 1:2, *TF* = 0.58)の評価を実施した。

具体的な試験条件を表 3.1.1(2)-2 に示す。なお、ここで示している *TF* は、以下の式より算出 した。

$$[TF] = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3\sigma_e} \tag{3.1.1(2)-1}$$

$$\sigma_e = \frac{1}{\sqrt{2}} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]^{0.5}$$
(3.1.1(2)-2)

3. 1. 1(2)-1

3) 温度上昇を伴う多軸クリープ試験による評価

平成 30 年度までは、受入れ材を用いて温度一定で実施した多軸クリープ試験結果に基づき延 性破壊クライテリアに及ぼす 3 軸応力度の影響について評価してきた。令和元年度は、より実機 条件を模擬して温度上昇を伴う多軸クリープ試験及びプラント寿命末期等にシビアアクシデント が発生した場合を想定し予損傷材を用いた多軸クリープ試験結果を用いて延性破壊クライテリア に及ぼす 3 軸応力度の影響について評価した。

温度上昇を伴う内圧クリープ試験結果を図 3.1.1(2)-3 及び図 3.1.1(2)-4 に示す。温度上昇内 圧クリープ試験におけるクリープ損傷は、主に 800℃以上で累積される。予損傷なしの条件では Dc=1 程度で破損に至っており、クリープ損傷評価への温度上昇への影響は小さいと評価できる。 しかしながら、予損傷材の2条件については、Dc=2.5 程度で破損に至っており、予損傷によるク リープ寿命の増加が確認できる。クリープ破断延性については、図 3.1.1(2)-4 に示すように、 温度一定内圧クリープ試験のクリープ破断延性は、本試験条件の範囲では温度依存性は小さく、 クリープ破断時間の増加に伴い徐々に低下する。予損傷なしの温度上昇内圧クリープ試験の破断 延性は、破損に至った温度である 850℃の温度一定内圧クリープ試験の破断延性と同程度と評価 でき、温度上昇の影響は小さいと評価できる。一方、予損傷材の2条件については、予損傷なし の条件より顕著な延性低下が認められた。

予損傷材の2条件については、クリープ寿命の増加とクリープ破断延性の低下が生じた。本供 試材と同じ SUS304 において、予ひずみを与えることでクリープ寿命が増加し、クリープ破断延 性が低下することが報告されている [5] 。本試験では、予損傷 (Dc=0.1 相当、Dc=0.5 相当)を 650℃、180MPaの内圧クリープ試験 (30h、150h)で与えた。本材料の応カーひずみ関係を用いて 評価すると、180MPa の負荷により約3%の塑性ひずみが生じる。この約3%の塑性ひずみが予ひ ずみ効果をもたらし、予損傷材はクリープ寿命の増加とクリープ破断延性の低下が生じたと推察 される。実機では塑性ひずみが生じる負荷条件とならないことや、プラント寿命末期での設計係 数等を考慮すると Dc=0.1 よりかなり小さいクリープ損傷であると推定できる。このため、予損 傷材で確認したクリープ寿命の増加とクリープ破断延性の低下は実機では生じないと考えられる。 一方、予損傷なしの場合は、温度一定内圧クリープ試験と同等と評価できることを明らかにし た。このことより、平成30年度まで実施した温度一定多軸クリープ試験に基づく延性破壊クラ

イテリアに及ぼす3軸応力度の影響評価は、実機で想定される温度上昇を伴う事象の評価にも有 効であると結論できる。

② 3軸応力度を考慮した延性破壊クライテリア

1) クリープ機構に関する検討

3 軸応力度を考慮した延性破壊クライテリアの設定に用いる試験データの妥当性確認として、 実機におけるシビアアクシデント条件下でのクリープ変形機構及びクリープ破壊機構と、本研究 で実施した多軸クリープ試験におけるクリープ変形機構及びクリープ破壊様式との類似性/相違 性について検討する。

図 3.1.1(2)-5 に SUS304 の最小クリープ速度と応力の関係を示す[6]。1000℃と非常に高温条 件でも 100 時間以下の短時間クリープでは、応力指数が 6 以上であり転位クリープであると評価 できる[7]。本評価結果より、実機を想定したシビアアクシデントにおいても、本研究の多軸ク

3. 1. 1(2)-2

リープ試験と同じクリープ変形機構である転位クリープとなると推定できる。

長時間クリープ試験材の微細組織写真集[8]に記載されている SUS304 のクリープ破損様式マッ プに、組織観察を追加して 1000℃まで拡張した図を図 3.1.1(2)-6 に示す。図中には、本研究で 実施した多軸クリープ試験条件及び実機で想定されるシビアアクシデント条件も合わせて示して いる。また、図 3.1.1.(2)-6 をベースとし、時間と温度をパラメータとして、時間依存性の大小 によってクリープ破壊領域と小さい引張延性破壊領域に分割し、さらにクリープ破壊領域を支配 的な破損様式によって延性クリープ領域と拡散クリープ領域に分割できることを、図 3.1.1.(2)-7 に模式的に示す。本研究で実施した多軸クリープ試験条件及び実機で想定されるシビアアクシ デント条件は、いずれもクリープ破壊領域の中の粒内破壊が支配的な延性クリープと評価できる。 一方、支配的な破損様式が粒内破壊であるという点において、引張延性破壊と延性クリープ破壊 の間のアナロジーは成立すると考えられることから、引張延性破壊における塑性変形機構に対す る 3 軸応力度を考慮する手法を、延性クリープ領域に拡張して適用することは、おおむね妥当で あろうと推測される。

上記検討より、実機におけるシビアアクシデント条件下でのクリープ変形機構及びクリープ破 壊機構と、本研究で実施した多軸クリープ試験におけるクリープ変形機構及びクリープ破壊様式 は類似性が認められ、本研究で取得した多軸クリープ試験結果を用いて3軸応力度を考慮した延 性破壊クライテリアの設定を行うことは妥当と評価できる。

2) 3 軸応力度を考慮した延性破壊クライテリアの提案

平成 30 年度までの検討で ASME 規格の非クリープ温度域における延性破壊を対象とした設計評価に適用可能な3軸応力度を考慮した引張破断延性ベースの延性破壊クライテリアの考え方を参考に、クリープ温度域におけるクリープ破壊に適用可能な3軸応力度を考慮したクリープ破断延性ベースの延性破壊クライテリアを提示した。平成30年度までの検討では、単軸の破断延性 *ε*_{Lu}は、試験より得られたクリープ破断伸びを用いていた。つまり、評価に用いる温度・応力条件で実施したクリープ破断延性が評価に不可欠であり、延性破壊クライテリアとしては利便性を欠いていたため暫定案としていた。

クリープ破断伸びは、図 3.1.1(2)-8 に示すように、温度、応力(破断時間)により変化する ため、引張破断延性と異なり設定が難しい[6][9][10]。また、シビアアクシデント評価は設計評 価と異なり最確値評価が求められることから、保守的な設定でなく、評価条件に対応した破断延 性を適切に設定する必要がある。

最小クリープ速度とクリープ破断時間の積である Monkman-Grant 積は、クリープひずみ式等か ら算出可能であり、この値はクリープー様伸びに相当する。クリープー様伸びに相当する値であ るため、クリープ破断伸びと比較すると小さい値となり、このままの値を評価に用いると保守的 評価となってしまう。このため、最確値評価となるように、クリープ破断伸びと Monkman-Grant 積の比を係数として設定することとした。図3.1.1(2)-9にクリープ破断伸びと Monkman-Grant 積 の比とクリープ破断時間の関係を示す[6][9]。シビアアクシデント条件となる 100 時間以内のデ ータは限られるため、1000 時間以内を示している。これらデータより、ある程度のばらつきは認 められるが、シビアアクシデント条件を想定するとクリープ破断伸びと Monkman-Grant 積の比は、 温度、時間によらず一定値で設定できると評価できる。図 3.1.1(2)-9 のデータからは、単軸の

3. 1. 1(2) - 3

破断延性 ϵ_{Lu} は Monkman-Grant 積×定数(2~3 程度)と推定できるが、定数の確定にはシビアア クシデント条件となる 100 時間以内のデータの拡充が必要である。

令和元年度の検討により、単軸の破断延性 ϵ_{Lu} が試験より得られていない場合でも、 ϵ_{Lu} を Monkman-Grant 積×定数とすることで、評価条件に対応した破断延性を適切に設定可能とした。

本研究で提案する高温・高圧条件下における3軸応力度を考慮した延性破壊クライテリアにより、シビアアクシデント時に3軸応力条件となる構造物の健全性評価を可能とした。

③ 等時破壊曲面の適用性評価

1) 3軸応力度と破損モードに関する調査

平成 30 年度までに、静水圧応力とミーゼス応力の組み合わせにより、延性破壊と局部破損の 両破損モードをシビアアクシデント条件で想定される引張延性破壊からクリープ破壊のうち粒内 破壊が支配的な延性クリープまで統一的に評価できる等時破壊曲面を提案した。本項では、等時 破壊曲面の適用性評価の一環として3軸応力度と破損モードに関する文献調査等を実施する。

緒方らは SUS304 について、環状切欠試験片を用いたクリープ試験を実施し、クリープボイド と3軸応力度の関係を調査している[11]。図3.1.1(2)-10 に試験片の3軸応力度の解析結果と クリープボイドの観察結果を示す。TFが最大1.17 となる切欠試験片は、平滑試験片やTFが1以 下の試験片と異なり、局部的に高いボイド個数密度の領域が生じている。これは3軸応力度が高 くなると延性破壊から局部破損に破損モードが変化することを示唆していると評価でき、提案し ている等時破壊曲面による破損モード判定と合致する。

日本溶接協会原子力研究委員会 SPN-II小委員会では ASME 規格の非クリープ温度域における 延性破壊を対象とした設計評価に適用可能な 3 軸応力度を考慮した引張破断延性ベースの延性破 壊クライテリアに関する調査研究を実施している [12]。破壊評価法として Rice-Tracey モデル、 Gurson モデル、Gurson-Tvergaard-Needleman モデルなどを調査し、図 3.1.1(2)-11 に示すよう に特に高い 3 軸応力度状態におけるボイド成長モデルの Rice-Tracey モデルについては、ASME BPVC Section VII Division 2 に規定されている各種材料の 3 軸応力度影響係数の比較を実施して いる。本研究の供試材である SUS304 については、Rice-Tracey モデルと ASME 規格で差異が認め られることから、引張延性破壊でさえも破壊評価法からの 3 軸応力度が延性破壊に与える影響を 評価することは難しいことが推定できる。

規制庁では 2017 年度~2022 年度の計画で重大事故時の原子炉格納容器の終局的耐力評価に関 する研究 [13] を実施しており、この中で切欠試験片の引張試験による破損モード検討を実施し ている。引張延性破壊ではあるが、3 軸応力度と破損モードの関係に関する貴重な知見が得られ ることが期待される研究であり、注視していく必要がある。

2) 等時破壊曲面の SUS304 への適用性評価

平成 30 年度までに提案した等時破壊曲面は、破損モードの評価及びクリープ強度評価が可能 である。本項では、上記2点について、SUS304の多軸クリープ試験結果を用いた適用性評価を実 施する。

図 3.1.1(2)-12 に等時破壊曲面の模式図を示す。鉛合金の切欠き丸棒試験片やノズル付き円板 型試験体による試験より、TF =0.9 程度から延性破壊から局部破損に破損モードが移行すること を明らかとしている。表 3.1.1(1)-1の SUS304の多軸クリープ試験結果より、SUS304の円筒試験 体を用いた多軸クリープ試験の 3 軸応力度は *TF* =0.33~0.67 であり、鉛合金の試験結果から得 られた判定基準からは延性破壊(延性クリープ)と判定される。図 3.1.1(1)-1 の多軸クリープ 試験後の試験体の外観写真より、全条件で試験体全体に変形が生じていることが確認できる。ま た、図 3.1.1(1)-2 の多軸クリープ試験の破断延性より破損位置近傍の破断延性値もすべての条 件で約 10%以上あることから、本研究で実施した多軸クリープ試験はすべて延性破壊(延性クリ ープ)と評価できる。*TF* =0.33~0.53 と限られた条件であるものの、鉛合金の試験結果から得ら れた判定基準を用いた等時破壊曲面による破損モードの評価は、SUS304 にも適用できる可能性が 示された。

等時破壊曲面によるクリープ強度評価への適用性評価は、平成 30 年度に実施した多軸クリー プ試験の FEM 解析結果と [3]、3.1.1(2)②2) で提案した 3 軸応力度を考慮した延性破壊値を用 いて作成した等時破壊曲面により実施した。表 3.1.1(2)-3 及び図 3.1.1(2)-13 に等時破壊曲面 より算出したクリープ破断時間と実験結果の関係を示す。等時破壊曲面によるクリープ破断時間 推定は、本試験条件の範囲では *TF*に依存せず Factor of 4 程度である。

上記検討より、等時破壊曲面により実機構造材料である SUS304 についても破損モード及びク リープ強度評価が可能であることが示された。

④ まとめ

【令和元年度】は、平成 30 年度までに実施した検討をベースに、より実機条件を模擬した温 度上昇クリープ試験を用いた評価を踏まえ、3 軸応力度を考慮した延性破壊クライテリアを提案 した。加えて、これまでに取得した多軸クリープ試験データを用いて平成 30 年度までに提案し た延性破壊と局部破損の両破損モードをシビアアクシデント条件で想定される引張延性破壊から クリープ破壊のうち粒内破壊が支配的な延性クリープまで統一的に評価できる等時破壊曲面の適 用性評価を実施した。その結果、等時破壊曲面により実機構造材料である SUS304 についても破 損モード及びクリープ強度評価が可能であることが示された。

参考文献

- [1] 文部科学省 国家課題対応型研究開発推進事業 原子カシステム研究開発事業「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平成 28 年度成果報告書」(2017 年 3 月)
- [2] 文部科学省 国家課題対応型研究開発推進事業 原子カシステム研究開発事業「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平成 29 年度成果報告書」(2018 年 3 月)
- [3] 文部科学省 国家課題対応型研究開発推進事業 原子カシステム研究開発事業「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平成 30 年度成果報告書」(2017 年 3 月)
- [4] JIS G 3463-2012, ボイラ・熱交換器用ステンレス鋼鋼管, 2012
- [5]小川和夫,石井正章,吉沢弘泰,大手敏,和田雄作,SUS304 鋼の高温材料特性に対する予ひずみ 効果,材料,第35巻,第398号,1985

3. 1. 1 (2) -5

- [6] Takashi Onizawa and Takashi Wakai, Development of extremely high temperature material property equations and physical property values on austenitic stainless steel, SMiRT25, 2019
- [7] 丸山公一編著,中島栄治著,高温強度の材料科学,内田老鶴圃出版,1997年
- [8] NIMS, 長時間クリープ試験材の微細組織写真集, No. M-1, 1999
- [9] 小高進,加藤章一,川上明広,鈴木高一,高森裕二,SUS304 鋼の材料試験データ集(Ⅲ),JNC レポート,JNC TN9450 2003-002,2003
- [10] NIMS CRREP DATA SHEET,ボイラ・熱交換器用ステンレス鋼管 SUS304HTB のクリープデータ シート, No. 4B, 1986
- [11] 越川樹,緒方隆志, SUS304 鋼複雑環状切欠き試験片のクリープ損傷に伴うボイド個数密度変化,材料, Vol. 68, No. 9, pp. 665-972, 2019
- [12] 原子力研究委員会 SPN-Ⅱ小委員会,原子力構造機器の経年化とその関連技術に関する調査 研究その2,(一社)日本溶接協会原子力研究委員会 SPN-Ⅱ小委員会の 50 周年以降 10 年 間のまとめ資料,2019
- [13] 原子力規制庁,重大事故時の原子炉格納容器の終局的耐力評価に関する研究,安全研究成果 報告書(中間),2019

表 3.1.1(2)-1 SUS304HTB 化学成分及び熱処理条件

С	Si	Mn	Р	S	Ni	Cr
0.07	0.45	1.77	0.026	0.008	8.69	18.49

(wt.%)

1050℃×1h 溶体化処理

表 3.1.1(2)-2 SUS304 温度上昇内圧クリープ試験条件

予損傷	試験温度	軸応力	周応力	応力比	TF
なし					
650℃-180MPa-30h 保持	550°C→				
(Dc=0.1相当)	850°C	40MPa	80MPa	1:2	0.58
650℃-180MPa-150h 保持					
(Dc=0.5相当)					

表 3.1.1(2)-3	等時破壊曲面によるク	リープ破断時間の推定結果
--------------	------------	--------------

	試験条件							破壞曲面	
	試験	軸応力	周応力	半径応力	ミーゼス	ΤF	破断時 間	との交点	破断時間/破壊 曲面との交点
	温度	σΖ	σθ	σr	応力		1.3	h	
	700°C	52.9MPa	124.7MPa	-18.9MPa	124.4MPa	0.43	255.1h	313.8h	0.8
内圧クリー	850°C	19.1MPa	45.3MPa	-7.1MPa	45.3MPa	0.42	89.8h	278.1 h	0.3
プ試験	750°C	51.3MPa	120.7MPa	-18.1MPa	120.2MPa	0.43	28.7h	26.4h	1.1
	850°C	25.5MPa	60.4MPa	-9.4MPa	60.4MPa	0.42	15.1h	42.1h	0.4
軸力重畳内 圧クリープ 試験	850°C	41.6MPa	45.3MPa	-7.1MPa	50.6MPa	0.53	64.9h	248.7h	0.3
	850°C	41.6MPa	45.3MPa	-7.0MPa	50.6MPa	0.53	56.6h	221.6h	0.3
	850°C	55.5MPa	60.4MPa	-9.4MPa	67.5MPa	0.53	9.4h	32.1h	0.3
	850°C	43.3MPa	22.6MPa	-3.4MPa	40.6MPa	0.51	384.3h	187.1h	2.1
	750°C	111.3MPa	120.7MPa	-18.2MPa	134.4MPa	0.53	23.0h	18.6h	1.2
	750°C	115.6MPa	60.3MPa	-9.1MPa	108.2MPa	0.51	68.6h	17.7h	3.9



図 3.1.1(2)-1 SUS304 内圧クリープ試験体形状・寸法図



図 3.1.1(2)-2 SUS304 試験体寸法測定箇所



(b) クリープ損傷

図 3.1.1(2)-3(1/3) 温度上昇を伴う多軸クリープ試験結果(予損傷なし)



(a) 試験結果概要



(b) クリープ損傷

図 3.1.1(2)-3(2/3) 温度上昇を伴う多軸クリープ試験結果(予損傷 Dc=0.1 相当)



(a) 試験結果概要



(b) クリープ損傷

図 3.1.1(2)-3(3/3) 温度上昇を伴う多軸クリープ試験結果(予損傷 Dc=0.5 相当)







応力(MPa) 図 3.1.1(2)-5 最小クリープ速度と応力の関係[6]

3. 1. 1 (2) -13



図 3.1.1(2)-6 SUS304 クリープ試験の破断延性



図 3.1.1(2)-7 破損様式の模式図



図 3.1.1(2)-8 クリープ破断伸びとクリープ破断時間の関係



図 3.1.1(2)-9 クリープ破断伸びと Monkman-Grant 積の比とクリープ破断時間の関係



(b)環状切欠試験片(R=2.0)のクリープボイド観察結果



(c)環状切欠試験片(R=2.0)のクリープボイド観察結果

図 3.1.1(2)-10 3 軸応力度とクリープボイドの関係 [11]



3.1 ASME BPVC Section VII Division 2 (2013)の調査 (2/5:単調負荷に対する限界ひずみ評価式)



++*1	具方泪座	٤Lu	単軸ひずみ限界 (1)	, (2), (3)				
ተባ ተግ	取同価度	m_2	破断伸びベース	絞りベース	α_{s1}			
フェライト鋼	480°C (900°F)	0.60[1.00-R]	$2 \cdot \ln \left[1 + \frac{E}{100}\right]$	$\ln \left[\frac{100}{100 \cdot RA} \right]$	2.2			
ステンレス鋼、 ニッケル基合金	480°C (900°F)	0.75[1.00-R]	$3 \cdot \ln \left[1 + \frac{E}{100}\right]$	$ln \left[\frac{100}{100 \cdot RA} \right]$	0.6			
2相ステンレス鋼	480°C (900°F)	0.70[0.95-R]	$2 \cdot ln \left[1 + \frac{E}{100}\right]$	$ln\left[\frac{100}{100 \cdot RA}\right]$	2.2			
超合金 (4)	480°C (900°F)	1.90[0.93-R]	$ln \left[1 + \frac{E}{100}\right]$	$ln \left[\frac{100}{100 \cdot RA} \right]$	2.2			
アルミニウム	120°C (250°F)	0.52[0.98-R]	$1.3\cdot ln \Bigg[1+\frac{E}{100}\Bigg]$	$\ln\!\!\left[\frac{100}{100\cdot RA}\right]$	2.2			
銅	65°C (150°F)	0.50[1.00-R]	$2 \cdot \ln \left[1 + \frac{E}{100}\right]$	$\ln \left[\frac{100}{100 \cdot RA} \right]$	2.2			
チタン、 ジルコニウム	260°C (500°F)	0.50[0.98-R]	$1.3\cdot ln \Bigg[1+\frac{E}{100}\Bigg]$	$\ln\!\!\left[\frac{100}{100\cdot RA}\right]$	2.2			
注記 (1)伸びと絞りが指定されていない場合、gLu=ma。伸びまたは絞りが指定されている場合、gLu は規定通りに列3.4または5で計算された最大数である。 (2) Rは最小規定降伏応力を最小規定引張通さで割った比である。 (3) E は適用可能な材料仕様で決定された被断伸び(%)、RA は適用可能な材料仕様で決定され た絞り(%)である。								

単軸ひずみ限界評価式

Copyright \odot 2019 The Japan Welding Engineering Society, All Right Reserved.

8

図 3.1.1(2)-11 シビアアクシデント時の限界強度評価に関する調査研究の例 [12]









図 3.1.1(2)-13 等時破壊曲面によるクリープ破断時間推定値と実験値の関係

(3) 模擬材料試験技術の開発【R1】

次節以降の『高温・高圧破壊構造物試験』及び『振動破壊構造物試験』は、鉄鋼材料の高温に おける材料特性を室温で定性的に模擬可能な材料(鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%))を使用し て実施される。試験結果の評価においては、有限要素法(FEM)等を用いた数値解析も予定され ているが、その際、使用される鉛アンチモン合金の材料特性式(弾塑性応力-ひずみ関係式、ク リープ破断関係式及びクリープひずみ式、最適疲労破損式、動的応力-ひずみ関係式)が必要と なる。平成 29 年度までに種々の組成の鉛アンチモン合金に対して引張試験及びクリープ試験を 実施し、材料特性を取得してきた[1][2][3]。平成 29 年度に提案した弾塑性応力-ひずみ関係式 とクリープひずみ式[3]では、素材の製作年度ごとに材料強度や挙動にばらつきがあり、良好に 試験結果を記述することができなかった。この課題の対策として、平成 30 年度に、鉛アンチモ ン合金の引張試験結果のばらつきは、時効によって材料特性が安定し小さくなることを明らかに した[4]。

令和元年度は、鉛アンチモン合金のクリープ特性と時効との関係を明らかにし、試験結果のば らつきを小さくする手法を検討する。そして、ばらつきの小さい試験結果を基に、同合金のクリ ープ破断関係式やクリープひずみ式を提案する。

また、平成 30 年度[4]に確立した疲労試験技術を基に鉛アンチモン合金の疲労試験を実施し、 それらの結果を基に、同合金の最適疲労破損式と動的応力-ひずみ関係式を提案する。引張試験 の試験方法に準じ、疲労試験についても時効後の試験片を用いることで、提案式の精度向上を図 る。

各種試験結果や提案する材料特性式を基に、鉛アンチモン合金を用いた構造物試験により、鉄 鋼材料のシビアアクシデント時における構造健全性を論じることの妥当性についても検討を行う。

① 材料強度試験方法

令和元年度は、鉛アンチモン合金に対してクリープ試験及び疲労試験を実施した。クリープ試 験は、クリープ試験実施前に硬さ試験を実施した。室温のクリープ試験については室温で 2,000 時間時効後にクリープ試験を実施した。

疲労試験についても、室温で 2,000 時間時効後に実施した。一部の疲労試験については、ひず み速度を変化させて実施し、鉛アンチモン合金の疲労特性のひずみ速度依存性についても検討を 行った。

1) 素材

各種材料強度試験には、模擬材料として鉛アンチモン合金の鋳造材を用いた。鉛アンチモン合金の化学成分を表 3.1.1(3)-1 に示す。鉛アンチモン合金は、アンチモン量が 1.00%となるように 化学成分を調節した。

2) 試験片

各種材料強度試験に用いる試験片を図 3.1.1(3)-1~図 3.1.1(3)-2 に示す。試験片形状は各種 材料強度試験ともに中実丸棒試験片としクリープ試験片は直径 10mm、標点間距離 50mm、疲労試 験片は座屈を防止するため平成 30 年度[4]より標点間距離を短くし直径 10mm、標点間距離 15mm とした。また、クリープ試験片はネジ部に硬さ測定面を設けた。

3. 1. 1 (3) -1

3) クリープ試験方法

クリープ試験は、硬さとクリープ特性の関係を確認するため、試験片ごとにビッカース硬さ試 験を実施した。また室温クリープ試験の試験片については 2,000 時間の時効(大気中、室温)後、 ビッカース硬さ試験及びクリープ試験を実施し、クリープ特性及び硬さへの時効時間の影響を確 認した。50℃、80℃、100℃のクリープ試験については、時効は実施せず、均熱時間や試験中の 加熱時効の影響を確認した。クリープ試験条件を表 3.1.1(3)-2 に示す。

クリープ試験は、JIS Z 2271-2010[5](金属材料のクリープ及びクリープ破断試験方法)に 基づき、東伸工業製のクリープ試験機(最大容量:750kg, テコ比:1 対 10)を用いて、室温以 外の場合は、恒温槽を取り付け、試験を行った。

4) 疲労試験方法

最適疲労破損式及び動的応力-ひずみ関係式の定式化のため、疲労試験を実施した。疲労試験 は、JIS Z 2279-2010[6](金属材料の高温低サイクル疲労試験方法)に基づき、島津製作所製 油圧サーボ型疲労試験機(最大荷重:50kN)を用いて、室温で試験を行った。ひずみの測定は押 し当て型ひずみ計を用いた。破損繰返し数Nfは、JIS Z 2279-2010[6](金属材料の高温低サイ クル疲労試験方法)に基づき、引張ピーク応力の最大値が25%低下した時点とした。

疲労試験条件を表 3.1.1(3)-3 に示す。すべての疲労試験は、試験結果のばらつきを小さくす るため、引張試験やクリープ試験と同様に、2,000 時間の時効(大気中、室温)後に実施した。 ひずみ速度は昨年度の疲労試験において座屈が生じなかった 0.1%/sec とした。

また、疲労特性に対するひずみ速度依存性を確認するため、全ひずみ範囲 1.0%, 1.5% についてのみ、ひずみ速度 1.0%/sec の試験も実施した。

5) ビッカース硬さ試験方法

3)で使用するクリープ試験片に対してビッカース硬さ試験を行った。硬さ試験を行う面は、図 3.1.1(3)-1で示すねじ部の硬さ測定面とし、JIS Z 2244-2009[7](ビッカース硬さ試験-試験 方法)に基づき実施した。試験結果のばらつきを考慮しビッカース硬さは3点測定し、その平均 値を用いた。また平成30年度にビッカース硬さ試験を実施した引張試験片及びクリープ試験片 についても、約1年間の保管(真空中、室温)による時効の影響を評価するためビッカース硬さ 試験を行った。

6) 時効試験方法

3)、4)で使用するクリープ試験片 10本、疲労試験片 10本に対して時効を行った。時効条件は、 クリープ試験片については表 3.1.1(3)-2、疲労試験片については表 3.1.1(3)-3 に、それぞれ示 す。時効は、空調管理された温度変化の少ない部屋で、大気中で実施した。本来であれば試験片 制作時を時効時間 0 時間とすべきであるが、納品後のビッカース硬さを基準に時効の効果を評価 するため試験片受取時を 0 時間として計算した。また 2,000 時間以上の時効の効果を確認するた め、平成 30 年度に真空中、室温での時効を開始した引張試験片 11本、クリープ試験片 4本の計 15本について、1年間保管後のビッカース硬さ試験を行い、その変化を評価した。

3. 1. 1(3) - 2

② 材料強度試験結果

1) ビッカース硬さ試験結果

令和元年度までに実施したビッカース硬さ試験結果を図 3.1.1(3)-3 に示す。この結果から、 鉛合金のビッカース硬さは時効により大きな値を示し、ビッカース硬さのばらつきは小さくなり HV ≒8-9 程度に変化し、標準偏差も小さくなることが分かる。さらに、試験片受取時と 2,000 時 間時効試験片のビッカース硬さの変化に比べ、2,000 時間と 8,000 時間時効試験片の硬さの変化 はほとんどなく、値は同等である。したがって、鉛アンチモン合金のビッカース硬さは、2,000 時間以上の時効で安定な状態に飽和していると評価できる。

2) クリープ試験結果

令和元年度に実施したクリープ試験結果を表 3.1.1(3)-4 に示す。また、試験により得られた クリープ曲線を図 3.1.1(3)-4~7 に、クリープ試験後の試験片外観写真を表 3.1.1(3)-5 に、そ れぞれ示す。

室温、12MPa でのクリープ破断時間とビッカース硬さの関係を図 3.1.1(3)-8 に示す。この結果 から、ビッカース硬さが大きくなるにつれてクリープ破断時間が大きくなることが分かる。平成 30 年度に引張強度とビッカース硬さの相関を確認した[4]が、クリープ強度とビッカース硬さに も相関があると評価できる。

鉛アンチモン合金の応力とクリープ破断時間の関係を図 3.1.1(3)-9 に示す。令和元年度に取 得した室温のクリープ試験結果(シンボル:■)は、2,000 時間時効後の試験結果である。時効 がばらつきに及ぼす影響を確認するため、2 点を同じ応力で実施したが、過去のクリープ試験結 果[3][4]と比較して、ばらつきが小さいことを確認した。したがって、鉛アンチモン合金のクリ ープ強度は、約 2,000 時間の時効によりビッカース硬さや引張強度と同様に安定化すると評価で きる。

さらに、50℃、80℃、及び 100℃の試験温度での納入材を用いたクリープ試験結果は、過去の 試験結果[3][4]と有意な差がなかった[1]。これらのクリープ試験後の試験片に対するビッカー ス硬さ試験を実施した結果、2,000時間時効合金と同等の硬さに変化していた(HV=7.60~8.17)。 これは、恒温槽を用いた試験では、均熱時間(約 24 時間)やクリープ試験中に 2,000 時間以上 の室温での時効に相当する加熱時効が進行していたと評価できる。

これらの結果から、鉛アンチモン合金を用いた模擬材料試験を50℃未満の温度で実施する際に、 大気中、室温での2,000時間以上の時効を行った鉛アンチモン合金を用いることで、試験結果の ばらつきを低減する模擬材料試験方法を提案する。

次に、鉛アンチモン合金の定常クリープ速度とクリープ破断時間の関係を図 3.1.1(3)-10 に 示す。鉛アンチモン合金の定常クリープ速度は、ステンレス鋼と同様に Monkman-Grant 則が成り 立っており、両対数紙上で線形となった。

鉛アンチモン合金の第3期クリープ開始時間とクリープ破断時間の関係を図3.1.1(3)-11 に示 す。鉛アンチモン合金の第3期クリープ開始時間は、ステンレス鋼と同様に両対数紙上で線形と なった。加えて、鉛アンチモン合金の第3期クリープ開始時間は、クリープ破断時間の約0.95倍 であり、破壊における第3期クリープひずみの影響が小さい材料であることを確認した。

3.1.1(3)-3
3) 疲労試験結果

令和元年度に実施した疲労試験の結果を表 3.1.1(3)-6 に示す。また、試験により得られた繰返しに伴う応力範囲の変化を図 3.1.1(3)-12~15 に、疲労試験後の試験片外観写真を表 3.1.1(3)-7 に、それぞれ示す。繰返し応力挙動では、ひずみ範囲によらず、繰返し硬化挙動が確認された。

鉛アンチモン合金の全ひずみ範囲と破損繰返し数の関係を図 3.1.1(3)-16 に、鉛アンチモン合 金の全ひずみ範囲とN_f/2における応力範囲の関係を図 3.1.1(3)-17 に、それぞれ示す。定式化に 用いたひずみ速度 0.1%/sec の疲労試験は、試験結果のばらつきを評価するためひずみ範囲ごと に 2 点ずつ実施したが、疲労寿命、N_f/2 における応力範囲ともに試験結果のばらつきは小さかっ た。このことから、引張試験やクリープ試験に同様、時効により疲労特性が安定したと評価でき る。

また、ひずみ速度 1.0%/sec の疲労試験結果から、ひずみ速度 0.1%/sec と 1.0%sec の値は疲 労寿命と N_f/2 における応力範囲ともに同程度の値を示した。このことから、鉛アンチモン合金 は、0.1%/sec~1.0%/sec の範囲でひずみ速度依存性の小さい材料であると評価できる。ステン レス鋼である SUS304 も、0.1%/sec より大きい範囲ではひずみ速度依存性は考慮しないため、鉛 アンチモン合金は模擬材料として特性が整合している。

③ 材料特性式の提案

令和元年度に取得した試験結果に基づいて、材料特性式の策定、見直しを実施するとともに、 適用性について考察する。

1) 弾塑性応カーひずみ関係式

令和元年度は、平成30年度に提案した鋳造材のRamberg-Osgood型の弾塑性-応力ひずみ関係 式を一部修正した。修正版の弾塑性-応力ひずみ関係式をAppendix Dの表D-1に示す。昨年度 の弾塑性-応力ひずみ関係式では、時効後の引張強度を参照し引張強度の高い納入時の引張試験 結果も含め定式化を行っていたが、材料の特性のばらつきのため時効合金より大きい値を示す納 入材の結果も含んでしまい有限要素解析が保守的な評価になるため、時効後の試験結果のみで見 直しを行った。

提案式と平成 30 年度の時効後の引張試験結果[4]の比較を図 3.1.1(3)-18 に示す。提案した弾 塑性-応力ひずみ関係式は鉛アンチモン合金の引張特性を適切に記述した。

2) クリープ破断関係式

令和元年度は、鉛アンチモン合金のクリープ破断関係式を、ばらつきの小さい令和元年度に取得した時効後の試験結果に基づいて定式化した。また、温度依存性については、Larson-Miller パラメータを使用し、令和元年度に取得した 50℃、80℃及び 100℃におけるクリープ試験結果に 過去の試験結果[3][4]も加えて定式化を行った。これは、均熱時間やクリープ試験中に 2,000 時 間以上の室温での時効に相当する材料特性の安定化が進行したと考えたためである。

クリープ破断関係式を式 3.1.1(3)-1 に示す。各係数は、得られた鉛アンチモン合金のクリー プ試験結果から算出した。

 $(T + 273.15)\{log_{10}(t_r) + C\} = A_0 + A_1 log_{10}(\sigma) + A_2 \{log_{10}(\sigma)\}^2$

t_r: クリープ破断時間(h)

T:試験温度(℃)

σ:応力(MPa)

C, *A*₀, *A*₁, *A*₂: 定数(-)

鉛アンチモン合金のクリープ破断関係式を Appendix D の表 D-2 に示す。適用条件を「50℃未満の温度に適用する場合は、室温で 2,000 時間以上の時効を実施した材料であること」とすることで、試験結果のばらつきを小さくし、有限要素解析に適用可能な式とした。

提案式とクリープ試験結果の比較を図 3.1.1(3)-19,20 に示す。提案したクリープ破断関係式 は、およそ係数4の範囲で鉛アンチモン合金のクリープ特性を評価可能であることが分かる。

3) クリープひずみ式

令和元年度は、得られたクリープ試験結果に基づいて平成 29 年度に提案された鉛アンチモン 合金のクリープひずみ方程式[3]の修正を実施した。2)で提案したクリープ破断関係式と同様に、 室温については、ばらつきの小さい令和元年度に取得した時効後のクリープ試験結果のみをクリ ープひずみ式の定式化に用い、恒温槽を用いた 50℃、80℃及び 100℃でのクリープ試験結果につ いては、過去の試験結果[3][4]も定式化に用いた。

平成 29 年度は、2 期クリープひずみと3 期クリープひずみの和でクリープひずみ式を提案して いた[3]が、令和元年度に得られた知見から、3 期クリープ開始時間はクリープ破断時間の約 0.95 倍であり3 期クリープひずみの影響はわずかであること、さらに鬼澤らによるシビアアクシ デント評価用のステンレス鋼のクリープひずみ式も、800℃以上では定常クリープのみで定式化 されている[8]ことから、ここでは、定常クリープのみで構成されるクリープひずみ式を提案す る。

クリープひずみ式を式 3.1.1(3)-2 に示す。クリープひずみ式に必要なパラメータであるクリ ープ破断時間は、提案されたクリープ破断関係式を用いて、定常クリープ速度は、式 3.1.1(3)-3 で表される Monkman-Grant 則を使用して、それぞれ算出した。各係数について、得られた鉛アン チモン合金のクリープ試験結果から算出した。

 $\varepsilon^c(t) = \dot{\varepsilon}_m t$

(3. 1. 1 (3) - 2)

ε^c(t):クリープひずみ(mm/mm)
έ_m:定常クリープ速度(mm/mm/h)
t_r:クリープ破断時間(h)
T:試験温度(°C)
F,Q/R,λ: 材料定数

 $\dot{\varepsilon}_m = Fexp\left\{-\frac{Q}{R(T+273.15)}\right\}t_r^{-\lambda}$

鉛アンチモン合金のクリープひずみ式を Appendix D の表 D-3 に示す。クリープ破断関係式と

同様に、適用条件を「50℃未満の温度に適用する場合は、室温で 2,000 時間以上の時効を実施し た材料であること」とすることで、試験結果のばらつきを小さくし、有限要素解析に適用可能な 式とした。

提案式とクリープ試験結果の関係を図 3.1.1(3)-21~24 に示す。提案したクリープひずみ式 は、鉛アンチモン合金のクリープ曲線を適切に記述した。

4) 最適疲労破損式

得られた疲労試験結果に基づいて鉛アンチモン合金の最適疲労破損式を提案した。最適疲労破 損式は、鉄鋼材料にも用いられている Manson-Coffin 則を用い定式化を行った。

最適疲労破損式を式 3.1.1(3)-4、3.1.1(3)-5 に示す。各係数については、得られた鉛アンチ モン合金の疲労試験結果から算出した。

(3.1.1(3)-5)

$$N_f^{\alpha e} \cdot \Delta \varepsilon_e = C_e \tag{3.1.1(3)-4}$$

$$N_f^{\alpha p} \cdot \Delta \varepsilon_p = C_p$$

 $N_f: 破損繰返し数(cycles)$ $\Delta \varepsilon_e: 弾性ひずみ範囲(%)$ $\Delta \varepsilon_p: 塑性ひずみ範囲(%)$ $\alpha_{e,}\alpha_{p}, C_{e}, C_{p}: 定数(-)$

鉛アンチモン合金の最適疲労破損式を Appendix D の表 D-4 に示す。提案式と疲労結果の比較 を図 3.1.1(3)-25 に示す。提案した最適疲労破損式は、令和元年度に取得した鉛アンチモン合金 の疲労特性を適切に記述した。

5) 動的応力-ひずみ関係式

得られた疲労試験結果に基づいて鉛アンチモン合金の動的応力-ひずみ関係式を提案した。動 的応力-ひずみ関係式は、弾塑性応力-ひずみ関係式と同様に、Ramberg-Osgood式を用い定式化 を行った。

動的応力-ひずみ関係式を式3.1.1(3)-6、3.1.1(3)-7に示す。基準応力σ₀と縦弾性係数Eは、 鉛アンチモン合金の引張試験結果から算出された値を用いた。また各ひずみ範囲の応力範囲の値 は2点の平均値を用い定式化を行った。各係数については、得られた鉛アンチモン合金の疲労試 験結果から算出した。

z_0 b_0 (b_0)	
$\varepsilon_0 = \frac{\sigma_0}{E} \tag{3.1.1}$	(3)-7)
ε:真ひずみ (%)	
ε ₀ :基準ひずみ(%)	
σ:真応力(MPa)	
σ ₀ :基準応力(MPa)	

α,*n*:定数(-)

鉛アンチモン合金の動的応力--ひずみ関係式を Appendix D の表 D-5 に示す。提案式と疲労試験で得られた応力範囲の比較を図 3.1.1(3)-26 に示す。提案した動的応力--ひずみ関係式は、令和元年度に取得した鉛アンチモン合金の疲労特性を適切に記述した。

④ 鉛アンチモン合金を用いた試験の妥当性確認

1) 引張特性

鉛アンチモン合金を用いた構造物試験により、鉄鋼材料のシビアアクシデント時における構造 健全性を論じることの妥当性を確認するため、SUS304の引張特性と比較を行った。鉛アンチモン 合金の引張特性は平成30年度に取得した引張試験結果[4]を用い、SUS304の引張特性は公開のデ ータ集[9]と下村らの取得した超高温の試験結果[10]を参照した。鉛アンチモン合金とSUS304の 降伏比(0.2%耐力と引張強さの比)の比較を図3.1.1(3)-27に、引張強さの比較を図3.1.1(3)-28に、応力-ひずみ曲線の比較を図3.1.1(3)-29に、それぞれ示す。

図 3.1.1(3)-27 より、鉛アンチモン合金の降伏比は室温から 100℃にかけて大きくなる。一方、 SUS304 の降伏比は室温から 500℃にかけて小さくなり、その後 500℃から 900℃にかけて大きく なることが分かる。このことから鉛アンチモン合金の室温~100℃の引張特性は、SUS304 の高温 から超高温(500℃から 900℃)の特性との類似性を確認した。

また図 3.1.1(3)-28 より、鉛アンチモン合金の試験応力は 10MPa~25MPa 程度に対し、SUS304 の 500℃から 900℃の試験応力は 80MPa~300MPa と、同合金を用いた構造物試験は、約 1/10 の応力で試験を実施可能である。

図 3.1.1(3)-29 より、鉛アンチモン合金の応力-ひずみ関係の特徴である明確な降伏点を示さ ない挙動は、SUS304 の高温から超高温(500℃から 900℃)の応力-ひずみ関係と類似の挙動を 示した。

2) クリープ特性

鉛アンチモン合金を用いた構造物試験により、鉄鋼材料のシビアアクシデント時における構造 健全性を論じることの妥当性を確認するため、SUS304のクリープ特性と比較を行った。鉛アンチ モン合金のクリープ特性は令和元年度のクリープ試験結果と恒温槽を用いた 50℃、80℃及び 100℃でのクリープ試験結果[3][4]及び提案したクリープ破断関係式から算出した 100 時間クリ ープ強度を用いた。また、SUS304のクリープ特性は下村らの取得したクリープ試験結果[10]及び 超高温のクリープ破断関係式[10]より算出した 100 時間クリープ強度を用いた。鉛アンチモン合 金と SUS304 の 100 時間クリープ強度と 0.2%耐力の比の比較を図 3.1.1(3)-30 に、100 時間クリ ープ強度の比較を図 3.1.1(3)-31 に、クリープ曲線の比較を図 3.1.1(3)-32 に、それぞれ示す。

図 3.1.1(3)-30 より、SUS304 の 100 時間クリープ強度と 0.2%耐力の比は 500℃から 900℃に かけ小さくなることが分かる。このことから鉛アンチモン合金の室温~100℃のクリープ特性は、 SUS304 の高温から超高温(500℃から 900℃)の特性との類似性を確認した。

また図 3.1.1(3)-31 より、鉛アンチモン合金の 100 時間クリープ強度は 6MPa~12MPa 程度に対し、SUS304 の 500℃から 900℃の 100 時間クリープ強度は 30MPa~200MPa と同合金を用いた構造

物試験は、約1/15の応力で試験を実施可能である。

図 3.1.1(3)-32 より、鉛アンチモン合金のクリープ曲線の特徴である 1 次クリープひずみと 3 期クリープひずみの値が小さいという特徴は、SUS304 の高温から超高温(500℃から 900℃)の クリープ曲線と類似の挙動を示した。

3) 疲労特性

鉛アンチモン合金を用いた構造物試験により、鉄鋼材料のシビアアクシデント時における構造 健全性を論じることの妥当性を確認するため、SUS304の疲労特性と比較を行った。鉛アンチモン 合金の疲労特性は本報で取得した疲労試験結果を用い、SUS304の疲労特性は公開のデータ集[9] を参照した。また SUS304 は、室温で実施している鉛アンチモン合金と類似の条件とするため高 温酸化の影響の少ないナトリウム環境中の疲労特性を参照した。鉛アンチモン合金と SUS304 の 繰返しに伴う応力範囲の変化の比較を図 3.1.1(3)-33 に、疲労寿命の比較を図 3.1.1(3)-34 に、 N_f/2 における応力範囲の比較を図 3.1.1(3)-35 に、それぞれ示す。

図 3.1.1(3)-33 より、鉛アンチモン合金の繰返しに伴い硬化する挙動は、SUSU304 の 500℃から 600℃と類似の挙動を示した。このことから鉛アンチモン合金の疲労特性は、SUS304 の高温 (500℃から 600℃)の特性との類似性を確認した。また、図 3.1.1(3)-34 より、鉛アンチモン合 金の疲労寿命と、SUSU304 の 500℃から 600℃の疲労寿命は同程度の値を示した。

図 3. 1. 1 (3) -35 より、鉛アンチモン合金の N_f/2 における応力範囲は 25MPa~40MPa 程度に対し、 SUS304 の応力範囲は 400MPa~670MPa と同合金を用いた構造物試験は、約 1/15 の応力で試験を実 施可能である。

4) 妥当性評価のまとめ

1)、2)、3)の検討より総合的に評価し、引張特性やクリープ特性は SUS304 の高温から超高温 (500℃から 900℃)の材料特性を鉛アンチモン合金の室温~100℃の材料特性で模擬可能と評価 できる。また疲労特性も、SUS304 の高温(500℃から 600℃)の材料特性を鉛アンチモン合金の 室温の材料特性で模擬可能と評価できる。よって鉄鋼材料のシビアアクシデントの破損様式等を 評価するための構造物試験に模擬材料として鉛アンチモン合金を用いることは妥当である。ま た、試験荷重は破損様式(延性破壊かクリープ破壊、疲労破壊)にもよるが 1/10~1/15 で試験 可能であり、試験実施のコストの低減や安全性の確保に有効な試験と評価できる。

⑤ まとめ

模擬材料試験技術の開発に関して、以下の成果を得た。

- ・鉛アンチモン合金を用いた材料試験では、室温、大気中での2,000時間の時効を行った材料を用いることで、試験結果のばらつきを小さくできること、また、2,000時間以上の時効を行っても材料特性に有意な変化は生じないことを確認した。これらのことから、2,000時間以上の室温、大気中での時効により材料特性を安定させた後に試験する方法を提案した。また恒温槽を用いた納入材のクリープ試験の結果から、室温での2,000時間以上の時効に相当する加熱処理を行った試験体も試験結果のばらつきを小さくすることは可能である。
- ・時効合金を用いたばらつきの小さい各種材料試験結果から、鉛アンチモン合金の材料特性式

(弾塑性応カーひずみ関係式、クリープ破断関係式、クリープひずみ式、最適疲労破損式、動 的応カーひずみ関係式)を提案した。

・SUS304と鉛アンチモン合金の材料特性を比較・検討し、同合金を用いた構造物試験により、 鉄鋼材料のシビアアクシデント時における構造健全性を論じることの妥当性を評価した。

参考文献

- [1] 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「極限荷重に対する原子炉構造物の破損メカニズム解明と破局的破壊防止策に関する研究開発平成27年度成果報告書」(2016年3月)
- [2] 文部科学省 国家課題対応型研究開発推進事業 原子カシステム研究開発事業「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平成 28 年度成果報告書」(2017 年 3 月)
- [3] 文部科学省 国家課題対応型研究開発推進事業 原子カシステム研究開発事業「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平成 29 年度成果報告書」(2018 年 3 月)
- [4] 文部科学省 国家課題対応型研究開発推進事業 原子カシステム研究開発事業「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平成 30 年度成果報告書」(2019 年 3 月)
- [5] JIS Z 2271 2010「金属材料のクリープ及びクリープ破断試験方法」
- [6] JIS Z 2279 1992、「金属材料の高温低サイクル疲労試験方法」
- [7] JIS Z 2244 2009、「ビッカース硬さ試験-試験方法」
- [8] 鬼澤他「Development of extremely high temperature material property equations and physical property values on austenitic stainless steel」, SMiRT25(2019)
- [9] 加藤他「SUS304 鋼の材料試験データ集 (Ⅲ) 」 JNC TN9450 2003-002
- [10]下村他「 The formulation of material characteristics of austeintic stainless steels at extremely high temperature」, PVP2017-65666 (2017)

话桁		化学	:成分(%)	借去
1里天只	Pb	Sb	Sn, Cu, その他の不純物	调石
狙い値	_	1.00	≦合計 0.40	
鋳造材	98.8 up	1.13	Tr**	

表 3.1.1(3)-1 鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%) の化学成分

※ Sb, Sn, Bi≦0.002%, 他金属≦0.0005%

12 0. 1. 1					一些欧木口
種類	環境	時効時間	試験温度	応力	試験本数
				10MPa	2本
				11MPa	2本
		2000h	24°C	12MPa	2本
			(室温)	13MPa	2本
				14MPa	2本
\	上层中			7MPa	1本
莇垣忆	入风中	納入材	50°C	10MPa	1本
				12MPa	1本
				7MPa	1本
			80°C	9MPa	1本
				10MPa	1本
			100°C	6MPa	1本
			80°C 100°C	9MPa 10MPa 6MPa	1本 1本 1本

表 3.1.1(3)-2 鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)のクリープ試験条件

表 3.1.1(3)-3 鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%) の疲労試験条件

種類	環境	試験温度	時効時間	全ひずみ範囲	ひずみ速度	試験本数
				0.50%	0.1%/sec	2本
				0.75%	0.1%/sec	2本
鋳造材	大気中	24°C	2000h	1.00%	0.1%/sec	2本
		(室温)		1.50%	0.1%/sec	2本
				1.00%	1.0%/sec	1本
				1.50%	1.0%/sec	1本

計殿上	時為時間	試驗迴座	ビッカーフ	西 ~ (山)	ドカ	破断時間	破断伸び	約	破断
来是	h4 X1 h4 [H]	时间天1皿/文	ヒッカース	使e (IIV)	ッロンフ	19人口11971月1	和文四日中 ()。	1X 9	*2 *2
	(h)	(°C.)	時効前	時効後	(MPa)	(h)	(%)	(%)	
C19PbS06	(11)	(0)	8 30	8 17 ^{*1}	12	1.5	41 0	93.7	А
C19PbS12	1	50	8.30	8 10 ^{*1}	10	15.7	18.9	58.8	A
C19PbS11	1	00	8 23	8 10 ^{*1}	7	304 5	9.4	41.2	A
C19PbS02	納入材		7 97	7.70^{*1}	10	5.6	18.3	38.9	A
C19PbS04		80	7, 83	8. 17 ^{*1}	9	8.0	15.6	40.5	A
C19PbS07	-		7, 77	7.60*1	7	56.4	12.9	37.5	A
C19PbS05	-	100	7.60	7.73*1	6	79.0	7.9	32.4	В
C18PBS10			8.13	8.93	12	70.6	12.5	49.6	A
C18PBS01	-		8.07	8.30	12	91.7	12.7	52.9	В
C18PBS09	-		7.83	8.30	10	505.6	11.4	47.5	A
C18PBS11	1		7.73	8.83	10	593.0	10.6	38.9	А
C19PbS01			8.47	8.03	14	7.8	19.2	51.4	А
C19PbS03	2000	24	7.47	8.63	14	6.0	35.4	70.6	А
C19PbS08			8.47	7.90	13	13.4	20.3	68.8	В
C19PbS09	1		7.37	8.63	13	13.5	21.4	70.0	В
C19PbS10	1		8.37	7.90	11	62.5	15.3	45.7	В
C19PbS13	1		7.17	8.10	11	135.1	12.1	39.2	В

表 3.1.1(3)-4 鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%) のクリープ試験結果

※1:50℃、80℃、100℃のクリープ試験は試験後のビッカース硬さの値を記載

※2:評点間の中心から標点距離1/4以内の破断を「A」と記載し、評点間の中心から標点距離1/4を超え、評点以内の破断を「B」と記載

表 3.1.1(3)-5(1/6) 鉛アンナモン合金(Pb99%-Sb1%)のクリーフ試験後の試験斤外額
--

試験片 番号	試験 温度	破断時 間	試験片外観
C18PBS10	室温 (24℃)	70. 6h	
C18PBS01	室温 (24℃)	91. 7h	
C18PBS09	室温 (24℃)	505. 6h	

表 3.1.1(3)-5(2/6) 鉛アンチモン合金(F	(Pb99%-Sb1%) のクリ	リープ試験後の試験片外観写真
------------------------------	------------------	----------------

試験片 番号	試験 温度	破断時 間	試験片外観
C18PBS11	室温 (24℃)	593. Oh	
C19PbS01	室温 (24℃)	7. 8h	
C19PbS03	室温 (24℃)	6. 0h	

表 3.1.1(3)-5(3/6) 鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)のクリープ試験後
--

試験片 番号	試験 温度	破断時 間	試験片外観
C19PbS08	室温 (24℃)	13. 4h	
C19PbS09	室温 (24℃)	13. 5h	
C19PbS10	室温 (24℃)	62. 5h	

衣 3. 1. 1 (3) = 5 (4/6) 跖ノ /ナモ/ 合金(P099%=SD1%) のクリーノ 武映俊の武映月 外観与	表 3.1.1(3)-5 (4/0	う) 鉛アンチモン合金	(Pb99%-Sb1%) のクリ	リープ試験後の試験片外観写
--	-------------------	-------------	------------------	---------------

試験片 番号	試験 温度	破断時 間	試験片外観
C19PbS13	室温 (24℃)	135. 1h	
C19PbS06	50℃	1. 5h	
C19PbS12	50°℃	15. 7h	

表 3.1.1(3)-5(5/6) 鉛アンチモン合金	(Pb99%-Sb1%) 0	のクリープ試験後の	の試験片外観写真
----------------------------	----------------	-----------	----------

試験片 番号	試験 温度	破断時 間	試験片外観
C19PbS11	50℃	304. 5h	
C19PbS02	80°C	5. 6h	
C19PbS04	80°C	8. 0h	

試験片 番号	試験 温度	破断時 間	試験片外観
C19PbS07	80°C	56. 4h	
C19PbS05	100°C	79. 0h	

表 3.1.1(3)-5(6/6) 鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)のクリープ試験後の試験片外観写真

討殿 ひずひ声		ひぜひ声			今ひギひ	1/2N _f 時のデータ					破塭															
試験片番号	温度	度	時効時間	破損回数	重いすみ	塑性ひずみ 範囲	弾性ひずみ 範囲	最大応力	最小応 力	応力範 囲	位置	備考														
	(°C)	(%/sec)	(h)	(cycles)	(%)	(%)	(%)	(MPa)	(MPa)	(MPa)	<u>%</u> 1															
F19PbS01				2064	1.511	1.309	0.201	19.530	- 19. 301	38. 831	А															
F19PbS02				Nx=4662	0.750	0.584	0.166	18.562	- 18. 260	36. 822	-	試験中に停電が発生 したため試験中止														
F19PbS03		0.1 2000	0. 1	e 0.1	4 0.1													3024	1.512	1.255	0.257	18.812	- 18. 567	37. 379	В	
F19PbS04													10946	0.507	0.317	0. 189	15. 988	- 15. 544	31. 532	А						
F19PbS05	24					1 2000	7248	1.003	0.737	0.265	16. 937	- 16. 005	32.942	В												
F19PbS06										15503	0. 505	0.266	0.239	14.036	- 13. 040	27.076	А									
F19PbS07					7479	1.001	0.719	0.282	16.722	- 15. 730	32. 452	В														
F19PbS08				8314	0.745	0.497	0.248	17.817	- 16. 640	34. 457	В															
F19PbS09			10267	0.745	0.560	0. 185	16.233	- 14. 846	31.079	В																

表 3.1.1(3)-6 鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%) の疲労試験結果

F19PbS12	1.0	1.0	8256	1.006	0.741	0.265	16.803	- 15. 286	32. 089	A	
F19PbS19	1.0		3357	1.508	1.209	0. 299	18.479	- 17.012	35. 491	A	

※1:評点間の中心から標点距離 1/4 以内の破損を「A」と記載し、評点間の中心から標点距離 1/4 を超え、評点以内の破損を「B」と記載

試験片 番号	全ひずみ 範囲	ひずみ 速度	破損 繰返し数	試験片外観
F19PbS04	0. 50%	0.1%/ Sec	10946	F19PbS04
F19PbS06	0. 50%	0.1%/ Sec	15503	F19PbS06
F19PbS02	0. 75%	0.1%/ Sec	4662	F19PbS02

表 3.1.1(3)-7(1/4) 疲労試験後の鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)試験片外観写真

試験片 番号	全ひずみ 範囲	ひずみ 速度	破損 繰返し数	試験片外観
F19PbS08	0. 75%	0.1%/ Sec	8314	F19PbS08
F19PbS09	0. 75%	0.1%/ Sec	10267	F19PbS09
F19PbS05	1.00%	0.1%/ Sec	7248	F19PbS05

表 3.1.1(3)-7(2/4) 疲労試験後の鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)試験片外観写真

Т

試験片 番号	全ひずみ 範囲	ひずみ 速度	破損 繰返し数	試験片外観
F19PbS07	1.00%	0.1%/ Sec	7479	F19PbS07
F19PbS01	1. 50%	0.1%/ Sec	2064	F19PbS01
F19PbS03	1. 50%	0. 1%/ Sec	3024	F19PbS03

表 3.1.1(3)-7(3/4) 疲労試験後の鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)試験片外観写真

試験片 番号	全ひずみ 範囲	ひずみ 速度	破損 繰返し数	試験片外観
F19PbS12	1.00%	1.0%/ Sec	8256	F19PbS12
F19PbS19	1. 50%	1.0%/ Sec	3357	F19PbS19

表 3.1.1(3)-7(4/4) 疲労試験後の鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)試験片外観写真



図 3.1.1(3)-1 クリープ試験片形状・寸法



図 3.1.1(3)-2 疲労試験片形状·寸法



図 3.1.1(3)-3 鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%) の時効時間とビッカース硬さの関係



図 3.1.1(3)-4 鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%) のクリープ曲線 (室温)





図 3.1.1(3)-5 鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%) のクリープ曲線 (50°C)

図 3.1.1(3)-6 鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%) のクリープ曲線 (80°C)



図 3.1.1(3)-7 鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%) のクリープ曲線 (100℃)



図 3.1.1(3)-8 鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%) のクリープ破断時間とビッカース硬さの関係



図 3.1.1(3)-9 鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%) の過去の試験結果[3][4]との比較(応力とク リープ破断時間の関係)



図 3.1.1(3)-10 鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%) の過去の試験結果 [3][4]との比較(定常ク リープ速度とクリープ破断時間の関係)



図 3.1.1(3)-11 鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)の過去の試験結果[3][4]との比較(第3期 クリープ開始時間とクリープ破断時間の関係)



図 3.1.1(3)-12 鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%) の繰返しに伴う応力範囲の変化 (Δεt= 0.50%)



図 3.1.1(3)-13 鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%)の繰返しに伴う応力範囲の変化 (Δεt= 0.75%)



図 3.1.1(3)-14 鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%) の繰返しに伴う応力範囲の変化 (Δεt= 1.00%)



図 3.1.1(3)-15 鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%)の繰返しに伴う応力範囲の変化 (Δεt= 1.50%)



図 3.1.1(3)-16 鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%) の疲労寿命



図 3.1.1(3)-17 鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%) の N_f/2 における応力範囲



図 3.1.1(3)-18 鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%) の引張試験結果[4]と提案式 (弾塑性応力-ひずみ関係式)の比較



図 3.1.1(3)-19 鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)のクリープ試験結果[3][4]と提案式(クリー プ破断関係式)の比較



図 3.1.1(3)-20 鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)の提案式(クリープ破断関係式)の予測精度



図 3.1.1(3)-21 鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%) のクリープ試験結果と提案式 (クリープひず み式)の比較 (室温)



図 3.1.1(3)-22 鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%) のクリープ試験結果と提案式 (クリープひず み式)の比較 (50℃)



図 3.1.1(3)-23 鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%) のクリープ試験結果と提案式 (クリープひず み式)の比較 (80℃)



図 3.1.1(3)-24 鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%) のクリープ試験結果と提案式 (クリープひず み式)の比較 (100℃)



図 3.1.1(3)-25 鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)の疲労試験結果と提案式(最適疲労破損式)の比較



図 3.1.1(3)-26 鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%) の疲労試験結果と提案式(動的応力-ひずみ関係)の比較



図 3.1.1(3)-27 鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%) と SUS304の降伏比の比較[9][10]



図 3.1.1(3)-28 鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%) と SUS304 の引張強さの比較[9][10]



図 3.1.1(3)-29 鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%) と SUS304 の応力-ひずみ曲線の比較[9][10]



図 3.1.1(3)-30 鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%) と SUS304 の 100 時間クリープ強度/0.2%耐力 の比較[9][10]



図 3.1.1(3)-31 鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)と SUS304の100時間クリープ強度の比較 [9][10]


図 3.1.1(3)-32 鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%) と SUS304 のクリープ曲線の比較[9][10]



図 3.1.1(3)-33 鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)と SUS304の繰り返しに伴う応力範囲の変化の 比較[9]

(b) SUS304

繰り返し数(cycles)

1,000

100

♦ SUS304 550°C

∆SUS304 600°C

10,000

100,000

200

100

0 L

10



図 3.1.1(3)-34 鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%) と SUS304 の疲労寿命の比較[9]



図 3.1.1(3)-35 鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%) と SUS304 の N_f/2 における応力範囲の比較[9]

3.1.2 高温·高圧破壊基礎試験【H28-R1】

(1) 平成 28 年度~令和元年度の実施内容と成果の概要

研究の流れ

現状の原子炉容器の構造規格における構造不連続部の設計は、その部位の塑性崩壊理論に基づ き、延性破壊を防止しようとするものである[1]。これに対して、近年、非原子力分野の圧力 容器構造規格では、静水圧応力の影響を受ける破損モードである局部破損の重要性が認識され、 規定が新設された[2]。局部破損は原子炉容器においても考慮する必要があり、規格化も必要 になる。しかし、局部破損のメカニズムや特性についてはまだ十分解明されているとは言い難い。

ここでは、局部破損のメカニズムや特性を明らかにし、新たな構造強度評価法を提案すること を目的として一連の研究を進めてきた。研究の流れを図 3.1.2(1)-1 に示す。

最初に、切欠き付き丸棒試験片を用いて基礎的な研究を行い、次の段階の研究として、原子炉 容器の典型的構造不連続部であるノズル部を模擬したノズル付き円板型試験体の研究を行った。 令和元年度の研究は、主にノズル付き円板型試験体に関するものである。また、後述するように 原子炉容器を模擬したノズル付き容器試験、さらに実機に関するシミュレーション解析を実施し た。



図 3.1.2(1)-1 研究の流れ

② 平成 28 年度の実施内容と成果 [3]

局部破損のメカニズムや支配因子を明らかにするために、構造不連続部を模擬した切欠き付き 丸棒試験片と、その比較対象である平滑丸棒試験片について引張試験と有限要素弾塑性解析を行 った。切欠き付き丸棒試験片の例を図 3.1.2(1)-2 に示す。切欠き付き丸棒試験片は局部破損の 特徴であるボイド型の破断面であるのに対して、平滑試験片は延性破壊の特徴であるせん断型の 破断面を示した。

試験と解析より、切欠き部(最小断面部)の塑性変形が周辺の最大断面部によって拘束される ために3軸応力状態になる「塑性拘束」と呼ばれるメカニズムによるものであり、ミーゼス応力 に加えて静水圧応力も局部破損の重要な支配因子であることを明らかにした。このメカニズムに 基づいて、図 3.1.2(1)-3 に示す新しい破壊曲面を提案した。



図 3.1.2(1)-2 切欠き付き丸棒試験片



図 3.1.2(1)-3 弾塑性領域における破壊曲面の例

次に、この破壊曲面を弾塑性領域からクリープ領域まで拡張した。クリープ温度領域では時間 も考慮に入れなければならないので、ある温度において弾塑性領域では破壊曲面は一つであるの に対して、クリープ温度領域では時間ごとに異なる無数の破壊曲面が存在することになる。

弾塑性領域とクリープ温度領域を関係づけるものとして、図 3.1.2(1)-4 に示す等時(等温) 応力-ひずみ曲線を用いた。

③ 平成 29 年度の実施内容と成果 [4]

平成 29 年度は、平成 28 年度に提案した新しい破壊曲面をクリープ温度領域に拡張した。弾塑

3. 1. 2(1)-2

性領域と同様に、図 3.1.2(1)-2 に示す試験片を用いてクリープ試験と有限要素クリープ解析を 行った。

弾塑性ひずみとクリープひずみの挙動には類似性があることはよく知られている。この類似性 は、図 3.1.2(1)-4 に示すように、クリープ温度領域における等時(等温)応力-ひずみ曲線を 適用することによってよく表される。局部破損については、弾塑性領域における限界ひずみ評価 式はクリープ温度領域においても適用可能であると仮定し、弾塑性における応力-ひずみ曲線を クリープにおける等時(等温)応力-ひずみ曲線に置き換えることによって、図 3.1.2(2)-5 に 示すクリープ温度領域における等時(等温)破壊曲面を提案した。



図 3.1.2(1)-4 応力-ひずみ曲線と等時(等温)応力-ひずみ曲線の比較



図 3.1.2(1)-5 等時(等温)破壊曲面

④ 平成 30 年度の実施内容と成果 [5]

平成 30 年度は、図 3.1.2(1)-1 に示す研究の流れの第 2 段階として、ノズル付き円板型試験体 について破壊試験と有限要素弾塑性解析を行った。試験体の例を図 3.1.2(1)-6 に示す。パラメ ータは、ノズルの肉厚と円板の板厚の比(剛性比)とフィレットの有無、形状・寸法(剛性の変 化率)とした。試験と解析から、以下のことを明らかにした。

- 破壊試験より、ノズル付き円板型試験体の破損モードと破壊強度はノズルと円板の「剛性 比」及び「剛性の変化率」によって変わる。
- 破壊試験と有限要素解析より、ノズル付き円板型試験体においても静水圧応力が局部破損の 支配因子となっている。
- 提案した新しい破壊曲面を適用することにより、ノズル付き円板型試験体の破壊現象を説明できた。

図 3.1.2(1)-7 に示す破壊曲面上での応力の履歴から、ノズルと円板の剛性比及び剛性の 変化率による破損モードの違いを判定できる。局部破損を生じた試験体は、多くの要素が 大きい値の3軸応力度で破壊曲面と交差し、他の試験体よりも小さい荷重で破壊曲面と交 差する。3軸応力度の値が0.9以上で交差する場合、局部破損となる傾向が強い。





図 3.1.2(1)-6 ノズル付き円板型試験体



() 荷重 6000N

⑤ 令和元年度の実施内容と成果

令和元年度は、平成 30 年度に引き続いて、ノズル付き円板型試験体の破壊試験及び有限要素解析を行い、以下のことを明らかにした。

- ノズル付き円板型試験体の破壊試験から、破損モードに及ぼすノズル部と円板部の剛性比及び剛性の変化率の影響を明らかにした。
- 応力状態による破損モードの変化を定量的に説明できる破壊曲面として図 3.1.2(1)-8 に示 す破壊曲面を提案し、有限要素解析プログラムに組み込み、延性破壊と局部破損を直接解析 できるようにした。

局部破損の発生、進展状況の解析結果を図 3.1.2(1)-9 に示す。図から分かるように、 この結果は破壊試験による破面の状況によく一致する。局部破損は、ノズル取付け部の板 厚内部で発生し、ノズル部の一部をえぐり取るようにノズル部に進展しつつ、板厚下側に 進展した後、板厚上側の応力が限界に到達し、破断に至った。

この解析法により原子炉容器構造不連続部の破損モードが予測できる可能性を示した。
 以上のように、模擬材料を使用した構造不連続部付試験体を製作し、高温・高圧破壊基礎試験

図 3.1.2(1)-7 ノズル付き円板型試験体 (NF9)の破壊曲面に対する応力の履歴

を実施した。その結果に基づき、高温・高圧クライテリアの精度向上を図り、高温高圧時に実際 に生じる破損モードの予測法を提案した。



図 3.1.2(1)-8 提案した破壊曲面



図 3.1.2(1)-9 解析による局部破損箇所の予測

参考文献

- [1] ASME ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Sec. III.
- [2] ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Sec. VII Div. 2.
- [3] 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 「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 平成28年度成果報告書」(2016 年3月)
- [4] 文部科学省 国家課題対応型研究開発推進事業 原子カシステム研究開発事業 「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 平成 29 年度成果報告書」(2018 年 3 月)

3. 1. 2(1)-6

[5] 文部科学省 国家課題対応型研究開発推進事業 原子カシステム研究開発事業 「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 平成 30 年度成果報告書」(2019 年 3 月

(2) ノズル付き円板型試験体の破壊試験【R1】

① 試験目的

ノズル形状が破損モードと破壊強度に及ぼす影響を明らかにすることを目的とする。ノズル形 状は、ノズルと円板の「剛性比」及び「剛性の変化率」をパラメトリックに変化させ、その影響 を明らかにする。

2 試験装置

試験機は、図 3.1.2(2)-1 に示す SHIMADZU AG-XD50kNplus 引張試験機(製作:島津製作所、最 大負荷容量は50kN)を用いる。負荷方式は高精度低速ひずみ制御方式とする。円筒形の冶具によ り試験体周辺部を支持し、上部の冶具を一定の速度で鉛直下向きに移動させ、試験体のノズル部 に荷重を負荷する。試験体の外観と試験方法を図 3.1.2(2)-2 に示す。



図 3.1.2(2)-1 引張試験機



図 3.1.2(2)-2 試験体の外観と試験方法

③ 試験体形状

試験体は、円板の中心にノズルを取り付けたものとする。寸法は、円板の板厚を 5mm、ノズル 外径を 32mm、ノズル長さを 30mm とし、ノズルの「剛性比」が破損モードと破壊強度に及ぼす影響をみるために、ノズル肉厚を詳細に変化させた(計6 種類)。また、ノズルの「剛性の変化率」 が破損モードと破壊強度に及ぼす影響をみるために、ノズル肉厚が 9mm のものに円弧型フィレッ トを設け、フィレットの曲率半径を変化させた(計5 種類)。

試験体の名称の記号は、フィレットのないもの(NF)、またはあるもの(RF)を表し、記号の 次の数字はノズルの肉厚を表す。ハイフンの後の数字はフィレット半径を表す。試験体の寸法を 表 3.1.2(2)-1 に、全試験体の全体形状の例を図 3.1.2(2)-3 に、各試験体のノズル形状を図 3.1.2(2)-4 に示す。また、各試験体の外観写真を図 3.1.2(2)-5 に示す。

④ 試験体材料

試験体の材料は鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)とする。

試験体	パラメータ	内径	外径	肉厚	フィレット半径
NF9	肉厚/	14	32	9	0
	フィレット				
NF8	肉厚	16	32	8	0
NF7	肉厚	18	32	7	0
NF6	肉厚	20	32	6	0
NF5	肉厚	22	32	5	0
NF4	肉厚	24	32	4	0
RF9-1	フィレット	14	32	9	1
RF9-2	フィレット	14	32	9	2
RF9-5	フィレット	14	32	9	5
RF9-7	フィレット	14	32	9	7

表 3.1.2(2)-1 試験体の寸法 (mm)





図 3.1.2(2)-3 試験体の全体形状の例 (NF4)



3.1.2(2)-3





(a) NF9





(b) NF8





(c) NF7図 3.1.2(2)-5(1/4) 試験体の外観写真





(d) NF6





(e) NF5





(f) NF4 図 3.1.2(2)-5(2/4) 試験体の外観写真









(h) RF9-2



(i) RF9-5 図 3.1.2(2)-5(3/4) 試験体の外観写真



(j) RF9-7 図 3.1.2(2)-5(4/4) 試験体の外観写真

5 試験結果

1) 破壊状況と発生した破損モード

各試験体の破壊状況を Appendix A にまとめて示す。典型的な破壊状況の例を図 3.1.2(2)-6 に示す。

図(a)の NF9 は、剛性比が大きく(ノズル肉厚大)、剛性の変化率が大きい(フィレットなし) ものである。図から、ノズル部の変形と円板部の絞りが殆ど見られず、ノズル取付け部にえぐれ たような形状のボイド型破面が観測されており、局部破損が発生したことが分かる(この傾向は、 ノズル肉厚が大きい試験体ほど顕著である)。図(b)の NF5 は、剛性比が小さく(ノズル肉厚 小)、剛性の変化率が大きい(フィレットなし)ものである。図から、ノズル部の変形と円板部 の絞りが大きく、ノズル取付け部の破面もせん断型の破面が観測されており、延性破壊が発生し たことが分かる。局部破損から延性破壊への遷移は、NF6 付近で生じた。

図(c)の RF9-7 は、剛性比が大きく(ノズル肉厚大)、剛性の変化率が小さい(フィレット半 径大)ものである。フィレット半径が大きい場合、フィレット止端部の円板の絞りが大きくな り、破面はせん断型の破面が観察されており、延性破壊が発生したことが分かる。この傾向は、 フィレット半径が大きい試験体ほど顕著であることから、破損モードが局部破損から延性破壊へ と遷移したことが分かる。NF9 の局部破損から延性破壊への遷移は、フィレット半径が比較的小 さい RF9-1 付近から見られ、フィレット半径が大きくなるとともに典型的な延性破壊となる。

各試験体に発生した破損モードを表 3.1.2(2)-2 にまとめて示す。この表から、局部破損から 延性破壊への遷移は、剛性比については、ノズル肉厚が 5mm から 6mm 付近で、剛性の変化率につ いては、フィレット半径が 1mm と比較的小さい半径で生じていることが分かる。





(a) NF9





(b) NF5 図 3.1.2(2)-6(1/2) 試験体の破壊状況



(c) RF9-7図 3.1.2(2)-6(2/2) 試験体の破壊状況

試験体	パラメータ	内径	外径	肉厚	フィレット半径	破損モード
NF9	肉厚·	14	32	9	0	局部破損
	フィレット					
NF8	肉厚	16	32	8	0	局部破損
NF7	肉厚	18	32	7	0	局部破損
NF6	肉厚	20	32	6	0	局部破損
NF5	肉厚	22	32	5	0	延性破壊
NF4	肉厚	24	32	4	0	ノズル座屈
						延性破壊
RF9-1	フィレット	14	32	9	1	延性破壊
RF9-2	フィレット	14	32	9	2	延性破壊
RF9-5	フィレット	14	32	9	5	延性破壊
RF9-7	フィレット	14	32	9	7	延性破壊

表 3.1.2(2)-2 発生した破損モード

2) 荷重-変位曲線

剛性比(ノズル肉厚)を変化させた時及び剛性の変化率(フィレット半径)を変化させた時の 荷重-変位曲線を図 3.1.2(2)-7 に示す。図中で NF4 については、ノズル座屈に次いで延性破壊 が発生したため、荷重-変位曲線における荷重が 2 回にわたって極大値をとったものと考えられ る。

まず、図(a)より、ノズル肉厚を円板の板厚 5mm より増加させると、破壊強度及び破壊強度に 対する荷重点変位は、単調に減少する傾向にあることが分かる。一方、図(b)より、フィレット の曲率半径を増加させると、破壊強度及び破壊強度に対する荷重点変位は、増加しつつ一定値に 漸近する傾向にあることが分かる。



(b) 剛性の変化率(フィレット半径)の影響図 3.1.2(2)-7 荷重-変位曲線に及ぼす剛性比及び剛性の変化率の影響

3. 1. 2(2)-10

- (3) 破損モード判定のための新しい破壊曲面と破壊進展の直接解析法の提案【H30-R1】
- ① 平成 30 年度に提案した破壊曲面の有効性と限界【H30】
- 1) 破損モードの遷移について

平成 30 年度に提案した破壊曲面と破損モード遷移 3 軸応力度の関係を、図 3.1.2(3)-1 に示す [1]。この破壊曲面は、破損モードの遷移を定性的に説明する上では十分有効であった。しか し、破損モード遷移 3 軸応力度付近において、連続かつ微分可能となっている。これは定性的に、 延性破壊と局部破損のメカニズムは全く異なるため、破損モード遷移 3 軸応力度付近における連 続性は、むしろ不合理であると考えられる。破損モード遷移 3 軸応力度付近におけるミーゼス応 力の値を、破壊のメカニズムを用いて合理的に説明できないという問題があった。



図 3.1.2(3)-1 平成 30 年度に提案した破壊曲面と破損モード遷移 3 軸応力度

2) 引張強さと限界ひずみについて

図 3.1.2(3)-1 の破壊曲面では、「単軸応力状態に対する限界ひずみを、引張強さに対するひ ずみとする」という仮説を立てた。しかし、ノズル付き円板型試験体の破壊試験から、破壊強度 を定量的に推定するためには、実際の破断延性に基づく必要があることが明らかになった。

公称応カー公称ひずみ曲線と真応カー真ひずみ曲線の関係が明らかになっているのは引張強さ までであり、限界ひずみとしてそれより大きいひずみを想定する場合、応カーひずみ曲線をどう 定義するかが問題となる。

② 破損モードと破壊強度を適切に評価できる破壊曲面の提案【R1】

図 3.1.2(3)-1 の破壊曲面は、ミーゼスの破壊曲面に、多軸応力状態における限界ひずみの、 単軸応力状態における限界ひずみからの減衰率[TAF]を応力空間に展開して得られた曲面の両者 を組み合わせて得られたものである。この破壊曲面を定性的及び定量的に有効なものにするため に、以下を仮定した。

① 単軸応力状態に対応する限界応力は引張強さより大きい。

3. 1. 2(3) - 1

- ② 「ミーゼスの破壊曲面」と限界ひずみの減衰率による曲面の交点が、破損モード遷移3軸応 力度に対応する。
- ③ 「ミーゼスの破壊曲面」と限界ひずみの減衰率による曲面のうち、原点に近い方を結んだものが、実際の破壊曲面である。
- ④ 応力状態が「ミーゼスの破壊曲面」に到達したとき、塑性崩壊に次いで延性破壊が発生し、
 限界ひずみの減衰率による曲面に到達したとき、塑性崩壊を伴わずに局部破損が発生する。

実際の破損モードの遷移と破壊曲面のイメージを、図 3.1.2(3)-2に示す。3 軸応力度の値に関わらず一定のミーゼス応力をとる「ミーゼスの破壊曲面」は塑性崩壊に、3 軸応力度による限界ひずみの減衰率に基づく曲面は局部破損に対応するものである

ここで、①を満たすように『単軸応力状態において、引張強さ以降も n 乗硬化則が成立するものとし、引張強さに対するひずみ ϵ_u と限界ひずみ ϵ_{Lu} について、 ϵ_u : $\epsilon_{Lu} = 1: \beta$ ($\beta > 1$)とする』と仮定する。この仮説における限界ひずみを、図 3.1.2(3)-3に示す。

この仮定に基づけば、多軸応力状態における限界ひずみは、 β の関数として式(3.1.2(3)-1)で表される。式中の材料依存の定数 α_{sl} , m_2 は、フェライト鋼に対する値と同じとした。Rは降伏比(降伏応力と引張強さの比)である。

$$\varepsilon_{Lm} = \varepsilon_{Lm}(\beta) = \beta * \varepsilon_u * exp\left\{-\frac{\alpha_{sl}}{1+m_2} * \left(Tr - \frac{1}{3}\right)\right\}$$
(3. 1. 2(3)-1)
$$\alpha_{sl} = 2.2, m_2 = 0.6 * (1 - R)$$

式 (3.1.2(3)-1) の限界ひずみ式を用いて、3 軸応力度に対する限界ひずみを求めた後、これ を真応力-真ひずみ関係を用いて応力空間に展開して破壊曲面を作成する。ここで、単軸応力状 態において、引張強さ以降も n 乗硬化則が成立するものとし、引張強さに対するひずみ ϵ_u と限界 ひずみ ϵ_{Lu} について、 ϵ_u : $\epsilon_{Lu} = 1:\beta$ ($\beta > 1$)とする。

式(3.1.2(3)-1)の限界ひずみ式を用いて破壊曲面を定式化する。定式化の考え方は、以下のとおりである。

- ① 限界ひずみ式(3.1.2(3)-1)により、ある3軸応力度Tr₁に対する限界ひずみε_{lm}を求める。
- ② 真応力-真ひずみ関係から、①で求めた限界ひずみに対する真応力のを求める。
- ③ 静水圧応力-ミーゼス応力空間において、3軸応力度は原点を通る直線の傾きの逆数であ

り、②で求めた真応力と3軸応力度の交点を破壊曲面上の点とする。

これを任意の3軸応力度について行うことで、静水圧応力-ミーゼス応力空間における破壊曲 面を作成する。応力の軌跡が破壊曲面に交差したときに発生する破損モードは、3軸応力度が破 損モード遷移3軸応力度より小さい領域では延性破壊、大きい領域では局部破損となる。

限界応力までの真応力-真ひずみ関係の近似式として次式に示す n 乗硬化則を用いる。式中の Fは加工硬化係数、nは加工硬化指数(あるいは「n値」)である。

$$\sigma_t = F * \varepsilon_t^n \tag{3.1.2(3)-2}$$

3. 1. 2(3)-2

式 3.1.2(3)-2 により、多軸応力状態、単軸応力状態における、限界応力と限界ひずみの関係 は次式によって表される。

$$\sigma_{1} = F * \{\varepsilon_{Lm}(\beta)\}^{n}$$
(3. 1. 2 (3) -3)
$$\sigma_{u} = F * \varepsilon_{u}^{n}$$
(3. 1. 2 (3) -4)

式(3.1.2(3)-1)に式(3.1.2(3)-3)、式(3.1.2(3)-4)を代入すると、3 軸応力度に対する限界応 力は、次式によって表される。

$$\sigma_1(\beta) = \beta^n * \sigma_u * exp\left\{-\frac{n*\alpha_{sl}}{1+m_2} * \left(Tr - \frac{1}{3}\right)\right\}$$
(3.1.2(3)-5)

さらに、限界応力 $\sigma_1(\beta)$ はミーゼス応力 $\sigma_M(\beta)$ で置き換えられ、

$$\sigma_M(\beta) = \beta^n * \sigma_u * exp\left\{-\frac{n*\alpha_{sl}}{1+m_2} * \left(Tr - \frac{1}{3}\right)\right\}$$
(3.1.2(3)-6)

となる。さらに、式(3.1.2(3)-6)に3軸応力度の定義式を代入すると、静水圧応力-ミーゼス 応力空間における破壊曲面の次式を得ることができる。

$$\sigma_{H}(\beta) = \sigma_{M}(\beta) * \left\{ \frac{1}{3} - \frac{1 + m_{2}}{n * \alpha_{sl}} * \ln \frac{\sigma_{M}(\beta)}{\beta^{n} * \sigma_{u}} \right\}$$
(3. 1. 2 (3) -7)

さらに、単軸応力状態における限界ひずみと引張強さに対するひずみの比βは、破損モード遷 移 3 軸応力度Tr_{cri}の関数として式(3.1.2(3)-8)によって表され、 式(3.1.2(3)-7)の破壊曲面は、 Tr_{cri}を用いて式(3.1.2(3)-9)で表すことができる。したがって、破壊試験の結果からTr_{cri}を設 定することにより、βの値も定まる。

$$\beta = \beta(Tr_{cri.}) = exp\left\{\frac{\alpha_{sl}}{1+m_2} * \left(Tr_{cri.} - \frac{1}{3}\right)\right\}$$
(3. 1. 2 (3) -8)

$$\sigma_H(\beta) = \sigma_M(\beta) * \left\{ Tr_{cri.} - \frac{1+m_2}{n*\alpha_{sl}} * \ln \frac{\sigma_M(\beta)}{\sigma_u} \right\}$$
(3.1.2(3)-9)

同様に、単軸応力状態における限界応力 σ_{Lu} と引張強さの比は β^n となるので、限界応力も、破損モード遷移3軸応力度 Tr_{cri} の関数として式(3.1.2(3)-10)によって表される。

$$\sigma_{Lu} = \sigma_u * \{\beta(Tr_{cri.})\}^n = \sigma_u * exp\left\{\frac{n * \alpha_{sl}}{1 + m_2} * \left(Tr_{cri.} - \frac{1}{3}\right)\right\}$$
(3. 1. 2 (3) -10)

3.1.2(3)-3

さらに、延性破壊については、従来どおりミーゼス応力のみによって評価を行うのが妥当であ ると考えられるため、ミーゼス応力が単軸応力状態における限界応力に達したとき、延性破壊に 至るとすることにより、破損モードの遷移とよく対応する破壊曲面を提案できる。これを図 3.1.2(3)-4に示す。図において、橙色の領域は弾性領域、緑色の領域は塑性領域を示す。破壊に ついては、3 軸応力度が破損モード遷移 3 軸応力度より小さい領域においては、水色で示す領域 において塑性崩壊を伴ったうえで延性破壊が発生するのに対し、3 軸応力度が破損モード遷移 3 軸応力度より大きい領域においては、塑性崩壊を伴わずに局部破損が発生する。

以上のように、提案した破壊曲面は、延性破壊と局部破損の両破損モードのメカニズム、及び 破損モードの変化をよく説明できることが分かる。



図 3.1.2(3)-3 提案する仮定における限界ひずみ

3.1.2(3)-4



図 3.1.2(3)-4 提案した破壊曲面

③ 破壊試験に用いた材料に対する破壊曲面【R1】

提案した破壊曲面では、真応力-真ひずみ曲線をn 乗硬化則に近似した。したがって、平滑丸 棒試験片の引張試験から得られた真応力-真ひずみ曲線もn 乗硬化則に近似する。具体的な手順 は、以下のとおりである。

(1) 平滑丸棒試験片の引張試験で測定した荷重-変位曲線から、公称応カー公称ひずみ曲線を得た。

(2) (1)で得られた公称応力ー公称ひずみ曲線から、降伏応力 $\sigma_y \cong 9$ [MPa]、引張強さ $\sigma_B \cong 18.4$ [MPa]とした。ここで、ヤング率E[MPa] については文献値を採用し、 $E \cong 19000$ [MPa][36]した。

(3) 式(3.1.2(3)-2)に示す n 乗硬化則は真応力-真ひずみ関係の近似式である。したがって、 式(3.1.2(3)-2)に一般的な変換式 $\sigma_t = \sigma_n * (1 + \varepsilon_n), \varepsilon_t = \ln(1 + \varepsilon_n)$ を代入することで、n 乗硬 化則を公称応力-公称ひずみ関係で表現する。これを次式に示す。

$$\sigma_n * (1 + \varepsilon_n) = F * \{\ln(1 + \varepsilon_n)\}^n \qquad (3. 1. 2(3) - 11)$$
$$\Leftrightarrow \sigma_n$$
$$(1 + \varepsilon_n)\}^n$$

$$= F * \frac{\{\ln(1+\varepsilon_n)\}}{1+\varepsilon_n}$$

(1,2

(4) 引張強さにおいて、公称応力一公称ひずみ曲線の傾きは0であり、 $\frac{d\sigma_n}{d\varepsilon_n} = 0$ が成立する。これを式(3.1.2(3)-11)と連立させると、次式が得られる。

$$\frac{d\sigma_n}{d\varepsilon_n} = 0 \Leftrightarrow F * \frac{n * \{\ln(1+\varepsilon_n)\}^{n-1} - \{\ln(1+\varepsilon_n)\}^n}{(1+\varepsilon_n)^2} = 0$$
$$\Leftrightarrow (\varepsilon_t =) \ln(1+\varepsilon_n) = n \qquad (3.1.2(3)-12)$$

3. 1. 2(3)-5

(5) 式 (3.1.2(3)-11)に式 (3.1.2(3)-12)を代入すると、降伏比Rは、次式となる。

$$R = R(n) = \frac{\sigma_y}{\sigma_B} = \frac{F * \frac{\left\{\ln(1+\varepsilon_y)\right\}^n}{1+\varepsilon_y}}{F * \frac{n^n}{exp(n)}} = \frac{1}{1+\varepsilon_y} * \left\{\frac{\ln(1+\varepsilon_y)}{e*n}\right\}^n$$
$$= \frac{1}{1+\frac{\sigma_y}{E}} * \left\{\frac{\ln\left(1+\frac{\sigma_y}{E}\right)}{e*n}\right\}^n \qquad (3.1.2(3)-13)$$

(6) (5) で得られた式(3.1.2(3)-13)に、 $\sigma_y \cong 9$ [MPa], $\sigma_B \cong 18.4$ [MPa], $E \cong 19000$ [MPa]を代入 すると、 $n \cong 0.15$ が得られた。

(7) 式(3.1.2(3)-11)に、(2)で得られた $\sigma_y \cong 9$ [MPa], $E \cong 19000$ [MPa]、(6)で得られた $n \cong 0.15$ を代入すると $F \cong 28.37$ [MPa]となり、真応力一真ひずみ関係式は次式となる。

$$\sigma_t \cong 28.37 * \varepsilon_t^{0.15} \tag{3.1.2(3)-14}$$

さらに、破損モード遷移3軸応力度*Tr_{cri.}* = 1.1と仮定すれば、式(3.1.2(3)-8)から、単軸応力 状態における限界ひずみ*ε*_{Lu}について、次式が得られる。

$$\beta = \beta(Tr_{cri.}) \cong 3.64, \varepsilon_{Lu} \cong 0.546$$
 (3. 1. 2 (3) -15)

これを式(3.1.2(3)-7)に代入することにより、図3.1.2(3)-5に示す破壊曲面が得られる。



3. 1. 2 (3) -6

④ 破壊曲面の有限要素解析プログラムへの実挿による破壊進展の直接解析法の提案【R1】

局部破損の状況を直接的に解析するために、提案した破壊曲面を有限要素解析プログラムへ実 装し、局部破損の発生と進展を直接解析できるようにした。局部破損の発生は、「要素の応力状 態が破損モード遷移3軸応力度以上の領域で破壊曲面に交差したとき、その要素の剛性を0にす る」ことによって表した。

この解析法によって推定した局部破損箇所の例を図 3.1.2(3)-6 に示す。図(a)において、局部 破損が生じた要素は剛性が 0 になり、ミーゼス応力が 0 となっている。解析で推定した局部破損 個所(丸印)は、図(b)の破壊試験における破損発生個所(丸印)とよく一致した。



(a) 解析和未
 (b) 破壊
 (c) 破壊
 (c) 破壊
 (c) 破壊

参考文献

[1] 文部科学省 国家課題対応型研究開発推進事業 原子カシステム研究開発事業 「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 平成 30 年度成果報告書」(2019 年 3 月

(4) ノズル付き円板型試験体の破壊進展解析【R1】

① 解析目的

ノズルと円板の「剛性比」及び「剛性の変化率」が破損モードと破壊強度に及ぼす影響を解析 の面から明らかにする。さらに、提案した破壊曲面は、生じる破損モードを明らかにし、破壊強 度の定量的な変化を適切に評価できることを示す。

2 解析概要

解析の概要は以下のとおりである。

- プリ・ポストプロセッサ: FEMAP[34]
- ソルバー: FINAS/STAR (提案した破壊曲面を組み込んだもの)
- 解析方法: 大変形弹塑性有限要素解析
- 使用要素: 軸対称固体要素、3次元固体要素

③ 解析条件

1) 解析モデル

各試験体の解析モデルを図 3.1.2(4)-1 に示す。また、各解析モデルの要素数及びノズル取付 け部の円板側における板厚方向の分割数を表 3.1.2(4)-1 に示す。メッシュ分割は、ノズル取付 け部付近に応力特異場を生じさせないようにするために、板厚方向に細分割し、要素形状を可能 な限り正方形に近くするとともに、要素の大きさが連続的に変化するようにした。

2) 材料特性

材料特性は、平滑丸棒試験片の引張試験から得られた公称応カー公称ひずみ曲線を真応カー真 ひずみ曲線に変換した。一般に、この変換が有効なのは引張強さまで(青線の部分のみ)である が、図 3.1.2(4)-2 に示すように、限界応力まで外挿して(赤線の部分を含む)、多直線近似し た。

3) 荷重条件及び境界条件

荷重条件と境界条件を図 3.1.2(4)-3 に示す。



(a) NF9

(b) NF8



(c) NF7

(d) NF6



(e) NF5

(f) NF4





図 3.1.2(4)-1 解析モデル

3. 1. 2(4)-2

試験体	要素数	板厚方向の分割数
NF9	20772	80
NF8	19376	80
NF7	18052	80
NF6	16840	80
NF5	15764	80
NF4	14668	80
RF9-1	22928	80
RF9-2	12842	60
RF9-5	8176	40
RF9-7	8746	40

表 3.1.2(4)-1 解析モデルの要素数と板厚方向分割数



図 3.1.2(4)-2 真ひずみ曲線



図 3.1.2(4)-3 境界条件

3.1.2(4)-3

④ 解析結果

1) 変形と破損モードの推定

各解析モデルの最大荷重点における変形を、ミーゼス応力の分布とともに図 3.1.2(4)-4 に示 す。変形倍率は1倍である。たわみの大きさはノズル肉厚の増加とともに単調に減少し、フィレ ット半径の増加とともに単調に増加する。

各解析モデルの破損モードの推定結果を、試験結果とともに、表 3.1.2(4)-2 に示す。すべての試験体について、解析による破損モードの推定は、試験で発生した破損モードに一致していることから、提案した破壊曲面は、構造不連続部の破損モードを適切に判定できることが分かる。



3. 1. 2(4)-4





(i)RF9-5(j)RF9-7図 3.1.2(4)-4(2/2)最大荷重点における変形

	200110(1)		
試験体	パラメータ	試験結果	解析結果
NF9	肉厚・フィレット	局部破損	局部破損
NF8	肉厚	局部破損	局部破損
NF7	肉厚	局部破損	局部破損
NF6	肉厚	局部破損	局部破損
NF5	肉厚	延性破壊	延性破壊
NF4	肉厚	ノズル座屈	
		延性破壊	延性破壊
RF9-1	フィレット	延性破壊	延性破壊
RF9-2	フィレット	延性破壊	延性破壊
RF9-5	フィレット	延性破壊	延性破壊
RF9-7	フィレット	延性破壊	延性破壊

表 3.1.2(4)-2 破損モードの推定結果

2) 荷重一変位曲線

局部破損が発生した試験体の1つであるNF9について、提案した破壊曲面を組み込んだ破損モード解析による荷重-変位曲線を、既往研究の破壊曲面を組み込んだ破損モード解析による荷重 -変位曲線及び試験による荷重-変位曲線とともに図 3.1.2(4)-5 に示す。この図より、提案した破壊曲面は既往研究による破壊曲面より、実際の破壊強度を適切に評価できることが分かる。

ノズル肉厚を変化させたときの荷重-変位曲線及びフィレットの曲率半径を変化させたときの 荷重-変位曲線を図 3.1.2(4)-6 に示す。図(a)より、ノズル肉厚を円板の板厚 5mm より増加させ ると、破壊強度及び破壊強度に対する荷重点変位は単調に減少することが分かる。すなわち、ノ ズル部と円板部の「剛性比」が大きいノズル補強は、変形能を低下させるため、破壊強度を低下 させることが分かる。図(b)より、フィレットの曲率半径を増加させると、破壊強度及び破壊強 度に対する荷重点変位は、増加しつつ一定値に漸近する傾向にあることが分かる。RF9-1, RF9-2, RF9-5, RF9-7 において、破損モード判定は延性破壊となったことから、ノズル部と円板部の「剛 性比」は大きいままであっても、「剛性の変化率」は小さくなる円弧型フィレットによるノズル 補強は、変形能を上昇させるため、破壊強度を上昇させることが分かる。



図 3.1.2(4)-5 破壊曲面による荷重-変位曲線の比較 (NF9)



(a) パラメータ:ノズル肉厚



(b) パラメータ:フィレットの曲率半径

図 3.1.2(4)-6 破損モード解析から得られた荷重-変位曲線

3) 応力分布

最大荷重点における応力分布を変形図とともに示す。各計算モデルの応力成分、主応力、ミー ゼス応力の分布は Appendix B にまとめて示す。ここでは、破損モードの判定に直結するミーゼ ス応力の分布を図 3.1.2(4)-7 に示す。この図より、ミーゼス応力の最大箇所はノズル取付け部 の板厚下側表面付近であることが分かる。試験において発生した破面の状況から、ミーゼス応力 の最大箇所は必ずしも局部破損発生箇所に一致しておらず、局部破損を評価するためにはミーゼ ス応力のみでは不十分であると考えられる。



(a) NF9

(b) NF8



(c) NF7
 (d) NF6
 図 3.1.2(4)-7(1/2) ミーゼス応力の分布(ノズル取付け部)

3.1.2(4)-8



(e) NF5





RF9-1 (g)



(j) (i) RF9-5 RF9-7 図 3.1.2(4)-7(2/2) ミーゼス応力の分布 (ノズルミーゼス応力の分布 (ノズル取付け部))
4) 局部破損の発生箇所と進展状況

局部破損と推定される解析モデル NF9 について、局部破損の発生箇所と進展状況を検討する。 局部破損発生箇所の応力状態の推移を図 3.1.2(4)-8 に示す。横軸が静水圧応力、縦軸がミーゼ ス応力であり、その比が 3 軸応力度である。ミーゼス応力が引張強さ以上となった後、3 軸応力 度が破損モード遷移 3 軸応力度 1.1 以上の領域へと遷移し、提案した破壊曲面より外側の領域に 到達していることが分かる。

局部破損の発生箇所と進展状況の例を図 3.1.2(4)-9 に示す。他のモデルについては、 Appendix Bにまとめて示す。図で表示している応力はミーゼス応力であり、局部破損に至った要素の応力は0となる。局部破損はノズル取付け部の板厚中心付近で発生し、ノズル部の一部をえぐり取るようにノズル部に進展しつつ、板厚下側に進展した後、板厚上側でミーゼス応力が限界応力に到達し、破断に至っている。



図 3.1.2(4)-8 局部破損発生箇所の応力状態と提案した破壊曲面(NF9)



⑤ 考察

1) 局部破損に及ぼすノズル形状の影響

(c) 破損発生(強制変位:14.475mm)

ノズル肉厚を変化させることで、ノズル部と円板部の「剛性比」を変化させたときの、破損モ ード及び破壊強度の変化は、次のとおりである。

図 3.1.2(4)-9 局部破損の発生箇所と進展状況 (NF9)

(d) 破壞進展(強制変位:14.525mm)

- ノズル肉厚が円板の板厚 5mm より大きいすべての試験体 NF9, NF8, NF7, NF6 において発 生した破損モードは局部破損であった。
- 局部破損が発生した試験体において、破壊強度及び変形能が相対的に小さくなったことから、ノズル部と円板部の「剛性比」が大きいノズル補強は、塑性変形を強く拘束するため、局部破損を発生させ、破壊強度を低下させる傾向にある。

一方、円弧型フィレットの曲率半径を変化させることで、ノズル部と円板部の「剛性の変化率」 を変化させたときの、破損モード及び破壊強度の変化は、次のとおりである。

- フィレットのない試験体 NF9 において発生した破損モードは局部破損であったのに対し、 RF9-1, RF9-2, RF9-5, RF9-7 において発生した破損モードは延性破壊であった。
- ノズル部と円板部の「剛性比」は大きいままであっても、「剛性の変化率」は小さく なるような、円弧型フィレットによるノズル補強は、塑性変形の拘束を弱くするた

3. 1. 2(4)-11

め、破壊強度が低下する破損モードである局部破損の発生を回避し、フィレット先端での 延性破壊を発生させる傾向にある。

2) 破損モードの変化及び破壊の起点と進展

破壊試験における破壊強度と破損モード解析から得られた破壊強度の比較を表 3.1.2(4)-3、及 び図 3.1.2(4)-10 に示す。定量的な考察を行うにあたって、①試験結果には、例えば材料の試験 体間及び試験体内でのばらつき等、大きなばらつきが必ず存在すること、②破壊現象は、破壊試 験においては非軸対称的に進行するのに対し、破損モード解析においては軸対称的に、すなわち 全周的に進行するため、破壊強度は小さく評価される可能性が高いことを鑑みるべきである。試 験結果が解析結果より 20%以上大きい NF7, RF9-2 については、その原因が試験のばらつきにある のは明らかである。以上を鑑みれば、破損モード解析による破壊強度の評価は、破壊試験で測定 した破壊強度によく一致していると言える。したがって、提案した破壊曲面は、両破損モードの 破壊強度を定量的に評価できることが明らかである。

局部破損の発生箇所と進展状況の解析結果は、試験後の破面の状況によく一致する。したがっ て、提案した直接解析は、破壊の起点と進展を適切に評価できることが明らかである。この解析 から、局部破損はノズル取付け部の板厚内部で発生し、ノズル部の一部をえぐり取るようにノズ ル部に進展しつつ、板厚下側に進展した後、板厚上側でミーゼス応力が限界応力に到達し、破断 に至ったと考えられる。図 3.1.2(4)-9 において、局部破損の起点となった箇所の応力状態は、 ミーゼス応力が引張強さ以上となった後、3 軸応力度が破損モード遷移 3 軸応力度 1.1 以上の領 域へと遷移し、提案した破壊曲面より外側の領域に到達している。これは、ミーゼス応力が引張 強さ以上になった時点で、ノズル取付け部にネッキングが生じ始めるが、ノズル肉厚が円板の板 厚より大きく、円弧型フィレットの曲率半径が小さい試験体ほど塑性拘束が大きいため、ネッキ ングが十分に進行する前に 3 軸応力度が破損モード遷移 3 軸応力度 1.1 以上の領域へと遷移し、

試験体	破壊試験[N]	破損モード解析[N]	(試験)/(解析)
NF9	6804	6057	1.123
NF8	6898	6265	1.101
NF7	8258	6752	1.223
NF6	8148	7909	1.030
NF5	10847	10739	1.010
NF4	10369	9119	1.137
RF9-1	7320	6303	1.161
RF9-2	8020	6570	1.221
RF9-5	7895	6950	1.136
RF9-7	7830	7009	1.117

表 3.1.2(4)-3 破壊試験と破損モード解析から得られた破壊強度の比較



(a) パラメータ:ノズル肉厚



(b) パラメータ:フィレットの曲率半径

図 3.1.2(4)-10 破壊試験と破損モード解析から得られた破壊強度の比較

(5)提案した破損モード解析法の実機構造への適用性検証【R1】

ノズル付き容器型試験体の内圧試験と破壊進展解析

原子炉容器を模擬する厚肉ノズル付き容器型試験体について、内圧試験及び破壊進展解析を行った。

試験装置を図 3.1.2(5)-1 に示す。負荷方式は、フランジ部を支持し、亀裂が貫通するまで水 圧を負荷した。試験体は、球殻の中心軸にノズルを取り付けることで、原子炉容器の形状を模擬 する。寸法は、一般的な構造設計において、構造不連続部での破壊を回避するために、ノズル肉 厚の確保によるノズル補強がされていることを念頭に、球殻の外径を 200mm、板厚を 6.7mm、ノ ズル肉厚を 9mm(外径 27mm、内径 9mm)、フィレットの曲率半径を 0.5mm(最小加工半径)、ノ ズル長さを 48mm とした。試験体の形状、寸法を図 3.1.2(5)-2 に示す(図中の単位は mm であ る)。材料は鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)を用い、試験温度は室温(25℃)とした。

外表面側からみた、試験で亀裂が貫通した箇所を、図 3.1.2(5)-3 に示す。ノズル補強を施し た構造であるにも関わらず、赤線で示すノズル取付け部から 6~7mm 離れた断面において、亀裂が 貫通している。破損モードについては、局部破損が発生したノズル付き円板型試験体において観 測された、えぐれたような破面が観測されなかったことから、延性破壊が発生したものと判断で きる。

提案した解析法による破壊進展解析において、すべて軸対称4節点要素を用いた。要素分割 は、ノズル取付け部付近に応力特異場を生じさせないために、板厚方向に詳細な分割を施し、要 素形状を可能な限り正方形に近い形状にするとともに、要素サイズが連続的に変化するようにし た。解析モデルの板厚方向の分割数を80、要素数を28200とした。

解析による破損モード判定は、いずれの要素においても局部破損は発生せず、延性破壊となった。延性破壊の指標であるミーゼス応力の分布、局部破損の指標である静水圧応力の、構造不連続部(ノズル取付け部付近)における分布を、それぞれ図 3.1.2(5)-4 に示す。ミーゼス応力は、試験で亀裂が貫通した位置の断面全体において最大であるのに対し、静水圧応力は、ノズル取付け部の外表面から少し内側に入った箇所において最大であることがうかがえる。

この解析結果を検証するために、ノズル取付け部(A)と、試験で亀裂が貫通した位置の断面(B) の応力の軌跡を図3.1.2(5)-5 に示す。破損モード遷移3軸応力度1.1以上になるノズル取付け 部Aの要素が破壊曲面に到達するのに先立って、断面B全体が破壊曲面に到達したことから、予 測した破壊箇所は、試験結果によく一致した。さらに、断面Bの3軸応力度は破損モード遷移3 軸応力度以下であることから、破損モード判定が延性破壊となったことが確認できる。予測した 破損モードについても、試験結果によく一致していることが分かる。

したがって、提案した解析法は、ノズル付き容器に対しても適用可能であると考えられる。



図 3.1.2(5)-1 内圧試験装置



図 3.1.2(5)-2 厚肉ノズル付き容器型試験体



図 3.1.2(5)-3 亀裂が貫通した箇所

3. 1. 2 (5) -2

····· · · · · · · · · · · · · · · · ·	
20.01	
24.18	
22.46	
20.72	
20.73	
19.	
17.27	
15.55	
13.82	
12.09	
10.36	
8.637	
6.909	
5.182	
3.455	
1.727	
0.	

(a) ミーゼス応力



(b) 静水圧応力(ノズル取付け部付近)図 3.1.2(5)-4 応力の分布



(a) 破損モード予測の検証箇所



(b) 応力の軌跡

図 3.1.2(5)-5 厚肉ノズル付き容器型試験体の破損モード予測結果の検証

3次元容器構造の破壊進展解析

軸対称構造である、原子炉容器を模擬する厚肉ノズル付き容器型試験体において、局部破損は 発生しなかったが、実機において局部破損が問題になるのは、主に3次元構造である。そこで、 球殻とのなす角が約45°となる斜角ノズルを有する容器について、破壊進展解析を行った。寸 法については、すべて厚肉ノズル付き容器型試験体と同様である。解析モデルを図3.1.2(5)-6 に示す。提案した解析法による破壊進展解析において、すべて四面体要素を用いた。要素分割 は、ノズル取付け部付近に応力特異場を生じさせないために、板厚方向に詳細な分割を施し、要 素形状を可能な限り正方形に近い形状にするとともに、要素サイズが連続的に変化するようにし た。解析モデルの板厚方向の分割数を80、要素数を207131とした。3次元解析において、より 少ない要素数での計算精度の向上が、将来的な課題であろう。

3次元容器構造の破損モード判定は、厚肉ノズル付き容器型試験体とは異なり、内表面付近での局部破損となった。予測された局部破損発生箇所を図 3.1.2(5)-7に示す。



図 3.1.2(5)-6 射角ノズルを有する容器の解析モデル



図 3.1.2(5)-7 予測された局部破損発生箇所

(6) まとめ【R1】

ノズル付き円板型試験体の破壊試験及び有限要素解析、ノズル付き容器型試験体の内圧試験及び有限要素解析、3次元容器構造の有限要素解析による研究から、以下の結論を得た。

 ノズル付き円板型試験体の破壊試験から、破損モードに及ぼすノズル部と円板部の剛性比及 び剛性の変化率の影響を明らかにした。

ノズル部と円板部の「剛性比」及び「剛性の変化率」が大きい単純なノズル補強は、塑 性変形を大きく拘束するため、局部破損を生じさせ、かえって破壊強度を低下させるのに 対し、ノズル部と円板部の「剛性比」は大きいままであっても、「剛性の変化率」は小さ くなるような、円弧型フィレットによるノズル補強は、塑性変形の拘束を小さくするた め、破壊強度が低下する破損モードである局部破損の発生を回避し、フィレット先端での 延性破壊を生じさせることを明らかにした。

② 応力状態による破損モードの変化を定量的に説明できる破壊曲面を提案し、有限要素解析プログラムに組み込み、延性破壊と局部破損を直接解析できるようにした。

局部破損の発生箇所と進展状況の解析結果は、試験後の破面の状況によく一致する。局 部破損は、ノズル取付け部の板厚の内部で発生し、ノズル部の一部をえぐり取るようにノ ズル部に進展しつつ、板厚下側に進展した後、板厚上側の応力が限界に到達し、破断に至 ったことが明らかになった。

③ さらに、この解析法を容器構造に適用し、原子炉容器構造不連続部の破損モードの予測可能 性を示すことができた。

この解析法は、軸対称構造であるノズル付き容器型試験体については、延性破壊の発生 を予測し、内圧試験の結果によく一致した。一方、より変形しにくい構造である3次元容 器構造については、局部破損の発生を予測した。

3.1.3 高温·高圧破壊構造物試験【H28-R1】

(1) 平成 28 年度~令和元年度の実施内容と成果の概要【H28-R1】

第4世代炉国際フォーラムにおける革新炉の安全性・信頼性向上のための安全設計クライテリ アの検討結果より、炉心損傷に至る代表的な事象として、炉停止失敗事象と除熱系喪失事象が挙 げられる。現行設計では、炉停止失敗事象に対しては、受動的炉停止機構の採用、炉心下部にお ける冷却材受皿の設置により、溶融燃料を冷却材バウンダリ内に確保することとし、冷却材が冷 却材バウンダリから漏えいすることを想定していない。一方、除熱系喪失事象に対しては、配管 の高所引き回し、二重容器の隙間最小化による冷却材液位確保、完全自然冷却に基づく崩壊熱除 去系の採用により、燃料の溶融は防ぐが、冷却材が冷却材バウンダリから漏えいすることまでを 想定している(二重容器にて、冷却材を確保する)。上記背景を踏まえ、本プロジェクトでは、 高速炉の炉容器がシビアアクシデント発生後、崩壊熱除去機能喪失事象に至り、冷却材温度が設 計想定範囲である 650℃を超える状況を対象にした高温・高圧破壊構造物試験を実施することを、 平成 28 年度に計画した[1]。ここで、崩壊熱除去機能喪失事象を起因に、冷却材バウンダリが破 壊する要因として、冷却材温度の上昇とともに炉容器のクリープ破断強度が低下する中、構造物 や冷却材の自重が作用し続ける状況、もしくは、冷却材の液位とともに上昇するカバーガス圧が 高まる状況を想定した。平成 29 年度は、崩壊熱除去機能喪失中も自重が作用し続ける状況を想 定した構造物試験[2]、平成30年度と令和元年度は、同じく崩壊熱除去機能喪失中に内圧が上昇 する状況を想定した構造物試験を実施した[3]。なお、原子炉容器の実機材料は、ステンレス鋼 を使用しており、構造破壊時の温度・圧力は高く、破壊エネルギーが非常に大きい。本プロジェ クトでは、シビアアクシデント時を想定した構造物試験を低コストかつ安全に実施することで、 構造破壊に関する研究の裾野を広げ、活発化することを目的に、供試材は前回プロジェクトで開 発した模擬材料(鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%))[4]を活用し、簡易な試験方法、つまり、 低い温度と圧力で破壊試験を実施することを試みた。

本プロジェクトで実施した構造物試験の概要を、表 3.1.3(1)-1 にまとめて示す。平成 29 年度 は、原子炉容器の円筒胴を模擬した円筒試験体を用いたクリープ試験を実施した。この結果、初 期欠陥が無い場合は、円筒部の応力が一様となり、あらゆる位置にき裂が発生し、これが連結し ながら急速に進展することに対して、初期欠陥がある場合は、主要なき裂が時間とともに徐々に 進展していく様子が確認された。このことから、実機においては、ノズルなどの弱点部位を設計 することにより、初期き裂の発生位置の限定や全周破断に至るまでの破壊挙動を緩和するなど、 破壊制御技術を適用できる見込みが得られた[2]。

平成 30 年度は、原子炉容器のノズルを模擬した容器型試験体を用いた内圧クリープ試験を実施した。この結果、ノズル近傍にき裂が密集する状態も一部確認されたが、貫通位置は、すべてノズルから離れた液面近傍であった。なお、試験部には数℃の温度分布が作用している状況であり、この温度分布を考慮した応力解析を実施した結果、温度を目標値(80℃一定)とした場合と、発生応力に有意差が無いことを確認した。また、鉛アンチモン合金のクリープ特性について、数℃の差を確認するためのデータは取得できていないが、貫通位置が液面近傍となった理由は、この温度の差により、ノズル近傍と液面近傍で材料強度に差が生じたためであると推測している[3]。

令和元年度は、温度分布のばらつきに伴う材料強度のばらつきを排除すること、さらには、弾

3. 1. 3 (1) -1

塑性挙動とクリープ挙動の間に類似則が存在することを踏まえ、室温環境における内圧破壊試験 を実施した。この結果、全5体の内4体がノズル近傍で貫通し、破壊曲面により、損傷位置を評 価できることを確認した。模擬材料を使用した容器型試験体を製作し、高温・高圧破壊試験を実 施した。その結果に基づき、高温高圧時の破損モード予測法の適用性と破壊制御技術の適用性可 能性を検証した。

参考文献

- [1] 文部科学省 国家課題対応型研究開発推進事業 原子カシステム研究開発事業「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平成28年度成果報告書」(平成29年 3月)
- [2] 文部科学省 国家課題対応型研究開発推進事業 原子カシステム研究開発事業「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平成 29 年度成果報告書」(平成 30 年 3月)
- [3] 文部科学省 国家課題対応型研究開発推進事業 原子カシステム研究開発事業「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平成 30 年度成果報告書」(平成 31 年 3月)
- [4] 文部科学省 国家課題対応型研究開発推進事業 原子カシステム研究開発事業「極限荷重に対 する原子炉構造物の破損メカニズム解明と破局的破壊防止策に関する研究開発平成 27 年度 成果報告書」(平成 28 年 3 月)

年度	目的	供試体	試験方法	結果			
平成	構造物試験の計画のみ(試験け実施していない)						
28 年							
平成	崩壊熱除去	円筒形状(炉容器の円筒胴を模擬)	1.1	き裂発生位			
29 年	機能喪失中		alla z	置や進展挙			
	に、自重が			動が、スリ			
	作用し続け			ット有無に			
	る状況下に			依存する。			
	おける破損			弱点を作る			
	状況の確認		温度:80℃	ことで、破			
			荷重:自重*	壊位置を制			
		$\begin{array}{ccc} \lambda y \cdot y \cdot & \lambda y \cdot y \cdot & \lambda y \cdot y \cdot \\ \lambda t \cdot 1 & \lambda t \cdot 2 & \eta t \cdot 1 \\ \end{array}$	※錘の吊下げ	御できる。			
平成	崩壊熱除去	容器形状(炉容器の球殻部を模擬)		き裂発生位			
30年	機能喪失中		AN	置や進展挙			
	に、内圧が		18 M	動が、ノズ			
	上昇する状	· · · · · · · · · · · ·		ル有無に依			
	況下におけ	and the second se	温度:80℃	存する。た			
	る破損状況		荷重:内圧※	だし、貫通			
	の確認		※アルゴンガス	位置が予想			
		- 101	にて加圧	外の位置(液			
				面近傍)とな			
		A to all		った。			
		Jズル なし $p_{RB}/ズル$ 村き 村き					

表 3.1.3(1)-1 本プロジェクトで実施した構造物試験の概要



厚肉ノズル付き R=7.0

薄肉ノズル付き R=0.5

(2) ノズル付き容器型試験体の内圧破壊試験【R1】

本検討では、冷却材用ノズルや計装管台などを含む炉容器の破壊位置や破壊に至るまでの挙動 を確認するため、ノズル付き容器型試験体を用いた内圧破壊試験(室温)を実施した。

試験体

供試体は、東京大学より支給された鉛アンチモン合金製の容器型試験体である。受入れ時の状態を図 3.1.3(2)-1 に、供試体の化学成分を表 3.1.3(2)-1 に示す。本試験では、厚肉ノズル付き(3 種類)と薄肉ノズル付き(1 種類)の 4 種類の容器型試験体を使用した。容器型試験体の主要寸法を図 3.1.3(2)-2 に示す。ここで、ノズル外径は 27mm とし、厚肉ノズルの肉厚は 9mm、薄肉ノズルの肉厚は 3mm とした。試験対象部位は、このノズルを含む、内半径 93.3mm、肉厚 6.7mmの球殻部分である。試験条件を表 3.1.3(2)-2 に示す。

2 試験方法

内圧破壊試験の方法を図 3.1.3(2)-3 に示す。容器型試験体は、設置台に乗せ、水圧にて加圧 した。そして、熱電対、ひずみゲージ及びカメラを用いて、温度、ひずみ及び変形を計測した。 計測位置を図 3.1.3(2)-4 及び図 3.1.3(2)-5 に示す。

③ 試験結果

模擬材料として使用している鉛アンチモン合金は、本プロジェクトにてこれまで試験してきた 経験上、製作方法や製作年度に依って、材料強度がばらつく傾向にある。容器型試験体で用いた 供試材の引張特性データを確認するため、内圧破壊試験の実施に先立ち、単軸丸棒試験片を用い た引張試験を東大にて実施した。この結果、室温(25℃)の引張強さは約18~20MPaであった。 このため、破壊に至る内圧は約2.6~2.9MPaであるとの予想の下、以下に示す内圧破壊試験を実 施した。

Case1 厚肉ノズル付き容器型試験体(ノズル肉厚 9mm、R0.5)の圧力、温度及びひずみの時間 履歴を図 3.1.3(2)-6 に示す。カメラによる変形計測結果を図 3.1.3(2)-7 に、ノズル近傍のひず み計測結果を図 3.1.3(2)-8 に示す。貫通寿命発生時の内圧は 2.5MPa であった。貫通直前のひず みは、径方向が周方向よりも大きい傾向にあった。なお、内圧破壊試験終了後は、損傷位置を可 視化するため、図 3.1.3(2)-9 に示すように浸透探傷試験を施した。指示模様は、ノズル近傍 (ノズル外径から 7~9mm 離れた位置:外径Φ41~Φ45 位置に相当) に確認された。なお、き裂

の方向は、周方向であった。

Case2 厚肉ノズル付き容器型試験体 (ノズル肉厚 9mm、R0.5)の圧力、温度及びひずみの時間 履歴を図 3.1.3(2)-10 に示す。カメラによる変形計測結果を図 3.1.3(2)-11 に、ノズル近傍のひ ずみ計測結果を図 3.1.3(2)-12 に示す。貫通寿命発生時の内圧は 2.8MPa であった。貫通直前の ひずみは、径方向が周方向よりも大きい傾向にあった。なお、内圧破壊試験終了後は、損傷位置 を可視化するため、図 3.1.3(2)-13 に示すように浸透探傷試験を施した。指示模様は、球殻の肉 厚が変わる位置近傍であった(指示模様は、ノズル近傍には出なかった)。なお、き裂の方向は、 周方向であった。このように、Case2 における容器型試験体の形状は、Case1 と同じであるが、 貫通位置が異なる結果となった。ここで、貫通時の圧力は 2.5MPa (Case1) と 2.8MPa (Case2) で異なるものの、単軸丸棒試験片による引張強さ (18MPa~20MPa)のばらつき範囲内であった。 また、図 3.1.3(2)-7 と図 3.1.3(2)-11 より、Case1 と Case2 の試験部の変形挙動は極端に異なる ものではなかった。貫通位置が異なった理由ははっきりしないが、後述する弾塑性解析結果より、 ノズル近傍と球殻部分の相当塑性ひずみ差は僅かであり、Case2 ではこの差による影響が出なかったものと思われる。

Case3 厚肉ノズル付き容器型試験体(ノズル肉厚 9mm、R1.0)の圧力、温度及びひずみの時間 履歴を図 3.1.3(2)-14 に示す。カメラによる変形計測結果を図 3.1.3(2)-15 に、ノズル近傍のひ ずみ計測結果を図 3.1.3(2)-16 に示す。貫通寿命発生時の内圧は 2.8MPa であった。貫通直前の ひずみは、径方向が周方向よりも大きい傾向にあった。なお、内圧破壊試験終了後は、損傷位置 を可視化するため、図 3.1.3(2)-17 に示すように浸透探傷試験を施した。指示模様は、ノズル近 傍(ノズル外径から 7~11mm 離れた位置:外径 Φ 41~ Φ 49 位置に相当)に確認された。なお、き 裂の方向は、周方向であった。

Case4 厚肉ノズル付き容器型試験体(ノズル肉厚 9mm、R7.0)の圧力、温度及びひずみの時間 履歴を図 3.1.3(2)-18 に示す。カメラによる変形計測結果を図 3.1.3(2)-19 に、ノズル近傍のひ ずみ計測結果を図 3.1.3(2)-20 に示す。貫通寿命発生時の内圧は 2.5MPa であった。貫通直前の ひずみは、径方向が周方向よりも大きい傾向にあった。なお、内圧破壊試験終了後は、損傷位置 を可視化するため、図 3.1.3(2)-21 に示すように浸透探傷試験を施した。指示模様は、ノズル近 傍(ノズル外径から 17~19mm 離れた位置:外径 Φ 61~ Φ 65 位置に相当)に確認された。なお、 き裂の方向は、周方向であった。

Case5 薄肉ノズル付き容器型試験体(ノズル肉厚 9mm、R0.5)の圧力、温度及びひずみの時間 履歴を図 3.1.3(2)-22 に示す。カメラによる変形計測結果を図 3.1.3(2)-23 に、ノズル近傍のひ ずみ計測結果を図 3.1.3(2)-24 に示す。貫通寿命発生時の内圧は 2.4MPa であった。貫通直前の ひずみは、周方向が径方向よりも大きい傾向にあった。なお、内圧破壊試験終了後は、損傷位置 を可視化するため、図 3.1.3(2)-25 に示すように浸透探傷試験を施した。指示模様は、ノズル近 傍(ノズル外径から 10~14mm 離れた位置:外径 Φ 47~ Φ 55 位置に相当)に確認された。なお、 き裂の方向は、軸方向であった。

内圧破壊試験における損傷箇所を比較した結果を図 3.1.3(2)-26 にまとめて示す。全5 体中4 体はノズル近傍で貫通し、1 体は球殻部で貫通した。ノズル近傍で貫通した4 体の内、厚肉ノズル3 体のき裂の方向は周方向、薄肉ノズル1 体のき裂の方向は軸方向であった。また、ノズル近傍で貫通した4 体について、貫通位置の断面マクロ写真を図 3.1.3(2)-27 にまとめて示すが、断面はすべて絞れた状況であった。球殻部で貫通した1 体を除き、貫通位置とその方向、そして破損モードの再現可能性を確認するため、次項に示す応力解析と破壊曲面を用いた強度評価を実施した。

損傷を再現するための応力解析(大変形弾塑性解析)

内圧破壊試験における発生応力源は、水圧による内圧、そして、容器型試験体と水の自重となる。ここで、自重により発生する応力は内圧により発生する応力に対して極めて小さいため、応 力解析における荷重は内圧のみを考慮した。

応力解析に使用した材料特性値を表 3.1.3(2)-3 に示す。大変形弾塑性解析における解析モデルと境界条件を、図3.1.3(2)-28と図3.1.3(2)-29に示す。大変形弾塑性解析条件を表 3.1.3(2)-4 に示す。

大変形弾塑性解析結果を図 3.1.3(2)-30 に示す。内圧の負荷とともに、球殻部分が膨らみ、ノズルを外径方向に広げるように変形する。ノズルの肉厚、つまり剛性によって、ノズル近傍の支

3. 1. 3(2)-2

配応力が異なり、厚肉ノズル付き容器型試験体は径方向応力が、薄肉ノズル付き容器型試験体は 周方向応力が支配的になる。なお、厚肉ノズル付き容器型試験体、薄肉ノズル付き容器型試験体 ともに、ミーゼス応力、静水圧応力及び相当塑性ひずみは、ノズル近傍に集中する傾向にあるが、 球殻との差は僅かであった。

⑤ 破壊曲面を用いた強度評価

上述の応力解析結果と本プロジェクトで検討している破壊曲面[1-4]を用いて、強度評価を実施した。破壊曲面は、(3.1.3(2)-(1))式に示す 3 軸応力度Trに対する限界ひずみ ε_{Lm} と応力ひずみ関係式[3]を用いて作成した。

$$\varepsilon_{Lm} = \varepsilon_{Lu} \cdot exp\left[-\frac{\alpha_{sl}}{1+m_2}\left(Tr-\frac{1}{3}\right)\right]$$

(3.1.3(2)-(1))

ここで、

ε_{Lm}:多軸応力状態での限界ひずみ

引張強さにおけるひずみと定義した。

ε_{Lu}:単軸応力状態での限界ひずみ

 α_{sl} : 0. 2[5]

 α_{sl} は、フェライト鋼の値を代用した。

 $m_2: 0.6(1.00 - R)[5]$

Rは、降伏応力 σ_y と引張強さ σ_u の比(= σ_y/σ_u)

m₂は、フェライト鋼の値を代用した。

Tr: 3軸応力度であり、静水圧応力 σ_H とミーゼス応力 σ_{mises} の比(= σ_H/σ_{mises})

破壊曲面と応力解析の比較結果を図 3.1.3(2)-31 に示す。強度評価位置は、ノズル近傍、貫通 位置及び球殻(45°位置)の断面とした。ここで、本プロジェクトでは、破壊曲面と応力解析に よる応力履歴の交点の位置が、縦軸に寄るほど(静水圧応力が小さいほど)延性破壊を生じやす く、横軸に寄るほど(静水圧応力が大きいほど)局部破損を生じやすいと判断し、かつ、より低 い圧力で交わる部位ほど、先行して破壊が生じると判断している。破壊曲面との交点について、 ノズル近傍の肉厚内部のみ、その他の部位(ノズル近傍の内外表面や球殻部)に比べて、静水圧 応力が高い傾向にあった。次に、破壊位置との対応を確認するため、各容器型試験体に対して、 圧力ごとに整理した結果を図 3.1.3(2)-32~図 3.1.3(2)-35 に示す。いずれの形状も、ノズル近 傍の方が、球殻部に比べて、低い圧力にて破壊曲面と交わる結果となったが、この差は僅かであ った。なお、内圧破壊試験では、球殻部で貫通したものが1体あったものの、この他4体はノズ ル近傍で貫通しており、破壊曲面で得られた結果とほぼ対応する。

⑥ まとめ

令和元年度は、高速炉の炉容器がシビアアクシデント発生後、崩壊熱除去機能喪失事象に至り、 冷却材温度が設計想定範囲である 650℃を超える状況を対象に、冷却材用ノズルや計装管台など を含む炉容器の破壊位置や破壊に至るまでの挙動を確認するため、模擬材料にて製作した容器型 試験体を用いて、内圧破壊試験を実施した。この結果、内圧破壊試験では、球殻部で貫通したも のが1体あったものの、この他4体はノズル近傍で貫通しており、破壊曲面で得られた結果とほ ぼ対応することを確認した。模擬材料を使用した容器型試験体を製作し、内圧破壊試験を実施し た。その結果に基づき、高温高圧時の破損モード予測法の適用性と破壊制御技術の適用性可能性 を検証した。

参考文献

- [1] 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「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平成28年度成果報告書」(平成29年 3月)
- [2] 文部科学省 国家課題対応型研究開発推進事業 原子カシステム研究開発事業「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平成 29 年度成果報告書」(平成 30 年 3月)
- [3] 文部科学省 国家課題対応型研究開発推進事業 原子カシステム研究開発事業「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平成 30 年度成果報告書」(平成 31 年 3月)
- [4] 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「極限荷重に対 する原子炉構造物の破損メカニズム解明と破局的破壊防止策に関する研究開発平成 27 年度 成果報告書」(平成 28 年 3 月)
- [5] 2015 ASME Boiler & Pressure Vessel Code Sec. VIII, Div. 2 Alternative Rules, Rules for Construction of Pressure Vessels

<u>現</u> 格 、分	キ・種類: Sb1%添加 ff 結 果 記 録		品名:令和词	元年度 模擬	材料試験体のり	製作	7277 T		
			化	: 学 成	分 (%)				
行番	品名	分析番号	P b	Sb	Sn.Cu.そ の不能	その他 私物			
No.			arini.		≦Að	0.10			
1	容器型試験体 Sb1% 鉛	R07R-29-01	98.8up	1.13	Τι	•			
	(以下余白)								
.比 太科 <u>Na</u> 1	重測定記錄 測定 Na 1 2	<u>ш́</u>	上記v 紀録 儺	0試料につい。 認欄	ては試験した希	吉果、御指定	Trの値 Tr (ト) の規格を満足し	: Sb.Sn.Bi 他を属 レース) = 定最下限 ていることを証明 ヨシザワ I 品質保証領	- 0.002% 以T - 0.0005% 以T 値以下 月致します。 JA株式会社 B

表 3.1.3(2)-1 供試体の化学成分

		泪库	内圧 (MPa)	武	破断時	
Case	材料	(°C)		ノズル厚さ (mm)	R 形状	圧力 (MPa)
1					0.5	2.5
2		破 室温 水日 す	破断により 試験体内部の 水圧が下がる	9 (厚肉ノズル)	0.5	2.8
3	鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%)				1.0	2.8
4					7.0	2.5
5				3 (薄肉ノズル)	0.5	2.4

表 3.1.3(2)-2 試験条件及び結果

備考) 球殻部分の公称応力(=内圧×内半径 93.3/2/肉厚 6.7) は、内圧 2.4MPa の場合 16.7MPa、内圧 2.5MPa の場合 17.4MPa、内圧 2.8MPa の場合 19.5MPa に相当する。

(a) 縦弾性係数とポアソン比

温度	20	S
縦弾性係数	9840	MPa
ポアソン比	0.36	_

(b) 塑性ひずみと真応力の関係

<u>塑性ひず</u> み	真応力
£р	σ
mm/mm	MPa
0.0E+00	7.9
2.0E-03	8.0
5.4E-03	10.0
8.3E-03	11.0
1.2E-02	12.0
1.7E-02	13.0
2.4E-02	14.0
3.3E-02	15.0
4.3E-02	16.0
5.7E-02	17.0
7.3E-02	18.0
9.3E-02	19.0
1.2E-01	20.0
1.4E-01	21.0
1.8E-01	22.0
2.2E-01	23.0
2.6E-01	24.0
3.1E-01	25.0
3.7E-01	26.0
4.4E-01	27.0
5.2E-01	28.0
6.0E-01	29.0
7.0E-01	30.0
8.1E-01	31.0
9.4E-01	32.0
1.1E+00	33.0
1.2E+00	34.0
1.4E+00	35.0

C	格刀十二	内圧	温度	解析モデル	
Lase	<u> </u>	(MPa)	(°C)	ノズル厚さ (mm)	R 形状
1					0.5
2	弾塑性 大変形	0~5 [※] 弾塑性 ※ひずみ増加に伴い 大変形 収束判定を満たさな い状況になるまで	分布あり	9 (厚肉ノズル)	1.0
3					7.0
4			3 (薄肉ノズル)	0. 5	

表 3.1.3(2)-4 大変形弾塑性解析条件





(a) Case1: 厚肉ノズル付き (ノズル肉厚 9mm、R0.5)





(b) Case2:厚肉ノズル付き (ノズル肉厚 9mm、R0.5)





(c) Case3:厚肉ノズル付き (ノズル肉厚 9mm、R1.0)





(d) Case4:厚肉ノズル付き (ノズル肉厚 9mm、R7.0)





(e) Case5:薄肉ノズル付き(ノズル肉厚 3mm、R0.5)
図 3.1.3(2)-1 容器型試験体の形状(受入れ時)



図 3.1.3(2)-2 容器型試験体の主要寸法



(a) 容器型試験体の設置状況





図 3.1.3(2)-4 温度及びひずみの計測位置





図 3.1.3(2)-5 変形測定用のカメラの設置位置











(b) ひずみ

図 3.1.3(2)-6 圧力及び温度の時間履歴(Case1:厚肉ノズル付き(ノズル肉厚 9mm、R0.5))



図 3.1.3(2)-7 変形計測結果(Case1:厚肉ノズル付き(ノズル肉厚 9mm、R0.5))



図 3.1.3(2)-8 ひずみ計測結果(Case1:厚肉ノズル付き(ノズル肉厚 9mm、R0.5))

3. 1. 3(2)-16



(a) 外面



(b) 内面

※損傷位置を可視化するために、浸透探傷試験を施している。

図 3.1.3(2)-9 破断後の試験体(Case1:厚肉ノズル付き(ノズル肉厚 9mm、R0.5))











(b) ひずみ

図 3.1.3(2)-10 圧力及び温度の時間履歴(Case2:厚肉ノズル付き(ノズル肉厚 9mm、R0.5))



図 3.1.3(2)-11 変形計測結果(Case2:厚肉ノズル付き(ノズル肉厚 9mm、R0.5))



図 3.1.3(2)-12 ひずみ計測結果(Case2:厚肉ノズル付き(ノズル肉厚 9mm、R0.5))



(a) 外面



(b) 内面

※損傷位置を可視化するために、浸透探傷試験を施している。

図 3.1.3(2)-13 破断後の試験体(Case2:厚肉ノズル付き(ノズル肉厚 9mm、R0.5))











(b) ひずみ

図 3.1.3(2)-14 圧力及び温度の時間履歴(Case3:厚肉ノズル付き(ノズル肉厚 9mm、R1.0))


図 3.1.3(2)-15 変形計測結果(Case3:厚肉ノズル付き(ノズル肉厚 9mm、R1.0))



図 3.1.3(2)-16 ひずみ計測結果(Case3:厚肉ノズル付き(ノズル肉厚 9mm、R1.0))

3.1.3(2)-24



(a) 外面



(b) 内面

※損傷位置を可視化するために、浸透探傷試験を施している。

図 3.1.3(2)-17 破断後の試験体(Case3:厚肉ノズル付き(ノズル肉厚 9mm、R1.0))













図 3.1.3(2)-18 圧力及び温度の時間履歴(Case4:厚肉ノズル付き(ノズル肉厚 9mm、R7.0))



図 3.1.3(2)-19 変形計測結果(Case4:厚肉ノズル付き(ノズル肉厚 9mm、R7.0))



図 3.1.3(2)-20 ひずみ計測結果(Case4:厚肉ノズル付き(ノズル肉厚 9mm、R7.0))



(a) 外面



(b) 内面

※損傷位置を可視化するために、浸透探傷試験を施している。

図 3.1.3(2)-21 破断後の試験体(Case4:厚肉ノズル付き(ノズル肉厚 9mm、R7.0))













図 3.1.3(2)-22 圧力及び温度の時間履歴(Case5:薄肉ノズル付き(ノズル肉厚 3mm、R0.5))



Y

図 3.1.3(2)-23 変形計測結果(Case5:薄肉ノズル付き(ノズル肉厚 3mm、R0.5))





図 3.1.3(2)-24 ひずみ計測結果 (Case5: 薄肉ノズル付き (ノズル肉厚 3mm、R0.5))



(a) 外面



(b) 内面

※損傷位置を可視化するために、浸透探傷試験を施している。

図 3.1.3(2)-25 破断後の試験体(Case5:薄肉ノズル付き(ノズル肉厚 3mm、R0.5))

Casel 厚肉ノズル付き 容器型試験体 (ノズル肉厚 9mm、R0.5)	↑ き裂	指示模様は、ノズル近傍(ノ ズル外径から7~9mm離れた 位置:外径Φ41~Φ45位置に 相当)に確認された。き裂の 方向は、周方向であった。
Case2 厚肉ノズル付き 容器型試験体 (ノズル肉厚 9mm、R0.5)	ト き裂	指示模様は、球殻の肉厚が変 わる位置近傍であった(指示 模様は、ノズル近傍には出な かった)。き裂の方向は、周 方向であった。
Case3 厚肉ノズル付き 容器型試験体 (ノズル肉厚 9mm、R1.0)	そき裂	指示模様は、ノズル近傍(ノ ズル外径から7~11mm離れた 位置:外径Ф41~Ф49位置に 相当)に確認された。き裂の 方向は、周方向であった。
Case4 厚肉ノズル付き 容器型試験体 (ノズル肉厚 9mm、R7.0)	き裂	指示模様は、ノズル近傍(ノ ズル外径から 17~19mm 離れ た位置:外径Φ61~Φ65 位置 に相当)に確認された。き裂 の方向は、周方向であった。
Case5 薄肉ノズル付き 容器型試験体 (ノズル肉厚 3mm、R0.5)	き裂	指示模様は、ノズル近傍(ノ ズル外径から10~14mm離れ た位置:外径Ф47~Ф55位置 に相当)に確認された。き裂 の方向は、軸方向であった。

図 3.1.3(2)-26 損傷箇所の比較

Casel 厚肉ノズル付き 容器型試験体 (ノズル肉厚 9mm、RO.5)	
Case2 厚肉ノズル付き 容器型試験体 (ノズル肉厚 9mm、R0.5)	未切断(貫通位置が、ノズルから離れたため。)
Case3 厚肉ノズル付き 容器型試験体 (ノズル肉厚 9mm、R1.0)	
Case4 厚肉ノズル付き 容器型試験体 (ノズル肉厚 9mm、R7.0)	
Case5 薄肉ノズル付き 容器型試験体 (ノズル肉厚 3mm、RO.5)	

図 3.1.3(2)-27 貫通位置の断面マクロ写真





図 3.1.3(2)-29 大変形弾塑性解析における境界条件



図 3.1.3(2)-30(1/2) 大変形弾塑性解析結果(内圧 2.45MPa) (1/2)



図 3.1.3(2)-30(2/2) 大変形弾塑性解析結果(内圧 2.45MPa) (2/2)



(d) 薄肉ノズル付き(ノズル肉厚 3mm、R0.5)

図 3.1.3(2)-31 破壊曲面と応力解析結果の比較

3.1.3(2)-40



(c) 2∼2.45MPa

図 3.1.3(2)-32 厚肉ノズル付き試験体 (ノズル肉厚 9mm、R0.5)の破壊評価



図 3.1.3(2)-33 厚肉ノズル付き試験体(ノズル肉厚 9mm、R1.0)の破壊評価



図 3.1.3(2)-34 厚肉ノズル付き試験体(ノズル肉厚 9mm、R7.0)の破壊評価



図 3.1.3(2)-35 薄肉ノズル付き容器型試験体(ノズル肉厚 3mm、R0.5)の破壊評価

3.2 過大地震時破壊制御技術【H28-R1】

強度理論と振動理論を組み合わせることにより、振動破壊クライテリアの検討を行い整理する。 地震動と構造物の応答特性の組み合わせから決まる荷重の特徴を整理し、荷重と材料の強度理 論から起こり得る、破壊モードとその発生条件を整理する。

また、解析に基づき、破壊クライテリア検証に必要な試験を行い、比較検討する。

3.2.1 振動破壊クライテリア【H28-R1】

(1) 平成 28 年度~令和元年度の実施内容と成果の概要【H28-R1】

振動破壊クライテリアについて振動荷重の特徴と破壊クライテリアの考え方を整理した。

荷重制御型と変位制御型の中間の性質を持つ地震荷重

地震荷重は従来、荷重制御型として扱われていたが、交番性を持つことから荷重制御型と変位 制御型の中間の性質も持つことが分かってきている。そこで、重力を1次応力、地震応力を2次 応力と見なして、熱ラチェット変形の発生条件と同様の整理を行うことで振動破壊クライテリア の検討を行った。その結果、次のことが分かった。

(1) 地震荷重の周波数依存性は、変位応答倍率を用いると、進行性変形発生条件がおおよそ3つの領域(低周波領域、共振領域、高周波領域)に分類することができる。

(2) 進行性変形発生条件の周波数依存性については、応答倍率が高い周波数領域ではラチェ ット許容値が低く、応答倍率が低い周波数領域ではラチェット許容値は低い傾向がある。同じ 応答倍率の場合、低周波の方がラチェット許容値は低い。低周波では曲げ崩壊の発生限界は静 的荷重の限界に近くなる。また、高周波では山下による静的なラチェット限界に近づき、さら にそれより下がる[1]。

(3) 上記比較から、加速度による応力は低周波では荷重制御型に近く、周波数が高くなると 変位制御型に近づき、追い越しそれ以上にラチェット許容値が上ることが分かった。低振動数 側では進行性変形が起こりやすく、高振動数側では進行性変形が起こりにくくなるという振動 数依存性のメカニズムには2つの要因が影響していると考えた。すなわち、

a. 1 つ目は動的荷重特有のパラメータである入力と応答の位相差である。入力波振動数が低い ところでは位相差が小さく入力に構造の応答は追従するが、高い周波数になるにつれて位相差が だんだんと逆位相に近づき、力の伝達が行われなくなる。

b. もう1つは塑性サイクルによるエネルギー消費で、共振振動数近傍ではこの値は非常に大き くなり、進行性変形が発生しにくくなる。このため、共振領域の進行性変形の発生条件は、低振 動数の領域よりもやや低いが、大きく差が見られない条件となっている。

② 振動破壊クライテリアのまとめ

上記の考えに基づいて。破損モードマップを策定した。ここで、破損モードマップとは、2 つ 以上の荷重の組み合わせによって生じる様々な破損モードを同一の図の中にわかりやすく示すマ ップまたはグラフと定義される。破損モードマップの概念は、過大な荷重による支配的な破損モ ードを明確にする有用なツールを提供する。本研究では、各破損モードに関する X-Y 図中の別々 の破損線図を破損モードマップという一つの線図にまとめた。ラチェッティング、崩壊、及び疲 労が地震荷重によって発生する可能性がある破損モードであるとわかっているので、理想的な破 損モードマップはこれら3種類の破損モードをすべて含むべきである。理想的な破損モードマッ

3.2.1(1)-1

プの形状は以下のようになるはずである(図 3.2.1(1)-1)。このマップでは、異なる色がそれ ぞれの破損モードの発生条件を表している。破損モードマップから所与の荷重条件に関する支配 的な破損モードを見出すことは、きわめて容易である。



図 3.2.1(1)-1 破損モードマップのアイディア

本研究で計画された破損モードマップは、無次元応力パラメータを用いるものであり、横軸に 無次元1次応力パラメータX、縦軸に無次元2次応力パラメータYを取る。

i. 正弦波を受ける梁モデルに関するラチェッティング及び崩壊用の破損モードマップを図
 3.2.1(1)-2に示す。ここで、右側の縦軸は崩壊に関するY値を示し、左側の縦軸は
 ラチェッティングに関するY値の目盛りを示している。

正弦波を受ける梁モデルに関するラチェッティング及び崩壊用の破損モードマップを図 3.2.1(1)-2 に示す。ここで、右側の縦軸は崩壊に関する Y 値を示し、左側の縦軸は ラ チェッティングに関する Y 値の目盛りを示している。また、fn は固有振動数である。 ii. 正弦複合波を入力波とした場合について、上記ラチェッティング線図による比較評価を 図 3.2.1(1)-3 に示す。ここで正弦複合波とは次式のように 2 つの正弦波を組み合わせた ものである。図において、例えば、0.5fn+0.75fn とは周波数 0.5fn の正弦波と 0.75fn の 正弦波を組み合わせたものである。

 $\ddot{x}_e = A(sin2\pi f_1 t + sin2\pi f_2 t)$

(3.2.1(1)-1)

iii. 振動数が進行性変形発生条件に対して影響する理由を考えるために、振動荷重によって 働く慣性力が1サイクルで梁にどれだけのエネルギを入力しているかを評価した。これを 図 3.2.1(1)-4 に示す。入力エネルギが大きいほど進行性変形が起こりやすくなると考え ると、固有振動数より低振動数側で入力エネルギが最大となることで進行性変形が最も起 こりやすくなり、高振動数側になるほど入力エネルギが小さくなり、進行性変形が起こり にくくなっていくと考えられ、進行性変形の発生条件の傾向を説明することができた。

3. 2. 1 (1) -2



図 3.2.1(1)-2 ラチェットと崩壊に関する破壊モードマップ





6.0E-04 5.0E-04 SIN SIN+SIN **Fransferred energy** (J) 4.0E-04 3.0E-04 2.0E-04 1.0E-04 0.0E+00 0.5 1.5 2.5 0 1 2 Frequency ratio

図 3.2.1(1)-4 正弦波及び正弦複合波に対するエネルギー伝達

非線形有限要素法を用いた様々な波形に対する構造要素の動的弾塑性応答解析結果に基づき、 次のように、過大地震時に実際に生じる破損モードの予測法を提案した。

(1) ラチェットと崩壊に関する破壊モードマップ(図3.2.1(1)-2)を策定した。

(2) 地震波に対しては、図 3.2.1(2)-5 に示すようにピーク帯の振動数(強振動数)を入力波の 代表振動数と見なせば、同破壊マップによってラチェット発生限界を評価できる。

参考文献

[1] Yamashita T, Tsukimori K, Nakamura M, et al. A simplified method of evaluating ratcheting in bellows and a test of its validation. Int. J. Press. Vessel. Pip. 42:263-285(1990)

- (2) クライテリアの適用性検討-地震荷重への適用性【R1】
- 解析モデル

荷重と応力の性質を検討するため、非弾性有限要素解析と動的破壊試験を組み合わせた検討を 行う。検討のベースとして重力による曲げ応力と地震荷重による曲げ応力の重畳する基本構造で ある梁モデルを使用する。



図 3.2.1(2)-1 2つの曲げ応力重畳のための理想的なモデル



図 3.2.1(2)-2 片持ち梁の FEM 解析モデル

解析モデルの形状は、実験で用いた平板と同じ形状(表 3.2.1(2)-1)とし、材料特性も同様のもので弾完全塑性とした。解析対象の材料は鉛アンチモン合金(99%Pb-1%Sb)である。

形状		材料			
長さ [mm]	厚さ [mm]	幅 [mm]	ヤング率 [MPa]	降伏応力 [MPa]	質量密度 [kg/m ³]
140	6	13	16000	5	11340

表 3.2.1(2)-1 解析モデルの形状及び材料特性

② 解析結果

進行性変形の発生条件を明らかにするために熱ラチェット変形との相似性に着目し、その発生 条件を評価する熱ラチェット線図と同様の整理を行う。 重力による定常曲げ応力は試験片根元部の表面部に発生する最大曲げ応力を指す。錘に加わる 重力は静的荷重であることから発生している定常曲げ応力 σ₁は

$$\sigma_1 = \frac{M_1}{Z} \tag{3. 2. 1 (2)-1}$$

M₁: 錘による曲げモーメント、Z: 断面係数

加速度による曲げ応力は、振動荷重の最大加速度が与える慣性力の大きさを静的に扱い、その 時に発生する繰り返し曲げ応力σ₂を入力加速度と静的に釣り合う見かけ上の応力として算出する ことで振動荷重の大きさとして換算する。換算した繰り返し曲げ応力σ₂は、

$$\sigma_2 = \frac{M_2}{Z} \tag{3. 2. 1 (2)-3}$$

(3.2.1(2)-4)

$$M_2 = m_1 a l_1 + (m_{mass} + m_2) a l_2$$
(3. 2. 1 (2)-2)

ここに

M₂:振動荷重による慣性力によって発生する曲げモーメント

 $x = \frac{\sigma_1}{\sigma_v}$

 $a: 入力加速度振幅、<math>m_{mass}$: 錘質量、 m_1 、 m_2 : それぞれ試験片下部の質量と試験片上部の質量、

 l_1 、 l_2 : それぞれ試験片根元から試験片下部の重心までの長さと試験片根元から試験片上部の 重心までの長さ

最後に、それぞれを材料の降伏応力σ_yで以下のように正規化したx、yを二つのパラメータとして評価する。

$$y = \frac{\sigma_2}{\sigma_y}$$

図 3.2.1(2)-3 梁モデルの形状

3.2.1(2)-2

ラチェッティングの発生条件に関しては、設計基準が想定している地震の繰り返し回数は100 程度なので、本研究では入力波100サイクル当たりの塑性ひずみが1%に達するとラチェッティ ングが発生したと判定することとしている。

今回の解析においては、地震波への適用性を見る観点から入力波は図 3.2.1(2)-4 に示す熊本 地震(2016 年 4 月 15 日)の上下動波を用いた。







図 3.2.1(2)-5 熊本地震波のフーリエ振幅

熊本地震波では図 3.2.1(2)-5 に示すように 4Hz 前後の狭い領域においてフーリエ振幅の「ピーク帯」が現れる。そこで、このピーク帯の振動数をここでは「強振動数」と呼称しておく。そして、入力波は熊本地震波の強振動数と同フーリエ振幅を図 3.2.1(2)-6 のようにパラメトリックに変化させて作成し、梁試験体の固有振動数との比を参照して地震動の交番荷重が荷重制御型 か変位制御型という荷重分類を検討していくことにした。



図 3.2.1(2)-6 地震波の適用性検討のための入力波

梁試験片の固有振動数と入力波の強振動数を変化させたすべての解析ケースについて、上記の 発生条件を適用することにより、図 3.2.1(2)-7 に示すラチェット線図を作成した。ここで、

fr=入力波強振動数/梁固有振動数

である。同図に見られるようにラチェット線図は sin 波入力の場合と同様なものとなっているこ とから、地震波は多くの振動数を含むものの、強振動数を入力波の代表振動数と見なせば sin 波 と全く同様にラチェット発生限界を評価できることが分かった。



図 3.2.1(2)-7 地震波の強振動数に基づいて評価したラチェット線図

3.2.1(2)-4

(3) クライテリアの適用性検討-配管系への適用性【R1】

解析モデル

解析モデルを図 3.2.1(3)-1 右図に示す。入力波は漸増 5 波、正弦波 50 波及び漸減 5 波から構成した。入力正弦波の振動数はサポート有りの固有振動数 12.8Hz とサポートなしのそれ 4.6Hz の中間的な値 8Hz とした。解析対象の材料は鉛アンチモン合金(99%Pb-1%Sb)である。



2 解析結果

解析結果を図 3.2.1(3)-2 に示す。試験体の名称は「外荷重-サポート有無」としている。例え ば、10-S は外荷重 10N、サポート有りの試験体を示す。外荷重 10N 及び 15N の両者において、 a. サポート有無による進行性変形発生加速度の大きさは振動数に依存する;

・入力波振動数が両者の固有振動数の中間を目安にして、これよりも高い領域ではサポートなしの方が進行性変形発生加速度が大きく、低い領域ではサポート有りの方が進行性変形発生加速度が大きい

b. サポートの有無にかかわらず固有振動数の近傍領域で進行性変形発生加速度は低下している ことが分かる。



図 3.2.1(3)-2 進行性変形を発生させる入力加速度

3.2.2 振動破壊基礎試験【H28-R1】

(1) 平成 28 年度~令和元年度の実施内容と成果の概要【H28-R1】

実験解析のために、梁形状の供試体を解析した。梁供試体の形状は有限要素モデルと同じであ り、断面が 6mm×13mm の短形ばりを用いた。梁の有効長は 140mm であった。供試体を振動台で保 持するために基部の延長部が設けられ、追加の重量物を保持するために供試体の先端からオフセ ットが設けられている。試験体形状を図 3.2.2(1)-1 に示す。図 3.2.2(1)-2 に試験体を振動台に 設置した様子を示す。



図 3.2.2(1)-1 試験体の形状



図 3.2.2(1)-2 試験体の設置

実験解析の材料は鉛アンチモン合金(99%Pb-1%Sb)であり有限要素解析と同じである。産業界 においては、配管や構造物は一般に、鋼または鉄をベースとする金属で作られている。しかし、 実際には、鋼製の供試体を用いて実験所の試験施設内で構造物の破損を実現することは困難であ る。こうした理由から、破損を容易に起こすために、図 3.2.2(1)-3の応力-ひずみ特性を持つ 模擬材料を用いることにより、供試体の強度を低減しようと努めてきている。



Material (Pb99% - Sb1%)			
E	σ_y		
16 GPa	8.5 MPa		

図 3.2.2(1)-3 試験体の材料特性

・振動台

使用した振動台は、日本の株式会社サンエス製であり、型番は SPTD-8KS-85L-5T である(図 3.2.2(1)-4)。同振動台が発生できる最大加速度は 100m/s² だが、供試体の重量による。軽い供 試体の場合、最大加速度は 100m/s² に達するが、(100kg 以上のように)重い供試体の場合、最 大加速度は 50m/s² 程度まで減少する。振動台の上部(上部のアルミ色の部分)が動き、灰色の 部分は静止したままである。この機械の基部の実際の加速度を測定するために、加速度ピックア ップが可動部に取り付けられている。



図 3.2.2(1)-4 振動台 3.2.2(1)-2

実験方法

生じる可能性がある破損モードを明らかにし、それぞれの破損モードの発生条件を得るために、 実験を実施した。振動台実験は、有限要素解析の妥当性を証明するためにも必要であった。狙っ た重力荷重を得るために、供試体の上部に軸からずらして追加の上部錘を取り付けた。図 3.2.2(1)-2 に、追加の上部錘の位置を示す。振動台は、入力波形から所望の波形を発生した。 平成 28 年度~平成 30 年度の研究に用いた波形は主に、様々な周波数の正弦波及び正弦波を足し 合わせた複合波であった。波形は、最初から定常振幅部までは徐々に強くし、定常振幅部から最 後までは次第に弱くした。振幅を徐々に変えた部分は波形の全長のおよそ 10~15%であった。概 して、各波形のサイクル数は 50 であり、そのうち 5~6 サイクルの振幅を次第に変化させた。こ れは入力周波数とソフトウェアの他のいくつかの機能に依存する。波形は、振動台に備わってい た内蔵ソフトウェアで生成された。

入力パラメータは3つあり、上部の追加重量物、入力加速度、及び入力加速度の周波数であっ た。それぞれの上部の重量により、所望の進行性変形を起こすよう入力加速度を変更した。この 時、周波数は変えなかった。その後、周波数を変更し、全手順を繰り返す。すべての実験は研究 代表者らの実験所の試験施設において室温で行われた。

本研究では下記の3種の入力波について実験した。

i. 正弦波

 ii. 振動加速度を振動数の異なる正弦波を足し合わせた複合波とした。複合波加速度*x_e*は (3.2.2(1)-1)式のようなものである。

 $\ddot{x}_e = A(\sin 2\pi f_1 t + \sin 2\pi f_2 t)$

(3, 2, 2(1) - 1)

iii. 熊本地震波

ラチェッティングの有無は、試験片の基部に取り付けられたひずみゲージの測定値に基づいて 判断した。ラチェッティングは入力波100サイクルに対する塑性ひずみ1%により判定した。

· 実験結果

上記の基準に基づき、各供試体に関してラチェット発生条件の試験を行い、試験終了後、解析 結果に基づくラチェット線図と同様にラチェット線図を作成した。

実験結果に基づくラチェット線図を正弦波について図 3.2.2(1)-5、複合波について図 3.2.2(1)-6 にそれぞれ示す。熊本地震波については 3.2.2(2)に後述する(図 3.2.2(2)-1、図 3.2.2(2)-2 参照)。図において、例えば、0.5fn+0.75fnとは周波数 0.5fnの正弦波と 0.75fnの 正弦波を組み合わせたものである。

実験及び有限要素解析のいずれに基づく場合もよく似た形状のラチェット線図が確認された。 山下の理論的ラチェット線図が振動数 1.5fn の場合の線と 2fn の場合の線の間を通過しており、 有限要素解析結果に酷似していることも確認された。また、振動数が低いケースほど、ラチェッ ティングの発生条件が図の低振動数側になった。1fn の場合は、有限要素解析結果と同様に、最 も下の線になっている。



図 3.2.2(1)-5 ラチェット線図


図 3.2.2(1)-6 正弦複合波ラチェット線図

(2) 地震波入力試験の実施【R1】

3.2.2.(1)に述べた方法論の地震波に対する適用性を検討する。ここで、地震波として、短周 期、長周期成分に偏りがないと考えられた熊本地震の表層地盤上下動を採用した。

地震波に対し、代表振動数としてパルス性強振動数を適用してラチェット発生限界を評価する ことを考えた。同方法論の妥当性を検討するため、解析値と実験値との比較を0.5fr及び1.0fr についてそれぞれ図3.2.2(2)-1及び図3.2.2(2)-2に示す。両者はよく一致していることから、 パルス性強振動数を地震波の代表振動数とすれば、ラチェット発生限界を評価できることが分か った。



図 3.2.2(2)-1 地震波の強振動数に基づいたラチェット評価の検証(0.5fn)



図 3.2.2(2)-2 地震波の強振動数に基づいたラチェット評価の検証(1.0fn)

(3) 配管系模擬試験の実施【R1】

① 試験条件

前記の振動下のラチェット評価法が配管系に対しても適用できることを示すために配管系模擬 試験体の振動実験を行った。試験体材料は鉛アンチモン合金(99%Pb-1%Sb)である。

本試験ではサポートの有無と1次応力を模擬する定荷重の大きさを変えた組み合わせをいくつ か用意し、それらの条件においてひずみ集中部のひずみの進行を観察した。実験の条件を表 3.2.2(3)-1にまとめる。試験体の名称は「外荷重-サポート有無」としている。例えば、10-S は 外荷重 10N、サポート有りの試験体を示す。

試験体名称	単位	0-N	0-S	10-N	10-S	15-N	15–S	
追加質量 M	kg	10						
外荷重 F	Ν	0	0	10	10	15	15	
固有振動数 nf(FINAS)	Hz	4.6	12.8	4.6	12.8	4.6	12.8	
X	_	0	0	0.60	0.37	0.90	0. 56	
振動数比 fr	_	1.74	0.63	1.74	0.63	1.74	0.63	
入力波	_	5 + 50 + 5 (8.0 Hz)						

表 3.2.2(3)-1 配管系模擬試験の条件





図 3.2.2(3)-2 サポートなし条件の試験後の状況



図 3.2.2(3)-3 サポート有り条件の試験後の状況

上記の基準に基づき、各供試体に関してラチェット発生条件の試験を行った。入力波は図 3.2.2(3)-4 に示すように漸増 5 波、正弦波 50 波及び漸減 5 波から構成した。入力正弦波の振動 数は表 3.2.2(3)-1 に示したサポート有りの固有振動数 12.8Hz とサポートなしの固有振動数 4.6Hz の中間的な値 8Hz とした。ラチェット有無の判定はこの入力波において 0.5%の塑性ひずみ が生じることをもって行った。





試験後の模擬配管系の変形状況例を図 3.2.2(3)-5 に示す。本図より外荷重の影響はこの範囲 では小さいこと、またサポートの有無の影響が大きいことが分かる。左図に注目すると、サポー トなし試験体 10-N では左側エルボで全体的変形が生じている一方、サポート有り試験体 10-S で は、左側エルボ及びサポート近傍のそれぞれの局所的変形が目立っている。ここで、試験体 10-S と試験体 10-における左側エルボに注目して、その局所的な曲率を比較すると理解できるよう に、試験体 10-S の左側エルボに発生した最大塑性ひずみは試験体 10-N のそれよりも大きい。





サポート有無の影響

外荷重の影響

図 3.2.2(3)-5 模擬配管系の変形状況の例

② 試験結果-ラチェット試験の結果

1) 正弦波入力における模擬配管系の進行性変形-外荷重の影響-

正弦波入力における模擬配管系の進行性変形を実験的に調べた結果を図 3.2.2(3)-6 に示す。 これらより外荷重の大きさは進行性変形に大きな影響を及ぼすことが分かる。表 3.2.2(2)-1 に 示したように X パラメータの値が 0-N(S), 10-N(S) 及び 15-N(S)の間で大きく異なっており、X パ ラメータの効果が大きいことが先に示したラチェット線図とも符合している。



図 3.2.2(3)-6 模擬配管系の進行性変形に及ぼす外荷重の影響

2) 正弦波入力における模擬配管系の進行性変形-サポートの影響-

正弦波入力における模擬配管系の進行性変形を実験的に調べた結果を図 3.2.2(3)-7 に示す。 これらよりサポートの有無は進行性変形に大きな影響を及ぼすことが分かる。表 3.2.2(2)-1 に 示したようにサポートなしは fr=1.74、サポート有りは fr=0.63 である。fr<1 では振動荷重は荷 重制御的な性格を帯び、一方 fr>1 のそれは変位制御的である。このようにサポートの有無が進 行性変形に及ぼす影響は荷重の性質によって定性的に説明でき、振動台から伝達されるエネルギ ー(仕事率)の大きさによって定量的に説明できる。



図 3.2.2(3)-7 模擬配管系の進行性変形に及ぼすサポートの影響

③ 配管系模擬試験から得られた知見のまとめ

配管系模擬試験及び同解析の結果を、進行性変形発生加速度に及ぼす振動数比の形でまとめた ものが図 3.2.2(3)-8 である。地震荷重は荷重制御的性質と変位制御的性質を併せ持っているが、 進行性変形の観点から3つの領域に分けられることが分かった。

- a. 振動数比が1より小さい場合は荷重制御的である
- b. 振動数比が1より大きい場合は変位制御的である
- c. 振動数比が1近傍の場合は共振の影響に注意すべきである



図 3.2.2(3)-8 模擬配管系における振動荷重の分類

これら領域分けは、構造系によって変わり得る。模擬配管系では図 3.2.2(3)-8 のように a.-c. の境界、b.-c.の境界はそれぞれ 0.625fn 及び 1.25fn と見られたが、片持ち梁試験体では図 3.2.2(3)-9 のように c.の領域が判然とせず a.-b.の境界が 1.25fn と見られた。これは、それぞ れの構造形態において生じる塑性域の大きさによるものと考えられる。

これらの領域別によって留意すべき過大地震時の破損モードが異なる。変位制御的領域ではラ チェットや疲労破壊が主たる破損モードといえるが、共振域や荷重制御的な領域ではそれらの破 損モードに加えて塑性崩壊にも留意すべきである。このような知見によって振動破壊クライテリ アの精度向上が図られた。

一方、サポートの有無については、サポート増加は固有振動数を増大させ結果的に振動数比を 減少させる効果があるので、振動荷重がより荷重制御的になることに留意すべきである。したが って、サポートを必要以上に増大させることは、必ずしも構造健全性を向上させることに繋がら ないといえる。



図 3.2.2(3)-9 片持ち梁における振動荷重の分類

3.2.3 振動破壊構造物試験(再委託先:防災科研)【H28-R1】

(1) 平成 28 年度~令和元年度の実施内容と成果の概要【H28-R1】

振動破壊構造物試験では、配管系のような構造物を対象とし、過大地震による破損モードを実 験的に再現するとともに、影響の大きい破壊を制御する技術を検討することを目的とした。既存 の試験設備で大規模な破損モードを再現するため、先行研究[1]において、実機で用いられるよ りも大幅に強度の低い模擬材料を用いた試験手法を提案した。先行研究では模擬材料として純鉛 (Pb)を使用したが、純鉛では実機材料である鋼材と比較し加工硬化特性が小さく弾完全塑性体 に近い挙動を示すこと、強度が低く人力で容易に変形し、試験体設置等の作業性がよくないこと などから、平成 28 年度から開始した本研究では、模擬材料として 1%のアンチモンを含有する鉛 アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)を採用し、破損モードを調査することとした。

平成 28 年度には、鉛アンチモン合金の 90°ベンド管(エルボ)を試作し、鉛アンチモン合金に よる配管継手が製作可能であることを確認した。また、静的な単調載荷及び繰り返し載荷を行い、 基礎データを取得した[2]。

平成 29 年度には、鉛アンチモン合金配管のエルボを 1 つ使用し、片持ち梁型の配管系の上部 に付加質量が設置されている倒立型試験体(以下、単一エルボ試験体)に対する加振試験を行い、 振動荷重下における崩壊挙動のデータを取得した[3]。

平成 30 年度には、平成 29 年度に使用した配管系よりもやや複雑な形状の配管系における破損 モードを調査するため、鉛アンチモン合金配管のエルボを 2 ヶ所に有する配管系試験体(以下、 複数エルボ試験体)を製作し、振動荷重下における破損モードを調査した[4]。平成 29 年度と平 成 30 年度の加振試験により、過大な振動荷重による破損モードとして、ラチェット後の崩壊が 発生することが分かった。また、破損モードの発生は、振動数比(f_R、入力波振動数/試験体弾 性域固有振動数)及び崩壊荷重比(MA、試験時の付加質量/自重保持限界質量)で整理できる見 通しが得られた。

令和元年度には、平成 29 年度及び平成 30 年度に使用した配管系試験体の形状に対し、簡易な 支持構造物を設置した試験体に対し加振試験を行い、配管系として機能を失うような損傷の制御 手法について基礎的な検討を行った。その結果、支持部の損傷を先行させることで配管系として の大規模な損傷を抑制できる可能性が確認された。

図 3.2.3(1)-1 に各年度の試験状況を示す。また、図 3.2.3(1)-2 に、平成 29 年度と平成 30 年 度の試験結果について、振動数比と破損モード発生までに要した繰り返し数で整理した結果を示 す。



(a) 平成 28 年度(静的載荷試験)



(b) 平成 29 年度(単一エルボ試験体)



(c) 平成 30 年度(複数エルボ試験体)



(i) 試験体全景(単一エルボ試験体)



(ii) 支持部拡大

(d) 令和元年度(支持部のある試験体:単一エルボ試験体の例)

図 3.2.3(1)-1 各年度の試験状況







(2) 鉛アンチモン合金配管継手を用いた試験体の製作と加振試験の実施【R1】

試験の目的

令和元年度には、平成29年度及び平成30年度に使用した配管系試験体の形状を基本とし、簡 易な支持構造物を設置した試験体に対する加振試験を行った。加振試験の目的は、支持構造物を 有する配管系試験体の損傷挙動の把握と、配管系として機能を失うような損傷の制御可能性の検 討である。また、鉛アンチモン合金は、通常は構造材としては使用されず、構造強度に関わる試 験データが極めて限られているため、鉛アンチモン合金配管を用いた加振試験データの拡充も目 的とした。

2 加振試験

1) 試験体

令和元年度の試験体は以下の2種類とした。

(a) 単一エルボ試験体

鉛アンチモン合金のエルボを1つ含む試験体。基本構成は平成29年度に使用した試験体と 同一形状であり、1ヶ所のアンカ及びエルボ、鋼製連結棒、付加質量で構成される。試験 体は3体製作し、うち1体は試験体の加振方向の応答を抑制する支持部を設置した。

(b) 複数エルボ試験体

鉛アンチモン合金のエルボを2つ含む試験体。基本構成は平成30年度に使用した試験体と 同一形状であり、2ヶ所のアンカ及びエルボ、鋼製連結棒、付加質量で構成される。試験 体は2体製作し、うち1体は試験体の加振方向の応答を抑制する支持部を設置した。

試験体には加振により過大な変形が生じたあとの崩壊を防止するステンレスワイヤを設置した。 ステンレスワイヤは、倒壊時の自重を保持できる強度を有し、かつ大変形に至るまでは試験体の 振動応答を阻害しないよう余長を持たせることとし、径 3mm、長さ 500mm(耐荷重 100kg)のもの を使用した。図 3.2.3(2)-1 に単一エルボ試験体の構成と各部名称を、図 3.2.3(2)-2 に複数エル ボ試験体の構成と各部名称を示す。また、図 3.2.3(2)-3 に複数エルボ試験体の寸法を示す。単 ーエルボ試験体の寸法は、複数エルボ試験体のアンカ 1 から付加質量までの寸法と同じである。 鉛アンチモン合金のエルボ形状はこれまでの試験と同一形状とし、両端には試験体組み立てのた め鋼製フランジを溶接した。図 3.2.3(2)-4 に鉛アンチモン合金のエルボと鋼製フランジの形状 を示す。試験体に設置した支持部は、試験体の自重は支持せず加振方向の応答のみを抑えること とし、鉛アンチモン合金製の板材を付加質量部に設置した。図 3.2.3(2)-5 に支持部に使用した 板材の形状を示す。加振による試験体の応答で破断または塑性変形することを想定し、端部に切 り欠きのある形状とした。表 3.2.3(2)-1 に、令和元年度に使用した鉛アンチモン合金の材料特 性を示す。

付加質量は、4.5kg~18kg の範囲で約 0.7kg 単位の調整が可能となるよう、複数のブロックで 構成するよう設計した。

2) 試験条件

単一エルボ試験体、複数エルボ試験体の両方に対し、以下の試験を実施した。

・ 自重崩壊試験(支持構造物なしの条件)

正弦波による加振試験

鉛アンチモン合金は製作ロットや試験実施時の気温などの影響による材料特性のばらつきが大 きく、事前の強度評価が難しい。そのため、加振試験に先立ち自重崩壊試験を実施し、令和元年 度に製作した鉛アンチモン合金配管の実態強度を調査した。自重崩壊試験は以下の手順で実施し た。

- ・ 支持部板材がない条件で試験体を組み立てる。
- ・ 据え付け治具等で試験体を支え、設定した付加質量を試験体に設置
- ・ 据え付け治具等による試験体の支えを取り外し、10分間その状態で静置
- 10 分経過後に試験体が崩壊しない場合、据え付け治具等により試験体を支え、付加質量 を追加し、再度支えを取り外して 10 分間静置
- 試験体が崩壊した時点で試験終了。

自重崩壊試験で得られた自重を保持できる限界となる付加質量を Mとする。加振試験で試験体 に設置する付加質量(Mapp)は、平成29年度・平成30年度の試験結果を踏まえ、Mapp/M=0.6程度 となるよう調整した(Mpp/M:崩壊荷重比(M))。具体的な設置質量は試験結果の項で述べる。 加振試験は、平成 29 年度・平成 30 年度と同様、定常振幅部の前後に漸増・漸減部 2 波がある テーパ付き正弦波とした。入力波の例として、図 3.2.3(2)-6 に定常振幅部 5 波、10 波、50 波の テーパ付き正弦波を示す。平成 30 年度までに実施した加振試験結果より、破損モードの発生は 試験体の弾性域固有振動数(f_o)に対する入力波振動数(f_i)の比(f_i/f_o:振動数比(f_b))で 分類できること、また破損モードは振動数比が1以下の条件で発生しやすく、振動数比が1以上 では破損が進展しにくいことが知見として得られている[5]。令和元年度に実施した加振試験の うち、支持部のない試験体については f_i/f_o<1.0 となるよう入力波の振動数を調整した。また、 支持部のある試験体については、支持部が損傷する前には f_i/f_s<1.0、支持部損傷後には f_i/f_o>1.0 となるような入力波振動数を設定した。支持部損傷後は、支持部のない試験体の固有 振動数に対し f_i/f_o<1.0 となる加振条件を設定し、試験体を損傷させた。入力波の加速度は、入 力波の振動数にかかわらず振動台上再現値でおおむね 4m/s²~5m/s²となるよう調整した。具体的 な試験条件は試験結果の項でまとめて述べる。加振試験は、試験体の変形が進み試験継続が困難 であると判断するまで同一の入力を繰り返した。ただし、加振により発生する変形がわずかで、 破損モードの発生までに相当数の繰り返しが必要と考えられる場合には損傷なしとして試験を打 ち切ることとした。

試験では、試験体各部の加速度、試験体の応答変位(コーナー1部の応答変位で代表)、エルボ部のひずみを計測した。また、試験体の変形の程度を把握するため、鋼製連結棒の傾斜角を計測した。図 3.2.3(2)-7、図 3.2.3(2)-8 に計測点の概要を示す。

図 3.2.3(2)-9 に板材ありの試験体の設置状況を示す。試験は、防災科学技術研究所の有する 一次元の大型振動台である大型耐震実験施設で実施した。試験の実施期間は令和2年1月6日~ 1月24日であり、試験実施時の外気温はおおむね8℃~15℃程度であった。配管には内部水は封 入せず、内圧は負荷しなかった。 3) 試験結果

a) 単一エルボ試験体

表 3.2.3(2)-2 に単一エルボ試験体の試験条件及び結果を示す。

自重崩壊試験を実施した試験体(SFT_C10)において、コーナー1部で計測した試験体の変位を 図 3.2.3(2)-10に示す。初期付加質量条件は 4.45kg とし、その後約 0.7kg ずつ付加質量を追加 した結果、10.29kg で試験体の倒壊に至った。そのため、単一エルボ試験体における自重保持限 界となる質量(M)は、自重崩壊に至る直前の設置質量である 9.53kg とした。また、得られたMを踏まえ、加振試験で設置する付加質量(M_{app})は、5.91kg とした。したがって、崩壊荷重比 (M_{app}/M)は 0.62 となった。

加振試験では、試験体の支持がない条件(SFT_C11 及び SFT_C13)、試験体に支持部板材を追加した条件(SFT_C12)に対し、正弦波による加振試験を実施した。

試験体の支持がない条件の加振試験では、平成 29 年度に実施した単一エルボ試験体に対する 加振試験と同一の傾向が得られることを確認することを目的とした。また、倒壊防止用ワイヤの 設置の有効性の確認も合わせて目的とした。

最初に打撃試験及び広帯域ランダム波加振により試験体の弾性域固有振動数(f_o)を取得した。 打撃試験により得られた試験体の固有振動数は、表 3.2.3(2)-2 に示したとおり、3.57Hz であっ た。なお、SFT_C13 では、倒壊防止用のワイヤ設置前/設置後の 2 条件で打撃試験を行ったが、 両者に差は確認されず、ワイヤが余長を有している段階ではワイヤの設置有無が試験体の固有振 動数に影響のないことを確認した。図 3.2.3(2)-11、図 3.2.3(2)-12 に SFT_C11 及び SFT_C13 の 打撃試験で得られた付加質量部の応答加速度(A4X、A4Y、A4Z)を FFT 分析した結果を示す。

打撃試験から得られた固有振動数を踏まえ、 $f_R>1.0$ となる条件(SFT_C11、入力波振動数7Hz、 $f_R=1.96$)及び $f_R<1.0$ となる条件(SFT_C13、入力波振動数2.5Hz、 $f_R=0.70$)で加振試験を実施し た。その結果、 $f_R>1.0$ では500サイクルの入力後、試験体の変形はわずかで破損モードが発生し ないことを確認した。図3.2.3(2)-13にSFT_C11の500サイクル入力後の変形状態を示す。また、 $f_R<1.0$ となる条件では、5サイクル程度で試験体が大変形に至ることを確認した。SFT_C13では 試験体に倒壊防止用のワイヤを設置しており、試験体が約30°変形したところで倒壊防止用のワ イヤが有効になった。図3.2.3(2)-14にワイヤが有効になった状態のSFT_C13の状況を示す。 SFT_C13では、ワイヤが有効になったあと、試験体を据え付け治具等により支え、ワイヤを外し てから支えを取り外したところ、試験体は自立できずに倒壊に至った。

図 3.2.3(2)-15 に SFT_C11 の、7Hz 加振 1 回目(正弦波の定常部波数:50 サイクル)の入力に おける、振動台上で計測された加速度(A1X)、付加質量部の加振方向応答加速度(A4X)、コー ナー1部の応答変位(D1)、鉛アンチモン合金のエルボ脇部で計測されたひずみ(S7C)の時刻歴 波形を示す。また、図 3.2.3(2)-16 に SFT_C13 の、2.5Hz 加振 1 回目(正弦波の定常部波数:5 サ イクル)の入力における、A1X、A4X、D1、S7C の時刻歴波形を示す。これらの図より、SFT_C11 では振動数比が高く試験体の応答が小さく留まっているのに対し、SFT_C13 では加振に伴い大き く変形が進展したことが確認できる。

試験体の支持がない条件の加振試験は平成 29 年度に実施した単一エルボ試験体に対する加振 試験とほぼ同一の内容の加振であるが、鉛アンチモン合金の強度が異なったため、付加質量の絶

3. 2. 3(2) - 3

対値や入力波の振動数は令和元年度のものと平成 29 年度に実施したもので異なっている。しか し、振動数比及び崩壊荷重比の視点でデータを整理し、破損モード発生までの入力サイクル数を 比較すると、図 3.2.3(2)-17 のようになり、平成 29 年度に実施した単一エルボ試験体の加振試 験で得られた結果と令和元年度に実施した単一エルボ試験体の加振試験結果はよく一致している ことが確認できた。また、SFT_C13 の加振結果より、倒壊防止用のワイヤが有効に働くことが確 認された。

試験体の支持がある条件の加振試験では、配管系本体の損傷よりも支持部板材の損傷を先行さ せることで、配管系の振動応答を制御し得るかどうかを検討することを目的とした。

支持部板材がある場合の弾性域の固有振動数を f_{o1} 、支持部板材がない場合の弾性域固有振動 数を f_{o2} とし、支持が有効である場合は $f_{R1}=f_1/f_{o1}<1.0$ 、支持部板材が損傷し、支持がなくなった 場合では $f_{R2}=f_1/f_{o2}>1.0$ となる条件で加振を行うこととした。図 3.2.3(2)-18 に SFT_C12 の打撃 試験で得られた付加質量部の応答加速度 (A4X、A4Y、A4Z) を FFT 分析した結果を示す。図 3.2.3(2)-18 より、打撃試験により得られた f_{o1} は 8.15Hz であった。 f_{o2} は SFT_C11 と同じと仮定 し、入力波振動数 2.5Hz ($f_{R1}=0.31$ 、 $f_{R2}=0.70$) と 6Hz ($f_{R1}=0.74$ 、 $f_{R2}=1.68$) で加振を行った。

図 3.2.3(2)-19 に SFT_C12 の、支持がある条件の入力波振動数 2.5Hz による加振 1 回目(正弦 波の定常部波数:5サイクル)の入力における、A1X、A4X、D1、S7C、板材切り欠き部で計測され たひずみ履歴(S91P)の時刻歴波形を示す。図 3.2.3(2)-19 に示すように、この加振では板材部 でやや大きいひずみが計測されているものの、配管系各部の加速度、変位、ひずみは小さく留ま った。これは支持を設置したことにより試験体の振動数が高くなった効果で試験体の応答が小さ くなったためと考えられる。

図 3.2.3(2)-20に SFT_C12の、支持がある条件の入力波振動数 6Hz による加振 1 回目(正弦波の定常部波数:20 サイクル)の入力における、A1X、A4X、D1、S7C、S91Pの時刻歴波形を示す。 図 3.2.3(2)-20より、板材切り欠き部ではひずみ範囲 2%程度の繰り返しひずみが発生していることが分かる。一方、エルボ脇部では板材切り欠き部の 1/10 程度のひずみ範囲に留まった。入力 波振動数 6Hz による加振を繰り返したところ、加振の繰り返しに伴い試験体のラチェット変形と 板材切り欠き部のき裂が発生し、6Hz の入力通算 549 サイクルで板材が破断に至った。図 3.2.3(2)-21 に SFT_C12の、支持がある条件の板材破断時の加振(入力波振動数 6Hz、正弦波の 定常部波数:100 サイクル、通算 511 サイクル~600 サイクルの加振)における A1X、A4X、D1、 S7C、S91Pの時刻歴波形を示す。板材破断は計測開始後 11 秒付近で生じた。板材の破断に伴い試 験体の変形が若干生じるものの、SFT_C13 のような少ない入力で大幅に変形が進展するような現 象は生じず、支持部板材損傷後の振動数比が 1.0 以上となるように配管系を設計することで大規 模な変形が抑制できる可能性を確認した。支持部板材損傷後、入力波振動数 6Hz の加振をさらに 100 サイクル追加して試験体の変形が大きく進展しないことを確認後、入力波振動数 2.5Hz の加 振を行った。その結果、5 サイクル程度で試験体が大変形し、倒壊防止用のワイヤが有効になっ た。図 3.2.3(2)-22 に SFT_C12 の初期状態から試験終了までの試験進捗状況を示す。

b) 複数エルボ試験体

表 3.2.3(2)-3 に複数エルボ試験体の試験条件及び結果を示す。

自重崩壊試験を実施した試験体(SFT_C20)において、コーナー1部で計測した試験体の変位を 図 3.2.3(2)-23 に示す。初期付加質量条件は 5.91kg とし、その後約 0.7kg ずつ付加質量を追加 した結果、13.91kg で試験体の倒壊に至った。そのため、複数エルボ試験体における自重保持限 界となる質量(M)は、自重崩壊に至る直前の設置質量である 13.21kg とした。また、得られた M を踏まえ、加振試験で設置する付加質量(M_{app})は、8.07kg とした。したがって、崩壊荷重比 (M_{app}/M)は 0.61 となった。

複数エルボ試験体の加振試験は、支持部板材がある条件(SFT_C22)についてのみ実施した。 図 3.2.3(2)-24 に SFT_C22 の打撃試験で得られた付加質量部の応答加速度(A4X、A4Y、A4Z)を FFT 分析した結果を示す。図 3.2.3(2)-24 より、打撃試験により得られた弾性域固有振動数(f_{01}) は 8.09Hz であった。支持部板材がない条件の弾性域固有振動数(f_{02})は平成 30 年度に実施した 試験体と同程度(4.3Hz 程度)と考え、入力波振動数は 2.5Hz (f_{R1} =0.31、 f_{R2} =0.58)と 6Hz (f_{R1} =0.74、 f_{R2} =1.40)で加振を行った。

図 3.2.3(2)-25 に SFT_C22 の、支持がある条件の入力波振動数 2.5Hz による加振 1 回目(正弦 波の定常部波数:5 サイクル)の入力における、A1X、A4X、D1、S7C、S91P の時刻歴波形を示す。 単一エルボ試験体と同様、この加振では板材部でやや大きいひずみが計測されているものの、配 管系各部の加速度、変位、ひずみとも小さく留まった。

図 3.2.3(2)-26 に SFT_C22 の、支持がある条件の入力波振動数 6Hz による加振 1 回目(正弦波 の定常部波数:20 サイクル)の入力における、A1X、A4X、D1、S7C、S91Pの時刻歴波形を示す。 図 3.2.3(2)-26 より、板材切り欠き部ではひずみ範囲 2%程度の繰り返しひずみが発生しているこ とが分かる。一方、エルボ脇部では板材切り欠き部の 1/20 程度のひずみ範囲に留まった。入力 波振動数 6Hz による加振を繰り返したところ、加振の繰り返しに伴い試験体のラチェット変形と 板材切り欠き部のき裂が発生し、6Hz の入力通算 138 サイクルで板材が破断に至った。図 3.2.3(2)-27にSFT_C22の、支持部板材破断時の加振(入力波振動数6Hz、正弦波の定常部波数: 100 サイクル、通算 101 サイクル~200 サイクルの加振)における A1X、A4X、D1、S7C、S91P の 時刻歴波形を示す。板材破断は計測開始後9秒付近で生じた。単一エルボ試験体の結果と同様、 板材の破断に伴い試験体の変形が若干生じるものの、少ない入力で大幅に変形が進展するような 現象は生じなかった。支持部板材損傷後、入力波振動数 6Hz の加振をさらに 100 サイクル追加し て試験体の変形が大きく進展しないことを確認した。その後、試験体の打撃試験により固有振動 数を取得したところ、一次固有振動数は 4.39Hz であった。そこで、入力波振動数を 3Hz (f_{R2}=0.68)として加振を行った結果、加振に伴い徐々に変形が進行し、70サイクル程度の入力 で 25°程度の傾きが生じたが、その後はほぼ変形が進行しなくなったため、合計 115 サイクルで 加振を打ち切った。このとき、倒壊防止用のワイヤはほぼ張った状態であり、ワイヤによりそれ 以上の変形が抑制された状態であったと考えられる。図 3.2.3(2)-28 に SFT_C22 の初期状態から 試験終了までの試験進捗状況を示す。SFT_C22 の fa2<1.0 となる条件の加振では、SFT_C12 と比較 して変形の進行は緩やかであり、配管系の不静定次数を上げることにより破損モード形成までの 裕度が上がることが確認された。

4) 設計を超過する地震荷重を受ける配管系の損傷挙動と破壊制御技術に向けた考察

設計基準事象の範囲では、すべての破損モードを防止するために保守的評価が求められるのに

3.2.3(2)-5

対し、本研究で対象としているような設計基準外事象(Beyond Design Based Events,以下 BDBE)条件下では、安全性能喪失に繋がる破損モードの防止が求められる[6]。配管系に求めら れる安全性能を冷却機能の維持と考え、本研究の初年度から最終年度までに得られた結果を基に BDBE条件下の配管系の損傷挙動と取り得る対策について考察する。

図 3.2.3(2)-29 に、既往研究で得られた鋼製配管に対する加振試験による配管系の損傷形態の 例[7,8]を、図 3.2.3(2)-30 に平成 28 年度から開始した本研究の振動構造物破壊試験で得られ た損傷形態の例を示す[2-4]。これまでに国内外で実施されてきた鋼製配管系に対する試験研究 [9-11]も踏まえて BDBE 条件下の損傷挙動を考えると、設計条件を超えるような地震入力が配管 系に負荷された場合、最初に想定される損傷は、配管の疲労き裂発生、貫通と考えられる。負荷 の大きい配管がエルボの場合、想定される損傷は、図 3.2.3(2)-29 に示すようなエルボ脇部の軸 方向疲労き裂である。図 3.2.3(2)-30(a)に示す平成 28 年度に実施した静的載荷試験の結果か ら、エルボ部に負荷される変形が非常に大きい場合、エルボ脇部の軸方向き裂の発生よりもエル ボ腹部からの周方向き裂の方が先行し、変形の繰り返しにより全周破断に至る可能性がある [2]。また、何らかの理由により配管系にさらに過大な変形が負荷されたり、配管系の支持が失 われ崩壊荷重比が増加したりした場合、図 3.2.3(2)-30(b)、(c)に示すようなラチェット後の崩 壊に至る可能性がある。

冷却機能を維持するために配管系に求められる要件はバウンダリの維持と流路の確保である。 バウンダリの維持に関し、大規模漏洩を防止し小規模漏洩を容認するとした場合、図 3.2.3(2)-29、図 3.2.3(2)-30(a)-i)、ii)のようなエルボ脇部の軸方向き裂は小規模漏洩に繋がる損傷と して容認しうると考えられる。一方、図 3.2.3(2)-30(a)-iii)のような周方向き裂は大規模漏洩 に繋がる損傷であり、また、図 3.2.3(2)-30(b)、(c)のような崩壊も、管路を閉塞するため容認 できないと考えられる。

この点を本研究で使用した配管系試験体に展開した場合、平成28年度の静的載荷試験の結果 から、疲労き裂の発生箇所をエルボ脇部にとどめる場合、エルボ配管に負荷される繰り返し変形 を±40mm までに抑えることが一つの判断基準となる。なお、繰り返し変形±40mm はエルボ脇部 周方向のひずみ範囲でおおむね5%に相当する程度となる。ここで、静的載荷試験と配管系試験 のエルボ部変形を図3.2.3(2)-31 に模式的に示す。静的載荷試験では、付加変位をδとすると、 エルボ内角αは、以下の式で与えられる。

$$\alpha = \cos^{-1} \left(\frac{2L_3 \delta - \delta^2}{2L_1 L_2} \right)$$
(3. 2. 3 (2) -1)

ここで、*L*₁:試験体短辺長さ、*L*₂:試験体長辺長さ、*L*₃:試験装置中立時のピン支持点間距離 また、配管系試験では、試験体の鋼製連結棒の水平部の傾斜角βを計測しており、エルボ内角α とは以下の関係がある(図 3.2.3(2)-31(b))。

$$\beta = 90 - \alpha \tag{3. 2. 3 (2) - 2}$$

静的載荷試験の±40mmは、エルボ内角に換算すると約10.8°となる。したがって、配管系試験における試験体の傾斜を±10°以内程度とすれば周方向き裂の発生は抑えられると考えられ

3.2.3(2)-6

る。一方、平成29年度~令和元年度に実施した加振試験で計測した試験体の傾斜角の進展を図 3.2.3(2)-32に示す。図では、傾斜角10°の位置を赤の点線で示した。図3.2.3(2)-32から、平 成29年度、平成30年度の試験で500サイクル入力後に損傷のなかった試験体、令和元年度の試 験で支持部板材の損傷が生じた試験体については、試験体の傾斜角が10°以内に留まってお り、傾斜角10°以内の制限は配管系の崩壊を防止する観点からも適切であると考えられる。し たがって、配管系の変形制限を適切に設けることで周方向き裂の発生、配管系の崩壊の発生をと もに抑制する対応は可能であると考えられる。

平成 29 年度~令和元年度に実施した加振試験の結果より、管路閉塞に繋がる崩壊挙動に対し ては入力波の振動数に対し配管系の振動数を低くするよう設計することでも実現できると考えら れる。さらに、令和元年度の試験では、配管系に支持部を設置し、振動応答時の変形を支持部に 集中させることで崩壊のような大規模な損傷が回避できること、また、大規模変形の最終的なバ ックアップとして、ワイヤのような過大変形防止の措置が有効であることも示された。

加振試験のまとめ

令和元年度には、平成29年度に使用した単一エルボ試験体及び平成30年度に使用した複数エ ルボ試験体の試験体形状を基本とし、簡易な支持構造物を設置した試験体に対する加振試験を行 った。支持構造は付加質量の応答変位を抑制するよう、付加質量部に板材を設置した。板材は、 加振中に損傷することを意図し、両端に切り欠きのある形状を採用した。また、過大変形による 倒壊を防止するために倒壊防止用のワイヤを設置した。

単一エルボ試験体の支持部板材がない条件の加振では、平成29年度の試験結果と同様、振動 数比(入力波振動数/試験体弾性域固有振動数)が1以下では少ない入力サイクル数でラチェッ ト後の崩壊が発生することを確認した。また、振動数比が1以上では試験体の変形がわずかで破 損モードが形成されないことを確認した。支持部板材がある条件の加振では、支持部板材に損傷 を集中させ、配管系本体(エルボ部)の損傷を回避できること、また、支持部板材損傷後の配管 系について振動数比が1以上となるよう設計することで支持部板材が損傷したあとでも配管系の 変形の進行を抑制できる可能性があることを確認した。

複数エルボ試験体に対する加振は支持部板材がある条件の加振を行った。その結果、単一エル ボ試験体と同様、支持部板材に損傷を集中させ、配管系本体(エルボ部)の損傷を回避できる見 通しを得た。また、支持部板材損傷後の振動数比が1以下となる加振の結果より、単一エルボ試 験体と比較して変形の進行が緩やかであり、配管系の不静定次数を上げることにより破壊に対し て裕度が上がることが確認された。さらに、両試験体について、大変形時には倒壊防止用のワイ ヤが有効となり、ワイヤ長以上の試験体変形を抑制することが確認された。

平成28年度から実施した一連の研究で得られた配管系の損傷モードを整理し、設計基準外事 象における破壊制御の可能性について考察した。過大地震時に想定される配管系の機能喪失に繋 がる破損モードを定義し、それに対し破壊制御技術が適用可能であることを示した。

鉛アンチモン合金は製作ロットや外気温により材料強度が影響を受ける。令和元年度に使用し た試験体では、過去年度に実施した試験体と比較し自重保持限界となる付加質量は異なっていた が、加振試験時の設置質量と入力波の加振振動数をそれぞれ崩壊荷重比(試験時の付加質量/自 重保持限界質量)、振動数比が同等となるよう設定して加振試験を行った結果、過去年度と同様 の結果が得られることを確認した。本研究で採用した鉛アンチモン合金を使用した試験手法は極限的な荷重条件下における構造物の破壊挙動を調査する手法として有効であると考えられる。

	,	化学成分[[%]	機械的性質				
	Pb	Sb	その他	0.2%耐力[MPa]	引張強さ[MPa]	破断伸び[%]		
エルボ部	98. 8up	1.10	Sn:0.01 Cu:0.01	9.79	27.26	59.05		
板材部	98. 9up	0.95	Tr	9.67	21.33	49.33		

表 3.2.3(2)-1 鉛アンチモン合金の材料特性

表 3.2.3(2)-2 単一エルボ試験体 試験条件及び結果

試験体名 付加質 [kg]	付加質量	ワイヤ	板材	固有振動	加振振動	崩壊	垢動粉レ	試験結果
	[kg]			数 [Hz]	数 [Hz]	荷重比	派到叙比	
SET CIO	4.45∼	なし	なし		10.29kg で			
SF1_C10 漸增	漸増				倒壊			
SFT_C11		5.91 あり	なし	3. 57	7	0.62	1.96	損傷なし
SFT_C12 5.91			あり	8. 15	6	0. 62*1	0.74	549 サイクル
								で板材損傷
			なし	$(3.57)^{*2}$	6	0.62	$(1.68)^{*2}$	100 サイクル
	5.91		(破断後)					損傷なし
			なし	$(3.57)^{*2}$	2.5	0.62	$(0.70)^{*2}$	5サイクルで
			(破断後)					倒壊
SFT_C13			なし	3. 57	2.5	0.62	0.70	5サイクルで
								倒壞

*1 自重崩壊限界は板材なしの場合と同じとして算出

*2 板材破断後の固有振動数は SFT_C11 と同じと仮定

武験体名 []	付加質量	ワイヤ	板材	固有振動	加振振動	崩壊	拒動粉足	試験結果
	[kg]			数 [Hz]	数 [Hz]	荷重比	扳IJ级比	
SFT_C20 5.91~ 漸増	5.91~	なし	なし		13.91kg で			
	漸増				倒壊			
SFT_C22 8.07		8.07 あり	あり	8.09	6	0. 61*1	0.74	138 サイクル
								で板材損傷
	9 07		なし	4. 39	6	0.61	1.36	100 サイクル
	0.07		(破断後)					損傷なし
			なし	4. 39	3	0.61	0.68	115 サイクル
			(破断後)					で打ち切り

表 3.2.3(2)-3 複数エルボ試験体 試験条件及び結果

*1 自重崩壊限界は板材なしの場合と同じとして算出



(a) 模式図



(b) 各部名称

図 3.2.3(2)-1 試験体の形状と各部名称(単一エルボ試験体)



(a) 模式図



(b) 各部名称

図 3.2.3(2)-2 試験体の形状と各部名称(複数エルボ試験体)



図 3.2.3(2)-3 試験体の形状と各部名称(複数エルボ試験体)



(単位:mm)





(単位:mm)

図 3.2.3(2)-5 支持部板材の形状及び寸法





(a) 単一エルボ試験体



(b) 複数エルボ試験体

(凡例) A:加速度計 D:変位計 R:角度計

図 3.2.3(2)-7 計測点概要(加速度計、変位計、角度計)



3.2.3(2)-16





(i) 試験体全景(a) 単一エルボ試験体

(ii) 板材取付部



(i) 試験体全景

(ii) 板材取付部

(b) 複数エルボ試験体

図 3.2.3(2)-9 令和元年度の試験体設置状況(板材ありの試験体)



図 3.2.3(2)-10 単一エルボ試験体 自重崩壊試験 試験体変位



* A4Z はケーブル断線のため計測データなし

図 3.2.3(2)-11 SFT_C11 打撃試験時の付加質量部設置加速度 FFT 結果



図 3.2.3(2)-12 SFT_C13 打撃試験時の付加質量部設置加速度 FFT 結果



図 3.2.3(2)-13 SFT_C11 正弦波 7Hz 500 サイクル入力後の変形状態



図 3.2.3(2)-14 SFT_C13 正弦波 2.5Hz 5サイクル入力後の変形状態



図 3.2.3(2)-15 SFT_C11 正弦波 7Hz 5 サイクル1回目入力時の試験体応答



図 3.2.3(2)-16 SFT_C13 正弦波 2.5Hz 5サイクル1回目入力時の試験体応答



(白抜き:平成29年度に実施した試験体)

図 3.2.3(2)-17 振動数比と破損モード発生までの繰り返し数の関係

(令和元年度の試験体と平成29年度の試験体との比較)



図 3.2.3(2)-18 SFT_C12 打撃試験時の付加質量部設置加速度 FFT 結果



図 3.2.3(2)-19 SFT_C12(板材破断前) 正弦波 2.5Hz 5 サイクル1回目入力時の試験体応答



図 3.2.3(2)-20 SFT_C12(板材破断前) 正弦波 6Hz 20 サイクル 1 回目入力時の試験体応答



図 3.2.3(2)-21 SFT_C12 正弦波 6Hz 100 サイクル 5 回目入力時(板材破断時)の試験体応答




(ii)板材外観





(ii) 板材外観

(b) 板材破断前 2.5Hz 5 サイクル入力後

(a) 初期状態

図 3.2.3(2)-22(1/2) SFT_C12 初期状態から試験終了までの経過(1/2)





(ii) 板材外観

(c) 6Hz 610 サイクル入力後(板材が破断した加振終了後)



(d) 板材破断後 2.5Hz 5 サイクル入力後図 3.2.3(2)-22(2/2) SFT_C12 初期状態から試験終了までの経過(2/2)



図 3.2.3(2)-23 複数エルボ試験体 自重崩壊試験 試験体変位



図 3.2.3(2)-24 SFT_C22 打撃試験時の付加質量部設置加速度 FFT 結果



図 3.2.3(2)-25 SFT_C22(板材破断前) 正弦波 2.5Hz 5 サイクル1回目入力時の試験体応答



図 3.2.3(2)-26 SFT_C22(板材破断前) 正弦波 6Hz 20 サイクル 1 回目入力時の試験体応答



図 3.2.3(2)-27 SFT_C22 正弦波 6Hz 100 サイクル1回目入力時(板材破断時)の試験体応答



(i) 試験体全景

(ii)板材外観



(i) 試験体全景



(ii) 板材外観

(b) 板材破断前 2.5Hz 5 サイクル入力後
図 3.2.3(2)-28(1/2) SFT_C22 初期状態から試験終了までの経過(1/2)

(a) 初期状態





(ii) 板材外観

(i) 試験体全景(i) 材(c) 6Hz 210 サイクル入力後(板材が破断した加振終了後)



(d) 板材破断後 3Hz 115 サイクル入力後
図 3.2.3(2)-28(2/2) SFT_C22 初期状態から試験終了までの経過(2/2)



(a) 文献[7]





図 3.2.3(2)-29 既往研究で得られた鋼製配管に対する加振試験による配管系の損傷形態の例



(iii) 負荷変位:±65mm





(i) 負荷変位:±20mm

(a) 静的載荷試験(繰り返し載荷試験)[2]

(ii) 負荷変位:±40mm







(b) 単一エルボ試験体(平成 29 年度)[3] 図 3.2.3(2)-30 振動構造物破壊試験で得られた損傷形態



*β:鋼製連結棒の傾斜角

(b) 加振試験における配管系試験体の鋼製連結棒傾斜角とエルボ内角の関係

図 3.2.3(2)-31 静的載荷試験と加振試験の変形模式図





図 3.2.3(2)-32 入力サイクル数と試験体傾斜角の関係

(3) 詳細解析【R1】

令和元年度の詳細解析では、支持部板材がある試験体の加振試験の実現可能性を検討するため、 有限要素法(FEM)による事前解析を実施した。解析の実施内容は、自重解析(支持部板材がない条件)、固有値解析、及び弾塑性振動応答解析とした。

解析モデル

図 3.2.3(3)-1 に FEM 解析モデルを示す。解析コードは Abaqus R2017 HF13 を使用し、鉛アン チモン合金のエルボと支持部板材をシェル要素(S4R)でモデル化した。また、連結棒は梁要素 (B31)、付加質量とフランジは質量要素を用いてモデル化し、付加質量と連結棒、付加質量と 板材、配管端部とフランジ、連結棒とフランジは剛体梁を用いて結合した。付加質量は、平成29

年度、平成 30 年度の試験結果を参考に、単一エルボ試験体では 4.5kg、複数エルボ試験体では 9.0kg とした。また、フランジの質量は 1.5kg とした。

解析に用いた材料物性値を表 3.2.3(3)-1 に、また、鉛アンチモン合金の応力ひずみ関係を図 3.2.3(3)-2 に示す。材料物性値と応力ひずみ関係は、平成 28 年度に東京大学が実施した材料試験結果に基づき設定した。

2 自重解析

自重解析は、単一エルボ試験体、複数エルボ試験体の両方に対し、支持部板材のない条件で実施した。自重解析は、鉛アンチモン合金のエルボ、鋼製連結棒、フランジの自重による釣り合い 解析を実施したあと、付加質量の自重による変形に相当する鉛直変位を与えた準静的な解析を実施することで静的な釣り合い状態が得られる付加質量と変位との関係を把握することとした。その結果、単一エルボ試験体では質量に換算して7.9kg、複数エルボ試験体では15.0kgが付加質量の最大値となった。

③ 固有值解析

固有値解析は、単一エルボ試験体では付加質量 4.5kg、複数エルボ試験体では付加質量 9.0kg とし、複数の支持部板材の形状に対し実施した。表 3.2.3(3)-2 に固有値解析を実施した解析ケ ースと加振方向である X 方向に励起される最低次数の固有値を示す。表 3.2.3(3)-2 中、支持部 板材の向きの「鉛直」は、支持部板材の法線が図 3.2.3(2)-1、図 3.2.3(2)-2 の X 軸方向と平行 に設置した条件、「水平」は支持部板材の法線が図 3.2.3(2)-1、図 3.2.3(2)-2 の Z 軸方向と平 行に設置した条件である。板材の形状と固有値解析により得られた加振方向の最低次の振動モー ドを、単一エルボ試験体については図 3.2.3(3)-3~図 3.2.3(3)-7 に、また、複数エルボ試験体 については図 3.2.3(3)-8~図 3.2.3(3)-10 に示す。単一エルボ試験体、複数エルボ試験体とも、 板材を設置することで固有振動数が上昇する傾向が確認できる。固有振動モードについては、単 ーエルボ試験体では、板材を設置すると X 軸方向の変位に加え、Z 軸回りの回転変形も発生する ことが確認された。一方、複数エルボ試験体では板材の有無による振動モードの変化は大きくな かった。

3. 2. 3(3)-1

④ 弹塑性振動応答解析

固有値解析を実施した解析ケースを対象に、1Hz~14Hz(1Hz、2Hz、4Hz、6Hz、8Hz、10Hz、 12Hz、14Hz)のテーパ付き正弦波を入力波とした弾塑性時刻歴振動応答解析を実施した。付加質 量は、単一エルボ試験体では4.5kg、複数エルボ試験体では9.0kgとした。解析に用いたテーパ 付き正弦波は、漸増・漸減部2波、定常振幅部10波で、定常振幅部の加速度は4m/s²とした。 図 3.2.3(3)-11 に解析に用いた正弦波の例を示す。

図3.2.3(3)-12~図3.2.3(3)-16に、単一エルボ試験体について、試験体と板材の応答を加振 振動数で整理した結果を示す。また、図3.2.3(3)-17~図3.2.3(3)-19に、複数エルボ試験体に ついて、試験体と板材の応答を加振振動数で整理した結果を示す。図中、付加質量の相対加速度 振幅と相対変位振幅は、ハイパスフィルタを用いてドリフト成分を除去した波形で、定常部分の 振幅を平均した値である。また、相対変位ドリフトは、ローパスフィルタを用いて加振振動数以 上の振動数成分を除去した波形で、10サイクル目における変位量を抽出した。公称ひずみ振 幅、公称ひずみドリフトも同様の処理を行った。公称ひずみの算出位置は、エルボ1では脇部外 表面の周方向、板材では板材外表面の長手方向(軸方向)とした。解析結果を以下にまとめる。

1) 単一エルボ試験体

板材がない場合(図3.2.3(3)-12)、固有値解析の結果より固有振動数は5.0Hz であった。付加質量の相対加速度振幅は加振振動数6Hz で最大となった。また、相対変位の振幅は、加振振動数4Hz で最大となるが、ドリフト成分は加振振動数1Hz の方が大きく、加振振動数1Hz の入力では試験体が崩壊に至る結果となった。

長さ150mm、幅25mm、板厚5mm、切り欠きなしの板材を鉛直方向に設置した場合(図 3.2.3(3)-13)、固有値解析の結果より固有振動数は12.3Hzであった。付加質量の相対加速度振幅は加振振動数10Hzで最大となった。付加質量の相対変位振幅、板材の公称ひずみ振幅も、同様に10Hzで最大となった。エルボ脇部の周方向ひずみ、試験体の相対変位ドリフトはほとんど発生しなかった。

長さ150mm、幅40mm、板厚4mm、切り欠きなしの板材を鉛直方向に設置した場合(図 3.2.3(3)-14)、固有値解析の結果より固有振動数は12.2Hzであった。付加質量の相対加速度振 幅、相対変位振幅、板材公称ひずみ振幅は、いずれも加振振動数10Hzで最大となった。付加質 量の相対変位ドリフトは負方向に発生しているが、これは加振によりエルボ部が開く変形が発生 したためと考えられる。板材の公称ひずみに対し、エルボ脇部の周方向ひずみは小さいことが確 認できる。

長さ150mm、幅25mm、板厚5mm、中央部に切り欠きを設けた板材(切り欠き部の板材形状: 40mm×5mm)を水平方向に設置した場合(図3.2.3(3)-15)、固有値解析の結果より固有振動数 は14.4Hzであった。付加質量の相対加速度振幅は10Hzで最大となった。また、付加質量の相対 変位振幅、板材の公称ひずみ振幅は8Hzで最大となる傾向が確認された。付加質量の相対変位ド リフトやひずみのドリフトは振動数が上昇するに従い小さくなる傾向が確認された。板材の公称 ひずみ振幅は6Hz入力時に2%程度である一方、エルボ脇部の周方向ひずみは無視できる程度に 小さく、板材部での損傷が想定される結果となった。

長さ 150mm、幅 25mm、板厚 5mm、板材両端部に切り欠きを設けた板材(切り欠き部の板材形

3. 2. 3(3)-2

状:10mm×10mm)を鉛直方向に設置した場合(図3.2.3(3)-16)、固有値解析の結果より固有振動数は11.3Hz であった。付加質量の相対加速度振幅は10Hz で最大となった。一方、付加質量の相対変位振幅と相対変位のドリフト、板材の公称ひずみ振幅、公称ひずみのドリフトは6Hz で最大となった。板材の公称ひずみ振幅は6Hz 入力時に2%程度である一方、エルボ脇部の周方向ひずみは無視できる程度に小さく、板材部での損傷が想定される結果となった。

2) 複数エルボ試験体

板材がない場合(図3.2.3(3)-17)、固有値解析の結果より固有振動数は5.0Hz であった。付加質量の相対加速度振幅は加振振動数4Hz と12Hz でピークが確認された。4Hz のピーク値は一次固有振動数(5.0Hz)に、12Hz のピークは二次の固有振動数(10.9Hz)に関係するものと考えられる。付加質量の相対変位振幅も4Hz と12Hz にピークが確認されるが、ピーク値としては4Hz の方が大きい。相対変位のドリフト成分は加振振動数4Hz で最大となる結果となった。エルボ部の周方向ひずみは相対変位と同様の傾向であった。

長さ150mm、幅25mm、板厚5mm、切り欠きなしの板材を鉛直方向に設置した場合(図 3.2.3(3)-18)、固有値解析の結果より固有振動数は9.8Hzであった。付加質量の相対加速度振 幅は8Hzで最大となった。付加質量の相対変位振幅、相対変位ドリフトは、6Hz~8Hzで最大と なった。また、板材部の公称ひずみは付加質量の相対変位と同じ傾向であった。板材の公称ひず みに対し、エルボ脇部の周方向ひずみは小さいことが確認された。

長さ 150mm、幅 25mm、板厚 5mm、板材両端部に切り欠きを設けた板材(切り欠き部の板材形 状:10mm×10mm)を鉛直方向に設置した場合(図3.2.3(3)-19)、固有値解析の結果より固有振 動数は 9.1Hz であった。付加質量の相対加速度振幅は 8Hz で最大となった。付加質量の相対変位 振幅、相対変位ドリフト、板材の公称ひずみ振幅、公称ひずみのドリフトは 6Hz で最大となっ た。板材の公称ひずみ振幅は 6Hz 入力時に 2.5%程度、ひずみドリフトは 12%程度と大きい一方、 エルボ脇部の周方向ひずみは小さく、板材部での損傷が想定される結果となった。

弾塑性振動応答解析の結果、単一エルボ試験体について、付加質量 4.5kg の条件で、支持部板 材に切り欠きありの板材を使用し6~8Hz 程度の入力で加振した場合、板材部で 2%程度のひずみ 振幅が想定され、加振の繰り返しにより板材部の損傷が期待できる結果が得られた。また、複数 エルボ試験体については、付加質量 9.0kg の条件で、支持部板材に切り欠きありの板材を使用し 6Hz 程度の入力で加振した場合、板材部で 2.5%程度のひずみ振幅と 12%程度の残留ひずみが想定 され、加振の繰り返しにより板材部の疲労損傷または引張による破断が期待できる結果が得られ た。

⑤ 詳細解析結果のまとめ

令和元年度の試験体形状にあわせた詳細解析モデルを作成し、事前解析として支持部板材がな い条件の自重解析、複数の支持部板材条件の固有値解析、正弦波入力による弾塑性振動応答解析 を実施した。複数の正弦波振動数に対する弾塑性振動応答解析の結果、加振試験においては支持 部板材を切り欠きありの形状とすることで、加振の繰り返しにより切り欠き部における損傷が期 待できる見通しを得た。

3. 2. 3 (3) -3

材料	ヤング率 [GPa]	ポアソン比 [-]	降伏応力 [MPa]	密度 [kg/m ³]
鉛アンチモン合金	30	0.45	10	11340
鋼材	203	0.30	245	7850

表 3.2.3(3)-1 解析に用いた材料物性値

表 3.2.3(3)-2 解析ケースと一次固有振動数

試験体	付加質量	板材形状	七十一日ナ	固有振動数
	[kg]	(長さ×幅×板厚) [mm]	板材の回さ	[Hz]
単一エルボ試験体	4. 5	_	-	5.0
		150x25x5	鉛直	12.3
		150x40x4	鉛直	12.2
		150x25x5、 切り欠き部 40x5(中央)	水平	14.4
		150x25x5、 切り欠き部 10x10(両端)	鉛直	11.3
複数エルボ試験体	9.0	L	_	5.0
		150x25x5	鉛直	9.8
			鉛直	9.1



(1) 単一エルボ試験体



(2) 複数エルボ試験体

図 3.2.3(3)-1 詳細解析 解析モデルの形状

3.2.3(3)-5



図 3.2.3(3)-2 鉛アンチモン合金の応力ひずみ関係



(b) ZX 平面

図 3.2.3(3)-3 単一エルボ試験体(板材なし)固有値解析結果(固有振動数:5.0Hz)





図 3.2.3(3)-4 単一エルボ試験体(板材形状:150mmx25mmx5mm)固有値解析結果

(固有振動数:12.3Hz)

3.2.3(3)-8



(c) ZX 平面

図 3.2.3(3)-5 単一エルボ試験体(板材形状:150mmx40mmx4mm)固有値解析結果

(固有振動数:12.2Hz)

3.2.3(3)-9



(c) ZX 平面

図 3.2.3(3)-6 単一エルボ試験体(板材形状:150mmx25mmx5mm、中央部切り欠きあり、 切り欠き部形状:40mmx5mm、水平方向設置)固有値解析結果(固有振動数:14.4Hz)



(c) ZX 平面

図 3.2.3(3)-7 単一エルボ試験体(板材形状:150mmx25mmx5mm、両端部切り欠きあり、 切り欠き部形状:10mmx10mm)固有値解析結果(固有振動数:11.3Hz)

3.2.3(3)-11



(b) ZX 平面

図 3.2.3(3)-8 複数エルボ試験体(板材なし)固有値解析結果(固有振動数:5.0Hz)



(c) ZX 平面

図 3.2.3(3)-9 複数エルボ試験体(板材形状:150mmx25mmx5mm)固有値解析結果

(固有振動数:9.8Hz)





図 3.2.3(3)-10 複数エルボ試験体(板材形状:150mmx25mmx5mm、両端部切り欠きあり、 切り欠き部形状:10mmx10mm)固有値解析結果(固有振動数:9.1Hz)





図 3.2.3(3)-12 単一エルボ試験体(板材なし)正弦波入力解析結果



図 3.2.3(3)-13 単一エルボ試験体(板材形状:150mmx25mmx5mm)正弦波入力解析結果



図 3.2.3(3)-14 単一エルボ試験体(板材形状:150mmx40mmx4mm)正弦波入力解析結果



図 3.2.3(3)-15 単一エルボ試験体(板材形状:150mmx25mmx5mm、中央部切り欠きあり、 切り欠き部形状:40mmx5mm、水平方向設置)正弦波入力解析結果



図 3.2.3(3)-16 単一エルボ試験体(板材形状:150mmx25mmx5mm、両端部切り欠きあり、 切り欠き部形状:10mmx10mm)正弦波入力解析結果



図 3.2.3(3)-17 複数エルボ試験体(板材なし)正弦波入力解析結果



図 3.2.3(3)-18 複数エルボ試験体(板材形状:150mmx25mmx5mm)正弦波入力解析結果



図 3.2.3(3)-19 複数エルボ試験体(板材形状:150mmx25mmx5mm、両端部切り欠きあり、 切り欠き部形状:10mmx10mm)正弦波入力解析結果

(4) まとめ【R1】

令和元年度には、平成29年度に使用した単一エルボ試験体及び平成30年度に使用した複数エ ルボ試験体の試験体形状を基本とし、簡易な支持構造物を設置した試験体に対する加振試験を行 った。また、令和元年度の試験体形状にあわせた詳細解析モデルを作成し、事前解析として支持 部板材がない条件の自重解析、複数の支持部板材条件の固有値解析、正弦波入力による弾塑性振 動応答解析を実施した。

単一エルボ試験体、複数エルボ試験体に対する加振試験の結果、支持部板材がある条件の加振 では、支持部板材に損傷を集中させ、配管系本体(エルボ部)の損傷を回避できること、また、 支持部板材損傷後の配管系について振動数比が1以上となるよう設計することで支持部板材が損 傷したあとでも配管系の変形の進行を抑制できる可能性があることを確認した。また、支持部板 材損傷後の振動数比が1以下となる加振の結果より、単一エルボ試験体と比較して複数エルボ試 験体では変形の進行が緩やかであり、配管系の不静定次数を上げることにより破壊に対して裕度 が上がることが確認された。さらに、両試験体について、大変形時には倒壊防止用のワイヤが有 効となり、ワイヤ長以上の試験体変形を抑制することが確認された。

詳細解析では、複数の正弦波振動数に対する弾塑性振動応答解析を行い、加振試験では支持部 板材を切り欠きありの形状とすることで、加振の繰り返しにより切り欠き部における損傷が期待 できる見通しを得た。

以上より、令和元年度の研究では、模擬材料を用いた1エルボ配管試験体及び2エルボ配管試 験体を作製し、振動台を用いた加振試験を行い、振動応答挙動のデータを取得した。また、試験 に準じた振動応答解析を実施し、配管系の応答挙動のメカニズムを分析した。その結果に基づ き、過大地震時の破壊制御技術の適用可能性を検証した。

平成28年度から実施した一連の研究で得られた結果より、配管系の損傷モードを整理し、設計基準外事象における破壊制御の可能性について考察した。過大地震時に想定される配管系の機 能喪失に繋がる破損モードを定義し、それに対し破壊制御技術が適用可能であることを示した。 参考文献

- [1] 文部科学省 国家課題対応型研究開発推進事業 原子カシステム研究開発事業、「極限荷重に 対する原子炉構造物の破損メカニズム解明と破局的破壊防止策に関する研究開発平成 27 年 度成果報告書」(2016年3月)
- [2] 文部科学省 国家課題対応型研究開発推進事業 原子カシステム研究開発事業、「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平成 28 年度成果報告書」(2017 年3月)
- [3] 文部科学省 国家課題対応型研究開発推進事業 原子カシステム研究開発事業、「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平成 29 年度成果報告書」(2018 年 3月)
- [4] 文部科学省 国家課題対応型研究開発推進事業 原子カシステム研究開発事業、「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平成 30 年度成果報告書」(2019 年 3月)
- [5] Bari, M. A., Sakemi, R., and Kasahara, N., "Failure Mode Map of Pipes under Dynamic Loadings", Proc. of the ASME PVP2017, Hawaii, U.S., PVP2017-65635 (2017).
- [6] Kasahara, N., Wakai, T. Nakamura, I. and Sato, T. "Research Plan and Progress to Realize Fracture Control of Nuclear Components", Proc. of the ASME 2019 Pressure Vessels & Piping Conference, PVP2019-93545 (2019).
- [7] Nakamura, I., Otani, A., and Shiratori, M., "Failure Behavior of Piping Systems with Wall Thinning Under Seismic Loading", Journal of Pressure Vessel Technology, 126, pp. 85-90 (2004).
- [8] Nakamura, I. and Kasahara, N., "Excitation Tests on Elbow Pipe Specimens to Investigate Failure Behavior Under Excessive Seismic Loads", Journal of Pressure Vessel Technology, 139, pp. 061802-1-061802-11 (2017).
- [9] Tagart, S. W. Jr., Tang, Y. K., Guzy, D. J., and Ranganath, S., "Piping Dynamic Reliability and Code Rule Change Recommendations", Nuclear Engineering and Design, 123, pp. 373-385 (1990).
- [10] Ravikiran, A., Dubey, P. N., Agrawal M. K., Reddy, G. R., Singh, R. K., and Vaze, K. K., "Experimental and Numerical Studies of Ratcheting in a Pressurized Piping System Under Seismic Load", Journal of Pressure Vessel Technology, 137(3), Paper No. PVT-14-1019 (2015).
- [11]Varelis, G.E., Karamanos, S.A., and Gresnigt A.M., "Pipe Elbows Under Strong Cyclic Loading", Journal of Pressure Vessel Technology, 135, pp. 011207-1-011207-9 (2013).
- 3.3 大規模バウンダリ破壊防止法の提案【H28-R1】
- 3.3.1 設計基準外事象に対する破壊防止ガイドライン【H28-R1】
- (1) 平成28年度~令和元年度の実施内容と成果の概要
- ① 平成 28 年度~平成 29 年度の実施内容と成果[1][2]

従来、わが国における原子炉の構造問題に関する研究は技術的手法に関するものに集中してお り、基本的な考え方やクライテリアなどについては欧米に追従する傾向にあった。また、これら の多くは狭義の構造設計に関わるもの(設計基準事象、DBE)に限られていた。このような背景 の下に、平成28年度~平成29年度は、設計基準外事象(BDBE)を対象とした構造問題に関する ガイドラインのあり方をまとめた。

具体的な技術規定に入る前に、設計基準外事象における大規模バウンダリ破壊防止の概念をま とめた。具体的には、基本的な考え方を以下の4階層に分け、それぞれの階層において原子炉構 造問題における設計基準事象と設計基準外事象の考え方を比較することにより、設計基準外事象 の概念を明確にした。

- 安全の基本原則
- 基本思想
- 基本クライテリア
- 技術的手法

「安全の基本原則」は、安全に関して最も上位にくる考え方であり、普遍的なものである。ここでは、『放射能から人々の生命と健康、財産(生活)を守り、環境を守ること』とした。

「基本思想」は原子炉の構造問題における最も上位にくる考え方であり、IAEA の考え方に基づき、設計基準事象は深層防護の第1層から第3層までと関連するものであり、設計基準外事象は第4層及び第5層に関連するものと位置づけた。

「基本クライテリア」は「基本思想」を実現するためのものであり、荷重条件、破損モード、 破損の評価、対策について、設計基準事象における考え方と設計基準外事象における考え方を比 較し、その違いを明らかにした。

「技術的手法」は、基本クライテリアを実現するための技術的な手法である。解析及び設計の 目的、解析及び設計の手法、解析結果の評価について、設計基準事象における手法と設計基準外 事象における手法を比較し、その違いを明らかにした。設計基準外事象では圧力設備の各部位の 相対的な強度評価、破損モードごとの発生のしやすさの相対比較などが重要となることを明らか にした。

以上のような考え方が、安全問題において先行しているカナダの考え方(IAEA と大きく異な るものではない)と比較し、本研究がカナダのコンセプトのどの位置にあるのかを検討した。こ れにより、本研究がカナダのコンセプトと整合性があるものであり、さらには、IAEA の提唱す る深層防護とも整合することを明らかにした。

次いで、破壊制御技術の適用による大規模バウンダリ破壊防止の考え方と関連する技術を明ら かにした。ここで言う破壊制御とは、一般に言われているような破壊力学に結びついたものでは なく、多くの破損モードを対象とし、それぞれのモードに適した強度評価法を検討することにな る。破壊制御の目的は原子炉の大規模バウンダリ破壊を防ぐことによって、深層防護の第4層に おける影響緩和策をより確実で効果的なものにすることである。このような破壊制御を実現する

3.3.1(1)-1

ために必要な技術として、リスク評価技術、構造解析技術(Best estimate)、相対強度評価技術を挙げ、それぞれについて必要な要件を明らかにした。

最後に、原子炉へ破壊制御技術を適用する上で、以下の項目を原則とした。

- 大規模圧力バウンダリ破壊となる破損モードを取り上げる(破損モードの相対比較)。
- 一般部の破壊より構造不連続部の破壊を優先させる(破壊部位の相対比較)。
- 容器下部の破壊より上部の破壊を優先させる(破壊部位の相対比較)。
- 複数の破壊の可能性がある場合は、規模が小さい破壊、効果的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)。

② 平成 30 年度の実施内容と成果 [3]

平成 30 年度は、平成 29 年度の成果に基づいて、設計基準外事象(設計基準外事象)を対象 とした構造問題に関するガイドラインのあり方を発展させた。

設計基準外事象における大規模バウンダリ破壊防止の概念については、基本的には平成 29 年 度のものと変わるものではないが、基本的な考え方の4階層の呼称を、関連分野との認識共有を 促進するため、以下のように一般性のある用語に置き換えた。

- 安全の基本原則
- 要求性能
- 性能指標
- 評価法

「安全の基本原則」は、平成 29 年度のものと変わらず、『放射能から人々の生命と健康、財産(生活)を守り、環境を守ること』のままとした。

「要求性能」は、平成 29 年度では「基本思想」としていたものであるが、建築を中心とした 耐震分野と整合性を図り、「要求性能」とした。設計基準事象に対しては、圧力バウンダリにい ずれの破損モードも生じさせないようにすることが要求される。設計基準外事象に対しては、万 一圧力バウンダリが破壊したとしても、安全性に影響する破局的な破損モードが生じないように することが要求される。

「性能指標」は、平成 29 年度では「基本クライテリア」としていたものであり、「性能要求」を実現するためのものである。

設計基準事象に対しては、局部的にも破壊しないこと、応力が許容値以下であることが指標と なる。設計基準外事象に対しては、破断、倒壊などが生じないことが指標となる。

「評価法」は、平成 29 年度の「技術的手法」としていたものであり、性能指標を評価するための技術的手法である。

次いで、実際の破損挙動を予測する必要性とそのための技術の整備についてまとめた。

- リスク評価技術
- 構造解析技術 (Best Estimate)
- 相対強度評価技術

リスク評価では、従来は事象の発生確率の議論に重点が置かれる傾向があったが、事象によっ て生じる影響の評価が重要であることを明らかにし、その評価法を提案した。

構造解析技術については、設計基準事象については、安全側の結果となるものであれば、弾性

3.3.1(1)-2

解析による Conservative Estimate で十分であったが、設計基準外事象に対しては、高度な非線 形構造解析による Best Estimate が必要になることを明らかにした。

相対強度評価技術に関しては、設計において評価される構造強度と実際の構造強度は一般には 大きく異なるものであることを明らかにし、設計基準外事象に対しては実際の破壊の位置や順番 の評価が必須であり、絶対強度の評価より、相対強度の評価が重要になることが多いことを明ら かにした。

令和元年度の実施内容と成果

令和元年度は、平成28年度~平成30年度の成果に基づいて、「設計基準外事象に対する構造 強度ガイドライン」を作成した。詳細は次節で述べる。本研究プロジェクトの成果をまとめ今年 度実用化につなげるため、設計基準外事象に対する破壊防止ガイドラインを策定した。破壊制御 の具体的方法として高温高圧時に対する容器構造と過大地震時に対する配管構造を提案した。ま た、代表的部位の解析により実機における適用性を評価した。

参考文献

- [1] 文部科学省 国家課題対応型研究開発推進事業 原子カシステム研究開発事業、「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 平成 28 年度成果報告書」(2017 年 3 月).
- [2] 文部科学省 国家課題対応型研究開発推進事業 原子カシステム研究開発事業、「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 平成 29 年度成果報告書」(2018 年 3 月).
- [3] 文部科学省 国家課題対応型研究開発推進事業 原子カシステム研究開発事業、「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 平成 30 年度成果報告書」(2019 年 3 月).

(2) 設計基準外事象に対する破壊防止ガイドラインの作成【R1】

令和元年度は、平成28年度~平成30年度の成果に基づいて、設計基準外事象に対する破壊防 止ガイドライン」を作成した。ただし、内容は本原子力システム事業の成果である構造強度の分 野からの考え方を記述したものであることから、タイトルは「設計基準外事象に対する構造強度 ガイドライン」とし、範囲を破壊のみに限定せず、構造強度問題に広げた。このガイドラインは 単に技術的要件をまとめたものではなく、設計基準外事象における構造強度問題の概念の説明に 重きを置いたものとした。

本ガイドラインの目的は、設計基準外事象における構造強度問題の新しい概念を広め、実用化 に結び付けることにある。このため、3.4節で説明する原子力システム事業推進のために設置し た、日本溶接協会の設計基準外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)にて、ガイドラインの改訂を継続し、将来的に発行する予定である。

ガイドラインの構成は以下のとおりである。詳細は Appendix C に示す。

「設計基準外事象に対する構造強度ガイドライン」

1000 総則

1100 目的及び概要

1200 適用範囲

2000 設計基準外事象に対する対策の考え方

2100 設計基準外事象に対する安全の考え方

2200 構造強度に関する現状の課題と新しい考え方

3000 設計基準外事象に対する構造強度の考え方

- 3100 設計基準外事象に対する要求性能
- 3200 実際の破損挙動の予測
- 3300 実際の破損挙動予測の方法
- 4000 設計基準外事象に対する破損影響の緩和
 - 4100 破壊制御技術の適用
- 5000 破壊制御を適用した破損影響の緩和対策
 - 5100 高温・高圧荷重を受ける容器の緩和対策
 - 5200 過大地震を受ける配管の緩和対策

3.3.1(2)-1

3) 破壊制御による大規模破壊防止の考え方【R1】

① シビアアクシデント時の冷却材漏洩を防止する容器構造

対象とする容器構造

高速炉の原子炉容器を対象とする。図 3.3.1(3)-1 に高速原型「もんじゅ」を例として高速炉 における事故時冷却機能維持の方策を示す[2][3]。低圧システムである高速炉では液位を保つこ とが原子炉容器とガードベッセルに求められる機能であり、変形やある程度のき裂は許容され、 最も破局的な破壊は延性破壊とそれに続く全周破断である。

図 3.3.1(3)-2 に高速炉の原子炉容器とガードベッセルの破局的破壊の防止の案を示す。原子 炉容器では事故時に容器内が高温高圧になる可能性がある。この場合に液面より上部が下部に先 行させて破損させることにより、内圧を逃がして液面より下部の高圧破損を防ぐことができる。

次に内圧以外で原子炉容器に破損が起きるとすれば、熱応力、地震力、津波、水素爆発などに よるものであり、これはき裂の貫通や座屈が破損モードとなり、変形をうまく制御して局所的な 折れ曲がりによる大きな貫通口の発生を避ければ、ガードベッセルへの漏洩は緩慢なものとなる。

密閉されてないガードベッセルに負荷される荷重は、炉容器からの漏洩による熱応力と地震力、 津波、水素爆発などである。座屈が想定されるが、変形をうまく制御して局所的な折れ曲がりに よる大きな貫通口の発生を避ければ、長時間冷却機能を維持できる。



図 3.3.1(3)-1 高速炉における事故時冷却機能維持[3]

3.3.1(3)-1



①炉容器の破壊

②ガードベッセルの破壊

図 3.3.1(3)-2 高速炉の原子炉容器とガードベッセルの破局的破壊の防止

2) 破壊制御適用による冷却材漏えい防止

以上の考察から、次世代のナトリウム冷却高速炉の原子炉容器として、「もんじゅ」のように 液面下部にノズル等の構造不連続を持たない、破壊制御された容器構造を以下のように提案する。 高速炉で最も危険な事故事象は、炉心溶融事故後の再臨界に伴う高温・高圧エネルギーの発生

であることから、破壊制御により、液面上部を破損させて圧力を開放し、液面以下の原子炉容器 の健全性を保つことで、液面を維持して崩壊熱除去を可能とする。

具体的には以下のように破壊制御する。

液面上部(ノズル取り付け部) 強度< 液面下部(胴部)強度

設計基準内では破損せずに、設計基準外での炉容器上部・ノズル付け根部の強度を、一般胴部 より相対的に低くすることで、炉容器上部から圧力を開放して、荷重を緩和させる方法が考え られる。延性破壊及び局部破損による強度の相対評価により可能である。

「もんじゅ」の設計基準外事象の評価経験の発展に基づくと、 「破壊制御」として、炉容器 上部のプラグ取付け部から圧力を洩らして、荷重を緩和させる方法もバックアップ策として考え られる。



図 3.3.1(3)-3 シビアアクシデント時の冷却材漏えいを防止する破壊制御された容器構造

過大地震時の破断を防ぐ配管構造

対象とする配管構造

図 3.3.1(3)-4 に軽水炉(BWR)の主蒸気配管系と採用予定の免震構造を示す[6]。主蒸気配管 は原子炉建屋とタービン建屋にまたがるため、過大地震時に両建屋に相対変位が生じた場合には、 大きな変位が加わる可能性がある。免震構造を採用した場合には、さらに変位が大きくなる。

ここで、建屋からの配管の拘束が大きく建屋相対変位が配管の一部に加わると破断する可能性 がある。拘束が緩く配管に柔軟性を持たせた方が破断し難くなる。これに着目し、過大地震時に 建屋からの配管支持部を破損させるか開放して、配管破断の可能性を下げる方策が考えられる。 変形性能が高い小口径配管では、この方策は特に有効と考えられる。



図 3.3.1(3)-4 軽水炉の配管系と免震構造の採用[6]

2) 破壊制御適用による配管破断防止

破壊制御により、配管共振周波数を地震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。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。

具体的には以下のように破壊制御する。

破壊制御の具体策 配管支持構造強度 < 配管本体強度

設計基準内では配管も支持構造も破損しないことを前提とする。通常の設計では配管本体の強度は、支持部の強度より高い。支持構造を極端に強くしたり、支持構造の破壊が配管本体に連鎖したり、特殊な補強をしないようにする。

より積極的に破壊制御する方法として、一定以上の荷重で支持構造を破壊させる方法がある。 自重による応力が大きい場合には、別途自重等を支えるようにする。

設計基準内では、機能要求の一つに施設再利用があるため、塑性変形を許容できず剛支持が必要となる。これに対し設計基準外では、機能要求は冷却流路確保であることから、一定の塑性変形を許容しても崩壊・破断を防ぐことが重要となる。このため、要求機能の違いにより設計基準内の配管剛支持の方針が設計基準外では逆効果になる場合があることに注意が必要である。設計 基準外では支持部が先に破損する可能性があるが柔構造に対するエネルギー伝達の減少により配管の崩壊・破断に結びつく可能性は小さいと考えられる。



図 3.3.1(3)-5 過大地震時に崩壊と破断を防ぐ破壊制御された配管構造

参考文献

- [1] 佐藤拓哉, 圧力設備の破損モードと応力, 日本工業出版(2013)
- [2] 笠原直人, 高速炉システム設計, オーム社, (2014)
- [3] もんじゅ安全対策ピアレビュー委員会、"除熱機能喪失事象対策の考え方について"、 https://www.nsr.go.jp/data/000056898.pdf
- [4] 文部科学省 平成 24 年度~27 年度 文部科学省 国家課題対応型研究開発推進事業 原子 カシステム研究開発事業、極限荷重に対する原子炉構造物の破損メカニズム解明と破局的破 壊防止策に関する研究開発
- [5] 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)
- [6] エネルギー総合工学研究所,原子力発電施設への免震技術の適用検討,2018年12月

(4) シミュレーション解析による適用性の確認【R1】

① シビアアクシデント時の冷却材漏洩を防止する容器構造

高温・高圧荷重を受ける原子炉容器の延性破壊及び局部破損強度を、大変形弾塑性解析と破壊 曲面を用いて予測する。これにより、ノズル部(液面上部)が容器胴部(液面下部)に先行して破損 することを示す(図 3.3.1(4)-1)。



図 3.3.1(4)-1 解析対象:原子炉容器の液面上部と液面下部の強度解析[1]

1) 解析モデル

液面上部の解析部位は、原子炉容器を模擬した球殻の配管取付け部とし、配管は主配管モデル と制御棒案内管モデルの2タイプを設定し(図3.3.1(4)-2)、制御棒案内管については板厚を変 えた2タイプを設けた。解析モデルは1/4対称の3次元モデルとする(図3.3.1(4)-3)。液面下部 の解析部位は原子炉容器の円筒胴とし、解析モデルは回転軸対称モデルとする(図3.3.1(4)-4)。



図 3.3.1(4)-2 原子炉容器解析 液面上部の解析モデル(球殻の配管取付け部)





[1] 原子炉容器と主配管モデル

[2] 原子炉容器と制御棒案内管モデル





a) 材料特性

材料は 316FR、材料温度は 500℃とする。材料特性は表 3.3.1(4)-1、図 3.3.1(4)-5の応力-相 当塑性ひずみ特性を用いる[2]。弾塑性特性は等方硬化則による。

変数名		特性値	単位
温度	Т	550	°C
ヤング係数	E	1.540E+05	MPa
ポアソン比	V	0.306	_
降伏応力	σу	80.70	MPa

表 3.3.1(4)-1 原子炉容器解析 材料特性(316FR)



図 3.3.1(4)-5 原子炉容器解析 応力-相当塑性ひずみ特性(316FR)

b) 拘束及び支持条件

液面上部の3次元解析モデルは、1/4切断面に対称条件、支持条件に下端拘束(Z軸)とした(図 3.3.1(4)-6)。液面下部の回転軸対称モデルの拘束・支持条件は図3.3.1(4)-4の図内に示した。



図 3.3.1(4)-6 原子炉容器解析 液面上部の解析モデル 荷重・拘束条件

c) 荷重条件

容器内側面に内圧 P を 4.6MPa まで漸増して与える。荷重の位置は液面上部を図 3.3.1(4)-6、 液面下部を図 3.3.1(4)-4 に示した。液面下部の円筒胴は大変形による胴半径の拡大と圧力低下 が同時に起こる重畳効果を近似して軸力を一定とした。

2) 解析結果

原子炉容器の液面上部 (球殻の配管取付け部)及び 液面下部 (胴部)の4 種類の解析ケースに ついて弾塑性応力解析を実施し、破損状況の比較を行った(表 3.3.1(4)-2)。

容器部位	解析ケース				
液面上部	球殻+主配管 外径 1,270 mm, 板厚 13mm				
	球殻+制御棒案内管 内径 200mm, 板厚 10mm				
	球殻+制御棒案内管 内径 200mm, 板厚 20mm				
液面下部	円筒胴				

表 3.3.1(4)-2 原子炉容器解析 液面上部及び液面下部の解析ケース

各部位のひずみ最大箇所の静水圧応力-ミーゼス応力履歴図 3.3.1(4)-7 に示す。同図に本研

究で提案された破壊曲面を316FRに適用して描いた。本図から以下のことが読み取れる。

- ・制御棒案内管(板厚 20mm)ノズル部の応力状態が破壊曲面に到達し、損傷が発生し始めた。 ・制御棒案内管(板厚 10mm)ノズル部及び主配管ノズル部の応力状態が破壊曲面より外側の
 - 領域に到達しており、損傷が進んでいる。その後ひずみ集中が発生し、破断に至ることが考えられる。
- ・円筒胴部の応力状態が破壊曲面の内側にあり、損傷には至っていない。

内圧 4.6MPa の時の変形とひずみ分布を図 3.3.1(4)-8~図 3.3.1(4)-11 に示す。ひずみが最大 となった部位を〇囲みで同図内に示した。



図 3.3.1(4)-7 静水圧応力-ミーゼス応力履歴



図 3.3.1(4)-8 液面上部(球殻+主配管 外径 1,270 mm, 板厚 13mm) 内圧 4.6 MPa 時の変形とひずみ分布





図 3.3.1(4)-9 液面上部(球殻+制御棒案内管 内径 200mm, 板厚 10mm) 内圧 4.6 MPa 時の変形とひずみ分布





図 3.3.1(4)-10 液面上部(球殻+制御棒案内管 内径 200mm, 板厚 20mm) 内圧 4.6 MPa 時の変形とひずみ分布



図 3.3.1(4)-11 液面下部(円筒胴) 内圧 4.6 MPa 時の変形とひずみ分布

3) まとめ

高温・高圧エネルギーの発生時に配管取付け部の構造不連続部が胴部より先に破損することを、 原子炉容器を模した球殻と主配管・制御棒案内管との取付け部及び円筒胴部の大変形弾塑性解析 により示した。液面上部を破損させて炉心溶融事故後の高圧力を開放し、その一方で液面以下の 原子炉容器を健全に保つという破壊制御の有効性を、シミュレーション解析により確認した。

過大地震時の破断を防ぐ配管構造

地震荷重を受ける配管系のラチェット変形及び崩壊強度を、動的弾塑性解析に基づいて予測する。これにより拘束が少ない方が、ラチェット変形や崩壊が起こりにくくなることを示す。配管系解析の解析対象は、NUPEC 配管系試験体[3][4]とする(図 3.3.1(4)-12)。



図 3.3.1(4)-12 解析対象: NUPEC 配管系試験体の動的弾塑性解析

1) 解析モデル

NUPEC 配管系試験体に基づいた 3 種類の配管系解析モデル諸元、支持部破損個所及び固有値を 表 3.3.1(4)-3 に示す。図 3.3.1(4)-13~図 3.3.1(4)-15 に各モデルの 1 次固有モード形状を示 す。

モデル	設計時	1か所破損	2か所破損		
固有値	7.87 Hz	5.41 Hz	2.19 Hz		
支持構造	破損なし	③ 破損	②③破損		
付加質量	1,000 kg × 1((1)) 1,000 kg × 2 ((1) (2))				
口径(外径)	200A(外径の公称値 216.3 mm)				
肉厚	Sch40 (肉厚の公称値 8.2 mm)				
材質	炭素鋼 STS410				

表 3.3.1(4)-3 配管系解析モデルの諸元と固有値



図 3.3.1(4)-13 設計時モデルの1次固有モード変形 (7.78 Hz)



図 3.3.1(4)-14 1か所破損モデルの1次固有モード変形 (5.41 Hz)



図 3.3.1(4)-15 2か所破損モデルの1次固有モード変形(2.19 Hz)

a) 材料特性

試験体の材料は炭素鋼 STS410とする。弾性特性は、縦弾性係数 203,000 MPa 、ポアソン比 0.3とする。応力--ひずみ特性を図 3.3.1(4)-16の「2 直線近似結果(本解析条件)」で与える。



図 3.3.1(4)-16 配管系試験体の応力-ひずみ特性(炭素鋼 STS410)[3]

b) 荷重条件

加速度を基盤に与える(図 3.3.1(4)-17)。減衰はレーリー減衰(1次モード 2.1%,2次モード 4.8%)とする。



図 3.3.1(4)-17 配管系解析の荷重条件(基盤加速度の加振方向)

入力波は振動数 5.0 Hz、最大振幅 100 m/sec2の正弦波とする(図 3.3.1(4)-18)。



図 3.3.1(4)-18 入力加速度(正弦波 振動数 5.0 Hz、最大振幅 100 m/sec²)

c) 拘束及び支持条件

拘束及び支持条件の位置は図 3.3.1(4)-12 内に記載した。支持構造は軸方向自由度を拘束しない。

2) 解析結果

3 種類の解析モデル(設計時、1 か所破損、2 か所破損)についての応答結果(最大応力分布・最 大変形図、最大ひずみ分布・最大変形図、加振終了後の塑性ひずみ分布・変形図)を図 3.3.1(4)-19~図 3.3.1(4)-27 に示す。さらに、図 3.3.1(4)-28 及び図 3.3.1(4)-29 の最大値出力位置にお

ける変位・加速度時刻歴図、ひずみ・塑性ひずみ時刻歴図、ひずみ-応力履歴図を図 3.3.1(4)-30~図 3.3.1(4)-44、拘束及び支持点反力の最大値を表 3.3.1(4)-4 に示す。



図 3.3.1(4)-19 設計時モデルの最大応力分布・最大変形図



図 3.3.1(4)-20 設計時モデルの最大ひずみ分布・最大変形図



図 3.3.1(4)-21 設計時モデルの塑性ひずみ分布・変形図(加振終了後)



図 3.3.1(4)-22 1か所破損モデルの最大応力分布・最大変形図



図 3.3.1(4)-23 1か所破損モデルの最大ひずみ分布・最大変形図



図 3.3.1(4)-24 1か所破損モデルの塑性ひずみ分布・変形図(加振終了後)



図 3.3.1(4)-25 2 か所破損モデルの最大応力分布・最大変形図



図 3.3.1(4)-26 2 か所破損モデルの最大ひずみ分布・最大変形図



図 3.3.1(4)-27 2か所破損モデルの塑性ひずみ分布・変形図(加振終了後)



図 3.3.1(4)-28 最大変位・最大加速度の出力位置



図 3.3.1(4)-29 最大ひずみ・最大応力の出力位置



図 3.3.1(4)-30 設計時試験体の変位時刻歴図(出力位置① 最大値 19.8 mm)



図 3.3.1(4)-31 1か所破損 試験体の変位時刻歴図(出力位置① 最大値 114.1 mm)



図 3.3.1(4)-32 2か所破損 試験体の変位時刻歴図(出力位置① 最大値 173.2 mm)



図 3.3.1(4)-33 設計時試験体の加速度時刻歴図(出力位置① 最大値 20.8 m/sec²)



図 3.3.1(4)-34 1か所破損 試験体の加速度時刻歴図(出力位置① 最大値 134.7 m/sec²)



図 3.3.1(4)-35 2 か所破損 試験体の加速度時刻歴図出力位置② 最大値 180.0 m/sec²)



図 3.3.1(4)-36 設計時試験体のひずみ時刻歴図(出力位置② 最大値 0.19 %)







図 3.3.1(4)-38 2 か所破損 試験体のひずみ時刻歴図(出力位置③ 最大値 0.65 %)



図 3.3.1(4)-39 設計時試験体の塑性ひずみ時刻歴図(出力位置② 最大値 0.02 %)



図 3.3.1(4)-40 1か所破損 試験体の塑性ひずみ時刻歴図(出力位置① 最大値 1.77 %)



図 3.3.1(4)-41 2 か所破損 試験体の塑性ひずみ時刻歴図(出力位置③ 最大値 0.46 %)



図 3.3.1(4)-42 設計時試験体のひずみ-応力履歴図(出力位置②)



図 3.3.1(4)-43 1か所破損 試験体のひずみ-応力履歴図(出力位置①)



図 3.3.1(4)-44 2か所破損 試験体のひずみ-応力履歴図(出力位置③)

均市占位署	最大反力(N)			
的木瓜位直	設計時	1か所破損	2か所破損	
① ノズルの固定端	1.65E+05	2.18E+05	2.14E+05	
② 架構レストレイント	7.05E+04	1.76E+05	—	
③ 架構レストレイント	6.38E+04	-	-	
④ ノズルの固定端	2.28E+04	5.36E+04	6.79E+04	
⑤ 架構レストレイント	2.57E+04	6.61E+04	1.26E+05	
⑥ 架構レストレイント	6.45E+04	7.06E+04	6.23E+04	
⑦ 架構レストレイント	1.84E+04	5.67E+04	1.12E+05	
⑧ アンカの固定端	1.82E+04	2.44E+04	5.99E+04	

表 3.3.1(4)-4 拘束及び支持点反力の最大値

3) まとめ

地震荷重を受ける配管系のラチェット変形及び崩壊強度を、動的弾塑性解析に基づいて予測した。設計時から支持構造が1か所破損した後を想定したモデルの応答は地震動の周波数(5Hz に設定した)と共振して過大な変形が生じたのに対し、さらに支持構造の破損が進展して 2 か所になると、明らかな応答値の抑制が見られた。これにより拘束が少ない方が、ラチェット変形とそれに起因する崩壊が起こりにくくなることを示した。

2 か所破損モデルでは、配管系と原子炉容器との接続箇所に大きなひずみ応力が生じているが、 その原因としては、配管系と原子炉容器とのつながりのモデル化が実構造を十分に反映できてお らず、過大な拘束を加えたことが考えられる。配管系と原子炉容器の一体化解析などによる改善 が今後研究の課題となる。

以上のように、破壊制御の具体的方法として高温高圧時に対する容器構造と過大地震時に対す る配管構造を提案した。また、代表的部位の解析により実機における適用性を評価した。

参考文献

[1] JAEA, 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] FINAS V21.3 使用説明書, 伊藤忠テクノソリューションズ(株)
- [3] 原子力発電技術機構, 平成 15 年度 原子力発電施設耐震信頼性実証に関する報告 その1 配 管系終局強度, 平成 15 年 9 月
- [4] Kenichi Suzuki, H. Abe and Kohei Suzuki, Seismic Proving Test of Ultimate Piping Strength: Ultimate Strength Test, ASME/JSME Pressure Vessels and Piping Conference, 2004
3.3.2 国際会議における討論の主導【R1】

原子力の構造分野における世界で最も規模が大きく影響力の大きい会議として、米国機械学会 (ASME) 圧力容器配管会議(PVP)と、原子炉構造工学国際会議(SMiRT)がある。このため、こ れらの会議を活用して、海外の最新情報を入手して研究開発に活かすとともに、国際コンセンサ スを醸成することで新技術の実用化を促進した。

① ASME PVP 会議

令和元年度は、ASME PVP 会議(2019 年 7 月開催)に設計基準外事象セッションを設置し、以下の成果発表を行うとともに海外専門家と議論した。

特別セッション名

DA-14 Evaluation and Countermeasure for Beyond Design Basis Events

発表論文名

Yoshiki Tsunemoto, Takashi Sakaguchi, Takuya Sato, Experimental and Analytical Study on Local Failure of Structure Subjected to High Temperature and Pressure, ASME PVP, 2019-93166, (2019)

Naoto Kasahara, Takashi Wakai, Izumi Nakamura and Takuya Sato, Research Plan and Progress to Realize Fracture Control of Nuclear Components, ASME PVP, 2019-93454, (2019)

Ryuta Hashidaete, Takashi Onizawa, Takashi Wakai, A Proposal of Inelastic Constitutive Equations of Lead Alloys Used For Structural Tests Simulating Severe Accident Conditions, ASME, PVP2019-93820, (2019)

② SMiRT 会議

令和元年度は、SMiRT 会議(2019 年 8 月開催)に設計基準外事象に関する特別セッションを設置して以下の発表と意見集約を行った。

特別セッション名

Actual system failure sequences and mechanisms under extreme loadings

発表論文名

Naoto Kasahara, Takuya Sato, Takashi Wakai, and Izumi Nakamura Application of fracture control to nuclear components for mitigation of accident consequence, SMiRT25, Division XI, (2019)

Jinqi LYU, M. BARI, and N. KASAHARA, Fundamental Study on Ratcheting of Piping

3.3.2 - 1

Systems under Seismic Loadings, SMiRT25 Division XI, (2019)

Izumi Nakamura and Naoto Kasahara, Discussion on Failure Behavior of Piping Systems Subjected To Excessive Seismic Loads, SMiRT25 Division V, (2019)

本特別セッションには IAEA や OECD/NEA の専門家が参加し、国際的な規格化に向けた議論がで きた。次々回の SMiRT 会議は日本で開催予定であり、本研究成果の規格化を通した実用化が期待 される。

3.4 研究推進

3.4.1 概要

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、今後は例え「設計想定を超える事故(設計基 準外事象 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、設計基準外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

「設計基準外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、「設計基準 外事象(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、「設計基準外事象(BDBE)」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いる。

令和元年度は、文部科学省原子力システム研究開発事業「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」研究成果の評価ならびに内外の関連する研究の調査を通して、 以下の活動を行った。

(1) BDBE に対する考え方と要求性能

昨年度までに調査した、外部専門家意見、最新の知見、現場ニーズに基づき、BDBE に対する 考え方と要求性能を整理した。これに基づき、「設計基準外事象に対する構造強度ガイドライン (仮称)」の骨子を検討した。

(2) BDBE 条件下における破損モードの解明と評価法の提案

シビアアクシデント時の高温高圧荷重と、過大地震荷重に対する、破損モードと評価法の研究 を進めた。前者に関して課題を共有する SPN-2 小委員会から、成果を紹介していただき意見交換 を実施した。

(3) 破局的破壊の防止と破損後の影響緩和

破壊制御の考え方に基づく破局的破壊防止の考え方を示し、具体例としてシビアアクシデント時の高速炉原子炉容器の破壊制御方策と、過大地震時の軽水炉配管の破壊制御方策を検討した。

4 令和元年度の成果についての結言

4.1 高温·高圧時破壊制御技術

4.1.1 高温・高圧破壊クライテリア(再委託先:原子力機構)

円筒試験体に対する多軸試験(内圧+軸力)の結果と数値解析結果に基づき、高温で多軸状態 となる構造物の破壊クライテリアの検証を実施した。また、模擬材料試験において使用する鉛ア ンチモン合金に対する材料試験を実施し、同合金の力学的特性を定式化して模擬材料試験技術の 開発に役立てた。

4.1.2 高温·高圧破壊基礎試験

模擬材料を使用した構造不連続部付試験体を製作し、高温・高圧破壊基礎試験を実施した。その結果に基づき、高温・高圧クライテリアの精度向上を図り、高温高圧時に実際に生じる破損モードの予測法を提案した。

4.1.3 高温·高圧破壊構造物試験

模擬材料を使用した容器型試験体を製作し、高温・高圧破壊試験を実施した。その結果に基づき、高温高圧時の破損モード予測法の適用性と破壊制御技術の適用性可能性を検証した。

4.2 過大地震時破壊制御技術

4.2.1 振動破壊クライテリア

非線形有限要素法に基づき、様々な波形に対する構造要素の動的弾塑性応答解析を実施した。 その結果に基づき、振動破壊クライテリアの取りまとめを行い、過大地震時に実際に生じる破損 モードの予測法を提案した。

4.2.2 振動破壊基礎試験

模擬材料を使用した梁試験体と配管系模擬試験体を製作し、振動破壊基礎試験を実施した。その結果に基づき、過大地震時の破損モード予測法の適用性を確認し、振動破壊クライテリアの精 度向上を図った。

4.2.3 振動破壊構造物試験(再委託先:防災科研)

模擬材料を用いた1エルボ配管試験体及び2エルボ配管試験体を作製し、振動台を用いた加振 試験を行い、振動応答挙動のデータを取得した。また、試験に準じた振動応答解析を実施し、配 管系の応答挙動のメカニズムを分析した。その結果に基づき、過大地震時の破壊制御技術の適用 可能性を検証した。

4.3 大規模バウンダリ破壊防止法の提案

4.3.1 設計基準外事象に対する破壊防止ガイドライン

本研究プロジェクトの成果をまとめ今年度実用化につなげるため、設計基準外事象に対する破 壊防止ガイドラインを策定した。破壊制御の具体的方法として高温高圧時に対する容器構造と過 大地震時に対する配管構造を提案した。また、代表的部位の解析により実機における適用性を評 価した。

4.3.2 国際会議における討論の主導

原子炉構造分野における世界最大規模の国際会議である、米国機械学会圧力容器配管会議 (ASMEPVP)と原子炉構造力学会議(SMiRT)に、設計基準外事象に対する特別セッションを設置 し、本研究の成果を発表するとともに、世界的コンセンサスの醸成を図った。

4.4 研究推進

研究を円滑に推進するため、日本溶接協会に外部評価委員会を設置し、業務計画等に関する意 見を拝聴するとともに、破壊制御の考え方の実用化に向けた議論を行った。また、設計基準外事 象に対する破壊防止ガイドラインの一般化と、将来の規制基準化に向けた検討を行った。

4.5 本プロジェクトの成果に関わる外部発表

平成 28 年度

- [1] 笠原直人、「破損モードを考慮したベストエスティメートに基づくフラジリティ評価の必要 性」JASMiRT 第1回ワークショップ(2016)
- [2] Naoto KASAHARA, Structural research issues for beyond design basis events, SMiRT24 ISC Meeting Nov. 16-18, Busan, Korea (2016)
- [3] 吉田 瑞城、坂口 貴史、窪田 穣穂、佐藤 拓哉、笠原 直人、「試験と解析による高温にお ける局部破損メカニズムに関する検討」日本原子力学会 2017 年春の年会 1617 (2017)

平成 29 年度

- Naoto KASAHARA and Takuya SATO, Difference of strength evaluation approach between for DBE and for BDBE, ASME, PVP2017-65478 (2017)
- [2] Md Abdullah Al Bari, Ryota Sakemi, and Naoto Kasahara, Failure mode map of pipes under dynamic loadings, ASME, PVP2017-65635 (2017)
- [3] Naoto Kasahara and Takuya Sato, Necessity of best estimate strength evaluation considering failure modes for BDBE, SMiRT-24, 02-98-629 (2017)
- [4] Md Abdullah Al Bari, Ryota Sakemi, Takuya Sato and Naoto Kasahara, Numerical and Experimental Study on Structural Failure Modes under Seismic Loading, SMiRT-24, 02-11-01 (2017)
- [5] 吉田瑞城、窪田穣穂、佐藤拓哉、笠原直人、塑性域における局部破損評価法のクリープ域への拡張に関する検討,保全学会,第14回学術講演会,D-1-1-3 (2017)
- [6] 吉田 瑞城,坂口貴史,佐藤 拓哉,笠原 直人,クリープ域における局部破損評価法の提案 と適用性の検討,機械学会,材料力学講演会,0S0604 (2017)
- [7] 坂口 貴史、吉田瑞城、佐藤 拓哉、笠原 直人,解析と試験による切欠き付き試験片の局部 破損メカニズムに関する研究,原子力学会,秋の大会,1602 (2017)
- [8] Izumi NAKAMURA and Naoto KASAHARA, Excitation tests on elbow pipe specimens to investigate failure behavior under excessive seismic load, ASME, J. of Pressure

Vessel Technology, Vol. 139 (2017)

[9] Naoto Kasahara and Takuya Sato, New structural engineering approach to enhance resilience against BDBE, IAEA, PLiM2017, CN246-032 (2017)

平成 30 年度

- Byeongnam Jo, Naoto Kasahara, Koji Okamoto, Buckling of Cylindrical Stainless-Steel Tubes Subjected to External Pressure at Extremely High Temperatures, Elsevier, Engineering Failure Analysis 92 pp61-70, (2018)
- [2] Md Abdullah Al Bari, Ryota Sakemi, Yamato Katsura, Naoto Kasahara, Proposal of Failure Mode Map under Dynamic Loading - Ratcheting and Collapse, ASME, J. of Pressure Vessel Technology Vol. 140/051202-1/8, doi:10.1115/1 4040892, (2018)
- [3] Naoto KASAHARA, Takuya SATO, Andrei Blahoianu, Contribution to Safety Enhancement for BDBE in Structure and Material Fields, ASME, PVP2018-84353, (2018)
- [4] Izumi NAKAMURA, Naoto KASAHARA, Improved Model Tests to Investigate the Failure Modes of Pipes under beyond Design Basis Earthquakes, ASME, PVP2018-84424, (2018)
- [5] Takashi Sakaguchi, Mizuki Yoshida, Takuya Sato and Naoto Kasahara, Proposal of the Local Failure Evaluation Method with Stress Parameters, ASME, PVP2018-84222, (2018)
- [6] 恒本芳樹,坂口貴史,佐藤拓哉,笠原直人,試験及び解析による構造物の局部破損の支配因子 に関する研究,保全学会,第15回学術講演会(2018)
- [7] 笠原直人, Md Abdullah Al Bari, 構造物の破損モードへの影響から考察する地震荷重の性 質,機械学会, 2018 年度年次大会 J329402 (2018)
- [8] Salman Alakan, Naoto KASAHARA, Stress Generation Mechanism of Elbow Pipes due to Thermal Stratification, 機械学会, 2018 年度年次大会 J329303 (2018)
- [9] 笠原直人,設計基準外事象に対する原子炉構造物の破損現象に関する実験的研究 原子力 学会,秋の大会 2H19 (2018)
- [10] Jinqi LYU, Md. Abdullah Al BARI, Naoto KASAHARA, Study on Failure Modes of Piping Structures under Realistic Seismic Waves, 原子力学会, 秋の大会 2H21 (2018)
- [11] 佐藤拓哉,笠原直人,設計を超える状態に対する構造強度分野からのアプローチの意義と課題, JASMiRT,第2回国内ワークショップ(2018)
- [12] 笠原直人, 高速炉の新たな展開, SA'2000, 第19回SA'2000(Ⅱ)災害シミュレーション懇談 会(2018)
- [13] Md. Abdullah Al BARI, Jinqi LYU, Naoto KASAHARA, Failure Modes of Piping Components under Seismic Loading, 11th XJTU-UT-SJTU Joint International Symposium on Nuclear Science and Technology (2018)
- [14] Naoto Kasahara, Md Abdullah Al Bari, Ryota Sakemi, Failure Modes of Piping Structures under Seismic Loads Which Have Both Load and Displacement Controlled Characteristics, ASINCO, The 12th International Workshop on the Integrity of Nuclear Components (2018)

- [15] 恒本芳樹,坂口貴史,片岡俊二,佐藤拓哉,笠原直人,原子炉容器を模擬したノズル付き円板 試験体の局部破損に関する研究,原子力学会,春の年会(2019)
- [16] 中村いずみ,笠原直人,鉛アンチモン合金配管継手に対する静的載荷試験,日本機械学会 2018 年度年次大会講演論文集,J0320403 (2018)

令和元年度

- [1] Naoto Kasahara, Md Abdullah Al Bari and Ryota Sakemi, Failure Modes of Piping under Seismic Loads Which Have both Load and Displacement Controlled Characteristics, ELSEVIER, Int. J. of Pressure Vessel and Piping, 179(2020)
- Byeongnam Jo, Koji Okamoto, Naoto Kasahara, Creep Buckling of 304 Stainless-Steel Tubes Subjected to External Pressure for Nuclear Power Plant Applications, MDPI, Metals 2019, 9, 536; doi:10.3390/met9050536 (2020)
- [3] Jinqi Lyu, Masakazu Ichimiya, Ryunosuke Sasaki, Md Abdullah Al Bari, and Naoto Kasahara, Study on ratcheting of beams under the combination of gravity and seismic load, JSME, Mechanical Engineering Journal, Vol.7, No.3 (2020)
- [4] Yoshiki Tsunemoto, Takashi Sakaguchi, Takuya Sato, Experimental and Analytical Study on Local Failure of Structure Subjected to High Temperature and Pressure, ASME, PVP 2019-93166 (2019)
- [5] Naoto Kasahara, Takashi Waka, Izumi Nakamura and Takuya Sato, Research Plan and Progress to Realize Fracture Control of Nuclear Components, ASME, PVP2019-93454(2019)
- [6] Ryuta Hashidaete, Takashi Onizawa, Takashi Wakai, A Proposal of Inelastic Constitutive Equations of Lead Alloys Used For Structural Tests Simulating Severe Accident Conditions, ASME PVP2019-93820 (2019)
- [7] Yoshiki Tsunemoto, Takashi Sakaguchi, Takuya Sato, Naoto Kasahara, Study on Local Failure of Nuclear Pressure Vessels Subjected to High Temperature and High Pressure loads, Nuclear Engineering & Technology Workshop, 219 (2019)
- [8] Naoto Kasahara, Takuya Sato, Takashi Wakai, and Izumi Nakamura, Application of Fracture Control to Nuclear Components for Mitigation of Accident Consequence, SMiRT25, Division XI (2019)
- [9] Lyu Jinqi, Kasahara Naoto, and Bari Mdabdullahal, Frequency Effects on Ratcheting of Piping Under Seismic loading-Investigation on Ratcheting of Beam Model, SMiRT25, Division XI (2019)
- [10] Izumi Nakamura and Naoto Kasahara, Discussion on Failure Behavior of Piping Systems Subjected To Excessive Seismic Loads, SMiRT25, Division V (2019)
- [11] Jinqi LYU, Md. Abdullah Al BARI and Naoto KASAHARA, Study on Ratcheting of Pipes under the Combination of Gravity And Seismic Load, JSME, ICONE27-1636 (2019)
- [12] Ryunosuke SASAKI, Naoto KASAHARA, Study on Ratchet Occurrence Conditions of Beams Due to Vibration Load, 12th Joint International Symposium on Nuclear

Science and Technology B22 (2019)

- [13] 恒本 芳樹, 坂口 貴史, 片岡 俊二, 佐藤 拓哉, 笠原 直人, 原子炉容器を模擬したノズル 付き円板試験体の局部破損に関する研究, 日本原子力学会、春の年会, 3.305-1 (2019)
- [14] 笹木龍之介,一宮正和,呂 金其,笠原 直人,振動荷重を受ける梁の進行性変形発生条件 に関する研究 日本保全学会,第16回学術講演会,pp391/396 (2019)
- [15] 中村いずみ,笠原直人,極限的な地震荷重を受ける配管系の崩壊挙動に対する実験的検討.
 日本機械学会, Dynamics and Design Conference 2019, 229 (2019)
- [16] 恒本 芳樹, 坂口 貴史, 佐藤 拓哉, 笠原 直人、圧力容器構造不連続部の局部破損に関す る研究, 日本機械学会, 年次大会, S08109 (2019)
- [17] Naoto Kasahara, Structural Safety Approaches For Design Basis Events and Beyond Design Basis Events, INER, Taiwan, International WS on Structural Safety Technology for Nuclear Back-end Management (2019)
 - 以上、4年目の業務項目を実施し、所期の目標を達成した。

Appendix A

破壊試験における破壊後の試験体の外観

1. 破壊後の試験体の外観



図 A-1 NF9 の破壊後の外観



図 A-2 NF8 の破壊後の外観



図 A-3 NF7 の破壊後の外観



図 A-4 NF6 の破壊後の外観



図 A-5 NF5 の破壊後の外観



図 A-6 NF4 の破壊後の外観



図 A-7 RF9-1 の破壊後の外観



図 A-8 RF9-2の破壊後の外観



図 A-9 RF9-5 の破壊後の外観



図 A-10 RF9-7 の破壊後の外観

Appendix B

応力分布及び局部破損の発生と進展解析結果

1. 応力分布



図 B-1 NF9の半径方向応力の分布



図 B-2 NF8 の半径方向応力の分布

26.46	
22.51	
18.55	
14.6	
10.64	
6.687	
2.732	
-1.223	
-5.177	-
-9.132	-
-13.09	
	-
-21.	
	-
-32.86	

図 B-3 NF7 の半径方向応力の分布



図 B-4 NF6の半径方向応力の分布

26.46	2
22.51	
18.55	
14.6	
10.64	
6.687	
2.732	
-1.223	
-5.177	-
-9.132	
-13.09	
-17.04	
-21.	_
-12.86	

図 B-16 NF5 の半径方向応力の分布



図 B-5 NF4 の半径方向応力の分布

26.46	
22.51	
18.55	
14.6	
10.64	
6.687	
2.732	
-1.223	
-5.177	
-9.132	
-13.09	
-21.	_
-12.86	

図 B-18 RF9-1 の半径方向応力の分布



図 B-6 RF9-2 の半径方向応力の分布



図 B-7 RF9-5の半径方向応力の分布



図 B-8 RF9-7の半径方向応力の分布

25.21	
22.44	
19.67	
16.9	_
14.14	
11.37	
8.598	
5.829	
3.061	
0.292	
-2.477	
-8.014	-
-16.32	ļ

図 B-9 NF9の周方向応力の分布



図 B-10 NF8 の周方向応力の分布

25.21	
22.44	
19.67	
16.9	
14.14	
11.37	
8.598	
5,829	
3.061	
0.292	
-2.477	
-8.014	
	-

図 B-11 NF7 の周方向応力の分布



図 B-12 NF6 の周方向応力の分布

	25.21
	22.44
	19.67
	16.9
	14.14
	11.37
	8.598
	5.829
	3.061
	0.292
6	-2.477
	-5.245
	-8.014
	-10.78
	-13,55
	-16.32

図 B-13 NF5 の周方向応力の分布



図 B-14 NF4の周方向応力の分布

25.21	-
22.44	
19.67	
16.9	
14.14	
11.37	
8.598	
5.829	
3.061	
0.292	
-2.477	
-8.014	

図 B-15 RF9-1 の周方向応力の分布



図 B-16 RF9-2 の周方向応力の分布

25.21	
22.44	
19.67	
16.9	
14.14	
11.37	
8.598	
5.829	
3.061	
0.292	
-2.477	
-5.245	
-8.014	-
-10.78	
-13,55	
-16.32	

図 B-17 RF9-5 の周方向応力の分布



図 B-18 RF9-7 の周方向応力の分布

24 74	0
21.59	
18.44	
10:44	
15.3	
12.15	
12.10	
9.	
5.852	_
0.002	
2,704	
-0.444	-
-3.592	
-6.74	_
0.111	
-9.888	1
-13.04	
-10.18	
-19.33	
-72.46	

図 B-19 NF9 の軸方向応力の分布



図 B-20 NF8 の軸方向応力の分布

24,74	8
20.9	
17.06	
13.22	_
9.38	_
5.54	
1.7	
-2.14	
-5.98	
-9.82	
-13.66	
-17.5	-
-21.34	_
-25.18	
-29.02	
-32.86	

図 B-21 NF7 の軸方向応力の分布



図 B-22 NF6 の軸方向応力の分布

24.7	4
21.5	9
18.4	4
15.3	3
12.1	5
9	
5.85	2
2.70	4
-0.44	4
-3.59	2
-6.7	4
-9.88	8
-13.04	4
	8
-22.4	

図 B-23 NF5 の軸方向応力の分布



図 B-24 NF4 の軸方向応力の分布

24.74	0/2
E 0.P1	
21.59	
18.44	
15.3	
12.15	
9.	
5.852	
2.704	
-0.444	
-3.592	
-6.74	
-9.888	
-13.04	_
-16.18	-
-19.33	
-22.48	

図 B-25 RF9-1 の軸方向応力の分布



図 B-26 RF9-2 の軸方向応力の分布

24.7	14
21.5	59
18.4	4
15	.3
12.1	5
	9.
5.85	52
2.70)4
-0.44	4
-3.59	2
-6.7	4
-9.88	8
-13.0	4
-16.1	8
-19.3	3
-22.4	

図 B-27 RF9-5 の軸方向応力の分布



図 B-28 RF9-7 の軸方向応力の分布

25.91	
24.18	
22.46	
20.73	
19.	
17.27	
15.55	
13.82	
12.09	
10.36	
8.637	
6.909	
5.182	
3.455	
1.727	
0	

図 B-29 NF9 のミーゼス応力の分布 (ノズル取付け部付近)



図 B-30 NF8 のミーゼス応力の分布 (ノズル取付け部付近)

25.91	
24.18	
22.46	
20.73	_
19.	
 17.27	
15.55	
13.82	
12.09	
10.36	
8.637	
6 000	
5.100	
0.182	
3.455	
1.727	

図 B-31 NF7 のミーゼス応力の分布 (ノズル取付け部付近)



図 B-32 NF6 のミーゼス応力の分布 (ノズル取付け部付近)



図 B-33 NF5 のミーゼス応力の分布 (ノズル取付け部付近)



図 B-34 NF4のミーゼス応力の分布 (ノズル取付け部付近)

	25.91	
	24.18	
	22.46	
	20.73	
	19.	
	17.27	
/	15.55	
	13.82	
	12.09	
	10.36	
	8.637	
	6.909	
	5.182	
	3.455	
	1.727	

図 B-35 RF9-1 のミーゼス応力の分布 (ノズル取付け部付近)



図 B-36 RF9-2 のミーゼス応力の分布 (ノズル取付け部付近)



図 B-37 RF9-5 のミーゼス応力の分布 (ノズル取付け部付近)



図 B-38 RF9-7 のミーゼス応力の分布 (ノズル取付け部付近)

2. 局部破損の発生と進展



(a)破損の発生(強制変位:14.375mm)



(b)破壊の進展(強制変位:14.400mm)図 B-39(1/2) NF9の局部破損の発生と進展


(c)破壊の進展(強制変位:14.475mm)



(d)破壊の進展(強制変位:14.525mm)図 B-39(2/2) NF9の局部破損の発生と進展



(a)破損の発生(強制変位:14.975mm)



(b)破壊の進展(強制変位:15.000mm)図 B-40(1/2) NF8の局部破損の発生と進展



(c)破壊の進展(強制変位:15.075mm)



(d)破壊の進展(強制変位:15.125mm)図 B-40(2/2) NF8の局部破損の発生と進展



(a)破損の発生(強制変位:16.500mm)



(b)破壊の進展(強制変位:16.525mm)図 B-41(1/2) NF7の局部破損の発生と進展



(c)破壊の進展(強制変位:16.600mm)



(d)破壊の進展(強制変位:16.650mm)図 B-41(2/2) NF7の局部破損の発生と進展

Appendix C

設計基準外事象に対する構造強度ガイドライン

1000 総則

1100 目的及び概要

1110 ガイドラインの背景

2011 年 3 月 11 日に発生した東日本大震災における福島第一原子力発電所の事故(以後、「福 島第一原発事故」と呼ぶ)は、安全に対する考え方に対して大きな変化を与えた。直接の事故原 因は、突然の設計基準外事象(BDBE: Beyond Design Basis Events) (津波を伴う過大地震)の 発生である。

この事故からの教訓は、「設計基準外事象に対する影響緩和対策が重要性である」ということ である。この教訓に基づいていろいろな対策が施されてきた。耐震設計の強化、津波設計の見直 し、防水扉の設置、バックアップ電源の強化、緊急対応の強化などはそのよい例である。

これらの対策はシステム安全に関するものが中心であった。これに対して、構造強度に関する ものは、設計基準事象としての条件を厳しくすることに限られ、より厳しい荷重に耐えるための 構造強化が要求されてきた。この場合、どれだけ厳しい荷重を想定すればよいのかという議論が 途絶えることがない。ここに、「設計基準外事象に対する構造強度はどうあるべきか」という新 しい考え方の必要性がある。

この考え方の基となった事故の教訓を以下にまとめる。

- 設計基準外事象では、設計基準事象(DBE: Design Basis Events)と異なり、想定できない 事象に対する対策が必要となる。
- 事故の発生を前提とし、発生後の破損シーケンスの評価が重要となる。
- 構造に関しては、単純に強度を高めること以外の対策が必要となる。
- 想定外の事象に備えるため、固有安全性として構造の静的強度のみによってリスク低減を図る必要もある。安全弁やラプチャーディスクは温度など想定内の条件でのみ動作が保証されるため、固有安全とはならない。

福島第一原発事故では、原子炉容器の安全弁、格納容器のラプチャーディスクがついてい たが、原子炉容器が設計で想定した温度以上の高温になり、破損した。

1120 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、設計基準外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、設計基準外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、設計基準外事象に対して構造物はどのような挙動をし、それに よってどのような損傷を受け、どこがどのように破損するのかまったく分からない。そのため、 上述の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。

設計基準外事象に対する構造物の挙動及び破損状況が推定できれば、その後のシステム安全の 面の対策が有効で効率的なものにすることができる。このような考え方にもとづいて、本ガイド ラインでは、破壊制御技術を適用することによって、設計基準外事象による構造物が破壊するよ うな状況になった場合でも、小規模破壊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、 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。

1200 適用範囲

1210 適用対象

本ガイドラインは、原子炉のタイプにかかわらず、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。

1220 適用事象

設計基準外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、これに限定は しない。

原子炉容器: 炉心損傷に伴う高温・高圧状態

• 配管: 過大地震

2000 設計基準外事象に対する対策の考え方

2100 設計基準外事象に対する安全の考え方

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、一般的には、「許容できないリス クがない状態である」と定義されている。

図 2100-1 は、リスクに対する対策の概念を示したものである。横軸が事象による被害規模 (影響度)を、縦軸が事象の発生確率である。これらを掛け合わせたものがリスクとされている。 ここではリスク曲線の一般的な形として曲線で表し、赤い曲線が現状のリスク曲線、緑の曲線が 対策によって達成しようとする目標リスク曲線である。

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、基本的な対策を示したものである。

最初の事象は設計領域の事象(深層防護の<u>第1層~第3層</u>)と言えるものであり、基本的な対 策は発生そのものの防止(発生確率の低減)である。構造問題で言えば、想定される設計条件に 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<u>第5層</u>)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。原子炉の究極的な事故状態であり、周辺に放射性物 質が拡散する事象である。事故の連鎖によって生じる事象、隕石の衝突、ミサイル攻撃など現状 の設計では想定していない極めて稀な事象などが考えられる。

3番目の事象がその中間的なものであり、深層防護の<u>第4層</u>に相当する事象である。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。



図 2100-1 連続的なアプローチによるリスク低減

2200 構造強度に関する現状の課題と新しい考え方

2210 現状の課題

前述の中間的な事象(深層防護の<u>第4層</u>)に関して、わが国では福島第一原発事故以降、規制 基準が厳しくなった。しかし、これは図 2200-1 に示すように、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 である。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、それを超える事象に対 してはどうするのかという問題が消えない。



図 2200-1 破損の発生確率のみによるリスク低減

2220 新しい考え方

上述の現状の課題を解決するためには、図 2200-2 に示すように、破損確率を下げる予防対策 と、破損した場合の影響の緩和対策の組合せが、安全性の向上、対策の実現性、対策のコストな どの面から最も合理的と考えられる。

従来、第4層は原子炉容器などの原子炉冷却材(圧力)バウンダリが破損し、封じ込めができ なくなったことを前提とし、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。こ こに構造分野から貢献をしようという新しい考え方である³⁵⁾。具体的には、後述する破壊制御技 術を適用し、万一圧力バウンダリが破壊するとしても、小規模な破壊を先行させて内圧などの荷 重を低減させることによって大規模な破壊を防止し、その後の緩和対策をより有効なものにでき るようにしようとするものである。



図 2200-2 破損の発生確率と影響緩和の組合せによるリスク低減

3000 設計基準外事象に対する構造強度の考え方

3100 設計基準外事象に対する要求性能

3110 安全の基本原則

安全の基本原則は、安全問題を考える上で最も上位に位置付けられるものである。原子炉構造物(原子炉冷却材(圧力)バウンダリに関連する容器・配管系)は、この基本原則を達成するために必要な性能が要求される。

基本原則は、「放射能から人々の生命と健康、財産(生活)を守り、環境を守ること」であ り、これは設計基準事象に対しても、設計基準外事象に対しても共通のものである。

3120 要求性能

一般に、原子炉における構造強度とは、「その構造物が要求される性能(要求性能)を発揮す るために持っていなければならない強度」と定義することができる。この要求性能は、設計基準 事象に対するものと設計基準外事象に対するものとでは、表 3100-1 に示すように、大きく異なる。

設計基準事象に対する最も重要な要求性能は、「破損発生の防止」である。これによって、原 子炉に要求される「封じ込める」という機能が達成される。その上で、安全性と供用性が維持さ れることが要求される。

これに対して、設計基準外事象に対する要求性能は「破損影響の緩和」とした。この言葉は耳 慣れない言葉であるが、破損の発生を完全に防ぐことはできないとしても、少なくとも機能喪失 に繋がるような破局的な破損モードを防ごうというものである。具体的には、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たとしても、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を極力防ぎ、その後の対策を有効かつ実際的なものにして いこうというものである。これにより、安全性(放射性物質大量放出の防止)と<u>レジリエンス</u>/ が維持される。

3130 性能指標

3131 リスクを考慮した性能指標

要求性能が満たされているかどうかの判断基準となるものが性能指標である。これは構造強度 に関する基本クライテリアと言えるものである。設計基準事象に対する性能指標と設計基準外事 象に対する性能指標との比較を表 3100-1 に示す。

設計基準事象に対する性能指標は、主として破損確率で表されるリスクである。原子炉冷却材 (圧力)バウンダリに発生することが予想されるいずれのモードの破損も生じないということが 要求される。これは、構造不連続部などの局部的なものも含む。また、破損が生じていないこと を保証するために、容易に検査ができるということも指標の一つとなる。

設計基準外事象に対する性能指標は、破損発生確率と破損の影響度で表されるリスクである。 安全性能の喪失に繋がるような破局的なモードの破損が生じないこととした。また、安全性能の 喪失に直結しない破損であっても、その破損が拡大、進展するものであってはならない。

また、復旧の容易さも指標の一つとした。破損の規模がある程度大きくても、復旧が容易なもの(容易な場所)であればその影響は限定的なものであると言える。

3132 破損モードを考慮した性能指標

性能指標として考慮されるべき破損モードを設計基準事象に対するものと設計基準外事象に対 するものとを比較して表 3100-1 に示す。

設計基準事象に対する性能評価は、図 3100-1 (a) に示すように、すべての破損モードと部位 に対して独立に行われる。一般に、破損モードや他の部位への進展は考慮されない。具体的には、 構造物に発生する応力が許容値以下となるように、または構造物の耐荷能力が作用する荷重より 大きくなるように構造や寸法を決定する。これは、対象とする破損モードが発生しないようにす るということを意味し、定量的な評価が必須である。

設計基準外事象に対する性能評価は、図 3100-1 (b) に示すように、それぞれの破損モードに 対して独立に評価するだけではなく、ある破損モードが別の破損モードに進展する可能性も評価 する必要がある。その上で、安全性能(「止める」「冷やす」「閉じ込める」)の喪失に繋がる 破損モードと関わらない破損モードを区別し、喪失に繋がる破損モードを防止する。問題となる 破損モードは、放射性物質の漏洩に繋がる原子炉冷却材(圧力)バウンダリの破壊であり、その 破壊がもたらす影響の種類や程度も評価する必要がある。冷却性能(冷却流路機能)が求められ る配管の例を図 3100-2 に示す。

設計基準事象における荷重条件は、設計条件、運転条件(レベルA~D)、試験条件において、 原子炉の寿命中に想定することが適当なすべての荷重であり、単独の荷重及びそれらの組合せを 考えている。例えば、長期荷重としての運転条件と短期荷重としての地震荷重の組合せなどがあ る。また、特定の事故状態を想定したものもある。これらの荷重はすべて定量的に明確なもので なければならない。仮に、大きい変形やき裂が生じたとしても、それが冷却性能に著しい影響を 与えるものでなければ、重大な破損と考える必要がない。

設計基準外事象では荷重は必ずしも明確ではなく、「何らかの原因で原子炉に発生する重大な 事象」という曖昧な表現をせざるを得ない。内的要因としては炉心損傷などがあり、「外的要 因」としては、この内的要因を引き起こす原因となる巨大地震や巨大津波などがある。また、大 きな特徴の一つとして、これらの荷重は事象を表すものであることが重要であり、必ずしも定量 的に明確なものである必要がない。

3140 性能評価

3141 リスクを考慮した性能評価

リスクを考慮した性能評価について、設計基準事象に対するものと設計基準外事象に対するものとを比較して表 3100-1 に示す。

設計基準事象に対するリスク評価は、破損の発生確率評価が中心となる。発生確率を十分低く 抑えることによってリスクが十分低い、すなわち安全であると判断する。実際の設計では、想定 荷重による発生応力が許容応力より小さくなるよう構造、寸法を決めるが、これは破損の発生確 率を十分低く抑えるということに他ならない。すべての部位が許容値を満足する必要があり、そ の意味では絶対的な構造強度評価となる。また、許容値を満足することが明らかであれば、保守 的な評価で十分である。

設計基準外事象に対するリスク評価は、破損の発生確率も必要であるが、破損の影響度評価に 重点が移る。破損の影響度は以下のような項目によって評価することができる。

- 破損モード
- 破損の発生部位
- 破損の規模
- 破損の進展性、拡大性

どのようなモードの破損がどこに発生するかという評価が重要となる。この評価は、発生確率 だけではなく、その破壊が及ぼす影響度を考慮したものでなければならない。影響の大きい破損 モード(原子炉冷却材(圧力)バウンダリの大規模破壊など)を如何に防ぐかということが命題 となる。影響の小さい破損モードを先行させることによって影響の大きい破損モードの発生を防 ぐためには、破損モード及び破損の可能性のある部位の相対的な構造強度の評価が重要となり、 絶対的な構造強度を評価する設計基準事象と大きく異なる点である。このような評価に基づいて、 対策の優先度を合理的に決定することができる。

3142 強度評価による性能評価

強度評価による性能評価について、設計基準事象に対するものと設計基準外事象に対するもの とを比較して表 3100-1 に示す。

設計基準事象における構造強度評価は、個別機器に対する保守的な構造解析及び設計手法で十 分である。単純な構造については必ずしも構造解析を必要とせず、簡単な設計式が適用される。 構造が複雑な場合は、有限要素法などによる構造解析が必要になるが、弾性解析を基本とし、必 要に応じて非弾性解析を実施している。弾性構造解析を基本とする理由はいくつか考えられるが、 背景として、設計基準事象に対しては、圧力設備のほとんどの部分が弾性状態またはわずかに塑 性状態に入った程度であることが挙げられる。また、構造強度の評価は絶対強度の評価であり、 原則として個別の機器について単独に行われる。

設計基準外事象における構造強度評価は、原子炉冷却材(圧力)バウンダリの破壊挙動の推定 が最大のテーマとなるため、Best estimate が重要となる。そのためには、材料モデルは弾塑性 挙動やクリープ挙動を表すことができるもの(材料非線形)でなければならない。また、変形は 極めて大きくなることが予想されるので、大変形(幾何学的非線形)を考慮した高度な非線形構 造解析が必要となる。重大事象が生じた場合に想定される温度領域(例えば、800~1000℃)に おける材料データは皆無に等しい。しかし、相対的な強度の評価においては必ずしも定量的な正 確さを必要としない。例えば、700℃における材料モデルを基に推定した破壊部位の順番と破損 モードは、仮に温度が900℃になったとしても変わるものではない。その意味では、材料モデル は、問題とする温度領域における材料挙動を表すものであれば、定量的には必ずしも正確なもの である必要がない。また、破損挙動を正確に評価するためには、容器と配管、支持構造などの相 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ことも必要となる。この評価は必 ずしも絶対強度である必要はなく、相対強度を正しく評価することが重要となる。

3150 性能向上

性能評価に基づいて性能向上を図る。そのための対策について、設計基準事象に対するものと 設計基準外事象に対するものとを比較して表 3100-1 に示す。

設計基準事象に対しては、構造物に発生する応力が許容値以下となるように、または構造物の 耐荷能力が作用する荷重より大きくなるように構造設計する。これは、構造強度の観点からは、 安全性能に影響する大きさの破損を起こさせないように構造を強化することを意味する。

設計基準外事象に対しては、原子炉冷却材(圧力)バウンダリの小規模な破壊を先行させて荷 重を緩和し、大規模な破壊を防ぐことによって、その後の影響の緩和策を現実的で効果的なもの にすることは意義がある。例えば、破壊の程度によって高圧注入系が機能するかどうか、また低 圧注入系が動作可能領域まで燃料の損傷を抑えることができるかどうかなど、破壊とシステムと の関係も考慮する必要が生じる。構造問題の観点から重要なことは、万一破損が発生する場合、 どの部位にどのようなモードの破損が先行し、それがどのように進展するかということを予測で きるようにすることであり、さらに、それを積極的に制御できるようにすることである。進展シ ナリオを想定できない事象に対して固有安全で対応できるようにすることが望ましい。また、破 損の規模によっては、緊急対応(AM, accident management)との効果的組合せを考え、レジリ エントなシステムの実現を図る必要がある。

	設計基準事象 (DBE)	設計基準外事象 (BDBE)
安全の基本原	放射能から人々の生命と健康、財産((生活)を守り、環境を守ること
則		
	破損発生の防止	破損影響の緩和
要求性能	安全性と供用性が維持される	安全性(放射性物質大量放出の防
		止)とレジリエンスが維持される
	リスク(主として破損発生確率)	リスク(破損発生確率と破損の影響
	いずれの破損モードも生じない	度)
	局部的にも破損しない	安全性能喪失に繋がる破損モードが
化肥油棕	検査が容易である	生じない
		破損が拡大、進展しない
		復旧が容易である
性能評価	破損の発生確率が中心	破損の影響度評価が中心
(リスク評	リスクが十分低いことの確認	相対的に弱い部分の発見
価)		対策の優先度の決定
	保守的な構造強度評価法	実際の破損挙動の予測技術
性能評価	(想定破損モードに基づく)	(実際の破損モードに基づく)
(強度評価	個別機器の評価	個別機器と系統の破損シーケンス評
法)	絶対強度評価が重要	価法
		相対強度評価が重要
	強化	破損(破損モードと破損シーケン
性能向上		ス)の制御
		シナリオを想定できない事象に対し
		て固有安全で対応
		緊急対応(AM)との効果的組合せに
		よるレジリエントなシステムの実現

表 3100-1 設計基準事象と設計基準外事象における構造問題の比較



図 3100-1 設計基準事象及び設計基準外事象において検討すべき破損モード



図 3100-2 配管における安全性能喪失に繋がる破損モードと繋がらない破損モードの例

3200 実際の破損挙動の予測

3210 実際の破損挙動予測の必要性

3142 で述べたように、構造強度評価による性能評価は、設計基準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、破壊部位や破損モードの把握が必要と なる設計基準外事象に対しては、実際の破損挙動を予測する Best estimate が重要となる。

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 基準外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 3200-1 に示す。(a)の熱交換器は、熱交換器本体、サドル、アンカ ー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ーボルトがク リティカルポイントとなる。アンカー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⁾。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を冷却機 能喪失とすべきであり、アンカー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、座屈した時点を機 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も、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、Best estimate が必須となる。「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。ここに実際の構造強度を知ることの重要性がある。



(b) 大型容器の例

(c) 配管の例

図 3200-1 設計用の保守的構造強度評価が設計基準外事象に対して不合理となる例

3220 個別機器と系統の破損シーケンス評価

3142 で述べたように、構造強度評価による性能評価は、設計基準事象に対しては、原則として 個別の機器について単独に行われる。

設計基準外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、図 3100-2 に示したように、破損モードの進展も考慮 して評価する必要がある。

3230 相対強度評価

3142 で述べたように、構造強度評価による性能評価は、設計基準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。

設計基準外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。

3300 実際の破損挙動予測の方法

3310 高温・高圧荷重を受ける容器の実際の破損挙動予測の方法

設計基準外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。検討すべき破損モードは図 3100-1 に示したとおりである が、特に高温における延性破壊が重要である。

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. Ⅶ 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。

設計基準外事象に対する相対強度を正しく評価するためには、従来のミーゼスの破壊曲面に従 う延性破壊に加え、静水圧応力の影響を考慮した破壊曲面に基づいた曲破損の評価が不可欠であ る。静水圧応力の影響を考慮した破壊曲面の例を図 3300-1 に示す。これにより、延性破壊と局 部破損の両破損モードを統一的に評価することができる。また、クリープ領域における等時応力 一ひずみ曲緯の考え方を適用し、この曲面をクリープ領域まで拡張した等時破壊曲面の例を図 3300-2 に示す。これにより、弾塑性領域からクリープ領域までの温度領域について統一的に評価 することができる。



図 3300-1 静水圧応力の影響を考慮した破壊曲面



図 3300-2 クリープ領域における等時破壊曲面

3320 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 3300-3 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っては、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考えられる。

地震荷重に対するラチェット変形と崩壊の予測法



ラチェット変形限界より崩壊限界はずっと大きい。

図 3300-3 地震荷重に対するラチェット変形と崩壊の予測法

4000 設計基準外事象に対する破損影響の緩和

4100 破壊制御技術の適用

4110 破壊制御技術適用の目的

設計基準外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、ある いは影響の程度を緩和することであり、システム的な側面が中心となる。これまでは、構造問題 は設計基準外事象と結びつけて考えられてこなかった。

設計基準外事象に対して破壊制御技術を適用するのは、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ことを 目的とする。

4120 破壊制御の考え方

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、設計基準外事象に対して破壊 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。
- 原子炉冷却材(圧力)バウンダリ破壊の発生個所を限定することで、緊急対応(AM)の有効 性を向上させる

4130 破壊制御の方法

上記の考え方に基づいて、以下のような方法で、設計基準外事象に対して破壊制御技術を適用 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基準外事象での動作が保 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。

5000 破壊制御を適用した破損影響の緩和対策

5100 高温・高圧荷重を受ける容器の緩和対策

5110 高温・高圧荷重を受ける容器への破壊制御技術の適用の原則

破壊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を取り上げる(破損モードの相対比較)
- 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)

5111 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、BDBEに対するものは自ずと限定される。BDBE 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 部破損とで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。

5112 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すべて 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。

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、すべ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)。

 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(Best estimate 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。BDBE 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、DBE とは異なり、BDBE 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、ある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、ある程度もっともらし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繋がるも 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壊制御が成り立たない。(詳細 は Appendix C 及び Appendix D を参照)

(**)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。その ため、MEXT プロジェクトでは局部破損に関する研究を継続している。

5113 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。

5114 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、あるいは同じ破損モードがいくつかの箇所でほぼ同時に 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。

5120 高温・高圧荷重を受ける容器への破壊制御技術の適用の具体化

5121 破損モードの相対比較(適用の原則①)

BDBE 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。BDBE 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損(ボイド型破面)の両方について検討する。 構造不連続部の形状、寸法から、明らかに局部破損が生じない場合は、局部破損についての検討 は不要とする。

5122 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 5100-1 に、BWR の例を表 5100-2 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。

	構造不連続部名称	運転温度	相対強度の考え方
			自重 1200Ton を支持。高温・高圧にはならない
1			が、過大地震時の炉容器からの荷重による破壊
	上部フランジ取付け部	80 °C	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。
	1 次冷却材出口ノズル部	529 ℃	内圧、過大地震時の配管反力による破壊は局所
2			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。
	1 次冷却材入口ノズル部	397 ℃	内圧、過大地震時の配管反力による破壊は局所
3			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。
		500 °C	内圧、過大地震時の配管反力による破壊は局所
	オーバーフロー系ノズル		的で規模が小さい。
4	部	529 C	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。
		397 °C	内圧、過大地震時の内部構造物からの荷重によ
5	后内基準備取付けンジ		る破壊は全周に及んで大規模になり、影響が極
5	別傳道物取付け百部		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。
0	「司リゕート取付け部	397 C	一般部(円筒部)より相対強度を小さくする。
	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
7			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。
		397 ℃	内圧、過大地震時の内筒からの荷重による破壊
8	内筒取付け台部		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。

表 5100-1 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
			高温・高圧による破壊は全周に及び、規模が大
1	上部鏡取付けフランジ部	°C	きい。
			一般部(円筒部)より相対強度を大きくする。
			高温・高圧によるボルト破断は全周に及び、規
			模が大きい。
		°C	一般部(円筒部)より相対強度を大きくする。
2	上部現取付けかルト		ただし、一般部の破壊の前に、ボルトの伸びに
			よってガスケット面圧が低下させ、リークを先
			行させる。
			高温・高圧、過大地震時の配管反力破壊は局所
3	主蒸気ノズル部	°C	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。
			高温・高圧、過大地震時の配管反力破壊は局所
	給水ノズル部	°C	的で規模が小さい。しかし、小口径ノズルであ
4	炉心スプレイノズル部	°C	り強いこと、非常時の炉心冷却の要であること
	低圧注水ノズル部	°C	から、破壊を避ける。
			一般部(円筒部)より相対強度を小さくする。
	再循環入口ノズル部	°C	高温・高圧、過大地震時の配管反力破壊は局所
5			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。
			高温・高圧、過大地震時の配管反力破壊は局所
6	再循環出口ノズル部	°C	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。
	シュラウドサポート		高温・高圧、過大地震時の荷重による破壊は全
7	・ エノノーノハー 「 取付け部	°C	周に及び、規模が大きい。
			一般部(円筒部)より相対強度を大きくする。
			容器全重量を支持。高温・高圧、過大地震時の
8	支持スカート取付け部	°C	荷重による破壊は全周に及び、規模が大きい。
			一般部(円筒部)より相対強度を大きくする。
	ハウジング取付け部	°C	高温・高圧、過大地震時の配管反力破壊は局所
9	制御棒駆動機構、		的で規模が小さい。
-	インコアモニタリング		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。

表 5100-2 相対強度を検討すべき原子炉容器の構造不連続部 (BWR を例に)

5130 相対比較のための構造強度評価法

5131 解析方法

構造強度の相対比較を行うためには best estimate 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。

5132 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、板圧方向にも十分に細分割しなければなら ない。

5133 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。

5134 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「真応カー真ひずみ曲線」を適用し、 微小変形解析を行う場合は「公称応カー公称ひずみ曲線」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。

5135 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損(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。

- 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.を掛 けた値を限界荷重とする。

5136 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。

5140 原子炉容器への破壊制御技術の適用

5141 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、BDBEではどのような温 度条件になるのかはっきりせず、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。

5142 破壊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、「5120 高温・高圧荷重を受ける容器への破壊制御技術の 適用の具体化」に照らし合わせることにより、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。

5143 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、もし破壊を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、「5120 高温・高圧荷重を受ける容器への破壊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。

5200 過大地震動を受ける配管の緩和対策

5210 有効な影響緩和対策の策定

5210 過大地震を受ける配管への破壊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、破壊制御により、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 の破壊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)

5211 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、BDBE に対するものは自ずと限定される。BDBE 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、および冷却材漏洩を引き起こす延性破 断と考えてよい。

5212 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プリオリ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;

- 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。

5220 過大地震動を受ける配管への破壊制御技術の適用の具体化

5221 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。

5222 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。

5230 相対比較のための構造強度評価法

5231 解析方法

構造強度の相対比較を行うためには best estimate 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。

5232 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。

5233 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。

5234 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「真応カー真ひずみ曲線」を適用し、 微小変形解析を行う場合は「公称応カー公称ひずみ曲線」を適用 すること。

Appendix C-23

- 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。

5235 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 崩壞荷重
- ② 座屈限界

上記にいずれについても P- δ曲線を描くことが望ましい。

5240 原子炉冷却材バウンダリの配管系への破壊制御技術の適用

5241 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

- 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ークして 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。

5242 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 2 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。

Appendix D

鉛アンチモン合金(Pb99%-Sb1%)の材料特性式

弾塑性応力-ひずみ関係式 (Ramberg-Osgood 型)		
$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^n$		
	$\varepsilon_0 = \frac{\sigma_0}{E}$	
<使用単位>		
ε :真ひずみ (%)		
ɛ ₀:基準ひずみ(%)		
σ:真応力(MPa)		
σ ₀ :基準応力(MPa)		
α,n:定数(-)		
<適用温度範囲>		
室温(24℃)≤T≤100	°C	
<適用限界>		
真ひずみ $\epsilon \leq 20$ (%)		
〜週用米件/ 		
3000小個の温及に週川りる物口は、映映開始的に主通く 2,000 时间以上の时刻を美施した 材料であること		
	$4.420690 \times 10^{-6}T^{3} + 1.140134 \times 10^{-3}T^{2} - 1.882114 \times 10^{-1}T$	
$E(\times 10^{3}MPa)$	+ 16.89385	
$\sigma_0(MPa)$	$4.911290 \times 10^{-6}T^3 - 1.015778 \times 10^{-3}T^2 + 4.850024 \times 10^{-2}T$	
	+ 10.20672	
	$3.190929 \times 10^{-6}T^3 - 1.516684 \times 10^{-4}T^2 - 2.335830 \times 10^{-2}T$	
α(-)	+ 2.828583	
n(-)	$5.373421 \times 10^{-2}T + 3.916379$	

表 D-1 鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%) の弾塑性応力-ひずみ関係式(令和元年度修正版)

クリープ破断関係式 (Larson-Miller parameter 法)		
$(T + 273.15)\{log_{10}(t_r) + C\} = A_0 + A_1 log_{10}(\sigma) + A_2 \{log_{10}(\sigma)\}^2$		
<使用単位>		
<i>t_r</i> :クリープ破断時間	(h)	
T:試験温度(°C)		
σ:応力(MPa)		
$C, A_0, A_1, A_2:$ 定数(-)		
<適用温度範囲>		
室温(24℃)≤T≤100	$^{\circ}$ C	
<適用限界>		
$\sigma \ge 6MPa$		
<適用条件>		
50℃未満の温度に適用する場合は、試験開始前に室温で 2,000 時間以上の時効を実施した		
材料であること。		
$A_0(-)$	7616.753	
A ₁ (-)	-2251.156	
A ₂ (-)	-857.5393	
C(-)	12.50000	

表 D-2 鉛アンチモン合金 (Pb99%-Sb1%) のクリープ破断関係式

クリープひずみ式		
$arepsilon_c(t)=\dot{arepsilon}_m t$		
$\dot{\varepsilon}_m = 100 Fexp \left\{ -\frac{Q}{R(T+273.15)} \right\} t_r^{-\lambda}$		
$log_{10}(t_r) = \frac{1}{T + 273.15} [A_0 + A_1 log_{10}(\sigma) + A_2 \{ log_{10}(\sigma) \}^2] - C$		
<使用単位>		
<i>ε</i> _c (t) : クリープひずみ	· (%)	
$\dot{\epsilon}_m$:定常クリープ速度	度 (%/h)	
$t_r: クリープ破断時間$] (h)	
T:試験温度 (℃)		
σ:応力 (MPa)		
$F, \frac{Q}{R}, \lambda, C, A_0, A_1, A_2:$ 定数(一)		
<適用温度範囲>		
室温(24℃)≤T≤100℃		
<適用条件>		
50℃未満の温度に適用する場合は、試験開始前に室温で 2,000 時間以上の時効を実施した		
材料であること。		
F(-)	0.02399448	
Q/R(-)	630.0781	
λ(-)	1.357294	
$A_{0}(-)$	7616.753	
$A_1(-)$	-2251.156	
$A_2(-)$	-857.5393	
C(-)	12.50000	

最適疲労破損式 (Manson-Coffin 則)		
$N_f^{\alpha e} \cdot \Delta \varepsilon_e = C_e$		
	$N_f^{\alpha p} \cdot \Delta \varepsilon_p = C_p$	
<使用単位> $N_f: 破損繰返し数(cycles)$ $\Delta \varepsilon_e: 弾性ひずみ範囲(%)$ $\Delta \varepsilon_p: 塑性ひずみ範囲(%)$ $\alpha_{e}, \alpha_{p}, C_{e}, C_{p}: 定数(-)$		
<適用温度範囲> 室温(24℃)		
<適用条件> 試験開始前に室温で 2,000 時間以上の時効を実施した材料であること。		
<備考> 全ひずみ範囲 0.5%~1.5%の試験結果で定式化を実施。		
α_e	0.01178802	
α _p	0.7923326	
Ce	0.002559805	
C _p	6.736693	

動的応力-ひずみ関係式(Ramberg-Osgood 型)	
	$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^n$
	$\varepsilon_0 = \frac{\sigma_0}{E}$
<使用単位>	
ε : 真ひずみ (%)	
ɛ ₀ :基準ひずみ(%)	
σ:真応力(MPa)	
σ ₀ :基準応力(MPa)	
α,n:定数(-)	
<週用温度範囲> 宮泪(24℃)	
ᆂ価(24℃)	
< 適用条件 >	
<週用末日~ 試験開始前に室温で 2.000 時間以上の時効を実施した材料であること。	
<備考>	
全ひずみ範囲 0.5%~1.5%の試験結果で定式化を実施。	
$E(\times 10^3 MPa)$	13094.61
$\sigma_0(MPa)$	10.85353
α(-)	0.018423961
n(-)	5.300032