

平成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

成果報告書

平成28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 東京大学が実施した平成24～27年度「極限荷重に対する原子炉建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」の成果を取りまとめたものです。

目次

概略 (Executive Summary)	xxx i
1. はじめに	1-1
2. 業務計画	
2.1 全体計画	2-1
2.1.1 極限荷重の性質と破損メカニズムの解明	2-1
(1) 荷重モードの解明	2-1
(2) 破壊モードの解明	2-1
2.1.2 解析による限界強度評価法の開発	2-3
(1) 大規模非線形解析法の開発	2-3
(2) 限界強度評価法の開発	2-3
2.1.3 破局的破壊防止策	2-4
2.1.4 実施工程と体制	2-4
2.2 平成 27 年度の成果の目標及び業務の実施方法	
2.2.1 極限荷重の性質と破損メカニズムの解明	2-5
(1) 荷重モードと破損モードの整理 (再委託先 : TEPSYS)	2-5
(2) 高温内圧荷重による破損メカニズム解明	2-5
(3) 高温外圧荷重による破損メカニズム解明	2-6
(4) 過大地震荷重による配管の破損メカニズム解明	2-6
2.2.2 解析による限界強度評価法の開発	2-6
(1) 大規模非線形解析法の開発	2-6
(2) 限界強度評価法の開発	2-7
2.2.3 破局的破壊防止策	2-7
2.2.4 研究推進	2-7
3. 平成 24 年度から平成 27 年度の実施内容及び成果	
3.1 極限荷重の性質と破損メカニズムの解明	
3.1.1 荷重モードと破損モードの整理 (再委託先 : TEPSYS)	
(1) 事故シナリオの設定	3.1.1 (1)-1

① 重大事故事例の調査	3.1.1(1)-1
② DEC の概念	3.1.1(1)-6
③ 事故シナリオの想定	3.1.1(1)-7
④ 荷重の想定	3.1.1(1)-9
(2) 破壊シナリオの検討	3.1.1(2)-1
① 破損モードの種類	3.1.1(2)-1
② 現行設計規格で考慮されている破損モード	3.1.1(2)-4
③ 評価対象部位(破損が懸念される部位)	3.1.1(2)-10
④ 事故シナリオから想定される破損モード	3.1.1(2)-14
⑤ 検討すべき破損モード	3.1.1(2)-16
3.1.2 模擬材料による試験の提案と妥当性の確認	
(1) 模擬材料による試験及び模擬材料の提案	3.1.2-1
(2) 模擬材料を用いて検討する破損モード	3.1.2-1
(3) 模擬材料に対する要求項目と確認方法	3.1.2-2
(4) 平滑丸棒及び切欠き付き丸棒の引張り試験及びクリープ試験	3.1.2-3
(5) 模擬材料の妥当性の確認	3.1.2-3
(6) 結論	3.1.2-11
3.1.3 高温内圧荷重による破損メカニズム解明	
(1) 材料の基礎試験に基づく破損モードの検討	3.1.3(1)-1
① 局部破損と3軸応力度	3.1.3(1)-1
② 切欠き付き丸棒の引張り試験	3.1.3(1)-2
1) 試験概要	3.1.3(1)-2
2) 試験結果	3.1.3(1)-3
③ 各試験片の有限要素弾塑性解析	3.1.3(1)-3
1) 解析の概要	3.1.3(1)-3
2) 解析結果	3.1.3(1)-4
④ 3軸応力度と局部破損との関係	3.1.3(1)-5
⑤ 3軸応力度を考慮した破壊曲面の提案	3.1.3(1)-7
⑥ まとめ	3.1.3(1)-9
(2) 炉容器高温内圧破損試験	3.1.3(2)-1
① 試験体	3.1.3(2)-1
② 試験条件	3.1.3(2)-1

③ 試験方法	3.1.3(2)-1
1) 加熱・加圧方法	3.1.3(2)-1
2) 計測内容	3.1.3(2)-1
④ 試験結果	3.1.3(2)-2
1) 貫通部無しの場合 (Case1)	3.1.3(2)-2
2) 貫通部有りの場合 (Case2 及び Case3)	3.1.3(2)-2
(a) Case2	3.1.3(2)-2
(b) Case3 (Case2 の再現試験)	3.1.3(2)-2
3) 各ケースの試験結果の比較	3.1.3(2)-3
⑤ まとめ	3.1.3(2)-4
(3) 炉容器高温内圧破損試験の試験体解析	
① 概要	3.1.3(3)-1
② 解析対象	3.1.3(3)-1
③ 解析モデル	3.1.3(3)-1
④ 物性データ	3.1.3(3)-3
⑤ 解析条件	3.1.3(3)-3
⑥ 拘束条件	3.1.3(3)-4
⑦ 解析結果	3.1.3(3)-4
⑧ まとめ	3.1.3(3)-12
(4) 試験結果と解析結果に対する考察	3.1.3(4)-1
(5) 高温内圧荷重による破損メカニズムまとめ	3.1.3(5)-1

3.1.4 高温外圧荷重による破損メカニズム解明

(1) 高温座屈試験の実施	3.1.4(1)-1
① プレート試験体の高温座屈	3.1.4(1)-1
1) 目的	3.1.4(1)-1
2) 実験	3.1.4(1)-1
3) 数値シミュレーション	3.1.4(1)-5
4) 結果	3.1.4(1)-6
5) 議論	3.1.4(1)-8
② プレート試験体の高温クリープ座屈	3.1.4(1)-11
1) 目的	3.1.4(1)-11
2) 実験	3.1.4(1)-11

3)	結果	3.1.4(1)-13
4)	試験式	3.1.4(1)-15
5)	要約	3.1.4(1)-19
③	チューブ試験体の高温座屈及びクリープ座屈	3.1.4(1)-19
1)	目的	3.1.4(1)-19
2)	実験	3.1.4(1)-19
3)	結果および検討	3.1.4(1)-22
4)	要約	3.1.4(1)-28
④	座屈後の挙動	3.1.4(1)-29
1)	目的	3.1.4(1)-29
2)	実験	3.1.4(1)-29
3)	結果および検討	3.1.4(1)-29
4)	要約	3.1.4(1)-33
⑤	結論	3.1.4(1)-33
(2)	高温座屈試験の試験体解析	3.1.4(2)-1
①	概要	3.1.4(2)-1
②	解析モデル	3.1.4(2)-1
③	材料モデル	3.1.4(2)-1
④	解析条件	3.1.4(2)-2
⑤	解析結果	3.1.4(2)-2
⑥	まとめ	3.1.4(2)-3
(3)	試験結果と解析結果に対する考察	3.1.4(3)-1
(4)	高温外圧荷重による破損メカニズムまとめ	3.1.4(4)-1

3.1.5 過大地震荷重による配管の破損メカニズム解明

(1)	基礎試験の実施	3.1.5(1)①-1
①	平板振動試験（倒立型、懸垂型）	3.1.5(1)①-1
1)	目的	3.1.5(1)①-1
2)	試験概要	3.1.5(1)①-1
3)	試験条件	3.1.5(1)①-3
4)	平滑平板試験片の振動試験結果	3.1.5(1)①-4
5)	ノッチ付平板試験片の振動試験結果	3.1.5(1)①-12
6)	考察	3.1.5(1)①-13

7)	試験結果の整理	3.1.5(1)①-14
②	平板振動試験（定常曲げ荷重型）	3.1.5(1)②-1
1)	目的	3.1.5(1)②-1
2)	従来地検とそれに基づいた手法と目的	3.1.5(1)②-1
(a)	熱ラチェット変形の基本メカニズム	3.1.5(1)②-1
(b)	振動応答における塑性変形の影響	3.1.5(1)②-2
(c)	手法と目的	3.1.5(1)②-2
3)	平板振動試験	3.1.5(1)②-2
(a)	試験条件	3.1.5(1)②-2
(b)	試験結果	3.1.5(1)②-4
4)	片持ち梁モデルの有限要素法解析	3.1.5(1)②-6
(a)	解析条件	3.1.5(1)②-6
(b)	解析条件	3.1.5(1)②-7
5)	試験結果と解析結果対する考察	3.1.5(1)②-8
(a)	入力加速度と静的に釣り合う見かけの応力による整理	3.1.5(1)②-8
(b)	動的応答で実際に生じる応力による整理	3.1.5(1)②-9
(c)	材料の影響	3.1.5(1)②-9
6)	結論	3.1.5(1)②-9
(2)	耐震強度試験（再委託先：防災科研）	
①	実機材料を用いたエルボ配管の振動試験	3.1.5(2)①-1
1)	試験目的	3.1.5(2)①-1
2)	試験条件	3.1.5(2)①-1
3)	試験結果	3.1.5(2)①-5
(a)	試験結果の概要	3.1.5(2)①-5
(b)	弾塑性領域における試験体応答挙動	3.1.5(2)①-12
(c)	設計許容応力と比較した試験体応答挙動の考察	3.1.5(2)①-16
4)	まとめ	3.1.5(2)①-16
②	純鉛エルボ試験片の静的試験	
1)	目的	3.1.5(2)②-1
2)	試験概要	3.1.5(2)②-1
3)	試験条件	3.1.5(2)②-1
(a)	試験機	3.1.5(2)②-1
(b)	カメラ撮影	3.1.5(2)②-1

(c)	試験片形状	3.1.5(2)②-2
(d)	試験条件	3.1.5(2)②-2
4)	試験結果	3.1.5(2)②-4
(a)	引張り試験	3.1.5(2)②-4
(b)	引張り圧縮サイクル試験	3.1.5(2)②-5
③	模擬材料を用いたエルボ配管の振動試験	3.1.5(2)③-1
1)	試験目的	3.1.5(2)③-1
2)	試験条件の詳細検討	3.1.5(2)③-1
(a)	試験体	3.1.5(2)③-1
(b)	FEM モデル（事前解析用）	3.1.5(2)③-4
(c)	解析結果	3.1.5(2)③-5
(d)	H26 年度実験の再現解析	3.1.5(2)③-10
(e)	試験体および固定架台等の設計、製作	3.1.5(2)③-12
3)	試験条件	3.1.5(2)③-13
4)	試験結果	3.1.5(2)③-18
(a)	H26 年度実験	3.1.5(2)③-18
(b)	H27 年度実験	3.1.5(2)③-29
5)	まとめ	3.1.5(2)③-35
④	耐震強度試験結果の評価	3.1.5(2)④-1
⑤	まとめ	3.1.5(2)⑤-1
(3)	耐震強度試験体解析	
①	基礎試験解析	3.1.5(3)-1
1)	概要	3.1.5(3)-1
2)	解析モデル	3.1.5(3)-1
3)	材料モデル	3.1.5(3)-5
4)	解析条件	3.1.5(3)
2)	解析モデル	3.1.5(3)-9
3)	材料モデル	3.1.5(3)-9
4)	解析条件	3.1.5(3)-11
5)	解析結果	3.1.5(3)-11
6)	まとめ	3.1.5(3)-15
③	倒立型鉛エルボ付配管試験体解析	3.1.5(3)-16
1)	概要	3.1.5(3)-16

2)	解析モデル	3.1.5(3)-16
3)	材料モデル	3.1.5(3)-16
4)	解析条件	3.1.5(3)-17
5)	解析結果	3.1.5(3)-18
6)	まとめ	3.1.5(3)-21
(4)	試験結果と解析結果の比較	3.1.5(4)-1
(5)	過大地震荷重による配管の破損メカニズムまとめ	3.1.5(5)-1

3.2 解析による限界強度評価法の開発

3.2.1 大規模非線形解析法の開発（再委託先：CTC）

(1)	構成モデルの開発	3.2.1(1)-1
①	目的	3.2.1(1)-1
②	代表的原子炉構造材料の材料特性	3.2.1(1)-1
1)	SUS304 の材料特性	3.2.1(1)-1
2)	STS410 の材料特性	3.2.1(1)-25
3)	鉛及び鉛アンチモン合金の材料特性	3.2.1(1)-42
③	構成モデルの構築	3.2.1(1)-51
1)	極限荷重に対する構成モデルの構築方針	3.2.1(1)-51
2)	構成モデルの概要	3.2.1(1)-52
(2)	汎用非線形解析コードへの組み込み	3.2.1(2)-1
①	非弾性材料挙動解析プログラムの作成	3.2.1(2)-1
②	構成モデルの機能検証	3.2.1(2)-1
1)	SUS304 構成モデルの機能検証	3.2.1(2)-1
2)	STS410 構成モデルの機能検証	3.2.1(2)-4
③	汎用非線形解析コード用サブプログラムの開発	3.2.1(2)-7
(3)	解析法の検証と妥当性確認	3.2.1(3)-1
①	高温解析	3.2.1(3)-1
1)	SUS304 円管の外圧弾塑性座屈解析	3.2.1(3)-1
2)	SUS304 円管の外圧クリープ座屈解析	3.2.1(3)-3
②	過大地震解析	3.2.1(3)-6
1)	配管要素繰返し負荷試験の解析	3.2.1(3)-6
2)	配管系地震模擬動的試験の解析	3.2.1(3)-26

3.2.2 限界強度評価法の開発

(1) 代表部位の破損メカニズム（再委託先：TEPSYS）	3.2.2(1)-1
① 検討方針	3.2.2(1)-1
② 過温・過圧	3.2.2(1)-1
1) 材料物性値	3.2.2(1)-1
2) 単純な円筒形状	3.2.2(1)-2
(a) 内圧	3.2.2(1)-2
(b) 外圧	3.2.2(1)-4
(c) クリープ	3.2.2(1)-6
3) 実機模擬	3.2.2(1)-14
(a) 原子炉圧力容器下鏡	3.2.2(1)-14
(b) PCV 構造不連続部（過圧）	3.2.2(1)-30
(c) 解析結果	3.2.2(1)-31
③ 配管（過大地震）	3.2.2(1)-45
1) 配管系の弾塑性応答挙動による地震応答の変化	3.2.2(1)-45
2) サポート機能が喪失した配管系の応答挙動	3.2.2(1)-46
(2) 破損モードの判定（破損モードマップによる判定）	3.2.2(2)-1
① 破損モードマップの概念	3.2.2(2)-1
② 破損モードマップの具体化	3.2.2(2)-2
(3) 破損モード毎の強度支配因子とクライテリア	3.2.2(3)-1
(4) 強度支配因子のばらつきの評価	3.2.2(4)-1
① 序論	3.2.2(4)-1
② 基本的材料特性のばらつき評価	3.2.2(4)-2
1) 引張り特性	3.2.2(4)-2
2) クリープ特性	3.2.2(4)-7
③ 信頼性に基づく限界強度評価	3.2.2(4)-13
1) 高温内圧荷重	3.2.2(4)-15
2) 高温外圧荷重	3.2.2(4)-18
3) 過大地震荷重	3.2.2(4)-20
④ 結論	3.2.2(4)-31
3.3 破局的破壊防止策の提案	3.3-1
(1) 破壊制御の考え方の提示	3.3-1
(2) 破壊制御の具体策の検討例	3.3-2

① 事故時系列と入力条件	3.3-2
1) 福島原子力発電所一号機の概要	3.3-2
2) 事故シーケンス	3.3-3
3) 起こりうる蒸気リーク流路	3.3-3
4) 極限荷重	3.3-4
② 中性子計装管の感度解析	3.3-5
3.4 今後の展開	3.4-1
4. 結言	
4.1 極限荷重の性質と破損メカニズムの解明	4-1
4.1.1 荷重モードと破損モードの整理（再委託先：TEPSYS）	4-1
4.1.2 高温内圧荷重による破損メカニズム解明	4-1
(1) 基礎試験の実施	4-1
(2) 小規模構造物試験の実施	4-1
(3) 試験解析	4-1
4.1.3 高温外圧荷重による破損メカニズム解明	4-2
(1) 基礎試験の実施	4-2
(2) 高温座屈試験の実施	4-2
4.1.4 過大地震荷重による配管の破損メカニズム解明	4-2
(1) 基礎試験の実施	4-2
(2) 小規模構造物試験の実施	4-2
(3) 試験解析	4-3
4.2 解析による限界強度評価法の開発	4-3
4.2.1 大規模非線形解析法の開発	4-3
(1) 構成モデルの開発	4-3
4.2.2 限界強度評価法の開発	4-3
(1) 限界強度評価法の枠組み作成	4-3
4.3 破局的破壊防止策	4-4
4.4 研究推進	4-4
4.5 今後の計画	4-4
4.6 本プロジェクトの成果に関わる外部発表	4-4

表一覧

表 2. 1-1	全体研究実施工程
表 3. 1. 1(1)-1	地震・津波の原子力発電所への影響
表 3. 1. 1(1)-2	シビアアクシデント対策に関する規格基準類
表 3. 1. 1(2)-1	シビアアクシデント時に発生する荷重
表 3. 1. 1(2)-2	過大地震時に発生する荷重
表 3. 1. 1(2)-3	単独荷重と破損モードの関係
表 3. 1. 1(2)-4	組合せ荷重と破損モードの関係例
表 3. 1. 1(2)-5	設計・建設規格における応力の分類
表 3. 1. 1(2)-6	現行規格の強度評価法（供用状態 D）
表 3. 1. 1(2)-7	評価対象の原子炉構造物
表 3. 1. 1(2)-8	実構造物の想定破損個所と破損モード（原子炉圧力容器）
表 3. 1. 1(2)-9	実構造物の想定破損個所と破損モード（原子炉格納容器：例 1）
表 3. 1. 1(2)-10	実構造物の想定破損個所と破損モード（原子炉格納容器：例 2）
表 3. 1. 1(2)-11	評価対象部位の荷重モードと破損モードの関係
表 3. 1. 1(2)-12	荷重モードと破損モードの関係
表 3. 1. 2-1	各試験体の降伏応力
表 3. 1. 2-2	試験条件及び試験結果
表 3. 1. 3(2)-1	試験条件及び結果
表 3. 1. 3(3)-1	解析モデル概要
表 3. 4. 1(1)-1	温度制御方法における荷重負荷温度が座屈荷重に及ぼす影響
表 3. 4. 1(1)-2	管状試験体の寸法
表 3. 4. 1(1)-3	管 1-03 の座屈圧力の実験値と解析予測値の比較
表 3. 4. 1(1)-4	管 3-03 の座屈圧力の実験値と解析予測値の比較
表 3. 1. 5(1)①-1	試験片の一覧
表 3. 1. 5(1)①-2	各実験の条件と固有振動数
表 3. 1. 5(1)①-3	平滑平板試験片の入力波条件
表 3. 1. 5(1)①-4	ノッチ付試験片の形状と入力波条件
表 3. 1. 5(1)①-5	試験結果一覧
表 3. 1. 5(1)①-6	耐震強度基礎試験における破壊モードの整理
表 3. 1. 5(1)②-1	試験条件
表 3. 1. 5(1)②-2	片持ち梁の形状と材料特性
表 3. 1. 5(2)①-1	鋼材の機械的性質

表 3.1.5(2)①-2	大型耐震実験施設の基本性能
表 3.1.5(2)①-3	実機材料を用いたエルボ配管の振動試験の試験ケース
表 3.1.5(2)①-4	実機材料を用いたエルボ配管の振動試験の結果概要
表 3.1.5(2)①-5	各試験体の正弦波加振の加振振動数
表 3.1.5(2)①-6	SLE02、SLE03S、SLE04 の 5m/s^2 1 回目の加振におけるひずみ範囲
表 3.1.5(2)②-1	引張り圧縮サイクル・引張り試験条件
表 3.1.5(2)③-1	純鉛のヤング率とポアソン比
表 3.1.5(2)③-2	重錘質量を変えた場合の固有振動数と静的釣合解析の結果
表 3.1.5(2)③-3	時刻歴応答解析の条件 (H26 年度試験条件検討用)
表 3.1.5(2)③-4	純鉛の材料特性 (材料試験結果より)
表 3.1.5(2)③-5	予備試験結果
表 3.1.5(2)③-6	本試験結果 (倒立型鉛配管試験体)
表 3.1.5(2)③-7	本試験結果 (懸垂型鉛配管試験体)
表 3.1.5(2)③-8	H27 年度実験結果 (倒立型鉛配管試験体) (1/2)
表 3.1.5(2)③-8	H27 年度実験結果 (倒立型鉛配管試験体) (2/2)
表 3.1.5(2)④-1	耐震強度試験に用いた試験体の形状特性
表 3.1.5(2)④-2	耐震強度試験に用いた試験体の初期状態における一次応力と一次応力の降伏 応力に対する比
表 3.1.5(3)-1	Pb100%物性値
表 3.2.1(1)-2	SUS304 の縦弾性係数、ポアソン比、瞬間熱膨張係数
表 3.2.1(1)-3	SUS304 の縦弾性係数、ポアソン比、瞬間熱膨張係数の表示式
表 3.2.1(1)-4	SUS304 の平均引張強さと平均降伏点の特性式
表 3.2.1(1)-5	SUS304 の単調応力ひずみ式
表 3.2.1(1)-6	SUS304 の繰返し応力ひずみ関係式
表 3.2.1(1)-7	SUS304 の JAEA 超高温クリープデータ一覧表 [13]
表 3.2.1(1)-8	SUS304 の 800°C 以上の破断時間データと BDS 式による計算値
表 3.2.1(1)-9	SUS304 の高温における定常クリープ速度実験値 [10] と BDS 式による計算値
表 3.2.1(1)-10	SUS304 の超高温クリープひずみ式
表 3.2.1(1)-11	STS410 の縦弾性係数、ポアソン比、瞬間熱膨張係数
表 3.2.1(1)-12	STS410 の縦弾性係数、ポアソン比、瞬間熱膨張係数の表示式
表 3.2.1(1)-13	STS410 の平均引張強さと平均降伏点の特性式
表 3.2.1(1)-14	STS410 の単調応力ひずみ関係式
表 3.2.1(1)-15	STS410 の繰返し応力ひずみ関係式

表 3.2.1(1)-16	STS410 の超高温クリープひずみ式
表 3.2.1(1)-17	鉛及び鉛アンチモン合金の縦弾性係数とポアソン比 (試験データ 2 個の平均値)
表 3.2.1(1)-18	鉛及び鉛アンチモン合金の機械的特性 (試験データ 2 個の平均値)
表 3.2.1(1)-19	鉛及び鉛アンチモン合金の単調応力ひずみ関係式
表 3.2.1(3)-1	円管試験部寸法
表 3.2.1(3)-2	試験条件 (解析条件)
表 3.2.1(3)-3	STS410 試験体材料 (エルボ部) の単調応力ひずみ関係式 (20°C)
表 3.2.1(3)-4	STS410 試験体材料 (エルボ部) の繰返し応力ひずみ関係式 (20°C)
表 3.2.1(3)-5	エルボ中央断面評価点 (内面脇から腹側へ約 5° の位置) 相当ひずみ範囲の算出 ~ MK モデル ~
表 3.2.1(3)-6	エルボ中央断面評価点 (内面脇から腹側へ約 5° の位置) 相当ひずみ範囲の算出 ~ MCP-C モデル ~
表 3.2.1(3)-7	試験条件
表 3.2.1(3)-8	STPT370 当該材の単調応力ひずみ関係式 (20°C)
表 3.2.1(3)-9	レーリー減衰係数
表 3.2.1(3)-10	解析ケースと計算時間
表 3.2.2(1)-1	応力解析に用いる円筒モデル寸法
表 3.2.2(1)-2	固有値
表 3.2.2(3)-1	設計基準事象と極限荷重に対する限界強度評価法の違い
表 3.2.2(3)-2	評価対象部位と限界強度評価法の例 (1/4)
表 3.2.2(3)-3	評価対象部位と限界強度評価法の例 (2/4)
表 3.2.2(3)-4	評価対象部位と限界強度評価法の例 (3/4)
表 3.2.2(3)-5	評価対象部位と限界強度評価法の例 (4/4)
表 3.2.2(4)-1	参照データ概要
表 3.2.2(4)-2	確率変数の設定
表 3.2.2(4)-3	確率変数の設定
表 3.2.2(4)-4	各サブファクターの確率分布パラメータ (炭素鋼)
表 3.2.2(4)-5	試験条件
表 3.2.2(4)-6	各評価の主な条件
表 3.2.2(4)-7	各確率変数の確率分布パラメータの基準値
表 3.3-1	福島原子力発電所一号機の仕様概要
表 3.3-2	福島原子力発電所一号機の主な時系列

表 3.3-3	極限荷重のまとめ
表 3.3-4	中性子計装管のリーク面積

図一覧

- 図 2. 1-1 研究計画の枠組み
- 図 2. 1-2 極限荷重の性質と破損メカニズムの解明
- 図 2. 1-3 3 段階の試験実施計画
- 図 2. 1-4 解析による限界強度評価体系
- 図 2. 1-5 研究実施体制
- 図 3. 1. 1(1)-1 福島原子力発電所の事故後の状況
- 図 3. 1. 1(1)-2 IAEA による深層防護の考え方
- 図 3. 1. 1(1)-3 原子力発電所におけるドミナントシーケンス検討例 (BWR、地震、津波)
- 図 3. 1. 1(1)-4 炉心損傷後の荷重モードと破損モードの関係の推移
- 図 3. 1. 1(1)-5 SAMPSON を用いた 1F3 炉内状況の推定
- 図 3. 1. 1(2)-1 現行規格の対応領域
- 図 3. 1. 1(2)-2 炉心溶融後の荷重と破損部位および破損モードの関係
- 図 3. 1. 2-1 SUS304 (900°C) の真応力-真ひずみ曲線
- 図 3. 1. 2-2 SUS304 (RT) の真応力-真ひずみ曲線
- 図 3. 1. 2-3 Pb100%の真応力-真ひずみ曲線
- 図 3. 1. 2-4 Pb96%の真応力-真ひずみ曲線
- 図 3. 1. 2-5 Pb90%の真応力-真ひずみ曲線
- 図 3. 1. 2-6 SUS304 真応力-真ひずみ関係の Ludwik 近似
- 図 3. 1. 2-7 純鉛および鉛合金真応力-真ひずみ関係の Ludwik 近似
- 図 3. 1. 2-8 SUS304 と鉛合金の強度比の視覚化
- 図 3. 1. 2-9 純鉛のクリープ特性
- 図 3. 1. 3(1)-1 SUS304 及び純鉛、鉛-アンチモン合金の応力-ひずみ関係
- 図 3. 1. 3(1)-2 試験片の形状及び寸法
- 図 3. 1. 3(1)-3 各試験片の破断状況 (左: 純鉛 右: 鉛-アンチモン合金)
- 図 3. 1. 3(1)-4 解析モデル及び材料モデル
- 図 3. 1. 3(1)-5 ひずみ硬化係数による最小断面における 3 軸応力度分布の違い
- 図 3. 1. 3(1)-6 ミーゼスの降伏曲面 (左) と静水圧応力を考慮した破壊曲面 (右)
- 図 3. 1. 3(1)-7 3 軸応力度の意味 (上) 及び塑性変形増分と応力増分の関係 (下)
- 図 3. 1. 3(1)-8 有限要素解析結果から予想される破壊曲面
- 図 3. 1. 3(1)-9 3 軸応力度を考慮した ASME の限界塑性ひずみ評価式
- 図 3. 1. 3(1)-10 3 軸応力度を考慮した限界塑性ひずみから応力空間における破壊曲面を求め
める手順
- 図 3. 1. 3(1)-11 3 軸応力度考慮した限界塑性ひずみに基づく破壊曲面

- 図 3.1.3(2)-1 試験体形状
- 図 3.1.3(2)-2 試験外観と計装品
- 図 3.1.3(2)-3 圧力負荷系統
- 図 3.1.3(2)-4 計測センサの抜け位置
- 図 3.1.3(2)-5 カメラを用いた変形計測方法
- 図 3.1.3(2)-6 画像相関法によるひずみ計測方法
- 図 3.1.3(2)-7 圧力及び温度の時刻履歴 (Case1)
- 図 3.1.3(2)-8 カメラによる変形計測結果 (Case1)
- 図 3.1.3(2)-9 破断後の試験体 (Case1)
- 図 3.1.3(2)-10 圧力及び温度の時刻履歴 (Case2)
- 図 3.1.3(2)-11 カメラによる変形計測結果 (Case2)
- 図 3.1.3(2)-12 破断後の試験体 (Case2)
- 図 3.1.3(2)-13 圧力及び温度の時刻履歴 (Case3)
- 図 3.1.3(2)-14 カメラによる変形計測結果 (Case3)
- 図 3.1.3(2)-15 破断後の試験体 (Case3)
- 図 3.1.3(2)-16(1/2) 画像相関法による貫通部近傍のひずみ計測結果 (Case3)
- 図 3.1.3(2)-16(2/2) 画像相関法による貫通部近傍のひずみ計測結果 (Case3)
- 図 3.1.3(2)-17 クリープ破断試験結果と炉容器高温内圧破損試験結果の比較
- 図 3.1.3(2)-18 各ケースのき裂近傍状況の比較
- 図 3.1.3(2)-19(1/3) 切断後の試験体外観 (Case1)
- 図 3.1.3(2)-19(2/3) 切断後の試験体外観 (Case2)
- 図 3.1.3(2)-19(3/3) 切断後の試験体外観 (Case3)
- 図 3.1.3(2)-20(1/3) 切断後のき裂近傍外観 (Case1)
- 図 3.1.3(2)-20(2/3) 切断後のき裂近傍外観 (Case2)
- 図 3.1.3(2)-20(3/3) 切断後のき裂近傍外観 (Case3)
- 図 3.1.3(2)-21 肉厚計測結果
- 図 3.1.3(3)-1 貫通部なし試験体 FEM モデルおよび実機の形状
- 図 3.1.3(3)-2 解析モデル形状および寸法
- 図 3.1.3(3)-3 圧力荷重履歴
- 図 3.1.3(3)-4 付加的な解析条件
- 図 3.1.3(3)-5 拘束条件 (完全拘束) を設定した節点 (△で表示)
- 図 3.1.3(3)-6 容器底部の変位履歴の比較
- 図 3.1.3(3)-7 容器の変形形状の比較

- 図 3.1.3(3)-8 容器底部の平坦部周辺の変形形状の比較
- 図 3.1.3(3)-9 貫通部あり（内側）モデル断面の変形の進行状態
- 図 3.1.3(3)-10 各モデル断面の変形後の板厚
- 図 3.1.3(3)-11 変形初期における相当弾性ひずみ分布（変形倍率 100 倍）
- 図 3.1.3(3)-12 変形初期における最大主応力分布（変形倍率 100 倍）
- 図 3.1.3(3)-13 最終変形状態におけるクリープひずみ分布
- 図 3.1.3(3)-14 最終変形状態における最大主応力分布
- 図 3.1.3(4)-1 小規模構造物試験（模擬材料 純鉛 使用）の結果
- 図 3.1.3(5)-1 左：従来の考え方 右：新提案
- 図 3.1.4(1)-1 大気圧試験用圧力容器（左）、高圧試験用圧力容器（右）
- 図 3.1.4(1)-2 加熱系：銅電極や銅フィン
- 図 3.1.4(1)-3 荷重負荷系：空気圧シリンダー（左）、ロードセル（右上）、バルブや圧力センサー（右下）
- 図 3.1.4(1)-4 変位計
- 図 3.1.4(1)-5 試験体の形状と寸法
- 図 3.1.4(1)-6 試験方法手順：(a) 負荷制御方法, (b) 温度制御方法
- 図 3.1.4(1)-7 304 ステンレス鋼の温度とヤング率
- 図 3.1.4(1)-8 厚さ 2mm のプレート試験体の座屈応力
- 図 3.1.4(1)-9 厚さ 2.5mm のプレート試験体の座屈応力
- 図 3.1.4(1)-10 座屈荷重：(a) 温度制御方法, (b) 両測定方法の比較
- 図 3.1.4(1)-11 (上図) 初期曲がりの概念図、(下図) プレート試験体の写真
- 図 3.1.4(1)-12 温度制御方法による座屈試験中の温度変化
- 図 3.1.4(1)-13 クリープ座屈試験の代表的な温度—時間変化
- 図 3.1.4(1)-14 クリープ座屈試験中の高速度カメラ連続撮影写真
- 図 3.1.4(1)-15 クリープ座屈試験中の試験体の代表的な軸方向変位
- 図 3.1.4(1)-16 クリープ座屈試験中の横方向変位変化の代表例
- 図 3.1.4(1)-17 クリープ座屈試験中の試験体写真の強度プロット
- 図 3.1.4(1)-18 クリープ座屈破損時間と圧縮応力：(A) 線形軸 (B) 対数軸
- 図 3.1.4(1)-19 圧縮応力とラーソン・ミラーパラメータの関係
- 図 3.1.4(1)-20 ラーソン・ミラーパラメータによるクリープ座屈破損時間予測
- 図 3.1.4(1)-21 ひずみ及びひずみ速度の時間変化（左）と
最小ひずみ速度と破壊時間の関係（右）
- 図 3.1.4(1)-22 最小横方向変位速度とクリープ座屈破損時間の関係

- 図 3.1.4(1)-23 横方向変位相関によるクリープ座屈破損時間予測
- 図 3.1.4(1)-24 304 ステンレス鋼 (SUS304) 管状試験体の外観写真
- 図 3.1.4(1)-25 (A) 座屈試験中の温度・圧力変化の例
(B) クリープ座屈試験中の温度・圧力変化の例
- 図 3.1.4(1)-26 外圧と座屈温度の関係
- 図 3.1.4(1)-27 座屈温度への管寸法 R/t の影響
- 図 3.1.4(1)-28 外圧座屈した管状試験体写真
- 図 3.1.4(1)-29 管 1-03 の外圧と座屈時間(クリープ座屈時間)の関係
- 図 3.1.4(1)-30 管 3-03 の外圧と座屈時間(クリープ座屈時間)の関係
- 図 3.1.4(1)-31 ラーソン・ミラーパラメータ(管 1-03)
- 図 3.1.4(1)-32 ラーソン・ミラーパラメータ(管 3-03)
- 図 3.1.4(1)-33 座屈及び座屈後挙動実験の一般的な温度と圧力挙動
- 図 3.1.4(1)-34 座屈でバウンダリー破損(モード I)が生じた実験体の写真
- 図 3.1.4(1)-35 追加加熱実験での実験体の写真
- 図 3.1.4(1)-36 管試験体の R/t とバウンダリー破損温度の関係(追加加熱実験)
- 図 3.1.4(1)-37 追加応力実験で変形する試験体の写真(外圧無し)
- 図 3.1.4(1)-38 追加応力実験で変形する試験体の写真(外圧: 500kPa)
- 図 3.1.4(2)-1 高温座屈試験板状試験片解析モデル形状及び寸法
- 図 3.1.4(2)-2 SUS304 真応力-真ひずみ曲線
- 図 3.1.4(2)-3 変形図
- 図 3.1.4(2)-4 解析で得られた 800°Cにおける座屈応力と試験結果の比較
- 図 3.1.4(3)-1 超高温領域での座屈試験結果の Larson-Miller パラメータによる予測値
- 図 3.1.5(1)①-1 試験片設計図
- 図 3.1.5(1)①-2 変位データのフーリエ変換
- 図 3.1.5(1)①-3 実験 1 0~5 秒のひずみ
- 図 3.1.5(1)①-4 実験 2 ひずみ出力(0~5, 80~85, 155~160sec)
- 図 3.1.5(1)①-5 実験 2 実験後の試験片
- 図 3.1.5(1)①-6 実験 3 0~5 秒のひずみ出力
- 図 3.1.5(1)①-7 実験 3 実験後の試験片
- 図 3.1.5(1)①-8 実験 4 0~5 秒のひずみ出力
- 図 3.1.5(1)①-9 実験 5 ひずみ出力(0~5, 45~50, 77.5~82.5sec)
- 図 3.1.5(1)①-10 実験 5 実験後の試験片
- 図 3.1.5(1)①-11 実験 6 0~5 秒のひずみ出力

- 図 3.1.5(1)①-12 実験 8 ひずみ出力(0~5, 8~13, 16~21sec)
- 図 3.1.5(1)①-13 実験 7 実験後の試験片
- 図 3.1.5(1)①-14 実験 8 0~5 秒のひずみ出力
- 図 3.1.5(1)①-15 実験 8 実験後の試験片
- 図 3.1.5(1)①-16 実験 9 0~5 秒のひずみ出力
- 図 3.1.5(1)①-17 実験 9 実験後の試験片
- 図 3.1.5(1)②-1 熱ラチェット変形発生メカニズム(左)と発生判定法(右)
- 図 3.1.5(1)②-2 入力加速度と試験体の応答倍率
- 図 3.1.5(1)②-3 平板振動試験体系
- 図 3.1.5(1)②-4 ひずみの推移
- 図 3.1.5(1)②-5 Pb-Sb 合金の進行性変形発生条件図
- 図 3.1.5(1)②-6 周波数ごとの進行性変形発生条件図
- 図 3.1.5(1)②-7 片持ち梁モデル
- 図 3.1.5(1)②-8 見かけの応力での進行性変形発生条件図
- 図 3.1.5(1)②-9 発生応力での進行性変形発生条件図
- 図 3.1.5(1)②-10 たわみの弾塑性応答倍率
- 図 3.1.5(2)-①-1 重錘付きエルボ試験体
- 図 3.1.5(2)-①-2 固有値解析結果(重錘 100kg の場合)
- 図 3.1.5(2)-①-3 大型耐震実験施設
- 図 3.1.5(2)-①-4 入力波形
- 図 3.1.5(2)-①-5 計測点概要
- 図 3.1.5(2)-①-6 SLE02 損傷状況
- 図 3.1.5(2)-①-7 SLE02 損傷探傷試験結果(エルボ内面)
- 図 3.1.5(2)-①-8 SLE02 エルボ脇部(S107)のひずみ履歴(正弦波①、 5m/s^2 1 回目)
- 図 3.1.5(2)-①-9 SLE02、SLE03S、SLE04 の加振履歴と残留ひずみ
- 図 3.1.5(2)-①-10 エルボ中央断面の外径計測結果
- 図 3.1.5(2)-①-11 SLE01・弾性域の広帯域ランダム波加振結果から得られた伝達関数
- 図 3.1.5(2)-①-12 SLE01 入力加速度 1.5m/s^2 の加振振動数と応答倍率
- 図 3.1.5(2)-①-13 SLE01 加振振動数 2.5Hz による加振結果
- 図 3.1.5(2)-①-14 SLE01 入力加速度 4.0m/s^2 の加振振動数と応答倍率
- 図 3.1.5(2)-①-15 正弦波加振を行った試験体の入力加速度と応答倍率
- 図 3.1.5(2)-①-16 SLE02・ 1.5m/s^2 加振時と 5.0m/s^2 加振時の荷重変形関係
- 図 3.1.5(2)-①-17 SLE05・広帯域ランダム波加振および正弦波掃引加振による伝達関数

- 図 3.1.2(2)②-1 引張り試験機外観
- 図 3.1.2(2)②-2 引張り試験時における試験片の撮影
- 図 3.1.2(2)②-3 純鉛エルボ試験片
- 図 3.1.2(2)②-4 画像解析によるエルボ角の算出
- 図 3.1.2(2)②-5 画像解析にエルボ部楕円半径（長径・短径）の算出
- 図 3.1.2(2)②-6 引張り試験によりエルボ部に発生したき裂
- 図 3.1.2(2)②-7 引張り試験時の試験カーブ関係
- 図 3.1.2(2)②-8 モーメント-変形角、断面二次モーメント-変形角
- 図 3.1.2(2)②-9 引張り-圧縮サイクル試験によるエルボ部変形
- 図 3.1.2(2)②-10 引張り-圧縮サイクル試験時の試験カーブ関係
- 図 3.1.5(2)-③-1 TY ベンド（ヨシザワ LA 株式会社 鉛製品カタログより）
- 図 3.1.5(2)-③-2 倒立型鉛配管試験体のイメージ
- 図 3.1.5(2)-③-3 懸垂型鉛配管試験体のイメージ
- 図 3.1.5(2)-③-4 倒立型鉛配管試験体の解析モデル
- 図 3.1.5(2)-③-5 事前解析に使用した純鉛の応力ひずみ関係
- 図 3.1.5(2)-③-6 試験体各部の寸法と質量
- 図 3.1.5(2)-③-7 静的釣合解析結果（Mises 応力コンター）
- 図 3.1.5(2)-③-8 固有振動数と固有振動モード
- 図 3.1.5(2)-③-9 時刻歴応答解析の基本入力波形（テーパ付き正弦波）
- 図 3.1.5(2)-③-10 解析ケース 1 結果（倒立型、テーパ付き正弦波 10m/s^2 、4.6Hz）
- 図 3.1.5(2)-③-11 解析ケース 5 結果（倒立型、テーパ付き正弦波 10m/s^2 、4.6Hz）
- 図 3.1.5(2)-③-12 再現解析に使用した FEM モデル
- 図 3.1.5(2)-③-13 エルボ部の板厚分布
- 図 3.1.5(2)-③-14 再現解析結果（加速度レベル 3.5m/s^2 、加振振動数 1Hz、重錘質量 2.24kg）
- 図 3.1.5(2)-③-15 試験体全体組み立て図
- 図 3.1.5(2)-③-16 模擬材料を用いたエルボ配管に対する振動試験の入力波
- 図 3.1.5(2)-③-17 (1/2) 計測点（加速度計および変位計）
- 図 3.1.5(2)-③-17 (2/2) 計測点（ひずみ）
- 図 3.1.5(2)-③-18 LS_p03a JMA 神戸圧縮波加振時の振動台と重錘部の加速度及び変位
- 図 3.1.5(2)-③-19 SLS_p04 の試験経過状況
- 図 3.1.5(2)-③-20 SLS_m05 の加振前後の状況
- 図 3.1.5(2)-③-21 SLS_m05 の修復状況（SLS_m05a 加振前）

- 図 3.1.5(2)-③-22 倒立型試験体、重錘 2.24kg、入力加速度 3.5m/s^2 の条件における加振振動数と倒壊までの定常部サイクル数の関係
- 図 3.1.5(2)-③-23 倒立型鉛配管試験体の加振振動数と倒壊までの定常部サイクル数の関係
(重錘質量別)
- 図 3.1.5(2)-③-24 振動数比で整理した倒壊までの定常部サイクル数
- 図 3.1.5(2)-③-25 重錘質量 2.00kg の試験体の入力加速度と重錘部応答加速度(加振振動数別)
- 図 3.1.5(2)-③-26 重錘質量 1.50kg の試験体の入力加速度と重錘部応答加速度(加振振動数別)
- 図 3.1.5(2)-④-1 円筒の断面形状
- 図 3.1.5(3)-1 切欠きなし試験体および試験装置の形状および寸法
- 図 3.1.5(3)-2 切欠き付き試験体および試験装置の形状および寸法
- 図 3.1.5(3)-3 解析モデルと実機の形状
- 図 3.1.5(3)-4 加振台(ブラケット)の強制変位履歴(基本波形、最大変位 10mm)
- 図 3.1.5(3)-5 試験体の変形: 解析と試験の比較
- 図 3.1.5(3)-6 試験体の変形: 解析と試験の比較
- 図 3.1.5(3)-7 解析モデル、実機の形状および寸法
- 図 3.1.5(3)-8 解析に用いた STS410 の真応力-真ひずみ曲線
- 図 3.1.5(3)-9 変形形状の比較(+x 方向最大振幅時)
- 図 3.1.5(3)-10 +x 方向最大振幅時(左)と-x 方向最大振幅時(右)の加振解析結果
- 図 3.1.5(3)-11 試験の亀裂発生個所と、解析による最大応力発生個所
- 図 3.1.5(3)-12 鉛エルボ配管解析モデル形状および寸法
- 図 3.1.5(3)-13 Pb100%応力-相当塑性ひずみ曲線
- 図 3.1.5(3)-14 予備試験および解析結果の比較
- 図 3.1.5(3)-15 本試験および解析結果の比較
- 図 3.1.5(3)-16 試験体の変形形状の比較
- 図 3.1.5(4)-1 平板基礎試験と解析モデル
- 図 3.1.5(4)-2 3つの周波数領域で分類した定常曲げ応力と動的曲げ応力の組み合わせによる進行性変形発生条件
- 図 3.1.5(4)-3 実機材料配管試験
- 図 3.1.5(4)-4 模擬材料配管試験
- 図 3.1.5(5)-1 地震荷重に対する破損モードマップの提案
- 図 3.2.1(1)-1 SUS304 の平均強度式(降伏点 と引張強さ)と全試験データの比較
- 図 3.2.1(1)-2 代表的温度における SUS304 の単調応力ひずみ曲線(平均)
- 図 3.2.1(1)-3 SUS304 の動的応力ひずみ関係式のパラメータの多項式
- 図 3.2.1(1)-4 SUS304 の動的応力ひずみ関係式のパラメータの多項式

- 図 3.2.1(1)-5 定常ヒステリシス曲線の指数 m_s 算定式 (316FR, SUS304 共通)
- 図 3.2.1(1)-6 SUS304 の提案式による動的応力ひずみ曲線と単調応力ひずみ曲線
- 図 3.2.1(1)-7 SUS304 の提案式による定常ヒステリシスループ (600°C)
- 図 3.2.1(1)-8 SUS304 の提案式による定常ヒステリシスループ ()
- 図 3.2.1(1)-9 SUS304 の 800°C~900°Cにおけるクリープ破断時間 (JAEA のデータ) [13]
- 図 3.2.1(1)-10 SUS304 のクリープ破断時間の BDS 式による予測値との比較
(JAEA による 800°C~900°Cのデータ) [13]
- 図 3.2.1(1)-11 SUS304 のクリープ破断時間の予測値との比較 (破断式作成時のデータ) [14]
- 図 3.2.1(1)-12 SUS304 のクリープ破断時間の予測 (800°C~900°C、BDS 式と実験データ [13])
- 図 3.2.1(1)-13 SUS304 の定常クリープ速度の実験値 (800°C~900°C) と
BDS 式による計算値との比較
- 図 3.2.1(1)-14 3次クリープ開始時間と破断時間の関係
- 図 3.2.1(1)-15 破断時 3次クリープひずみと応力の関係
- 図 3.2.1(1)-16 正規化した 3次クリープ式
- 図 3.2.1(1)-17 SUS304 超高温クリープひずみ式と実験データの比較 (800°C)
- 図 3.2.1(1)-18 SUS304 超高温クリープひずみ式と実験データの比較 (850°C)
- 図 3.2.1(1)-19 SUS304 超高温クリープひずみ式と実験データの比較 (900°C)
- 図 3.2.1(1)-20 STS410 の平均強度式 (降伏点 と引張強さ) と試験データ
及び ASME 基準値との比較
- 図 3.2.1(1)-21 STS410 の単調応力ひずみ曲線
- 図 3.2.1(1)-22 STS410 の動的応力ひずみ関係式のパラメータ の算定
- 図 3.2.1(1)-23 STS410 の動的応力ひずみ関係式のパラメータ の算定
- 図 3.2.1(1)-24 STS410 の提案式による動的応力ひずみ曲線と単調応力ひずみ曲線
- 図 3.2.1(1)-25 STS410 の 20°Cの動的応力ひずみ提案式と ASME 動的式、実験データとの比較
- 図 3.2.1(1)-26 STS410 の $\Delta \varepsilon = 6\%$ の各温度の定常ヒステリシス曲線
- 図 3.2.1(1)-27 STS410 の 20°Cにおける定常ヒステリシス曲線
- 図 3.2.1(1)-28 STS410 の破断時間と応力の関係 (原田ら [14])
- 図 3.2.1(1)-29 STS410 の定常クリープ速度と応力の関係 (原田ら [14])
- 図 3.2.1(1)-30 STS410 の定常クリープ速度とクリープ破断時間の関係
- 図 3.2.1(1)-31 STS410 における Monkman-Grant 式の係数 a のアレニウスプロット
- 図 3.2.1(1)-32 STS410 における Monkman-Grant 式の指数 γ の平均値
- 図 3.2.1(1)-33 定常クリープ速度の計算値と実験値の比較
- 図 3.2.1(1)-34 STS410 の破断時間の Larson-Miller パラメータ値

- 図 3.2.1(1)-35 STS410 のクリープ曲線 (750°C)
- 図 3.2.1(1)-36 STS410 のクリープ曲線 (800°C)
- 図 3.2.1(1)-37 STS410 のクリープ曲線 (850°C)
- 図 3.2.1(1)-38 鉛及び鉛アンチモン合金の応力-ひずみ関係 (室温 23°C、引張強さまで)
- 図 3.2.1(1)-39 鉛及び鉛アンチモン合金の応力-ひずみ関係 (100°C、引張強さまで)
- 図 3.2.1(1)-40 Pb100 の繰返し応力ひずみループ (23°C)
- 図 3.2.1(1)-41 Pb100 のピーク応力の変化 (23°C)
- 図 3.2.1(1)-42 Pb96-Sb4 の繰返し応力ひずみループ (23°C)
- 図 3.2.1(1)-43 Pb96-Sb4 の繰返し応力範囲の変化 (23°C)
- 図 3.2.1(1)-44 Pb90-Sb10 の繰返し応力ひずみループ (23°C)
- 図 3.2.1(1)-45 Pb90-Sb10 の繰返し応力範囲の変化 (23°C)
- 図 3.2.1(1)-46 Pb96-Sb4 の応力範囲と累積塑性ひずみの関係 :
試験データと繰返し硬化モデル化 (特性式) の比較
- 図 3.2.1(1)-47 Pb90-Sb10 の応力範囲と累積塑性ひずみの関係 :
試験データと繰返し硬化モデル化 (特性式) の比較
- 図 3.2.1(1)-48 マルチレイヤー移動硬化モデル (並列限界付き線形移動硬化モデル)
- 図 3.2.1(1)-49 応力-塑性ひずみ関係の多直線近似
- 図 3.2.1(1)-50 応力-塑性ひずみ基本特性
- 図 3.2.1(1)-51 ジェネリック応力-塑性ひずみ関係 (繰返し硬化の場合)
- 図 3.2.1(2)-1 SUS304, 600°Cの単軸引張問題の解析結果 (MK モデル)
- 図 3.2.1(2)-2 SUS304, 600°Cの単軸両振繰返し問題の解析結果 (MK モデル、MCP-C モデル)
- 図 3.2.1(2)-3 SUS304, 600°Cの単軸両振繰返し問題 (繰返し硬化) の解析結果 (MCP-C モデル)
- 図 3.2.1(2)-4 STS410, 600°Cの単軸引張問題の解析結果 (MK モデル)
- 図 3.2.1(2)-5 STS410, 20°Cの単軸両振繰返し問題の解析結果 (MK モデル、MCP-C モデル)
- 図 3.2.1(2)-6 STS410, 20°Cの単軸両振繰返し問題 (繰返し硬化考慮) の解析結果
- 図 3.2.1(2)-7 周方向応力と軸方向ひずみの繰返し負荷を受ける薄肉円筒
- 図 3.2.1(2)-8 炭素鋼薄肉円筒の周方向ラチェットひずみの解析結果と実験値との比較
- 図 3.2.1(3)-1 シェル要素による円管の解析モデル
- 図 3.2.1(3)-2 円管の座屈変形モード
- 図 3.2.1(3)-3 SUS304 有限長円管の外圧座屈荷重 (FEM 解析結果と理論値、実験値との比較)
- 図 3.2.1(3)-4 座屈発生時の変形図と外面周方向クリープひずみ分布 (変形倍率×10)
- 図 3.2.1(3)-5 最大圧縮クリープひずみ (外面周方向成分) の時間履歴
- 図 3.2.1(3)-6 試験体 (名称 : ELB01) 形状

- 図 3.2.1(3)-7 応力-ひずみ関係
- 図 3.2.1(3)-8 試験体のモデル化 (節点数 : 3,502 要素数 : 3,536)
- 図 3.2.1(3)-9 変位入力正弦波 (振幅±70mm 0.2Hz 20cycle)
- 図 3.2.1(3)-10 エルボ中央断面のひずみ評価位置
- 図 3.2.1(3)-11 エルボ中央の曲げモーメント-端部強制変位関係の解析と実験の比較
- 図 3.2.1(3)-12 変形-Mises 相当応力コンター (MCP-C、外面, 20cycle 目 : 変形倍率×10)
- 図 3.2.1(3)-13 各評価位置におけるひずみ履歴
- 図 3.2.1(3)-14 Mises 相当応力コンター
- 図 3.2.1(3)-15 エルボ中央断面内外面の応力分布 (圧縮時)
- 図 3.2.1(3)-16 エルボ中央断面の応力分布 (引張時)
- 図 3.2.1(3)-17 エルボ中央断面内外面の周方向ひずみ分布
(20 サイクル目の引張時と圧縮時)
- 図 3.2.1(3)-18 エルボ中央断面内外面の軸方向ひずみ分布
(20 サイクル目の引張時と圧縮時)
- 図 3.2.1(3)-19 エルボ中央断面の累積相当塑性ひずみの分布
- 図 3.2.1(3)-20 エルボ中央断面脇部内面 (P2 点) のひずみ履歴の解析と実験の比較
- 図 3.2.1(3)-21 エルボ中央断面脇部外面 (P1 点) のひずみ履歴の解析と実験の比較
- 図 3.2.1(3)-22 エルボ中央断面腹部外面 (P3 点) のひずみ履歴の解析と実験の比較
- 図 3.2.1(3)-23 エルボ中央断面内面の P2 点の周方向ひずみピーク値のサイクルごとの変化
- 図 3.2.1(3)-24 解析結果と疲労線図の比較
- 図 3.2.1(3)-25 試験体 (名称 : 3D_01) 形状
- 図 3.2.1(3)-26 STPT370 当該料の応力ひずみ式と試験データの比較
- 図 3.2.1(3)-27 シェルモデル (節点数 : 10,433 要素数 : 10,577)
- 図 3.2.1(3)-28 バルブ模擬重錘のモデル化
- 図 3.2.1(3)-29 加速度履歴 (提示データ)
- 図 3.2.1(3)-30 固有モード
- 図 3.2.1(3)-31 解析結果計測位置
- 図 3.2.1(3)-32 入力加速度 80Gal D01 および D02 における開閉変位
- 図 3.2.1(3)-33 入力加速度 80Gal D01 エルボ 1 開閉時における変形-Mises 相当応力分布
- 図 3.2.1(3)-34 入力加速度 80Gal A03 における加速度履歴
- 図 3.2.1(3)-35 入力加速度 80Gal D043 における ひずみ履歴
- 図 3.2.1(3)-36 入力加速度 80Gal D091 における ひずみ履歴
- 図 3.2.1(3)-37 入力加速度 700Gal D01 および D02 における開閉変位

- 図 3.2.1(3)-38 入力加速度 700Gal D01 エルボ 1 開閉時における変形—Mises 相当応力分布
- 図 3.2.1(3)-39 入力加速度 700Gal A03 における加速度履歴
- 図 3.2.1(3)-40 入力加速度 700Gal D043 における ひずみ履歴
- 図 3.2.1(3)-41 入力加速度 700Gal D091 における ひずみ履歴
- 図 3.2.1(3)-42 入力加速度 1850Gal D01 および D02 における開閉変位
- 図 3.2.1(3)-43 入力加速度 1850Gal D01 エルボ 1 開閉時における変形—Mises 相当応力分布
- 図 3.2.1(3)-44 入力加速度 1850Gal A03 における加速度履歴
- 図 3.2.1(3)-45 入力加速度 1850Gal D043 における ひずみ履歴
- 図 3.2.1(3)-46 入力加速度 1850Gal D091 における ひずみ履歴
- 図 3.2.1(3)-47 主要な解析結果と実験結果の比較 (入力加速度 1850Gal)
- 図 3.2.2(1)-1 形状寸法と内圧バースト限界圧力の関係 (材料: SUS304)
- 図 3.2.2(1)-2 形状寸法と内圧バースト限界圧力の関係 (材料: SGV480)
- 図 3.2.2(1)-3 形状寸法と外圧座屈に対する限界圧力の関係
- 図 3.2.2(1)-4 クリープ破断時間の関係 解析モデル
- 図 3.2.2(1)-5 単純円筒モデル、外圧 7.5 MPa における温度とクリープ破断時間の関係
最長運転時間: 10 日
- 図 3.2.2(1)-6 単純円筒モデル、運転時間=10 日間における温度とクリープ損傷の関係
- 図 3.2.2(1)-7 R/t=5、10、20 の最終 STEP におけるクリープ損傷コンター図
- 図 3.2.2(1)-8 単純球殻モデル、運転時間=10 日間における温度とクリープ損傷の関係
- 図 3.2.2(1)-9 RPV 下鏡 最大応力発生時刻における各コンター (t=0.26h)
- 図 3.2.2(1)-10 RPV 下鏡 最大応力発生時刻における各コンター (t=12.6h)
- 図 3.2.2(1)-11 実機模擬解析の 3D 解析モデル (RPV 下鏡、CRD スタブチューブ有り)
- 図 3.2.2(1)-12 実機模擬解析の 3D 解析モデル (RPV 下鏡、簡素化モデル)
- 図 3.2.2(1)-13 実機模擬解析の 3D 解析モデル 境界条件
- 図 3.2.2(1)-14 内圧作用時の応力解析結果 (MPa)
- 図 3.2.2(1)-15 3D モデルによるクリープ損傷解析結果 各種コンター (経過時間: 3.5h)
- 図 3.2.2(1)-16 3D 簡素化モデルによるクリープ損傷解析結果 各種コンター (破断時間: 9h)
- 図 3.2.2(1)-17 下鏡リガメントの板厚内の応力成分 (A-A' 矢視断面)
- 図 3.2.2(1)-18 クループ破断想定箇所 (180° 鏡面表示)
- 図 3.2.2(1)-19 温度及びクリープ損傷の時刻歴
- 図 3.2.2(1)-20 Mises 応力と相当クリープひずみの関係
- 図 3.2.2(1)-21 クリープ損傷に寄与する応力成分の比較
- 図 3.2.2(1)-22 実機模擬解析の 2D 解析モデル (RPV 下鏡、CRD スタブチューブ有り)

- 図 3.2.2(1)-23 GRD 管台有無に対する評価温度とクリープ破断時間の関係 (2D)
- 図 3.2.2(1)-24 RPV-管台 最大応力発生時刻における各種コンター (t=0.25h)
- 図 3.2.2(1)-25 RPV-管台 管台板厚部 Dc=1.0 時の各種コンター (t=48.9h)
- 図 3.2.2(1)-26 評価点の温度及びクリープ損傷値の時刻歴
- 図 3.2.2(1)-27 原子炉格納容器の内圧破損 解析モデル体系
- 図 3.2.2(1)-28 原子炉格納容器の内圧破損評価結果
- 図 3.2.2(1)-29 開口形状不連続部と内圧破損の関係 解析モデル
- 図 3.2.2(1)-30 開口形状不連続部と内圧破損の関係
- 図 3.2.2(1)-31 開口形状不連続部 (板厚補強) の限界ひずみ
- 図 3.2.2(1)-32 溶接部を想定した解析モデル
- 図 3.2.2(1)-33 溶接形状による影響 (ミーゼス応力)
- 図 3.2.2(1)-34 溶接部の継手面の食違い+溶接材料の影響 (ミーゼス応力)
- 図 3.2.2(1)-35 溶接部の継手面の食違い+溶接材料の影響 (相当塑性ひずみ)
- 図 3.2.2(1)-36 相当塑性ひずみのコンター図 (1/4)
- 図 3.2.2(1)-37 相当塑性ひずみのコンター図 (2/4)
- 図 3.2.2(1)-38 相当塑性ひずみのコンター図 (3/4)
- 図 3.2.2(1)-39 相当塑性ひずみのコンター図 (4/4)
- 図 3.2.2(1)-40 多軸度と応力集中の関係 (溶接形状による影響)
- 図 3.2.2(1)-41 多軸度と応力集中の関係 (溶接部の継手面の食違い+溶接材料の影響)
- 図 3.2.2(1)-42 最大主応力のコンター図 (1/4)
- 図 3.2.2(1)-43 最大主応力のコンター図 (2/4)
- 図 3.2.2(1)-44 最大主応力のコンター図 (3/4)
- 図 3.2.2(1)-45 最大主応力のコンター図 (4/4)
- 図 3.2.2(1)-46 巨大地震に関する検討 (計算条件)
- 図 3.2.2(1)-47 巨大地震に関する検討 (入力加速度)
- 図 3.2.2(1)-48 巨大地震に関する検討 (検討結果)
- 図 3.2.2(1)-49 配管系モデル
- 図 3.2.2(1)-50 地震条件
- 図 3.2.2(1)-51 モード図 (1/2)
- 図 3.2.2(1)-52 モード図 (2/2)
- 図 3.2.2(1)-53 弾性応力評価結果
- 図 3.2.2(1)-54 応答変位
- 図 3.2.2(1)-55 応答加速度

- 図 3.2.2(2)-1 破損モードマップの例（円筒形状の内圧荷重）
- 図 3.2.2(2)-2 破損モードマップの例（配管の地震荷重）
- 図 3.2.2(2)-3 RPV 下鏡を対象とした破損モードマップの具体例
- 図 3.2.2(2)-4 配管系の破損モードマップのイメージ例（崩壊のみ）
- 図 3.2.2(2)-5 配管要素（エルボ）の崩壊発生に関する破損モードマップの具体例
- 図 3.2.2(2)-6 平板の崩壊発生に関する破損モードマップの具体例
- 図 3.2.2(4)-1 信頼性評価手順
- 図 3.2.2(4)-2 SUS304 の 0.2%耐力
- 図 3.2.2(4)-3 0.2%耐力の推定値と実測値との関係
- 図 3.2.2(4)-4 SUS304 の引張り強さ
- 図 3.2.2(4)-5 引張り強さの推定値と実測値との関係
- 図 3.2.2(4)-6 0.2%耐力と引張り強さの温度依存性
- 図 3.2.2(4)-7 降伏点および引張り強さサンプルデータの正規確率紙プロット
- 図 3.2.2(4)-8 降伏点および引張り強さの母集団推定データ（SUS304）と
評価された規格化標準偏差
- 図 3.2.2(4)-9 降伏点（上）および引張り強さ（下）の母集団推定データ
（SUS304）と評価された規格化標準偏差
- 図 3.2.2(4)-10 降伏点と引張り強さの相関
- 図 3.2.2(4)-11 降伏点と引張り強さの同時正規分布
- 図 3.2.2(4)-12 SUS304 の単調応力ひずみ曲線のばらつき特性（室温）
- 図 3.2.2(4)-13 SUS304 のクリープ破断強さ
- 図 3.2.2(4)-14 クリープ破断時間の推定値と実測値との関係
- 図 3.2.2(4)-15 SUS304 のクリープ破断強さ
- 図 3.2.2(4)-16 クリープ破断時間の推定値と実測値との関係
- 図 3.2.2(4)-17 SUS304 のクリープ破断強さ
- 図 3.2.2(4)-18 クリープ破断時間の推定値と実測値との関係
- 図 3.2.2(4)-19 SUS304 のクリープ破断強さ
- 図 3.2.2(4)-20 クリープ破断強さの母集団推定の対象データ（SUS304）
- 図 3.2.2(4)-21 クリープ破断強さサンプルデータの対数正規確率紙プロット
- 図 3.2.2(4)-22 クリープ破断強さの母集団推定データ（SUS304）と
評価された規格化対数標準偏差
- 図 3.2.2(4)-23 信頼性指標 β の定義
- 図 3.2.2(4)-24 設計点（破壊点） X^* と感度係数 α^*

- 図 3. 2. 2 (4) -25 部分安全係数法の概要
- 図 3. 2. 2 (4) -26 破損圧力と円筒形状（半径板厚比）の関係
- 図 3. 2. 2 (4) -27 温度および半径板厚比と信頼性指標の関係
- 図 3. 2. 2 (4) -28 温度および半径板厚比と破損確率の関係
- 図 3. 2. 2 (4) -29 標準正規空間における各条件に対する限界状態曲面
- 図 3. 2. 2 (4) -30 弾性・塑性座屈圧力（無限長円管、半径板厚比=10、SUS304）
- 図 3. 2. 2 (4) -31 信頼性に基づく破損評価線図（等破損確率曲線図）：半径板厚比=10
- 図 3. 2. 2 (4) -32 部分安全係数値
- 図 3. 2. 2 (4) -33 寿命係数 F_N の各サブファクターの確率分布
- 図 3. 2. 2 (4) -34 寿命係数 F_N の確率分布
- 図 3. 2. 2 (4) -35 寿命係数 F_N の不確実性を考慮した疲労曲線
- 図 3. 2. 2 (4) -36 破断絞り ϕ および真破断延性 ε_{f0} の確率分布
- 図 3. 2. 2 (4) -37 配管要素試験体形状
- 図 3. 2. 2 (4) -38 入力変位負荷波形
- 図 3. 2. 2 (4) -39 エルボ中央断面のひずみ評価位置
- 図 3. 2. 2 (4) -40 評価位置におけるひずみ履歴
- 図 3. 2. 2 (4) -41 変位負荷 20 サイクル終了時点（FEM 解析終了時点）での F 値の分布
- 図 3. 2. 2 (4) -42 変位負荷 20 サイクル終了時点（FEM 解析終了時点）での η の分布
- 図 3. 2. 2 (4) -43 変位負荷 200 サイクル終了時点での F 値の分布
- 図 3. 2. 2 (4) -44 変位負荷 200 サイクル終了時点での η の分布
- 図 3. 2. 2 (4) -45 変位負荷 400 サイクル終了時点での F 値の分布
- 図 3. 2. 2 (4) -46 変位負荷 400 サイクル終了時点での η の分布
- 図 3. 2. 2 (4) -47 負荷変位サイクル数と疲労破損確率との関係
- 図 3. 2. 2 (4) -48 各確率変数の平均値に対する疲労破損確率 Pf-F の感度
- 図 3. 2. 2 (4) -49 各確率変数の変動係数に対する疲労破損確率 Pf-F の感度
- 図 3. 2. 2 (4) -50 信頼性に基づく破損評価線図（等破損確率曲線図）
- 図 3. 2. 2 (4) -51 部分安全係数値
- 図 3. 3-1 LBB 思想
- 図 3. 3-2 コーンルーフトンク
- 図 3. 3-3 緊急遮断弁周りの相対強度
- 図 3. 3-4 福島原子力発電所一号機の炉心配列（東電による）
- 図 3. 3-5 中性子計装管
- 図 3. 3-6 燃料被覆管最高表面温度
- 図 3. 3-7 制御棒被覆管最高温度

- 図 3.3-8 酸化反応による総水素発生量
- 図 3.3-9 燃料被覆管温度分布
- 図 3.3-10 制御棒被覆管温度分布
- 図 3.3-11 炉心溶融時刻
- 図 3.3-12 原子炉容器圧力
- 図 3.3-13 格納容器圧力

用語・略語一覧

延性破壊 (Ductile Fracture)

塑性変形を伴う破壊様式であり、せん断型破面を呈することが多い。多軸応力状態における破壊強度は von Mises の破壊局面（降伏局面）によって説明される。

局部破損 (Local Failure)

延性破壊の一つの破壊様式である。多軸応力状態における延性破壊強度が応力の静水圧応力に依存しないのに対し、局部破損では限界塑性ひずみが静水圧応力に依存する。依存の度合いは、3軸応力度によって表されることが多い。

von Mises 応力 (von Mises Stress)

構造物の多軸応力状態と材料の単軸引張り強度を結びつける相当応力の一つであり、一般の金属に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 ($=(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) / 3$)

3 軸応力度 (Tri-axiality)

von Mises 応力と静水圧応力の比

ラチェット (Ratchetting)

荷重（応力）の繰返しによって変形が進行する現象

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時に平衡条件が成立しなくなる現象

構成モデル（構成式）

物体内部の応力に対して生じるひずみの関係を数学的に記述した式を構成式といい、構成式に対応する数理モデルを構成モデルという。最も単純な単軸の弾性体の構成式はHooke則に従う比例関係で表される。3次元物体では、応力とひずみはそれぞれ複数の成分を持ち、構成モデル（構成式）は応力成分とひずみ成分の関係式として表される。

BWR (Boiling Water Reactor)

沸騰水型軽水炉

CV (Containment Vessel)

格納容器

SRM (Source Range Monitor)

中性子源領域モニタ

SRV (Safety Relief Valve)

逃し安全弁

RPV (Reactor Pressure Vessel)

原子炉圧力容器

SAMPSON

(Severe Accident Analysis Code with Mechanistic, Parallelized Simulations Oriented towards Nuclear field)

シビアアクシデント解析コードの名称

RELAP (Reactor Excursion and Leak Analysis Program)

原子炉システム解析コードの名称

FEM (Finite Element Method)

有限要素法

概略

東京電力福島第一原子力発電所（以下「福島原子力発電所」と言う）の事故の教訓として、「事故が起こらないように設計する」から「事故が起こることを前提とした設計と対策」への明瞭な意識の転換が必要となっている。また、IAEA 安全設計基準の改定案では、設計基準事故（DBA）を超える事故（Beyond DBA）を設計拡張状態（DEC）とし、DBA に対しては保守的な評価を用いるのに対し、DEC に対しては最適評価を行うこととしている。つまり深層防護の「異常発生の防止（第1層から第3層）」に加えて「異常状態の緩和（第4層）」への重点的な取り組みが必要とされている。

第4層対応の前提となるリスクアセスメントを可能な限り現実的かつ具体的なものにするには、壊れる場所、順番、破損モードの特定と各破損モードに対する適切な最適強度評価（Best Estimate）が求められる。

これに対して、シビアアクシデントや巨大地震など従来想定してなかった極限荷重に対する、原子炉建造物の壊れ方ははっきり分かっていない。

本研究ではまず、シビアアクシデントや巨大地震時に原子炉で想定される、過温過圧および強振動荷重下の原子炉建造物の破壊メカニズムを、破壊試験および数値解析により調べて整理する。次に、その結果に基づいて、強度の支配因子とその不確実性を考慮した解析による限界強度評価法を提示する。さらに、以上の結果から得られる破壊メカニズムに関する知見と限界強度評価法を応用して、過温過圧および強振動荷重に対する原子炉建造物の破局的破壊防止策を提案する。

1. 極限荷重の性質と破損モードの整理

(1) 荷重モードと破損モードの調査

従来の設計基準では想定外としていたため不明点が多い極限荷重の特徴を明らかにするため、国内外の原子力設備破損事故の調査、福島原子力発電所事故のシビアアクシデント解析および地震動解析に基づき荷重モードを分類整理した。また、荷重モード毎に引き起こされる破損モードとその支配因子を明らかにするため、事故に関連した研究開発の調査に基づき破壊想定箇所と破損モードの整理を行った。ここで、事故の起回事象は種類が多くこれらを全て網羅することは難しいことから、住民の健康と環境への影響の大きい破損箇所と破損モードをまず考え、そこから遡って荷重モードとその起回事象を整理することを試みた。極限荷重下では、設計時とは異なる破損モードを想定する必要がある。また、放射性物質に対するバウンダリ破損に結びつく破損モードと、変形などのバウンダリ破損に間接的に影響するモードを区別する必要がある。従来の設計時の評価では、全ての破損モードについて安全側の評価をすれば良いことからこれらの区別の必要性は高くなかった。

上記検討に基づき、極限荷重を高温内圧、高温外圧および過大地震荷重の3つに分類し、考えられる中で不明な点が多い破損モードについて、破壊のメカニズム解明のための試験研究を実施した。

(2) 模擬材料による試験の提案と妥当性の確認

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。

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、ラーソン・ミラーパラメータや、モンクマン・グラント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出来ると考えられ、これを利用した試験を実施することとした。

(3) 高温内圧荷重による破損メカニズム解明

シビアアクシデント時に、原子炉容器や格納容器が受ける1000℃近くまでの高温内圧荷重による破損メカニズムを解明するための試験研究を行った。ここでの課題は、バウンダリ破損に至る破損モードは、延性破壊（大域的な負荷により構造全体に大きな塑性変形を伴って生じる破壊）と局部破損（塑性変形が拘束された局部にて静水圧応力成分によって生じるカップアンドコーン型破損）のいずれが卓越するのかわである。高温内圧荷重下における構造不連続部の破壊挙動（延性破壊か、局部破損か）を明らかにするために、局部破損の要因と考えられる三軸拘束の大きさを、試験片の切欠き底形状と断面積の比で制御した引張試験を実施した。その結果ミーゼスの相当応力と静水圧応力の2つの指標によって、延性破壊と局部破損の2つの破損モードを評価できることを確認した。

また、原子炉容器下部鏡を模擬した、鉛製の貫通管有／無の容器モデルの高温高圧破壊試験を実施し、単純容器では延性破壊が生じるのに対し、貫通管が存在すると破損モードが局部破損に変化し、強度が若干低下することを確認した。

(4) 高温外圧荷重による破損メカニズム解明

シビアアクシデント時に、原子炉圧力容器内の中性子束計測案内管や制御棒案内管が受ける高温外圧荷重による破損メカニズムを解明するための試験研究を行った。ここでの課題は、1000℃近くまでの高温状態での座屈挙動の解明と、座屈などによる過大変形からバウンダリ破損に発展する条件の把握である。超高温における円筒の外圧座屈試験の結果から、座屈挙動は、室温における評価法を1000℃近くまでの高温域まで拡張することで、同様に評価できることが分かった。また、座屈からバウンダリ破損への移行挙動については、変形の拘束条件などに敏感であり、予測は容易ではないことが分かった。座屈変形単独ではバウンダリ破損に至る可能性は大きくないが、周囲からの拘束により、座屈モード以外の変形が重畳すると、複雑な変形に基づく局部的なひずみの集中によりバウンダリ破損に至る可能性がある。

(5) 過大地震荷重による配管の破損メカニズム解明

過大地震荷重による破損のメカニズムについて、必ずしも明らかでない項目として以下のようなものがある。地震荷重による配管破損モードは、最大加速度による崩壊・座屈・破断（従来の設計想定）とひずみの繰り返しで生じるラチェット変形や疲労き裂の発生と進展（最新規程 JEAC4601[3]による想定）のいずれが支配的か。模擬材料を使用した平板振動試験ではほとんどのケースで疲労破損であった。降伏応力の約30倍を超える場合にラチェット後の塑性崩壊が生じた。定常1次荷重をこれに重畳させると、1次荷重の大きさに応じてラチェットと塑性崩壊が生じやすくなる。また加振周波数が固有振動数に比較して低いと同じ加速度でも強度が低下することが分かった。

次に、実機材料（STS410、SUS304）を用いたエルボ振動試験では、設計での崩壊レベルを大きく超える（約20倍）入力でも疲労破損のみが発生した。このため、鉛を用いたエルボ試験を実施し、降伏応力に近い有意な定常1次応力が存在する場合には、ラチェット変形とそれに続く崩壊が生じることが分かった。

これらの結果から、地震荷重により、ラチェット変形、崩壊、疲労の各破損モードが生じる条件について整理した。

2. 解析による限界強度評価法の開発

(1) 大規模非線形解析法の開発

軽水炉および次世代炉の代表的鋼種であるSUS304及びSTS410について、過大地震荷重の大ひずみと1000℃近くまでの高温に適用できるように、また模擬材料（鉛・鉛合金）について、調査・収集した材料データ等に基づき、通常状態から事故時の高温状態までの材料特性を設定した。これらの材料特性に基づき、多直線移動硬化モデルを拡張することにより、極限状態

を含む領域の応力とひずみの関係を適切に表現しうる構成モデルを構築した。さらに、この構成モデルを汎用構造解析プログラム（FINASまたはFINAS/STAR）に組み込み大規模非線形解析を実行できるようにした。

次に、日本機械学会における配管エルボの繰り返し試験データと配管系の振動試験データを利用したベンチマーク解析に参画し、これらのデータを利用して開発した構成モデルを組み込んだ構造解析プログラムの検証を行った。また、高温外圧座屈試験解析を行うことによって、高温解析機能を検証した。

(2) 破損モードマップと限界強度評価法の提案

上記研究成果に基づき設計基準事象（深層防護1層～3層）とは異なる、極限荷重（深層防護4層）に対する限界強度評価法の枠組みを提案した。

①破損モードの判定

まず破損モードマップに基づき荷重と形状から破損モードを判定する。例えば地震荷重であれば、地震荷重と機械荷重の組み合わせと形状から、疲労、ラチェット崩壊、破断の判定を行う。

②モード毎の強度支配因子の解析

モードを特性することで強度支配因子を特定し、その解析を実施する。例えば、疲労であれば、支配因子は繰り返し荷重下の弾塑性ひずみ範囲と繰り返し数である。ここで、多くのモードに対する支配因子が非弾性ひずみであることから、開発した大規模非線形解析法でそれらを精度良く計算できる。

また、強度評価時の予測強度の不確実性を評価するために、信頼性評価手法に基づき破損確率に対応した、荷重と強度に対する部分安全係数を設定する方法を提案した。

3. 破局的破壊防止策

現在の原子力の設計は、設計基準内において保守的に設計しており新規基準によりさらに厳しい条件に耐える剛な設計を志向している。しかし、こうした構造は荷重をまともに受けて限界を超えると破局的な破壊に至る可能性がある。このため最悪の状況に陥ることを避けるためには、限界を越えても周辺から徐々に壊れていくことで荷重エネルギーを散逸させ、肝心な部分を護るようにする破壊制御(Fracture Control)の考え方が有効である。本研究の成果である破損モードマップと限界強度評価法に基づき、破損の場所と順番を予測することが可能となる。これを利用して大規模放射性物質放出に繋がらない場所と範囲を先に破損させて荷重を減衰させ、破局的な破壊を防止するアイデアを提示した。例として、シビアアクシデント時の高温高圧荷重により、中性子計装管が外圧座屈して、そこから圧力とソースタームが抜ける。減圧によって、容器全体の破損を防止できる。またソースタームはプールやベントフィルタに導くことによって、放射性物質による被害を極少化する方法である。

4. 国際協力と今後の展開

深層防護の「第1層から第3層（設計）」と明確に異なる「第4層（設計を超える状態）」に関する新しい構造強度評価の枠組みを提示した。これを実際の規制に反映するための第一歩として、世界の構造規格の方向性に対して大きな影響を与えている米国機械学会（ASME）の国際会議に新しいセッションを設置した。

現在の原子力の設計は、設計基準内において保守的である反面、限界を超えると破局的な破壊に至る可能性がある。第4層（設計を超える状態）を強化するため、本研究成果を展開し、限界を越えても周辺から徐々に壊れていくことで荷重エネルギーを散逸させ、肝心な部分を護るようにする破壊制御(Fracture Control)の考え方を適用していきたい。これにより、事故の敷地外への影響を極少化し、早期の普及が可能になると考える。

1. はじめに

東京電力福島第一原子力発電所（以下「福島原子力発電所」と言う）の事故の教訓として、「事故が起こらないように設計する」から「事故が起こることを前提とした設計と対策」への明瞭な意識の転換が必要となっている[1]。つまり深層防護の「異常発生の防止（第1層から第3層）」に加えて「異常状態の緩和（第4層）」への重点的な取り組みが必要とされている[2]。第4層の対応を検討する際のリスクアセスメントを可能な限り現実的かつ具体的なものにするには、壊れる場所、順番、破損モードの特定と各破損モードに対する適切な(Best Estimate)強度評価が求められる。

これに対して、シビアアクシデントや巨大地震など従来想定してなかった極限荷重に対する、原子炉構造物の壊れ方ははっきり分かっていない[3]。機器単体での破壊試験は実施されており、そこでは、設計で想定されているものと異なる破損モードも観察されている[4][5][6]。また、他分野における事故経験では、設計時には予想してなかった破損モードが報告されている。例えば東北大震災の本震で石油タンク脚部の補強ブレースが破損し、30分後の茨城沖の余震で倒壊したことにより接続配管が破損し、そこからの可燃性漏洩物が火災を引き起こした[7]。ここから、サポートされた配管単体の破損を想定しただけでは不十分との教訓が得られる。事故を想定した設計とマネジメントの実現には、壊れる場所と順番、限界強度、壊れた場合の影響度などの破壊現象の解明が求められる。

従来の構造強度の研究は、設計条件下で壊れないことを保証することを目的とした保守的強度評価が主目的であった。また、過酷事故条件を対象とした安全研究では、破壊のメカニズムには踏み込まずに大胆な仮定のもとで事象進展の予測が行われていた。これに対して本研究では、従来特に我が国では手薄であった過酷事故条件に対する構造強度研究を実施し、正確な事故時の破損シナリオを描くために必要な、事故時破損モードと限界強度を明らかにする。さらに、その結果を応用して限界強度評価法と破局的破壊防止策を提案する。

<参考文献>

- [1] Investigation Committee on the Accident at Fukushima Nuclear Power Stations of Tokyo Electric Power Company, Final Report, (2012)
<http://www.cas.go.jp/jp/seisaku/icanps/eng/>
- [2] IAEA, SSR-2/1, Safety of Nuclear Power Plants: Design Specific Safety Requirements, (2012)
- [3] NUREG/CR-7008, State-of-the-Art Reactor Consequence Analyses Project MELCOR Best Modeling Practices, Sandia National Laboratories, Albuquerque, NM, (2010)

- [4] NUREG/CR-5582, Lower Head Failure Experiments and Analyses, SAND98-2047, Sandia National Laboratories, Albuquerque, NM, (1998)
- [5] B. R. Sehgal, et. al., Assessment of reactor vessel integrity (ARVI), Nuclear Engineering and Design, 221 23-53, (2003)
- [6] G. C. Slagis, Experimental Data on Seismic Response of Piping Components, J. Pressure Vessel Technol. 120(4), 449-455, (1998)
- [7] 高圧ガス保安協会, 石油精製業保安対策 石油精製プラント等の事故情報調査に関する報告書, (2013)

2. 業務計画

2.1 全体計画

本研究では先ず、シビアアクシデントや巨大地震時に原子炉で想定される、過温過圧および強振動荷重下の原子炉構造物の破壊メカニズムを、破壊試験および数値解析により調べて整理する。次に、その結果に基づいて、強度の支配因子とその不確実性を考慮した解析による限界強度評価法を提示する。さらに、以上の結果得られる破壊メカニズムに関する知見と限界強度評価法を応用して、過温過圧および強振動荷重に対する原子炉構造物の破局的破壊防止策を作成する。

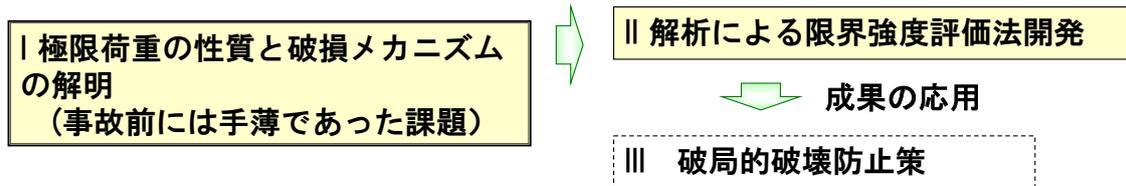


図 2.1-1 研究計画の枠組み

2.1.1 極限荷重の性質と破損メカニズムの解明

(1) 荷重モードの解明

シビアアクシデントや巨大地震による極限的な荷重の特徴（支配因子、影響因子、不確実性等）を抽出し、構造物破壊への影響度の観点から区分整理する。

例えばシビアアクシデント時の荷重の特徴として、設計条件を越えた温度と圧力の上昇が考えられる。これらを構造物破壊への影響度の観点から分析すると、温度による材料の剛性や強度の低下の程度や、内圧と外圧の違いによる延性破壊や座屈への影響度の差が考えられる。圧力や温度の上昇を招く要因は様々であるが、上記のような強度影響の観点から分析することにより、現実的な数の荷重モードに区分整理する。

巨大地震時の地震動を設定するにあたっては、それによる構造物の応答や破壊現象との関係を明確にした上で、最終的な破壊現象に影響を与える地震動の特徴と震源のパラメータを抽出する。例えば、加速度のピーク、周波数に依存して変化する構造物の振幅と繰り返し数は、それぞれ延性破壊や疲労破壊に影響を与える。そこで、地震動シミュレーションと耐震／免震構造物の応答解析に基づき、破壊現象を支配する地震動の特徴と震源パラメータを抽出する検討を実施する。

(2) 破壊モードの解明

シミュレーションと上記荷重の特徴を模擬した構造物破壊試験により、極限荷重が単独、および組み合わせられて負荷された場合の破壊モードと強度支配因子を解明する。

例えばシビアアクシデント時の設計条件を越えた温度上昇により材料の剛性が低下し、そこに内圧や外圧が加わると、塑性変形、クリープ変形、延性破壊、座屈のすべてが生じる可能性があることから、それぞれの破壊モードが卓越する条件を調べ、組み合わせあった場合の破壊の仕方や強度を明らかにする。

巨大地震動による破壊に関しては、ピーク加速度に伴い生じる 1 次応力によって引き起こされる延性破壊、崩壊、座屈、および繰り返し変位によるラチェット変形や疲労破壊のいずれかで破壊することが考えられるが、破壊モードの周波数依存性、入力波の特性の違いによる破壊寿命への影響についてのデータを取得し、耐震強度の合理的評価に資する。

さらに、シビアアクシデントと巨大地震による極限的な荷重が組み合わせられた場合の破壊モードを調べる。

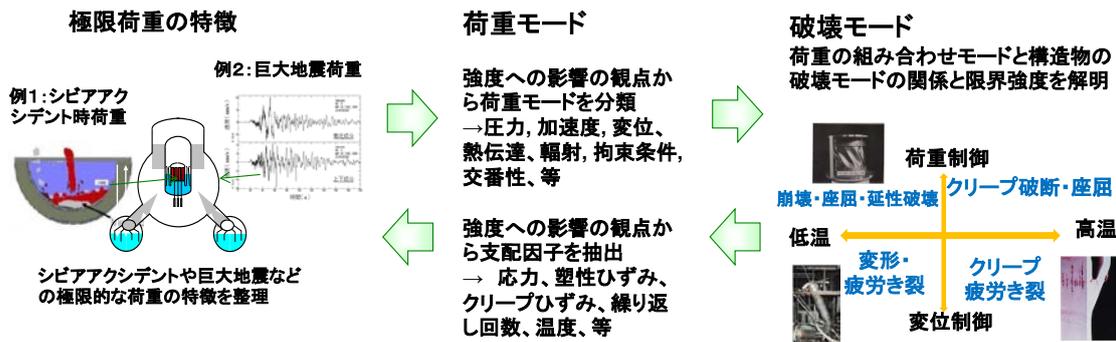


図 2.1-2 極限荷重の性質と破損メカニズムの解明

ここで、極限荷重条件は範囲が広く破壊モードの種類も多いことから、これらの全体を調べるためには、多くの試験ケース数が必要となる。また、極限荷重による破壊試験は高温・高圧などの条件となり、大学等における実施が安全面から困難となる可能性がある。

こうした問題を解決するため、以下のような段階的試験計画を立てる。先ず簡易な基礎試験により、幅広い条件下での破壊の傾向を粗く調べて主要な条件を絞り込む。次に、絞り込んだ条件下での破壊の詳細挙動を、構造要素試験と解析により明らかにし、破壊モード評価法を暫定する。さらに、破壊モード評価法を検証するため必要最小限の小規模構造物試験を行う。以上のように試験に 3 段階を設け、基礎試験と解析を多数ケース実施することにより、高価で安全上の課題のある試験のケース数を最小限に留める。

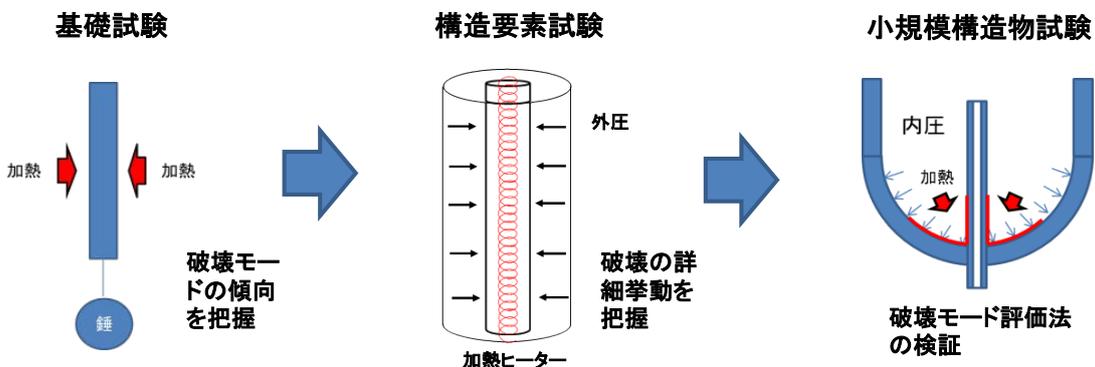


図 2.1-3 3段階の試験実施計画

2.1.2 解析による限界強度評価法開発

(1) 大規模非線形解析法の開発

強度支配因子(局部応力、塑性ひずみ、クリープひずみ等)を直接予測するための解析法を開発する。弾性域を超えた構造材料内部の3次元の応力成分とひずみ成分を関係づける高精度の構成モデル(構成式)の開発は構造物の限界強度評価における中核的課題の1つである。シビアアクシデント時の熱的・機械的荷重や巨大地震荷重に対して解析を行うには、材料特性の温度依存性や、繰返し負荷による材料特性変化を考慮できる高度な構成式の開発が求められる。これまでに筆者らは、高速増殖炉の設計用に、高精度で実用的な温度依存繰返し塑性構成モデルの開発に成功しており、非弾性解析を設計評価に直接適用する道を開いた。本研究では、この先進構成モデルを軽水炉原子炉構造材料に対して展開し、適用範囲(温度、ひずみ等)の拡張を図り、シビアアクシデント時の原子炉構造挙動の評価、および巨大地震荷重に対する複雑な非線形応答の評価を従来にない高精度レベルで実現することを目指す。

さらに、開発した先進構成モデルを国産の汎用構造解析プログラムに搭載し、シビアアクシデント時の代表的な原子炉構造挙動への適用性、ならびに巨大地震荷重に対する非線形動的応答解析への適用性を評価する。このようにして、先進構成モデルに基づき、より現実に近い限界強度解析技術の実現を図る。

(2) 限界強度評価法開発

従来の「Design by Analysis」思想は強度評価を対象としたものであったが、それを荷重評価まで拡張することによって、極限荷重に対する破壊モード毎に、荷重・強度の支配因子に基づき、それぞれの不確定性および解析誤差を考慮した上で、限界強度を信頼性評価に基づいて評価する方法を開発する。

極限荷重に対する応答値は大規模非線形解析により決定論的に解析解を得ることができるため、各破壊モードに対する限界状態関数が設定可能である。現実的には荷重とその応答にはばらつきが存在するが、これらばらつきは入力条件および解析手法自体に対する不確かさとして定量評価が可能である。これらばらつき因子の限界状態関数に対する影響を荷重耐力係数設計法により評価し、目標破壊確率を満足する安全率を求める。各破壊モードの安全率から極限荷重下の限界強度を定量的に評価することが可能となる。

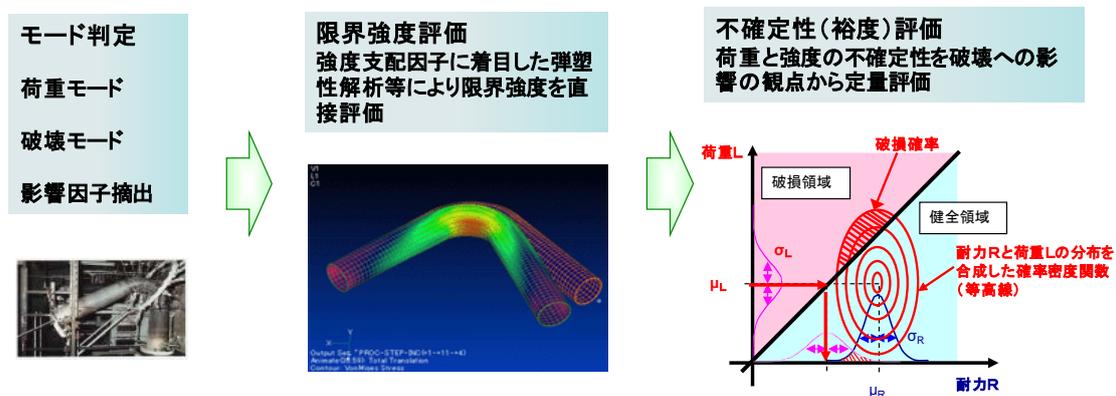


図 2.1-4 解析による限界強度評価体系

2.1.3 破局的破壊防止策

甚大な被害をもたらす事故に対しては、発生確率にかかわらずしかるべき安全対策・防災対策を立てておくべきである。破壊順序を制御することで、小規模放射性物質放出に留まる局部破壊によって受動的に荷重を緩和し、放射性物質の大量飛散を招く破局的破壊を防止する方策を提案する。また、「解析による限界強度評価法」によって、破壊制御設計の実現性を評価する。

2.1.4 実施工程と体制

全体研究実施工程を表 2.1-1 に示す。過温過圧および強振動荷重下の原子炉構造物の破壊メカニズム解明を先行し、その結果に基づいて、強度の支配因子とその不確実性を考慮した解析による限界強度評価法を開発する。計画の後半から、上記の結果得られる破壊メカニズムに関する知見と限界強度評価法を応用して、過温過圧および強振動荷重に対する原子炉構造物の破局的破壊防止策を提案する。

研究実施体制を図 2.1-6 に示す。全体のとりまとめを東京大学が担当する。極限荷重の性質と破損メカニズムの解明に関して、東京大学とテプコシステムズおよび防災科学技術研究所が担当する。解析による限界強度評価法開発について、東京大学と伊藤忠テクノソリューションズおよびテプコシステムズが担当する。限界強度評価法開発は、東京大学とテプコシステムズが分担する。これらの実施に際し、重工メーカーと計算機会社の協力を得る。

表 2.1-1 全体研究実施工程

実施項目	2012年度	2013年度	2014年度	2015年度
1. 極限荷重の性質と破損メカニズムの解明	荷重モードの解明			
		破損モードの解明 基礎試験／構造要素試験		
			破損モードの解明 小規模構造物試験	
2. 解析による限界強度評価法開発	大規模非線形解析法の開発			
		限界強度評価法開発		
3. 破局的破壊防止策の提案			シビアアクシデント対策	
			巨大地震対策	

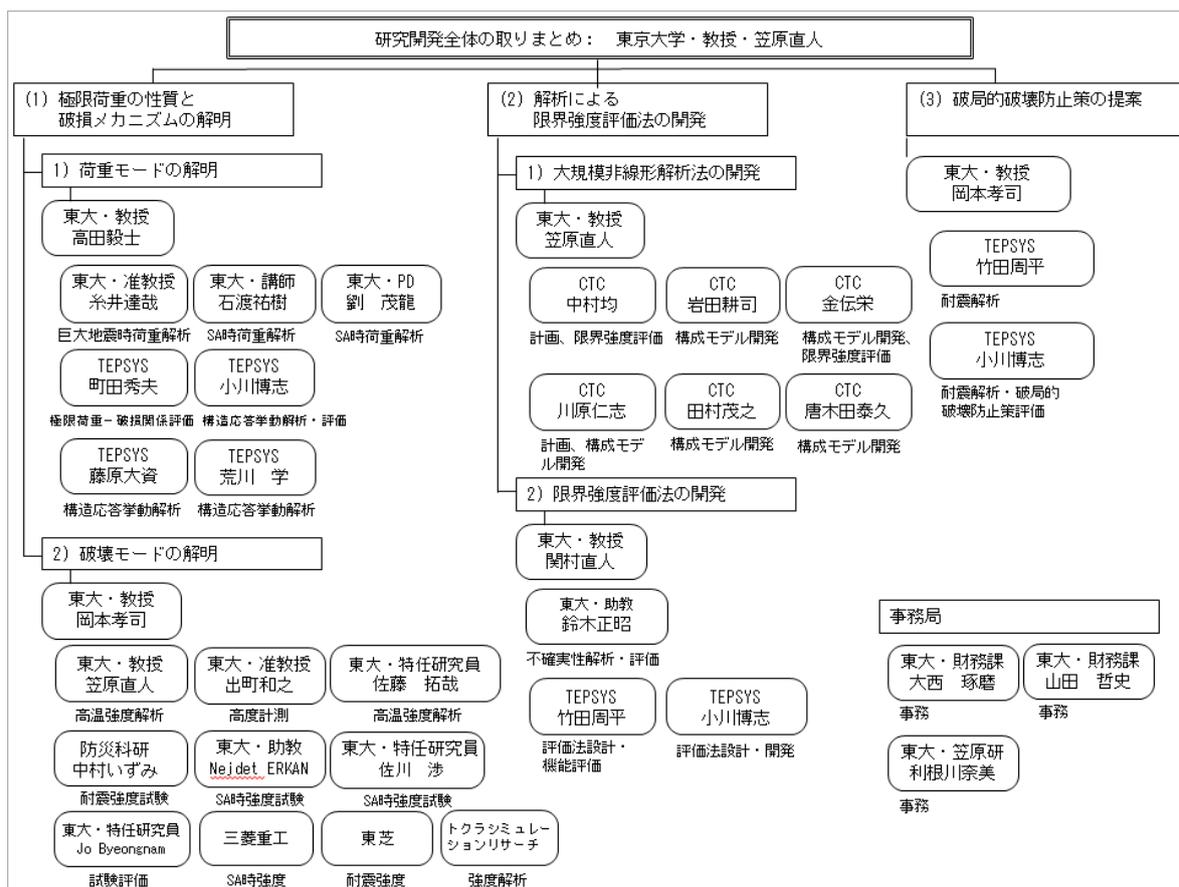


図 2.1-5 研究期間を通しての実施体制（所属・役職は参加当時）

2.2 平成 27 年度の成果の目標及び業務の実施方法

2.2.1 極限荷重の性質と破損メカニズムの解明

(1) 荷重モードと破損モードの整理（再委託先：TEPSYS）

実機を想定した原子炉構造物に対する荷重モードと破損モードの関係を整理し、以下の 2)～4)の破損メカニズムの解明結果の反映とともに、破損マップを作成する。この破損マップの適用性を実機で破損が想定される構造物（原子炉容器構造不連続部、炉内計装管、原子炉格納容器貫通部、冷却系配管など）の応用解析で確認する。

(2) 高温内圧荷重による破損メカニズム解明

高温内圧荷重による主要な破損モードとして延性破壊と局部破損がある。この中で、原子炉構造物の設計では評価してこなかった局部破損について、破損のメカニズムと支配因子を明らかにする。

①基礎試験の実施

ステンレス鋼、炭素鋼、鉛・鉛合金を材料とする切り欠き丸棒試験片を作成し、引張りおよびクリープ試験を実施し、引張条件、切り欠き寸法、応力などと破損モードの関係を明らかにするためのデータを得る。

②小規模構造物試験の実施

炉心溶融事故の炉容器下部を模擬した鉛製容器を用いた内圧ラプチャー試験を行う。鉛を用いることで、室温付近の温度条件にて高温ラプチャー破壊の挙動を詳細に把握し、解析による限界強度評価法の開発における検証データとする。

③試験解析

本研究で得られた材料データを用い、試験結果を再現可能な解析モデルを作成する。

(3) 高温外圧荷重による破損メカニズム解明

シビアアクシデント時に想定される円筒の外圧座屈を模擬した試験を行い、高温における座屈およびクリープ座屈と、そこからバウンダリ破損に発展するメカニズムを明らかにする。

①基礎試験の実施

ステンレス鋼、炭素鋼、鉛・鉛合金を材料とする平板試験片を作成し、曲げ試験を実施し、曲げ条件、切り欠き寸法、圧縮条件などと破損モードの関係を明らかにするためのデータを得る。

②高温座屈試験の実施

バウンダリ破損が起こり得るかどうかなを確認するため、座屈後も高温または荷重を維持することにより、座屈後の挙動データを得る。結果をまとめて高温座屈に関する評価を行う。

(4) 過大地震荷重による配管の破損メカニズム解明

地震荷重下における疲労以外の破損モードが生じる条件を明らかにする。また、疲労以外のモードとして、ラチェット変形とそれに続く崩壊と破断のメカニズムを明らかにする。

①基礎試験の実施

鉛・鉛合金を材料とする試験片を作成し、基礎試験を実施し、自重、波形といった試験条件に対する破損モードの依存性を明らかにするためのデータを得る。

②小規模構造物試験の実施（再委託先：防災科研）

平成26年度までに実施した耐震強度基礎試験、耐震強度構造要素試験、小規模構造物試験（その1）の結果を踏まえ、主に鉛配管等の模擬材料を使用した配管試験体による小規模構造物試験（その2）を実施し、過大地震荷重による破損モード解明のためのデータ拡充を行う。また、本研究で得られた試験結果を総括する。

③試験解析

本研究で得られた材料データを用い、試験結果を再現可能な解析モデルを作成する。

2.2.2 解析による限界強度評価法の開発

(1) 大規模非線形解析法の開発

①構成モデルの開発（再委託先：CTC）

実機の代表的鋼種SUS304、STS410及び鉛・鉛合金について非弾性構成モデルを国産の汎用解析コードFINAS/FINAS-STARに実装する。これにより、現段階で破壊に対する最も重要な強度因子と考えられる非弾性ひずみを、単調荷重および

繰り返し荷重下で精度良く予測できるようにする。また、開発したプログラムを、配管エルボおよび配管体系の非線形地震応答ベンチマーク解析や配管エルボ試験解析に適用して、検証する。

(2) 限界強度評価法の開発

①限界強度評価法の枠組み作成（再委託先：TEPSYS）

非弾性ひずみに着目した限界強度評価法として、以下の枠組みを作成する。

a. 破損モードの判定

荷重と形状から破損モードを判定する。例えば地震荷重であれば、地震荷重と機械荷重の組合せと形状から、疲労、ラチェット崩壊、破断の判定を行う。

b. 破損モード毎の強度支配因子の影響解析

判定された破損モードの強度支配因子を特定し、その影響を解析で確認する。

例えば、疲労であれば、繰り返し荷重下の弾塑性ひずみ範囲と繰り返し数を解析から予測する。

c. 強度支配因子のばらつきの評価

上記強度支配因子のばらつきを整理し、破損確率を考慮した信頼性評価手法の枠組みを整理する。例えば、疲労であれば、ひずみ範囲に影響を与える降伏応力のばらつきや疲労曲線のばらつきを考慮する。

2.2.3 破局的破壊防止策の提案

破損メカニズムに基づく限界強度評価により破壊の場所と順番を制御する破壊制御設計が可能となる。例として、計装管とSR弁の受動破壊により内圧を低減させて、容器や主配管の破損を防止（破壊制御設計）する、受動減圧のアイデアを提示し、その有効性を確認する。

2.2.4 研究推進

研究代表者の下で各研究項目間における連携を密にして研究を進めるとともに、広く意見を聴きながら研究を進めるための委員会を開催する。

3. 平成 24 年度から平成 27 年度の実施内容及び成果

3.1 極限荷重の性質と破損メカニズムの解明

3.1.1 荷重モードと破損モードの整理

(1) 事故シナリオの設定

① 重大事故事例の調査

【福島原子力発電所の事故事例】

2011 年 3 月 11 日に発生した東北地方太平洋沖地震とその後の大津波が原子力発電所設備に及ぼした影響について、日本機械学会で調査された地震と津波の概要^[1]を表 3.1.1(1)-1 に示す。また、福島原子力発電所の事故後の状況について図 3.1.1(1)-1^[2]に示す。

表 3.1.1(1)-1 地震・津波の原子力発電所への影響

表 8.2.1 地震・津波の原子力発電所への影響

Table 8.2.1 Influences of Earthquake and Tsunami on Nuclear Power Stations

発電所	地震加速度 gal ^{*1}	津波高さ m	地震・津波の影響		
			止める ^{*3}	冷やす ^{*4}	閉込める
東通	17/450 ^{*2}	>4	◎	◎	◎
女川	573/512	13	◎	◎	◎
福島第一	550/438	14~15	◎	× ^{*5}	× ^{*5}
福島第二	277/428	7	◎	◎	◎
東海第二	225/400	5.4	◎	◎	◎

*1 各発電所の代表的値

*2 観測値/設計値

*3 地震による自動停止（スクラム）

*4 構造健全性と非常用電源の確保

*5 1号機~3号機. (4号機は停止中, 5, 6号機は冷温停止状態を達成した)



図 3.1.1(1)-1 福島原子力発電所の事故後の状況

(概要)

この表によると、

- 地震の最大加速度は女川及び福島原子力発電所において設計値をやや上回っているが、他のサイトの最大加速度は設計値を十分下回っていた。
- 福島原子力発電所は想定 (5.4m-5.7m) を大きく上回る14~15mの津波に襲われた。一方、他のサイトでは津波高さは想定と同程度あるいは下回る程度であった。

その結果、福島原子力発電所電所では、地震による運転中プラントの自動停止（スクラム）は成功したものの、送電鉄塔の倒壊などにより外部電源が喪失し、更に津波によって非常用発電設備、直流電源が機能喪失、長時間の全電源喪失（Station Black Out）に陥り、原子炉の冷却に失敗、炉心溶融と水素爆発という過酷事故に至り、環境への多量の放射性物質の放出という極めて深刻な事態を招いた。一方、福島原子力発電所以外の発電所では、地震によって運転中のプラントは自動停止し、外部電源の一部が失われたプラントはあったものの、非常用発電設備の機能は維持され、原子炉は冷却されて安定な冷温停止状態が達成されて安全は確保された。なお、プラントの安全を守る上で重要な構築物、系統、機器の地震による損傷は報告されていない。

福島原子力発電所には 6 基の沸騰水型原子炉 (BWR) が設置されており、総電気出力は 469.6 万 kW であった。3 月 11 日の地震発生時は、1 号機は定格電気出力運転、2・3 号機は定格熱出力運転を行っており、4・5・6 号機は定期検査中であった。このうち、4 号機は大規模修繕工事を実施中であり、原子炉圧力容器内の燃料は全て使用済み燃料プールに移送されていた。福島原子力発電所の事故進展の概要は以下の通りである。地震による揺れを検知して、当時運転中であった 1~3 号機は原子炉が正常に自動停止した。同発電所は外部からの受電系統 7 回線（うち 1 回線は工事停止中）の全てが、地震による近傍盛土の崩壊に伴う送電鉄塔の倒壊や受電用遮断器、断路器の損傷などにより受電できない「外部電源喪失」状態となった。この直後に非常用ディーゼル発電機 (DG) が起動し所内電源を確保するとともに、原子炉隔離時冷却系 (RCIC) や非常用復水器 (IC) などの炉心冷却系の起動により、原子炉は正常に冷却されていた。その後、津波の襲来により 1~5 号機において、非常用 DG、交流電源設備（高圧電源盤 (M/C)、パワーセンター (P/C) 等）が水没・被水することなどにより使用不能となり、交流電源を駆動電源として作動する注水・冷却設備が使用できない状態となった（「全交流電源喪失」）。また、全ての号機の冷却用海水ポンプも津波により水没・被水し、残留熱除去系及び補機冷却系が機能喪失したため、原子炉内の残留熱や機器の使用により発生する熱を海水へ逃がす「最終ヒートシンク」喪失となった。さらに、1・2・4 号機では、津波の襲来により直流電源機能や中央操作室における計測機器等が全て機能喪失し、プラントの状態監視や電動弁の制御等が出来なくなった。直流電源機能が残った 3 号機においても、最終的にはバッテリーが枯渇し、1~4 号機において交流電源及び直流電源の両方を長時間にわたって喪失する「完全電源喪失」の状態となった。こうした完全電源喪失などのために炉心冷却システムが停止し、原子炉水位の低下から炉心の露出に至り、最終的には炉心溶融に至った。その過程で燃料の被覆管中のジルコニウムと水が反応し、大量の水素が発生した。この水素が揮発性の放射性物質とともに格納容器を経て原子炉建屋に漏えいし、1・3・4 号機の原子炉建屋で水素爆発が発生した。

この事故により、広範囲にわたる周辺地域の汚染を引き起こした。

【規格基準類における事故事象想定】

原子力設備における重大事故、特にシビアアクシデント時に想定される事故事象について、国内外の規格基準類を調査した結果、次の7事象が主要な事故事象であることが分かった。調査対象を表 3.1.1(1)-2 に示す。

・格納容器過圧及び過熱

シビアアクシデント時の原子炉格納容器は、崩壊熱や水素燃焼、金属－水反応等の化学反応による熱発生により過熱され、さらに、原子炉格納容器内部における原子炉冷却材の放出や崩壊熱等による水蒸気の発生、金属－水反応による水素の発生、溶融炉心－コンクリート相互作用（MCCI）による非凝縮性気体の発生等により過圧される可能性がある。

・水素燃焼

シビアアクシデント時には、その事象進展中において金属－水反応や溶融炉心－コンクリート相互作用（MCCI）、及び水の放射線分解により水素が発生する。発生した水素は、格納容器雰囲気中の酸素と反応して燃焼し、熱エネルギーを放出して原子炉格納容器を過圧・過熱するため、原子炉格納容器の閉じ込め機能が劣化すると考えられる。また、発生した水素は非凝縮性気体であるため、蓄積により原子炉格納容器が過圧されるため、閉じ込め機能が劣化すると考えられる。なお、原子炉格納容器内の不活性雰囲気が維持されていない場合には水素爆轟が、不活性雰囲気が維持されている場合には水素燃焼の可能性がある。

・溶融炉心－コンクリート相互作用（MCCI）

シビアアクシデント時に、溶融炉心が原子炉圧力容器から原子炉格納容器床面のコンクリート上に落下すると、高温の溶融炉心によりコンクリートが熱分解し溶融に至り侵食されることがある。また、コンクリートの熱分解により発生した気体（水蒸気や二酸化炭素）と溶融炉心が反応して水素や一酸化炭素等の非凝縮性気体が発生し原子炉格納容器が過圧される。

・格納容器直接過熱（DCH）

原子炉冷却材が高圧状態で原子炉圧力容器破損が生じた場合、微粒子化した溶融炉心が原子炉格納容器空間部に飛散し、原子炉格納容器雰囲気が過熱されて急速に原子炉格納容器が過圧される可能性がある。過熱を引き起こす原因は、高温の微粒子から雰囲気ガスへの伝熱によるものが主であるが、その他飛散時に金属－水反応が起きて水素燃焼が同時に起きる可能性も考えられている。

・溶融燃料－冷却材相互作用（FCI）（水蒸気爆発）

シビアアクシデント時には、溶融炉心と冷却材（水）の接触に伴い、溶融炉心の持つ熱エネルギーが爆発的な機械エネルギーに変換（急速な FCI）されて、原子炉格納容器への荷重

を生じる可能性がある。

シビアアクシデントが進展し、原子炉压力容器下部が損傷すると、溶融炉心が原子炉压力容器外に流出する。このとき、原子炉压力容器下部の格納容器床面に冷却材（水）が存在していれば、この冷却材（水）と溶融炉心が接触して急速な FCI が発生する可能性があり、急速な FCI は、原子炉格納容器の健全性を損ねるような荷重を与える可能性がある。

- ・再臨界

原子炉压力容器内注水が完全に失敗し、制御棒溶融発生から燃料溶融に至る間に原子炉压力容器内に注水されることにより、あるいは原子炉压力容器から原子炉压力容器下部の原子炉格納容器床面に溶融炉心が落下して水と混合することにより、再臨界状態となった場合、燃料発熱量の増加による原子炉压力容器内及び原子炉格納容器内が過圧・過圧される可能性がある。

- ・格納容器直接接触（シェル・アタック）

原子炉压力容器下部における原子炉格納容器の構造によっては、原子炉压力容器から落下した溶融炉心が原子炉格納容器床面で拡がり原子炉格納容器バウンダリと直接接触し、原子炉格納容器が破損する可能性がある。

表 3.1.1(1)-2 シビアアクシデント対策に関する規格基準類

No.	文献名	発行元	発行日
1	次世代型軽水炉の原子炉格納容器設計におけるシビアアクシデントの考慮に関するガイドライン	原子力安全研究会	1999年4月
2	発電用原子力設備規格外部事象シビアアクシデント対策設備設計ガイドライン (BWR編)	日本機械学会	2014年3月
3	NEI 06-12 Rev.2 “B.5.b Phase 2&3 Submittal Guideline”	NEI	December 2006
4	NEI 07-13 Rev.8 “Methodology for Performing Aircraft Impact Assessments for New Nuclear Power Plant Designs”	NET	April 2011
5	NEI 12-06 Rev.B1 “Diverse and Flexible Coping Strategies(FLEX) Implementation Guide”	NEI	May 2012
6	SECY-93-087 “POLICY, TECHNICAL, AND LICENSING ISSUES PERTAINING TO EVOLUTIONARY AND ADVANCED LIGHT-WATER REACTOR (ALWR) DESIGNS”	NRC	April 1993
7	SECY-90-016 “EVOLUTIONARY LIGHT WATER REACTOR (LWR) CERTIFICATION ISSUES AND THEIR RELATIONSHIP TO CURRENT REGULATORY REQUIREMENTS”	NEC	January 1990
8	R. G. 1. 217 “Guidance for the Assessment of Beyond-Design-Basis Aircraft Impacts”	NRC	2011
9	R. G. 1. 155 “Station Blackout”	NRC	August 1988
10	R. G. 1. 7 Rev.3 “CONTROL OF COMBUSTIBLE GAS CONCENTRATIONS IN CONTAINMENT”	NRC	March 2007
11	R. G. 1. 206 “COMBINED LICENSE APPLICATIONS FOR NUCLEAR POWER PLANTS (LWR EDITION)”	NRC	June 2007
12	NUREG-0800 STANDARD REVIEW PLAN 6.2.5 Rev.3 “COMBUSTIBLE GAS CONTROL IN CONTAINMENT”	NRC	March 2007
13	NUREG-0800 STANDARD REVIEW PLAN 19.0 Rev.2 “PROBABILISTIC RISK ASSESSMENT AND SEVERE ACCIDENT EVALUATION FOR NEW REACTORS”	NRC	June 2007
14	新安全基準 実用発電用原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則の解釈	原子力規制委員会	2014年7月
15	新安全基準 実用発電用原子炉及びその附属施設の技術基準に関する規則の解釈	原子力規制委員会	2015年10月

② DEC の概念

日本国内における原子炉施設に係る安全規制は、3つのレベル（異常発生防止、異常拡大防止、事故影響緩和）までの深層防護、安全上重要な系統を構成する機器の単一故障基準、設計基準において想定される外的事象への考慮等の基本的考え方にに基づき、設計基準事故への対策が行われてきた。また、設計基準事故に対して設置される機器・設備については、規制から高い信頼性が求められ、安全評価においては保守的な評価が求められてきた。なお、緊急時対応については、原子力災害対策特別措置法において対応が行われてきた。

一方、設計基準事故を大幅に超えるシビアアクシデントについては、「発電用軽水型原子炉施設におけるシビアアクシデント対策としてのアクシデントマネージメントについて」（平成4年5月28日原子力安全委員会決定）に基づき、安全規制の対象外として原子炉設置者の自主的な取り組みとして位置付けられていた。

IAEAの深層防護の考え方^[3]は、日本国内の第1層から第3層までと同様であるが、これに加え、シビアアクシデント対応（第4層）及びサイト外の緊急時対応（第5層）を含めた5つのレベルで定義されている。第4層のプラント状態として「著しい炉心損傷を伴わない設計基準を超える事故」と「シビアアクシデント」を合わせて「設計基準を超える事故(Beyond Design Basis Accident; B-DBA)」としている。施設の設計においては、2012年に改定されたIAEAの原子力発電所の設計に関する安全要件9,10において、第4層のプラント状態として「設計拡張状態(Design Extension Condition; DEC)」を定義している。設計拡張状態は、設計基準事故として考慮されていない事故状態であり、放射性物質の放出が許容制限値以内に制限される事故であってもシビアアクシデント状態として含むこともある。（図3.1.1(1)-2参照）

深層防護のレベル	レベルの目的	必須の手段	備考
第1の防護レベル	通常運転からの逸脱と安全上重要な設備の故障を防止	品質管理と工学的手法に従ってプラントを健全かつ保守的に立地、設計、建設、保守、運転。	
第2の防護レベル	プラントの運転時に予想される事象が事故の状態に拡大するのを防止	設計で特定の系統・設備を設置。有効性を安全解析で確認。	
第3の防護レベル	炉心への損傷や重大な所外放出を防止	設計では事故の進展可能性を想定。固有の工学的安全施設、安全系、手順書を用意。	設計基準事故
第4の防護レベル	深層防護の第3の防護レベルが失敗した結果の事故の影響を緩和	閉じ込め機能を確実にし、放射性物質の放出を合理的に達成可能な限り低く維持。	設計拡張状態 ※シビアアクシデント状態を含むこともある。
第5の防護レベル	放射性物質の放出による放射線の影響を緩和	緊急時管理センターの整備。緊急時対応に対する緊急時計画と緊急時要領の確立。	

※IAEAの安全要件「原子力発電所の安全:設計(SSR-2/1)」より作成

図 3.1.1(1)-2 IAEAによる深層防護の考え方

③ 事故シナリオの想定

シビアアクシデント時の評価対象部位と荷重条件を特定するため、シビアアクシデントに至る事故事象を調査・整理し、起因事象発生からの事故シナリオについて想定する。

調査は日本原子力学会の原子力発電所の確率論的安全評価実施基準^{[4]~[8]}と沸騰水型原子力発電所（BWR）の代表的プラントを対象とした外的事象に対する確率論的安全評価結果^[9]に基づき、シビアアクシデントに至る事故シナリオ及び起因事象を整理した。図 3.1.1(1)-3 に原子力発電所地震における地震および津波に起因するドミナントケースの例を示す。これらドミナントケース例から、炉心損傷に至る起因事象の多くは「外部電源喪失」であり、機器破損が直接の起因事象となるのは「LOCA」と「格納容器損傷」と「原子炉建屋損傷」である。シビアアクシデントはこれら事象の発生後に生じるため、上記機器破損の防止がシビアアクシデント対策になるものと考えられる。また、地震時においても上記機器破損の発生の可能性が高いため、これらを生じさせない対策が重要である。

福島原子力発電所では地震により「外部電源喪失」が、津波の襲来により非常用電源が喪失し、シビアアクシデントに至った。これは、調査したシナリオと同様であると考えられるため、本検討では福島原子力発電所の事故シナリオを参考にする。なお、本検討では過大地震により生じる可能性のある「LOCA」についても検討する。

ドミナントシーケンスの例 (津波)

順位	起因事象	シナリオ	寄与割合 [%]
1	津波発生	防潮堤超過による敷地内海水侵入 海水ポンプ損傷によるサポート系機能喪失 起動変圧器損傷による外部電源喪失発生 電源盤/バッテリー損傷による電源供給不能	92
2	津波発生	防潮堤超過による敷地内海水侵入 海水ポンプ損傷によるサポート系機能喪失 起動変圧器損傷による外部電源喪失発生 電源盤/バッテリー損傷なし (電源供給可能) タービン駆動/外部電源回復!	4

津波・地震を起因事象とした場合、炉心損傷に至る支配的なシナリオ
 ・「外部電源喪失」
 ・「外部電源喪失」+「LOCA」
 ⇒外部電源喪失に伴い炉心損傷に至る。

順位	起因事象	シナリオ	寄与割合 [%]
1	外部電源喪失	スクラム成功、非常用 DG-A/B 機能喪失 (全交流電源喪失)	24
2	外部電源喪失	スクラム成功、HPCI/RCIC 炉心冷却失敗、手動減圧成功、CS/LPCI 炉心冷却失敗 (外部電源喪失後の炉心冷却失敗)	12
3	外部電源喪失	スクラム失敗、RPT 成功、非常用 DG-A/B 起動成功、SLCS 原子炉未臨界成功、SRV 原子炉減圧成功、HPCI 炉心冷却失敗 (スクラム失敗後の炉心冷却失敗)	8
4	小 LOCA + 外部電源喪失	スクラム失敗 (LOCA+外部電源喪失後のスクラム失敗)	5
5	過渡事象	スクラム成功、HPCI/RCIC 炉心冷却失敗、手動減圧成功、CS/LPCI 炉心冷却失敗 (過渡事象後の炉心冷却失敗)	5
6	小 LOCA + 外部電源喪失	スクラム成功、非常用 DG-A/B 機能喪失 (LOCA+外部電源喪失後の全交流電源喪失)	5
7	外部電源喪失	スクラム失敗、RPT 成功、非常用 DG-A/B 起動成功、SLCS 原子炉未臨界失敗 (スクラム失敗後の原子炉未臨界失敗)	5
8	中 LOCA + 外部電源喪失	スクラム失敗 (LOCA+外部電源喪失後のスクラム失敗)	4
9	ISLOCA + 外部電源喪失	スクラム失敗 (LOCA+外部電源喪失後のスクラム失敗)	4
10	外部電源喪失	スクラム失敗、非常用 DG-A/B 機能喪失 (スクラム失敗後の全交流電源喪失)	4

ドミナントシーケンスの例 (地震)

※PCVは200 °C、2Pdの条件で約10時間でガスケットシールのシール性能が失われてしまうが、本検討では、シール材劣化や高温による構造座の溶融を除いた機械的破損を評価対象とする。

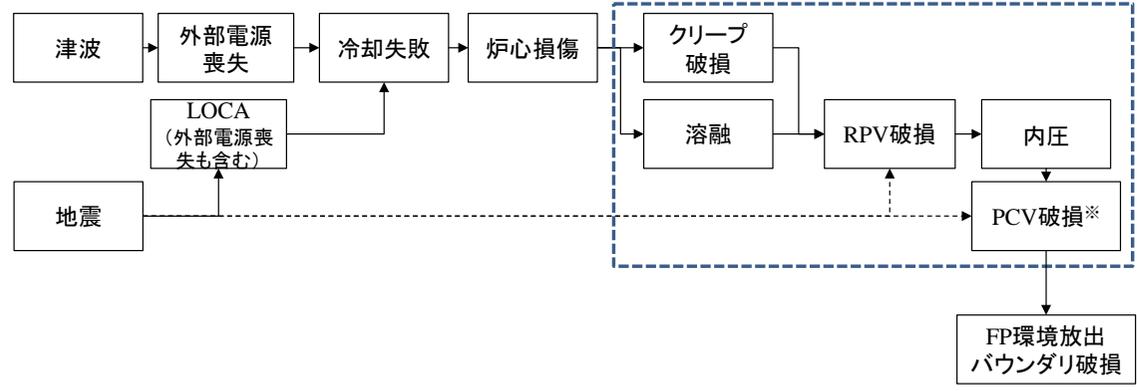


図 3. 1. 1(1)-3 原子力発電所におけるドミナントシーケンス検討例 (BWR、地震、津波)

④ 荷重の推定

福島原子力発電所では、交流電源及び直流電源の両方が長時間にわたり喪失する「完全電源喪失」の状態となったため、炉心冷却システムの停止に伴う原子炉水位の低下から炉心の露出に至り、最終的には炉心溶融に至った。その過程で燃料の被覆管中のジルコニウムと水が反応し、大量の水素が発生した。炉心溶融物はリロケーションにより炉底部に堆積し、炉底部を破損に至らしめたと考えられる。また、大量に発生した水蒸気（水素を含む）は格納容器内に放出され、格納容器の温度及び圧力が上昇したものと考えられる。これを図 3.1.1(1)-4 の模式図で示す。

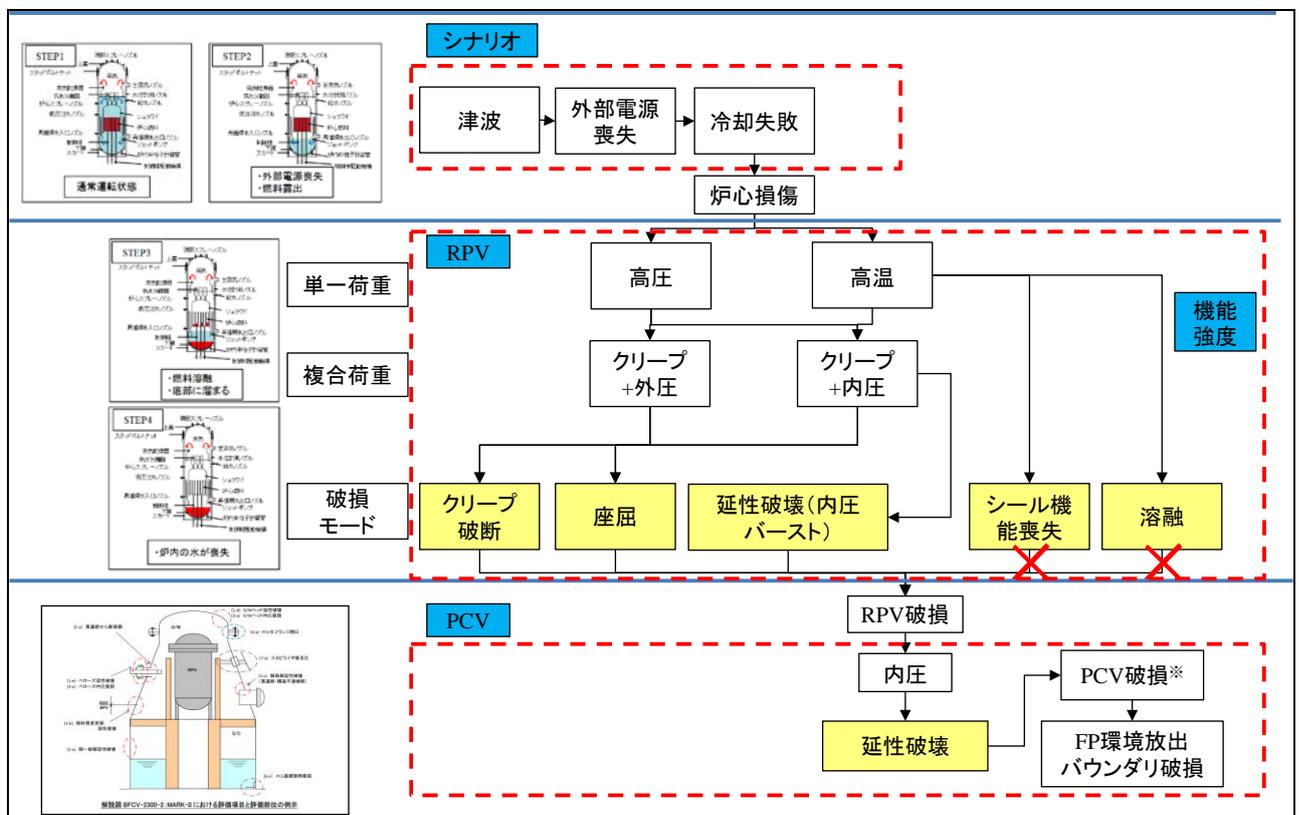


図 3.1.1(1)-4 炉心損傷後の荷重モードと破損モードの関係の推移

【SAMPSON による福島原子力発電所 3 号機の事故進展評価】

SAMPSON を用いた 1F-3 号機の事故進展解析の評価結果の概要を以下に示す。

(図 3. 1. 1(1)-5 参照)

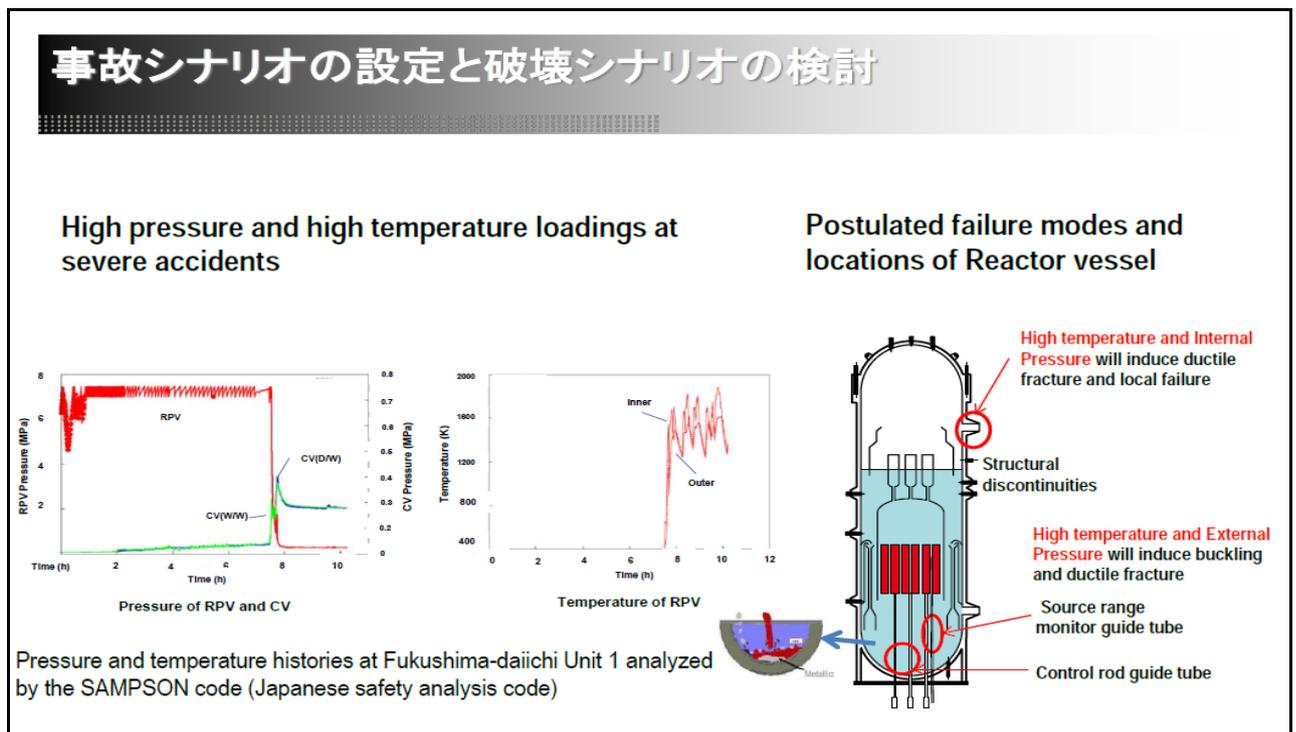


図 3. 1. 1(1)-5 SAMPSON を用いた 1F3 炉内状況の推定

<参考文献>

- [1] “東日本大震災合同調査報告 機械編”，東日本大震災合同調査報告編集委員会、2013年3月
- [2] <http://photo.tepco.co.jp/date/2013/201302-j/130201-01j.html>、東京電力株式会社、2012年2月
- [3] “原子力発電所の安全；設計（SSR-2/1）”，IAEA：2008
- [4] “原子力発電所の出力運転状態を対象とした確率論的安全評価に関する実施基準：2008（レベル1PSA編）”，AESJ-SC-P008：2008
- [5] “原子力発電所の出力運転状態を対象とした確率論的安全評価に関する実施基準：2008（レベル2PSA編）”，AESJ-SC-P009：2008
- [6] “原子力発電所の確率論的安全評価に関する実施基準：2008（レベル3PSA編）”，AESJ-SC-P010：2008
- [7] “原子力発電所の地震を起因とした確率論的安全評価実施基準：2007”，AESJ-SC-P006：2007
- [8] “原子力発電所に対する津波を起因とした確率論的リスク評価に関する実施基準：2011”，AESJ-SC-RK004：2011
- [9] “平成22年度地震に係る確率論的安全評価手法の改良=BWRの事故シーケンスの試解析＝”、原子力安全基盤機構、2012年3月

(2) 破壊シナリオの

① 破損モードの種類

シビアアクシデント及び過大地震時に発生が懸念される荷重種別を表 3.1.1(2)-1 と表 3.1.1(2)-2 に示す。シビアアクシデント時に発生する荷重は「過圧」と「過温」の2種類に大別でき、過大地震においては「慣性力」と「相対・強制変位」及び「衝撃力」の3種類の分類できると考えられる。

これらの荷重により発生する代表的な破損モードについて表 3.1.1(2)-3 に整理した。特に温度上昇は材料の強度低下に直接関係すると共に、容器内の圧力上昇を同時に発生させる点に注意を要する。これら荷重は単独で原子炉構造物に作用する場合と複数の荷重が重畳して作用する場合が想定される。そこで、荷重の組合せについて検討した。検討結果を表 3.1.1(3)-4 に示す。種々の荷重の組合せが考えられるが、本研究では、温度（材料強度）と圧力又は変位荷重の組合せを基本組合せとして選定し、以降の検討を行った。

表 3.1.1(2)-1 シビアアクシデント時に発生する荷重

No.	シビアアクシデント事象	荷重発生主な根本原因 (現象)	構造物に対する 荷重種別
1	格納容器過圧及び過温	崩壊熱、水素燃焼、化学反応による発熱と圧力上昇	過圧、過温
2	水素燃焼	水素燃焼・爆轟による発熱と圧力上昇	過圧、過温
3	熔融炉心-コンクリート相互作用 (MCCI)	コンクリート分解熱による非圧縮性気体の発生による圧力上昇	過圧
4	格納容器直接過温 (DCH)	微粒子化した熔融炉心の飛散による加熱	過温
5	熔融燃料-冷却材相互作用 (FCI) (水蒸気爆発)	熔融炉心と冷却材 (水) の接触による急激なエネルギー変換に伴う加圧	過圧
6	再臨界	燃料発熱量増加に伴う加熱と加圧	過圧、過温
7	格納容器直接接触 (シェル・アタック)	熔融炉心と格納容器の直接接触による加熱	局所過温
8	航空機衝突	衝突時の衝撃力と航空機燃料漏えいによる火災延焼及びコンクリート熔融物発生	衝撃力、過温

表 3.1.1(2)-2 過大地震時に発生する荷重

No.	過大地震事象	荷重発生主な根本原因 (現象)	構造物に対する 荷重種別
1	地震動	地震振動に伴う最大加速度及び交番振動	慣性力、変位 疲労
2	地震動 (建屋相対変位)	建屋・機器の地震応答における位相ズレ	相対変位
3	機器倒壊 (サポート破損)	地震動を原因とした機器倒壊による強制変位、機器衝突による衝撃力	変位、衝撃力

表 3.1.1(2)-3 単独荷重と破損モードの関係

荷重		破損モード	想定される極限状態 (事故事象)
大項目	小項目		
温度	超高温	構造材の溶融	炉心溶融
	高温	強度低下	炉心溶融、火災
	極低温	脆性低下	液体窒素、液体水素等の漏えい
圧力	内圧	内圧バースト (延性破壊)	炉心溶融
	外圧	外圧座屈 (座屈後延性破壊、塑性崩壊)	炉心溶融 過剰減圧
加速度	慣性力	疲労 塑性崩壊 延性破壊	地震応答 (交番荷重)
変位	相対変位	疲労 延性破壊 塑性崩壊	地震応答 (交番荷重)
	強制変位	疲労 延性破壊 塑性崩壊	地震応答 (交番荷重) フロア、地盤崩落等による変位 機器倒壊による変位
衝撃力	衝撃力	延性破壊	機器自体の落下 落下物・飛翔物による破損

表 3.1.1(2)-4 組合せ荷重と破損モードの関係例

No.	荷重源	荷重の組合せ	対象構造例	破損モード	想定事象
1-1	過大地震	慣性力	配管 薄肉容器 (PCV、タンク類)	塑性崩壊／延性破壊 座掘 疲労	地震応答
1-2	過大地震	相対変位	配管 薄肉容器 (PCV、タンク類)	塑性崩壊／延性破壊 座掘 疲労	地震応答
1-3	過大地震	強制変位	容器・配管	塑性崩壊／延性破壊	建屋間の変位、建屋／地盤の変位
1-4	過大地震	衝撃力	容器・配管	延性破壊	機器自体の落下 落下物・飛翔物による破損
2-1	SA (過温、過圧)	内圧	容器・配管	内圧バースト (延性破壊)	ATWS (反応度制御失敗)
2-2	SA (過温、過圧)	外圧 (内部の過減圧を含む)	薄肉容器 PCV、タンク類	外圧座屈	容器内部の過減圧
2-3	SA (過温、過圧)	超高温	容器・配管	溶融	
2-4	SA (過温、過圧)	高温状態＋内圧	炉内計装管	内圧バースト (延性破壊)	炉心溶融
2-5	SA (過温、過圧)	高温状態＋外圧	炉内計装管	外圧座屈	炉心溶融
3-1	SA+過大地震	高温状態＋衝撃力	容器・配管	塑性崩壊	機器自体の落下 落下物・飛翔物による破損
3-2	SA+過大地震	高温状態＋慣性力	容器・配管	延性破壊	
3-3	SA+過大地震	高温状態＋相対変位	容器・配管	座屈	
3-4	SA+過大地震	高温状態＋強制変位	容器・配管	疲労	支持構造崩壊に伴う強制変位

② 現行設計規格で考慮されている破損モード

原子力発電設備の設計規格である「設計・建設規格」^{[1][2]}では、各機器の重要度に応じて評価すべき応力（強さ）とその許容値を定めている。代表設備の評価すべき位置および応力を表 3.1.1(2)-5 に示す。クラス 1 容器、クラス MC 容器、クラス 1 配管を対象とした「設計・建設規格」^{[1][2]}において、極限状態に最も近い供用状態 D の強度評価法を表 3.1.1(2)-6 に示す。供用状態 D は、「対象とする機器等が全断面にわたって大変形を生じてもよい」と設計仕様書等で規定された圧力及び機械的荷重が負荷された条件下にある状態であり、バウンダリ破損に至る直前の荷重条件下と言える。「軽水炉規格」^[1]では、圧力荷重に対して評価部位に発生する一次応力に制限を設けており、特に延性破壊に対して一次一般膜応力と一次膜＋一次曲げ応力を制限している。「高速炉規格」^[2]では、軽水炉規格の一次応力制限に加え、高温特有のクリープに着目して一次応力に対するクリープ破断強さを制限している。また、クリープ損傷を考慮した時間消費に関する制限、進行性変形を防止する一次＋二次応力の制限が規定されている。しかし、「高速炉規格」^[2]で規定している温度は鋼種限定で 650℃までであり、シビアアクシデント時の超高温（鋼材の機械的強度が見込める約 1000℃）までカバーすることはできない。

格納容器に着目すると、「BWR 鋼製格納容器 GL」^[3]では主に評価対象部位に発生する相当塑性ひずみ（FEM 等により算出）が、当該部の応力の多軸度を考慮して求められた限界 3 軸ひずみとの比較で破損判定を行っている。ただし、形状・溶接などの不連続部の影響を考慮する補正係数 β が導入されているが、その理論的根拠は必ずしも明らかではない。

シビアアクシデントに対する「設計・建設規格」^{[1][2]}及び「BWR 鋼製格納容器 GL」^[3]の対応領域を図 3.1.1(2)-1 に示す。なお、図の縦軸は圧力を示しており、「軽水炉規格」^[1]を基準に考えると「高速炉規格」^[2]は比較的低圧であり、「BWR 鋼製格納容器 GL」^[3]はクラス MC 容器に対して比較的高圧であることがわかる。この図で明らかであるように 450℃（一部の鋼種は 650℃）以上の荷重条件に対応できる設計基準はなく、特に材料特性および許容値の整備が望まれる。また、高温環境下の破壊挙動についても現行規格の強度評価法が適用できるか確認する必要がある。

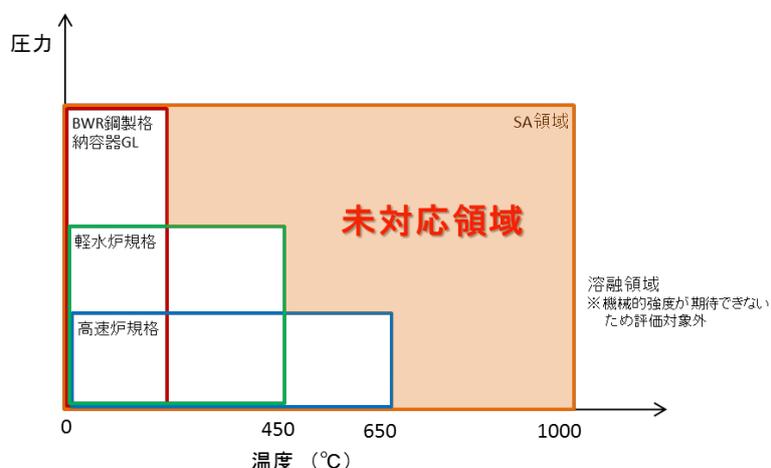


図 3.1.1(2)-1 現行規格の対応領域

表 3.1.1(2)-5 設計・建設規格における応力の分類

容器の要素	位置	荷重の種類	応力の分類	
円筒胴、上鏡または下鏡	不連続部から離れた部分（一般部）	内圧	膜応力（板厚平均応力） 曲げ応力（板厚方向勾配成分）	P_m Q
		熱	膜応力+曲げ応力の等価直線成分 曲げ応力の非直線成分	Q F
		外荷重	膜応力+曲げ応力	P_m
上鏡または下鏡	リガメント	内圧 外荷重	最小リガメント幅及び板厚方向の平均応力 最小リガメント幅方向の平均応力 応力集中による応力増加成分	P_m P_L or P_b F
		熱	最小リガメント幅方向の平均応力 表面でのピーク熱応力（曲げ応力の非直線成分）	Q F
さら形鏡板	球殻の頂部	内圧	膜応力 曲げ応力	P_m P_b
	円すい胴、ナックル部または円筒胴との接合部	内圧	膜応力 曲げ応力	P_L Q
管台	円筒胴または鏡板との接合部（胴側）	内圧 外荷重	膜応力 曲げ応力（板厚方向勾配成分） 応力集中による応力増加成分	P_L Q F
		熱	膜応力+曲げ応力の等価直線成分 曲げ応力の非直線成分 応力集中による応力増加成分	Q F F
	補強の有効範囲内（補強部分）	内圧	膜応力（全断面平均応力） 曲げ応力（板厚方向勾配成分） 応力集中による応力増加成分	P_m Q F
		機械的外荷重	膜応力+曲げ応力 応力集中による応力増加成分	P_m F
		熱的外荷重 熱	形状不連続による熱応力 自由変形による熱応力 応力集中による応力増加成分	Q F F
	補強の有効範囲外（ノズルエンド、セーフエンド、サーマルスリーブ等）	内圧	膜応力（形状不連続を無視） 膜応力（形状不連続を考慮） 曲げ応力（板厚方向勾配成分） 応力集中による応力増加成分	P_m P_L Q F
		機械的外荷重	膜応力（全断面平均） 曲げ応力（モーメントによる応力） 応力集中による応力増加成分	P_m P_b F
		熱的外荷重	膜応力+曲げ応力 応力集中による応力増加成分	Q F
		熱	膜応力+曲げ応力の等価直線成分 曲げ応力の非直線成分 応力集中による応力増加成分	Q F F

表 3.1.1(2)-6 現行規格の強度評価法（供用状態 D）

機器区分	荷重源	応力種類	設計・建設規格 第Ⅰ編軽水炉規格 供用状態 D	設計・建設規格 第Ⅱ編高速炉規格 供用状態 D
適用温度範囲	—	—	～450℃	450℃～650℃ ただし、鋼種が限定される
クラス 1 容器 (RPV)	内圧	一次一般膜 応力強さ	(a) オーステナイト系ステンレス鋼及び高ニッケル鋼以外 $P_m \leq \frac{2}{3} S_u$ (b) オーステナイト系ステンレス鋼及び高ニッケル鋼 $P_m \leq \text{MIN}\left(2.4S_m, \frac{2}{3} S_u\right)$	(a) オーステナイト系ステンレス鋼及び高ニッケル鋼以外 $P_m + P_m^* \leq \frac{2}{3} S_u$ (b) オーステナイト系ステンレス鋼及び高ニッケル鋼 $P_m + P_m^* \leq \text{MIN}\left(2.4S_m, \frac{2}{3} S_u\right)$ (c) クリーブ破断強さに関する規定 $P_m \leq \frac{2}{3} S_R$
		一次局部膜 応力強さ	(a) オーステナイト系ステンレス鋼及び高ニッケル鋼以外 $P_L \leq 1.5\left(\frac{2}{3} S_u\right)$ (b) オーステナイト系ステンレス鋼及び高ニッケル鋼 $P_L \leq 1.5\text{MIN}\left(2.4S_m, \frac{2}{3} S_u\right)$	規定なし
		一次膜＋一次曲げ 応力強さ	(a) オーステナイト系ステンレス鋼及び高ニッケル鋼以外 $P_L + P_b \leq \alpha\left(\frac{2}{3} S_u\right)$ (b) オーステナイト系ステンレス鋼及び高ニッケル鋼 $P_L + P_b \leq \alpha\text{MIN}\left(2.4S_m, \frac{2}{3} S_u\right)$	(a) オーステナイト系ステンレス鋼及び高ニッケル鋼以外 $P_L + P_L^* + P_b + P_b^* \leq K_s\left(\frac{2}{3} S_u\right)$ (b) オーステナイト系ステンレス鋼及び高ニッケル鋼 $P_L + P_L^* + P_b + P_b^* \leq K_s\text{MIN}\left(2.4S_m, \frac{2}{3} S_u\right)$

機器区分	荷重源	応力種類	設計・建設規格 第Ⅰ編軽水炉規格 供用状態 D	設計・建設規格 第Ⅱ編高速炉規格 供用状態 D
				(c) クリープ破断強さに関する規定 $P_L + P_b \leq K_t \frac{2}{3} S_R$
		使用分数の制限	規定なし	<ul style="list-style-type: none"> ・ 応力強さ $1.5(P_m)_i$ の許容時間に関する規定 $\sum_i \frac{t_i}{t_{Ri}} \leq 1.0$ ・ 応力強さ $1.5\{(P_m + P_b)/K_t\}_j$ の許容時間に関する規定 $\sum_j \frac{t_j}{t_{Rbj}} \leq 1.0$
		ひずみの制限	規定なし	<進行性変形の防止> <ul style="list-style-type: none"> ・ 短期荷重による一次＋二次応力に関する規定 $\langle P_L^* + P_b^* + Q^* \rangle_R \leq \beta_s (3S_{mH})$ ・ 領域 (Bree 線図) に関する規定 $X_s = (P_L + P_b)/(1.5S_{mH})$ $Y_s = S_n^*/(1.5S_{mH})$

機器区分	荷重源	応力種類	設計・建設規格 第Ⅰ編軽水炉規格 供用状態 D	設計・建設規格 第Ⅱ編高速炉規格 供用状態 D
	外圧	外圧座屈の防止	<ul style="list-style-type: none"> ・外面に圧力を受ける円筒形または円すい形の胴、円すい形の鏡板または管 (a) $t \leq 0.1D_0$ の場合 $P \leq 1.5 \frac{4Bt}{3D_0}$ (b) $t > 0.1D_0$ の場合 $P \leq 1.5 \text{MIN} \left[\left(\frac{2.167t}{D_0} - 0.0833 \right) B, \frac{2St}{D_0} \left(1 - \frac{t}{D_0} \right) \right]$ ・外面に圧力を受ける球形の胴またはさら形または全半球形の鏡板 $P \leq 1.5 \frac{Bt}{R_0}$ 	<ul style="list-style-type: none"> ・外圧座屈：軽水炉規格と同様 ・軸圧縮座屈および曲げ座屈 $\frac{F_c}{A} + \frac{D_0 M}{2yI} \leq \frac{S_y}{f_B}$
クラス MC 容器 (PCV)	内圧		<ul style="list-style-type: none"> ・クラス 1 容器の応力評価を準用。ただし、「S_m」は「S_{mc}」に読み替える。 $S_{mc} = \text{MIN}(1.1S, 0.9S_y)$	<ul style="list-style-type: none"> ・軽水炉規格クラス 1 容器の応力評価を準用。ただし、「S_m」は「S」に読み替える。
クラス 1 配管		一次応力制限	<ul style="list-style-type: none"> (a) 管台および突合せ溶接式ティー $\frac{B_1 PD_0}{2t} + \frac{B_{2b} M_{bp}}{Z_b} + \frac{B_{2r} M_{rp}}{Z_r} \leq \text{MIN}[3S_m, 2S_y]$ (b) (a) 以外の管 $\frac{B_1 PD_0}{2t} + \frac{B_2 M_{ip}}{Z_i} \leq \text{MIN}[3S_m, 2S_y]$ 	$P_s^* = \text{MAX} \left[\frac{B_1 PD_0}{2t}, \frac{B_1 PD_0}{2t} + \frac{ F_a + F_a^* }{A} \right] \leq 2S_m$ $P_s = \text{MAX} \left[\frac{B_1 PD_0}{2t}, \frac{B_1 PD_0}{2t} + \frac{ F_a }{A} \right] \leq \frac{2}{3} S_R$ $\frac{B_1 PD_0}{2t} + \frac{B_2 D_0}{2I} (M_i + M_i^*) + \frac{ F_a + F_a^* }{A} \leq 2K_S S_m$ $\frac{B_1 PD_0}{2t} + \frac{B_2 D_0 M_i}{2I} + \frac{ F_a }{A} \leq \frac{2}{3} K_i S_R$

機器区分	荷重源	応力種類	設計・建設規格 第Ⅰ編軽水炉規格 供用状態 D	設計・建設規格 第Ⅱ編高速炉規格 供用状態 D
		使用分数の 制限	規定なし	<ul style="list-style-type: none"> • 応力強さ $(P_s)_i$ の許容時間に関する規定 $\sum_i \frac{t_i}{t_{Ri}} \leq 1.0$ • 応力強さ $1.5(P_s)_j$ の許容時間に関する規定 $\sum_j \frac{t_j}{t_{Rbj}} \leq 1.0$

③ 評価対象部位（破損が懸念される部位）

原子力設備の安全機能上重要な原子炉構造物として、原子炉を「止める」「冷やす」、放射性物質を「閉じ込める」機能を有する 7 施設と、福島原子力発電所事故の教訓から再認識された「非常用ディーゼル発電機系」の 8 施設を抽出し、表 3.1.1(2)-7 に示す施設を評価対象とした。これら施設の中で、放射性物質の拡散を防止するバウンダリを構成するものは No. 3 から No. 7 のポンプ、配管、原子炉容器、原子炉格納容器である。これら原子炉構造物は基本形状として円筒と球殻で代表できる。破損モードは過圧による延性破壊が主体と考えられるが、構造不連続部や座屈後の局所変形による局部破損についても検討する必要がある。過温ではクリープ破損が懸念される。事故事象の分析では超高温状態に至るが比較的短時間でバウンダリ破損に至ることが分かっており、この高温によるクリープ損傷の影響を確認する必要がある。先に示した「BWR 鋼製格納容器 GL」は格納容器の評価部位を具体的に例示しており、極限状態の荷重及び破損モードの参考となる。原子炉容器と原子炉格納容器における想定破損箇所と破損モードの関係を表 3.1.1(2)-8 から表 3.1.1(2)-10 に示す。

表 3.1.1(2)-7 評価対象の原子炉構造物

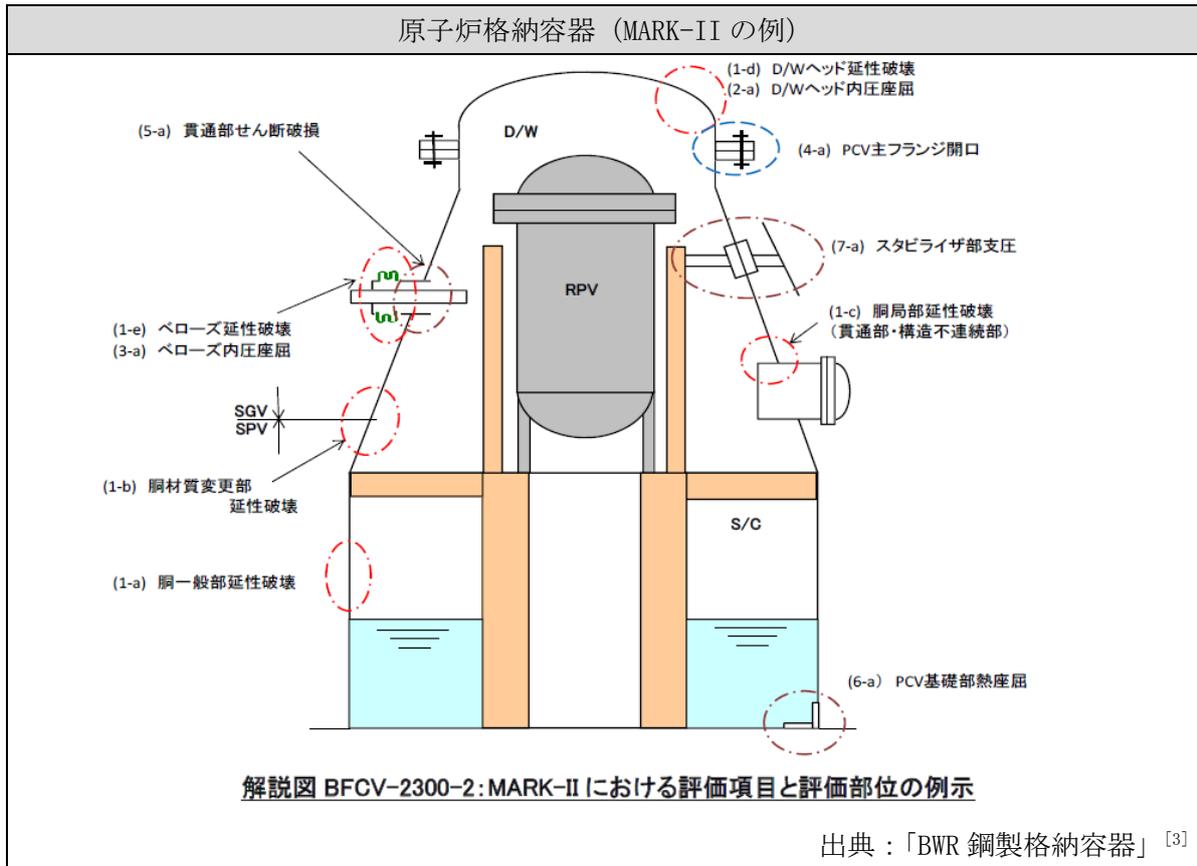
No.	原子炉構造物	No.	原子炉構造物
1	制御棒	5	原子炉圧力容器
2	炉心支持構造物（炉心シュラウド）	6	主蒸気系配管
3	残留熱除去系ポンプ	7	原子炉格納容器
4	残留熱除去系配管	8	非常用ディーゼル発電機関及び関連設備 （燃料ディタンク、始動用空気槽、ディーゼル発電機など）

表 3.1.1(2)-8 実機構造物の想定破損個所と破損モード（原子炉压力容器）

原子炉容器、原子炉压力容器				
部位	種類	想定破損モード	荷重源	検討モデル
管台	構造不連続	局部破損	内圧	開口部付円筒
胴	一般部 溶接部	延性破壊	内圧	円筒
鏡	一般部 溶接部	延性破壊 局部破損	内圧	平板
鏡	一般部	クリープ	溶融炉心（熱）	円筒
鏡（リガメント）	構造不連続	延性破壊	内圧	—
鏡（貫通口周り）	構造不連続	局部破損	内圧	—
スカート	一般部	座屈	自重 地震動	円筒
スカート	構造不連続	付け根部の局部破損	自重 地震動	平板
炉内計装管	一般部 溶接部	外圧座屈 局部破損	外圧	円筒

出典：「発電用原子力設備規格維持規格」^[4]

表 3.1.1(2)-10 実機構造物の想定破損個所と破損モード（原子炉格納容器：例2）



部位	種類	想定破損モード	荷重源	検討モデル
D/W トップヘッド	構造不連続	内圧座屈 延性破壊	内圧	—
胴（異材継手）	構造不連続	延性破壊	内圧	平板
胴	一般部 溶接部	延性破壊 熱膨張による座屈	内圧 高温	平板
貫通口	構造不連続	局部破損	内圧 地震相対変位	開口部付円筒
S/C 胴	構造不連続	局部破損	内圧	円筒
PCV 基礎部	構造不連続	熱膨張による座屈	高温	—
ベローズ	構造不連続	局部破損	内圧	—

④ 事故シナリオから想定される破損モード

これまでの調査検討から、想定するシナリオにおいてバウンダリ破損に至る可能性のある機器は「原子炉圧力容器下鏡」、「炉内計装管」、「格納容器」であると考えられる。図 3.1.1(2)-2 に想定されるシナリオにおける荷重と破損部位及び破損モードの関係を示す。また、これら評価部位に想定される破損モードを表 3.1.1(2)-11 にまとめる。

以降の検討では、ここで示した「原子炉圧力容器下鏡」、「炉内計装管」、「格納容器」を主な評価対象として検討を進める。

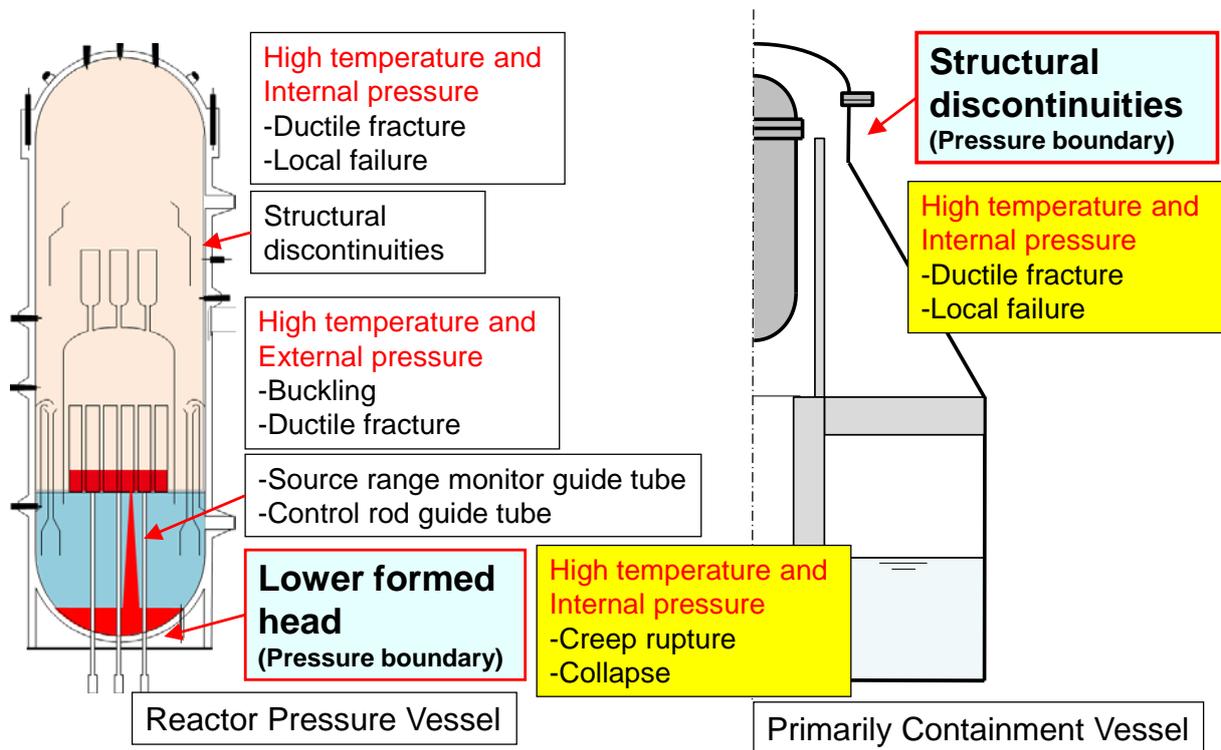


図 3.1.1(2)-2 炉心溶融後の荷重と破損部位および破損モードの関係

表 3.1.1(2)-11 評価対象部位の荷重モードと破損モードの関係

評価設備	基本形状	破損モード				備考
		内圧	外圧	変位	温度 ^{注1}	
一次系配管	厚肉円筒	延性破壊	—	曲げ座屈／崩壊 局部破損 ^{注2} 疲労	—	
炉内計装管	厚肉円筒	—	外圧座屈 局部破損 ^{注2}	—	クリープ座屈 クリープ破断	
一次系配管容器管台	厚肉段付き円筒	局部破損 ^{注2}	—	曲げ座屈／崩壊 局部破損 ^{注2}	クリープ破断	
RPV 円筒胴	厚肉円筒	延性破壊	—	—	クリープ破断	
RPV 上下鏡	厚肉球殻	延性破壊	—	—	クリープ破断	
RPV 下鏡（リガメント）	厚肉球殻（貫通部）	局部破損 ^{注2}	—	—	クリープ破断	
RPV 下鏡（貫通部、管台）	厚肉球殻（貫通部）	局部破損 ^{注2}	—	—	クリープ破断	
RPV 支持スカート	厚肉円筒	—	—	圧縮／曲げ座屈 崩壊	—	
PCV 円筒胴	薄肉円筒	延性破壊	外圧座屈 局部破損 ^{注2}	—	—	
PCV 円筒胴（貫通部）	薄肉円筒	局部破損 ^{注2}	局部破損 ^{注2}	局部破損 ^{注2}	—	
PCV 円錐胴	薄肉円錐筒	延性破壊	外圧座屈 局部破損 ^{注2}	—	—	
PCV 円錐胴（貫通部）	薄肉円錐筒	局部破損 ^{注2}	局部破損 ^{注2}	局部破損 ^{注2}	—	
PCV さら形鏡	薄肉さら形殻	延性破壊	外圧座屈 局部破損 ^{注2}	—	—	
タンク円筒胴	薄肉円筒	—	—	圧縮／曲げ座屈 局部破損 ^{注2}	—	軽油・貯水タンク

(注1) 温度上昇に伴う材料の機械的性質の低下は材料特性で適宜考慮する。

(注2) 局部破損については、構造不連続（形状、材料、溶接など）の影響を適切に考慮する必要がある。

⑤ 検討すべき破損モード

これまでの検討で抽出した評価対象部位と荷重モード及び破損モードのまとめ表から、極限荷重下の限界強度評価法として整備が必要な代表形状は円筒と球殻であることが分かった。特に高温下の圧力荷重に対する延性破壊、外圧荷重に対する外圧座屈及び座屈後の局部破損、高温荷重に対するクリープ破断、および過大地震に対する疲労に関する破壊メカニズムを検討し、表 3.1.1(2)-12 に示す各荷重モードと破損モードに対する限界強度評価法を整理する。

表 3.1.1(2)-12 荷重モードと破損モードの関係

荷重モード	破損モード
高温内圧	延性破壊
	クリープ破断
	局部破損
高温外圧	弾塑性座屈
	クリープ座屈
	座屈後破断
過大地震	低サイクル疲労
	塑性崩壊
	延性破壊

<参考文献>

- [1] “発電用原子力設備規格設計・建設規格(第I編 軽水炉規格)(2012年版)”、JSME S NC1-2012、日本機械学会、2013年3月
- [2] “発電用原子力設備規格設計・建設規格(第II編 高速炉規格)(2012年版)”、JSME S NC2-2012、日本機械学会、2013年3月
- [3] “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年版)”、JSME S NX2-1014、日本機械学会、2014年7月
- [4] “発電用原子力設備規格維持規格(2012年版)”、JSME S NA1-2012、日本機械学会、2012年12月

3.1.2 模擬材料による試験の提案と妥当性の確認

(1) 模擬材料による試験及び模擬材料の提案

極限状態における圧力設備の挙動及び破損について解明するためには、破壊試験や数値解析によって破損モードそれぞれのメカニズムを知る必要がある。しかし、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。模擬材料（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材料）を使用した破壊試験技術と解析技術の確立によってこの問題は解決でき、比較的容易に、かつ安全に極限状態における圧力設備の挙動及び破損について解明できる。

模擬材料としては、純鉛及び鉛-アンチモン合金鉄鋼材料に着目した。これらの材料は鉄鋼材料と比較して、降伏応力が10分の1以下であり、小さな荷重で破壊試験が可能となる。また、室温でもクリープを生じるという利点がある。

ここでは、これらの模擬材料の機械的特性を典型的な実材料である SUS304 や STP410 の特性と比較し、極限状態での破壊試験に対する模擬材料の妥当性を確認する。

(2) 模擬材料を用いて検討する破損モード

圧力設備の破損モードは数多くあるが[1]、極限状態を想定した場合、検討すべき破損モードは限られてくる。ここでは、模擬材料を用いて検討する破損モードとして以下のものを取り上げる。

① 塑性変形

塑性変形は破損モードそのものではないが、破損を論じる上でのきほんとなるものなので、ここでは破損モードの一つとして扱う。

極限状態として的高温高圧下においては、圧力容器に発生する応力は降伏点を大幅に越え、大きい塑性変形を生じさせる可能性が高い。圧力容器の一般部においては、高温による降伏応力の低下と高圧による発生応力の増加に起因して塑性変形が大きくなる。この変形が極端に大きくなった場合、圧力容器は崩壊する。圧力容器の構造不連続部においても、一般部と同様に、局部的に大きい塑性変形を伴って崩壊が生じことがある。

極限状態としての過大地震時には、配管エルボなどにおいては、大きい塑性変形の繰返しによって、進行性変形が生じる可能性があり、その延長線上において崩壊に発展する可能性もある。

② 延性破壊

上述のように大きい塑性変形が生じ、崩壊した場合、延性破壊が生じる。延性破壊（ductile fracture）は、せん断破面を呈する破損モードであり、ミーゼスの破壊曲面によって表される[1] [2]。

③ 局部破損

圧力容器の一般部や構造不連続部において、大きな塑性変形を伴って破壊する現象である。これに対して、塑性変形が周囲によって大きく拘束されるような構造不連続部においては、

板厚内部において、応力が平面応力状態から平面ひずみ状態に近づくことがある。このような応力状態では応力の静水圧成分が大きくなり、ミーゼスの降伏理論に従うような塑性変形が起こりにくくなり、塑性変形による応力緩和が生じにくくなる。その結果、応力成分の値が上昇し、破壊に至る。このように応力の静水圧成分の影響を強く受けて破壊する現象を局部破損 (local failure) と呼ばれている [1]。局部破損を評価するためのパラメータとして、次式で定義される 3 軸応力度が用いられる。

$$T_r = \frac{\text{静水圧}}{\text{ミーゼス応力}} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3\sigma_{\text{Mises}}} \quad (1-3)$$

④ クリープ破壊

極限状態として的高温高圧下においては、発生している応力によって圧力容器に短時間クリープが生じる可能性がある。時間とともに変形が進行し、最終的には不安定な状態 (崩壊) となり破壊に至る。クリープによる変形は①の高温における塑性変形と同様な特性を有しており、明確に区別しにくい場合がある。非弾性ひずみとして同様に扱うこともできる [3] [4]。

(3) 模擬材料に対する要求項目と確認方法

① 塑性変形の模擬への要求項目

塑性変形挙動はその材料の応力-ひずみ曲線でほぼ一義的に決まる。したがって、模擬材料の応力-ひずみ曲線は実材料の曲線と類似したものであることが要求される。模擬材料と実材料の降伏応力及び弾性特性は自ずと異なるが、塑性変形を論ずる上で重要なものは降伏後の挙動なので、降伏後の応力-ひずみ曲線に着目する。

② 延性破壊の模擬への要求項目

延性破壊は荷重制御型の応力によって発生する破壊モードであり、一般に大きな塑性変形を伴う。丸棒試験片では、引張り荷重がある値を超えるとネッキングを起こして急激に断面積が減少し、荷重が低下し破壊に至る。したがって、模擬材料としては、ネッキングが起こり始める最大荷重の温度依存性を材料の組成の違いによって表すことができることが要求される。

③ 局部破損の模擬への要求項目

局部破損の模擬において重要な要素は、局部破損に重要な影響を及ぼす多軸応力状態の再現である。多軸応力状態は物体内部で起こる事象であり、直接測定することは困難である。多軸応力状態の影響によって切欠き付き試験片の引張り強度が影響を受けることに着目し、模擬材料の切欠き効果が実材料の切欠き効果を表すことができることが要求される。

④ クリープ破壊の模擬への要求事項

クリープ破壊は荷重制御型の応力によって発生する破壊モードであり、一般に大きなクリ

ープ変形を伴う。丸棒試験片では、引張り荷重が作用する時間がある値を超えるとネッキングを起こして急激に断面積が減少し、変形が急激に進んで破壊に至る。したがって、模擬材料としては、ネッキングが起り始める時間の温度依存性を材料の組成の違いによって表すことができることが要求される。

(4) 平滑丸棒及び切欠き付き丸棒の引張り試験及びクリープ試験

① 試験目的

上記の4つの要求項目によって模擬材料の妥当性を確認するために、平滑丸棒試験片及び切欠き付き丸棒試験片を用いて引張り試験及びクリープ試験を行った。

② 試験条件

試験条件の詳細は Appendix B～C に示す。主な試験条件は以下のとおりである。

材料は、実材料としては SUS304、SS400 を、模擬材料としては純鉛 (Pb100)、鉛-アンチモン合金 (PB96、PB90) を用いた。

試験片はすべて丸棒とし、平滑試験片及び切欠き付き試験片とした。切欠き付き試験片の最小断面積は平滑試験片の断面積と同一とした。切欠きはすべて半円の環状切欠きとし、切欠き半径は大小2種類とした (切欠き大：半径 3 mm、切欠き小：半径 0.875 mm)。

試験は、室温及び高温における引張り試験とクリープ試験とした。

③ 試験結果

試験結果の詳細を Appendix B～C に示す。

(5) 模擬材料の妥当性の確認

① 応力-ひずみ曲線に関する検討：塑性変形の模擬への要求項目

塑性変形を模擬することの妥当性を検討するために、引張り試験により得られた荷重-変位曲線について、実材料と模擬材料の間での相似性について検討した。塑性変形特性は、応力-ひずみ曲線の降伏後の非線形性によって決まるので、試験から得られた荷重-変位曲線から真応力-真ひずみ曲線を作成した。その結果を図 3.1.2-1～図 3.1.2.5 に示す。

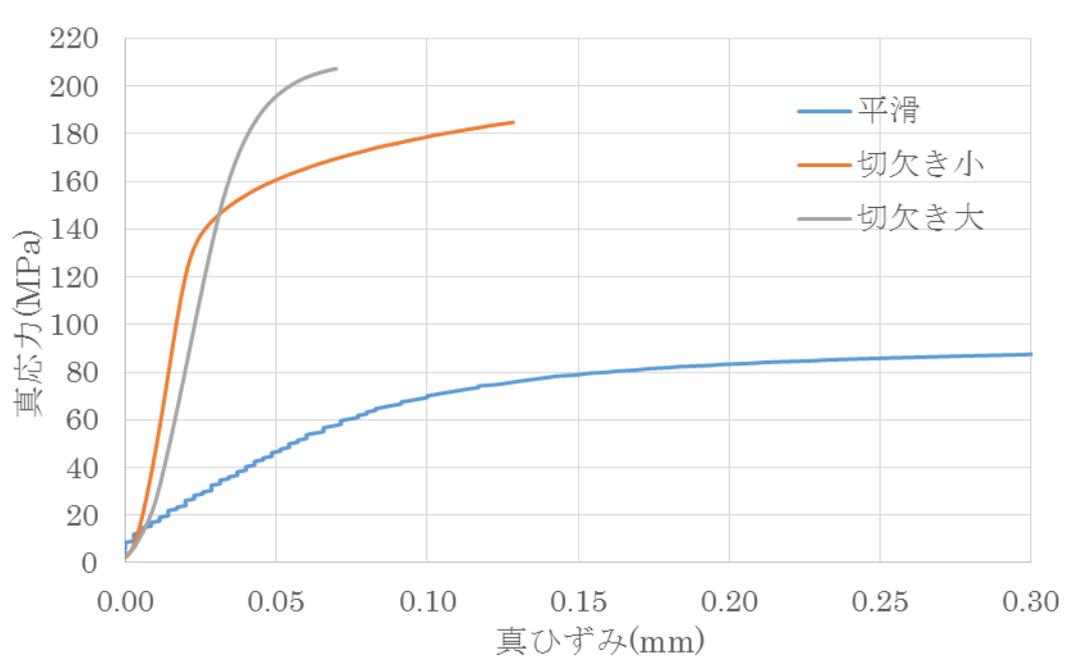


図 3. 1. 2-1 SUS304 (900°C) の真応力-真ひずみ曲線

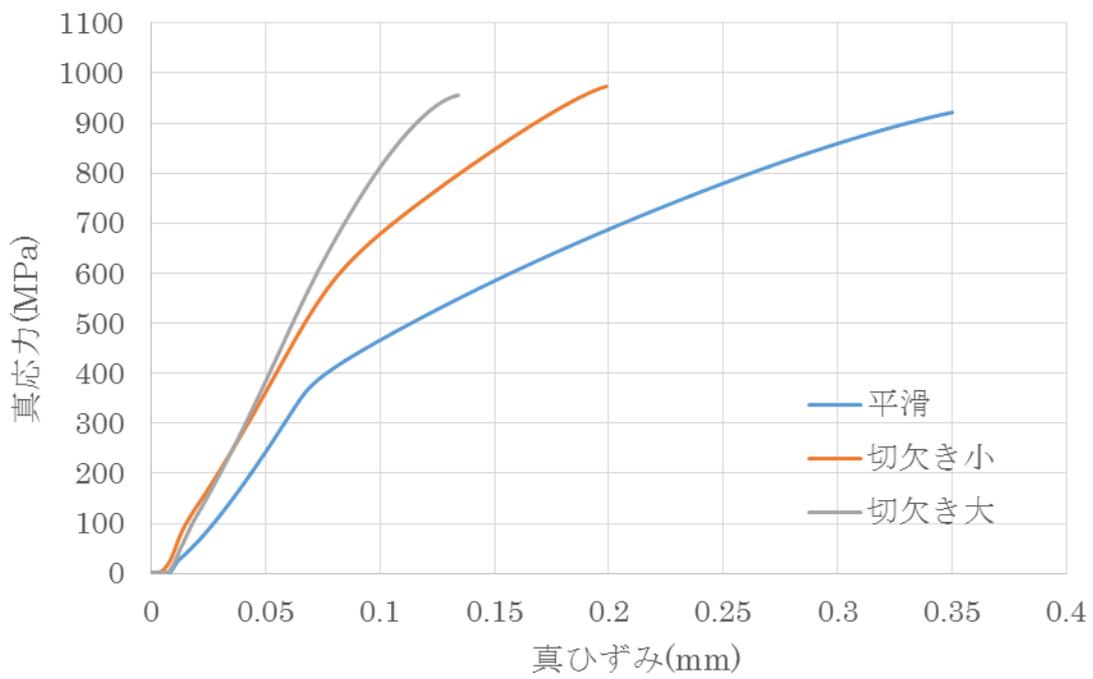


図 3. 1. 2-2 SUS304 (RT) の真応力-真ひずみ曲線

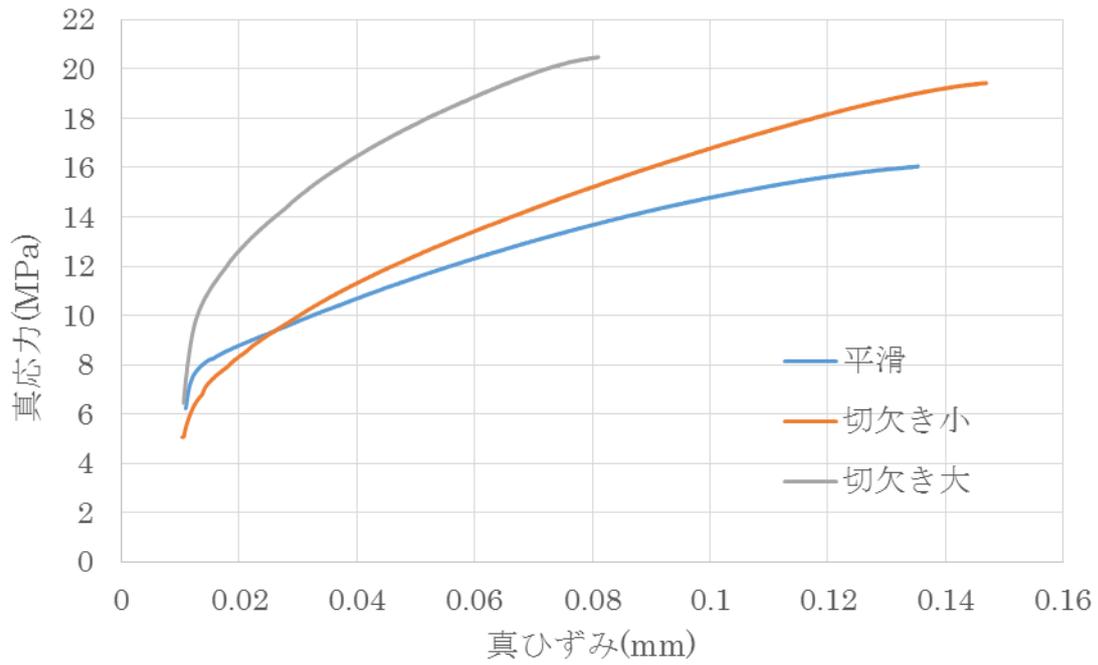


図 3. 1. 2-3 Pb100%の真応力-真ひずみ曲線

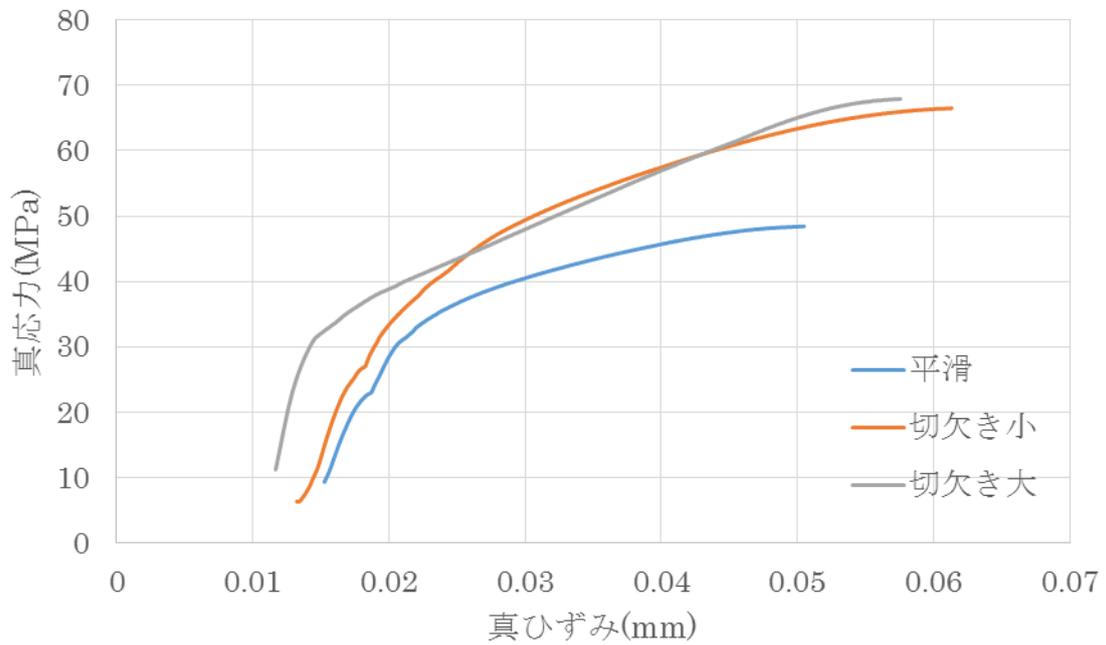


図 3. 1. 2-4 Pb96%の真応力-真ひずみ曲線

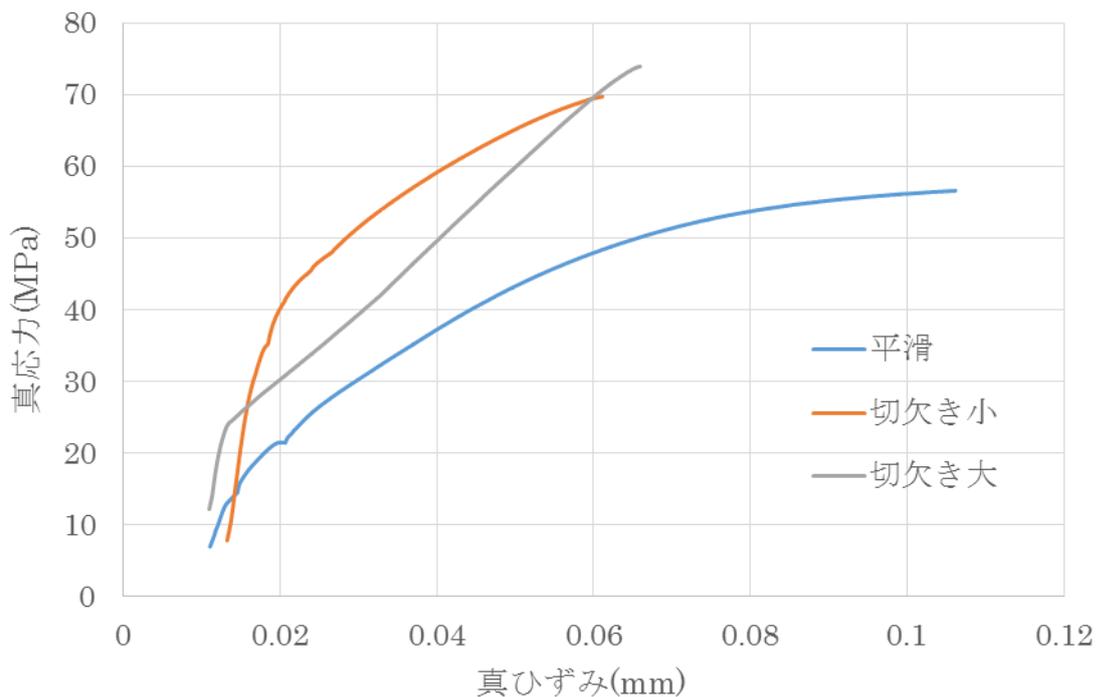


図 3. 1. 2-5 Pb90%の真応力-真ひずみ曲線

各試験片の真応力-真ひずみ曲線を次の Ludwik の式で近時した。

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma - \sigma_y}{\sigma_y}\right)^n \quad (6-1)$$

ここで、 σ_y は降伏応力であり、右辺の $\frac{\sigma}{E}$ は近似曲線の線形部分を示し、n 乗項は非線形部分を表す。近似のため引張試験生データより概算した、各試験体の降伏応力を以下に示す。

表 3. 1. 2-1 各試験体の降伏応力

材料	温度	降伏応力 (MPa)
SUS304	900°C	100
SUS304	RT	400
Pb100%	RT	8
Pb96%	RT	20
Pb90%	RT	25

Ludwik の式を用いて作成した近似曲線を以下に示す。

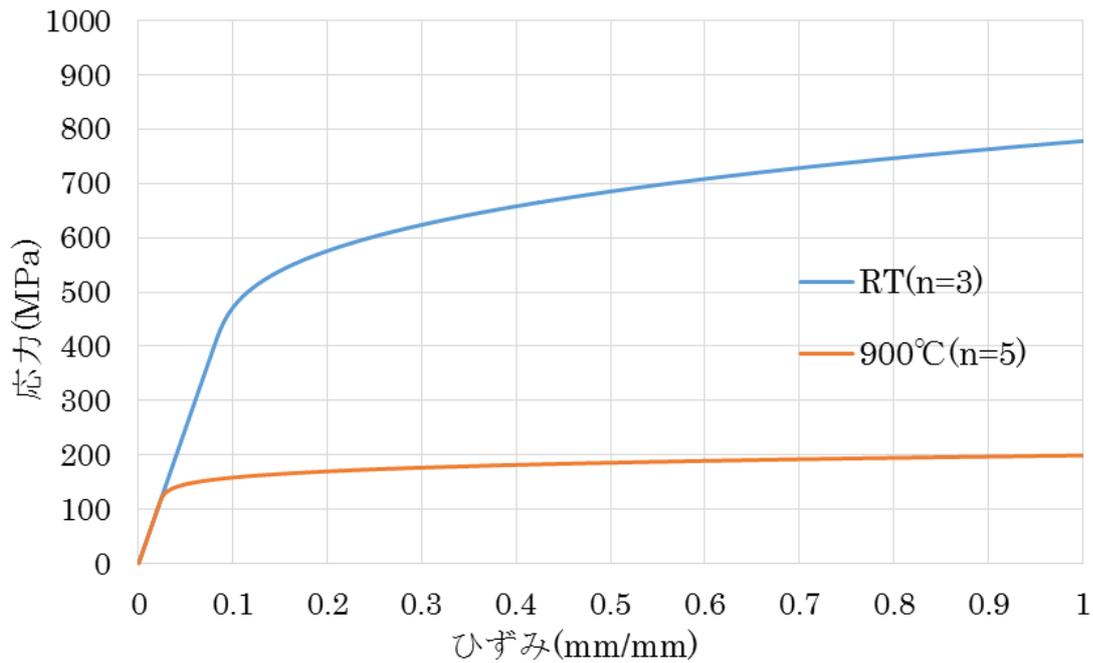


図 3. 1. 2-6 SUS304 真応力-真ひずみ関係の Ludwik 近似

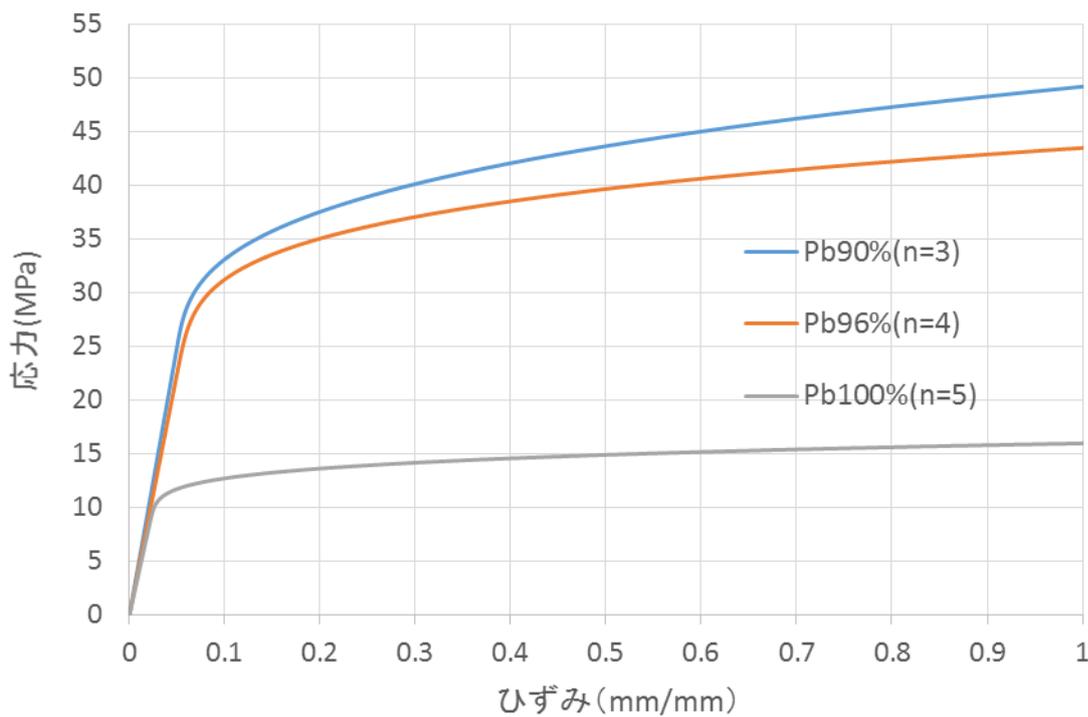


図 3. 1. 2-7 純鉛および鉛合金真応力-真ひずみ関係の Ludwik 近似

同じ材料内での、近似曲線非線形部の相対的数値関係が一致するように、(6-1) 式右辺の次数 n を定めた。図中に示したように、SUS304 (900°C) と Pb100% が $n=5$ で一致、SUS304 (RT) と Pb90% が $n=3$ で一致した。 n の値が一致することは、応力-ひずみ曲線の非線形部分に定量的相似性があることを表し、模擬材料の塑性変形挙動は実材料の塑性変形挙動を十分模擬していることを表している。

② 最大荷重上昇率と絞りに関する検討：局部破損の模擬への要求

局部破損の模擬に関して、2つのパラメータから実材料と模擬材料の間での相似性について検討した。第1は、切欠き付き試験片の最大荷重の平滑試験片の最大荷重の上昇率（最大荷重上昇率）、第2は破断面の絞りである。これらのパラメータについて、引張り試験データの一覧を表3.1.2-2に示す。

表 3.1.2-2 試験条件及び試験結果

材料	形状	曲率半径	試験温度 (°C)	最大公称応力 (MPa)	最大応力比 (MPa/MPa)	伸び(%)	絞り(%)
SUS304	平滑	—	900	108	—	72	83
	切欠き小	0.875	900	160	1.5	22	53
	切欠き大	3	900	193	1.8	10	51
SUS304	平滑	—	RT	657	—	50	79
	切欠き小	0.875	RT	800	1.2	25	53
	切欠き大	3	RT	831	2.5	18	45
Pb100%	平滑	—	RT	10.5	—	85	98
	切欠き小	0.875	RT	17	1.6	24	78
	切欠き大	3	RT	19	1.8	17	73
Pb96%	平滑	—	RT	34.5	—	30	58
	切欠き小	0.875	RT	63	1.8	8	22
	切欠き大	3	RT	64	1.9	7	3
Pb90%	平滑	—	RT	45	—	17	17
	切欠き小	0.875	RT	66	1.5	6	0
	切欠き大	3	RT	69	1.5	7	0

この表から、最大荷重は、実材料、模擬材料とも、切欠き大、切欠き小、平滑の順に大きくなっていることが分かる。最大荷重上昇率は、実材料と模擬材料でほぼ一致している。また絞りに関しても、同じ順に値が小さくなっていることが分かる。

以上により、模擬材料による切欠き付き試験片の多軸応力状態は実材料による切欠き付き試験片の多軸応力状態を十分模擬していると言える。

③ 最大荷重に関する検討：延性破壊の模擬への要求

延性破壊の模擬性は、引張り試験によって得られた最大荷重の、実材料と模擬材料の間での相似性によって評価できる。実材料と模擬材料の間では最大応力の絶対値によっては比較することができない。そこで、切欠き付き丸棒の最大応力を平滑丸棒の最大応力で規格化し、実材料と模擬材料の最大応力（引張り強度）が相対的に一致するかどうか検討した。引張り強度に関して、SUS304（900℃）と Pb100%が対応し、SUS304（RT）と Pb90%が対応していると仮定し、視覚的に考察を行うために図 3.1.2-8 を作成した。

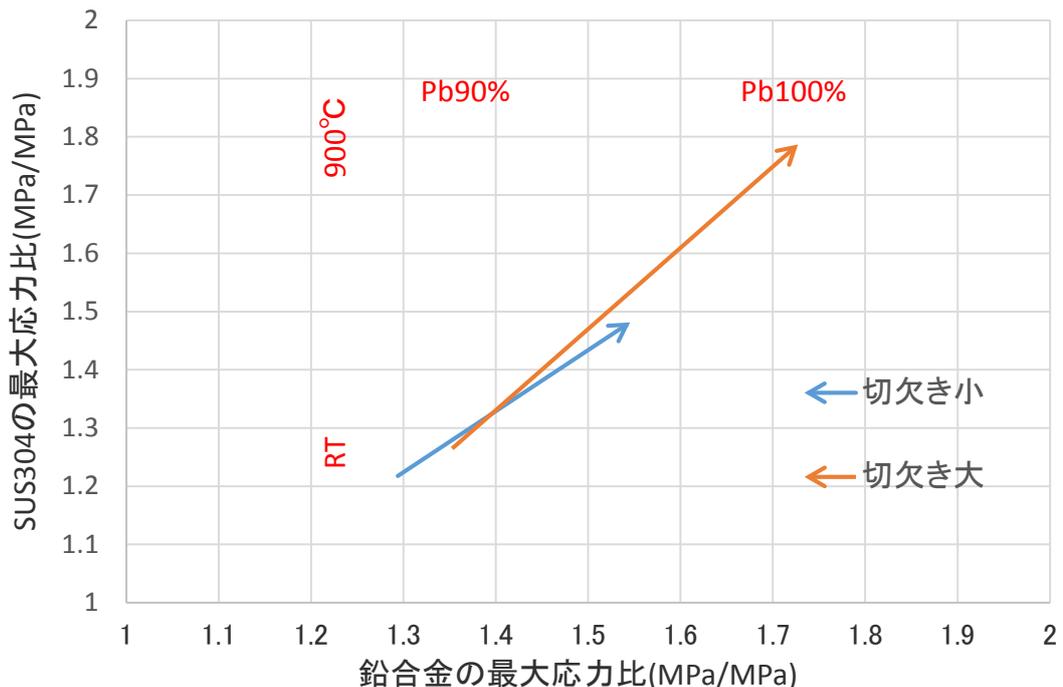


図 3.1.2-8 SUS304 と鉛合金の強度比の視覚化

ここで、多軸応力度の影響による最大応力の大小は、延性破壊の模擬には直接的な関係がないため、図 3.1.2-8 における切欠き小と切欠き大の関係については考察しないものとする。例えば、図 3.1.2-8 の切欠き大において、Pb90%の最大応力比は 1.35、Pb100%の最大応力比は 1.72 となり、SUS304（RT）の最大応力比は 1.26、SUS304（900℃）の最大応力比は 1.78 となっている。これらを、SUS304（RT）と Pb90%が対応し、SUS304（900℃）と Pb100%が対応しているという仮定のもとにプロットを行った。

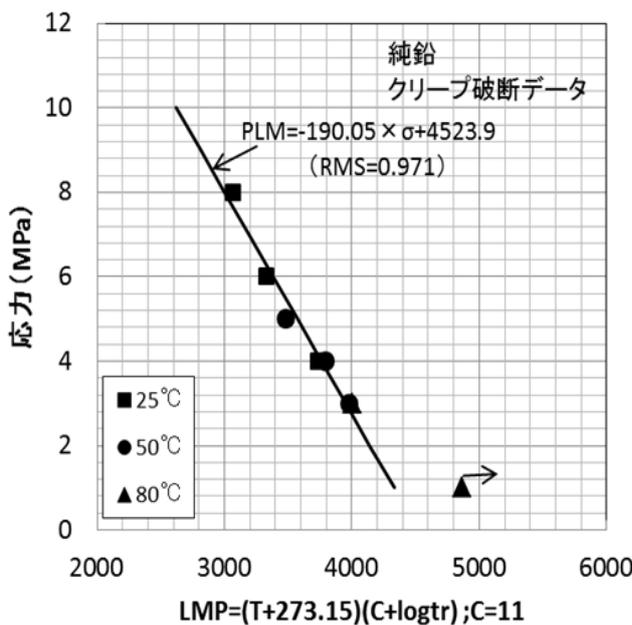
プロットの結果、2 点を結んだ直線の傾きが 1 に近くなった。すなわち、SUS304（RT）の最大応力比から SUS304（900℃）への最大応力比の変化の割合と、Pb90%の最大応力比から Pb100%の最大応力比への変化の割合がほぼ一致していることを表している。これにより、延性破壊のシミュレーションに必要な引張り強度において、実材料の温度による違いが、模擬材料では組成の違いによって表現できることが分かる。

④ クリープ挙動に関する検討：クリープ破壊の模擬への要求

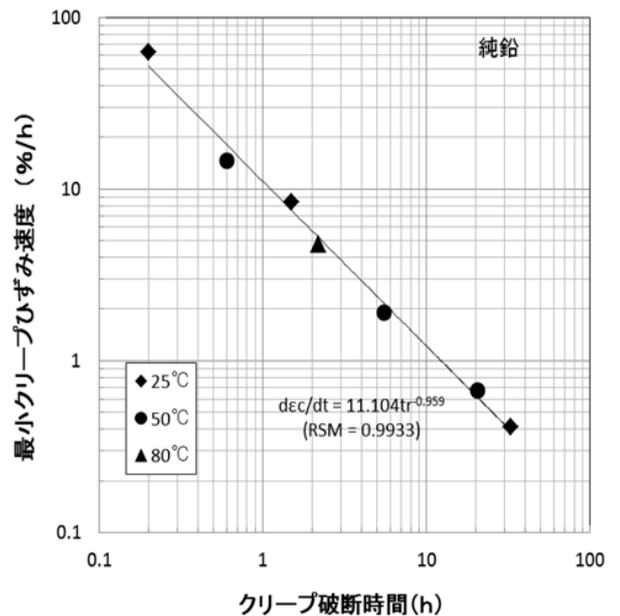
延性破壊と同様、一般にクリープ破壊は大きいクリープ変形を伴って破壊する。塑性変形とクリープ変形との間には時間というファクターが入るかどうかという違いがあるものの、非弾性変形としての特性が類似していることは、Hoff の類似として古くから知られている [3]。クリープ速度は塑性変形のひずみ硬化特性に、クリープ破断時間は応力-ひずみ曲線の最大応力に対応していると考えられることができる。したがって、模擬材料の妥当性は、模擬材料のクリープ特性が実材料のクリープ特性と同様に表すことができるかどうかということから評価できる。

純鉛について、ラーソンミラーパラメータで整理したクリープ破断時間及びモンクマン・グラント式で整理した最小クリープ速度と破断時間の関係を図 3.1.2-9 に示す。図から、模擬材である純鉛のクリープ特性は実材料と同様に整理できることが分かる。

また、局部破損が問題となる構造不連続部についても、塑性変形による応力の再配分の特性とクリープ変形による応力の再配分の特性との間には強い類似性があることが明らかになっている [4] [5]。このことは、模擬材料が塑性変形の拘束による局部破損を模擬できることは、クリープ変形の拘束による局部破損も模擬できる可能性が高いことを示唆している。



純鉛のクリープ破断時間のラーソンミラーパラメータ(C=11)による整理



純鉛の最小クリープ速度と破断時間の関係 (Monkman-Grantの関係)

図 3.1.2-9 純鉛のクリープ特性

(6) 結論

実材料と模擬材料の特性を比較した。その結果、以下のように、模擬材料は力学的特性で支配される変形、崩壊、延性破壊、局部破損等の破損モードを精度良く模擬出来ることを確認した。

- ① Ludwik の近似における指数の一致により、応力-ひずみ曲線が一致する。
- ② 引張り試験片の破断面の、最大荷重上昇率と絞りの大小が一致する。すなわち、丸棒の形状の違いに伴う引張り時の塑性拘束の影響が一致する。
- ③ 同種材料内での相対的な引張強度の変化の割合が一致することにより、実材料の温度による違いを模擬材料の組成による違いで表現できる。
- ④ 模擬材料のクリープ特性を実材料と同様に、ラーソンミラーパラメータやモンクマン・グラント式などで整理できる。

<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] 横堀武夫, 材料強度学, 岩波全書, 岩波書店, 1964.
- [3] F. K. G. オドクヴィスト, J. ハルト, 村上澄男 訳, クリープ強さの理論, 培風館.
- [4] Naoto Kasahara, Takashi Shimakawa, Masanori Ando, Inelastic Analysis Method for Design assisted by Stress Redistribution Locus, Proceeding ICPVT-10, Vienna, Austria, July 7-10, 2003.
- [5] HPIS C107 TR 2005, フェライト系高温構造機器のクリープ疲労寿命評価法, 日本高圧力技術協会, 2005.

3.1.3 高温内圧荷重による破壊メカニズム解明

(1) 材料の基礎試験に基づく破損モードの検討

高温高圧状態における機器構造物の構造不連続部では、局部破損と呼ばれる破損モードによって壊れる可能性が指摘されているが、従来の設計基準では構造不連続部においても塑性崩壊や延性破壊が想定破損モードである。ある条件下では塑性変形があまり進まない状態で破損する可能性があることがわかってきており、これがいわゆる局部破損であるが、その現象自体が十分には解明されていない。

ここでは、実験と有限要素法解析により構造不連続部を模擬した切欠き付き丸棒の応力状態を検討し、局部破損の破壊メカニズムについて解明する。

① 局部破損と 3 軸応力度

材料の降伏応力や最大引張り応力などの機械的特性は単軸引張り試験から求まるのに対して、実機の応力は 2 軸または 3 軸応力状態であることが多い。この応力状態を単軸応力状態に結び付けるものとして、次式で定義されるミーゼスの相当応力が広く用いられている。

(3.1.3(1)-1)

$$\sigma_{Misses} = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]}$$

ここで、 $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ は主応力を表す。

このミーゼスの相当応力は偏差応力の関数でもあるため、式(3.1.3(1)-2)で定義される静水圧応力に依存しないという特徴がある。

(3.1.3(1)-2)

$$\sigma_m = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)$$

構造不連続部においては、局部的な塑性変形をともなって延性破壊するだけでなく、条件によっては、大きな塑性変形を伴わない破壊（局部破損）が生じることがあり、これは静水圧応力の影響であることが分かってきた⁽²⁾。そこで、破損現象に対する、ミーゼス応力と静水圧応力の大きさの関係を考慮するために、次式で定義される 3 軸応力度というファクターが提案された⁽³⁾。

(3.1.3(1)-3)

$$T_r = \frac{\text{静水圧応力}}{\text{ミーゼス応力}} = \frac{\sigma_m}{\sigma_{Misses}}$$

② 切欠き付き丸棒の引張試験

1) 試験概要

局部破損のメカニズムを明らかにするために、最小断面が等しい平滑丸棒試験片と切欠き付き丸棒試験片について引張り試験を行った。前者は単軸応力場を、後者は構造不連続部に特有の多軸応力場を模擬している。材料は実材料として SUS304 を、模擬材料として純鉛及び鉛-アンチモン合金を用いた。鉛-アンチモン合金のアンチモンの含有量をコントロールすることによって実材料の機械的特性の温度依存性を模擬できる⁽⁴⁾。純鉛は実機材の高温状態を模擬し、アンチモン含有量を増やすことによって常温状態を模擬する。SUS304 と純鉛及び鉛-アンチモン合金の応力-ひずみ関係を図 3.1.3(1)-1 に示す⁽⁴⁾。また、平滑丸棒試験片及び切欠き付き丸棒試験片の形状、寸法を図 3.1.3(1)-2 に示す。

引張り試験は変位制御型とし、引張り速度は6.0[mm/min]とした。

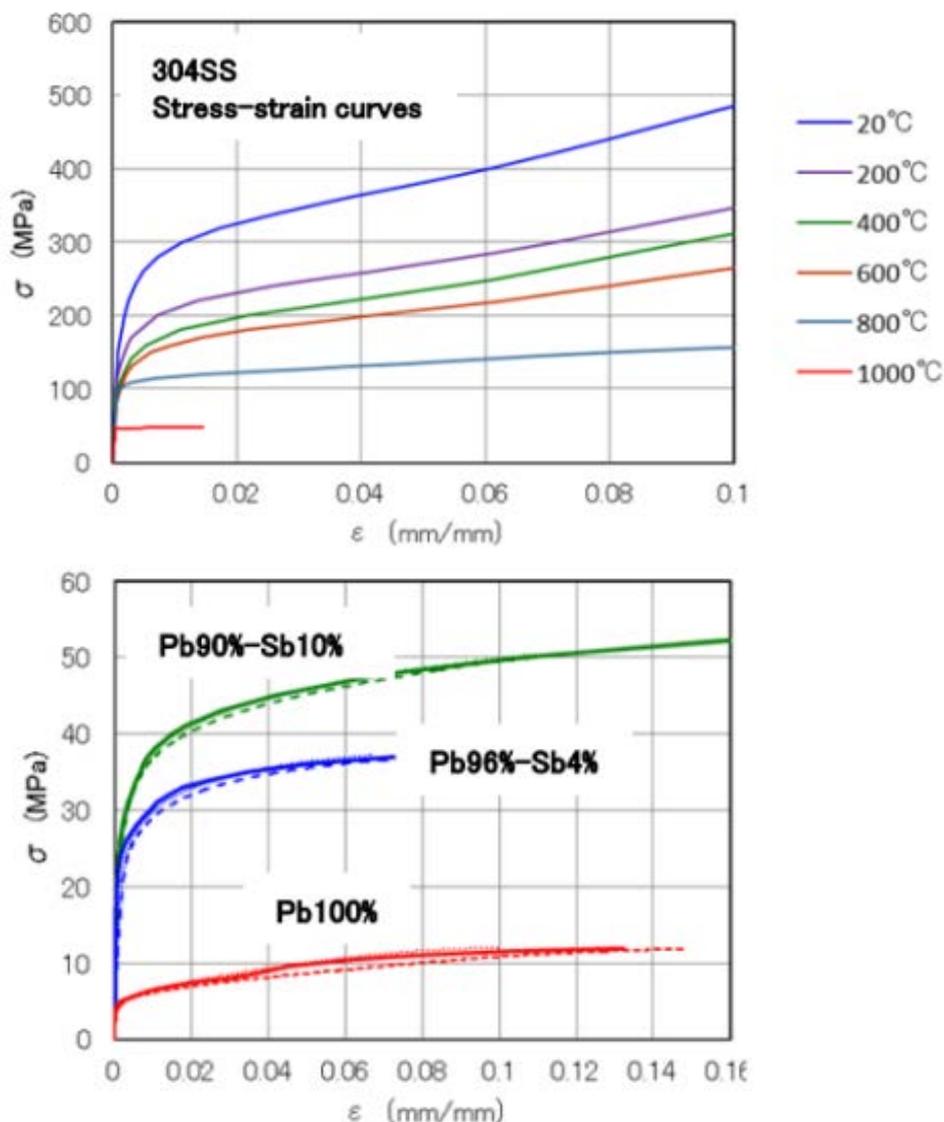


図 3.1.3(1)-1 SUS304 及び純鉛、鉛-アンチモン合金の応力-ひずみ関係⁽⁴⁾

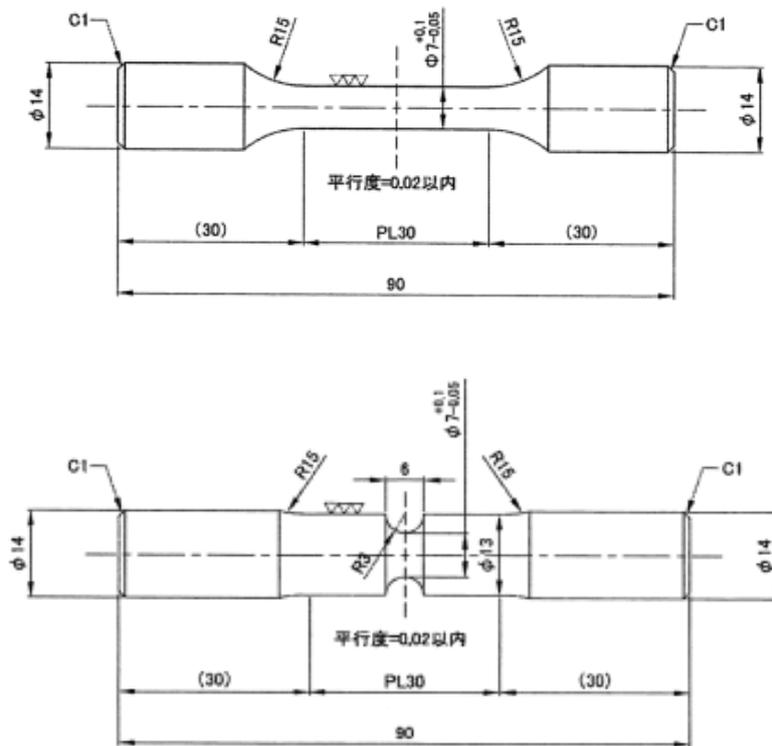


図 3.1.3(1)-2 試験片の形状及び寸法

2) 試験結果

試験結果は表 3.1.2-2 に纏めて示した。表から、最大荷重は、実材料、模擬材料とも切欠き大、切欠き小、平滑の順に大きくなっていることが分かる。最大荷重上昇率は、実材料と模擬材料でほぼ一致している。また絞りについても、同じ順に値が小さくなっていることが分かる。

図 3.1.3(1)-3 に示すように、純鉛は鉛-アンチモン合金に比べて大きく塑性変形した後あとに破壊した。また、鉛-アンチモン合金は、純鉛に比べて塑性変形をあまり伴わずに破壊した。



図 3.1.3(1)-3 各試験片の破断状況 (左：純鉛 右：鉛-アンチモン合金)

③ 各試験片の有限要素弾塑性解析

1) 解析の概要

切欠き付き丸棒試験片について、有限要素法による大変形弾塑性解析を行った。解析モデルは、対称性を考慮して4分の1モデルとし、軸対象ソリッド要素を用いた。材料モデルに

については、応力-ひずみ曲線を2直線近似し、ひずみ硬化係数 H' を変化させて検討した。解析モデル及び材料モデルを図 3.1.3(1)-4 に示す。

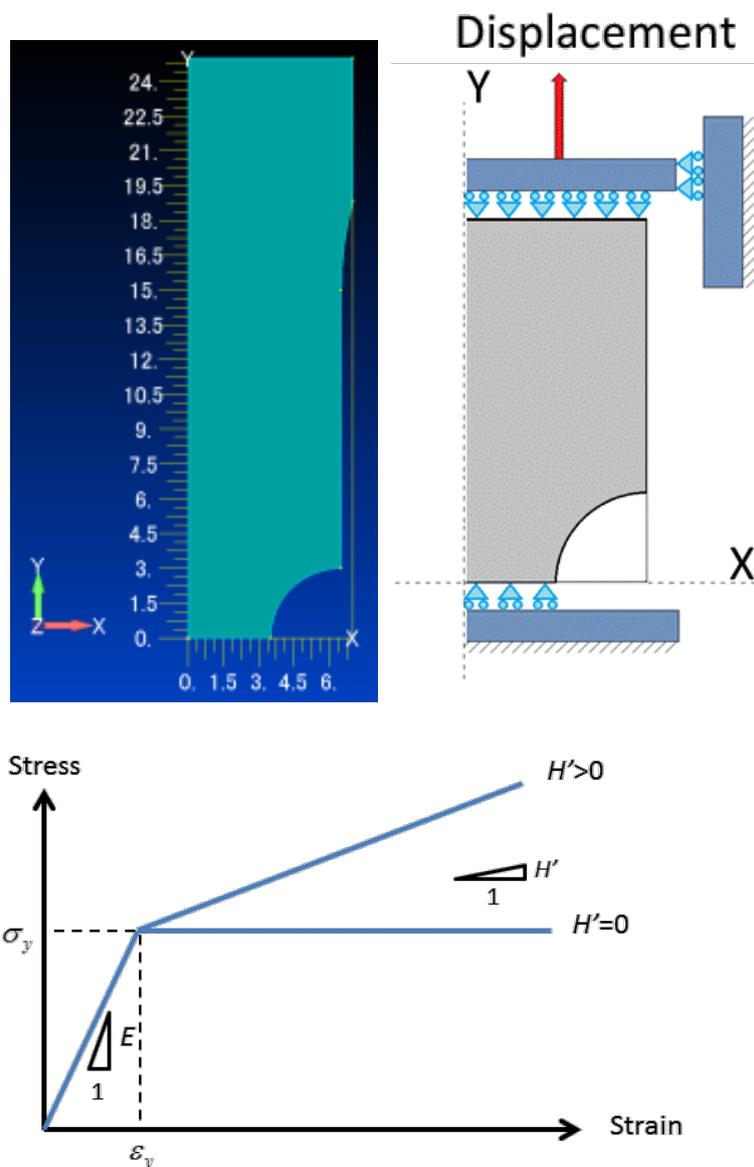


図 3.1.3(1)-4 解析モデル及び材料モデル

2) 解析結果

ひずみ硬化係数: H' の違いによる 3 軸応力度への影響を明らかにするために、塑性域での材料の硬さが柔らかい ($H' =$ 小、純鉛模擬) 場合と硬い ($H' =$ 大、鉛-アンチモン合金模擬) 場合について弾塑性解析を行った。結果を図 3.1.3(1)-5 に示す。

図 3.1.3(1)-5 より、柔らかい材料 (H' が小さい) ほど、塑性域で発生する 3 軸応力度は大きくなる傾向がみられた。以上の解析結果と実験結果から以下の考察が得られる。

- 柔らかい材料 (H' :小) である純鉛は塑性域において 3 軸応力度が大きいにもかかわらず、大きく塑性変形したあとに破壊する。
- 硬い材料 (H' :大) である鉛-アンチモン合金は、塑性域における 3 軸応力度が小さいにもかかわらず、大きな塑性変形を伴わずに破壊する。

よって、3 軸応力度は必ずしも塑性変形の生じ難さのみを表す指標とはいえないと考えられる。

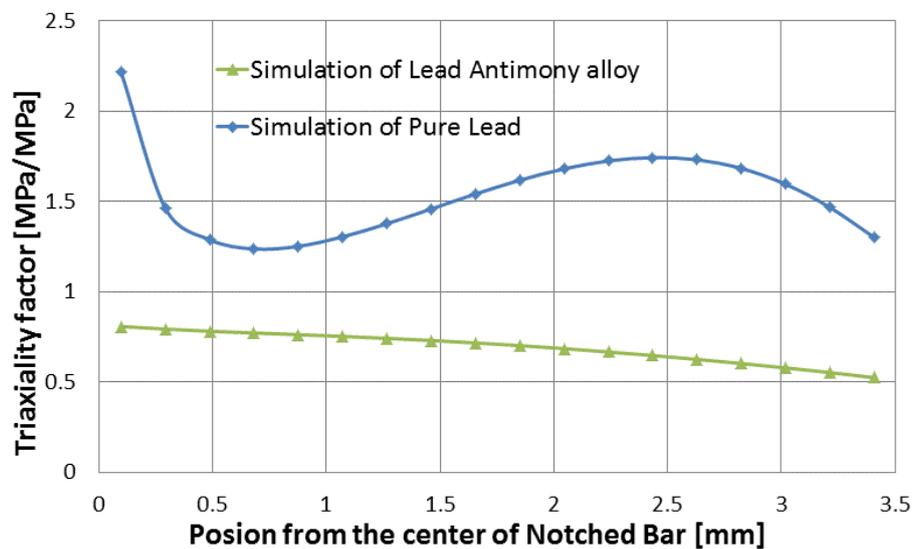


図 3. 1. 3(1)-5 ひずみ硬化係数による最小断面における 3 軸応力度分布の違い

④ 3 軸応力度と局部破損との関係

3 軸応力度を考慮した局部破損メカニズムについて考察する。横軸を静水圧応力、縦軸をミーゼスの相当応力とするとミーゼスの降伏曲面は横軸に平行となる(図 3. 1. 3(1)-6 左)。従来の設計はこのミーゼスの降伏理論に基づくものであり、金属材料の降伏及び破壊は静水圧応力に依存しないというものであった。しかし、この理論はすべての条件下で正しいというわけではなく、条件によってはミーゼスの相当応力がそれほど大きくないにもかかわらず破壊することがあるということが分かってきた。

ここでは、この問題を解決するために、ミーゼスの相当応力と静水圧応力に依存する破壊曲面が存在するという仮説を立てた(図 3. 1. 3(1)-6 右)。

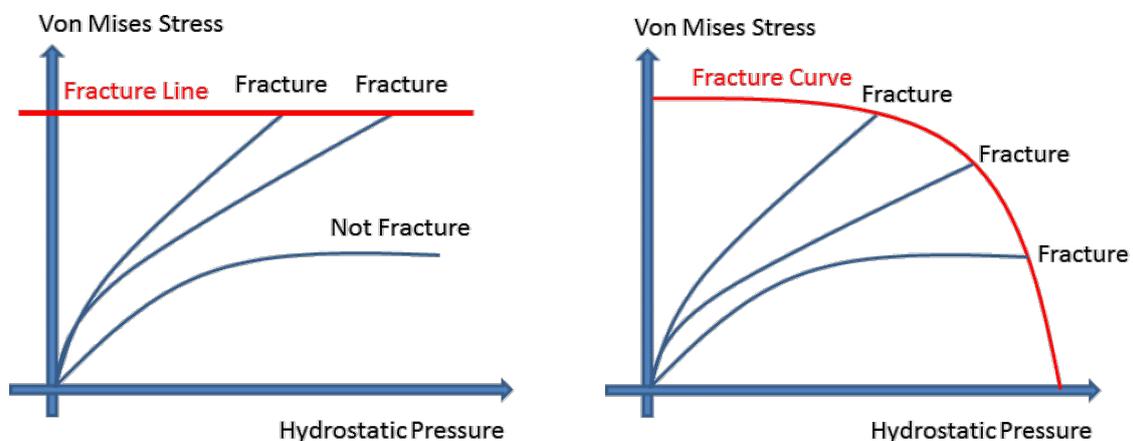


図 3. 1. 3(1)-6 ミーゼスの降伏曲面 (左) と静水圧応力を考慮した破壊曲面 (右)

応力状態がこの曲面に達した時に破損が生じると考える。また、3 軸応力度が表しているものは、この平面上における曲線の原点からの傾きの逆数である（図 3.1.3(1)-7 上）。3 軸応力度は破壊曲面へ向かう方向の情報しか持っていないが、破壊を考える時は、破壊曲面へ向かう方向だけでなく、塑性変形量あたりの静水圧応力とミーゼス応力の増加割合も考慮する必要がある。図 3.1.3(1)-7 の下の図 3.1.3(1)-から、鉛—アンチモン合金と比較して純鉛は、塑性変形するために必要なミーゼス応力が小さいので、単位ミーゼス応力あたりの塑性変形量は大きくなるのが分かる。

図 3.1.3(1)-6 と図 3.1.3(1)-7 の考察を基に、弾塑性解析して得られたミーゼス応力と静水圧応力の結果を図 3.1.3(1)-8 に示す。このとき、試験結果を基に、破壊曲面と応力曲線が重なるであろうと思われるおおよその位置を通るような仮想的な破壊曲面を描いた。

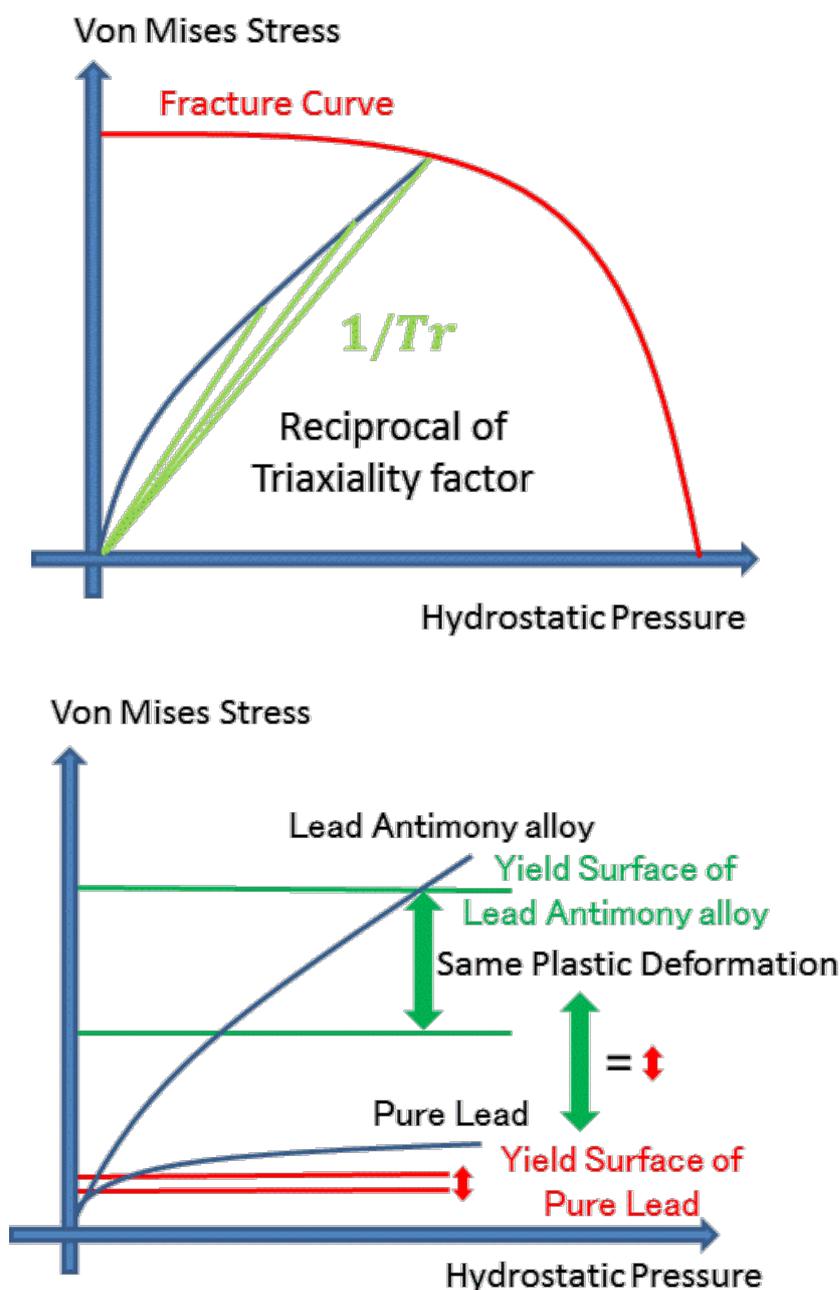


図 3.1.3(1)-7 3 軸応力度の意味（上）及び塑性変形増分と応力増分の関係（下）

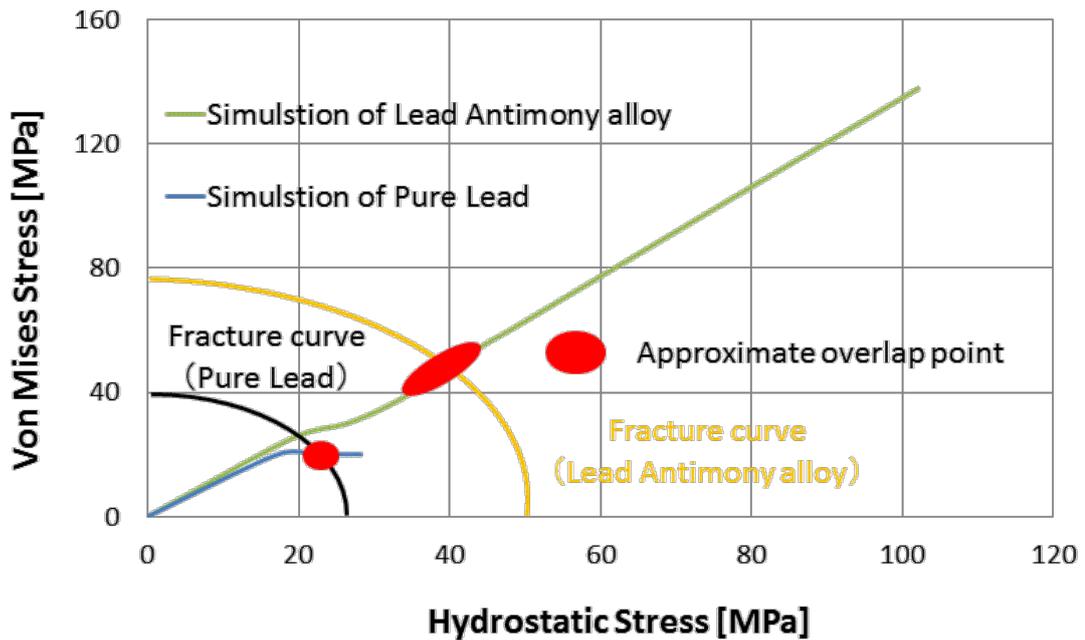


図 3.1.3(1)-8 有限要素解析結果から予想される破壊曲面

図 3.1.3(1)-8 から、局部破損の破壊メカニズムを次のように説明することができる。

- ・ 純鉛は、3 軸応力度は大きいですが、静水圧応力とミーゼス応力の増加量が小さいために、純鉛が持つ破壊曲面と応力曲線が重なるのが遅くなり、結果として大きい塑性変形を生じた後に破壊する。
- ・ 鉛-アンチモン合金は、3 軸応力度は小さいが、静水圧応力とミーゼス応力の増加量は大きいため、鉛-アンチモン合金が持つ破壊曲面と応力曲線が重なるのが速くなり、結果としてあまり塑性変形せずに破壊する。

⑤ 3 軸応力度を考慮した破壊曲面の提案

図 3.1.3(1)-8 は静水圧応力を考慮した破壊曲面を概念的に説明したものであった。ここでは、3 軸応力度を考慮した塑性ひずみの限界値についてこれまでに提案されている式と実際の応力-ひずみ曲線に基づいて破壊曲面を定量的に検討する。

限界塑性ひずみの式としては、図 3.1.3(1)-9 に示す ASME CODE Section VIII Division 2 の式を用いた。この式は、単軸状態における限界塑性ひずみ、ひずみ硬化係数、3 軸応力度の関数となっている。材料特性としては SUS304 の応力-ひずみ曲線を用いる。これらに基づいて破壊曲面を作成する手順は以下のとおりであり、この手順を図 3.1.3(1)-10 に示す。

- 1) 3 軸応力度の値を仮定する。

短軸応力状態 : 0.333

平面応力 (同じ値) 状態 : 0.667

- 2) 評価式から限界塑性ひずみを計算する。
- 3) 応力-ひずみ曲線から限界塑性ひずみに対応する応力を求める。
- 4) 静水圧応力-ミーゼスの相当応力空間上で前項の応力と 3 軸応力度の直線の交点を求め

る。この点が破壊曲面上の点となる。

- 5) 3軸応力度を変えて以上の作業を繰り返す。これから得られた点の軌跡が破壊曲面となる。

ASMEの限界塑性ひずみ評価式

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

パラメータ	物理量
α_{sl}	金属ごとに定まる定数
m_2	金属ごとに定まる定数
ε_{Lm}	多軸状態での限界ひずみ
ε_{Lu}	単軸状態での限界ひずみ
T_r	3軸応力度

図 3.1.3(1)-9 3軸応力度を考慮した ASME の限界塑性ひずみ評価式

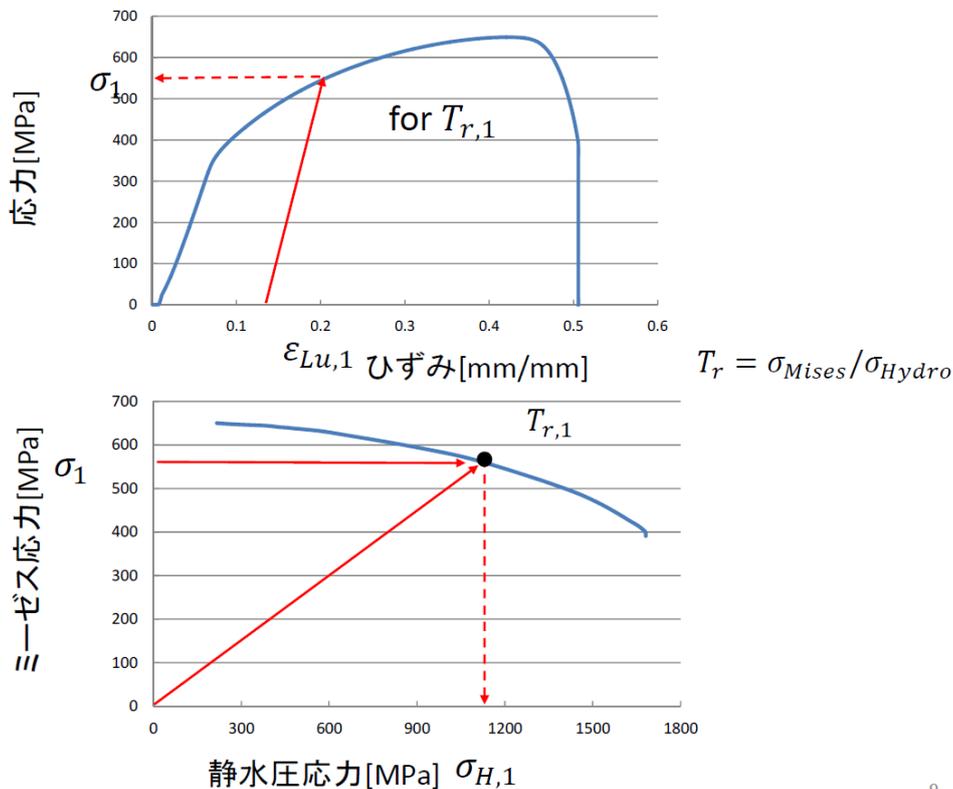


図 3.1.3(1)-10 3軸応力度を考慮した限界塑性ひずみから
応力空間における破壊曲面を求める手順

このようにして作成した破壊曲面を図 3.1.3(1)-11 に示す。この図 3.1.3(1)-11 で、降伏応力の値を持つ横軸に平行な線がミーゼスの初期降伏曲面を、引張り強さの値を持つ線がミーゼスの引張り強さにおける降伏曲面を表す。図 3.1.3(1)-11 中の斜めの線が 3 軸応力度を表す。この線とミーゼスの初期降伏曲面との交点が、初期降伏時の応力状態を表し、破壊曲面との交点が限界塑性ひずみに到達した時点における応力状態を表す。

図 3.1.3(1)-11 から、単軸応力状態における 3 軸応力度は 1/3 であり、ミーゼスの降伏理論に従って降伏し、塑性ひずみが拡大することが分かる。同じ値の平面応力状態では 3 軸応力度は 2/3 であり、初期降伏時の静水圧応力が大きくなるが、破壊曲面の値はミーゼスの降伏曲面の値と大きい差がないことが明らかである。切欠き丸棒試験片などのように、最小断面の内部で 3 軸応力度が高い場合（図 3.1.3(1)-11 中では 1.5 の場合を示す）、初期降伏時の静水圧応力が大きくなるとともに、破壊曲面と交差する点におけるミーゼス応力の値は短軸の引張り強さにおけるミーゼス応力より小さくなる、静水圧応力が非常に大きい値になることが分かる。これは軸方向応力が大きくなることを意味し、断面積がおなじであるにもかかわらず、切欠き付き丸棒試験片の最大荷重が平滑丸棒試験片の最大荷重より大きくなることを説明するものである。また、その増加の度合いは、3 軸応力度に大きい影響を与える塑性拘束に依存すると言える。

この破壊曲面は、3 軸応力度が極めて大きい状態では、ほとんど塑性変形を伴わずに破壊する可能性があることを示唆している。この時の静水圧応力を限界静水圧応力と呼ぶことにする。破壊曲面は限界静水圧応力に漸近し、ミーゼス応力が降伏応力に一致した時、静水圧応力も限界値となる。

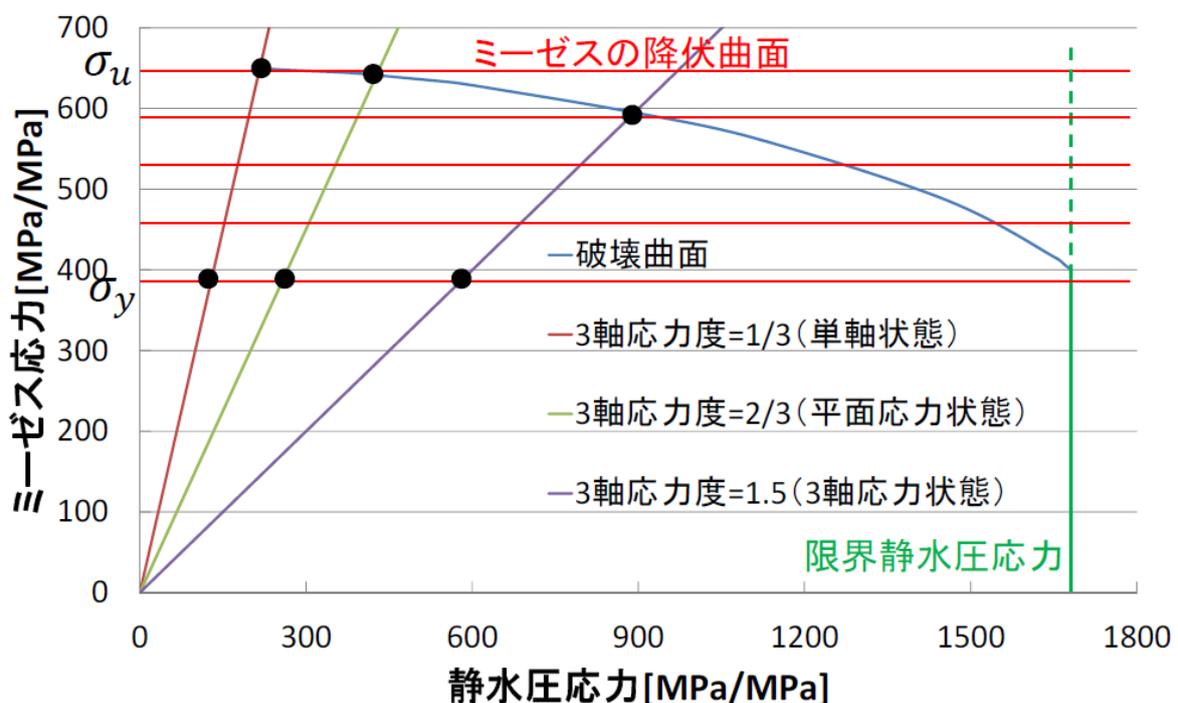


図 3.1.3(1)-11 3 軸応力度考慮した限界塑性ひずみに基づく破壊曲面

⑥ まとめ

高温高圧状態における機器構造物の構造不連続部では、局部破損と呼ばれる破損モードによって壊れる可能性が指摘されているが、その現象自体が十分には解明されていない。ここでは、実験と有限要素法解析により構造不連続部を模擬した切欠き付き丸棒の応力状態を検討し、局部破損の破壊メカニズムについて検討した。その結果、以下の点が明らかとなった。

- 平滑及び切欠き付き丸棒試験片を用いて引張り試験を行った結果、引張り荷重の最大値は以下ようになった。

切欠き付き試験片 > 小さい切欠き付き試験片 > 平滑試験片

- この試験片について有限要素法による大変形弾塑性解析を行った結果、切欠き付き丸棒の最大荷重が大きくなるのは、最小断面内部において3軸応力度が大きくなることによることが明らかになった。
- 試験結果及び解析結果に基づいて、静水圧応力-ミーゼスの相当応力空間における破壊曲面を概念的に提案した。
- 3軸応力度を考慮したASMEの限界塑性ひずみ評価式とSUS304の応力-ひずみ曲線を基に、静水圧応力-ミーゼスの相当応力空間における破壊曲面を求めた。

<参考文献>

- [1] 上坂充、鬼沢邦雄、笠原直人、鈴木一彦，原子炉構造工学，オーム社，2009.
- [2] 佐藤拓哉，圧力設備の破損モードと応力，日本工業出版.
- [3] ASME, ASME Boiler & Pressure Vessel Code Section VIII Div.2.
- [4] Naoto KASAHARA , Izumi NAKAMURA, Hideo MACHIDA, Hitoshi NAKAMURA and Koji OKAMOTO, Identification of failure modes under design extension conditions, ASME, PVP2015-45381.

(2) 炉容器高温内圧破損試験

これまでに、シビアアクシデント時の極限荷重と破壊モードについて調査し、炉心溶融事故を代表とする過温過圧事象時の破損シナリオについて検討してきた。一方、試験の安全管理と装置の容量の問題から、事故時の環境（過温過圧）ではなく、実機材料の定性的な性質を保ったまま、低温でクリープを生じ、縦弾性係数や降伏応力が小さい模擬材料（純鉛・鉛アンチモン合金）を選定し、応力ひずみ関係やクリープ試験等の基礎データを取得してきた。そして、炉心溶融事故の破損シナリオに沿った評価法を構築することを念頭に、炉容器高温内圧破損試験の計画をした。本年度は、この計画に基づき、炉容器高温内圧破損試験を実施した。

① 試験体

試験体の形状は、図 3.1.3(2)-1 に示すように、軽水炉の炉容器（福島原子力発電所）の約 1/30 縮小モデルとした（内径：186.6mm、板厚：6.7mm）。既往研究^[1]で見られた 2 種類の壊れ方（バルーン型、局所型のクリープ破壊）を再現することを目的に、試験体は、球殻先端に貫通部を設けないものと設けたものの 2 種類を製作した。供試材は純鉛とし、貫通部は機械加工によって設けた。また、端面は、センサの通し孔を設けた蓋を取付けるために、フランジ構造（SS400、JIS 5K 200A 相当）とした。

② 試験条件

試験条件を表 3.1.3(2)-1 に示す。温度は 50°C、内圧は 0.57MPa とした。

③ 試験方法

1) 加熱・加圧方法

試験外観と計装品を図 3.1.3(2)-2 に示す。試験体は、フランジ部分を上下方向のみ固定した。試験部の加熱は、試験体内部に精製水（水高さ 27.3mm：球殻中心と液面の淵を結ぶ線と垂線のなす角は 45° に相当する）を張り、これを線状ヒータにて加熱することで行った。一方、試験部の加圧は、アルゴンガスにて行い、減圧弁、流量計及び背圧弁を用いて圧力を調整した（図 3.1.3(2)-3）。なお、試験体中には、容器内堆積を極力小さくし、破裂時のエネルギーを抑えるために、中子（アルミナ球）を挿入した。

2) 計測内容

試験では、温度、圧力及び変形を計測した。また、圧力負荷の確認のため、球殻端部と円筒部に、汎用箔ひずみゲージ（子午線方向と円周方向の 2 点ずつ、計 4 点）を貼付した。

計測センサの取付け位置を図 3.1.3(2)-4 に示す。温度は、シース熱電対（熱電対種類：K 型、保護管材質：316L、素線外径：φ1.0）を用い、常温硬化型瞬間接着剤とアルミテープにて、試験体に貼付した。温度センサは、試験体の子午線方向に 16 点貼付した（内面側 8 点、外面側 8 点）。圧力は、圧力変換器を用いて計測した。変形計測は、カメラを用いて球殻先端の下方向変位を算出した（図 3.1.3(2)-5）。なお、カメラは、2 台使用し、位相を 90° ずらして撮影した。

また、Case2 において、試験終了後の貫通部近傍の変形が複雑になっていたことから、Case3 においては、画像相関法を用いて貫通部近傍の試験中のひずみを追加計測した（図 3.1.3(2)-5）。画像相関法とは、試験対象物に多数のマーカ一点を付け、この移動量を求めることで、ひずみを算出する方法である。

④ 試験結果

1) 貫通部無しの場合 (Case1)

圧力及び温度の時刻履歴を図 3.1.3(2)-6 に示す。圧力は、制御値 (0.57MPa) となっていることを確認した。また、熱電対番号 T-OUT2、T-IN5 及び T-OUT5 を除いて、温度はほぼ制御値 (50℃) となっていることを確認した。ここで、T-OUT2 は、試験中に熱電対が試験体から外れたため、データが不連続となった（時間 285min 位置）。一方、T-IN5 及び T-OUT5（試験開始時点の液面近傍に位置）は、試験中に試験体が膨張変形することで、当該熱電対と液面位置の位置が変化したため、温度が時間的に変わった可能性がある。なお、寿命は、約 250min（圧力を制御値とした時点から、圧力が低下するまでの時間）であった。

カメラによる変形計測結果を図 3.1.3(2)-7 に示す。球殻先端位置は、時間とともに下方向に移動し、最終変位は、約 26mm であった。

破断後の試験体を図 3.1.3(2)-8 に示す。試験終了時の球殻先端は、尖るように変形していた。き裂の方向は、やや円周方向に近く、き裂の位置は、球殻先端近傍（液面以下）であった。

2) 貫通部有りの場合 (Case2 及び Case3)

(a) Case2

圧力及び温度の時刻履歴を図 3.1.3(2)-9 に示す。圧力は、制御値 (0.57MPa) となっていることを確認した。また、試験中に熱電対が試験体から外れた T-IN4（時間 225min）及び T-IN5（時間 195min）、そして試験開始時点の液面近傍に位置する T-OUT5 を除いて、温度はほぼ制御値 (50℃) となっていることを確認した。寿命は、約 230min（圧力を制御値とした時点から、圧力が低下するまでの時間）であった。

カメラによる変形計測結果を図 3.1.3(2)-10 に示す。球殻先端位置は、時間とともに下方向に移動し、最終変位は、約 24mm であった。

破断後の試験体を図 3.1.3(2)-11 に示す。試験終了時の球殻先端は、尖るように変形していた。き裂の方向は、子午線方向に近く、き裂の位置は、球殻先端にある貫通部よりやや離れた位置であった。

(b) Case3 (Case2 の再現試験)

圧力及び温度の時刻履歴を図 3.1.3(2)-12 に示す。圧力は、制御値 (0.57MPa) となっていることを確認した。また、試験開始時点の液面近傍に位置する T-IN5 及び T-OUT5 を除いて、温度はほぼ制御値 (50℃) となっていることを確認した。寿命は、約 240min（圧力を制御値とした時点から、圧力が低下するまでの時間）であった。

カメラによる変形計測結果を図 3.1.3(2)-13 に示す。球殻先端位置は、時間とともに下方

向に移動し、最終変位は、約 26mm であった。

破断後の試験体を図 3.1.3(2)-14 に示す。試験終了時の球殻先端は、尖るように変形していた。き裂の方向は、子午線方向に近く、き裂の位置は、球殻先端にある貫通部よりやや離れた位置であった (Case2 と同様)。

画像相関法による貫通部近傍のひずみ計測結果を図 3.1.3(2)-15 に示す。ひずみの算出位置は、き裂発生位置を含む領域 (球殻先端を中心に半径 10~15mm の範囲) とした。円周方向ひずみは、半径 10mm (評点間距離 $GL \div 5.2\text{mm}$) と半径 15mm (評点間距離 $GL \div 7.9\text{mm}$) の位置に対して算出した。一方、子午線方向ひずみは、半径 10mm~15mm の間 (評点間距離 $GL \div 5\text{mm}$) にて算出した。

円周方向ひずみは、引張方向に作用し、時間とともに増加する傾向にあった。き裂発生位置 (角度 $\div 150^\circ$) の円周方向ひずみは、球殻先端の下方向変位が約 10mm を超えた時点より急増する傾向にあった。また、き裂発生位置以外においても、ひずみが大きくなる点 (2点) が見られた。一方、子午線方向ひずみは、圧縮方向に作用し、時間とともに増加する傾向にあった。ここで、試験中のマーカ一点の移動状況より、貫通部の内径が外側に捲れ出るように変形していた (試験後に大きく変形していた領域の輪郭は、試験開始時の貫通部のエッジに相当する)。子午線方向ひずみが圧縮方向に作用した理由は不明であるが、貫通部の変形が影響している可能性が高いと考える。

3) 各ケースの試験結果の比較

炉容器高温内圧破損試験で取得した寿命と基礎試験で取得したクリープ破断寿命の比較結果を図 3.1.3(2)-16 に示す。ここで、縦軸は、円周応力 (貫通部が有る Case2 及び Case3 については、貫通部による応力集中を未考慮) とした。各ケースの寿命は、ほぼ同等であり、さらに、基礎試験で取得したクリープ破断寿命とほぼ対応する結果となった。

各ケースのき裂近傍状況の比較を図 3.1.3(2)-17 に示す。貫通部が無い Case1 のき裂形状は、円周方向に近かったことに対し、貫通部が有る Case2 及び Case3 のき裂形状は、子午線方向に近かった。貫通部が無い場合、き裂発生位置の弾性応力は、円周応力と子午線応力が等しいが、試験中の変形は主に子午線方向に生じたことから (程度は弱い、球殻端部の円筒部分 (肉厚 15.7mm) 及びフランジにより、円周方向の変形が拘束される)、子午線方向ひずみが卓越したため、これに直角方向である円周方向にき裂が生じたと推測する。一方、貫通部が有る場合、き裂発生位置の変形は、貫通部により主に円周方向に拘束される。このため、貫通部近傍に局所的に大きな円周方向応力が発生し、これに直角方向である子午線方向にき裂が生じたと推測する。

以上より、貫通部が無い場合 (Case1) と貫通部が有る場合 (Case2 及び Case3) の破壊メカニズムが異なった可能性が高い。つまり、貫通部が無い場合 (Case1) はバルーン型のクリープ破壊が、貫通部が有る場合 (Case2 及び Case3) は局所型のクリープ破壊が生じたと考えている。このように、貫通部が無い場合 (Case1) と貫通部が有る場合 (Case2 及び Case3) で破壊メカニズムが異なったかどうかを確認するため、試験部及びき裂発生位置の肉厚分布を計測した。

肉厚分布計測のため、試験体を切断した。切断後の試験体の外観を図 3.1.3(2)-18 に示す。

試験部近傍の肉厚は、この切断面を用いて求めた。更にき裂中央を通るように細かく切断した(図 3.1.3(2)-19)。き裂近傍の肉厚は、この最終切断面(き裂に直角方向)を用いて求めた。

肉厚計測結果を図 3.1.3(2)-20 に示す。試験部近傍の肉厚分布は、貫通部が有る(Case2 及び Case3) 球殻先端を除くと、全てのケースでほぼ対応した。ここで、試験終了時の球殻先端の下方向変位は 24~26mm (Case1 : 図 3.1.3(2)-8、Case2 : 図 3.1.3(2)-11、Case3 : 図 3.1.3(2)-14) であり、球殻先端を除く全体変形は、全てのケースでほぼ同じであったと考えられる。一方、き裂近傍(き裂中心を 0 とし、き裂直角方向に±25mm の範囲)の肉厚分布について、貫通部が無い場合の最大肉厚(Case1) は 4.4mm であるのに対して、貫通部が有る場合の最大肉厚は 6.2mm (Case2) と 5.8mm (Case3) であり、貫通部が有る場合の方が大きかった。ここで、試験前の当該部肉厚(図面寸法)は全て 6.7mm であるため、貫通部が無い場合(Case1) の最大肉厚は約 66% ($=4.4/6.7 \times 100$)、貫通部が有る場合の最大肉厚は約 87% ($=5.8/6.7 \times 100$: Case3) ~約 93% ($=6.2/6.7 \times 100$: Case2) となる。これより、貫通部が無い場合(Case1) は、広い範囲でクリープ変形が生じ、これに対して、貫通部が有る場合(Case2 及び Case3) は、狭い範囲でクリープ変形が生じたと考えられ、前者ではバルーン型のクリープ破壊が生じ、後者では局所型のクリープ破壊が生じた可能性が高い。

⑤ まとめ

炉心溶融事故の破損シナリオに沿った評価法を構築することを念頭に、炉容器高温内圧破損試験を実施した。得られた知見、成果は以下のとおり。

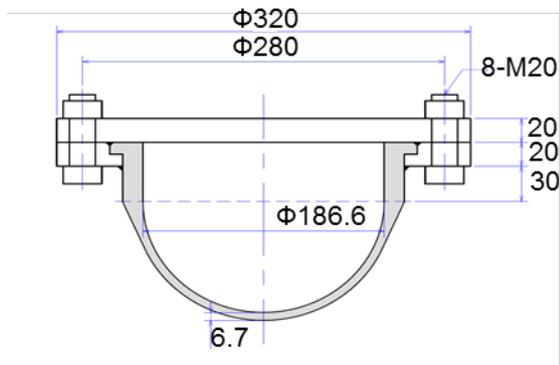
- ・貫通部の有無によって、破断寿命及び全体挙動はほとんど変わらなかったが、き裂の発生状況及びこの周辺の肉厚分布には優位差が見られた。
- ・貫通部が無い場合は、子午線方向ひずみが卓越し、これに直角方向である円周方向にき裂が生じたと考える。また、比較的広い範囲でクリープ変形が生じており、バルーン型のクリープ破壊が生じた可能性が高い。
- ・貫通部が有る場合は、貫通部により円周方向の変形が強く拘束されることから、これに直角方向である子午線方向にき裂が生じたと考える。また、比較的狭い範囲でクリープ変形が生じており、局所型のクリープ破壊が生じていた可能性が高い。

<参考文献>

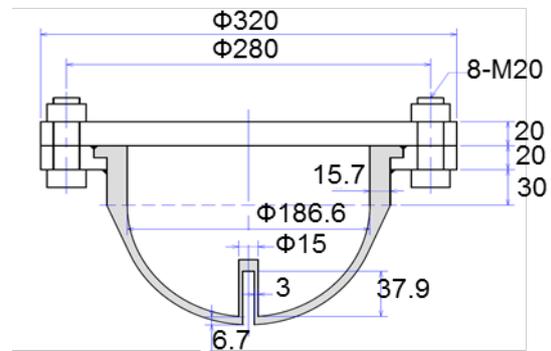
- [1] “Lower Head Failure Experiments and Analyses”, NUREG/CR-5582(1999)

表 3.1.3(2)-1 試験条件及び結果

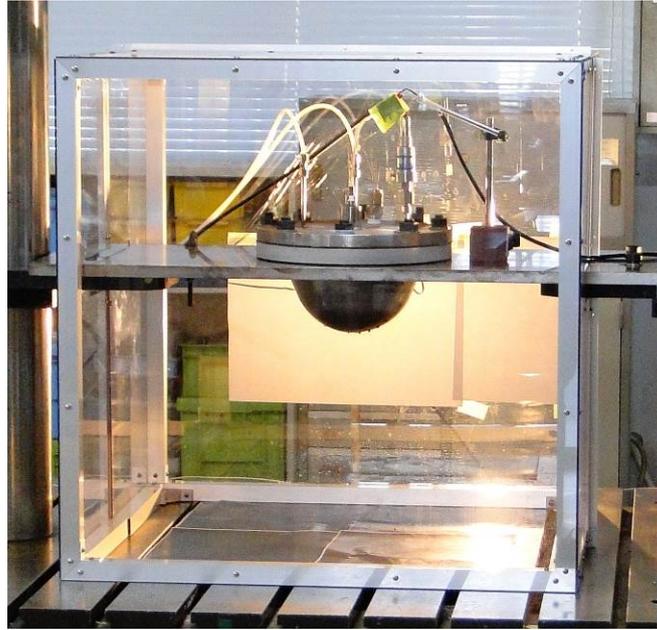
Case	材料	温度	内圧 (MPa)	円周応力 (MPa)	試験体	備考	破断時間 (min)
1	純鉛	50°C	0.57	4.0	貫通部 無し	バルーン型破壊 を想定	250
2					貫通部 有り	局所型破壊 を想定	230
3					貫通部 有り	Case2 の再現	240



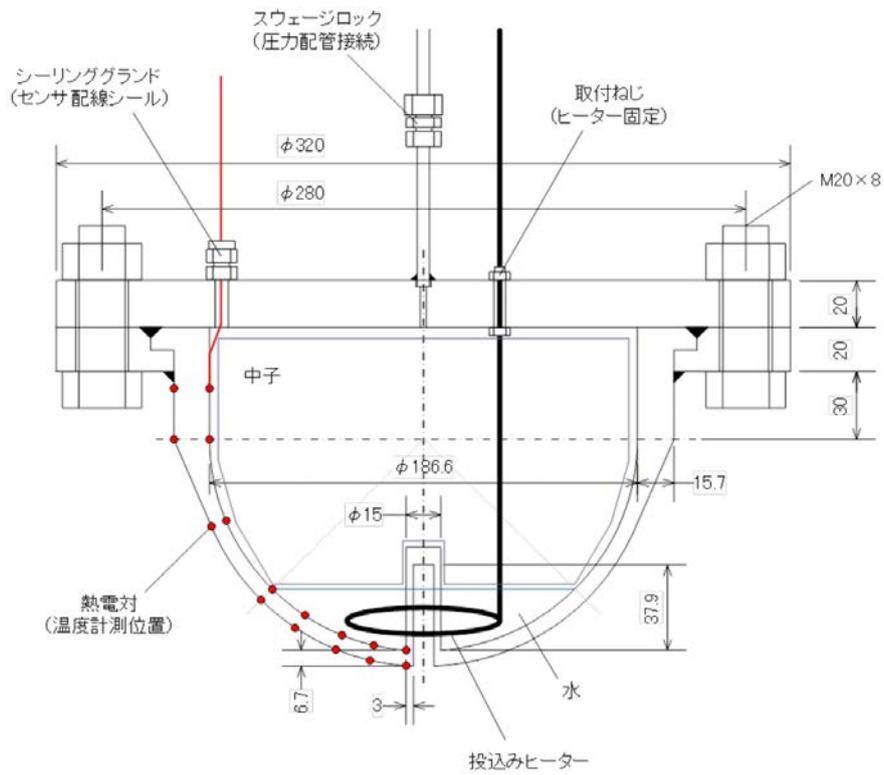
貫通部無し



貫通部有り



(a) 試験外観



(b) 計装品

図 3.1.3(2)-2 試験外観と計装品

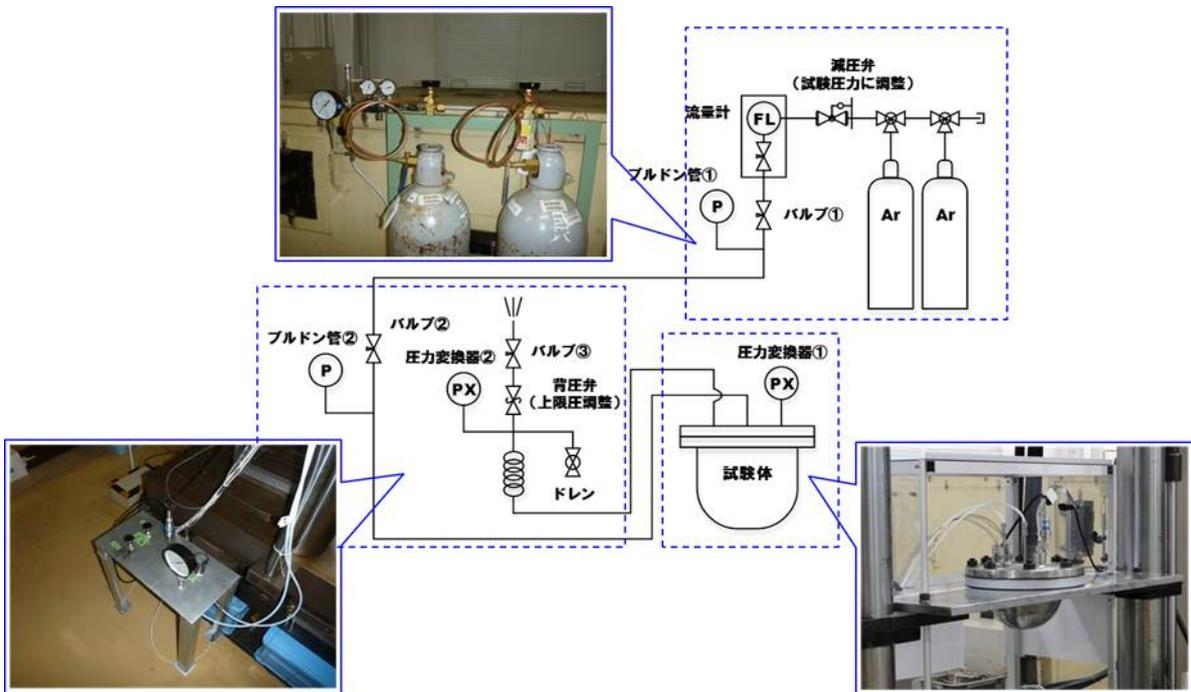


図 3. 1. 3(2)-3 圧力負荷系統

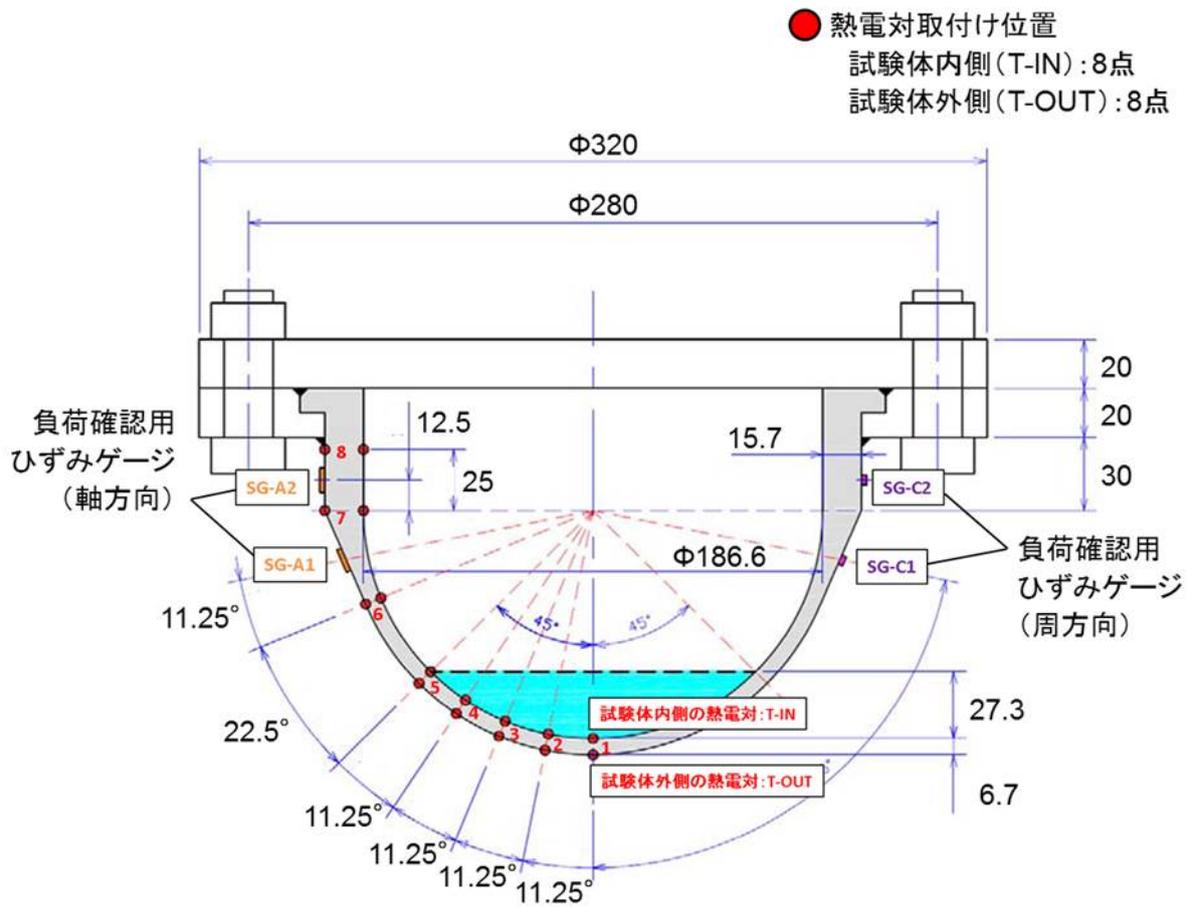
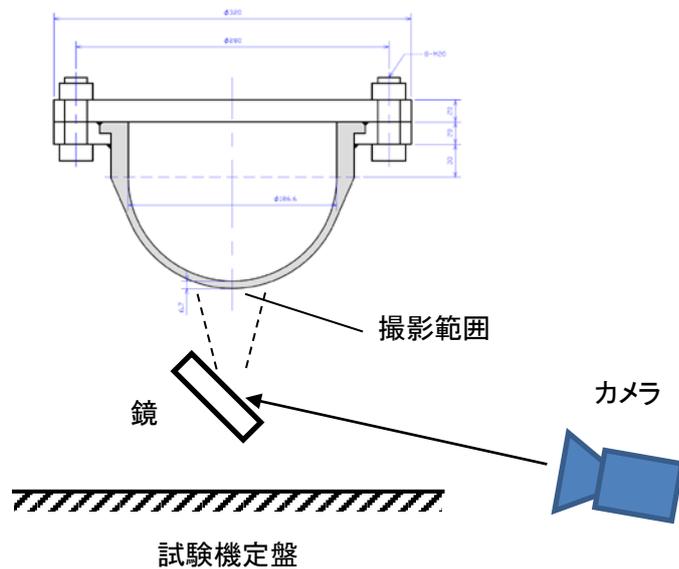
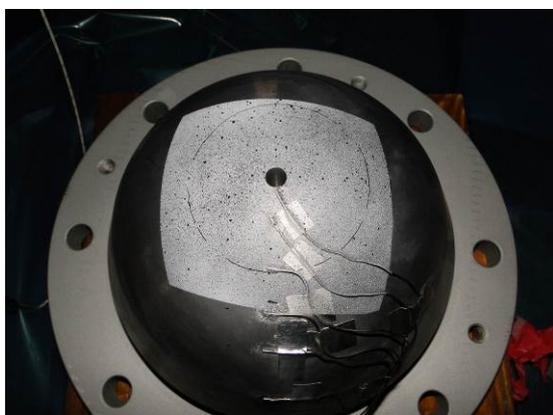


図 3.1.3(2)-4 計測センサの取付け位置



(a) 計測範囲と光学系の位置関係

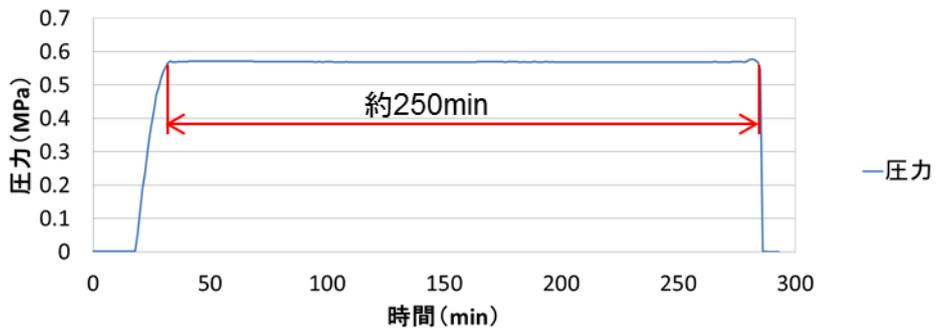


(b) ドットパターン塗布後の試験体

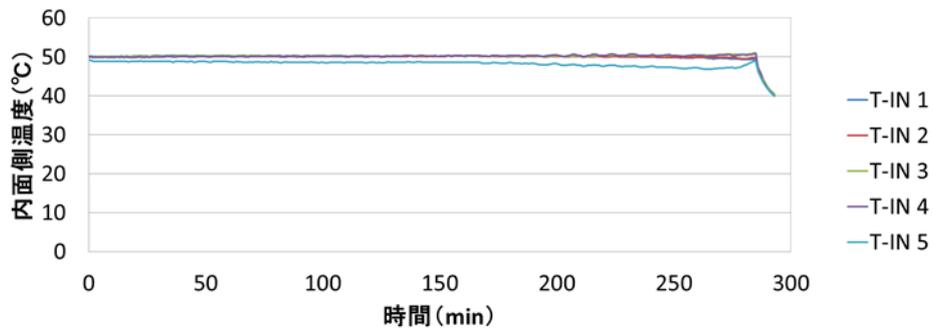


(c) マーカー点

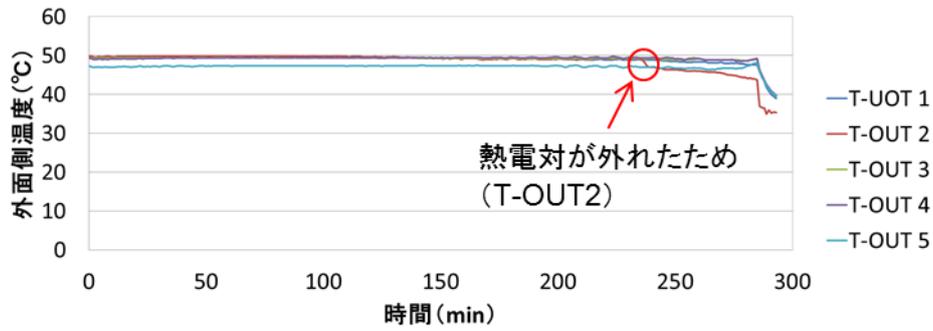
図 3.1.3(2)-6 画像相関法によるひずみ計測方法



(a) 圧力

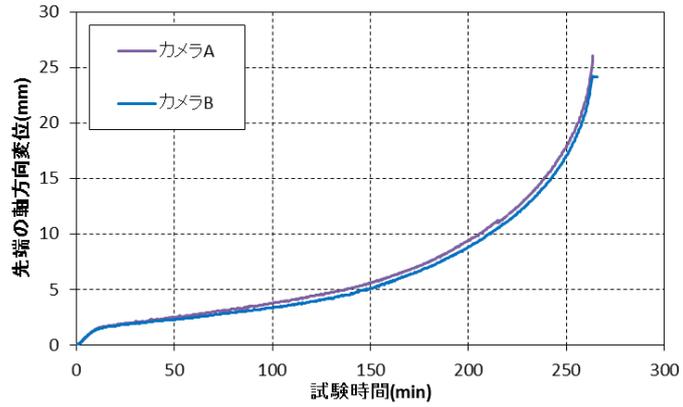


(b) 内面側温度

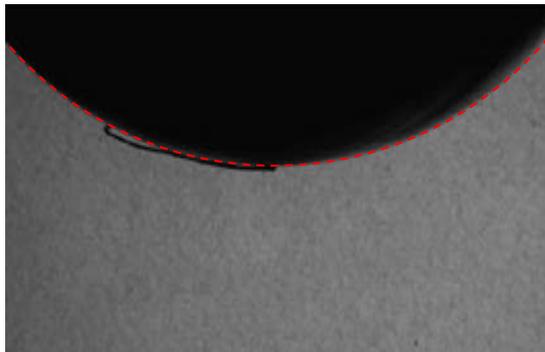


(c) 外面側温度

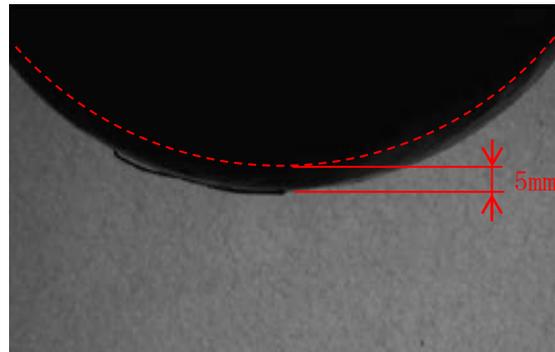
図 3.1.3(2)-7 圧力及び温度の時刻履歴 (Case1)



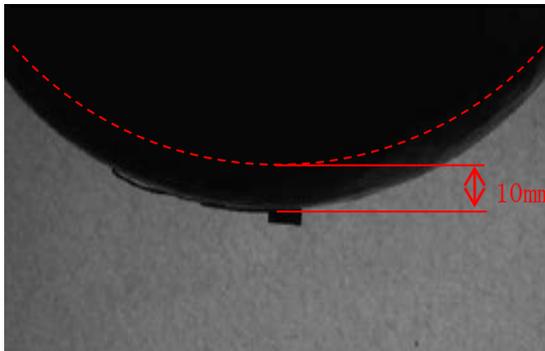
球殻先端の下方方向変位の時間履歴



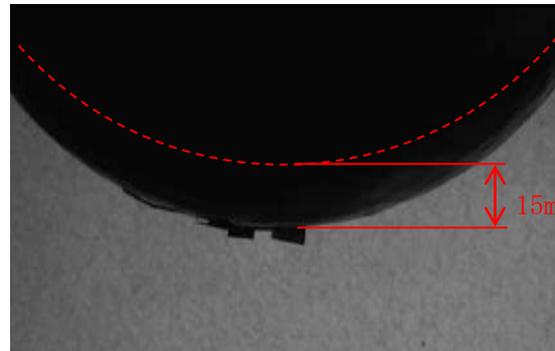
初期



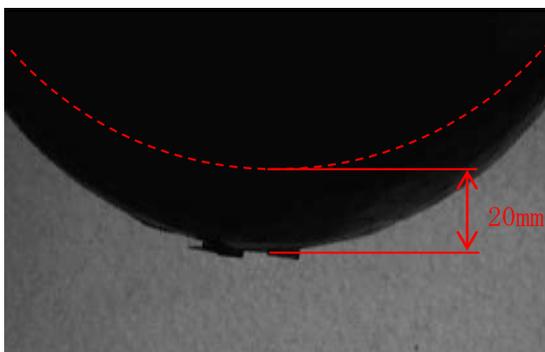
下方方向に 5mm 変形



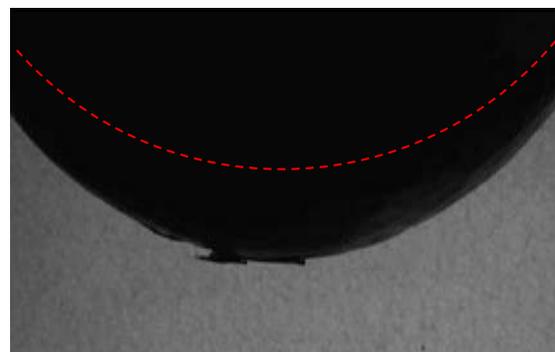
下方方向に 10mm 変形



下方方向に 15mm 変形



下方方向に 20mm 変形

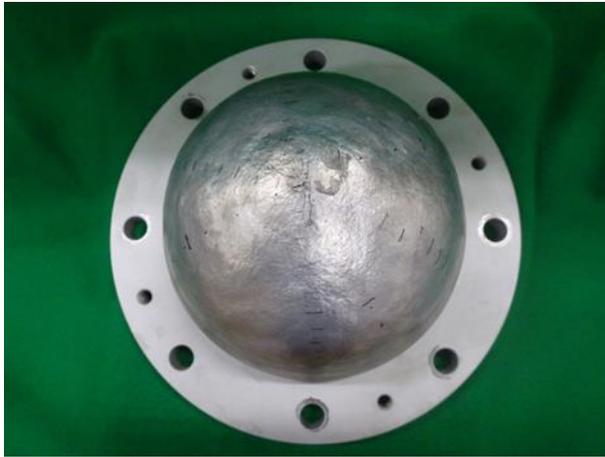


最大変形

図 3.1.3(2)-8 カメラによる変形計測結果 (Case1)



(a) 外観



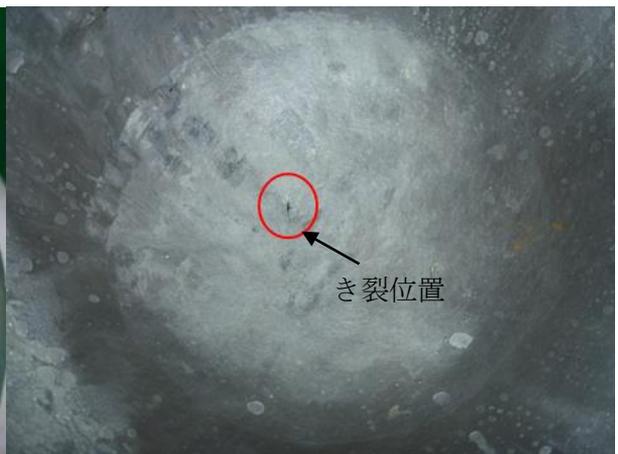
(b) 外面側外観



(c) 内面側外観

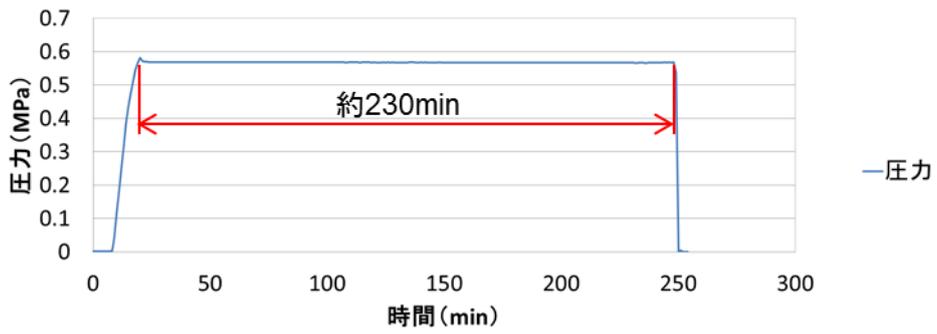


(d) 外面側外観 (き裂位置拡大)

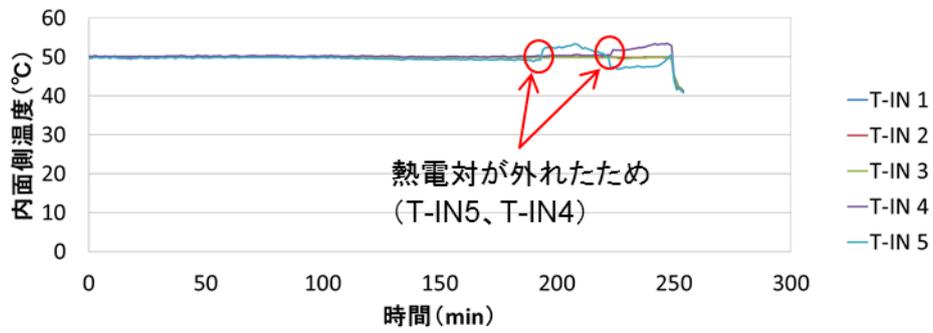


(e) 内面側外観 (き裂位置拡大)

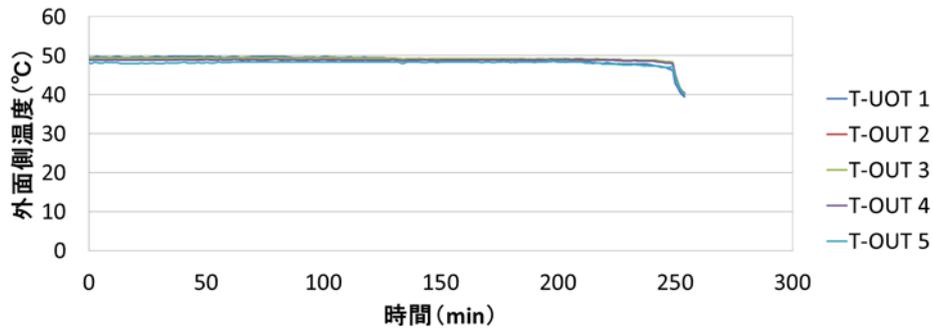
図 3. 1. 3(2)-9 破断後の試験体 (Case1)



(a) 圧力

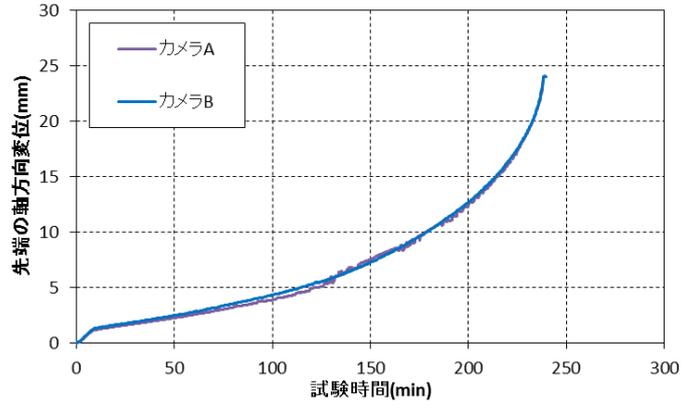


(b) 内面側温度

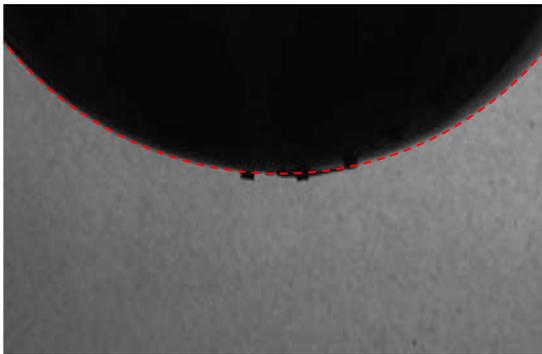


(c) 外面側温度

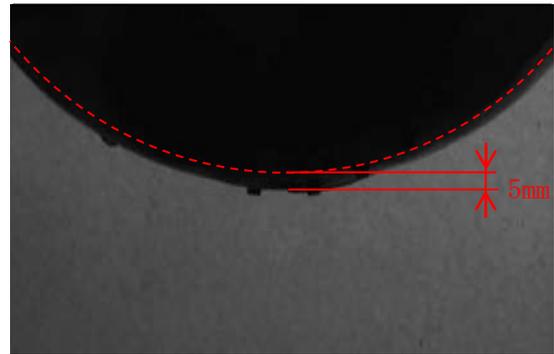
図 3. 1. 3(2)-10 圧力及び温度の時刻履歴 (Case2)



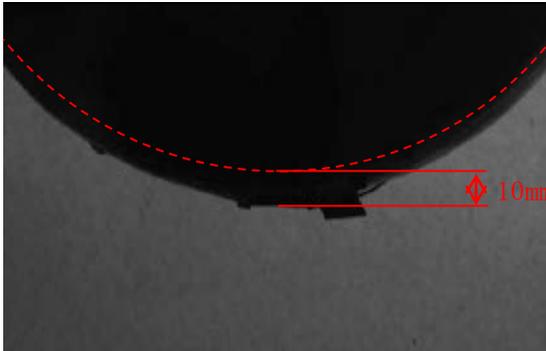
球殻先端の下方変位の時間履歴



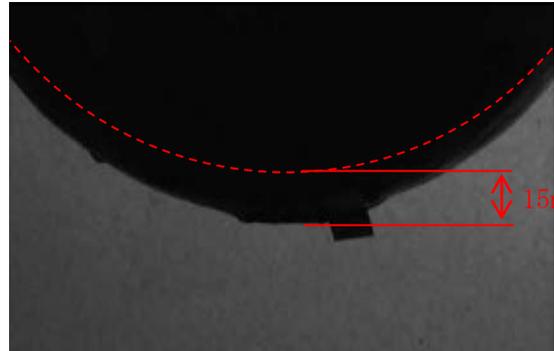
初期



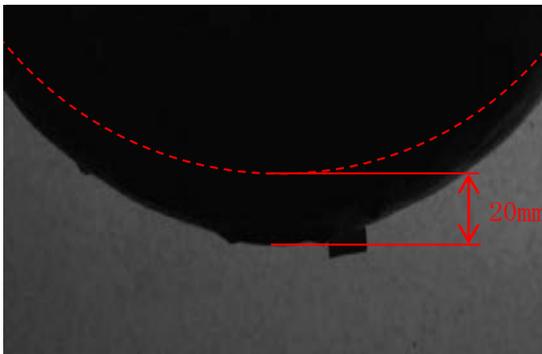
下方方向に 5mm 変形



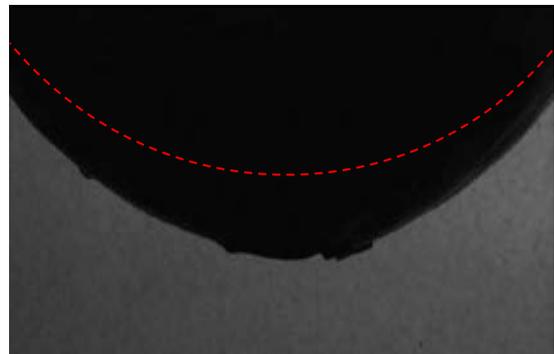
下方方向に 10mm 変形



下方方向に 15mm 変形



下方方向に 20mm 変形

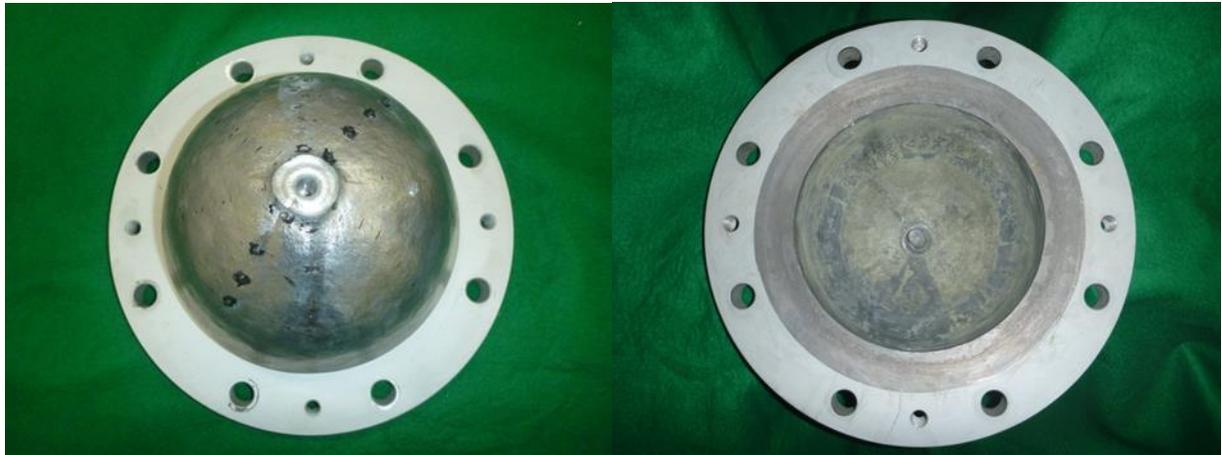


最大変形

図 3.1.3(2)-11 カメラによる変形計測結果 (Case2)

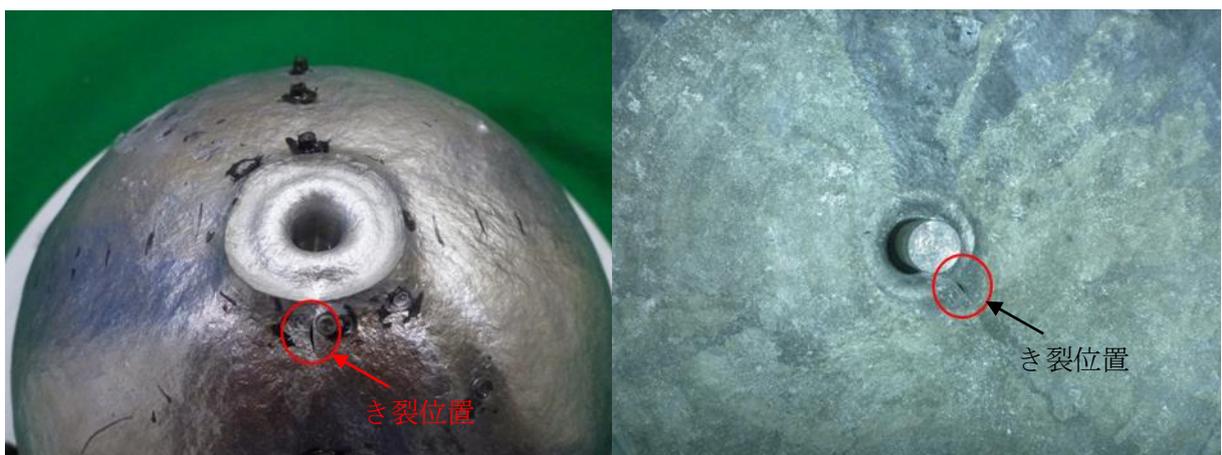


(a) 外観



(b) 外面側外観

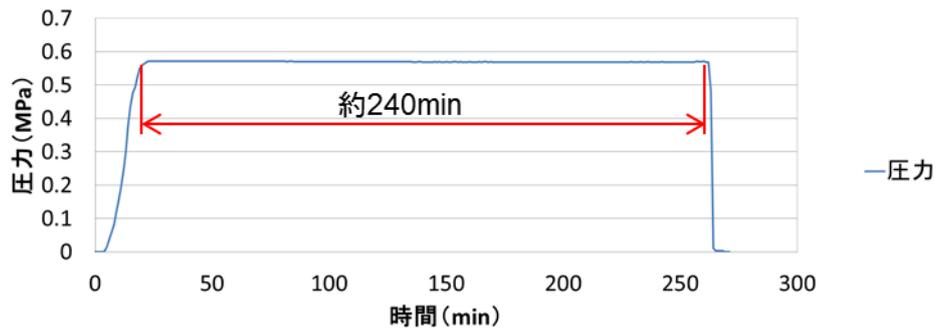
(c) 内面側外観



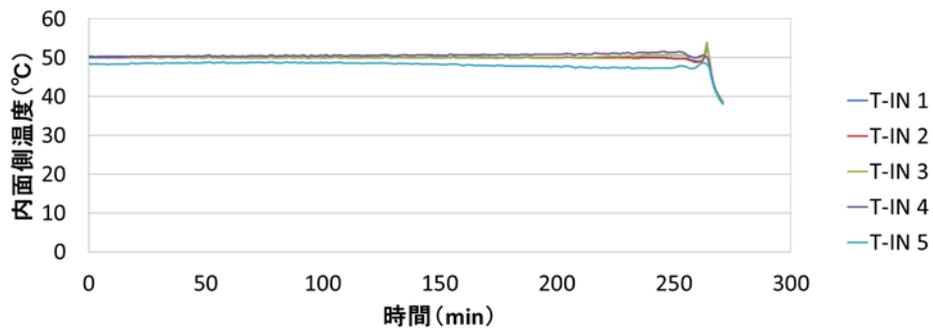
(d) 外面側外観 (き裂位置拡大)

(e) 内面側外観 (き裂位置拡大)

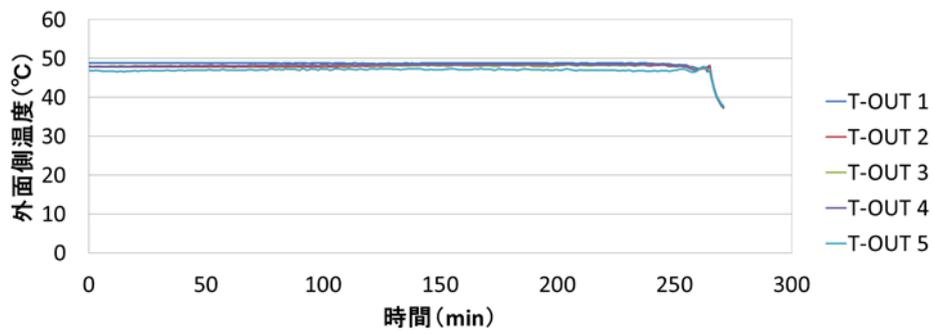
図 3.1.3(2)-12 破断後の試験体 (Case2)



(a) 圧力

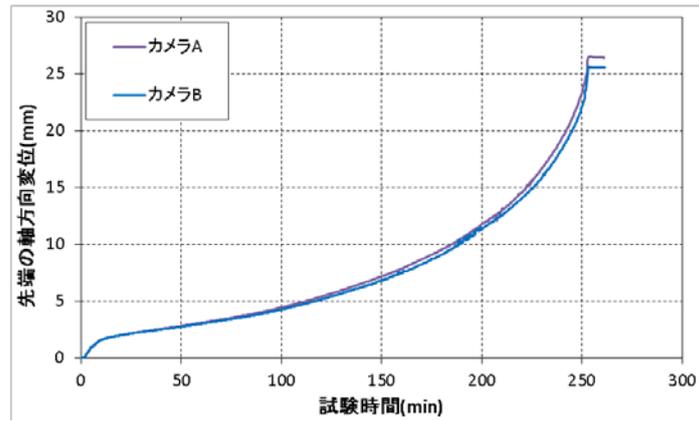


(b) 内面側温度

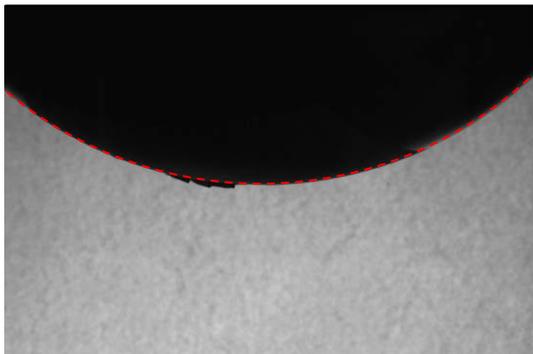


(c) 外面側温度

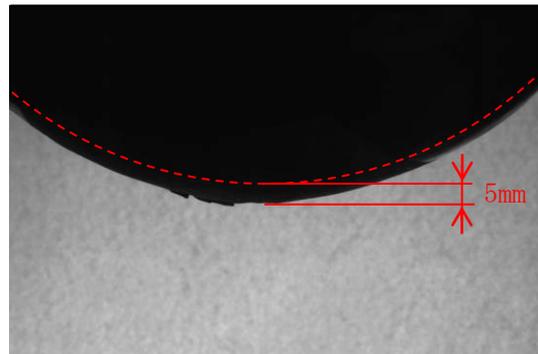
図 3. 1. 3(2)-13 圧力及び温度の時刻履歴 (Case3)



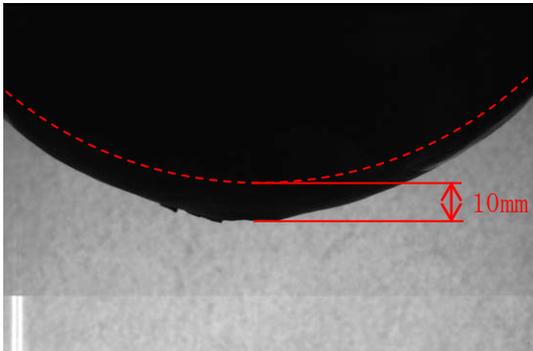
球殻先端の下方変位の時間履歴



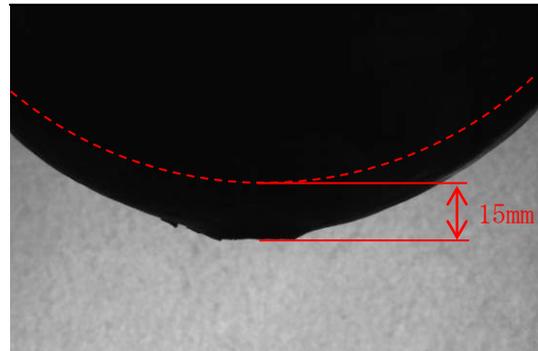
初期



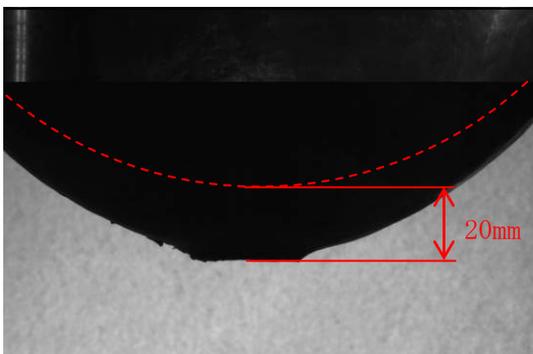
下方方向に 5mm 変形



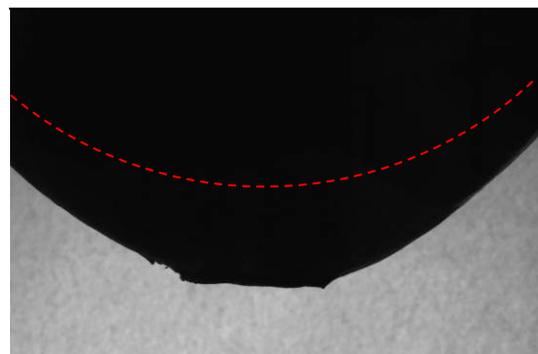
下方方向に 10mm 変形



下方方向に 15mm 変形



下方方向に 20mm 変形



最大変形

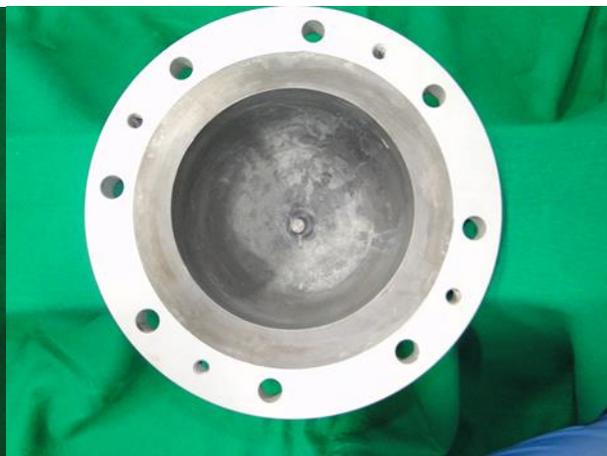
図 3.1.3(2)-14 カメラによる変形計測結果 (Case3)



(a) 外観



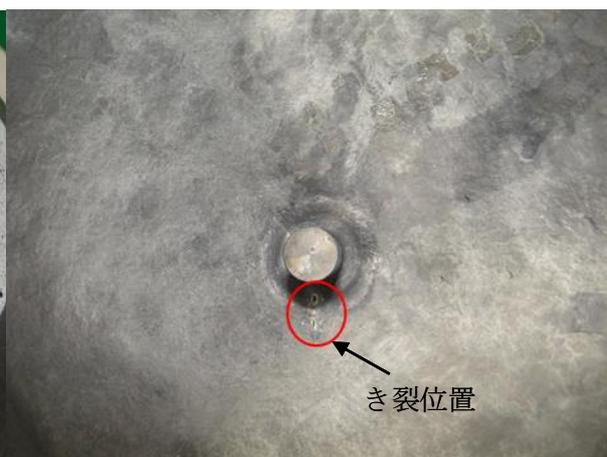
(b) 外面側外観



(c) 内面側外観

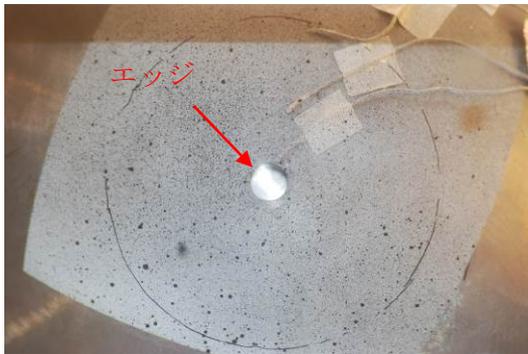


(d) 外面側外観 (き裂位置拡大)



(e) 内面側外観 (き裂位置拡大)

図 3.1.3(2)-15 破断後の試験体 (Case3)



初期



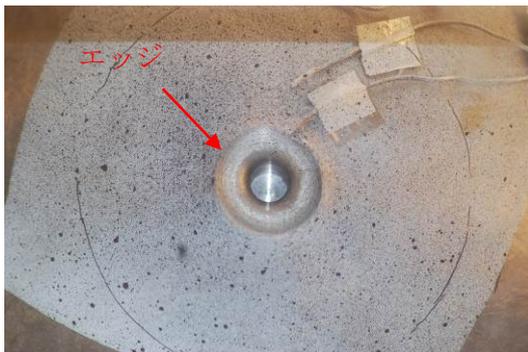
下方向に 5mm 変形



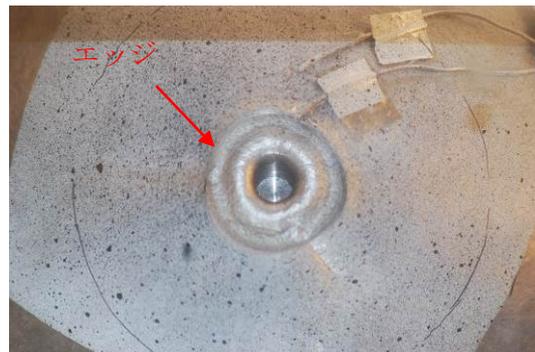
下方向に 10mm 変形



下方向に 15mm 変形



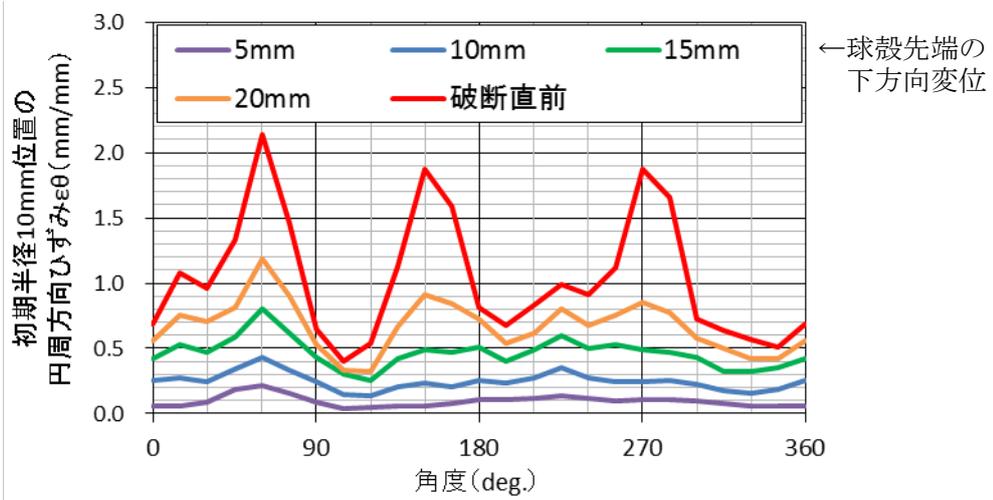
下方向に 20mm 変形



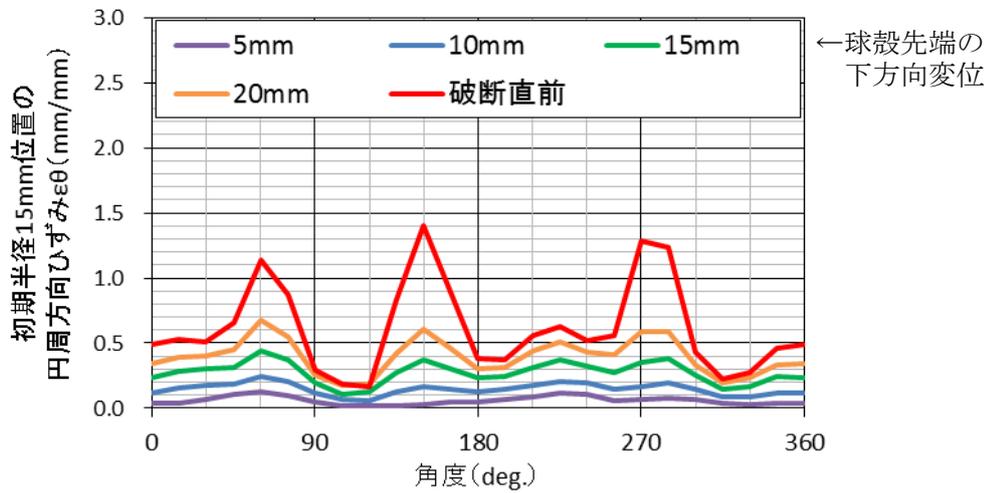
最大変形

図 3. 1. 3(2)-16(1/2) 画像相関法による貫通部近傍のひずみ計測結果 (Case3)

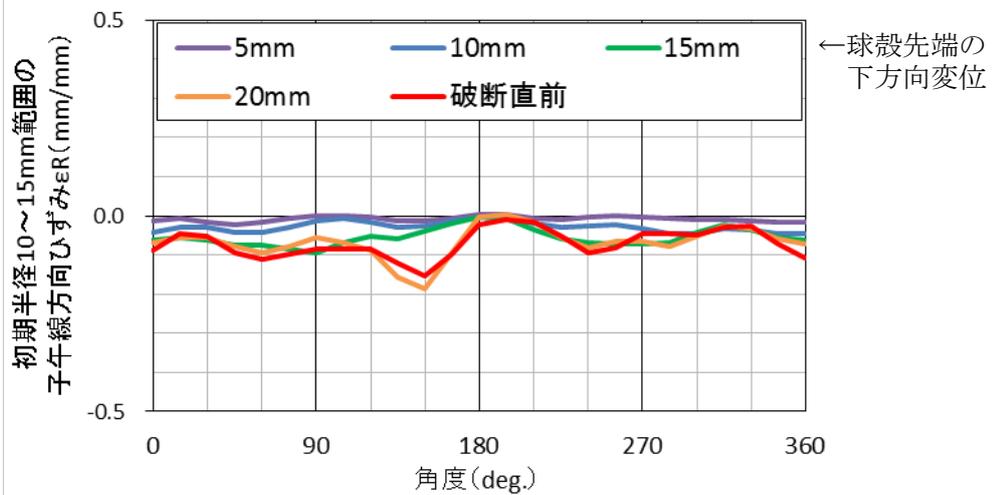
※き裂発生位置 (角度) $\approx 150\text{deg}$.



(a) 円周方向ひずみ (初期半径 10mm 位置、GL $\approx 5.2\text{mm}$)



(b) 円周方向ひずみ (初期半径 15mm 位置、GL $\approx 7.9\text{mm}$)



(c) 子午線方向ひずみ (初期半径 10~15mm 範囲、GL $\approx 5\text{mm}$)

図 3. 1. 3(2)-16(2/2) 画像相関法による貫通部近傍のひずみ計測結果 (Case3)

※ 貫通部による応力集中は未考慮

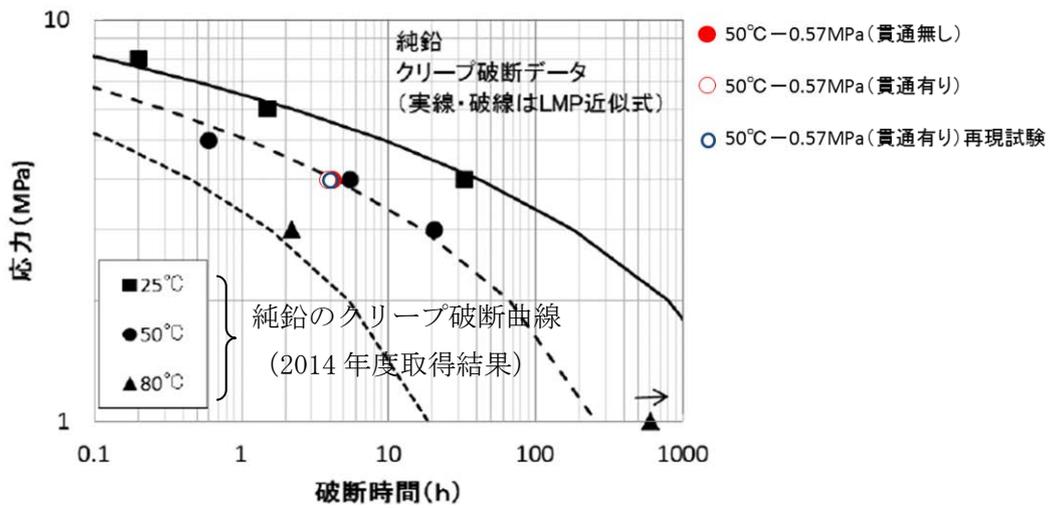


図 3. 1. 3 (2)-17 クリープ破断試験結果と炉容器高温内圧破損試験結果の比較

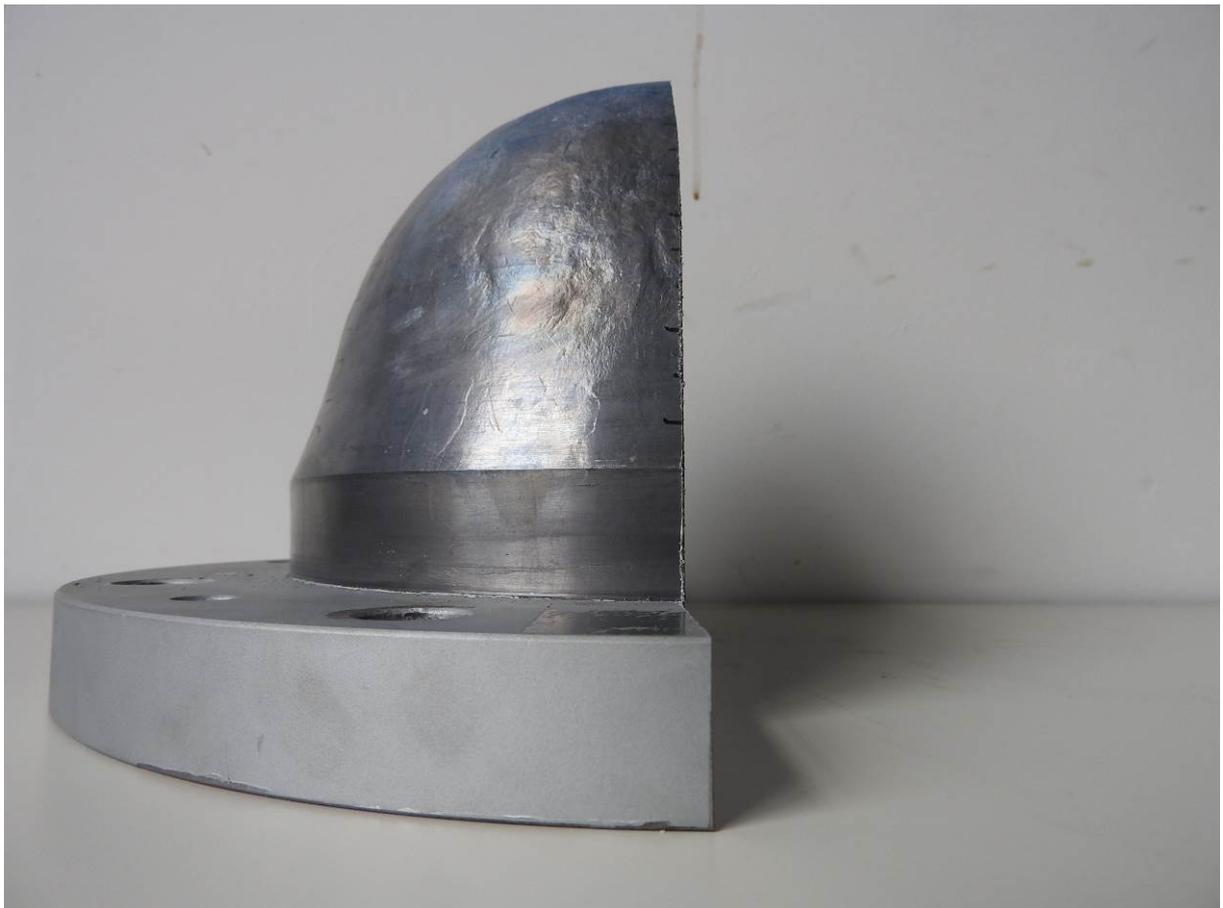
○ き裂位置

Case	外面側	内面側	き裂近傍の状況
1			<ul style="list-style-type: none"> ・円周方向に近い ・球殻先端近傍
2			<ul style="list-style-type: none"> ・子午線方向に近い ・貫通部より離れた位置
3			Case2 と同じ

図 3. 1. 3 (2)-18 各ケースのき裂近傍状況の比較



(a) 断面

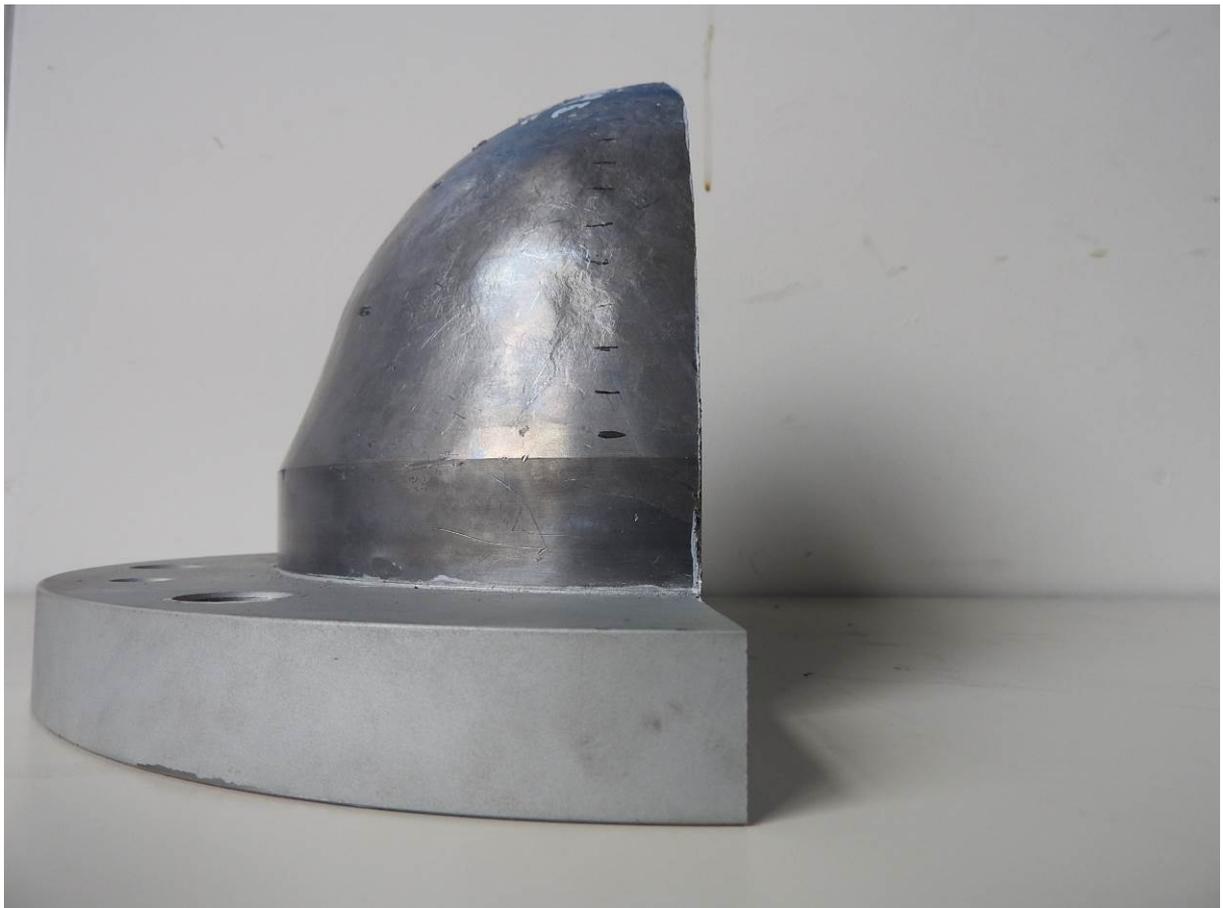


(b) 側面

図 3.1.3(2)-19(1/3) 切断後の試験体外観 (Case1)



(a) 断面

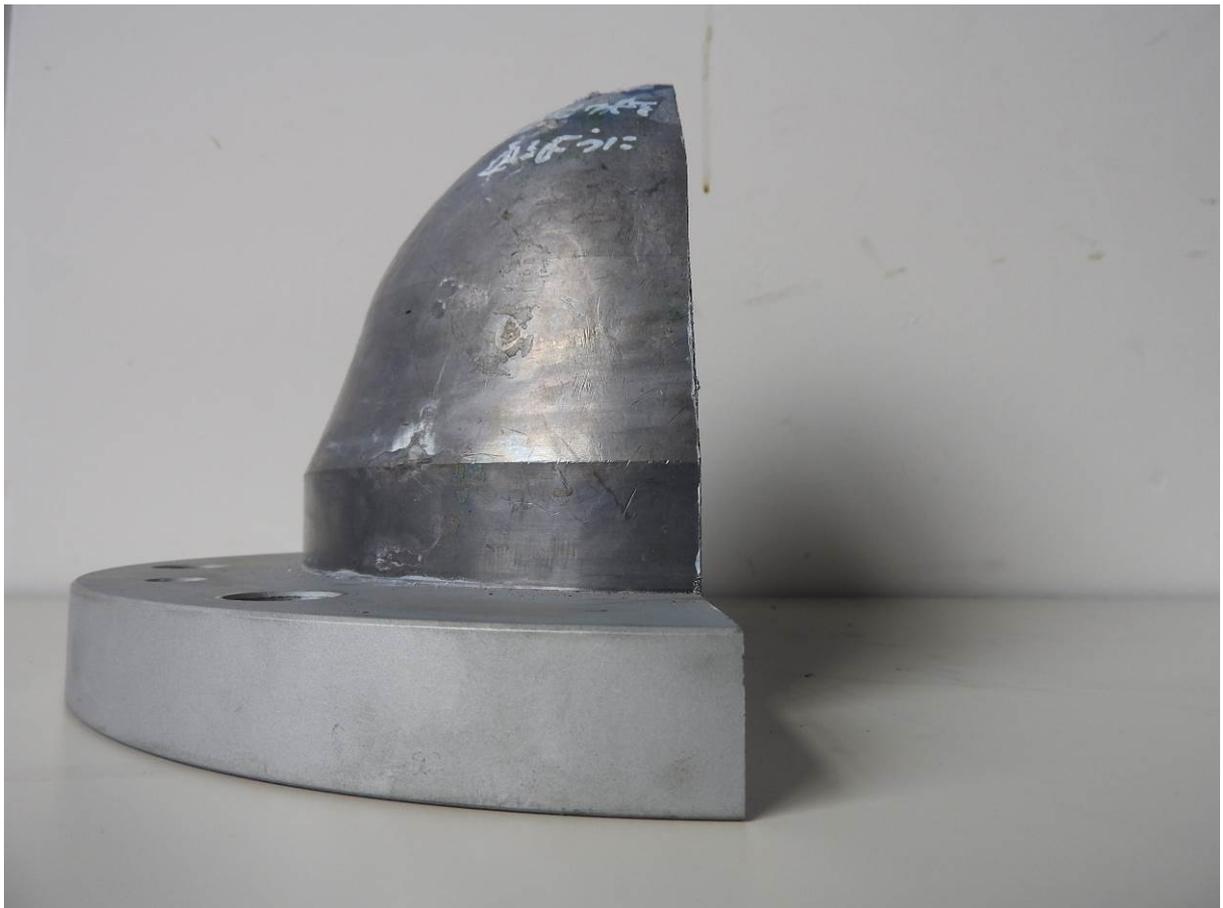


(b) 側面

図 3.1.3(2)-19(2/3) 切断後の試験体外観 (Case2)

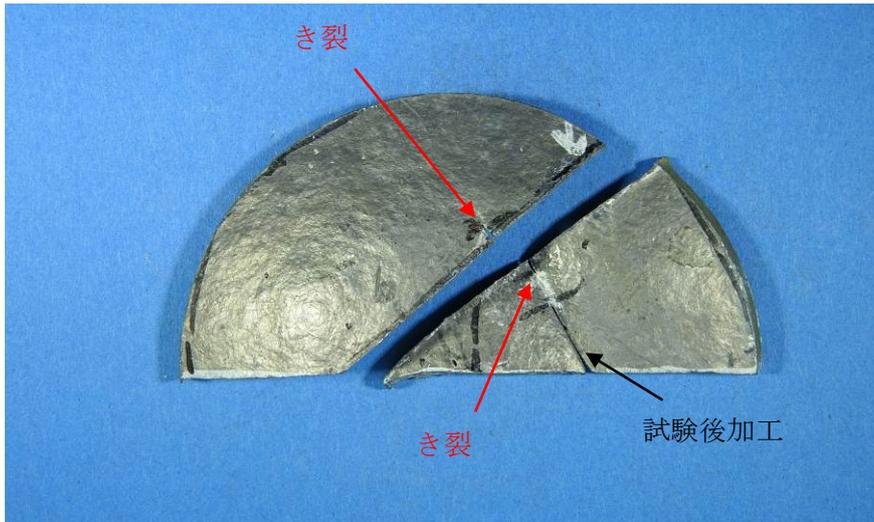


(a) 断面

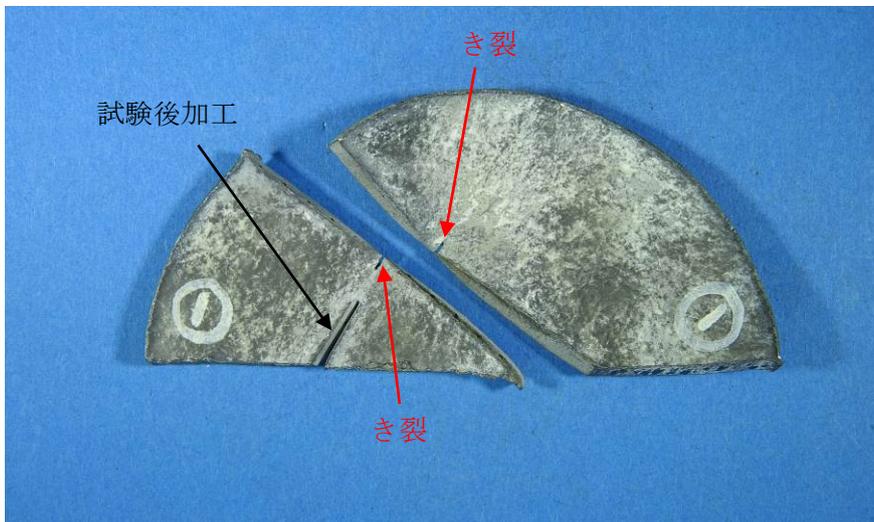


(b) 側面

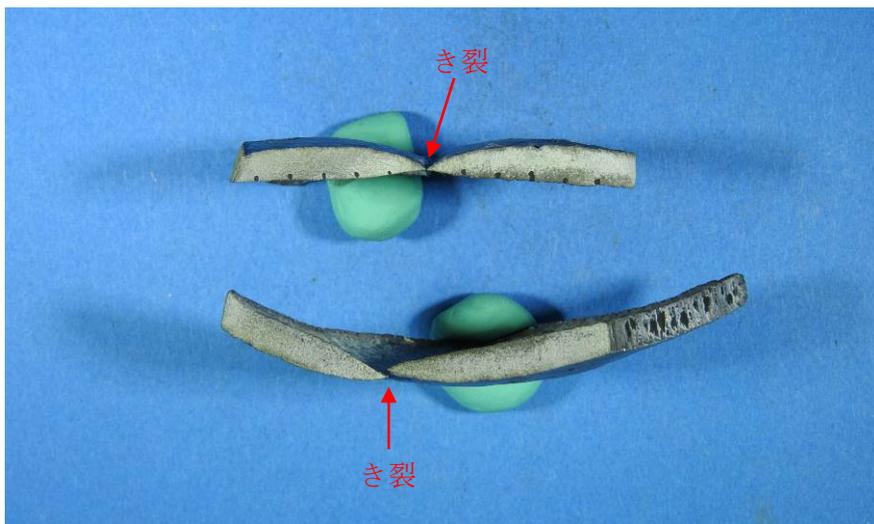
図 3.1.3(2)-19(3/3) 切断後の試験体外観 (Case3)



(a) 外側

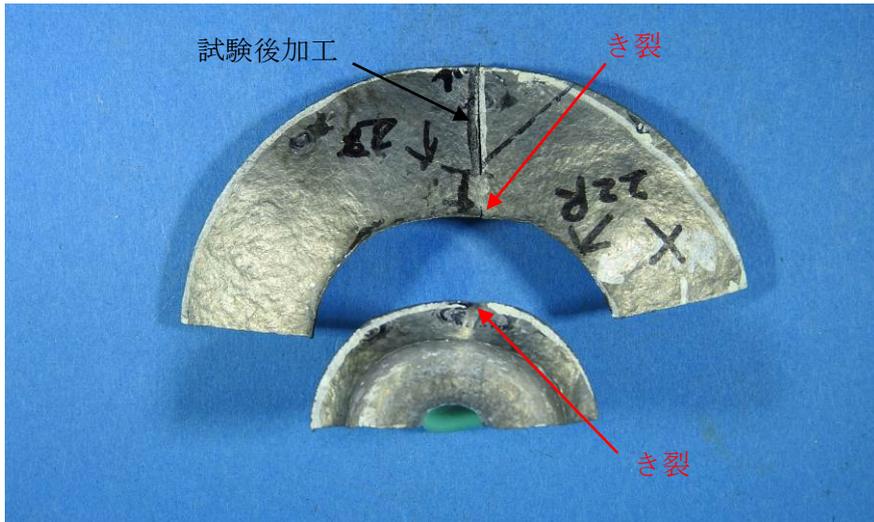


(b) 内側

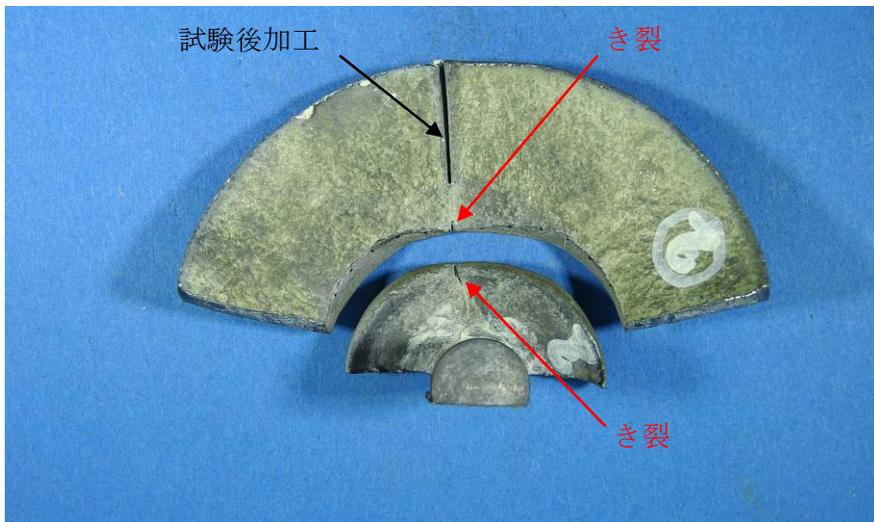


(c) 肉厚計測面

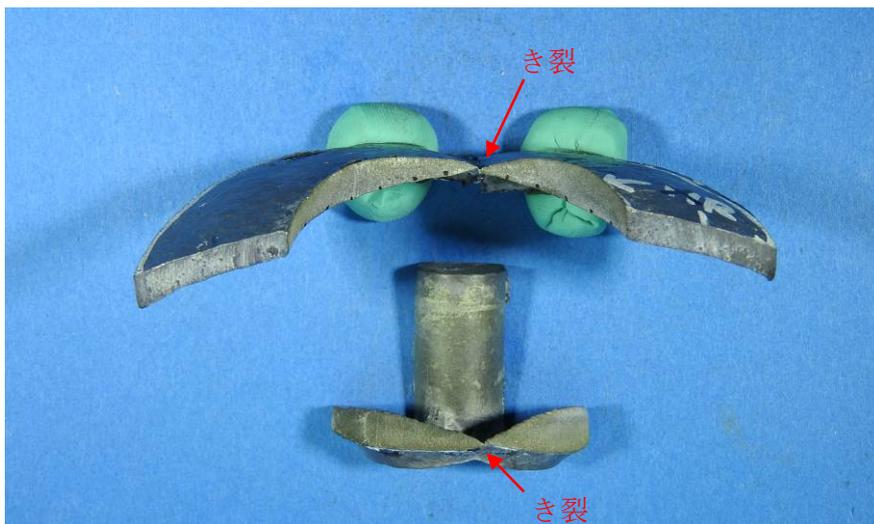
図 3. 1. 3(2)-20(1/3) 切断後のき裂近傍外観 (Case1)



(a) 断面

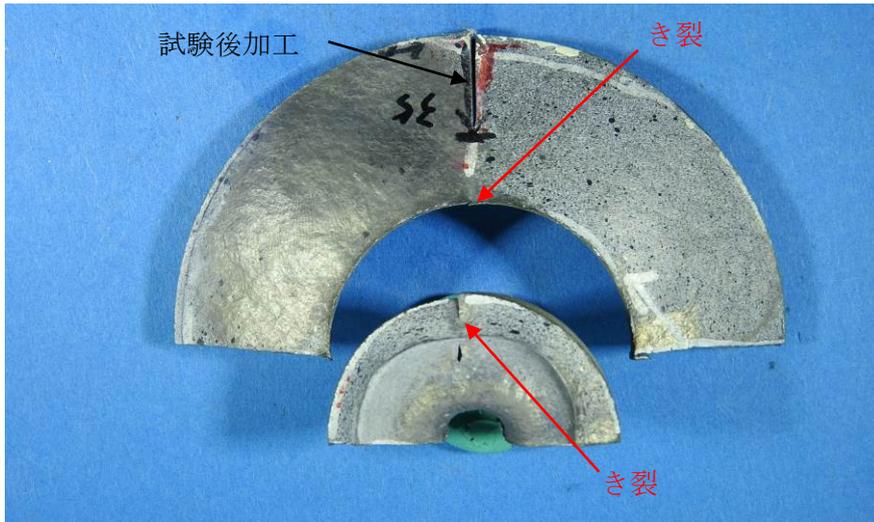


(b) 側面

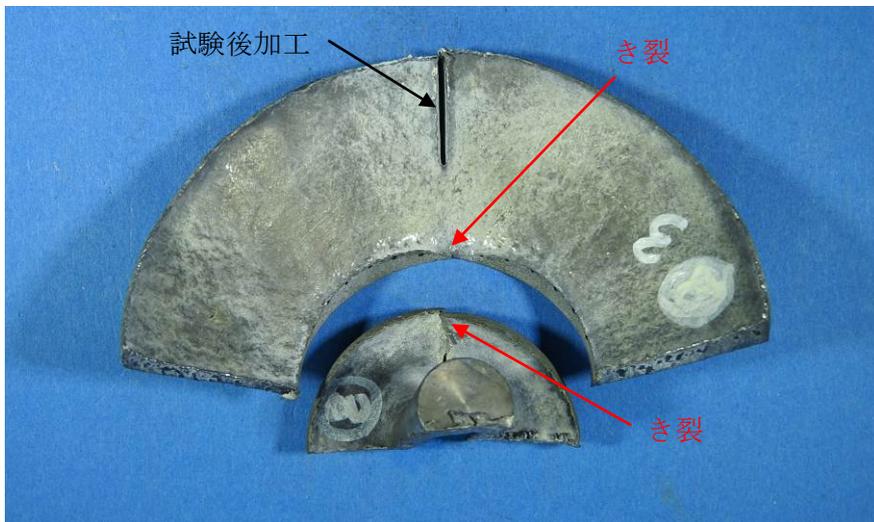


(c) 肉厚計測面

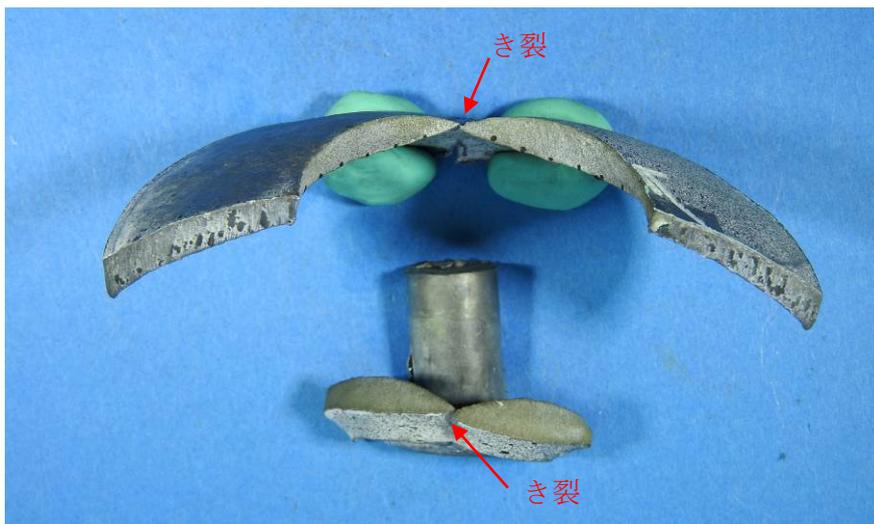
図 3.1.3(2)-20(2/3) 切断後のき裂近傍外観 (Case2)



(a) 断面

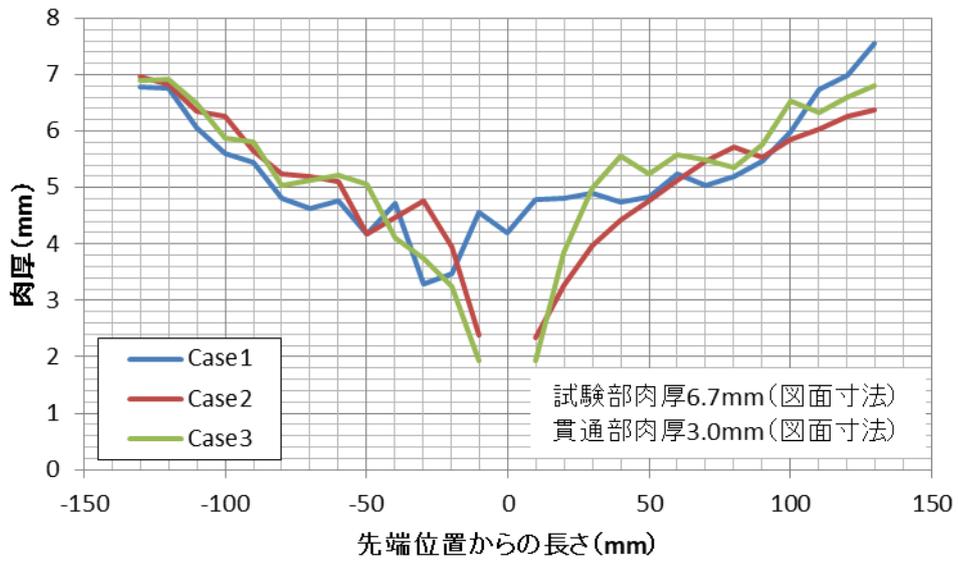


(b) 側面

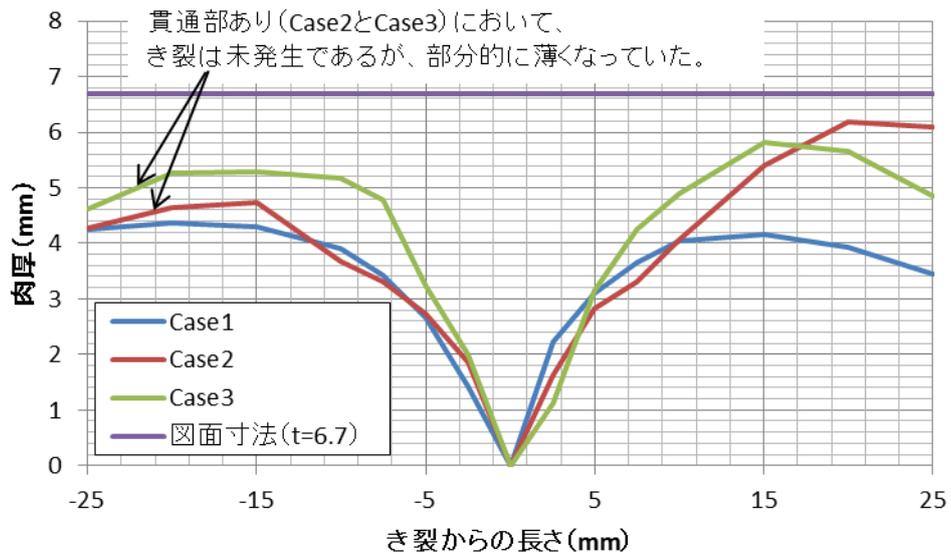


(c) 肉厚計測面

図 3. 1. 3(2)-20(3/3) 切断後のき裂近傍外観 (Case3)



(a) 試験部近傍



(b) き裂近傍

図 3. 1. 3 (2) -21 肉厚計測結果

(3) 炉容器高温内圧破損試験の試験体解析

① 概要

本研究内で実施された高温内圧荷重小規模構造物試験に関する解析モデルを作成し、試験結果を数値シミュレーションにより再現することを目的として解析を実施した。また、試験では実施されていない貫通部形状のモデルを作成し、数値シミュレーションにより貫通部の有無、形状の違いによる変形挙動の比較を行った。本解析で使用した物性データは本研究内で計測されたジェネリック材料（純鉛）の物性データを用いた。

② 解析対象

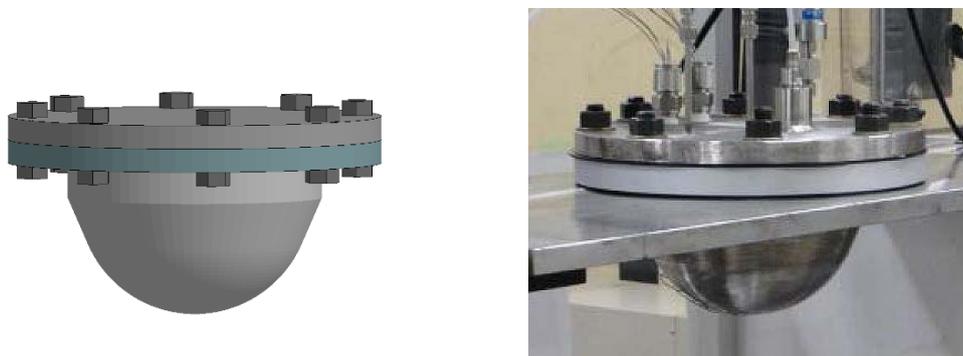
解析モデルとして、実際に試験が実施された2種類の形状のモデルを作成した。それに加えて、試験結果と比較するための、シミュレーション単独のモデルを作成し、試験結果と比較することで変形メカニズムについて調査検討した。表 3.1.3(3)-1 に作成したモデルの一覧を示す。

表 3.1.3(3)-1 解析モデル概要

解析モデル	形状	試験体の有無
モデル s	貫通部なし	○
モデル pi	貫通部あり（内側）	○
モデル po	貫通部あり（外側）	-
モデル pio	貫通部あり（両側）	-
モデル h	穴あき	-

③ 解析モデル

図 3.1.3(3)-1 に貫通部なしモデルの形状と試験体との比較図を示す。形状作成に際して「三菱重工業、シビアアクシデント時破壊に関するメカニズム解明のための小規模構造物試験立会試験結果（速報）、2015/08/28」を参考とした。



(a) 解析モデル

(b) 実機

図 3.1.3(3)-1 貫通部なし試験体 FEM モデルおよび実機の形状

また、図 3.1.3(3)-2 に各モデルの形状及び主要な寸法を示す。モデル自体は全体モデルであるが、図中では寸法を示すために断面を表示している。

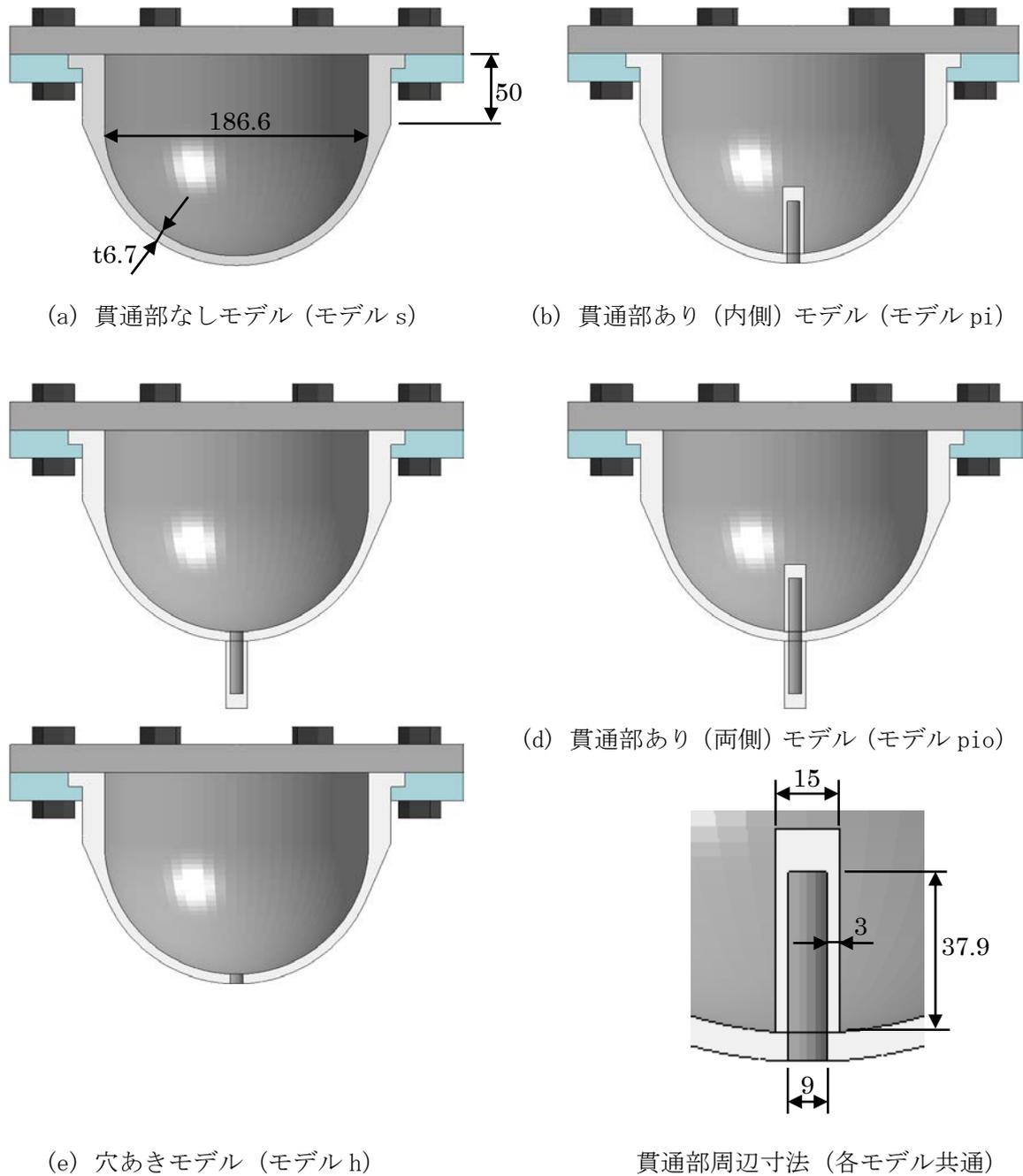


図 3.1.3(3)-2 解析モデル形状および寸法

④ 物性データ

神戸試験場で実施された 50°C、応力 4 MPa のクリープ試験のクリープカーブに対しカーブフィッティングを行い、ノートン則クリープモデルのパラメーターを決定した。ただし試験カーブは 1 次から 3 次までのクリープ曲線を示しているが、解析では 1 次から 3 次までのクリープ状態をひとつのパラメーターで表すことはできないため、本解析では変形を支配する 3 次クリープにあわせて、試験で得られた変位に近い変位が得られるよう、パラメーターの調整を行った。またヤング率、ポアソン比、密度は試験温度である 50°C の値を用いた。

$$\varepsilon_c = A\sigma^n t^m \quad A=1.4076 \times 10^{-10}$$

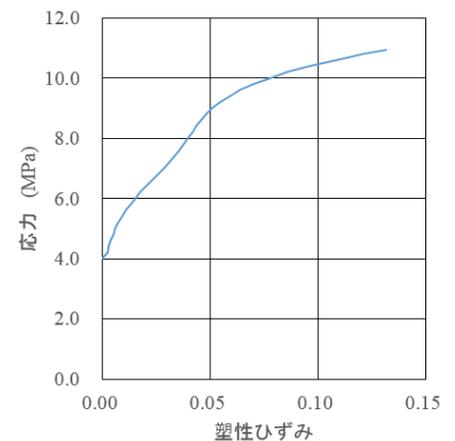
$$n=1.0$$

$$m=2.1$$

$$\text{密度} = 1.134 \times 10^{-8} \text{ ton/mm}^3$$

$$\text{ヤング率} = 14400 \text{ MPa}$$

$$\text{ポアソン比} = 0.45$$



試験体固定用のジグ、ボルト類はすべて剛体とした。

⑤ 解析条件

試験条件を参考として、図 3. 1. 3 (3)-3 に示す圧力履歴を容器内面に負荷した。

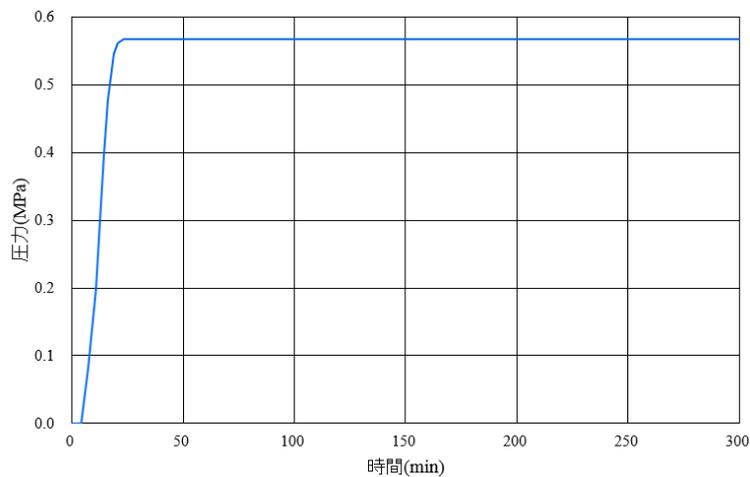
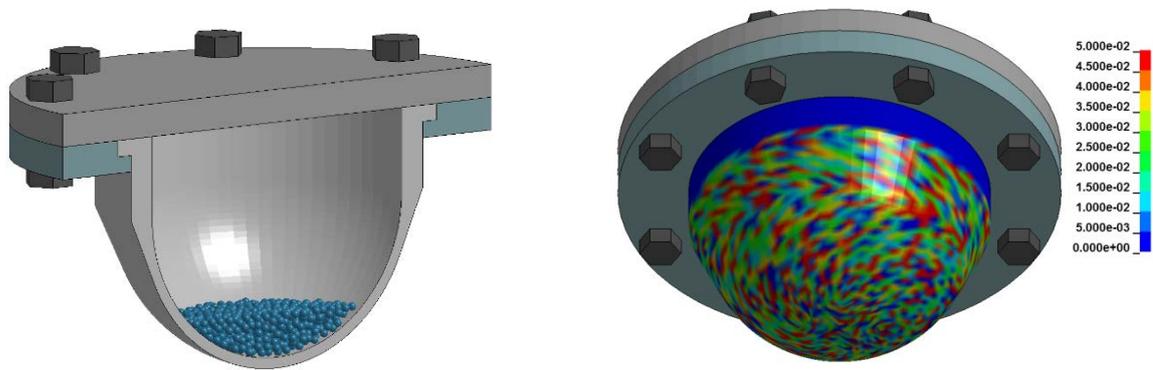


図 3. 1. 3 (3)-3 圧力荷重履歴

付加的な条件として、容器内の水の質量を考慮するため、図 3. 1. 3 (3)-4 に示すように個別要素法 (DEM) 剛体粒子により水をモデル化し (図 3. 1. 3-4(a))、重力荷重を負荷してテスト解析を実行した。さらに容器形状の初期不整の影響を調査するため、最大で板厚の 1% に相当する正規分布の初期不整を容器球形部に与えた。初期不整の分布を図 3. 1. 3 (3)-4 (b) に

示す。これらの条件を用いてテスト解析を実行したが、結果に大きな影響は及ぼさないことが確認されたため、以降の解析ではこの方法は採用していない。



(a) DEM 粒子による水のモデル化の例 (b) 初期不整分布コンター図

図 3. 1. 3 (3)-4 付加的な解析条件

⑥ 拘束条件

試験体が剛体ジグと接する面上の節点を完全拘束とした。図 3. 1. 3 (3)-5 に自由度拘束した節点の位置を示す。

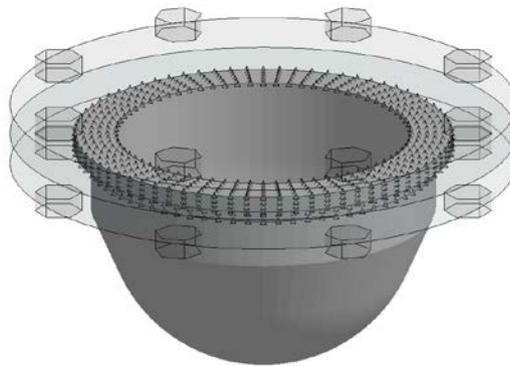


図 3. 1. 3 (3)-5 拘束条件（完全拘束）を設定した節点（△で表示）

⑦ 解析結果

図 3. 1. 3 (3)-6 に貫通部なしモデルの容器底部の変位履歴グラフを示す。解析では 3 次クリープしか考慮していないため、最終的な変位量は近い値を示すが、履歴は完全には一致しない。また図 3. 1. 3 (3)-7 に容器変形の外観の比較を示す。クリープモデルを用いた解析では容器は等方的に膨張しているが、実際の試験では容器は下方に大きな変形を示している。今回の試験の圧力は鉛容器の降伏応力に近い応力を発生させるため、弾塑性モデルでも解析を行った。その変形図を同図(c)に示す。これらの結果を比較すると、変形形状は弾性クリープモデルよりも弾塑性モデルのほうが実機に近い形状を示している。このことは試験体の

変形が弾性クリープによる変形と弾塑性による変形をともに含んでいることを示唆しているようであるが、これについてはさらに詳細な調査が必要と思われる。

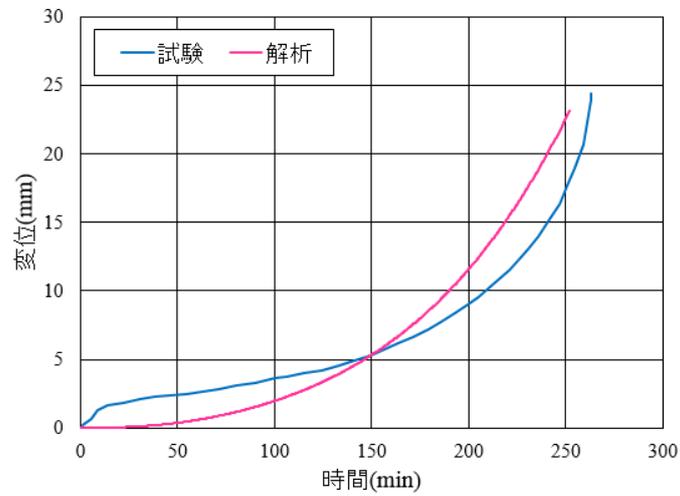
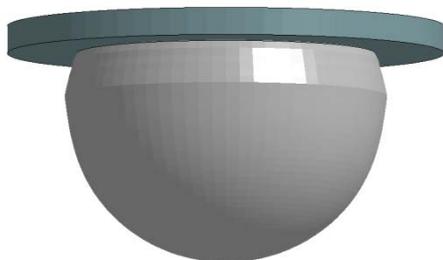


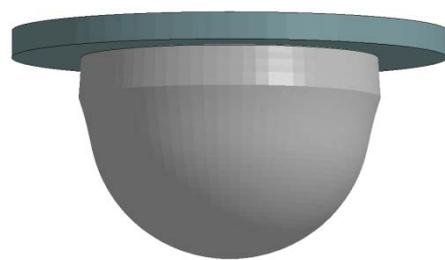
図 3.1.3(3)-6 容器底部の変位履歴の比較



(a) 試験結果



(b) クリープモデルによる解析結果



(c) 弾塑性モデルによる解析結果

図 3.1.3(3)-7 容器の変形形状の比較

次に、貫通部あり試験体による試験に際し、内圧による変形によって容器底部に特徴的な平坦部が生じることが確認された。貫通部あり（内側）モデルによる解析では同様の平坦部が生じ、試験を裏付ける結果となった。その変形形状を図 3.1.3(3)-8 に示す。解析モデルの断面図により、変形の過程を詳細にみると、貫通部の管が内圧により外側に押し出されるように変形し、貫通部の穴の外周であった部分が押し広げられていることがわかる（図 3.1.3(3)-9）。これより、試験でも類似の変形が生じていることが推測される。

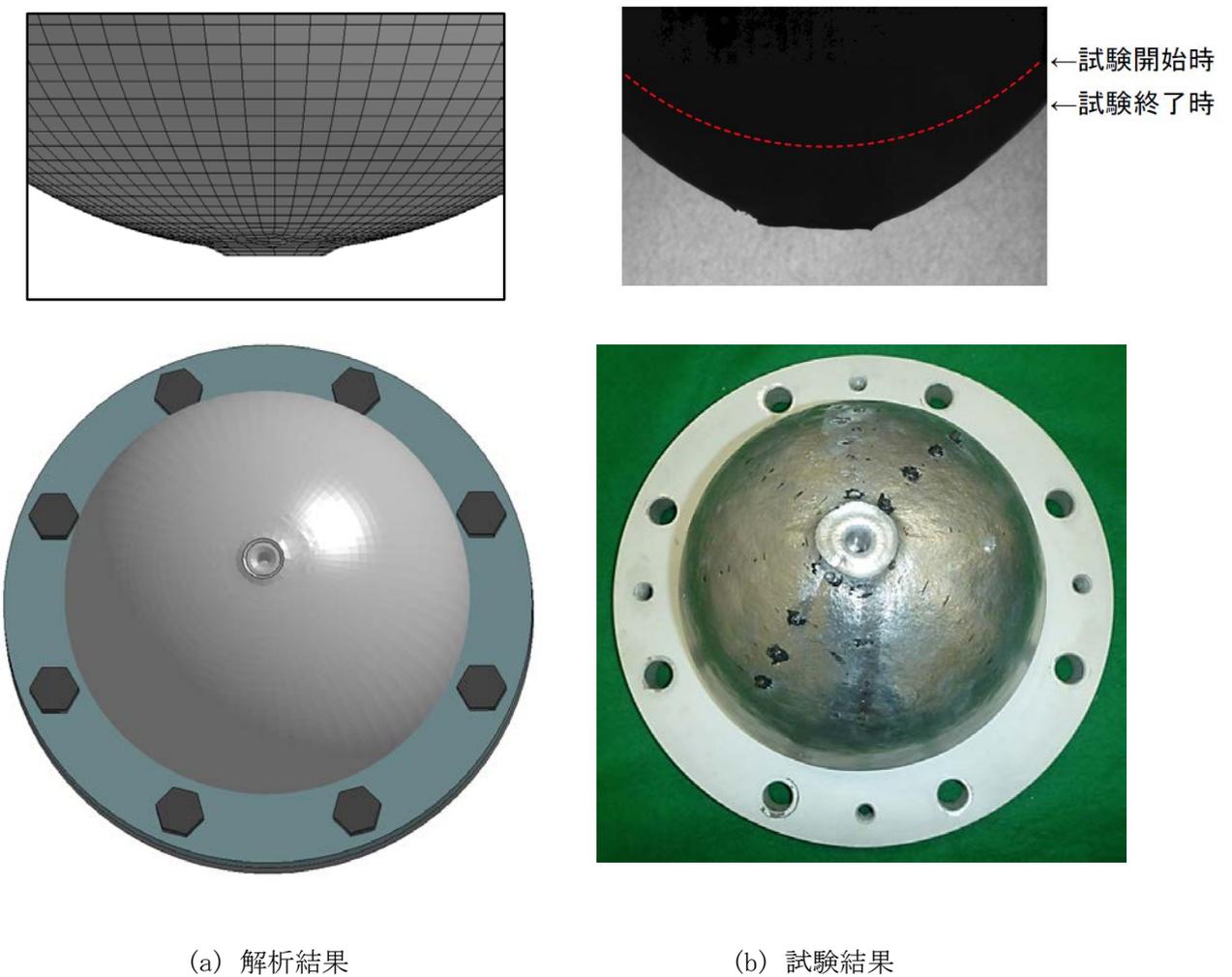


図 3.1.3(3)-8 容器底部の平坦部周辺の変形形状の比較

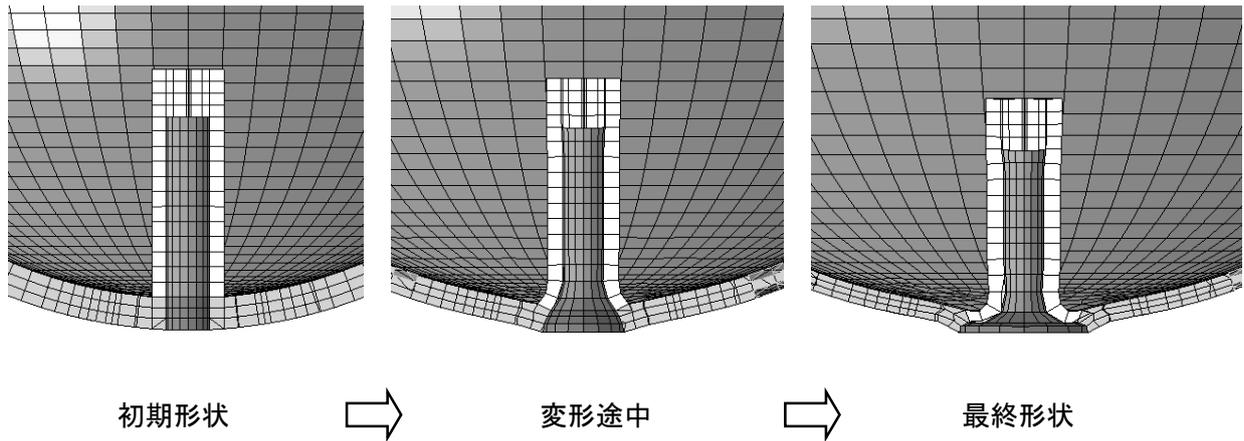
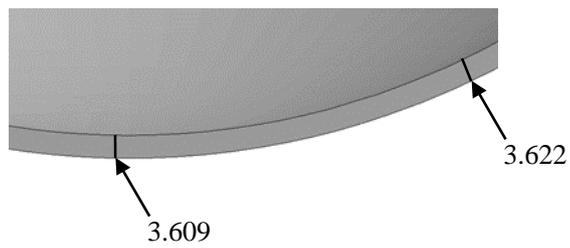


図 3. 1. 3(3)-9 貫通部あり（内側）モデル断面の変形の進行状態

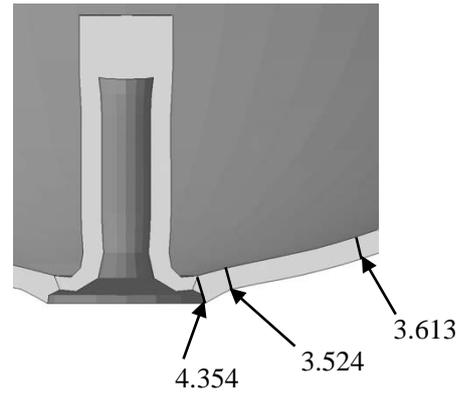
試験では試験体にき裂が生じるまで圧力が保持され、以下のように報告されている。

試験体	き裂近傍の状況
貫通部なし	<ul style="list-style-type: none"> ・円周方向に近い ・先端近傍 ・肉厚変化が顕著
貫通部あり	<ul style="list-style-type: none"> ・子午線方向に近い ・貫通部より離れた位置 ・肉厚変化が顕著でない

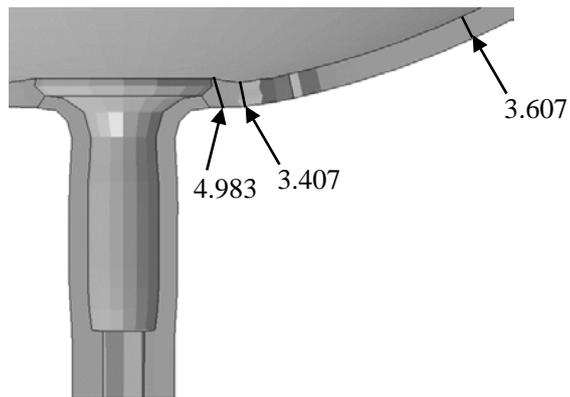
このため、解析結果より、き裂発生条件について検討した。図 3. 1. 3(3)-10 に各モデルの最終的な板厚を示す。初期板厚はすべて 6.7mm である。本モデルは初期は弾性変形とみなせるが、最終的にはクリープひずみにより応力の再配分が行われることが考えられる。そのため初期においては変形量と応力、ひずみの相関がみられるはずであるが、き裂が生じる時点では応力、ひずみ分布は初期と異なる可能性がある。そこで初期段階の弾性ひずみと主応力の分布を図 3. 1. 3(3)-11 および図 3. 1. 3(3)-12 に、最終段階のクリープひずみと主応力の分布を図 3. 1. 3(3)-13 および図 3. 1. 3(3)-14 に示す。



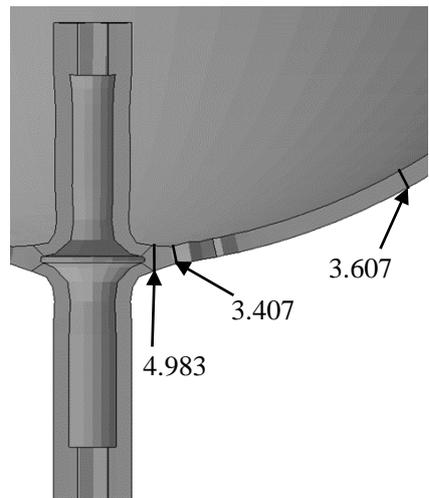
貫通部なしモデル



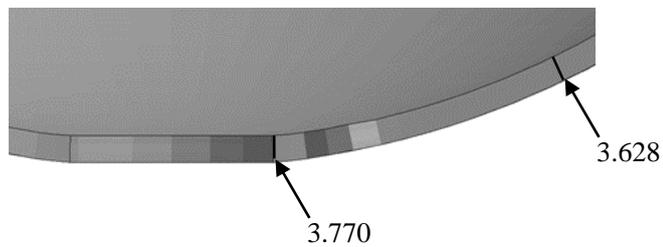
貫通部あり（内側）モデル



貫通部あり（外側）モデル

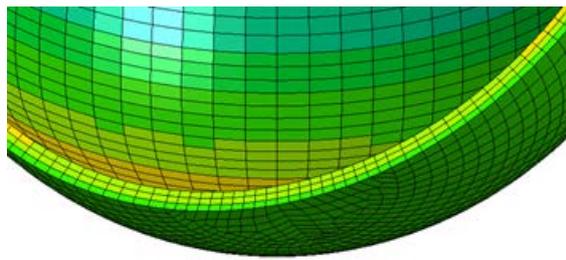


貫通部あり（両側）モデル

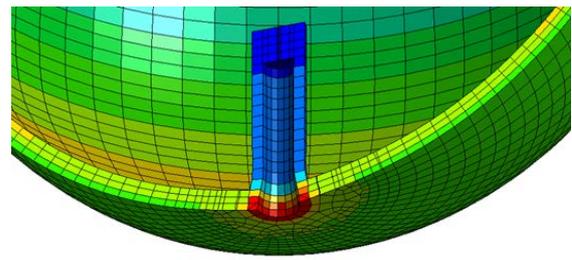


穴あきモデル

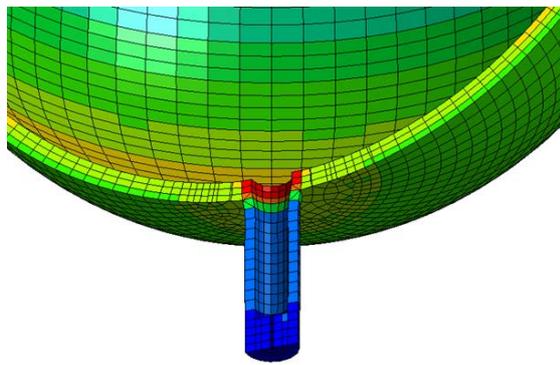
図 3. 1. 3(3)-10 各モデルの変形後の板厚
 貫通部ありモデルは穴直近、穴の周囲、および穴から遠方の板厚、貫通部なしモデルは最低部と上方の板厚、穴あきモデルは穴直近と遠方の板厚を示す（単位：mm）



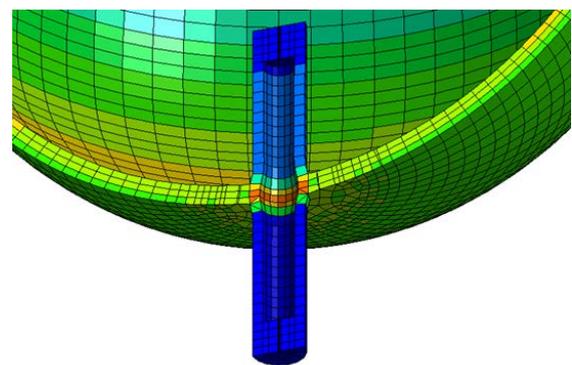
貫通部なしモデル



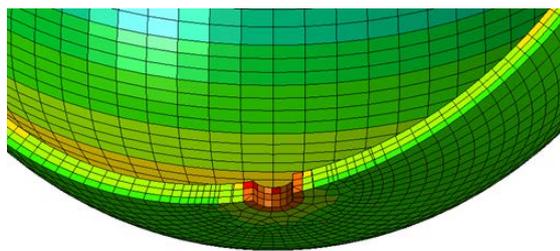
貫通部あり（内側）モデル



貫通部あり（外側）モデル



貫通部あり（両側）モデル



穴あきモデル

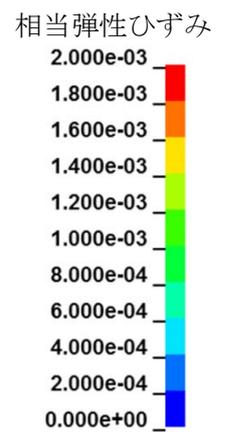
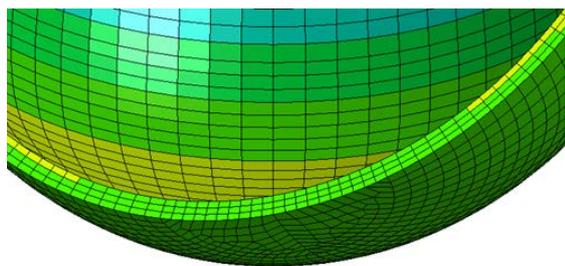
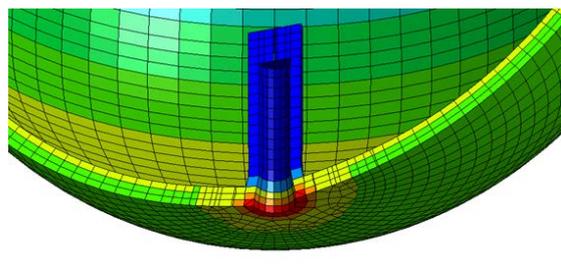


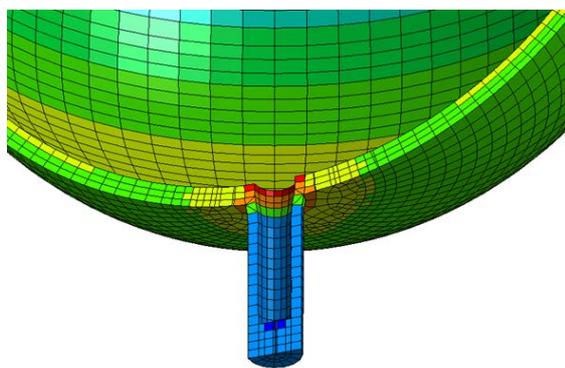
図 3.1.3(3)-11 変形初期における相当弾性ひずみ分布（変形倍率 100 倍）



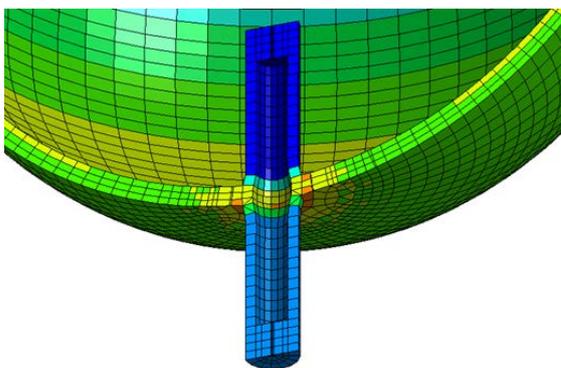
貫通部なしモデル



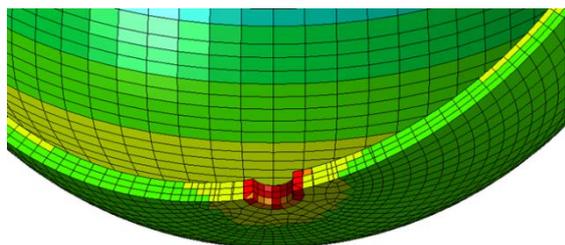
貫通部あり（内側）モデル



貫通部あり（外側）モデル



貫通部あり（両側）モデル



穴あきモデル

最大主応力(MPa)

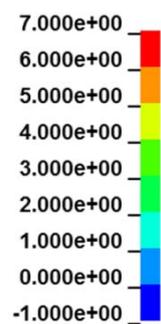
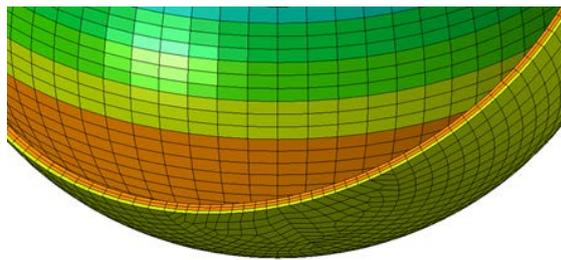
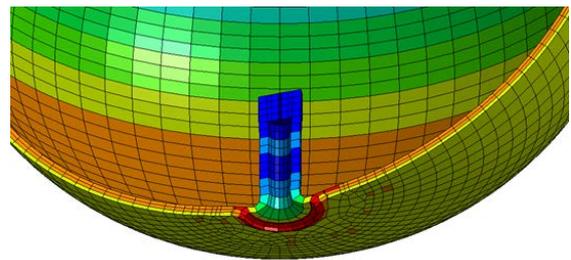


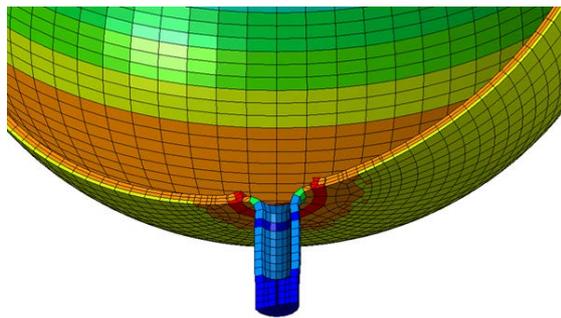
図 3.1.3(3)-12 変形初期における最大主応力分布（変形倍率 100 倍）



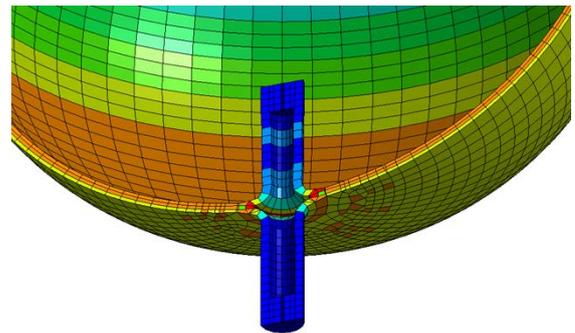
貫通部なしモデル



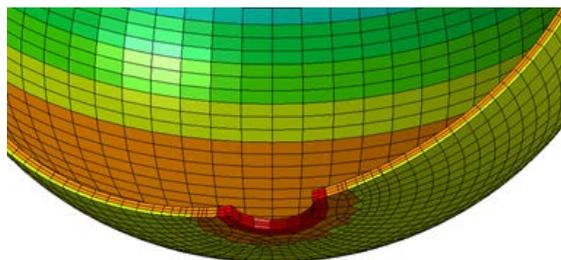
貫通部あり（内側）モデル



貫通部あり（外側）モデル



貫通部あり（両側）モデル



穴あきモデル

クリープひずみ

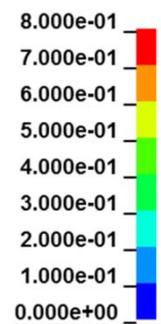


図 3.1.3(3)-13 最終変形状態におけるクリープひずみ分布

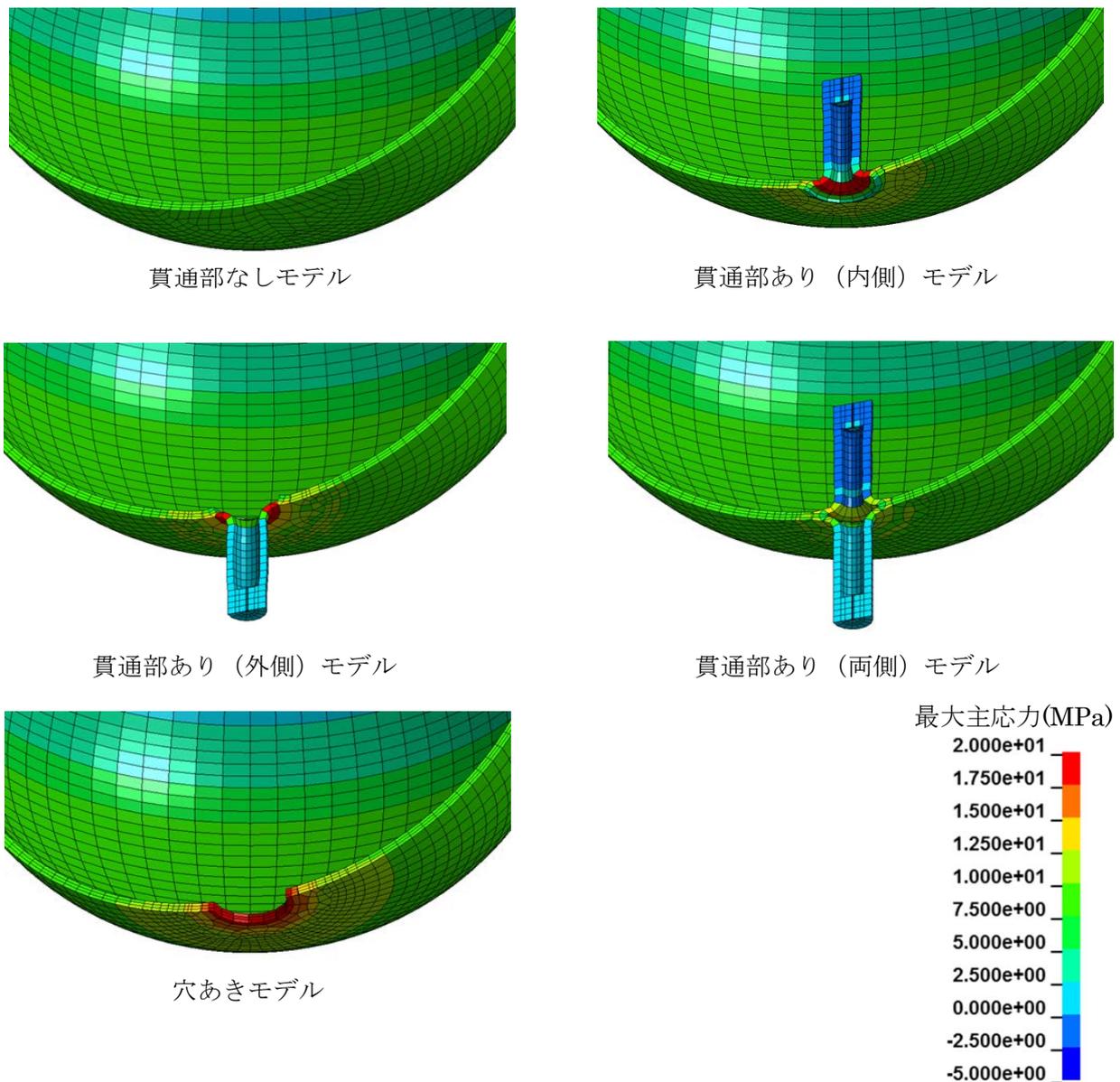


図 3. 1. 3(3)-14 最終変形状態における最大主応力分布

⑧ まとめ

本解析により模擬材料（純鉛）による炉容器高温内圧破損試験の変形モードがおおよそとらえられた。とくに貫通部ありモデルでは貫通部周辺の変形状態の形成過程を明らかにすることができた。また貫通部配管により球殻部が等方的に膨張する変形が拘束されるため、貫通部の周囲の板厚が薄くなる現象がとらえられた（図 3. 1. 3(3)-10）。試験では円形の鋭角上の突起の外側でき裂が生じており、解析で得られた薄肉部の位置と合致する。このためき裂発生位置は配管で拘束され、薄肉となった箇所に発生したことが裏付けられる。

なお、本解析の対象となった試験結果は「三菱重工業、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—極限荷重の性質と破損メカニ

ズムの解明、高温内圧荷重による破損メカニズムの解明、小規模構造物試験の実施、2016年1月8日」を参照している。

(4) 試験結果と解析結果に対する考察

シビアアクシデント時に、原子炉容器や格納容器が受ける 1000°C 近くまでの高温内圧荷重による破損メカニズムを解明するための試験研究を行った。ここでの課題は、バウンダリ破損に至る破損モードは、延性破壊（大域的な負荷により構造全体に大きな塑性変形を伴って生じる破壊）と局部破損（塑性変形が拘束された局部にて静水圧応力成分によって生じるカップアンドコーン型破損）のいずれが卓越するのかである。高温内圧荷重下における構造不連続部の破壊挙動（延性破壊か、局部破損か）を明らかにするために、局部破損の要因と考えられる三軸拘束の大きさを、試験片の切欠き底形状と断面積の比で制御した切り欠き付試験片の引張試験を実施した。その結果ミーゼスの相当応力と静水圧応力の2つの指標によって、延性破壊と局部破損の2つの破損モードを評価できることを確認した。

また、原子炉容器下部鏡を模擬した、鉛製の貫通管有/無の容器モデルの高温高圧破壊試験を実施し、単純容器では延性破壊が生じるのに対し、貫通管が存在すると破損モードが局部破損に変化し、強度が若干低下することを確認した（図 3.1.3(4)-1）。

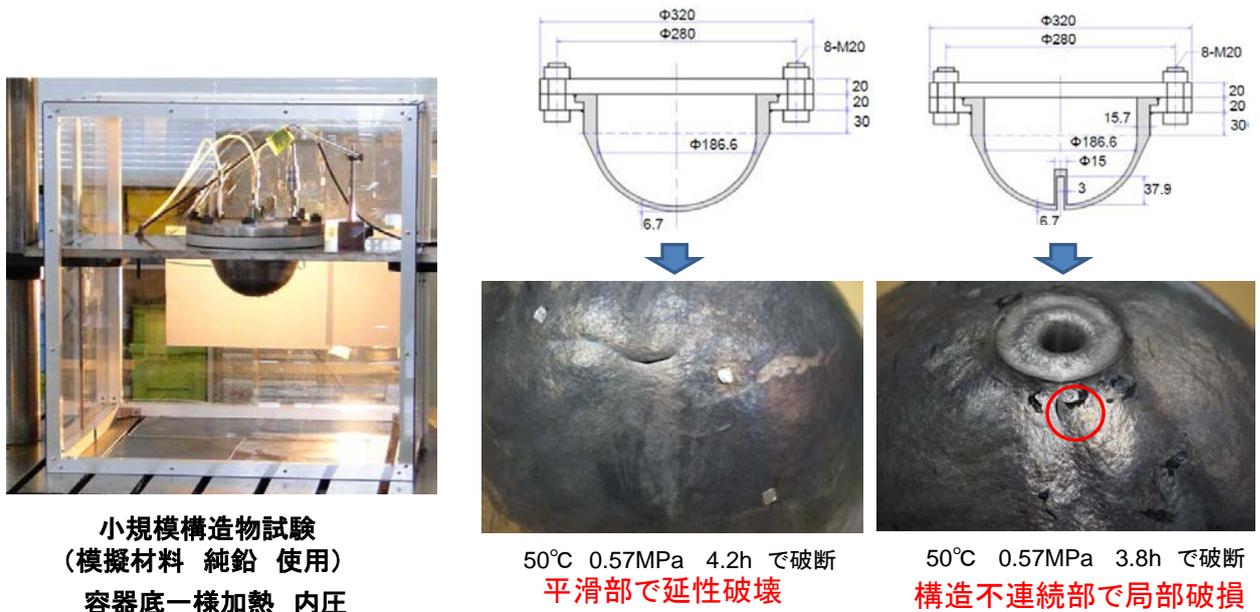


図 3.1.3(4)-1 小規模構造物試験（模擬材料 純鉛 使用）の結果

(5) 高温内圧荷重による破損メカニズムまとめ

高温内圧荷重による、原子炉構造物の延性破壊および局部破損を支配するのは、ミーゼス応力、3軸応力度（静水圧）であり、応力集中の寄与は小さい。またミーゼス応力が同じでも、静水圧成分が高くなると、破損モードが延性破壊から局部破損に変化していくことが分かった。

これに基づき、従来のミーゼス応力に基づく強度理論に対して、静水圧-ミーゼス応力平面と破壊曲面を導入することにより、延性破壊から局部破損までの破損メカニズムに基づく破損モードと強度を評価する考え方を提示した（図 3.1.3(5)-1）。

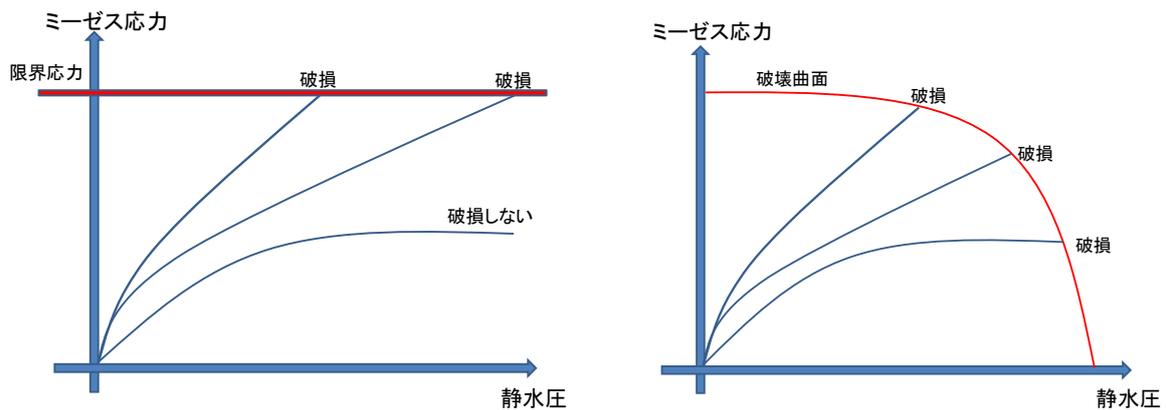


図 3.1.3(5)-1 左：従来の考え方 右：新提案

3.1.4 高温外圧荷重による破損メカニズム解明

(1) 高温座屈試験の実施

① プレート試験体の高温座屈

1) 目的

高温におけるステンレス鋼試験体の座屈破損を実験的に評価する事を目的として、座屈応力又は座屈温度を計測し、解析結果と比較する。

2) 実験

(a) 実験装置

a) 試験容器

図 3.1.4 (1)-1 は、2 個の試験容器の写真を示す。黒色の容器は大気圧実験用、もう一つは高圧実験用の容器である。いずれの容器にも、試験体の座屈あるいは破壊状況を高速度カメラで可視化するためのガラス窓を 2 つ設けている。容器内の圧力は 1MPa まで上げることができ、圧力条件の広い範囲において試験を行なうことができる。容器の圧力を増加させるために容器へアルゴンガスを供給し、それにより試験体表面が高温で酸化することを抑制することができる。容器内が過圧力になる緊急時にガスを放出するよう容器の上部に安全弁を設けている。

熱電対と変位計用の配管およびリード線はすべて、容器の底から挿入している。試験体および容器内の周囲温度を測定するために 4 本の k タイプ熱電対を設けている。



図 3.1.4 (1)-1 大気圧試験用圧力容器(左)、高圧試験用圧力容器(右)

b) 加熱系

図 3.1.4 (1)-2 に加熱系を示す。高温実験用の試験体の加熱は、直流電源を銅の電極に接続し、これらの銅の電極の間に板状試験体を挿入し、ジュール熱によって行う。チューブ形の試験体を接続するためには、電氣的及び物理的に特別のホルダーを必要とする。電極及び下部電極の真下に置かれたロードセルの過熱を防ぐために、各電極に薄い銅の放熱板を取り付けている。

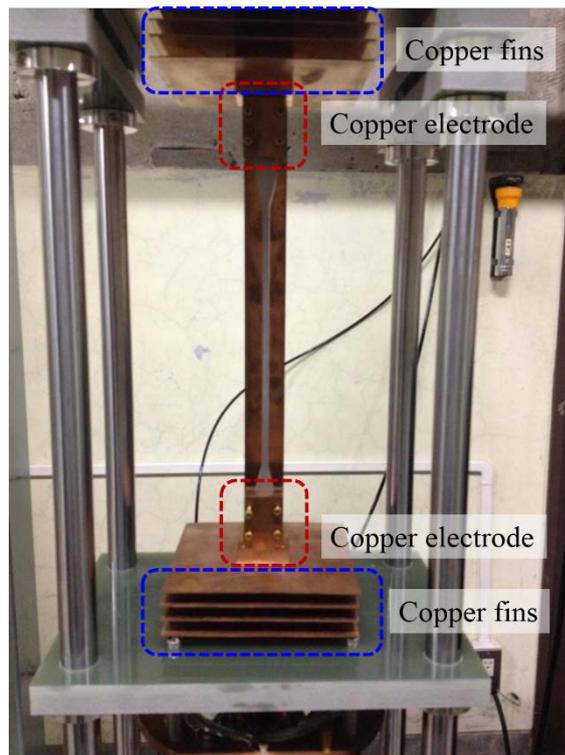


図 3.1.4 (1)-2 加熱系：銅電極や銅フィン

c) 荷重負荷系

図 3.1.4 (1)-3 は、荷重負荷系の写真を示す。圧縮荷重は下部から空気圧シリンダーにより負荷する。エアー・コンプレッサーから空気圧シリンダーに圧縮空気を供給し、その流量はニードル弁によって正確にコントロールされる。圧縮荷重をゆっくり負荷するために2つのバッファ・タンクを設けている。空気圧シリンダー内の上部および下部の圧力を測定するため、2つの圧力センサーを上部および下部に取り付けている。これらの圧力センサーの測定圧力とシリンダーの断面積から試験体に負荷された圧縮荷重を計算する。また、試験体に負荷された荷重を測定するために、空気圧シリンダーのピストン上にロードセルを設置した。

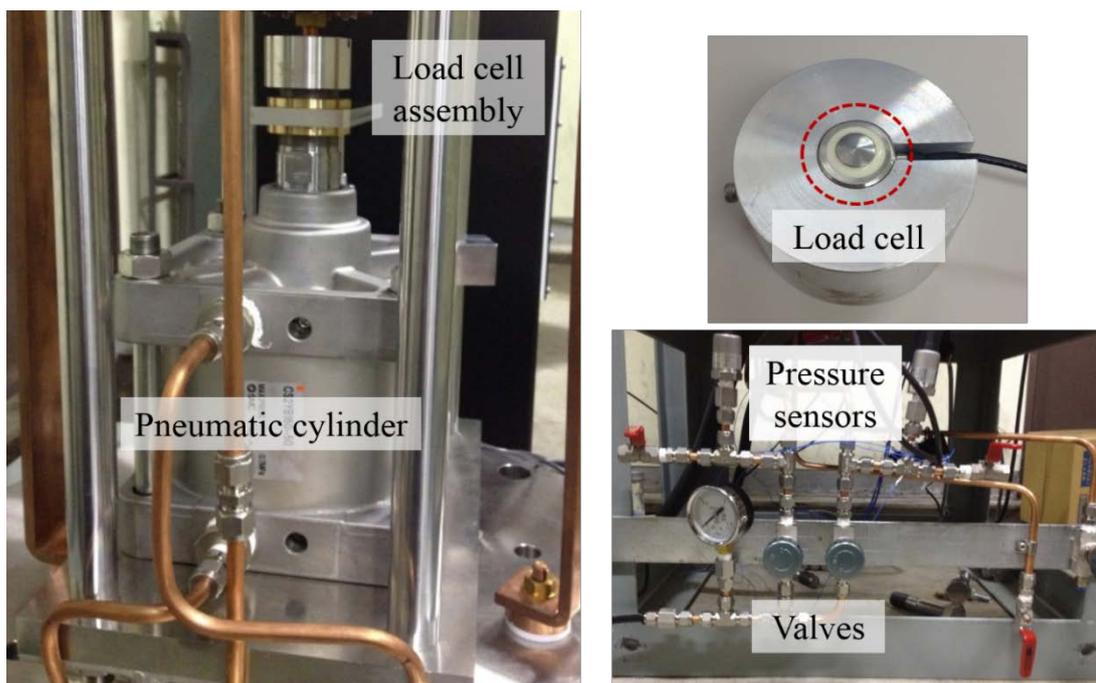


図 3.1.4 (1)-3 荷重負荷系：空気圧シリンダー(左)、ロードセル(右上)、バルブや圧力センサー(右下)



図 3.1.4 (1)-4 変位計

d) 変位計

図 3.1.4 (1)-4は、試験容器の中に取り付けた変位計の写真を示す。変位計で並進運動を測定し、空気圧シリンダーの変位の急激な変化を捉えることにより、しきい値時間もしくはしきい値荷重を決定することができる。

(b) 試験体及び実験方法

図 3.1.4 (1)-5 に本研究で用いた 304 ステンレス鋼(SUS304)プレート試験体の形状及び寸法を示す。試験体は試験部(A)、推移部(B)及び端部(C)で区分される。両端部は直流電源(Yamabishi、YTR-8-500NX)を用いてジュール熱によって加熱するため、銅の電極とねじで留められた。試験部の長さは 200mm、試験体の全長は 320mm である。試験体の厚さは部分に拘わらず一定であり、二種類(2mm 及び 2.5mm)の試験体を使用した。座屈実験は試験容器の中で大気圧の条件で行い、座屈荷重を測定した。座屈実験中、アルゴンガスを供給し、試験体表面が高温で酸化するのを抑制した。高速度カメラ(Photron、SA-X)を用いて座屈挙動を可視化した。

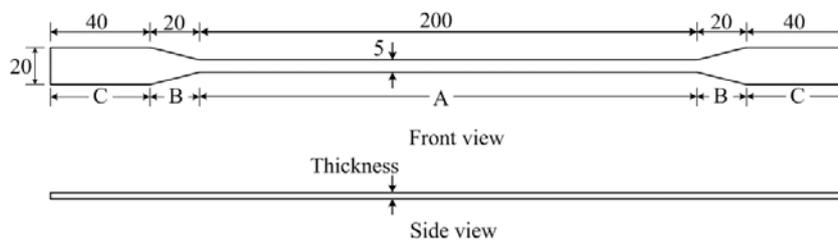


図 3.1.4 (1)-5 試験体の形状と寸法

本研究では座屈荷重を測定するため、(1)負荷制御法および(2)温度制御法という異なる 2 つの方法を行った。2 つの方法の試験手順を図 3.1.4 (1)-6 に示す。

荷重制御法は以下のステップで行った。

- ・ (A) ; 銅の電極の間に試験体を据え付ける。
- ・ (B) ; 目標値まで加熱する。
- ・ (B から F) ; 座屈が生じるまで、温度を維持する。
- ・ (C) ; 上部電極の上に圧縮荷重を負荷する。
- ・ (D から F) ; 座屈が生ずるまで徐々に荷重を増加する。

温度制御法の手順は下に要約される。

- ・ (A) ; 銅の電極間に試験体を据え付ける。
- ・ (B) ; 荷重負荷温度まで試験体を加熱する。
- ・ (C) ; 圧縮荷重を負荷する。
- ・ (D から E) ; 試験体が座屈するまで試験体の温度を上げる。

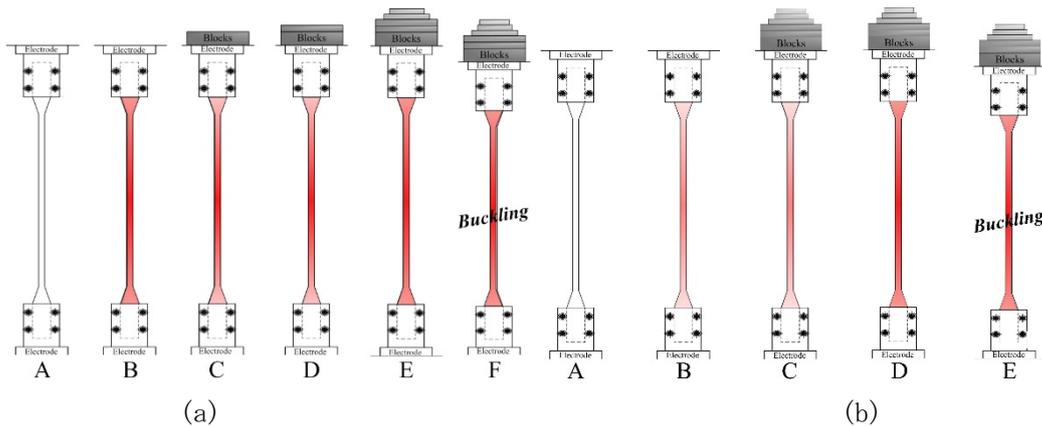


図 3.1.4 (1)-6 試験方法手順：(a) 負荷制御方法，(b) 温度制御方法

3) 数値シミュレーション

高温での座屈荷重の測定実験を行う前に、解析シミュレーションにより座屈荷重の予測を行った。二種類のシミュレーション(固有値シミュレーションおよび非線形シミュレーション)を行い、試験体の非理想的な要素(幾何学的な不完全性等)の影響を調査した。固有値シミュレーションでは試験体は幾何学的に理想状態(完全に真直で線形弾性挙動)と仮定した。固有値シミュレーションの計算結果は Euler 式(式 3.1.4(1)-1)からの臨界荷重と同一である[1]。しかし、固有値シミュレーションの結果は試験体の幾何学的な不完全性を考慮していないため、予測値が過大となる。現実的な座屈荷重を予測するため、試験体の初期曲がりを考慮した非線形シミュレーションを行った。初期曲がりは試験部の長さの1%とした。ヤング率は温度依存性があり、Eulerの座屈式において最も重要なパラメータである。ヤング率は図 3.1.4 (1)-7 に示すように、20°C から 1000°C の範囲は従来の研究で得られた値を使用し、それより高い 1400°C までは 800°C と 1000°C の値を用いて外挿した[2]。

ANSYS 12.0 (アカデミック版)の有限要素解析コードを用いて解析を行った。解析モデルでは試験体は均一な温度分布とし、各温度において解析モデルの全ノードには同一のヤング率を設定した。解析モデルの下部は全方向固定とし、上部は横方向だけ固定とした。すなわち、試験体は縦方向(軸方向)に限って動く。高温のとき、試験体は熱膨張で上の方に伸びることが可能である。荷重は上部の電極に掛けた。

$$\sigma_{Cr} = \frac{P_{Cr}}{A} = \frac{\pi^2 EI}{A(KL)^2} = \frac{\pi^2 E}{(L_e/r)^2} \quad (3.1.4 (1)-1)$$

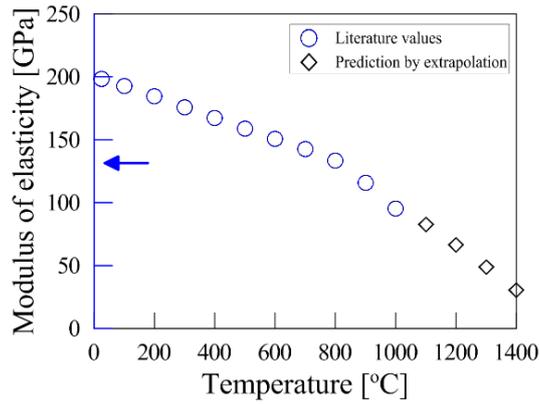


図 3.1.4 (1)-7 304 ステンレス鋼の温度とヤング率

4) 結果

均一温度分布とした厚さ 2.0mm の矩形断面長柱の座屈荷重の計算結果を図 3.1.4 (1)-8 に示す。図 3.1.4 (1)-7 に示しているようにヤング率は温度上昇により低下するため、座屈荷重は温度の上昇に従って減少した。さらに、非線形シミュレーションの結果から、幾何学的な不完全性（初期曲がり）が座屈荷重を減少させることが得られた。1%の初期曲がりを考慮した非線形シミュレーション値は、すべての温度条件において固有値シミュレーション結果の約 80%の座屈荷重となった。厚さ 2.5mm の試験体についても図 3.1.4 (1)-9 に示すように同じ特性が得られた。

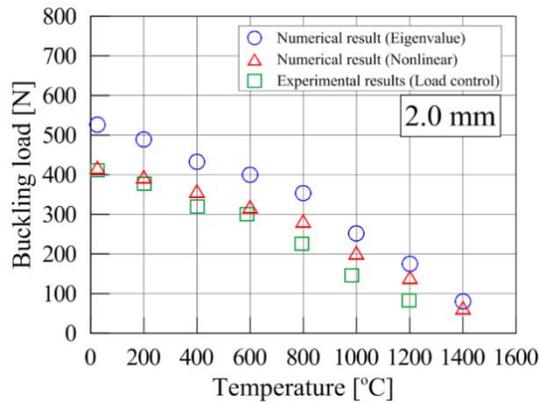


図 3.1.4 (1)-8 厚さ 2mm のプレート試験体の座屈応力

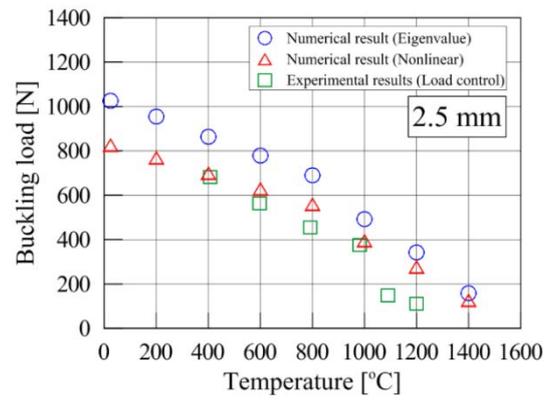


図 3.1.4 (1)-9 厚さ 2.5mm のプレート試験体の座屈応力

図 3.1.4 (1)-8 と図 3.1.4 (1)-9 には、負荷制御方法による座屈荷重の実験結果も示す。600 °C までの温度条件では、座屈荷重の実験結果は非線形シミュレーション値とほとんど同じ値である。しかし、600 °C 以上の高温の場合は、計算値より低い実験結果が得られた。厚さ 2.5mm の試験体を用いた実験からも同じ特性が見られた。600°C までは実験結果と非線形シミュレーションからの座屈荷重がほとんど一致したが、高温では、その違いは大きくなるのが分かった。特に、1000°C 以上の温度条件では、座屈荷重が非常に低くなるのが確認された。

厚さ 2mm のプレート試験体では温度制御方法でも座屈荷重を測定した。その座屈荷重を図 3.1.4 (1)-10 に示す。(室温の結果は負荷制御方法から測定された値である。) 座屈荷重が温度上昇とともに低下する同じ温度特性が温度制御方法からも得られた。室温から 600°C までは、実験方法に拘わらず各温度での座屈荷重はほとんど同じであるが、600°C 以上の高温では温度制御方法から測定された座屈荷重が負荷制御方法からの結果より低い結果が得られた。

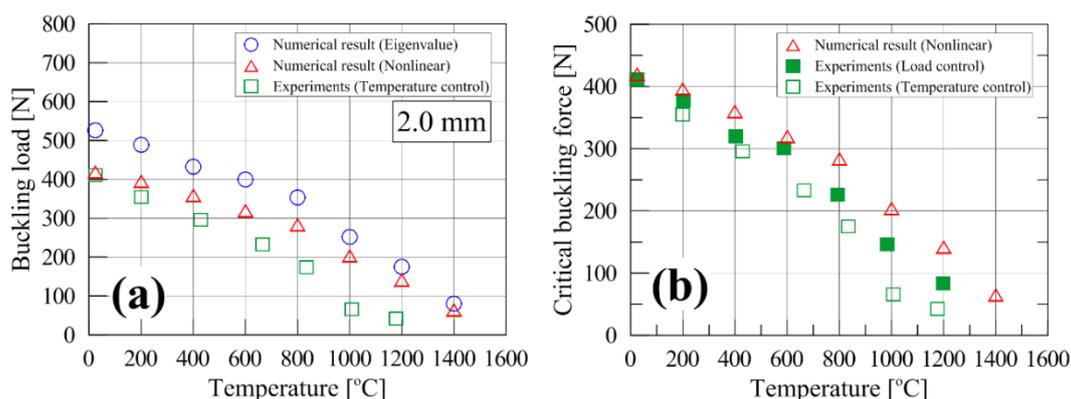


図 3.1.4 (1)-10 座屈荷重: (a) 温度制御方法, (b) 両測定方法の比較

5) 議論

(a) 材料物性の影響

座屈荷重の実験値は Euler 式に基づいた固有値シミュレーションの予測値と異なった。しかし、Euler 式は単純な計算で座屈荷重を予測するのが可能なので、試験体の座屈荷重を予測するとき役に立つ。図 3.1.4 (1)-8 から図 3.1.4 (1)-10 に示すように、座屈荷重の実験結果は計算値より低いものである。これは実験で用いた試験体は計算モデルのように理想的なものではないことに起因する。

実験から得られた低い座屈荷重の原因は基本的に材料の弾性率によるものと考えられる。SUS304 の弾性率は本研究で直接測定せず、計算モデルは従来の研究で得られた値を使用した。したがって、実際に試験された試験体の弾性率と計算で使われた値には差がある可能性がある。特に、多数の従来研究において、600°C 以下の低温では SUS304 のヤング率がほとんど

一致したが、600°C以上の高温では大きな差があることが知られている[2-5]。この原因により、外挿で予測された1000°C以上の温度のヤング率は実際の値より大きめに予測される可能性がある。座屈荷重の計算値はヤング率に比例するので、もし、計算モデルに使用されたヤング率が実際の試験体の値よりある割合で大きく予測された場合は座屈荷重の結果も同じ割合で高くなる。これは座屈荷重の実験値と計算値に差が生じる一つの原因である。

(b) 初期曲がりの影響

前述したように、固有値シミュレーションは理想的な試験体という仮定の下に座屈荷重を計算する。例えば、試験体には初期曲がりがないこと、弾性特性は線形的、荷重の作用点は偏心が無いこと、そして座屈する時、対称的に変形することが仮定された。これらは Euler 式から予測される座屈荷重が実験値より大きくなる原因になる[6]。これらの課題は試験装置を設計する際に考慮したが、完全に解決することは困難である。その中で、初期曲がりは実験においては避けがたい。図 3.1.4 (1)-5 に示すように、試験体の細長比が大きく、製作過程で曲がりが生ずることになる。初期曲がりの模式図と光学台に置いた試験体（厚さ 2.0mm と 2.5mm）の写真を図 3.1.4 (1)-11 に示す。これら2つの試験体には初期曲がりが認められ、2.0mmの方が曲がり大きい。初期曲がりの値を高さゲージで測定し、中央部分で厚さ 2.0mm 試験体では 0.36 ~ 1.15 mm、2.5mm 試験体では 0.28 ~ 0.71 mm となった。この最大値は、それぞれ試験部長さの 0.58%、0.34%に相当する。数値シミュレーション結果で述べたように、初期曲がりにより座屈荷重の測定値は低下し、高温になるほど初期曲がりによる座屈荷重への影響は顕著になることが分かった。厚さ 2.0mm 試験体では温度 600°Cまでは測定値は非線形シミュレーション値と一致したが、厚さ 2.5mm 試験体では温度 1000°Cまで一致した。初期曲がりは垂直に設置された試験体に働く水平方向の力とみなすことができる。温度上昇に伴い試験体は熱膨張により上方に伸び、上部電極を押し上げる。初期曲がりは横方向の変形を生じ熱膨張による変形が座屈を加速する。座屈荷重の結果、座屈による不安定は温度が高くなるほど大きくなる。

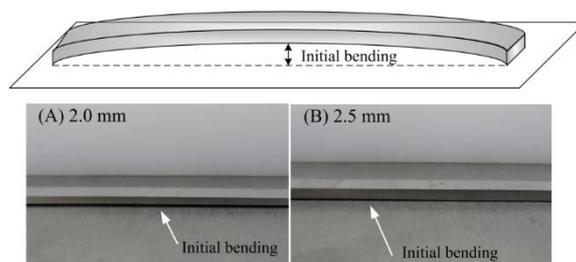


図 3.1.4 (1)-11 (上図)初期曲がりの概念図、(下図)プレート試験体の写真

(c) 試験方法の影響

座屈荷重は 2 つの異なる方法で測定し、広範な温度域で両者の値を比較した。図 3.1.4 (1)-8 と図 3.1.4 (1)-10 を見ると、両方の試験方法で得られた座屈荷重は全く異なっているようには見えないが、温度制御方法による値のほうが負荷制御方法の値よりも低く、その差は温度が高くなるほど大きくなる。200°Cでは温度制御による座屈荷重は負荷制御による座屈荷重より 6.5%低いが、1177°Cでは 49%も低くなる。

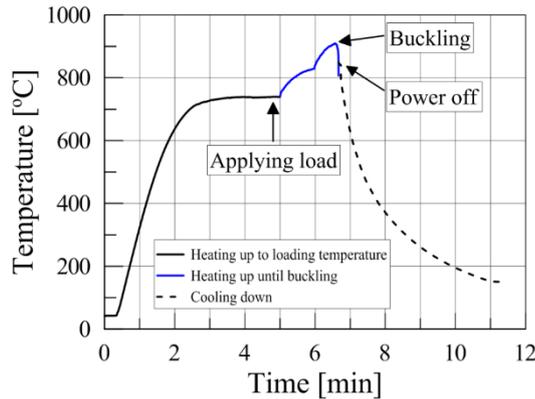


図 3.1.4 (1)-12 温度制御方法による座屈試験中の温度変化

表 3.1.4 (1)-1 温度制御方法における荷重負荷温度が座屈荷重に及ぼす影響

Case	応力 [N]	Loading temperature [°C]	Buckling temperature [°C]
1	301	220	496
		390	594
2	83.5	740	1138
		1120	1216

(d) クリープ座屈の影響

高温において座屈荷重が低くなるのは温度履歴が寄与していることが推察される。座屈荷重が低くなるのはクリープ座屈の影響が主要因と考えられる。前述したように、温度制御方法では負荷温度で上部電極に所定の圧縮荷重を掛けた後、試験体の温度を座屈が生じるまで上げていく。試験前に座屈温度を正確に予測することはできないため、負荷温度は座屈温度よりも 30~400°C低い温度となった。図 3.1.4 (1)-12 に温度制御方法による座屈試験中の温度変化を示す。荷重を負荷した後、座屈を生ずるまでの間、試験体は高温で圧縮荷重を受ける。通常の引張応力によるクリープ試験に比べ試験時間がずっと短い、圧縮荷重によるクリープが座屈荷重に影響したと考えられる。したがって、クリープ座屈時間と荷重の関係を

調査する必要がある。座屈荷重に対するクリープの影響を調査するために、本研究においてクリープ座屈試験を行った。温度を 800°C に保持し、負荷制御方法で得られた座屈荷重の 80% の圧縮荷重を上部に負荷し、座屈が生ずるまでの時間を測定した。プレート試験体は 185 秒で座屈したが、これは通常引張応力のクリープ破断が生ずる数千時間に比べあまりに短く、予想外であった。このことから、温度制御方法による圧縮荷重負荷の時間は 2 分以下であったが、低い座屈荷重となったのはクリープの影響が寄与したものと推察される。高温におけるクリープ座屈時間と圧縮荷重の関係を明らかにするには多くの実験が必要である。しかし、本研究で得られたクリープ座屈の結果は、2 つの異なる試験方法で測定した高温の座屈荷重に大きな差が生じた理由を説明するのに十分である。温度制御方法において、荷重負荷温度と座屈荷重の関係を表 3.1.4 (1)-1 に示す。座屈温度は荷重負荷温度と相関があり、同じ荷重条件では荷重負荷温度が低い方が低い温度で座屈する。さらに温度制御方法で座屈荷重が低下するのはクリープの影響であることも示している。

6) 要約

304 ステンレス鋼プレート試験体の座屈荷重を 20~1200°C の広範な温度について測定した。測定結果を初期曲がりの寸法効果を考慮した数値シミュレーション結果と比較した。2 つの異なる試験方法で測定した座屈荷重の相違について、クリープの影響を検討した。プレート試験体の座屈進展挙動を高速度カメラにより可視化した。

② プレート試験体の高温クリープ座屈

1) 目的

超高温下で軸圧縮荷重を受けるプレート試験体(矩形長柱)のクリープ座屈破損の試験データを取得するとともに、クリープ座屈破損時間を予測する実験式を構築する。

2) 実験

図 3.1.4 (1)-5 に示す座屈実験試験体と同じ試験体が座屈実験に使用された。圧縮荷重下のクリープ実験を、800、900、1000°C の温度条件で行なった。図 3.1.4 (1)-13 に、これらの温度の代表的な時間変化を示す。図に示すように、試験体の温度が目標温度で安定した後、直ちに圧縮荷重を負荷した。圧縮荷重を変えてクリープ座屈破損時間を測定した。

各温度における座屈荷重に基づいて、座屈荷重よりも低い圧縮荷重(最初は座屈荷重の約 80%)を負荷し、試験体が座屈破損するまでの時間を測定した。試験体の変形(座屈)挙動を特に試験体の中央部付近で高速度カメラによって記録した。記録したイメージ(図 3.1.4 (1)-14) から試験体の横方向の変形量の時間変化を数値化した。さらに、縦方向の変形はひ

ずみゲージを使用して測定した。横方向と縦方向の変形量はクリープ座屈時間を予測する実験式の開発に用いられた。

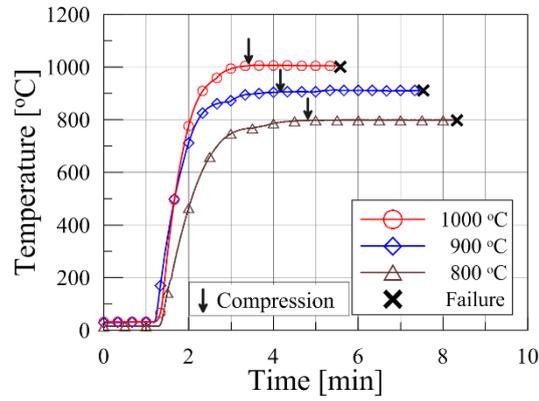


図 3.1.4 (1)-13 クリープ座屈試験の代表的な温度—時間変化

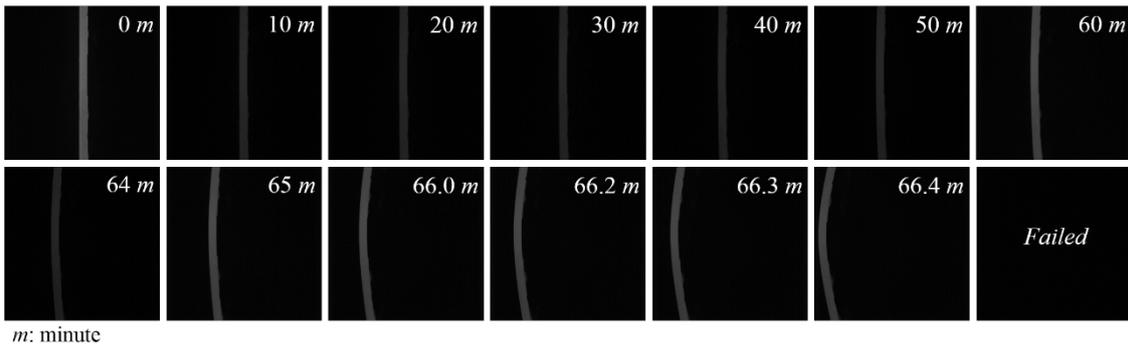


図 3.1.4 (1)-14 クリープ座屈試験中の高速度カメラ連続撮影写真

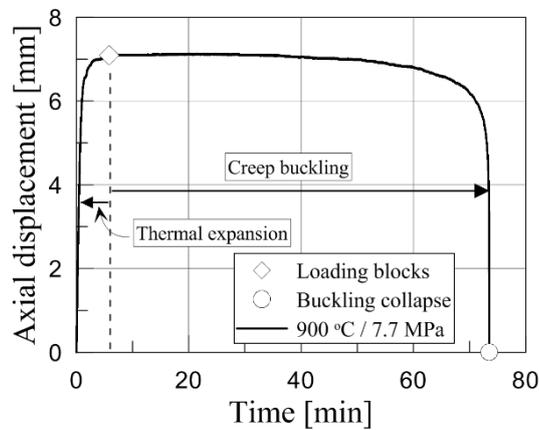


図 3.1.4 (1)-15 クリープ座屈試験中の試験体の代表的な軸方向変位

3) 結果

(a) 機械的挙動

図 3.1.4 (1)-15 にクリープ座屈試験中の横方向変位変化の代表例として 900°Cの結果を示す。試験体は温度上昇により膨張し、時間とともに軸方向変位が増加する。試験体が目標温度になったところで変位は最大値となり、試験体に軸圧縮応力が負荷され、クリープ座屈により変位は減少していく。図 3.1.4 (1)-15 に示すように、圧縮応力負荷後に変位はゆっくりと減少し、応力負荷 40 分後からは塑性変形が始まり急速に減少し、最終的に座屈により軸方向変位が急激に減少する。

図 3.1.4 (1)-15 の軸方向変位と同じ温度・荷重条件の横方向変位の時間変化を図 3.1.4 (1)-16 に示す。図 3.1.4 (1)-16 はクリープ座屈試験中の試験体の連続写真をソフトウェア (ImageJ freeware) でデータ処理して求めた。写真データから、図 3.1.4 (1)-17 に示すように水平方向に沿って強度プロットを求めた。試験体の厚さは 2.0mm として、クリープ座屈試験の前に得られた写真データからピクセル当りの長さを求め、横方向に動いたピクセル数を数えて横方向変位を計算し、横方向変位の時間変化を図示した。高速度カメラのソフトウェア不具合による 2 ケースを除いて、クリープ座屈試験の全ての横方向変位変化グラフが得られた。ピクセル当りの長さを求めるキャリブレーションは全てのケース毎に行った。

図 3.1.4 (1)-16 に示す横方向変位の時間変化は、引張応力によるクリープ試験のひずみ曲線と類似している。クリープひずみ曲線と同じく、一次及び三次クリープ段階は二次クリープ段階に比べはるかに短い時間である。二次クリープ段階では、試験体は横方向に一定の速度で変形していくが、約 40 分後に変位速度が増加し始める。これは図 3.1.4 (1)-15 の軸方向変位に見られる塑性変形の開始に対応している。その後横方向変位速度は限りなく増大し、座屈に至る。同様な観察は鋼製およびアルミニウム合金製の長柱において、それぞれ Furumura et al. および Kandare et al. によりなされている [7, 8]。

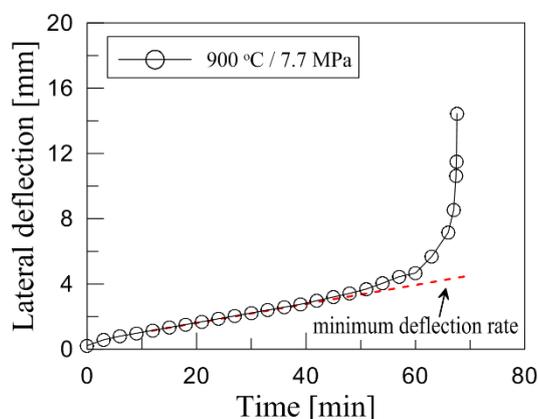


図 3.1.4 (1)-16 クリープ座屈試験中の横方向変位変化の代表例

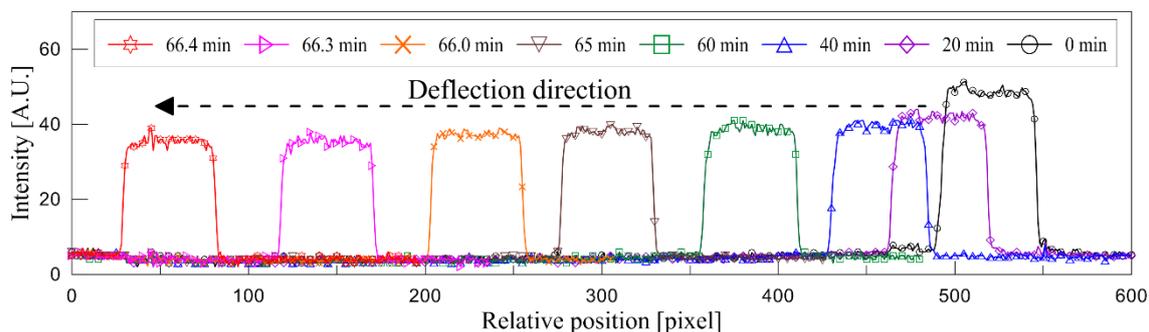


図 3.1.4 (1)-17 クリープ座屈試験中の試験体写真の強度プロット

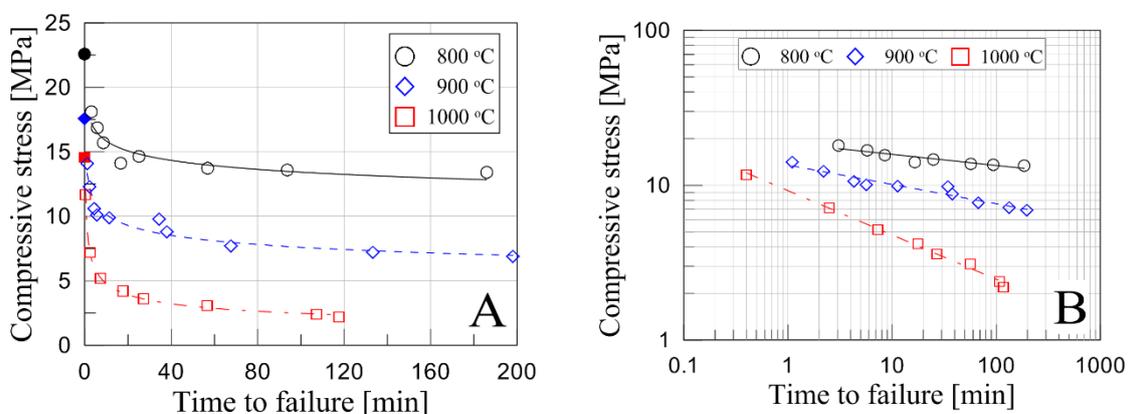


図 3.1.4 (1)-18 クリープ座屈破損時間と圧縮応力：(A) 線形軸 (B) 対数軸
(記号：座屈応力、線：フィッティング曲線)

(b) クリープ座屈時間

図 3.1.4 (1)-18 は、試験温度 800, 900, 1000°Cにおけるクリープ座屈破損時間と圧縮応力の関係を示す。図 3.1.4 (1)-18(A)に示すように、座屈破損時間は圧縮応力が減少すると指数関数的に増加する。温度 800°Cでは、圧縮応力が座屈応力の 59~80%において、破損時間は 3.1~186 分となった。温度 900°Cでは、圧縮応力が座屈応力の 39~80%において、破損時間は 1.1~198 分となった。温度 1000°Cでは、圧縮応力が座屈応力の 15~80%において、破損時間は 0.4~118 分となった。これらの結果は、高温になるほどクリープ座屈破損時間に重要な影響を及ぼすことを示している。800°Cと 900°Cのクリープ座屈破損時間を比べると、900°Cの方が低い圧縮応力でより速く座屈が生ずることが分かる。1000°Cではさらに顕著になり、座屈応力の 15%の圧縮応力においてもクリープ座屈により 2 時間以下で破損する。図 3.1.4 (1)-18(B)に示す対数グラフではデータは直線になり、温度が高くなるほどクリープ座屈破損時間は短くなる。この温度依存性は、SUS304 の弾性係数(ヤング率)の温度依存による

ものと考えられる。SUS304 の弾性係数は温度に比例せず、800℃以上では急速に減少する。これにより、温度が上昇するほど試験体の剛性が低下し、クリープ座屈破損時間が短くなる。

4) 試験式

(a) ラーソン-ミラーパラメータ

クリープ座屈実験の結果に基づいて、ある応力および温度条件で破損寿命を予測するために経験的相関式を開発した。短期のクリープ破断データを使用して、金属の長期的なクリープ破断を予測するために、ラーソン-ミラーパラメータ、マンソンハフェルドパラメータおよびドルンシャービーパラメータを含むいくつかのパラメータの関係が広く利用されている [9-11]。まず、クリープ座屈破損寿命を評価するためにラーソン-ミラーパラメータ (LMP) を用いた。

ラーソンミラー・モデルは、クリープ速度について式 (3.1.4 (1)-2) のアレニウスの式からスタートする。

$$r_c = \frac{\varepsilon_r - \varepsilon_0}{t_r} = A \cdot \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \quad (3.1.4 (1)-2)$$

ここで、 r_c は最小クリープ速度、 ε_r はクリティカルクリープひずみ、 ε_0 は初期クリープひずみ、 t_r はクリティカルクリープひずみ、 A は定数、 Q は活性化エネルギー、 R は一般ガス定数、 T は絶対温度である。等温変化においては、ラーソン-ミラーパラメータは以下のように表現することができる：

$$T \cdot (\log t_r + C) = \frac{Q}{2.303 \cdot R} = \text{LMP} \quad (3.1.4 (1)-3)$$

ここで C は材料定数であり、ステンレス鋼では 20 と仮定された。式 (3.1.4(1)-3) で定義される LMP は等温条件下での材料のクリープ破断寿命を予測するために使用される。

図 3.1.4 (1)-19 は、800℃、900℃、1000℃の温度条件の実験データから得られた負荷応力と LMP の関係を示す。本研究のステンレス鋼試験体のラーソンミラーパラメータは、クリープ座屈実験から決定され、式(3.1.4(1)-4)のように表現される。

$$\sigma_c = -62.43 \cdot \ln(\text{LMP}) + 636.52 \quad (3.1.4 (1)-4)$$

式 (3.1.4(1)-3) を式 (3.1.4(1)-4) へ代入し、負荷応力と破損寿命の間の相関性は以下のように決定することができる:

$$\log t_c = \frac{\exp\left(\frac{636.52 - \sigma_c}{62.43}\right)}{T} - 20 \quad (3.1.4 (1)-5)$$

図 3.1.4 (1)-20 は、実験結果とともにクリープ座屈破損寿命の理論的な予測カーブを示す。経験的相関により、様々な応力条件について破損寿命を予測することができる。さらに、相関式により、様々な温度条件でクリープ座屈破損寿命を予測することができる。

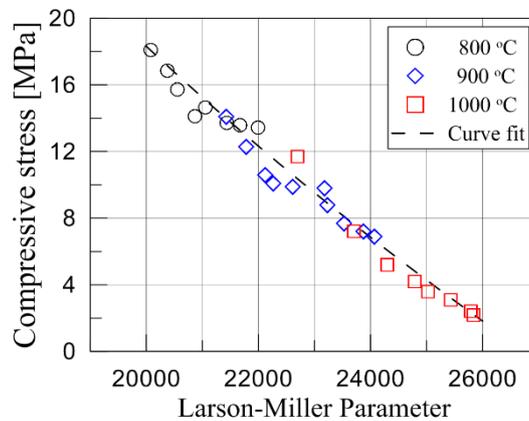


図 3.1.4 (1)-19 圧縮応力とラーソンミラーパラメータの関係

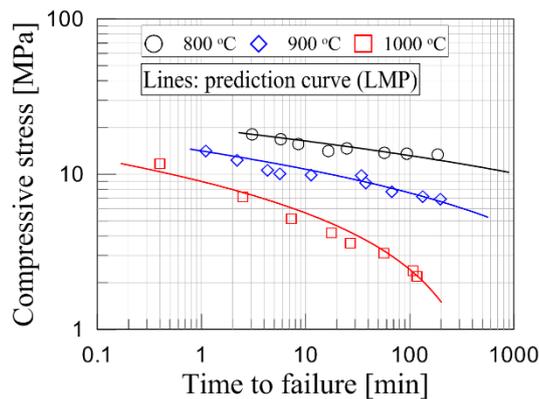


図 3.1.4 (1)-20 ラーソンミラーパラメータによるクリープ座屈破損時間予測

(b) モンクマン-グラント法

モンクマン-グラント関係は式(3.1.4(1)-6)に示すように、最小クリープひずみ速度と破壊時間の関係を示す。本研究では、垂直方向の変位の変化は変位計で測定した。クリープ試

験中の変位測定結果から求めたひずみ及びひずみ速度の時間変化を図 3.1.4 (1)-21 (A)に示す。図 3.1.4 (1)-21 (B)は、実測から得られた最小ひずみ速度と破壊時間の関係を示す。図 3.1.4 (1)-21 (B)から求めた回帰式を式 (3.1.4(1)-7) に示す。本研究では試験体の軸方向変位は試験中に変動しており、最小ひずみ速度も変動しているため、最小ひずみ速度を決定するのは困難であった。

$$t_f \cdot \dot{\epsilon}_{\min}^m = C \quad (3.1.4 (1)-6)$$

$$t_f = 15.7 \cdot \dot{\epsilon}_{\min}^{-3.251} \quad (3.1.4 (1)-7)$$

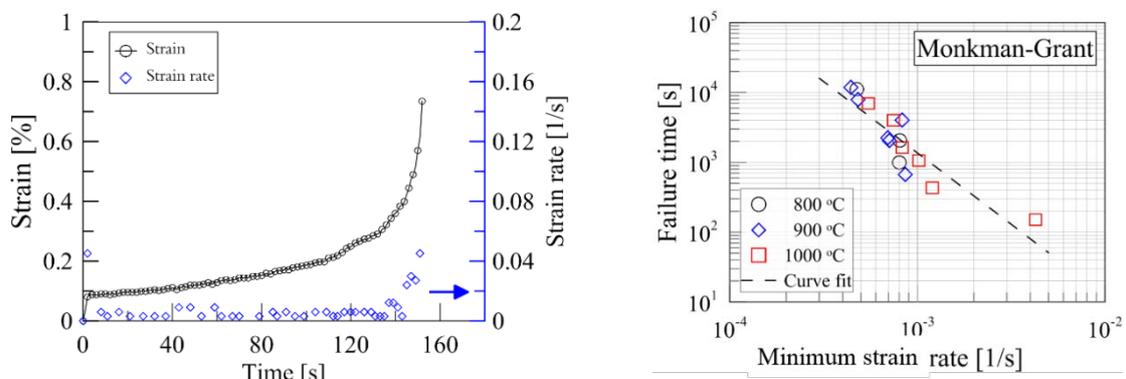


図 3.1.4 (1)-21 ひずみ及びひずみ速度の時間変化(左)と
最小ひずみ速度と破壊時間の関係(右)

(c) 横方向変位速度-破損時間関係

もう一つの実験相関式として、図 3.1.4 (1)-16 の赤色点線で示す最小横方向変位速度に基づく相関式（以下、横方向変位相関と呼ぶ）を開発した。横方向変位相関の考え方は、式 (3.1.4 (1)-8) で表わされる最小クリープひずみ速度と破壊時間の関係を示すモンクマン-グラント関係と同様である。最小横方向変位速度に基づく横方向変位相関式を式 (3.1.4 (1)-9) に示す。相関式では、破損時間は最小横方向変位速度の指数関数と仮定している。

$$t_f \cdot \dot{\delta}_{\min}^m = C_{MG} \quad (3.1.4 (1)-8)$$

$$t_f \cdot \dot{\delta}_{\min}^n = C_{LD} \quad (3.1.4 (1)-9)$$

ここで、 t_f は破損時間、 $\dot{\epsilon}_{\min}$ はひずみ速度、 $\dot{\delta}_{\min}$ は変位速度、 C は定数である。添字 \min , MG , LD はそれぞれ最小、モンクマン-グラント、横方向変位を示す。

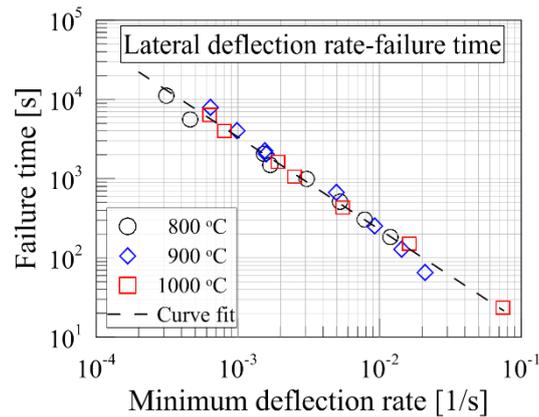


図 3.1.4 (1)-22 最小横方向変位速度とクリープ座屈破損時間の関係

全ての温度条件の実験で得られた破損時間を用いてプロットした最小横方向変位速度とクリープ座屈破損時間の関係を図 3.1.4 (1)-22 に示す。図に示すように実験データは両対数グラフ上で直線となった。破損時間は両対数グラフ上で最小横方向変位速度に反比例し、次式で表わされる。

$$t_f = 1.047 \cdot \dot{\delta}_{\min}^{-1.169} \quad (3.1.4 (1)-10)$$

あらゆる温度・応力条件についてクリープ座屈破損時間は、式(3.1.4 (1)-10)で予測できる。種々の温度において横方向変位相関により予測されるクリープ座屈破損時間を実験値とともに図 3.1.4 (1)-23 に示す。予測カーブは実験データとよく一致するが、図 3.1.4 (1)-20 の LMP 相関と比べると、横方向変位相関は最小横方向変位と破損時間の初期指数関数関係を示している。このため、両対数で表わされた図 3.1.4 (1)-23 では圧縮応力あるいは破損時間に対し予測カーブは直線となり、温度によりその勾配が異なる。このように横方向変位相関では、クリープ座屈破損時間に対する温度の影響が考慮されている。實際上、横方向変位の方がひずみ（軸方向変位）よりも検出が容易であり、ここで提案した横方向変位相関はクリープ座屈破損予測に有益であり、原子カプランスの配管や機器の寿命予測に有用である。

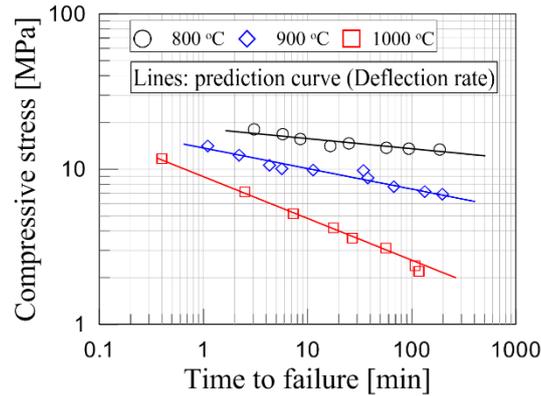


図 3.1.4 (1)-23 横方向変位相関によるクリープ座屈破損時間予測

5) 要約

圧縮荷重を受ける 304 ステンレス鋼矩形長柱のクリープ座屈破損時間を 800, 900, 1000°C で実験的に測定した。クリープ座屈は極めて短時間に生じ、圧縮荷重が減少すると劇的に時間が増加する。クリープ座屈破損時間は温度の影響が大きく、高温になるほどその影響が大きい。長時間のクリープ座屈破損時間を予測するため、3つの異なる方法(Larson-Miller Parameter, Monkman-Grant correlation, and lateral deflection correlation)を用いて実験相関式を開発した。クリープ座屈挙動を高速カメラで可視化した。

③ チューブ試験体の高温座屈及びクリープ座屈

1) 目的

外圧を受けるステンレス鋼チューブ試験体の座屈及びクリープ座屈を広範な温度範囲において実験により研究することを目的とする。

2) 実験

(a) 試験体

図 3.1.4 (1)-24 に本研究で用いた 304 ステンレス鋼(SUS304)管状試験体の外観写真を示す。内径が 13mm, 18.4mm, 22.1mm の 3 種類の管を用いた。管の全長はいずれも 200mm である。図 3.1.4 (1)-24 に示すように、試験部となる管の中央部の肉厚が 0.2mm から 0.7mm となるように外形を切削加工した。試験体名称は管の内径と試験部の厚さを示している。管 1、管 2、管 3 はそれぞれ内径 13mm、18.4mm、22.1mm を示しており、2 桁の数値は試験部の厚さを示している。たとえば、管 03 は内径 13mm、厚さ 0.3mm を示している。本研究で用いた管状試験体の寸法を表 3.1.4 (1)-2 に示す。



図 3.1.4 (1)-24 304 ステンレス鋼(SUS304)管状試験体の外観写真

表 3.1.4 (1)-2 管状試験体の寸法

Name	Inner diameter [mm]	Original thickness [mm]	Thickness (Thin part) [mm]	Radius to thickness ratio	Total length (Thin part) [mm]
Tube1-02	13.0	1.0	0.2	33.0	200 (100)
Tube1-03			0.3	22.2	
Tube1-05			0.5	13.5	
Tube1-07			0.7	9.8	
Tube2-02	18.4	1.65	0.2	46.5	
Tube2-03			0.3	31.2	
Tube3-02	22.1	1.65	0.2	55.8	
Tube3-03			0.3	37.3	
Tube3-04			0.4	28.1	

図 3.1.4 (1)-24 に示すように、試験体の下部の厚肉部には外径 3.2mm の細いステンレス鋼管が溶接されている。試験体を加熱したときに試験体内の圧力が上昇しないように、細いステンレス鋼管を試験容器外部に開放し、加熱試験中の試験体内圧力が大気圧を維持するようにしている。試験体の両端を銅の電極に接続し、直流電源（ヤマビシ YTR-8-500NX）で試験体をジュール加熱した。

(b) 外圧座屈

管状試験体の外圧による高温での座屈試験を行った。本研究では各種の試験体に広い範囲の外圧を負荷して加熱し、座屈温度を測定した。座屈温度は試験体の最高温度とした。まず、異なるモードで座屈を生ずる 2 種類の試験体(管 1-03 と管 3-03)について、外圧と座屈温度の関係を試験した。座屈モードは管の径、厚さ、および長さにより決まり、管 1、管 3 はそ

れぞれ1次モード、2次モードで外圧座屈を生ずる。前述したように、管1-03と管3-03は1次モード、2次モードにおける外圧力と座屈温度の関係を試験するように選んだ。試験容器の圧力は0.2MPaから0.9MPaの間に設定し、試験体の内圧は大気圧(0.1MPa)に維持したので、負荷外圧は0.1MPaから0.8MPaであった。さらに試験体の厚さを変え、座屈温度に対する半径/厚さの影響をR/tが9.8から55.8の範囲で試験した。負荷外圧は0.8MPaとし、R/tに対する座屈温度の挙動を調査した。

座屈試験の手順を以下に示す。

- ・試験体を上下の電極の間に摂津する
- ・試験体表面に熱電対を取り付ける
- ・試験容器の蓋を閉める
- ・試験容器に圧力を負荷する
- ・試験体が座屈するまで通電加熱する

座屈試験中の温度・圧力変化の代表例を図3.1.4(1)-25(A)に示す。

(c) クリープ座屈

前年度実施した矩形長柱のクリープ座屈試験と同様に、管状試験体(管3-03)について800, 900, 及び1000℃でクリープ座屈試験を行った。圧力、温度の測定は前述した座屈試験と同じである。試験手順を以下に示す。

- ・試験体を上下の電極の間に設置する
- ・試験体表面に熱電対を取り付ける
- ・試験容器の蓋を閉める
- ・試験容器に所定の圧力を負荷する
- ・試験体が所定の温度になるまで通電加熱する
- ・圧力、温度を保持する
- ・試験体が座屈するときのクリープ座屈時間を測定する

加熱時間は、試験体の温度が目標温度に到達してからの持続時間と定義される。温度が低下するとクリープの影響は劇的に低下するが、試験体の温度はできるかぎり速く目標温度まで上昇させた。クリープ座屈試験中の温度・圧力変化の代表例を図3.1.4(1)-25(B)に示す。

(d) 可視化

2台の高速度カメラを用いて座屈およびクリープ座屈の過程を可視化した。座屈においては、試験体は非常に急速に座屈するので、20000fpsという高速で記録した。クリープ座屈による試験体の変形は、長時間の記録が必要なため、低速(1fps)で記録した。

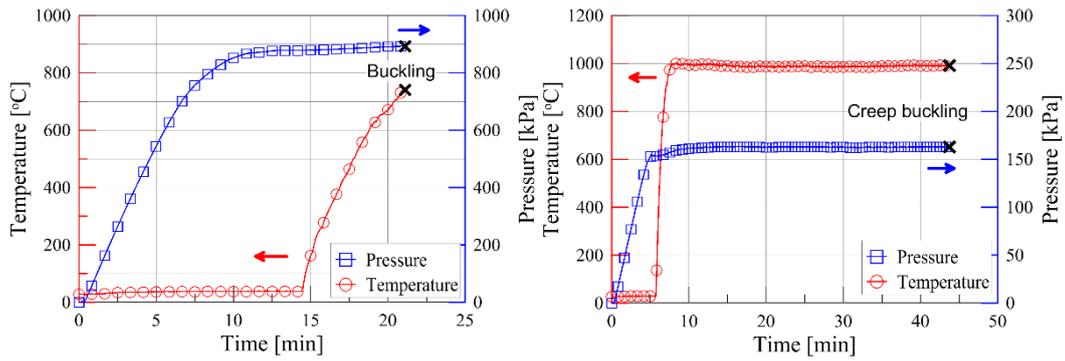


図 3.1.4 (1)-25 (A)座屈試験中の温度・圧力変化の例
(B)クリープ座屈試験中の温度・圧力変化の例

3) 結果および検討

(a) 外圧座屈

a) 外圧の影響

図 3.1.4 (1)-26 に 2 種類の試験体について外圧と座屈温度の関係を示す。この 2 つの試験体は異なる座屈モードを示し、管 1-03 は 1 次モード、管 3-03 は 2 次モードで座屈する。図 3.1.4 (1)-26 に示すように 2 種の試験体とも外圧が増加すると座屈温度は直線的に低下した。管 3-03 では、外圧 0.1MPa では 1100°C で座屈するが、外圧の上昇とともに座屈温度は低下し、0.8MPa では約 750°C で座屈した。管 1-03 では、座屈温度は管 3-03 よりも少し高くなったが、座屈温度と外圧の傾向は同じ傾向を示し、近似直線の勾配はほとんど同じである。

b) 管寸法の影響

図 3.1.4 (1)-27 に外圧が 0.8MPa 一定条件の下で管寸法 R/t を広範囲に変えた時の座屈温度を示す。青い○で示した R/t が比較的小さい範囲では 1 次モードで座屈し、黒い△で示した R/t が比較的大きな範囲では 2 次モードで座屈した。ただ、図 3.1.4 (1)-27 に示すように R/t のある範囲の試験においては 1 次、2 次両方のモードが生じた。この遷移領域は ($R/t:25-35$)、試験体厚さの不均一性による可能性がある。試験体は外面を機械加工して製作したため、厚さは周方向に必ずしも均一でない可能性があり、それが座屈モードや座屈温度に影響した可能性がある。

図 3.1.4 (1)-27 に示すように、座屈温度は R/t に反比例し、 R/t が増加すると低下する。 R/t が最も小さい約 10 においては約 1200°C で座屈した。福島原子力発電所 1 号機の原子炉圧力容器の実際の圧力は 0.8MPa よりずっと高く（実際は約 7MPa）、中性子源領域モニタ案内管（SRM ガイドチューブ）のような原子炉内で外圧を受ける管はシビアアクシデント時に座屈あるいは損傷した可能性がある。図 8 に座屈後の試験体の写真と解析による断面形状を示す。実際の形状は完全には数値解析と一致しないが、同じ座屈モードを示している。

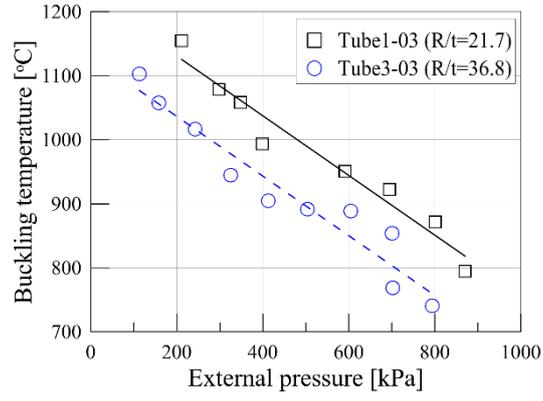


図 3.1.4 (1)-26 外圧と座屈温度の関係

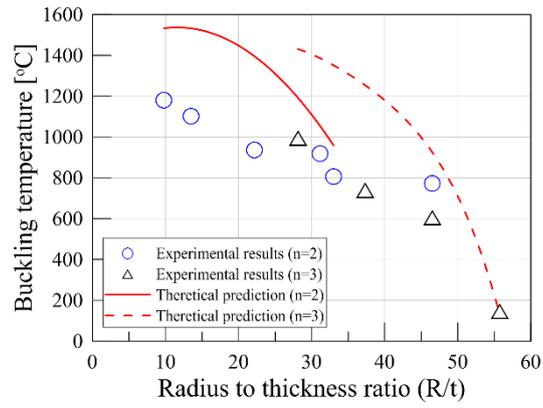


図 3.1.4 (1)-27 座屈温度への管寸法 R/t の影響

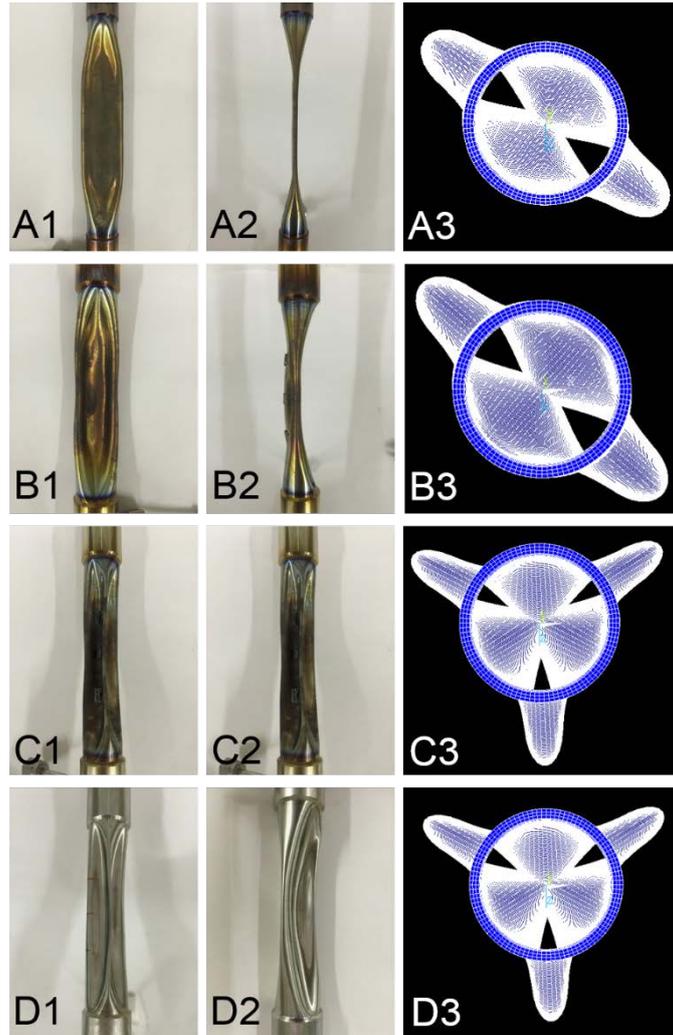


図 3.1.4 (1)-28 外圧座屈した管状試験体写真
 正面（左列）、側面（中央列）および数値解析の断面図（右列）
 上から管 1-03 (A)、管 2-03 (B)、管 2-02 (C)、管 3-02 (D)

c) 理論値

過去数 10 年間、薄肉管（シェル）の外圧による座屈について多くの解析研究がなされてきた。ここでは、いくつかの解析モデルにより座屈荷重（圧力）を算出し実験結果との比較を行う。

式 (3.1.4 (1)-11) は軸方向に拘束された無限長の自由管について Euler の座屈理論から導かれたものである。式 (3.1.4 (1)-11) に示されるように、臨界座屈荷重は周方向の波の数、板厚/半径およびヤング率に比例する。式 (3.1.4 (1)-11) において、 n は周方向の波の数、 E はヤング率、 ν はポアソン比、 t は管の厚さ、 a は管の平均半径である。

$$P_{cr} = \frac{(n^2 - 1) \cdot E}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \left(\frac{t}{a} \right)^3 \quad (3.1.4 (1)-11)$$

両端が単純支持され均一な外圧を受ける管の Von Mises による座屈圧力は式(3.1.4 (1)-12)で与えられる[12]。

$$P_{cr} = \frac{E \cdot \left(\frac{t}{a}\right)}{\left(n^2 - 1 + 0.5 \cdot \left(\frac{\pi a}{l}\right)^2\right)} \times \left\{ \frac{1}{\left(n^2 \cdot \left(\frac{l}{\pi a}\right)^2 + 1\right)^2} + \frac{t^2}{12a^2(1-\nu)^2} \left(n^2 - 1 + \left(\frac{\pi a}{l}\right)^2\right)^2 \right\} \quad (3.1.4 (1)-12)$$

ここで、 l は管の長さを示し、他は式(1)と同じである。

最後に、Windenburg and Trilling は、長く薄い完全な円筒が外圧を受けるときの座屈圧力を式(3.1.4 (1)-13)で表わした[13]。このモデルは、David Taylor Model Basin (DTMB) あるいは U.S. Experimental Model Basin として知られている。このモデルの特徴は、周方向の波の数という座屈モードのパラメータがないことである。

$$P_{cr} = \frac{2.42E \left(\frac{t}{2a}\right)^{5/2}}{(1-\nu^2)^{0.75} \left(\left(\frac{l}{2a}\right) - 0.447 \left(\frac{t}{2a}\right)^{0.5}\right)} \quad (3.1.4 (1)-13)$$

これらの3つのモデルによる管 1-03 について座屈圧力の解析予測値を表 3.1.4 (1)-3 に示す。ヤング率は図 3.1.4 (1)-7 に示すように、25°Cから 1000°Cの範囲は従来の研究で得られた値を使用し、それより高い 1500°Cまではこれらから外挿した。表 3.1.4 (1)-3 には、図 3.1.4 (1)-26 の実験値の近似直線から内挿して求めた値も示している。同様に管 3-03 について、解析予測値と実験値の座屈圧力の比較を表 3.1.4 (1)-4 に示す。表 3.1.4 (1)-3 と表 3.1.4 (1)-4 に示すように示すように、実験値と解析予測値には大きな相違がある。従来の研究[14]によれば、実験と解析の座屈圧力の違いは試験体の長さが短くなるほど大きくなる。さらに、形状的な不完全さによる影響も考えられる。管状試験体の板厚は機械加工により薄く加工しているので、厚さは周方向に不均一である。これらの要因により、解析モデルからの予測値は実験結果と異なった座屈圧力となったことが考えられる。

図 3.1.4 (1)-27 に Euler の座屈理論(式(3.1.4 (1)-1))で予測した座屈圧力から求めた座屈温度と実験結果の比較を R/t の関数として示す。実験の外圧は 0.8MPa であるため、座屈圧力からヤング率を計算し、図 3.1.4 (1)-7 からそれに対応する温度を求めた。理論予測値は座屈モードに依存するので、遷移域においては両方の座屈モードについて座屈温度を予測した。

表 3.1.4 (1)-3 管 1-03 の座屈圧力の実験値と解析予測値の比較

Temperature [°C]	Experiments [MPa]	Theoretical prediction* [MPa]		
		Euler	Von Mises	Windenburg
800	0.91	3.35	6.45	3.54
900	0.70	2.90	5.59	3.07
1000	0.48	2.39	4.60	2.53
1100	0.27	1.92	3.70	2.03
1200	0.05	1.44	2.78	1.53

*:すべての温度条件でポアソン比は 0.29 とした

表 3.1.4 (1)-4 管 3-03 の座屈圧力の実験値と解析予測値の比較

Temperature [°C]	Experiments [MPa]	Theoretical prediction* [MPa]		
		Euler	Von Mises	Windenburg
700	0.86	1.99	3.80	1.73
800	0.66	1.87	3.56	1.62
800	0.47	1.62	3.08	1.41
1000	0.27	1.33	2.54	1.16
1100	0.07	1.07	2.04	0.93

*:すべての温度条件でポアソン比は 0.29 とした

(b) クリープ座屈 Creep buckling

a) クリープ座屈時間 Creep buckling time

図 3.1.4 (1)-29 と図 3.1.4 (1)-30 に管 1-03 と管 3-03 のクリープ座屈試験における外圧と座屈時間の関係を示す。縦軸は試験体に負荷される外圧であり、横軸は本研究で得られた座屈までの時間（クリープ座屈時間）である。図 3.1.4 (1)-29 に示されるように、クリープ座屈時間における外圧の影響の温度依存性を示す。800°Cでは、外圧 0.542 MPa(試験時間中の平均外圧)のクリープ座屈時間は 4 分で、これはこの温度の座屈外圧の 95%であり、外圧 0.440MPa(座屈外圧の 77%)のクリープ座屈時間は 145 分であった。900°Cでは、外圧 0.354MPa (900°Cの座屈外圧の 86%) のクリープ座屈時間は 1.5 分であった。クリープ座屈時間は外圧の減少とともに劇的に増加し、外圧 0.205MPa(座屈外圧の 50%)では 120 分となった。同様に 1000°Cでは、外圧 0.206MPa および 0.086MPa(それぞれ座屈外圧の 85%および 35%)のクリープ座屈時間はそれぞれ 1 分および 50 分であった。図 3.1.4 (1)-29 に示すように、管 3-03 においても同様な傾向となった。図 3.1.4 (1)-29 と図 3.1.4 (1)-30 の近似曲線の勾配は温度の増加とともに大きくなり、これはクリープの影響が高温になるほど顕著になることを示している。この特徴は、昨年度行ったステンレス鋼矩形長柱のクリープ座屈試験でも得られている。要約すると、クリープ座屈時間は高温になるほど負荷荷重に対して敏感になる。

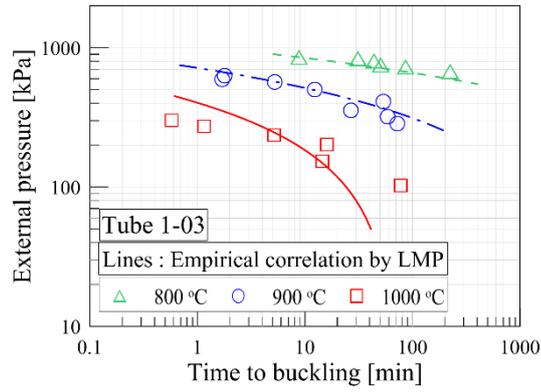


図 3.1.4 (1)-29 管 1-03 の外圧と座屈時間(クリープ座屈時間)の関係

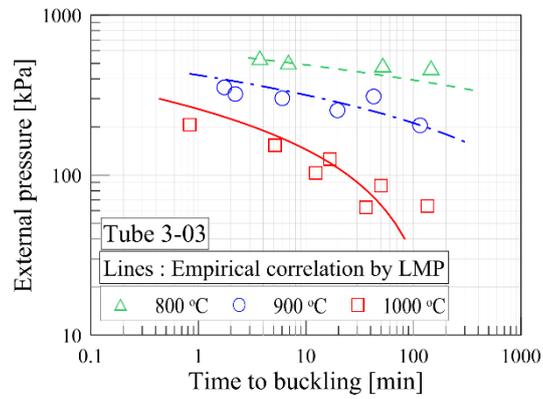


図 3.1.4 (1)-30 管 3-03 の外圧と座屈時間(クリープ座屈時間)の関係

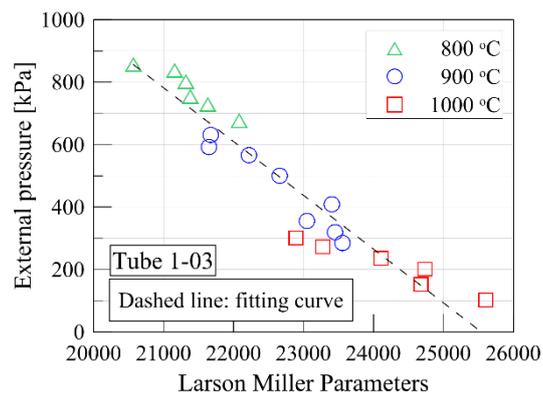


図 3.1.4 (1)-31 ラーソンミラーパラメータ(管 1-03)

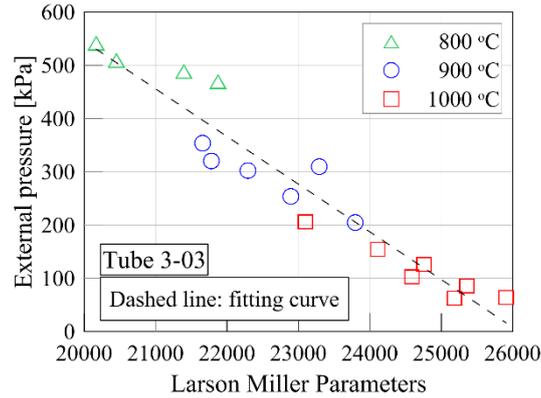


図 3.1.4 (1)-32 ラーソンミラーパラメータ(管 3-03)

b) ラーソンミラーパラメータ Larson-Miller Parameter

本研究で得られたデータを基に、ある温度、外圧の条件化でのクリープ座屈時間を予測するためにラーソンミラーパラメータ (LMP) を用いた実験式を作成した。ラーソンミラーパラメータは種々の材料と試験体についてクリープ座屈時間を予測するために広く用いられている。LMP モデルは、クリープ速度について式(3.1.4(1)-14)に示されるアレニウス式に基づいている。

$$r_c = \frac{\varepsilon_r - \varepsilon_0}{t_r} = A \cdot \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \quad (3.1.4 (1)-14)$$

ここで、 r_c は最小クリープ速度、 ε_r は臨界クリープひずみ、 ε_0 は初期クリープひずみ、 t_r はクリープ座屈時間、 A は定数、 Q は活性化エネルギー、 R は一般気体定数、 T は絶対温度である。等温加熱条件では、ラーソンミラーパラメータは次のように表わされる：

$$T \cdot (\log t_r + C) = \frac{Q}{2.303 \cdot R} = \text{LMP} \quad (3.1.4 (1)-15)$$

ここで、 C は材料定数であり、ステンレス鋼では 20 となる。式(3.1.4(1)-15)で定義される LMP は、等温条件における材料のクリープ破断時間の予測に用いられる。図 3.1.4 (1)-29 と図 3.1.4 (1)-30 は、800°C、900°C、1000°Cの 3 温度条件における管 1-03 と管 3-03 の外圧にたいする LMP 値の関係を示す。このようにして各試験体について実験式が得られた。ある温度・外圧条件におけるクリープ座屈時間は、図 3.1.4 (1)-29 と図 3.1.4 (1)-30 に示す予測線で表わされる。

4) 要約

外圧を受ける 304 ステンレス鋼チューブ試験体の座屈温度を半径/板厚比の広範な範囲について実験により測定した。2 つの異なる座屈モードが得られた。外圧 100~900kPa におい

て、座屈温度は 150～1200℃であった。座屈温度は外圧が減少するほど、また半径/板厚比が減少するほど高くなった。従来の理論モデルによる予測値と実験値を比較し、大きな相違があることが分かった。

800, 900, 及び 1000 °C において外圧を受けるチューブ試験体のクリープ座屈破損時間を測定した。2つの座屈モード（一次モード、二次モード）についてクリープ座屈破損時間は同様な傾向となり、前述したプレート試験体と同様な特徴（クリープ座屈破損時間の温度敏感性、及び負荷荷重の影響）が得られた。実験結果をもとに、ラーソンミラーパラメータを用いてクリープ座屈破損時間の実験予測式を開発した。

④ 座屈後の挙動

1) 目的

高温で外圧により座屈したステンレス鋼管状試験体がバウンダリー破損に至るメカニズムを研究することを目的とする。

2) 実験

ステンレス鋼管状試験体の座屈後のバウンダリー破損を 2 種の異なる荷重条件（追加加熱及び荷重負荷）により試験した。追加加熱試験では、ある外圧負荷で座屈した管状試験体をバウンダリー破損が生ずるまで加熱した。荷重負荷試験では、座屈した管状試験体に軸方向圧縮荷重を負荷しバウンダリー破損の有無を確認した。追加加熱試験では、バウンダリー損傷への外圧の影響を調べるために、大気圧及び加圧圧力下で座屈後の挙動を試験した。

追加加熱試験では、座屈までの温度はk型熱電対で測定し、追加加熱時には 1200℃を超えると薄いシースの熱電対は破断する恐れがあるため放射温度計（IRカメラ）で測定した。座屈試験及び座屈後挙動試験の代表的な温度及び外圧の時間変化を図 3.1.4 (1)-33 に示す。荷重負荷試験では、空気シリンダーとコンプレッサーにより軸圧縮荷重を負荷し、圧力を圧力センサーで記録した。

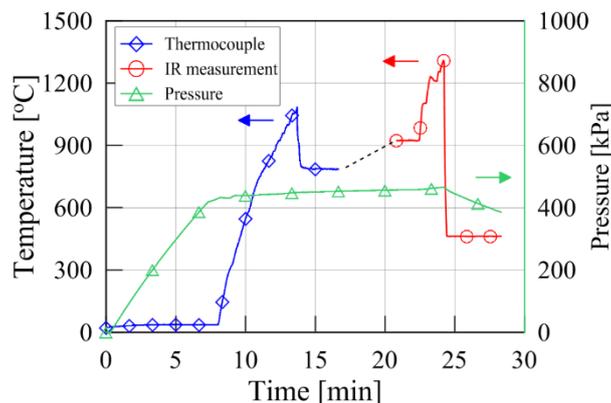


図 3.1.4 (1)-33 座屈及び座屈後挙動実験の一般的な温度と圧力挙動

3) 結果及び検討

本研究において 3 つの異なるバウンダリー破損メカニズムが得られた。1 つは座屈そのものによりバウンダリー破損を生じた。図 3.1.4 (1)-34 に示すように、管状試験体の端部で

破れた。このバウンダリー破損（モード I）は一次モードの座屈にのみ見られた。さらに、外圧は比較的高く 700 kPa 以上であった。一次モード座屈では 2 つの大きな周方向の波が形成され、高圧下では低圧時に比べ変形速度が急速である。このため座屈境界部となる試験体の上端あるいは下端においてバウンダリー破損が生ずる。

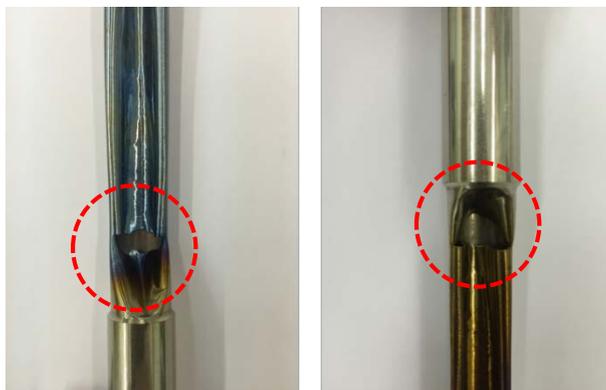


図 3.1.4 (1)-34 座屈でバウンダリー破損(モード I)が生じた実験体の写真

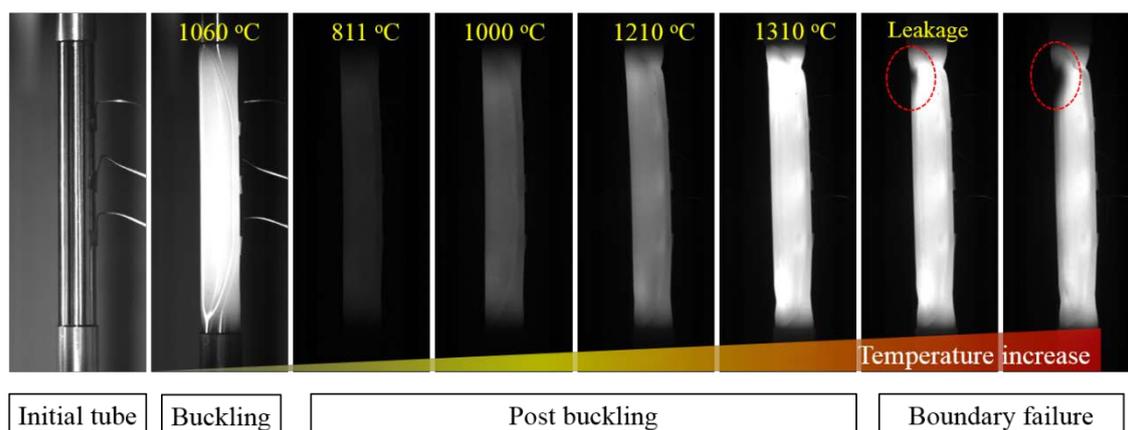


図 3.1.4 (1)-35 追加加熱実験での実験体の写真

追加加熱試験でもバウンダリー破損が生じた。図 3.1.4 (1)-35 は、管 1-03 (R/t: 22) の外圧 350kPa における座屈試験及びその後の加熱試験時の挙動を示す。管状試験体は 1060°C で座屈した後、約 810°C まで冷却しその後再び温度を上げると、上部にバウンダリー破損（微小な孔）を生じた。図 3.1.4 (1)-35 に示すように、1310°C で点線で囲んだ黒い点が生じ、それが大きくなり、同時にバウンダリー破損により管状試験体の外圧が図 3.1.4 (1)-33 に示すように減少し始めた。追加加熱による座屈後挙動試験は、R/t の異なる種々の管状試験体について外圧を変えて試験した。バウンダリー破損の起こる温度への外圧の影響を調べるため、実験データを外圧によってグループ化した。外圧が 700kPa より高いものを高圧グループ、350kPa より低いものを低圧グループとした。図 3.1.4 (1)-36 はバウンダリー破損温度と試験体の寸法比 R/t の関係を示す。外圧とバウンダリー破損温度の関係を明確に示すことはできなかったが、高圧グループの方が低圧グループに比べバウンダリー破損温度が低く

なり、 R/t が大きくなるほど高圧グループのバウンダリー破損温度が低下した。

座屈した管状試験体のバウンダリー破損は SUS304 の強度が低下する 1250°C以上の高温条件で生じた。バウンダリー破損は座屈が無くても起こる可能性がある。座屈の生じていない試験体(T1-02 と T1-03)で追加加熱試験を行ったところ、それぞれ 1380°C、1460°Cでバウンダリー破損が生じた。これらの温度は座屈した試験体のバウンダリー破損温度に比べ 100~150°C高い。この結果から、SUS304 管状試験体を追加加熱したときのバウンダリー破損温度は、座屈により低下すると言える。

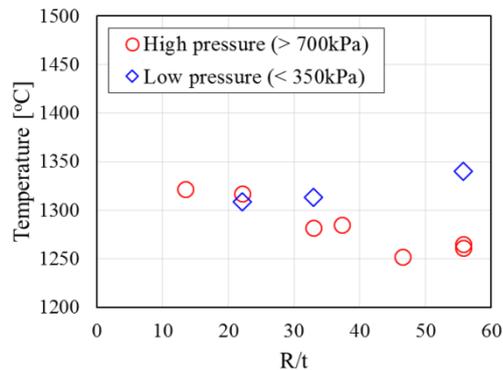


図 3.1.4 (1)-36 管試験体の R/t とバウンダリー破損温度の関係 (追加加熱実験)

座屈後の荷重負荷試験でもバウンダリー破損を生じた。しかし、この試験でバウンダリー破損を生じたのは限られた条件のみであった。図 3.1.4 (1)-37 に管状試験体の初期取り付け状態、座屈発生時及びその後の圧縮荷重負荷時の一連の写真を示す。試験体(Tube 1-02)は、約 800°Cで 788kPa の外圧により座屈した後、圧力荷重が掛からないよう試験容器のアルゴンガスを排気した。そして温度を 1000°Cに保持し、試験体に徐々に圧縮荷重を負荷した。図 3.1.4 (1)-37 に示すように、試験体は変形し(捻じ曲げられ)鋭い角を生じた(最大圧縮荷重 1300N)。それにもかかわらず、この試験ではバウンダリー破損は生じなかった。一方、加圧状態(試験体に外圧負荷)では、圧縮荷重負荷によりバウンダリー破損が生じた。同じ寸法の試験体(Tube1-02)を 875°Cで座屈させた後、温度を上げ 1000°Cに保持し、図 3.1.4 (1)-38 に示すように徐々に圧縮荷重を負荷した(最大圧縮荷重 990N)ところ、試験体表面にバウンダリー破損が生じた。バウンダリー破損の発生は試験容器の圧力が低下したことにより判断した。これらの 2 つの試験結果を比較し、バウンダリー破損への外圧の影響を検討した。外圧により座屈した試験体は外側から押され続け、最終的に押し出され、より鋭い角が生じバウンダリー破損に至った可能性がある。

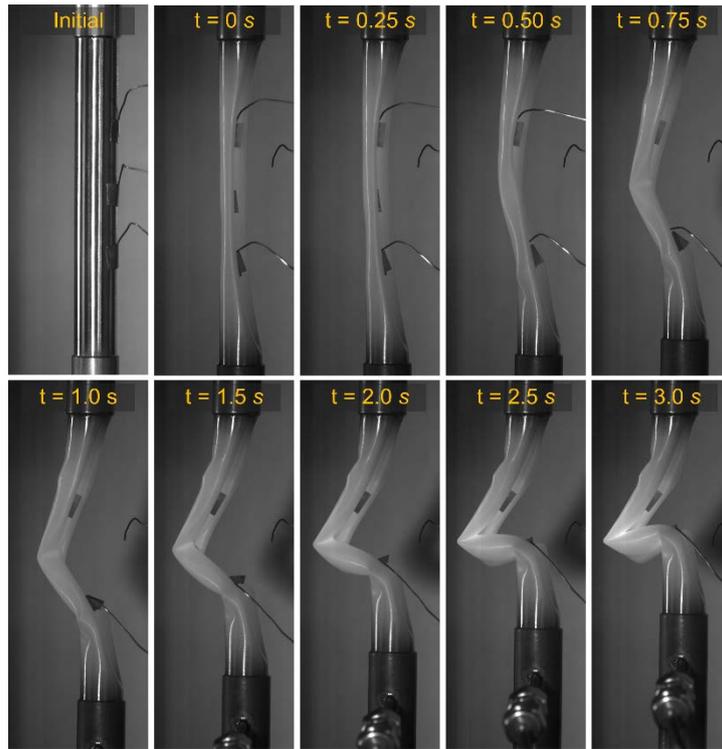


図 3.1.4 (1)-37 追加応力実験で変形する試験体の写真（外圧無し）

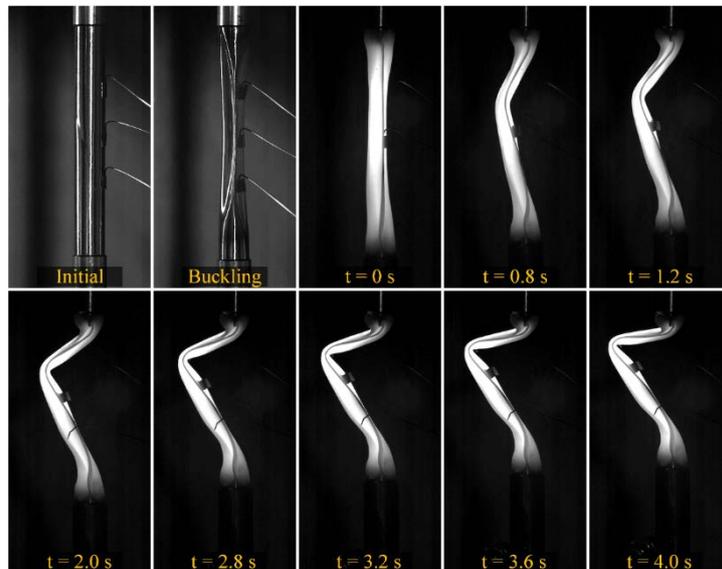


図 3.1.4 (1)-38 追加応力実験で変形する試験体の写真（外圧： 500kPa）

座屈を生じた管状試験体に生ずる可能性のあるバウンダリー破損のメカニズムについて実験的に検討した。バウンダリー破損は非線形現象であり、同じ試験体で同じ条件で試験しても必ず生ずるとは言えない。換言すれば、バウンダリー破損を生ずる条件を決定することは困難である。それにもかかわらず、座屈により引き起されるバウンダリー破損の起こりうるメカニズムを見つけることには意義がある。シビアアクシデントにおいては、ステンレス鋼構造物は高温高圧条件に曝され、管状機器は座屈を生じうる。本研究により、シビアアクシ

デント時に座屈が生ずるとバウンダリー破損が生じやすくなることが明らかとなった。

4) 要約

304 ステンレス鋼の円筒長柱の座屈により引き起こされるバウンダリー破損のメカニズムを実験的に明らかにした。座屈により周方向波の端に軸方向のバウンダリー破損が生ずる。座屈後に追加加熱あるいは荷重負荷を行った場合にもバウンダリー破損が生じた。座屈後に追加加熱を行った場合には、バウンダリー破損は1250～1350℃で生じた。高い外圧条件では、低い外圧条件に比べ少し低い温度でバウンダリー破損が生じた。座屈後の管状試験体に荷重（圧縮）を負荷した場合にもバウンダリー破損を生じたが、限られた条件においてのみバウンダリー破損を生じた。バウンダリー破損は非線形現象であり、その条件を特定することは困難である。しかし、管状試験体に座屈が生じると、それほど厳しい温度・圧力条件でなくともバウンダリー破損を起すことが確認された。

⑤ 結論

軸方向の圧縮荷重や外圧を受ける 304 ステンレス鋼長柱の座屈及びクリーク座屈破損について、実験及び解析による研究を行った。室温から1200℃において、平板状試験体の座屈荷重及び管状試験体の座屈外圧を測定した。測定値は理論値あるいは数値予測値よりも低い値で、その差は温度が高くなるほど増大した。平板状試験体及び管状試験体のクリープ座屈試験は800, 900及び1000℃で実施した。平板状試験体及び管状試験体いずれにおいても、クリープ破損時間は座屈荷重の26%において3時間よりも短かった。またクリープ座屈破損時間への温度の影響は、温度が高くなるほど顕著になった。高温条件においては、荷重を大幅に減少してもクリープ座屈破損時間はわずかしなが長くない。

外圧を受ける SUS304 管状試験体の座屈後の挙動を実験で調査した。座屈後に加熱を続け（温度上昇）るか、あるいは荷重（圧縮）を加えると管状試験体が破損しバウンダリー破損となる。座屈した管のバウンダリー破損温度は座屈していない管の破損温度に比べ100～150℃低かった。座屈によりバウンダリー破損温度が低下するとともに、バウンダリー破損の可能性が増すことが分かった。座屈およびバウンダリー破損は非線形挙動であり、バウンダリー破損条件を特定することは困難である。しかし、高温の圧力負荷条件下で座屈によるバウンダリー破損を実験的に観察したことは有意義であり、これらの実験データは原子力プラントの様々な機器の設計にとって有益なデータとなる。

<参考文献>

- [1] Euler, K., 1759. Sur la force des colonnes. Mem. Acad., Berlin.
- [2] JNES, 2006, JNES/SAE06-097, Japan Nuclear Energy Safety Organization, Japan.
- [3] American Society of Mechanical Engineering, 2010, Boiler and Pressure Vessel Code II Part D, 2010 ed, New York.
- [4] Choobi, M.S., Haghpanahi, M., Sedighi, M., 2011. J. Strain Anal. Eng. 47, 46-54.
- [5] Mochizuki, M., Enomoto, K., Okamoto, N., Saitoh, H., Hayashi, E., 1995. Jpn. Weld. Soc. 12, 561-567.
- [6] Craig Jr., R.R., 1996. Mechanics of Materials. John Wiley & sons, New York.
- [7] Furumura, F., Ave, T., Kim, W.J., 1986. J. Struct. Const. Eng. 361, 142-151.
- [8] Kandare, E., Feih, S., Lattimer, B.Y., Mouritz, A.P., 2010. Metall. Mater. Trans. A, 41, 3091-3099.
- [9] Larson, F.R., Miller, J., 1952. Trans. ASME, 74, 765-775.
- [10] Manson, S.S., Haferd, A.M., 1953. NACA-TN-2890, National Advisory committee for Aeronautics, Cleveland, United States.
- [11] Orr, R.L., Sherby, O.D., Dorn, J.E., 1954. Trans. Amer. Soc. Metals, 46, 113-128.
- [12] Von Mises, R., 1936, Der Kritische aussendruck fur Allseits Belastete Zylindrische Rohre, Fest Zum 70. Geburtstag von Prof. Dr A. Stola, Zurich, pp. 418-30.
- [13] Windenburg, D.F., Trilling, C., 1934. Trans. ASME, 11, 819-825.
- [14] Little, A. P.F., Ross, C. T.F., Short, D., Brown, G. X., 2008. Journal of Ocean Technology, 3, 75-90.

(2) 高温座屈試験の試験体解析

①概要

シビアアクシデントにおける超高温状態での原子炉構造物材料の崩壊を想定して、板状試験片を用いた高温座屈試験が実施された。この試験の中で温度と座屈荷重の関係が明らかにされた。本解析業務ではこの高温座屈試験のプレート試験体を解析対象とし、試験結果を再現する解析を実施した。

なお、高温座屈試験のチューブ試験体の解析結果については、3.2.1(3)-1に記載した。

②解析モデル

図 3.1.4(2)-1 に解析モデルの形状および寸法を示す。モデルはソリッド要素で構成され、板厚方向メッシュ分割数は3分割とした。

節点数：5784

要素数：3600 ソリッド要素（次数低減積分要素）

板厚=2mm

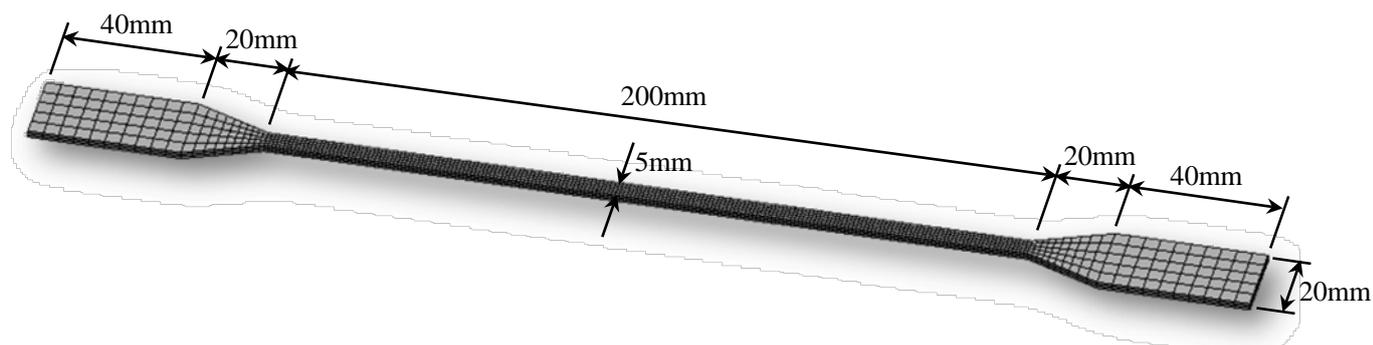


図 3.1.4(2)-1 高温座屈試験板状試験片解析モデル形状及び寸法

③材料モデル

材料は SUS304 であり、高温材料の応力-ひずみ近似式を高温側に外挿して用いた。解析対象の温度として 800°C を選択した。以下に示す物性値は 800°C の温度に対応するものである。

密度	= 7.93×10^{-9} ton/mm ³
ヤング率	= 129055.5 MPa
ポアソン比	= 0.3281
降伏応力	= 94.5215 MPa
応力-ひずみ曲線	= 図 3.1.4(2)-2

$$\varepsilon_e = \frac{\sigma}{E}$$

$$\varepsilon_p = \left(\frac{\sigma - \sigma_p}{K} \right)^{\frac{1}{m}}$$

$$E = E(T)$$

$$\sigma_p = \sigma_p(T)$$

$$K = K(T)$$

$$m = m(T)$$

$$315^{\circ}\text{C} \leq T \leq 650^{\circ}\text{C}$$

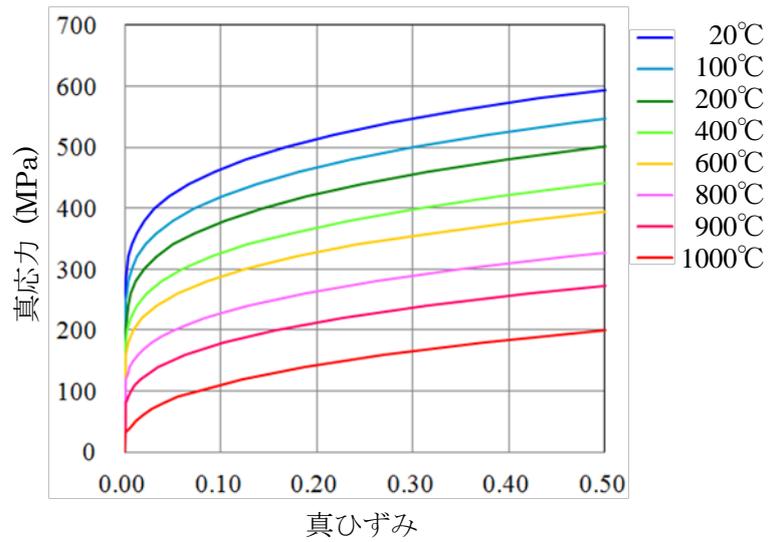


図 3.1.4(2)-2 SUS304 真応力-真ひずみ曲線

④解析条件

x 方向に対し、最大 0.2mm (有効長の 0.1%) の初期不整を与えた。0.0~0.1 秒間に上端に荷重 0~700N を負荷した。設定温度は 800°C とし、この温度における物性値を使用した。

⑤解析結果

図 3.1.4(2)-3 に変形図を示す。また図 3.1.4(2)-4 に解析で得られた座屈応力と試験結果の比較を示す。

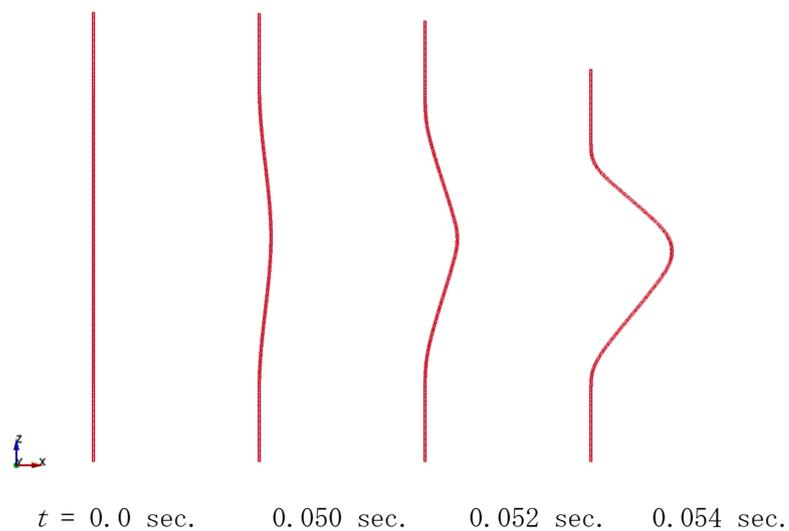
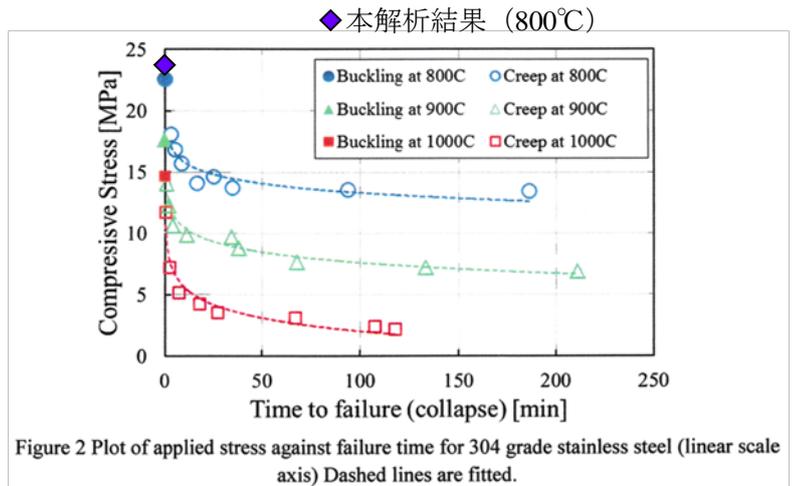
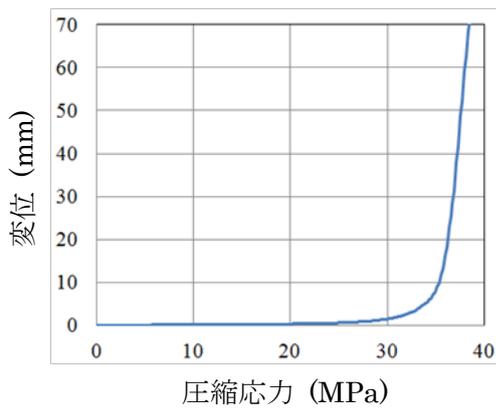


図 3.1.4(2)-3 変形図



(a) 高さ方向中心位置における x 方向変位と圧縮応力の関係

(b) 試験と解析の座屈荷重の比較

図 3.1.4(2)-4 解析で得られた 800°Cにおける座屈応力と試験結果の比較

⑥まとめ

解析で得られた座屈応力は、800°Cにおける座屈試験で得られた結果とほぼ一致し、試験を再現することができた。

座屈解析では初期不整の与え方によって得られる結果が異なるが、本解析では初期不整は有効長の 0.1%であり、最小限の初期不整で試験結果が再現できたとみなすことができる。

(3) 試験結果と解析結果に対する考察

平板の超高温座屈試験では、圧縮応力とクリープ座屈時間の測定値と Larson-Miller パラメータによる予測値は良好な一致（1000℃までは、従来のデータの外挿で予測性が可能である）を示した（図 3.1.4(3)-1）。Larson-Miller パラメータは本来、クリープ破断時間を予測するためのパラメータであるが、破断時間とクリープひずみ速度の間に Monkman-Grant の関係が同時に成立しているためと考えられる。

超高温外圧による円筒の座屈試験においても、座屈モード、強度、代表形状との関係は、従来知見との差はなく、設計用の評価法は 1000℃近くの超高温域まで適用可能であることを確認した。

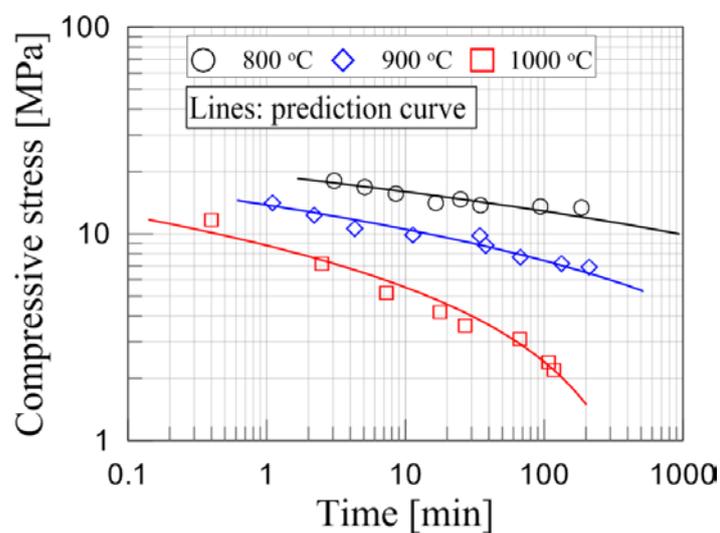


図 3.1.4(3)-1 超高温領域での座屈試験結果の Larson-Miller パラメータによる予測値

(4) 高温外圧荷重による破損メカニズムまとめ

シビアアクシデント時に、原子炉圧力容器内の中性子束計測案内管や制御棒案内管が受ける高温外圧荷重による破損メカニズムを解明するための試験研究を行った。ここでの課題は、1000℃近くまでの高温状態での座屈挙動の解明と、座屈などによる過大変形からバウンダリ破損に発展する条件の把握である。超高温における円筒の外圧座屈試験の結果から、座屈挙動は、室温における評価法を1000℃近くまでの高温域まで拡張することで、同様に評価できることが分かった。また、座屈からバウンダリ破損への移行挙動については、変形の拘束条件などに敏感であり、予測は容易ではないことが分かった。座屈変形単独ではバウンダリ破損に至る可能性は大きくないが、周囲からの拘束により、座屈モード以外の変形が重畳すると、複雑な変形に基づく局所的なひずみの集中によりバウンダリ破損に至る可能性がある。

3.1.5 過大地震荷重による配管の破損メカニズム解明

(1) 基礎試験の実施

① 平板振動試験(倒立型、懸垂型)

1) 目的

加速度や周波数などの振動荷重と材料特性を、幅広く組み合わせて振動強度試験を行い、これらの条件と出現する破損モードとの関係を把握するために、振動基礎試験（倒立・懸垂）を実施した。

2) 試験概要

(a) 試験片の形状と種類

本実験で用いた試験片は合計 5 種類ある。表 3.1.5(1)①-1 に示すように、材質、形状がそれぞれ異なっている。試験片に用いられている材料は鉛とアンチモンで、純鉛のもの(Pb100Sb0)、鉛 90%・アンチモン 10%の合金(Pb90Sb10)、鉛 80%・アンチモン 20%の合金(Pb80Sb20)の 3 種類がある。

試験片の形状については、平滑試験片とノッチ付き試験片に分けられる。平滑試験片は厚さ 6mm、幅 18mm なのに対して、ノッチ付き試験片は厚さ 9mm、幅 13mm で、試験片の長さと同両先端の形状等は平滑試験片、ノッチ付き試験片ともに同じである。ノッチ付き試験片はノッチの半径が 1.5mm の物と、2.5mm の物と 2 種類があり、材質で 3 通り、形状で 3 通りに分けることが出来、使用した試験片は計 5 種類である。

表 3.1.5(1)①-1 試験片の一覧

試験片	材質		形状			
	Pb	Sb	厚さ(mm)	幅(mm)	ノッチ(mm)	形状番号
試験片 A	100	0	6	18	無	X
試験片 B	90	10	6	18	無	X
試験片 C	80	20	6	18	無	X
試験片 D	80	20	9	13	1.5	Y
試験片 E	80	20	9	13	2.5	Z

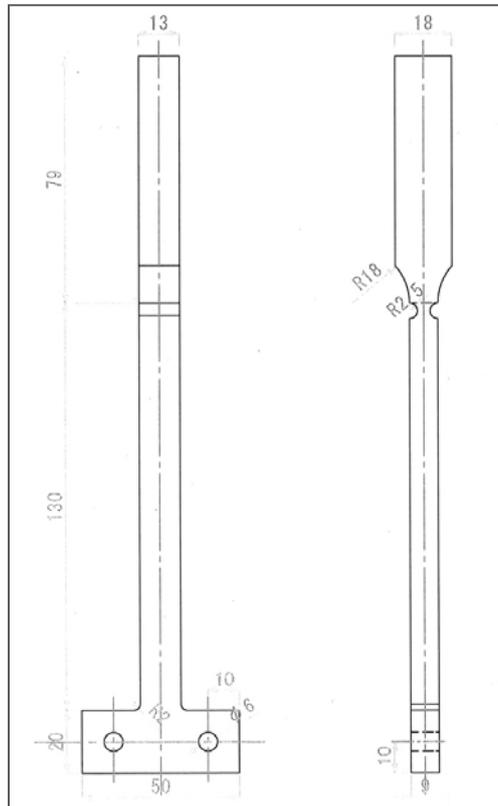
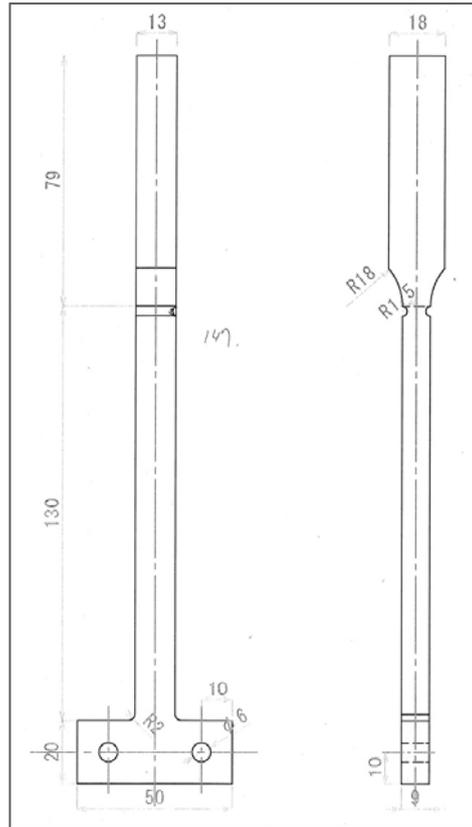
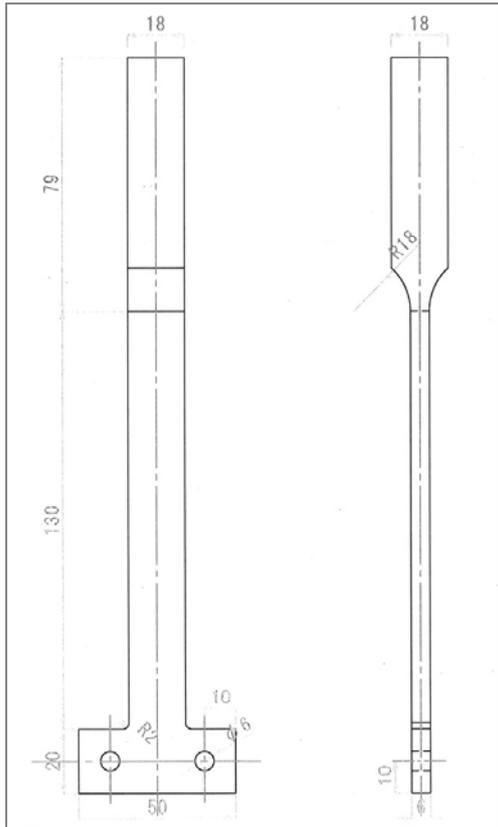


図 3.1.5(1)①-1 試験片設計図

3) 試験条件

(a) 固有振動数の導出

ここでは全部で9通りの耐震強度試験を行った。まず試験片各々の固有振動数を計測した。試験片に衝撃を与え、自由振動させたときの試験片の変位をレーザー変位計で計測する。測定変位データを図 3.1.5(1)①-2 のようにフーリエ変換することによって各試験片の固有振動数 f_0 を求めた。それぞれの振動破壊実験の基本条件と、事前に求めた固有振動数の値を表 3.1.5(1)①-2 に記す。

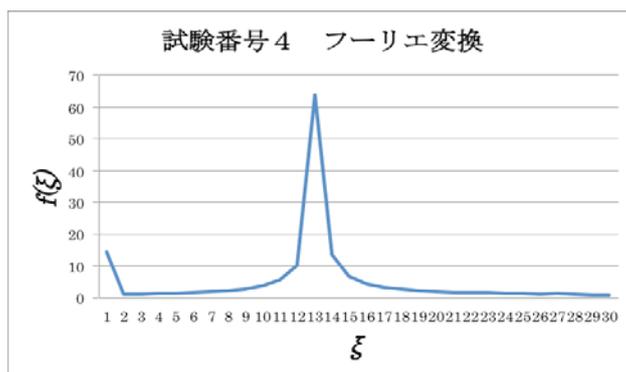


図 3.1.5(1)①-2 変位データのフーリエ変換

表 3.1.5(1)①-2 各実験の条件と固有振動数

実験番号	治具	試験片番号	入力波	f_0 (Hz)
1	懸垂	試験片 A	突印正弦波	14.65
2		試験片 A	連続正弦波	14.65
3	倒立	試験片 A	突印正弦波	14.65
4		試験片 B	突印正弦波	15.87
5		試験片 B	連続正弦波	15.87
6		試験片 C	突印正弦波	15.87
7		試験片 C	繰り返し突印正弦波	15.87
8		試験片 D (ノッチ付)	突印正弦波	21.66
9		試験片 E (ノッチ付)	突印正弦波	18.00

試験片の先端に取り付けたおもりの重さは全て 820g である。

(b) 試験片の形状と入力波の条件

表 3.1.5(1)①-3、表 3.1.5(1)①-4 に示すように試験片条件、入力波、入力波振動数、振動時間を各試験に対してそれぞれ設定し実験を行った。

表 3.1.5(1)①-3 平滑平板試験片の入力波条件

実験番号	試験片条件			入力波条件		
	番号	Pb (%)	Sb (%)	入力波	入力波振動数 (Hz)	振動時間 (sec)
実験 1	A	100	0	突印正弦波	14.65	
実験 2	A	100	0	連続正弦波	14.65	160
実験 3	A	100	0	突印正弦波	14.65	
実験 4	B	90	10	突印正弦波	15.87	
実験 5	B	90	10	連続正弦波	15.87	82.5
実験 6	C	80	20	突印正弦波	15.87	
実験 7	C	80	20	繰り返し突印正弦波	15.87	(44 回)

表 3.1.5(1)①-4 ノッチ付試験片の形状と入力波条件

実験番号	試験片条件				入力波条件	
	番号	Pb (%)	Sb (%)	ノッチ半径 r (mm)	入力波	入力波振動数 (Hz)
実験 8	D	80	20	1.5	突印正弦波	21.66
実験 9	E	80	20	2.5	連続正弦波	18.00

4) 平滑平板試験片の振動試験結果

(a) 実験 1

図 3.1.5(1)①3 は Pb100%Sb0%の平滑試験片（懸垂型）に 14.65Hz の突印正弦波による振動を与えたときの、ひずみゲージによるひずみ出力の時間変化である。

ひずみは直後に約 0.9%に上昇し、その後は固有振動数による振動を繰り返しながら収束している。収束値は-0.11%と 0 とはなっていないが、これは突印正弦波により試験片に塑性ひずみが発生したためである。

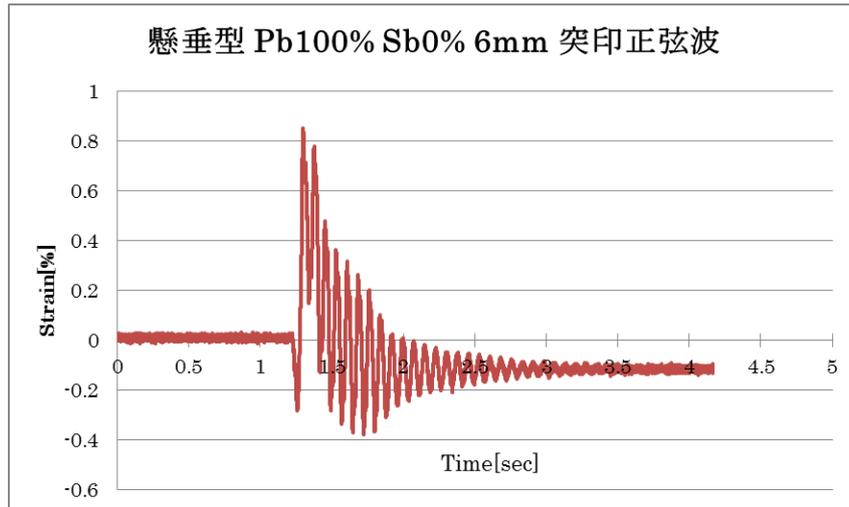


図 3. 1. 5(1)①-3 実験 1 0～5 秒のひずみ

(b) 実験 2

図 3. 1. 5(1)①-4 は Pb100%Sb0%の平滑試験片（懸垂型）に 14. 65Hz の連続正弦波による振動を与えたときの、ひずみゲージによるひずみ出力の時間変化である。（0～5, 80～85, 155～160sec）

ひずみは 実験 1 と同様に直後に約 1%に上昇し、その後は固有振動数による幅約 5. 5%の振動を繰り返している。図 3. 1. 5(1)①-5 は試験後の試験片を示す。

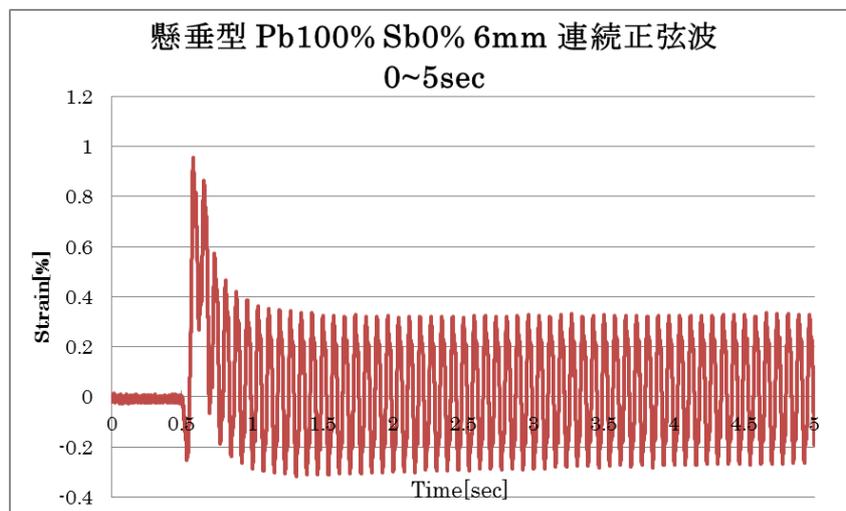


図 3. 1. 5(1)①-4-A 実験 2 0～5 秒のひずみ出力

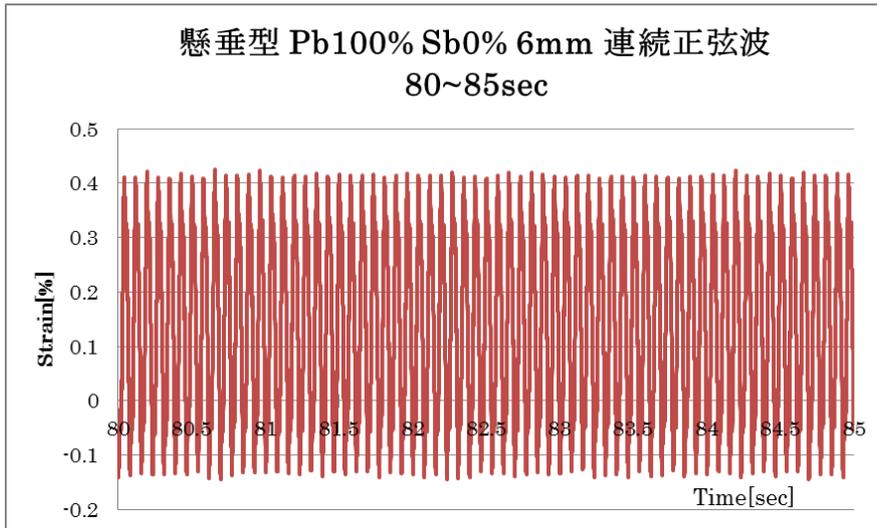


図 3. 1. 5(1)①-4-B 実験 2 80~85 秒のひずみ出力

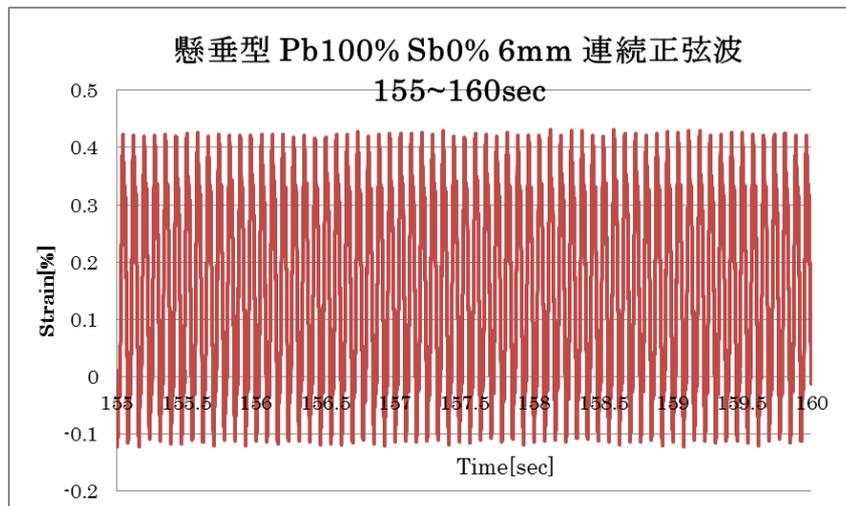


図 3. 1. 5(1)①-4-C 実験 2 155~160 秒のひずみ出力

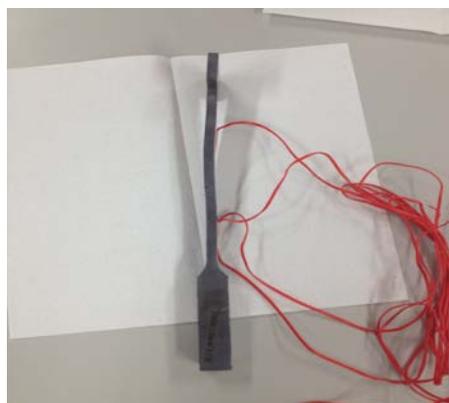


図 3. 1. 5(1)①-5 実験 2 実験後の試験片

(c) 実験 3

図 3.1.5(1)①-6 は Pb100%Sb0%の平滑試験片(倒立型)に 14.65Hz の突印正弦波による振動を与えたときの、ひずみデータである。(0~5sec)ひずみは振動を繰り返しながら-1.5%まで下落している。図 3.1.5(1)①7 は実験 3 後の試験片である。

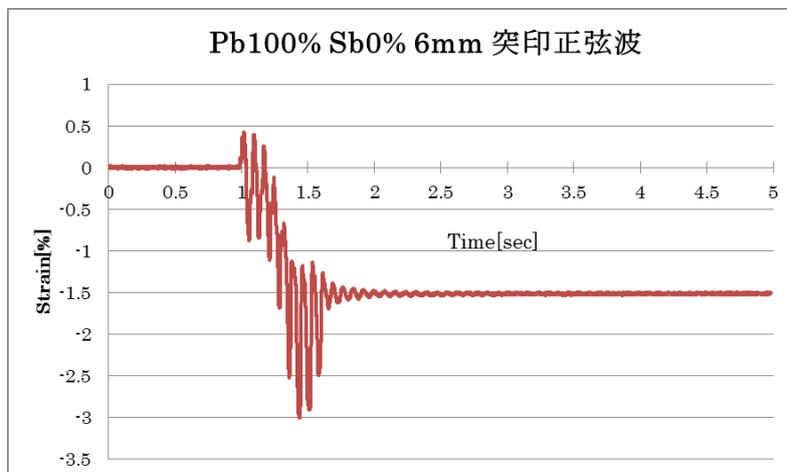


図 3.1.5(1)①-6 実験 3 0~5 秒のひずみ出力

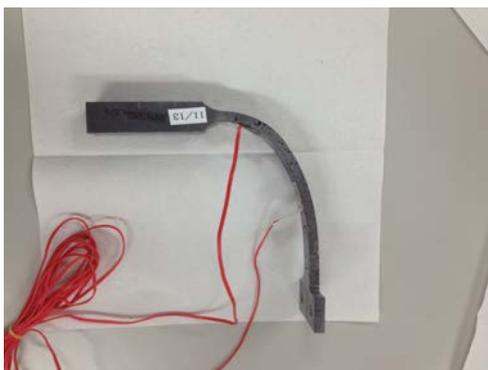


図 3.1.5(1)①-7 実験 3 実験後の試験片

(d) 実験 4

図 3.1.5(1)①-8 は Pb90%Sb10%の平滑試験片(倒立型)に 15.87Hz の突印正弦波による振動を与えたときの、ひずみゲージによるひずみ出力の時間変化である。(0~5sec)

ひずみは直後に約 0.7%に上昇し、その後は固有振動数による振動を繰り返しながら収束している。収束値は約-0.1%と 0 とはなっていないが、これは突印正弦波により試験片に塑性ひずみが発生したためである。

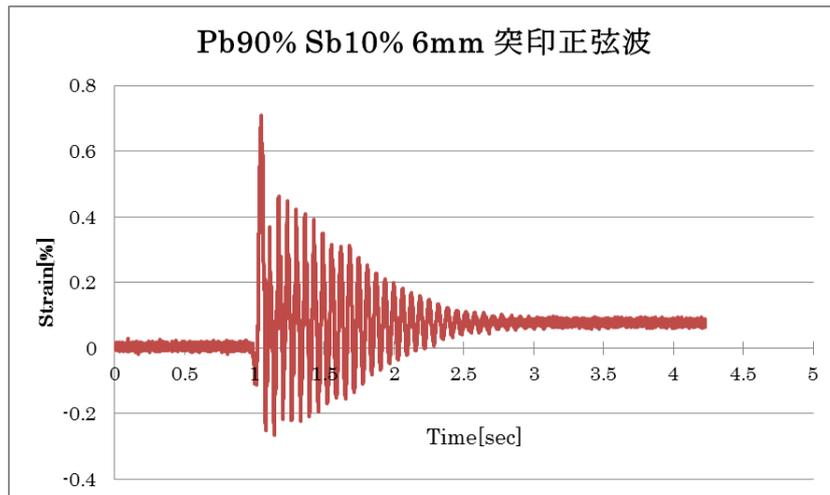


図 3.1.5(1)①-8 実験 4 0~5 秒のひずみ出力

(e) 実験 5

図 3.1.5(1)①-9 は Pb90%Sb10%の平滑試験片(倒立型)に 15.87Hz の連続正弦波による振動を与えたときの、ひずみゲージによるひずみ出力の時間変化である。(0~5, 45~50, 77.5~82.5sec)

ひずみは 直後に約 0.7%に上昇し、その後は固有振動数による幅約 6%の振動を繰り返している。図 3.1.5(1)①-10 は実験 5 後の試験片で、折れている。

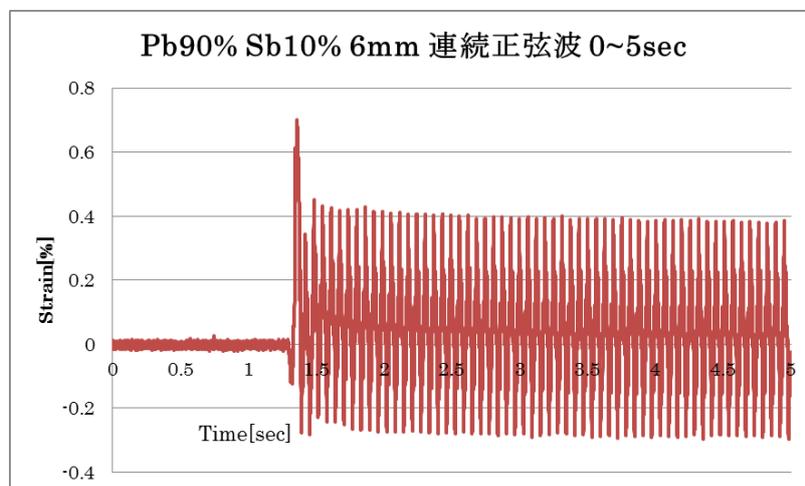


図 3.1.5(1)①-9-A 実験 5 0~5 秒のひずみ出力

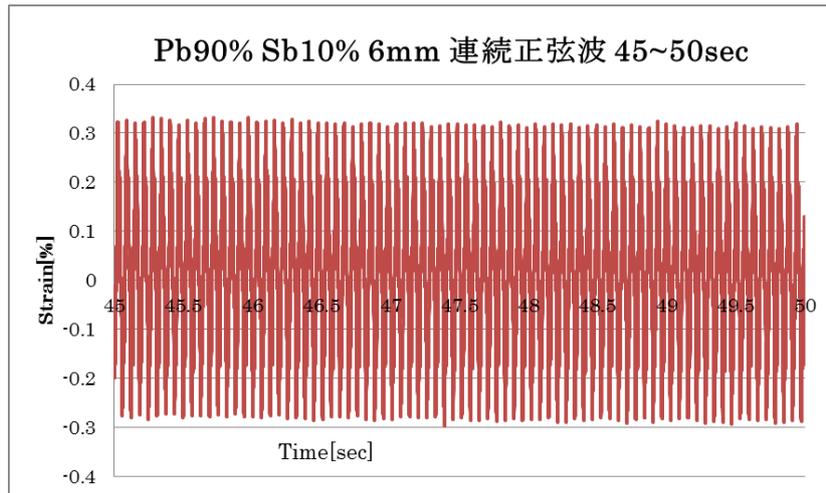


図 3. 1. 5(1)①-9-B 実験 5 45~50 秒のひずみ出力

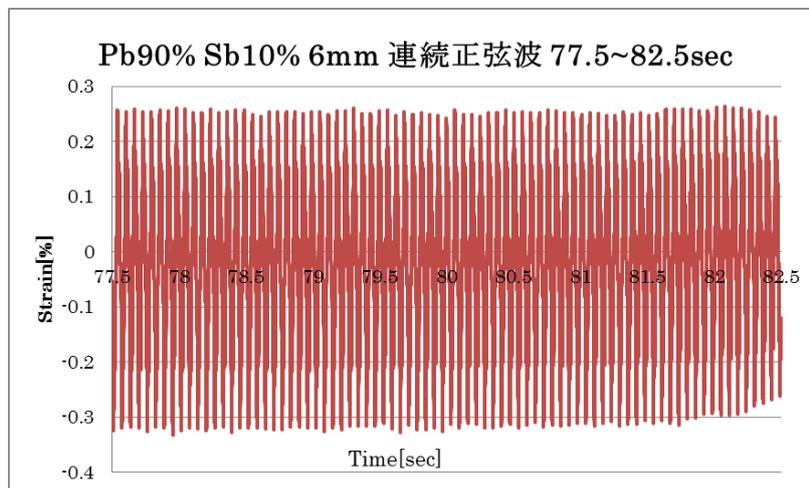


図 3. 1. 5(1)①-9-C 実験 5 77.5~82.5 秒のひずみ出力

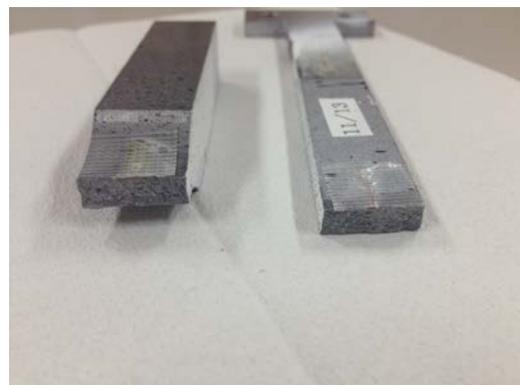


図 3. 1. 5(1)①-10 実験 5 実験後の試験片

(f) 実験 6

図 3. 1. 5(1)①-11 は Pb80%Sb20%の平滑試験片(倒立型)に 15.87Hz の突印正弦波による振

動を与えたときの、ひずみゲージによるひずみ出力の時間変化である。(0~5sec)

ひずみは印加直後に約-1.8%に下落し、その後は固有振動数による振動を繰り返しながら収束している。収束値は約-0.3%と0とはなっていないが、これは突印正弦波により試験片に塑性ひずみが発生したためである。

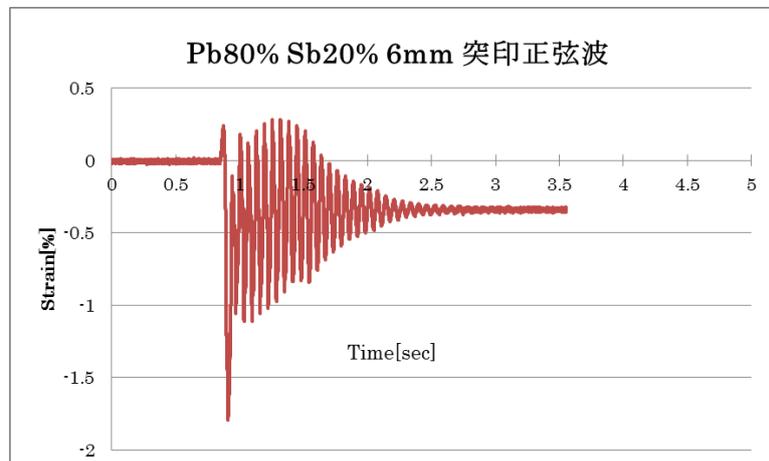


図 3.1.5(1)①-11 実験 6 0~5 秒のひずみ出力

(g) 実験 7

図 3.1.5(1)①-12 は Pb80%Sb20%の平滑試験片(倒立型)に 15.87Hz の繰り返し正弦波による振動を与えたときの、ひずみゲージによるひずみ出力の時間変化である。(0~5, 8~13, 16~21sec)

ひずみは直後に約-1.8%に下落し、その後は突印正弦波の印加毎に約 1.8%下落し続けている。図 3.1.5(1)①-13 は実験後の試験片で、試験片は繰り返しの突印正弦波によって折れた。試験片の破壊までに計 44 回の突印正弦波を印加した。

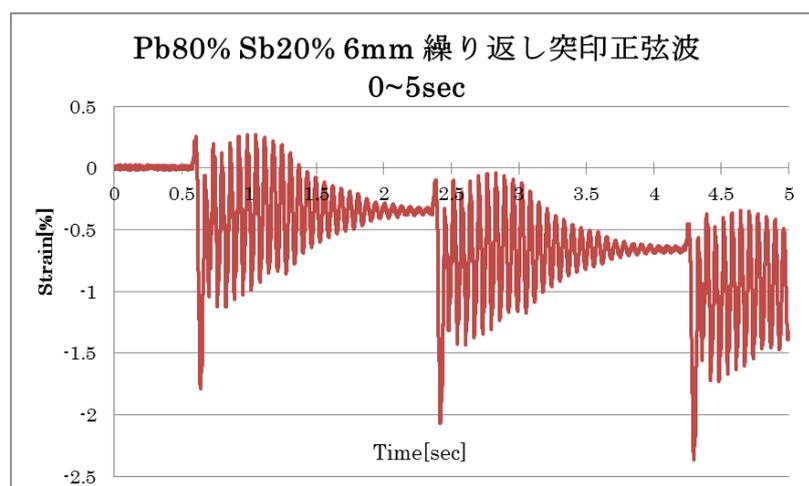


図 3.1.5(1)①-12-A 実験 8 0~5 秒のひずみ出力

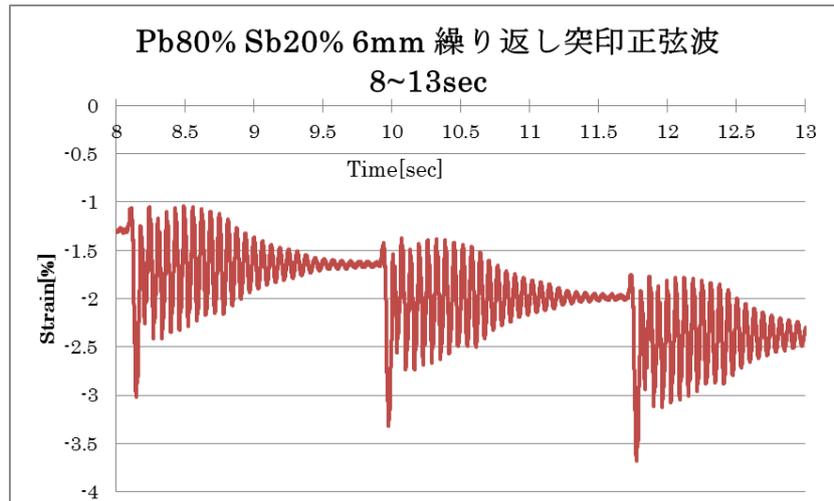


図 3. 1. 5(1)①-12-B 実験 8 8~13 秒のひずみ出力

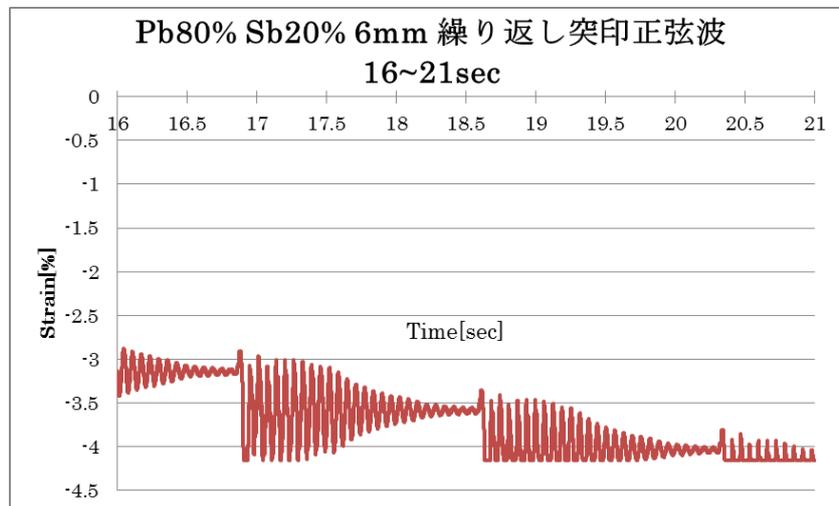


図 3. 1. 5(1)①-12-C 実験 8 16~21 秒のひずみ出力

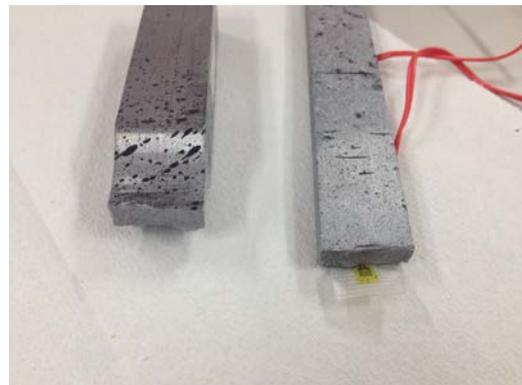
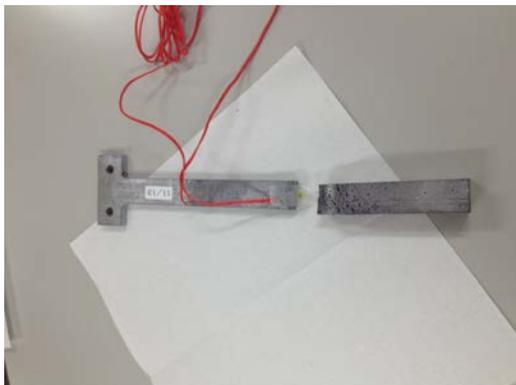


図 3. 1. 5(1)①-13 実験 7 実験後の試験片

5) ノッチ付平板試験片の振動試験結果

(a) 実験 8

図 3.1.5(1)①-14 は Pb80%Sb20% のノッチ付き平板試験片(倒立型)に 21.66Hz の突印正弦波による振動を与えたときの、ひずみゲージによるひずみ出力の時間変化である。(0~5sec)

ひずみは直後に約-0.55%に下落し、その後は固有振動数による振動を繰り返しながら収束している。収束値は約-0.05%と 0 とはなっていないが、これは突印正弦波により試験片に塑性ひずみが発生したためである。

図 3.1.5(1)①-15 は実験後の試験片で、亀裂が生じていることが確認できる。

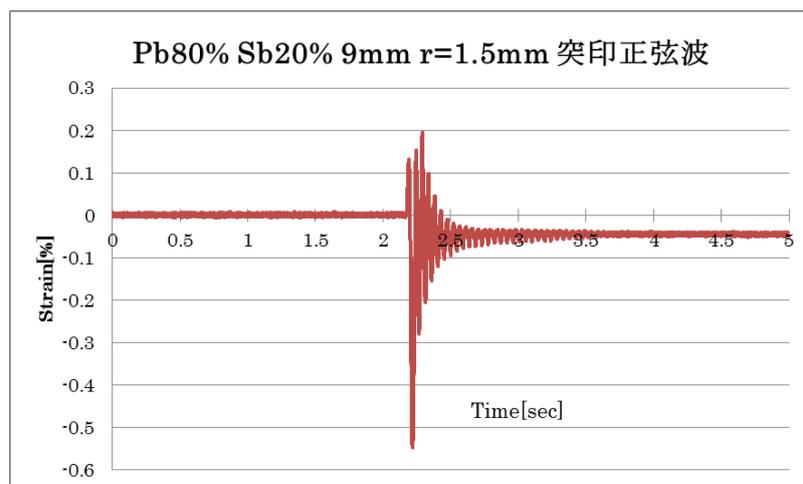


図 3.1.5(1)①-14 実験 8 0~5 秒のひずみ出力

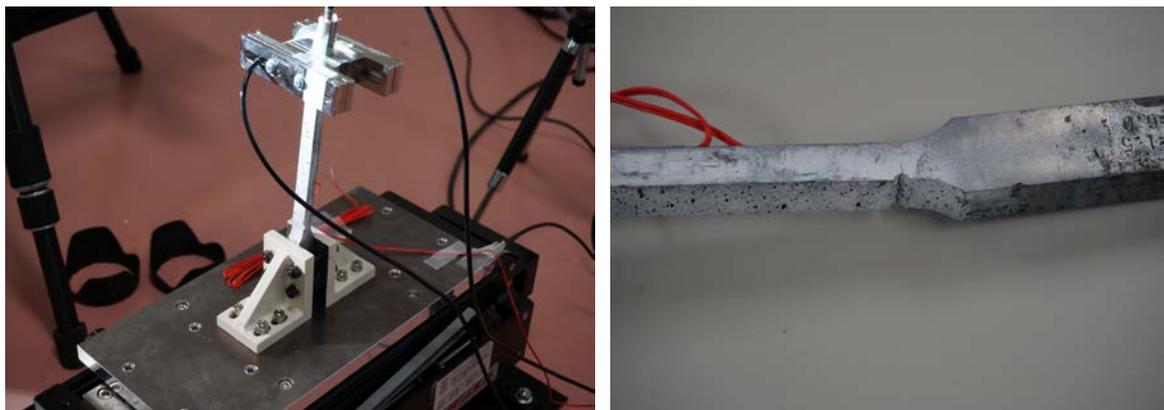


図 3.1.5(1)①-15 実験 8 実験後の試験片

(b) 実験 9

図 3.1.5(1)①-16 は Pb80%Sb20% のノッチ付き試験片(倒立型)に 18.00Hz の突印正弦波による振動を与えたときの、ひずみゲージによるひずみ出力の時間変化である。(0~5sec)

ひずみは印加直後に約-0.11%程度に下落し、その後は固有振動数による振動を繰り返しな

がら収束している。収束値はほぼ0となっている。試験片自体は図3.1.5(1)①-17に示すようにノッチを基点として折れているが、ノッチから少し上部のひずみは実験前後であまり変動していない。

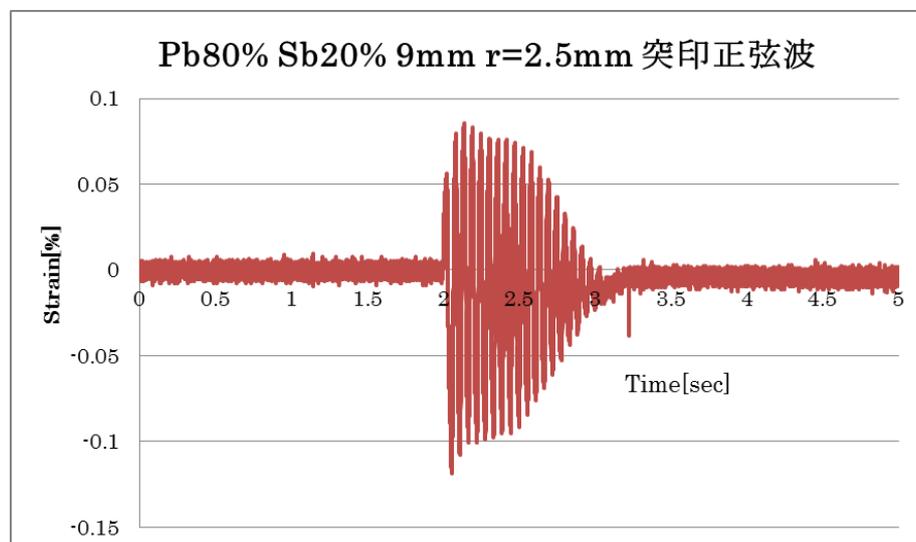


図3.1.5(1)①-16 実験9 0~5秒のひずみ出力

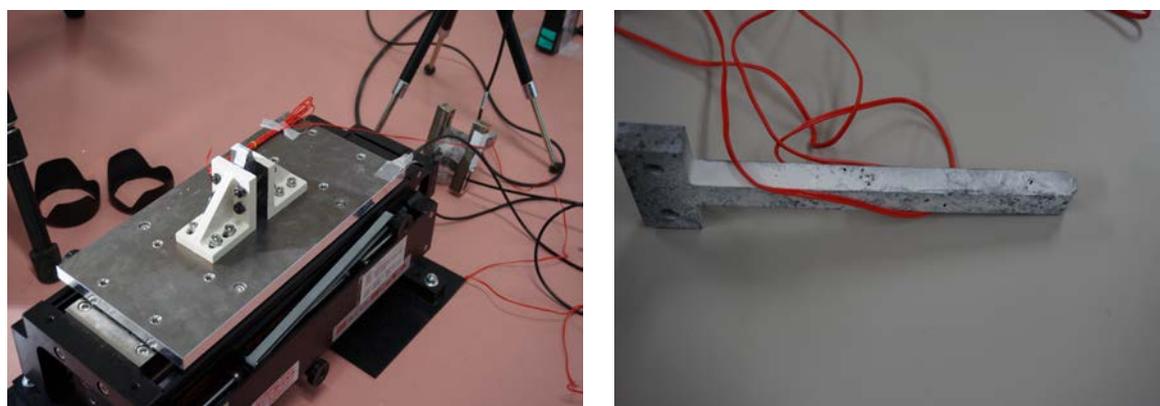


図3.1.5(1)①-17 実験9 実験後の試験片

6) 考察

実験1,2では治具を用いて懸垂型の振動試験を行った。結果は、純鉛という非常に延性の大きい物質を材料とするにも関わらず、ほとんど変形が見られなかった。理由としては、試験片の先端に取り付けられたおもりによって試験片が中立位置に戻る力を受けているので、振動によって変形してもおもりから受ける力によって変形が元に戻ってしまうからだと考えられる。純鉛は延性が非常に大きいため脆性破壊をすることはない。そのため時間をかけて連続正弦波による振動を加え続けると疲労破壊を引き起こすのではないかと思われたが、3分間約10000ガルの振動加速度を与えても疲労破壊には至らなかった。

実験 3 では入力振動の第 1 波から試験片が崩壊した。実験 3 ではおもりは試験片の上方に位置するため、試験片が変形すると変形が進む方向へと力が加わるからである。

実験 4, 6 では Pb90%Sb10%、Pb80%Sb20%基礎試験片に突印正弦波による振動を加えたが、破壊しなかった。

実験 5 では突印正弦波では破壊しなかった Pb90%Sb10%基礎試験片に連続正弦波を与え続けた。約 80 秒間振動させたところで試験片が折れた。突印正弦波と連続正弦波の振動加速度の最大値はほとんど同じであるため、この破壊は脆性破壊ではない、また変形をしていないので実験 3 の崩壊とも異なる。破壊の原因としては、振動による疲労損傷が周波数と時間に比例して蓄積していき、それに伴い微小の亀裂が生じ材料自体の強度が低下したため、破壊に至った、というものが挙げられる。実験 7 も同様の破壊現象であると推測出来る。

実験 8 ではノッチ付きの Pb80%Sb20%試験片に突印正弦波による振動を与えたところ、ノッチ部に亀裂が入った。この破損モードは短時間で起こったため疲労によるものではなく、また材料特性や変形がなかったことから実験 3 の崩壊とも異なる。実験 8 では振動加速度による最大応力が材料強度を上回ることによって、脆性破壊が起きたと推測出来る。

実験 9 では実験 8 に比べてノッチの半径を大きくした試験片を用いた。突印正弦波を加えたところ試験片が折れた。これは実験 8 と同様に脆性破壊であると思われる。

Pb80%Sb20%の材質を用い、入力波に突印正弦波を使用した実験 6, 8, 9 を比較すると、破損の大きいものの順に、半径 2.5mm のノッチ付の実験 9 (完全に折れた) →半径 1.5mm のノッチ付の実験 8 (ノッチ部に亀裂が生じた) →ノッチのない実験 6 という順になる。

表 3.1.5(1)①-5 試験結果一覧

実験番号	破損モード	ひずみ(%)
1	破損に至らず	0.111
2	破損に至らず	
3	一撃目より崩壊	1.514
4	破損に至らず	0.086
5	疲労破壊	
6	破損に至らず	0.336
7	疲労破壊	
8	脆性破壊	0.043
9	脆性破壊	0.005

7) 試験結果の整理

本実験では巨大地震を模擬した耐震強度基礎試験を行った。変化させた条件は以下に示す 3 点である。

- ・鉛に対するアンチモンの含有率をかえることで延性(Pb100%)から脆性(Pb80%Sb20%)まで幅広い材料特性・温度条件を模擬
- ・基礎試験片とノッチ付試験片の比較による構造不連続部の影響の考慮
- ・突印正弦波（ピーク加速度 10000 ガル）、連続正弦波（固有振動数を挟む周波数）の 2 種類の入力波

これらの条件を組み合わせることで、表 3.1.5(1)①-6 のような 3 種類の破壊モードが表れた。

表 3.1.5(1)①-6 耐震強度基礎試験における破壊モードの整理

	破壊モード 1 脆性破壊	破壊モード 2 崩壊	破壊モード 3 疲労破壊
条 件	Pb80%Sb20% ノッチ付き試験片 突印正弦波	Pb100% 基礎試験片 突印正弦波	破壊モード 1, 2 以外の条件で行ったもの
破損内容	ノッチ部に亀裂が入り、試験片が折れた	第 1 波目から大きく変形した	振動を数分続けることによって、疲労が蓄積し試験片の根元部分から折れた

今回の実験では実験結果の多くが疲労破壊、または破損に至らなかった。脆性材料にノッチによるひずみ集中部を加えた試験片、または極端に高い延性を持つ試験片に、実際の地震波よりも大きい振動加速度を与えた条件のみ疲労破壊以外の破壊モードがみられた。

(2) 耐震強度試験（再委託先：防災科研）

① 実機材料を用いたエルボ配管の振動試験

1) 試験目的

耐震強度試験の試験対象は、原子炉構造物として重要な要素の一つであり、地震による損傷の可能性が高いと考えられている配管系を選択した。配管系についてはこれまで地震荷重下における終局強度、損傷挙動を調査する研究が多数行われており^[1~9]、地震時の破損モードとしては疲労損傷が主であることがわかっているが、ごく稀に破損モードとして進行性破壊が得られる場合があり^[2]、異なる破損モードの発生条件の明確化、設計を超える巨大地震荷重下での終局挙動の把握が必要である。これらの破損モードの調査のため、まずは実機材料を用いたエルボ配管の振動試験を実施することとし、平成 24 年度に詳細設計を、平成 25 年度に試験体の製作と加振試験を実施した。

2) 試験条件

実機材料を用いたエルボ配管の振動試験では、図 3.1.5(2)①-1 に示すような形状の重錘付きエルボ試験体を設計し、炭素鋼配管試験体 4 体とステンレス鋼配管試験体 1 体を製作した。試験体の配管種別は実機で用いられる鋼材を使用することとし、炭素鋼配管では高圧配管用炭素鋼鋼管 STS410 を、ステンレス鋼配管では配管用ステンレス鋼管 SUS304 を使用した。表 3.1.5(2)①-1 に使用した鋼材のミルシートに基づく機械的特性を示す。配管の寸法は 50Asch40（外径：60.5mm、肉厚：3.9mm）とした。試験体先端部の重錘は 100kg を基本とし、付加重錘用プレートを取り付けることで 120kg まで質量を増加できるようにした。試験ではエルボの面内曲げ変形を対象とした。事前解析により求めた面内曲げ変形モードの固有振動数は、重錘 100kg の場合で 3.04Hz であった。図 3.1.5(2)①-2 に事前解析により求めた重錘 100kg の場合の固有振動数と振動モードを示す。

加振試験は、平成 25 年 12 月～平成 26 年 1 月に防災科学技術研究所（以下防災科研）の所有する大型耐震実験施設を使用して実施した。図 3.1.5(2)①-3 に大型耐震実験施設の概要を、表 3.1.5(2)①-2 に大型耐震実験施設の基本性能を示す。実機材料を用いたエルボ配管の振動試験では、既往研究の知見を踏まえ、エルボ部分に局所的なラチェット変形を伴う低サイクル疲労損傷を破損モードと想定し、この破損モードに関するデータ取得を主な目的として試験を行った。また、塑性崩壊等の疲労損傷以外の破損モード再現を念頭に、炭素鋼配管試験体 1 体は、設計を大きく超える大入力による加振試験に供した。試験ケースを表 3.1.5(2)①-3 にまとめる。試験ケース中、SLE01～SLE04 が疲労損傷用試験体、SLE05 が大入力加振用試験体である。

全ての試験体は内部に水を満たし、水圧により表 3.1.5(2)①-3 に示す内圧を負荷した。疲労損傷用試験体では、主に図 3.1.5(2)①-4(a)に示すような、漸増・漸減部 10 サイクル、定常部 30 サイクルの正弦波（以下正弦波①）を用いて加振を実施した。試験中、損傷までの繰り返し数が多くなると予想された場合、図 3.1.5(2)①-4(a)の定常部分が 60 波の波形も使用した（以下正弦波②）。SLE05 では図 3.1.5(2)①-4(b)に示すような波形（正弦波③）を使用し、最大入力後すみやかに入力が終了するような加振とした。試験において、損傷はき裂貫通による内部水の漏洩、もしくは崩壊と判断されるような目視で確認できる大変

形の発生で定義した。

加振試験に当たり、加速度計、変位計、圧力計、ひずみゲージを用いて加速度、応答変位、試験体の内圧、試験体各部のひずみを計測した。計測点の概要を図 3.1.5(2)①-5 に示す。また、試験の前後および試験中の任意の段階で、ノギスを用いてエルボ部の外径計測を実施した。

表 3.1.5(2)①-1 鋼材の機械的性質

鋼材	降伏応力[N/mm ²]	引張強さ[N/mm ²]	伸び[%]
炭素鋼 (STS410)	309	468	55.0
ステンレス鋼 (SUS304)	251	566	60

表 3.1.5(2)①-2 大型耐震実験施設の基本性能

最大搭載重量	500ton
振動台サイズ	15m×14.5m
加振方向	水平1方向
最大加速度	19.6m/s ² (無負荷時)
最大変位	±220 mm
最大速度	90cm/s
加振振動数	DC～50Hz

表 3.1.5(2)①-3 実機材料を用いたエルボ配管の振動試験の試験ケース

試験体名	鋼材	内圧	重錘質量	目標とする損傷
SLE01	炭素鋼	9MPa	100kg	疲労損傷
SLE02	炭素鋼	9MPa	100kg	疲労損傷
SLE03S	ステンレス鋼	9MPa	100kg (試験途中で110kgに変更)	疲労損傷
SLE04	炭素鋼	13.5MPa	100kg	疲労損傷
SLE05	炭素鋼	9MPa	120kg	塑性崩壊等

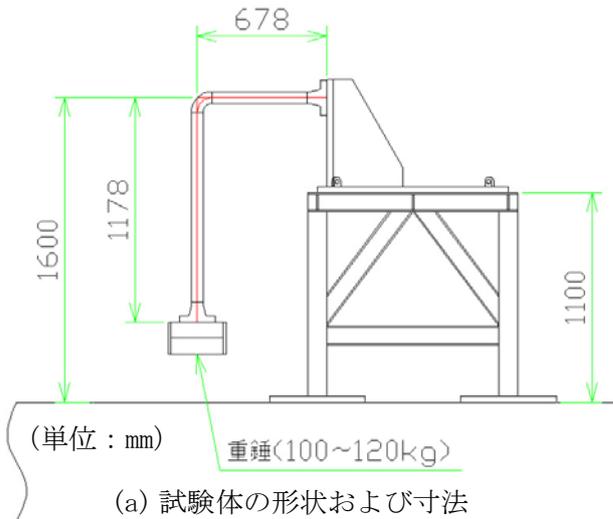


図 3.1.5(2)①-1 重錘付きエルゴ試験体

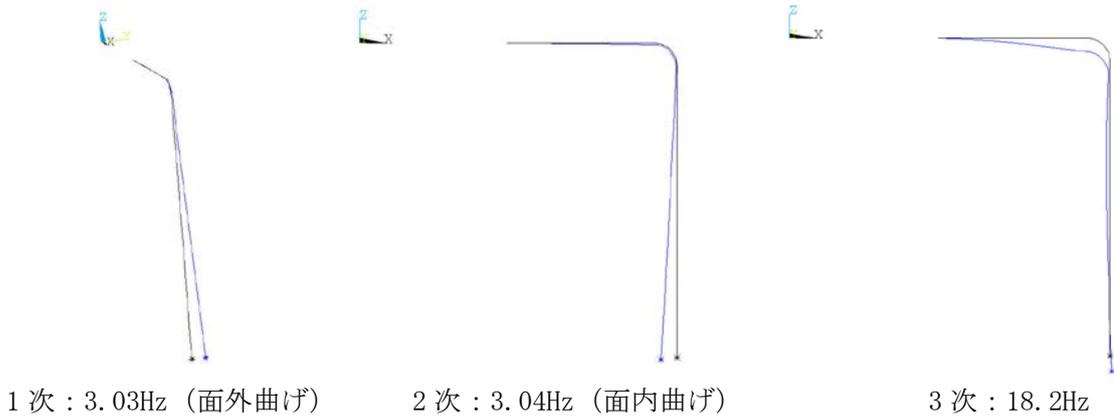


図 3.1.5(2)①-2 固有値解析結果（重錘 100kg の場合）

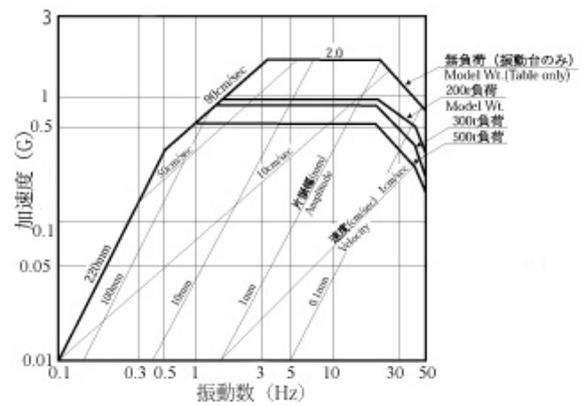
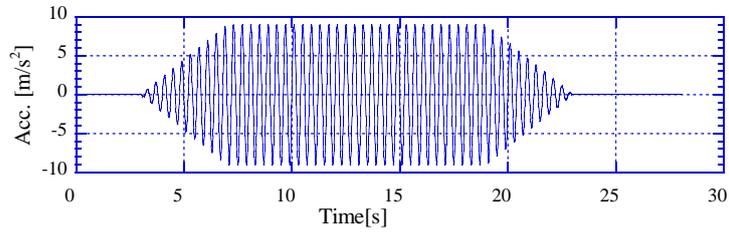
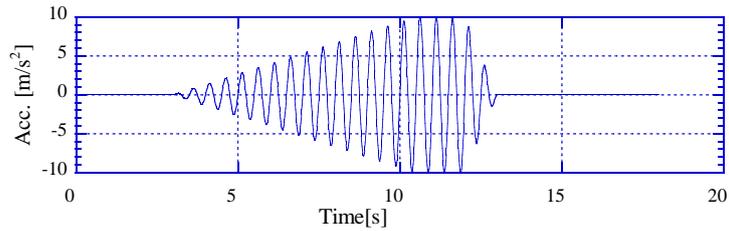


図 3.1.5(2)①-3 大型耐震実験施設

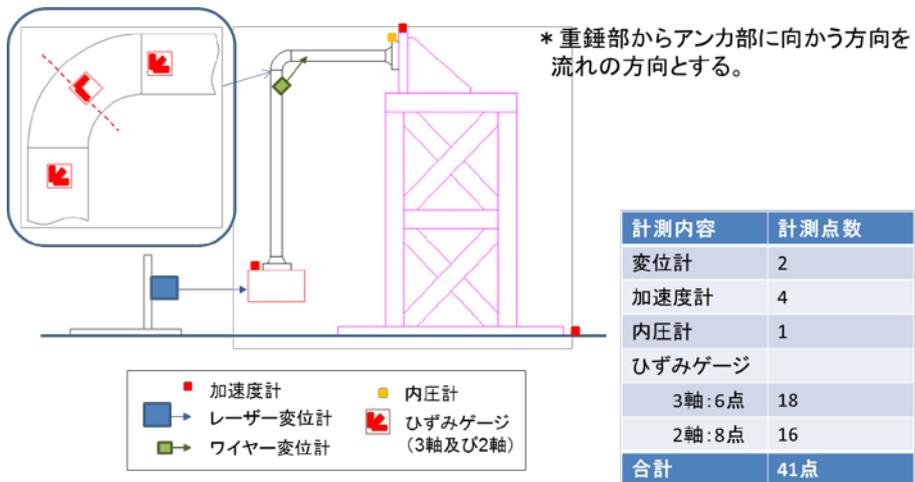


(a) 正弦波①



(b) 正弦波③

図 3.1.5(2)①-4 入力波形



- 3軸ひずみゲージは、直管部の面内曲げ計測用に1断面2箇所×3断面(エルボ周り2断面、アンカ部1断面)
- 2軸ひずみゲージは、エルボの両脇と、直管部の面外方向曲げ計測用に1断面2箇所×3断面(エルボ周り2断面、アンカ部1断面)
- 重錘部加速度計はX、Y方向の2方向

図 3.1.5(2)①-5 計測点概要

3) 試験結果

(a) 試験結果の概要

試験結果の概要を表 3.1.5(2)①-4 にまとめる。実際の加振試験では、試験体の塑性化に伴い卓越振動数が変化するため、入力に用いる正弦波の振動数を入力レベルに応じて微調整する必要があった。そのため、SLE01 では正弦波の入力レベルおよび振動数の調整を行いつつ加振を実施し、以降の試験体の入力条件を決定するための基礎データを得た。SLE02 以降の試験体は SLE01 の結果を踏まえた入力レベルおよび振動数で加振を実施した。表 3.1.5(2)①-5 に実験における各試験体の入力レベルおよび入力波の振動数を示す。なお、全ての試験体で、表 3.1.5(2)①-4 に示した正弦波による加振を実施する前に弾性域での広帯域ランダム波加振を実施し、試験体の卓越振動数を調査した。SLE01～SLE04 は、主に正弦波①を使用し、入力波の最大加速度を 1.5m/s^2 から 5m/s^2 まで順次増加させた。その後、最大加速度 5m/s^2 の加振を試験体が損傷するまで繰り返した。本試験では、このように試験中に多くの加振条件の調整を行ったため、各試験体の詳細な加振内容を Appendix-3.1.5(2)① にまとめた。

試験により得られた破損モードはすべて疲労損傷であり、疲労き裂はエルボ脇部軸方向に発生した。典型的な損傷事例として、SLE02 の損傷状況を図 3.1.5(2)①-6 に示す。SLE05 は大入力による塑性崩壊の発生を意図した加振であり、弾性域および塑性域での正弦波掃引加振実施後、正弦波③により最大 9m/s^2 の加振を実施したが、過大な残留変形やき裂貫通等の損傷は発生しなかった。SLE05 についてはこの状態での内部き裂の有無等を調査するため、正弦波③による 9m/s^2 の加振 1 回で試験を終了した。

試験終了後、すべての試験体についてエルボ部とアンカ部を切り出し浸透探傷試験によりき裂の発生状況を調査した。SLE02 のエルボ部内面の浸透探傷試験結果を図 3.1.5(2)①-7 に示す。き裂は外面と比較して内面の方に多数発生しており、加振によりエルボ内面に疲労き裂が発生し、外面へ進展したことが確認できる。SLE05 では、試験終了後、目視でわかるような変形や塗装のはがれ等は確認されなかったが、浸透探傷試験の結果では、エルボ内面脇部にごくわずかなき裂の始まりのようなものが検出された。いずれの試験体でもアンカ部にはき裂等の検出は認められなかった。Appendix-3.1.5(2)①にすべての試験体の浸透探傷試験結果を示す。

図 3.1.5(2)①-8 に、SLE02 の正弦波①、入力加速度 5m/s^2 による 1 回目加振時のエルボ脇部で計測したひずみ履歴を示す。図 3.1.5(2)①-8 に示すように、周方向ひずみには顕著な平均ひずみの増分が生じており、エルボ脇部で局所的にラチェット現象が発生していることが確認できる。SLE02、SLE03S、SLE04 の入力加速度 5m/s^2 による 1 回目加振時のひずみ範囲を表 3.1.5(2)①-6 に、加振履歴ごとのエルボ脇部周方向の平均ひずみの累積値を図 3.1.5(2)①-9 に、試験前後に実施したエルボ中央断面の外径計測結果を図 3.1.5(2)①-10 に示す。SLE02、SLE03S、SLE04 について、き裂発生位置に最も近いエルボ脇部周方向ひずみの、入力加速度 5m/s^2 による 1 回目加振時のひずみ範囲は、3 つの試験体とも約 1%～1.2% であった。また、すべての加振終了後の平均ひずみの残留分（累積ひずみ）は、SLE02 および SLE03S では 4～6%程度であった。内圧を高く設定した SLE04 では、き裂が発生した側のエルボ脇部の計測値はひずみゲージ断線のため加振履歴の途中から計測できていないが、き

裂の発生していない側では約 8%であった。エルボ脇部のひずみ範囲は SLE03S でやや小さいものの 3 つの試験体で同程度であった。SLE02 と SLE04 を比較すると、前述のように SLE04 では残留ひずみが大きいですが、この 2 つの試験体では損傷寿命に大きな違いはなく、本実験で確認された程度の累積ひずみでは損傷寿命への影響は少なかったと考えられる。また、SLE03S と SLE02、SLE04 との寿命差は主に材質の差によるものであると考えられる。試験前後に実施した外径計測結果は、SLE01～SLE04 の試験体ではラチェット変形のためエルボの脇－脇方向、背－腹方向ともに外径の増加傾向が認められた。SLE05 では、脇－脇方向は他の試験体同様の増加傾向があったが、背－腹方向にはわずかに外径が減少していた。外径の増加は脇－脇方向が顕著であり、初期値と比較すると、内圧を高く設定している SLE04 では約 5%、その他の試験体では約 2.5～3%の増加率であった。

表 3.1.5(2)①-4 実機材料を用いたエルボ配管の振動試験の結果概要*1

試験体名	鋼材	内圧	重錘質量	卓越振動数 (面内曲げ)	入力加速度*2	入力波形	加振回数	5m/s ² 加振での破壊 までのサイクル数*3	破壊モード
SLE01	炭素鋼	9MPa	100kg	2.66Hz	1.5m/s ²	正弦波①	7	59	ラチェット を伴う疲労 損傷
					2.0m/s ²	正弦波①	1		
					3.0m/s ²	正弦波①	3		
						正弦波②	3		
					4.0m/s ²	正弦波①	5		
5.0m/s ²	正弦波①	2							
SLE02	炭素鋼	9MPa	100kg	2.62Hz	1.5m/s ² ~4.0m/s ²	正弦波①	各 1	176	
					5.0m/s ²	正弦波①	6		
SLE03S	ステンレス鋼	9MPa	100kg (試験途中で 110kgに変更)	2.56Hz (110kg時: 2.47Hz)	1.5m/s ² ~4.0m/s ²	正弦波①	各 1	776	
					5.0m/s ²	正弦波①	4		
						正弦波②	11		
SLE04	炭素鋼	13.5MPa	100kg	2.66Hz	1.5m/s ² ~4.0m/s ²	正弦波①	各 1	184	
					5.0m/s ²	正弦波①	7		
SLE05	炭素鋼	9MPa	120kg	2.56Hz	1.5m/s ² 、3.0m/s ² 、 4.0m/s ²	正弦波掃引	各 1	—	—
					9m/s ²	正弦波③			

*1 試験条件の詳細は Appendix-3.1.5(2)①参照。

*2 振動台の目標加速度

*3 最大入力加速度での定常部サイクル数 (漸増・漸減部は除く)

表 3.1.5(2)①-5 各試験体の正弦波加振の加振振動数

入力加速度	SLE02	SLE03S	SLE04	SLE05
1.5m/s ²	2.6Hz	2.5Hz	2.6Hz	
2.0m/s ²	2.5Hz	2.4Hz	2.5Hz	
3.0m/s ²	2.4Hz	2.4Hz	2.4Hz	
4.0m/s ²	2.3Hz	2.3Hz	2.3Hz	
5.0m/s ²	2.3Hz	2.3Hz, 2.2Hz 2.1Hz (110kg 時)	2.3Hz	
9.0m/s ²				2.0Hz

表 3.1.5(2)①-6 SLE02、SLE03S、SLE04 の 5m/s² 1 回目の加振におけるひずみ範囲

試験体名	計測点名称 (エルボ脇部) *	ひずみ範囲 [micro]	計測位置名称 (アンカ部)	ひずみ範囲 [micro]
SLE02	S017H	11530	S205A	4520
SLE03S	S103H	10325	S205A	4483
SLE04	S103H	11995	S205A	3529

* 最終的なき裂発生側のエルボ脇部の計測点

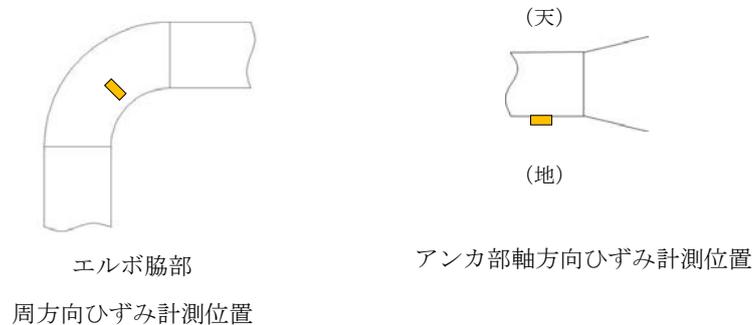




図 3.1.5(2)①-6 SLE02 損傷状況

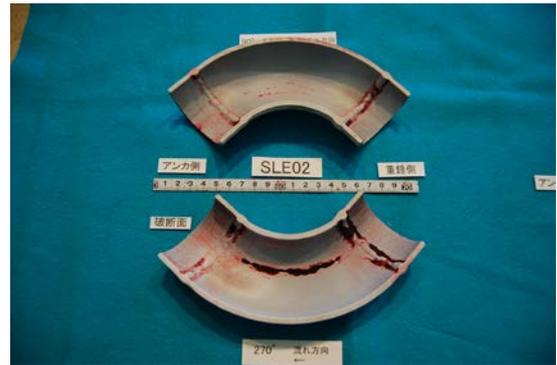


図 3.1.5(2)①-7 SLE02 損傷探傷試験結果
(エルボ内面)

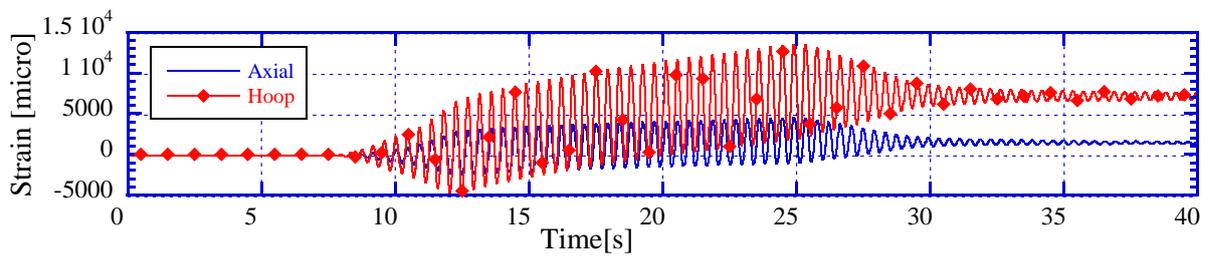
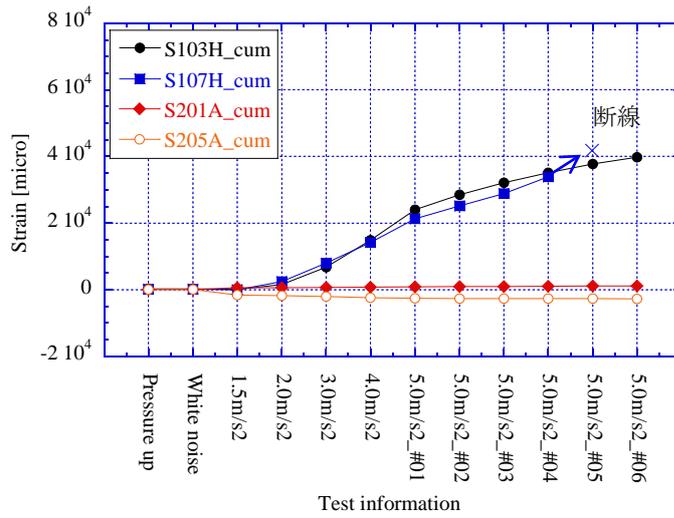
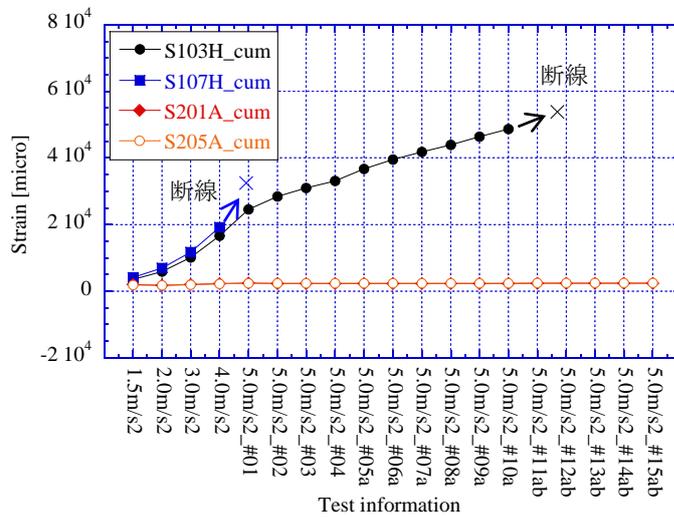


図 3.1.5(2)①-8 SLE02 エルボ脇部 (S107) のひずみ履歴 (正弦波①、 5m/s^2 1回目)

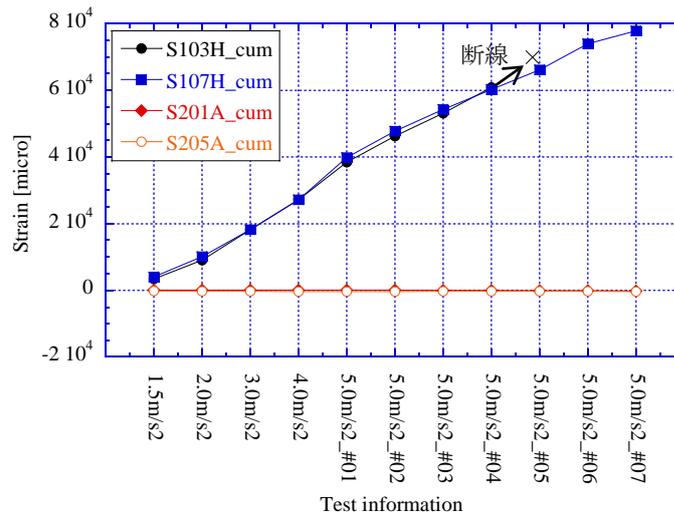


(a) SLE02



(b) SLE03S

*加振内容末尾の“a”は正弦波②による加振、“b”は負荷マス110kgの加振

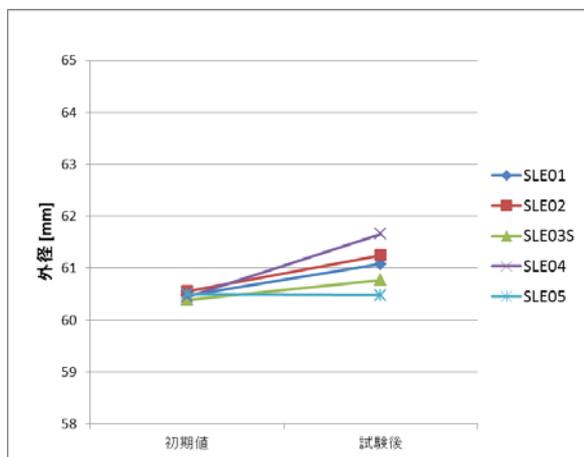


(c) SLE04

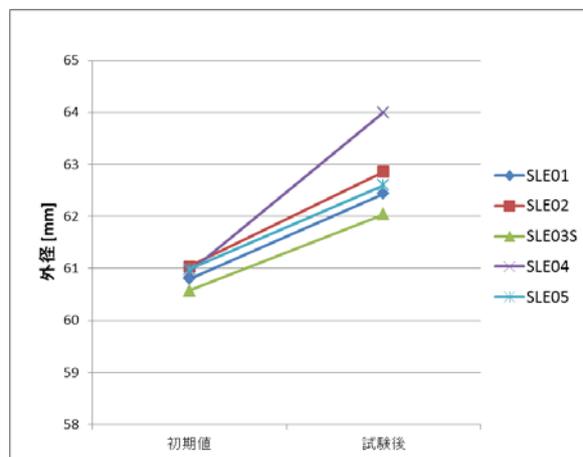
*S103H、S107Hはエルボの脇部周ひずみ、

S201A、S205Aはアンカ部軸ひずみ（それぞれ天側、地側）

図 3.1.5(2)①-9 SLE02、SLE03S、SLE04 の加振履歴と残留ひずみ



(a) 背-腹方向



(b) 脇-脇方向

図 3.1.5(2)①-10 エルゴ中央断面の外径計測結果

(b) 弾塑性領域における試験体応答挙動

弾塑性応答下では試験体の部分的な塑性化に伴い減衰の増加と卓越振動数の低下が生じることが知られている。本研究では破損モードの取得を目的としているため、試験体応答は可能な限り増幅させることが望ましい。本研究で使用した試験体は減衰が小さいため、弾性域の加振では試験体の卓越振動数に合致した加振を行うことで大きな応答倍率が得られる。一方、試験体が塑性領域に入ると弾性域の卓越振動数に合わせた加振振動数では試験体が応答しなくなり、試験体の塑性化に合わせて適宜入力波の振動数を調整する必要がある。従って、SLE01 では入力波とした正弦波①の加速度と振動数を調整しながら試験を実施した。以下では、主にこの調整加振を行った SLE01 の結果に基づき弾塑性領域における試験体の振動応答挙動の特徴について述べる。

加振試験では、弾性域における振動応答特性を調査するため、正弦波による弾塑性レベルの加振に先立ち、 0.2 m/s^2 の広帯域ランダム波（振動数範囲 $0.1 \sim 20\text{Hz}$ ）による特性把握加振を実施した。特性把握加振から得られた SLE01 の伝達関数を図 3.1.5(2)①-11 に示す。伝達関数から求められる試験体の卓越振動数は 2.66Hz 、応答倍率は約 54 倍であった。この伝達関数からハーフパワー法により推定した減衰定数は 1.09% となった。特性把握加振後、入力加速度のレベルと加振振動数を細かく調整しながら正弦波加振を実施した。正弦波加振は、最初に入力加速度 1.5m/s^2 、加振振動数 2.4Hz で加振を行ったのち、入力加速度 1.5m/s^2 で 2.6Hz を中心に加振振動数を変化させた加振を実施した。これらの入力加速度 1.5m/s^2 の加振について、入力加速度 (A00X) の最大値と重錘部の応答加速度 (A01X) の最大値との比 (A01X/A00X、以下応答倍率) を取り、加振振動数で比較した結果を図 3.1.5(2)①-12 に示す。図中には、加振直交方向の応答加速度 (A01Y) の最大値と入力加速度 (A00X) の最大値との比も併せて示した。入力加速度 1.5m/s^2 の加振では、最初に既往研究での配管系の弾塑性応答試験等^[6~8]を踏まえて、加振振動数を弾性域の卓越振動数の約 90%となる 2.4Hz に設定したが、この加振では加振振動数が試験体の卓越振動数と合わず応答が増幅しなかったため、応答倍率は低い値となった。これは、既往研究では先行加振などで試験体が十分塑性化したのちに正弦波加振を実施しているのに対し、SLE01 に対する加振は弾性域からレベルを上げた最初の加振であり、試験体の卓越振動数に低下が起きるほどの塑性化が発生しておらず、加振振動数が試験体の卓越振動数と合わなかったためと考えられる。一方、 2.6Hz を中心として振動数を変化させた加振では、加振振動数 2.4Hz の加振と比較すると高い応答倍率が得られているが、これらの加振では試験体の塑性化が発生し、それに伴い履歴減衰が増加した影響で図 3.1.5(2)①-11 に示す弾性域の広帯域ランダム波加振結果と比較すると応答倍率が低下したと考えられる。その後、 2.5Hz の正弦波を用い、入力加速度 3m/s^2 、 4m/s^2 の加振を実施した。その際の応答倍率を図 3.1.5(2)①-13 に、また、 4m/s^2 の入力加速度で再度入力波の振動数を変動させた時の応答倍率を図 3.1.5(2)①-14 に示す。これらの図から、入力加速度を増加させるに従い、試験体の塑性化が進行し、応答倍率が低下していくこと、また、 4m/s^2 の入力では、 2.5Hz と比較すると 2.3Hz に近づくに従いやや応答倍率が高くなるが、 1.5m/s^2 の結果 (図 3.1.5(2)①-12) と比較すると加振振動数の違いによる影響は小さくなりつつあることがわかる。これは、試験体の塑性化が進み履歴減衰の影響が大きくなり、加振振動数の差違が試験体応答に与える影響が小さくなったためと考えられる。図 3.1.5(2)①-

15 に全ての試験体について入力加速度と応答倍率の関係を示す。図 3.1.5(2)①-15 に示すように、加振レベルの増加に伴い、全ての試験体で SLE01 と同様に応答倍率が低下する傾向を確認できる。図 3.1.5(2)①-11 および図 3.1.5(2)①-15 から、弾性域の応答倍率が 50 倍を超えているのに対し、 1.5m/s^2 の加振では約 11 倍～12 倍、 3m/s^2 の加振では約 5 倍、 5m/s^2 の加振では約 4 倍まで低下していることがわかる。また、SLE05 で実施した 9m/s^2 の加振では 1.6 倍程度まで低下していた。なお、図 3.1.5(2)①-12～図 3.1.5(2)①-14 に示したように、加振直交方向の応答 (A01Y) は加振方向の応答と比較すると全体に小さく、試験時の変形はほぼ面内曲げ変形 (2 次モード) に支配されていたと考えて良い。卓越振動数に関しては、試験体の弾塑性応答領域での特性把握加振は行っていないため、SLE01 の加振振動数を変化させた正弦波加振の応答状況からの推定となるが、弾性域での 2.66Hz に対し、入力加速度 5m/s^2 の加振では約 2.3Hz となり、弾性時と比較しておおむね 13% 程度の卓越振動数の低下が確認された。

SLE02 について、 1.5m/s^2 (加振振動数 2.6Hz) の加振と 5m/s^2 (加振振動数 2.3Hz) の加振を行った際の荷重変形関係を図 3.1.5(2)①-16 に示す。図 3.1.5(2)①-16 において、荷重は重錘部で計測した応答加速度に重錘質量を乗じて算出した。また、変位は重錘部で計測した応答変位を使用した。図 3.1.5(2)①-16 に示すような履歴ループを描く振動系では、履歴減衰を等価粘性減衰 h_{eq} として式 3.1.5(2)①-(1) により評価できる^[10]。

$$h_{eq} = \frac{1}{4\pi} \left(\frac{\Delta W}{W_e} \right) \quad 3.1.5(2)①-(1)$$

ここで、 ΔW : 1 サイクル間に消費するエネルギー (履歴ループの 1 サイクルの面積)、
 W_e : 等価ポテンシャルエネルギー ($= \frac{1}{2} k_e a^2$ 、 k_e : 等価剛性、 a : 系の変位振幅)。

これに基づき、加振による応答が安定する、加振開始から 10 秒前後の応答のサイクルを用いて図 3.1.5(2)①-16 に示した荷重変形曲線から等価粘性減衰を評価すると、 1.5m/s^2 の加振時では約 4.9%、また、 5m/s^2 では約 14.2% となり、弾性時の減衰が約 1% であることを考慮すると、弾塑性応答下では履歴減衰が試験体応答に大きく影響することがわかる。

SLE05 では、試験体に大きな応答変形を発生させることを目的としており、 9m/s^2 の正弦波③による加振の他、 1.5m/s^2 、 3m/s^2 、 4m/s^2 の正弦波掃引加振も実施した。図 3.1.5(2)①-17 に広帯域ランダム波加振および正弦波掃引加振による伝達関数を示す。正弦波掃引加振は、共振による応答の増幅を目的とし、試験体の塑性化に伴う振動数の低下に追従できるよう高振動数から低振動数へと変化させるダウンスイープとしたが、図 3.1.5(2)①-17 に示すように、共振による応答の成長は限定的であったことがわかる。これは、SLE01 の場合と同様、塑性化の進行とともに履歴減衰の影響が大きかったためと考えられる。

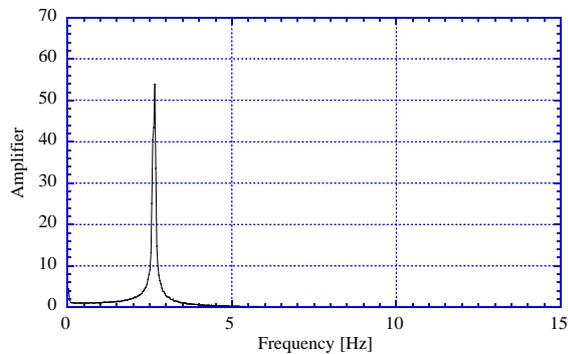
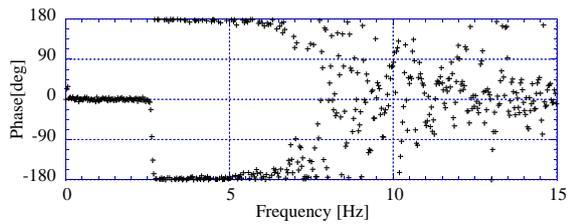


図 3.1.5(2)①-11 SLE01・弾性域の広帯域ランダム波加振結果から得られた伝達関数

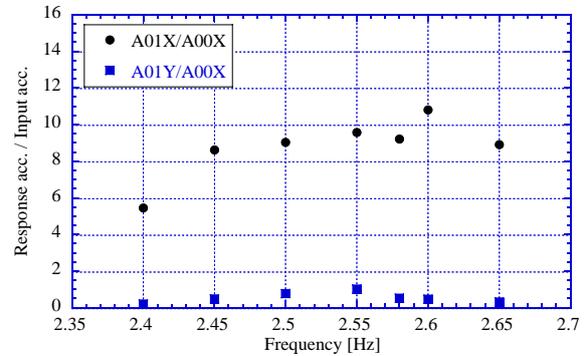


図 3.1.5(2)①-12 SLE01 入力加速度 1.5m/s²の加振振動数と応答倍率

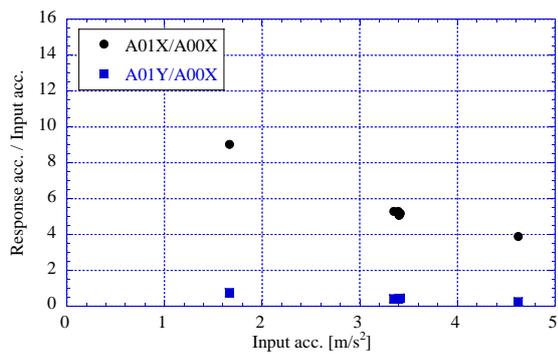


図 3.1.5(2)①-13 SLE01 加振振動数 2.5Hz による加振結果

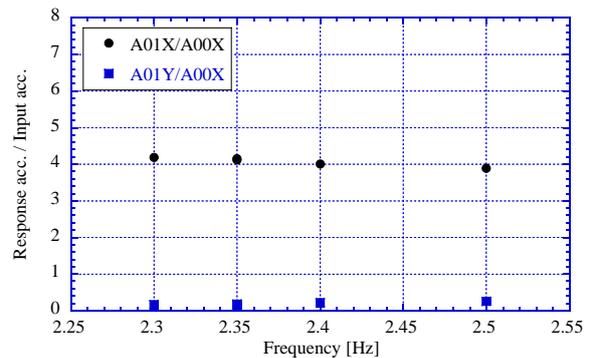
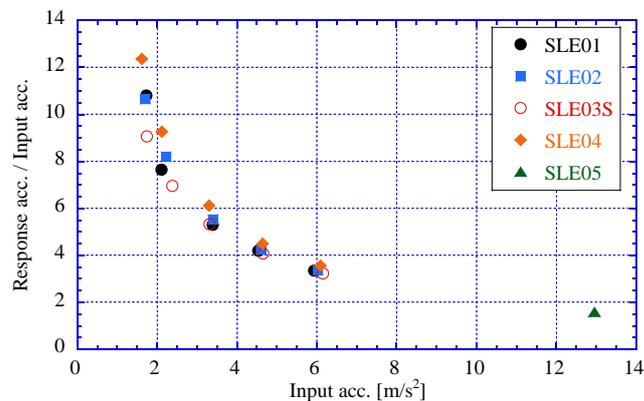


図 3.1.5(2)①-14 SLE01 入力加速度 4.0m/s²の加振振動数と応答倍率



* 横軸の入力加速度の最大値は振動台上計測値を使用

図 3.1.5(2)①-15 正弦波加振を行った試験体の入力加速度と応答倍率

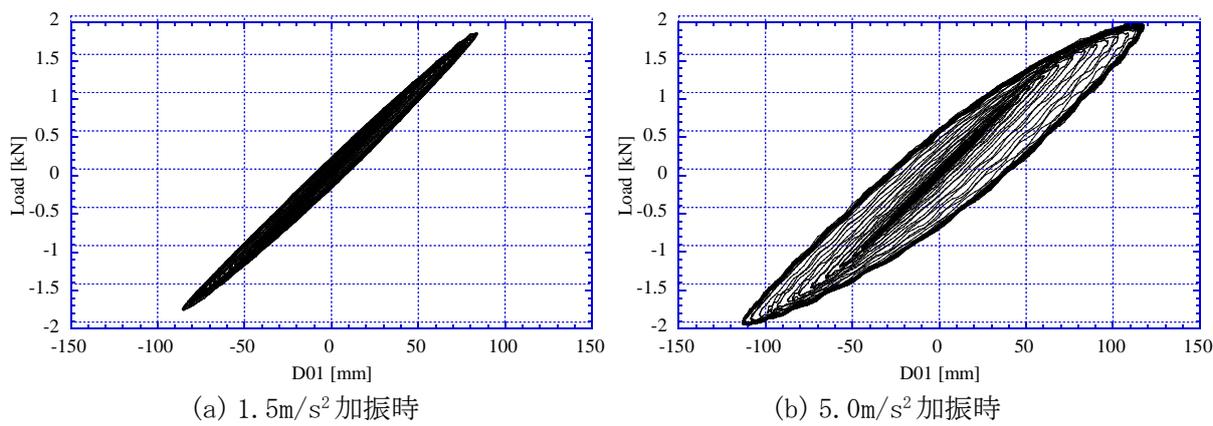


図 3.1.5(2)①-16 SLE02・1.5m/s²加振時と5.0m/s²加振時の荷重変形関係

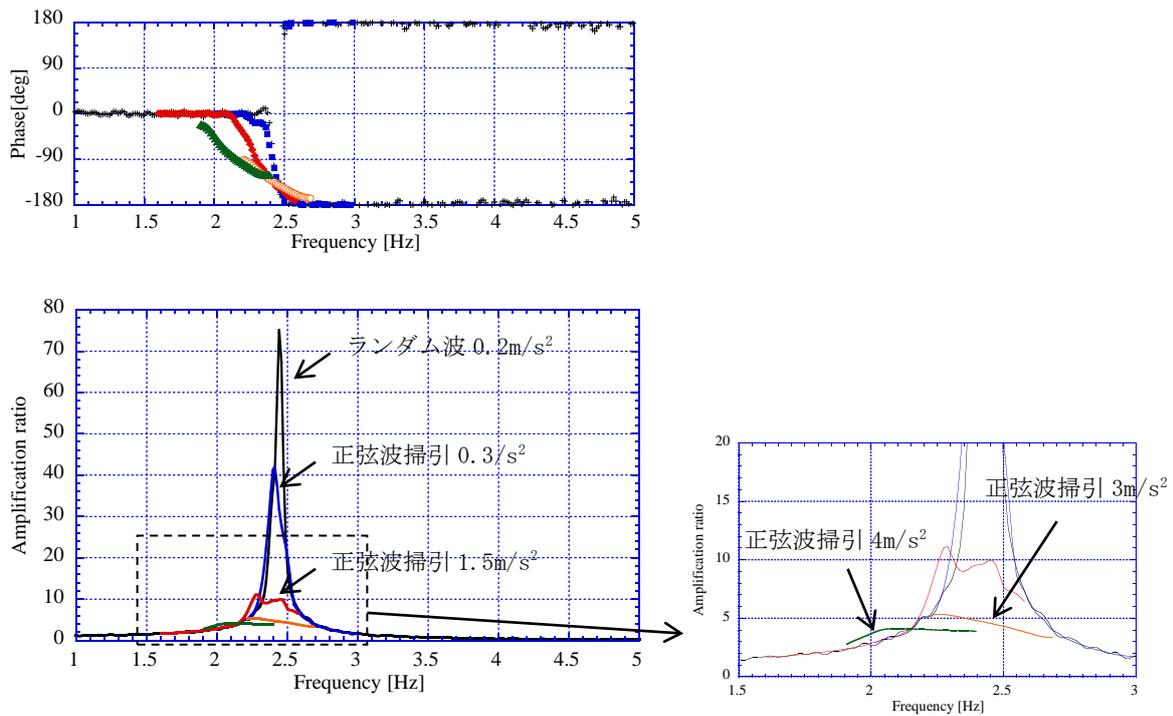


図 3.1.5(2)①-17 SLE05・広帯域ランダム波加振および正弦波掃引加振による伝達関数

(c) 設計許容応力と比較した試験体応答挙動の考察

原子力発電施設の配管系の耐震設計においては、日本機械学会の発電用原子力設備規格設計・建設規格（以下設計・建設規格）^[11]の規定に基づき式 3.1.5(2)①-(2)で計算される一次応力 (S_{prm}) を $3S_m$ 以下 (S_m : 設計応力強さ) に制限することで塑性崩壊の防止を評価している（許容応力状 IV_{AS} 時）^[12]。

$$S_{prm} = B_1 \cdot \frac{PD_0}{2t} + B_2 \cdot \frac{M_{ip}}{Z_i} \quad 3.1.5(2)①-(2)$$

ここで、 B_1 、 B_2 : 応力係数、 P : 内圧、 D_0 : 外径、 t : 肉厚、 Z_i : 管の断面係数、 M_{ip} : 管の機械的荷重（地震による慣性力を含む）による曲げモーメント。

本実験に使用した試験体形状において、 $D_0=60.5\text{mm}$ 、 $t=3.9\text{mm}$ 、 $Z_i=9223.707\text{mm}^3$ であること、また、内圧を 9MPa で固定していることを考慮すると、 $M_{ip} = 1.378\text{kN}\cdot\text{m}$ で一次応力が $3S_m$ に到達することとなる。図 3.1.5(2)①-11 に示した弾性域の応答を基準とすると、重錘部重心位置からエルボ中央部までの距離が $1,263\text{mm}$ であることなどから、 M_{ip} が $1.378\text{kN}\cdot\text{m}$ となる入力は約 0.2m/s^2 と評価された。しかしながら、実際には試験結果が示すように試験体はさらにその 20 倍以上の入力である 5m/s^2 の加振においても塑性崩壊は発生せず、試験で取得された破損モードは疲労損傷であった。実験においてこのような大入力下でも塑性崩壊に至らなかった理由としては、実際の配管系ではこれまで述べてきたように配管系への入力加速度の増加に伴い試験体の一部が塑性化し、それに伴い卓越振動数の低下（等価剛性の低下）、履歴減衰の増加が生じ、応答変位、応答加速度とも弾性域での振動特性から推定される応答よりも大幅に小さくなることが挙げられる。また、振動応答は交番荷重であることから応答変位が抑制される傾向となることも塑性崩壊が発生しにくい要因として考えられる。

以上の結果より、実機配管で使用しているような延性の高い材料で製作されている配管系では、設計での想定を超える巨大地震荷重下であっても加振試験により得られた破損モードは疲労損傷であり、塑性崩壊のような大変形を伴う破損モードは発生しにくいことが確認された。

4) まとめ

巨大地震時の配管系の破損モードを明らかにすることを目的とし、実機材料を用いた重錘付きエルボ配管に対する振動試験を実施した。試験では、炭素鋼配管試験体、ステンレス鋼配管試験体を用いて加振試験を行い、いずれの試験体でも破損モードとして疲労損傷を取得した。また、加振試験の結果から、弾塑性振動応答時の卓越振動数の変化を調査するとともに、塑性化に伴う履歴減衰を等価粘性減衰として算出し、弾塑性応答時の振動特性を評価した。その結果、200 サイクル前後で低サイクル疲労損傷が生じる程度の加振では、試験体の卓越振動数は弾性時と比較して約 13%の低下が認められた。また、弾性域での減衰が 1%程度であるのに対し、弾塑性応答下では履歴減衰が数%～十数%まで増加するため、弾性域での振動応答特性から線形的に推定した応答と比較し、実際の弾塑性応答下での配管系の応答は抑制される傾向が確認された。そのため、一次応力制限を大きく超える入力においても、取得された破損モードは疲労損傷となり、実機材料を用いた配管系では塑性崩壊の発生には大きな裕度があることが明らかになった。

参考文献

- [1] 藤田勝久、白木万博、北出浩三、中村友道：わん曲管の耐震限界強度に関する振動破壊実験、日本機械学会論文集（第1部）、Vol.44、No.386、1978、pp.3437-3445.
- [2] 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, vol.123, 1990, pp. 373-385.
- [3] Touboul, F., Blay, N., and Lacire, M. H.: Experimental, Analytical, and Regulatory Evaluation of Seismic Behavior of Piping Systems, Transactions of the ASME, Journal of Pressure Vessel Technology, 121, 1999, pp. 388 - 392.
- [4] Yoshino, K., Endou, R., Sakaida, T., Yokota, H., Fujiwaka, T., Asada, Y., Suzuki, K.: Study on Seismic Design of Nuclear Power Plant Piping in Japan Part 3: Component Test Results, ASME PVP vol.407, 2000, pp.131-137.
- [5] 原子力発電技術機構：平成13年度原子力発電施設耐震信頼性実証に関する報告書 その2 配管系終局強度、2002.
- [6] Nakamura, I., Otani, A., and Shiratori, M.: Comparison of Failure Modes of Piping Systems With Wall Thinning Subjected to In-Plane, Out-of-Plane, and Mixed Mode Bending Under Seismic Load: An Experimental Approach, Transactions of the ASME, Journal of Pressure Vessel Technology, 132, 2010, pp. 031001-1 - 031001-8.
- [7] Nakamura, I., Otani, A., Sato, Y., Takada, H., and Takahashi, K.: Tri-Axial Shake Table Test on the Thinned Wall Piping Model and Damage Detection before Failure, ASME PVP, 2010, #PVP2010-25839.
- [8] Nakamura, I., Otani, A., Sato, Y., Takada, H., Takahashi, K., and Shibutani, T.: Investigation of The Seismic Safety Capacity of Aged Piping System - Shake Table Test on Piping Systems With Wall Thinning by E-Defense, 2011, ASME PVP, 2011, #PVP2011-57560.
- [9] Varelis, G.E., Karamanos, S.A., and Gresnigt A.M.: Pipe Elbows Under Strong Cyclic Loading, Journal of Pressure Vessel Technology, 135, 2013, pp. 011207-1-011207-9.
- [10] 柴田明德：最新耐震構造解析、1981、p.48.
- [11] 日本機械学会：発電用原子力設備規格 設計・建設規格（2005年版）、JSME S NC1-2005、2005.
- [12] 日本電気協会：原子力発電所耐震設計技術指針、JEAG4601-1987、1987.

② 純鉛エルボ試験片の静的試験

1) 目的

防災科研で実施される純鉛エルボ試験片の地震荷重振動試験の参考となる破損モード（ラケット変形から崩壊）の特性を取得するために、純鉛エルボ試験片の引張り・圧縮試験を実施する。

2) 試験概要

東京大学の引張り試験機を用いて純鉛エルボ試験片に引張り試験・引張り圧縮繰り返し試験・圧縮試験を行い、破損モードと変形との関係に関する特性を取得した。具体的には、高速度ビデオカメラにより純鉛エルボ試験片の変形を撮影することにより、モーメント-変形角 ($M-\theta$ 関係) およびエルボ部の楕円化を取得した。

3) 試験条件

(a) 試験機

引張り試験・引張り圧縮繰り返し試験・圧縮試験は図 3.1.5(2)②-1 に示す東京大学の引張り試験機を用いて実施した。ひずみゲージによるひずみ計測は行わず、試験機による計測で得られる公称応力と公称ひずみを測定した。



図 3.1.5(2)②-1 引張り試験機外観

(b) カメラ撮影

試験時における純鉛エルボ試験片の撮影を、高速ビデオカメラ 2 台とデジタルカメラ 1 台を用いて行った。その様子を図 3.1.5(2)②-2 に示す。高速度カメラ 1 は純鉛エルボ試験片の側面を撮影して試験片の変形角 θ およびエルボ部縦軸半径 b を、高速度カメラ 2 は純鉛エルボ試験片の正面を撮影しエルボ部縦軸半径 a を測定した。

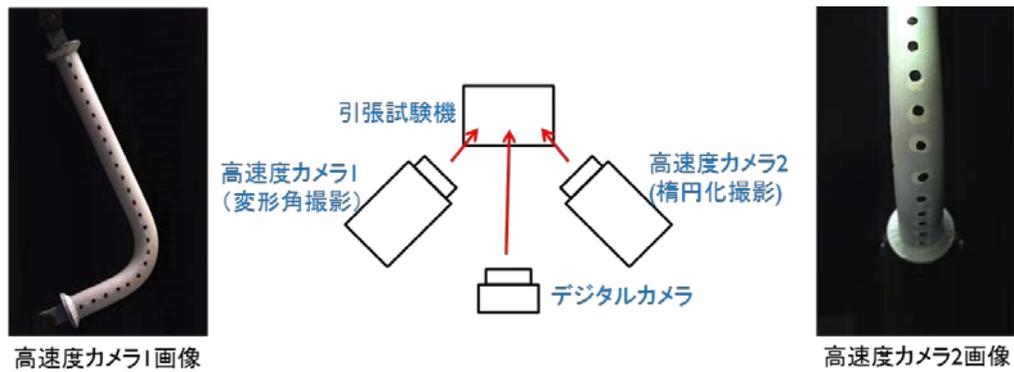


図 3.1.5(2)②-2 引張り試験時における試験体の撮影

(c) 試験片形状

図 3.1.5(2)②-3 に、今回の試験で用いた純鉛エルゴ試験体を示す。エルゴ試験体側面と正面には、高速度ビデオカメラ撮影による形状変形把握のために黒点を描いた。

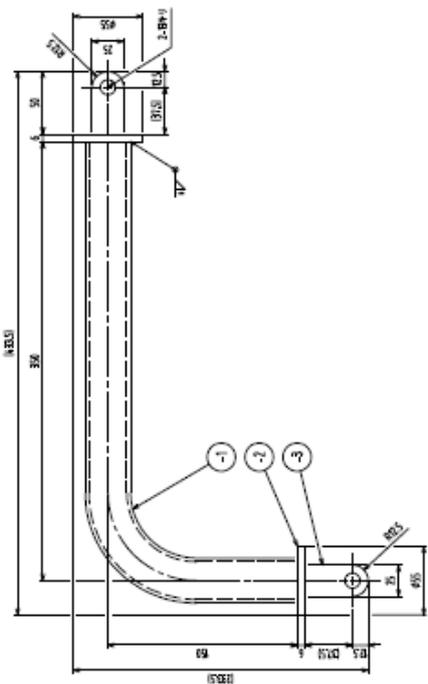


図 3.1.5(2)②-3 純鉛エルゴ試験体

(d) 試験条件

表 3.1.2(2)①-1 に、今回の試験条件を示す。使用した試験体は 2 体、試験は引張り圧縮サイクル・引張り試験を行った。

試験体 1 では延性破壊モードを確認するために破断するまで引張り試験を行い、引張り速度は 600mm/min とした。試験体 2 については疲労亀裂の進展貫通を確認することを目的とし、 $\pm 10^\circ$ の範囲で 200 サイクルの引張り圧縮サイクル試験を行った。

表 3.1.2(2)②-1 引張り圧縮サイクル・引張り試験条件

	材料	試験の種類	エルボ変形角	サイクル数	試験制御	破損モード
試験1	Pb100%	引張	破断 まで	200	600 mm/min	延性破壊
試験2		引張圧縮 サイクル	±10° (圧縮31.8mm 引張28.7mm)		1000 mm/min	疲労き裂 進展貫通 (エルボ腹部)

エルボ試験体の表面には図 3.1.5(2)②-4 のようにサインペンで追跡用のマーカーを描画しており、試験体の長さ方向に並ぶ赤く示した4つマーカーから得られる2直線のなす角度をエルボ角とした。また、図 3.1.5(2)②-5 のようにエルボ部に描いた黒線と背景との境界を2方向の画像から追跡し、エルボ部における楕円半径（長径・短径）を算出した。

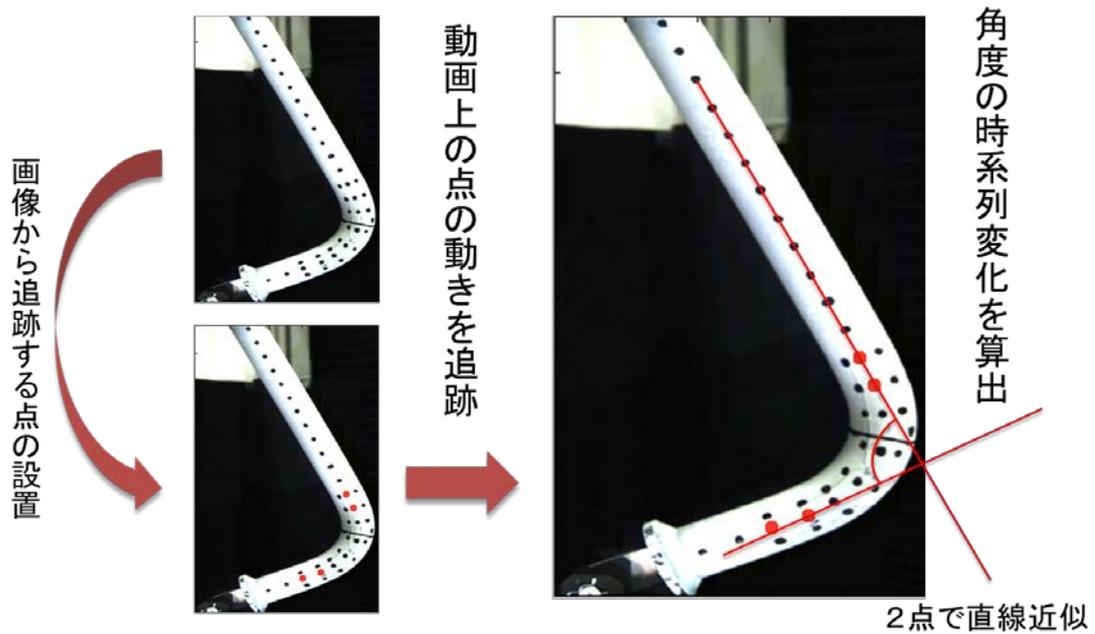


図 3.1.5(2)②-4 画像解析によるエルボ角の算出

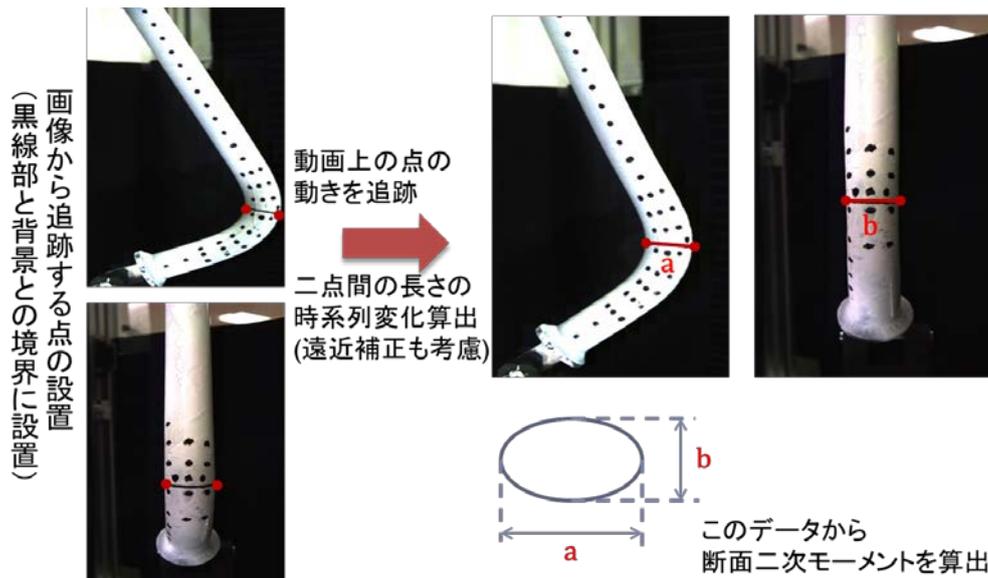


図 3.1.5(2)②-5 画像解析にエルボ部楕円半径（長径・短径）の算出

4) 試験結果

(a) 引張り試験

図 3.1.5(2)②-6 に、引張り試験によりエルボ部に発生したき裂の写真を示す。き裂はエルボの横腹部に発生していることが分かる。また図 3.1.5(2)②-7 は引張り試験時に加した試験力と引張りストロークの関係を示したものである。図 3.1.5(2)②-8 は画像解析により算出したモーメント-変形角と、断面二次モーメント-変形角の関係である。エルボ角が 150° を超えた後は断面二次モーメントが減少に転じており、振動試験の際にもエルボ角が 150° に達するか否かが破壊のクライテリアになると考えられる。

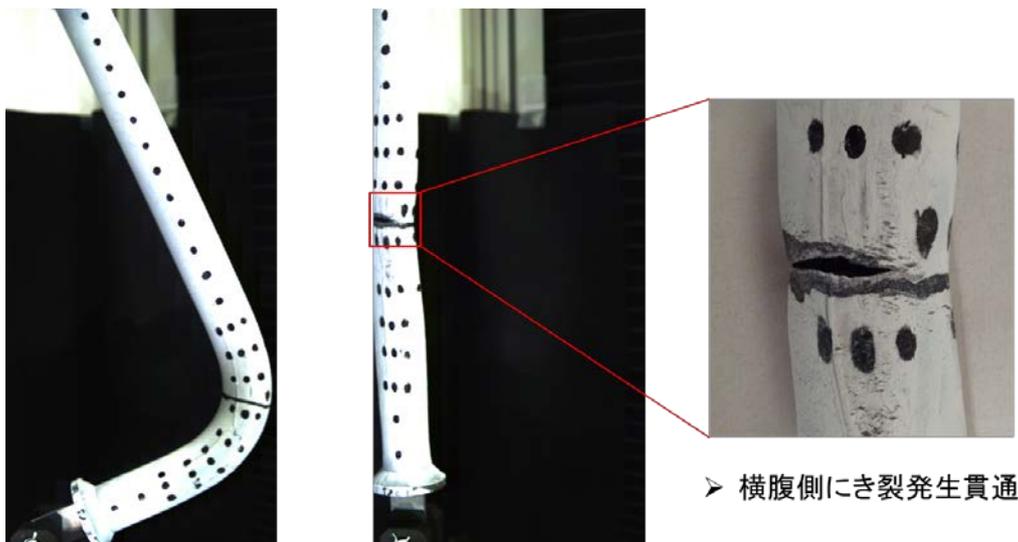


図 3.1.5(2)②-6 引張り試験によりエルボ部に発生したき裂

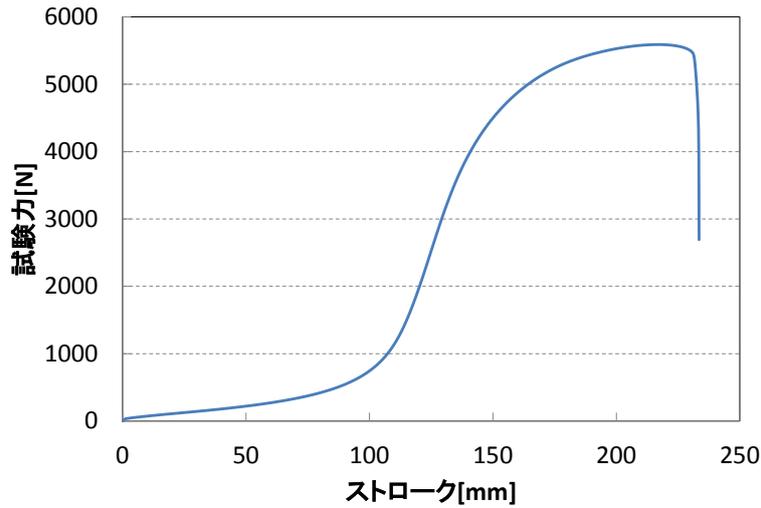


図 3.1.5(2)②-7 引張り試験時の試験力-ストローク関係

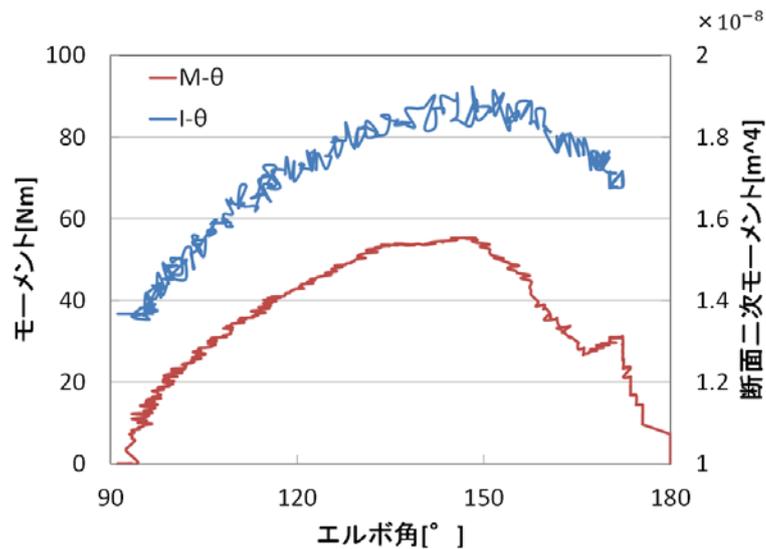


図 3.1.5(2)②-8 モーメント-変形角、断面二次モーメント-変形角

(b) 引張り圧縮サイクル試験

図 3.1.5(2)②-9 に、引張り-圧縮サイクル試験によるエルボ部変形の写真を示す。引張り試験とは異なり、エルボの横腹部にき裂が発生していることが分かる。また図 3.1.5(2)②-10 は引張り-圧縮サイクル試験時に印加した試験力と引張りストロークの関係である。150 サイクル目頃にループが安定状態に達したことが試験時に確認されており、150~200 サイクルの間でき裂が発生したものと考えられる。



図 3. 1. 5 (2) ②-9 引張り-圧縮サイクル試験によるエルゴ部変形

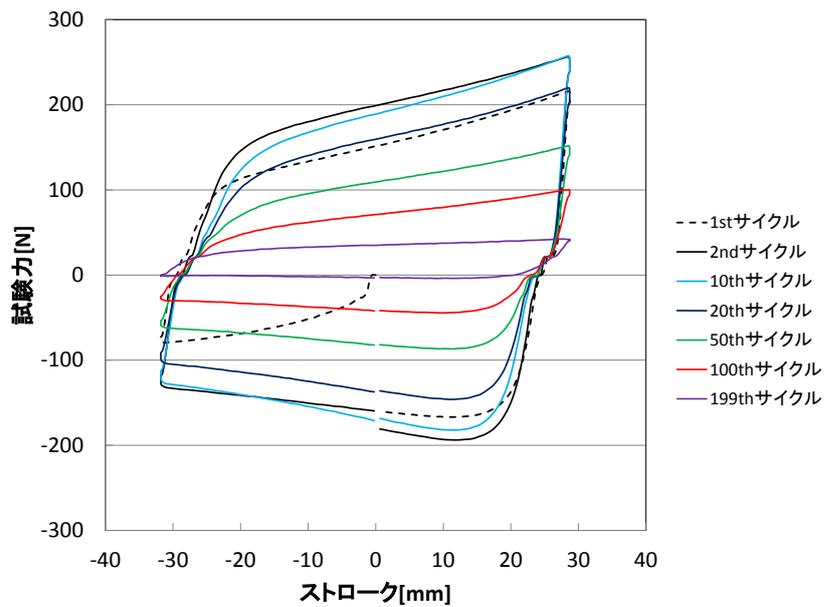


図 3. 1. 5 (2) ②-10 引張り-圧縮サイクル試験時の試験力-ストローク関係

③ 模擬材料を用いたエルボ配管の振動試験

1) 試験目的

実機材料を用いたエルボ配管の振動試験の結果より、実機材料（炭素鋼およびステンレス鋼）で製作したエルボ配管試験体では、設計における一次応力制限を大幅に超える入力によっても加振試験で取得された破損モードは疲労損傷であった。一方、平板試験片を用いた基礎試験では、鉛により製作した板状の試験片に対する加振試験の中で疲労損傷とは異なる破損モードを取得したケースがあった。試験体に実機で使用されるような鋼材を用いる場合、設計の想定を大きく超える地震荷重下における破損モードを網羅的に把握するためには入力加速度をさらに増大させる必要があるが、入力加速度のさらなる増加は試験設備の性能上の理由、および試験の安全性の面から困難であったため、鋼材に替えて模擬材料を用いることにより試験体強度を大幅に低下させ、配管のような構造体で振動荷重による疲労損傷以外の破損モードを実験的に調査する手法を試みた。このような手法は、金属材料の冶金的性質に依存する破損モードの調査には適さないが、巨視的な損傷挙動を幅広く調査するためには有用であると考えられる。本研究では模擬材料として鉛配管で作成されたエルボを使用し、加振試験による破損モードの調査を行った。模擬材料を用いたエルボ配管の振動試験は、H26年度、H27年度に実施した。

2) 試験条件の詳細検討

鉛配管を用いた加振試験は既往研究等の事例がなかったため、試験体設置方法や想定する破損モードが取得できるか等、各種の手順確認を事前に行っておくことが望ましい。そのため、試験体形状や入力波についてFEMによる解析を実施し、試験条件の詳細検討を行った。

(a) 試験体

模擬材料を用いたエルボ配管の振動試験では、実機材料を用いたエルボ配管の振動試験と同様、防災科研の所有する大型耐震実験施設を使用することとし、振動台の性能を踏まえた試験条件の詳細検討を行った。地震荷重を受ける配管系ではエルボ部の応力が直管部に比べて大きくなる傾向があることから、試験体としてはエルボに類似した曲がり部を有するL字型の鉛配管を用いることとした。具体的には図 3.1.5(2)③-1 に示すヨシザワ LA 株式会社鉛製品カタログの「TY ベンド」から選択した。TY ベンドは、材質が JIS H 4311（一般工業用鉛および鉛合金管）の工業用鉛管 2 種 PbT-2（鉛が 99.60%以上の鉛管で、引張強さは 11.7N/mm^2 、伸び 55%程度）であり、標準寸法が内径 30mm から 75mm、肉厚 3mm から 4.5mm までの 90° ベンド管である。試験の目的は塑性崩壊もしくは初通過破壊等により試験体を破損させることであるため、使用する振動台で試験体を破損させられるよう試験体の剛性は低くすることが望ましい。このため、前述のカタログより内径 30mm、肉厚 3mm の TY ベンド 30mm×3mm を選定した。

試験体の形状は実機材料を用いたエルボ配管の振動試験と同様、L字型管の一端を固定し一端に重錘を設置する構成としたが、破損モードとして崩壊等が得られるよう、L字型配管は上部に重錘が設置されるような取り付けとした。L字型配管のみでは配管に働く曲げモーメントが小さく、振動台の加振性能範囲内で破損させることは困難であると考えられることから、L字型配管の自由端側には剛性の高い鋼製の連結管を設置し、さらに固定部に比して

エルボ部に同等以上の曲げモーメントを作用させるために、連結管の先端を固定部側に折り返し、そこに重錘を設置する形状を検討した。これにより、配管垂直部分の傾斜変形が進行するほどエルボ部に作用するモーメント荷重が増大し、変形限界に達すると自重崩壊に至ることが予想される。試験体のイメージ図を図 3.1.5(2)③-2 に示す。以下、この形状の試験体を倒立型鉛配管試験体と呼ぶこととする。一方、加振により配管垂直部分に傾斜変形が発生してもそれを復元する方向にモーメント荷重が発生する構造として、図 3.1.5(2)③-3 に示すような試験体系についても検討を実施した。以下、図 3.1.5(2)③-3 に示す形状の試験体を懸垂型鉛配管試験体と称する。



TYベンド（継手）は、排水鉛管（JIS H 4311…PbT2）又はSHASE-203を使用した鉛管加工継手です。他管との接合は、フランジ又は突合せ接合で容易に接合出来、経済的です。

TYベンド標準寸法(90°ベンド)

寸法 (mm)	L1	L2	R	参考重量 (kg)	梱包数 (本)	備考
30×3	250	100	70	1.2	18	JIS&SHASE
40×3	250	100	80	1.5	12	JIS&SHASE
50×3	250	150	110	2.2	8	JIS&SHASE
65×3	350	300	150	4.6	6	JIS&SHASE
75×3	350	300	150	5.5	4	JIS
75×4.5	350	300	150	8.0	4	JIS&SHASE

図 3.1.5(2)③-1 TYベンド（ヨシザワ LA 株式会社 鉛製品カタログより）

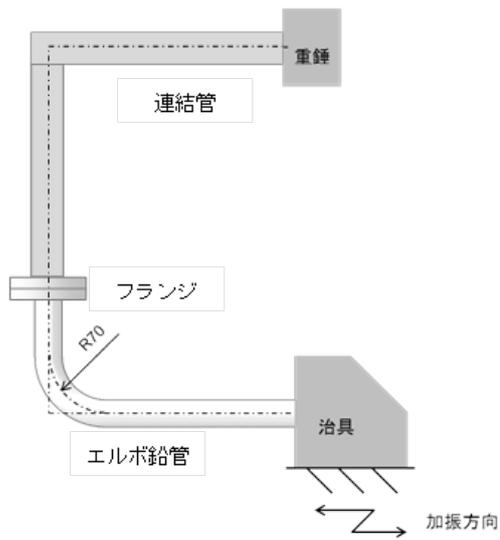


図 3.1.5(2)③-2 倒立型鉛配管試験体のイメージ

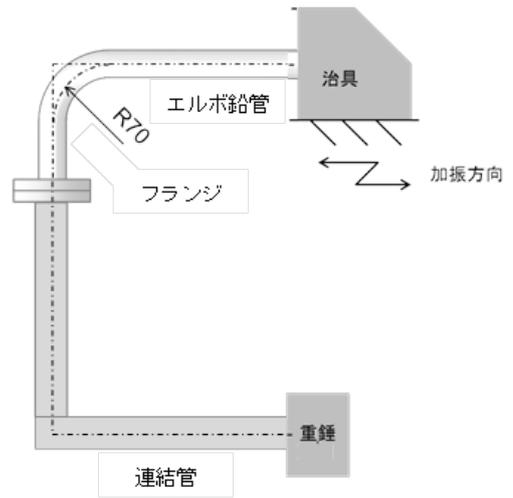


図 3.1.5(2)③-3 懸垂型鉛配管試験体のイメージ

(b) FEM モデル（事前解析用モデル）

H26 年度には、試験体の静的釣合、固有振動数および時刻歴応答を求めるため、FEM 解析を実施した。解析コードは Abaqus Ver. 6.11-1 を使用し、鉛配管のエルボ部と固定部の変形を精度良く解析できるよう、鉛配管部はシェル要素（S4R）を用いてモデル化した。一方、連結管部分は鉛配管部に比べて剛性が高く、詳細な変形解析を要さないためより要素でモデル化した。また、重錘とフランジ部の質量は質点としてモデル化した。図 3.1.5(2)③-4 に解析モデルを示す。純鉛の材料特性は別途実施された材料試験データに基づき設定した。表 3.1.5(2)③-1 に事前解析に使用した純鉛のヤング率とポアソン比を示す。また、図 3.1.5(2)③-5(a)、(b) に材料試験データから得られた純鉛の応力ひずみ関係を示す。解析では試験結果グラフの読み取り値を非線形移動硬化則でモデル化した。それぞれの引張試験では降伏応力が 3.6MPa および 3.8MPa と異なったことから、試験体が重錘による重力に耐えることを確認する静的釣合解析には図 3.1.5(2)③-5(a)の降伏応力が小さい材料モデルを、所定の入力加速度で試験体を損傷させられることを確認する動的応答解析には図 3.1.5(2)③-5(b)の降伏応力が大きい材料モデルを使用した。

表 3.1.5(2)③-1 純鉛のヤング率とポアソン比

	ヤング率 [N/m ²]	ポアソン比
試験片①	1.48E+10	0.45
試験片②	1.57E+10	0.45
平均値（解析使用値）	1.525E+10	0.45

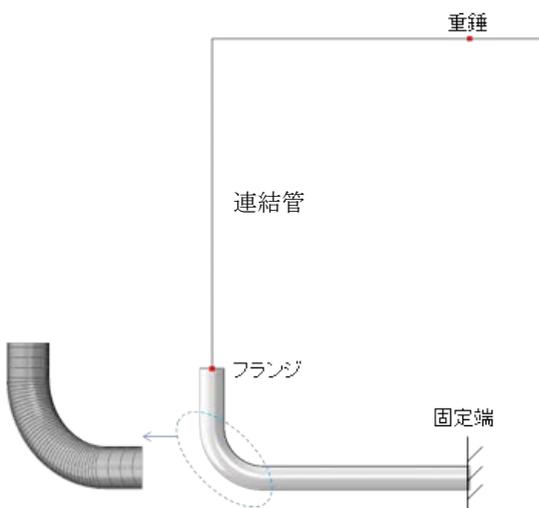
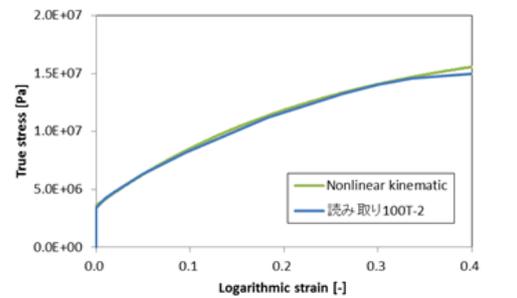
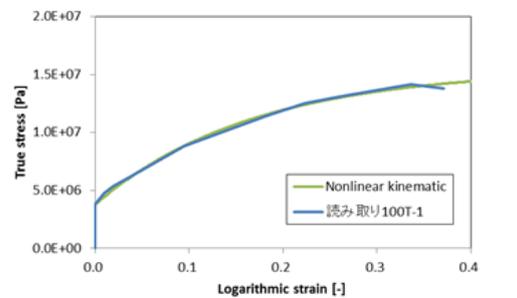


図 3.1.5(2)③-4 倒立型鉛配管試験体の解析モデル



(a) 静解析用（降伏応力：3.6MPa）



(b) 動解析用（降伏応力：3.8MPa）

(注) 材料試験の速報値を使用したため表 3.1.5(2)③-4 の結果とは異なっている。

図 3.1.5(2)③-5 事前解析に使用した純鉛の応力ひずみ関係

(c) 解析結果

a) 重錘質量の検討

選定した試験体を用いた加振試験で、想定する破損モードである疲労損傷以外の破損モードを確実に取得するためには、塑性変形がしやすいようにエルボ部分の初期応力を降伏応力と同程度にしておくこと、使用する振動台の性能範囲で大きな入力加速度を与えられるように試験体の固有振動数を設定することが必要である。そこで、重錘質量をパラメータとした静的釣合解析と固有振動数解析を実施した。表 3.1.5(2)③-2 に示す解析結果より、静的釣合状態を維持できる限界は 2.6kg となった。また、このときの固有振動数は 4.6Hz であり、図 3.1.5(2)①-3 に示した振動台の限界性能図から、加振性能が十分に発揮できる振動数領域であることを確認した。従って、重錘質量は静的釣合限界に対して余裕を持たせ 2.5kg とした。本解析をもとに設定した倒立型鉛配管試験体の各部の形状寸法と質量を図 3.1.5(2)③-6(a) に示す。懸垂型鉛配管試験体は、倒立型との比較検証を目的とした試験体であるため、倒立型鉛配管試験体と同等の形状寸法と質量とした。図 3.1.5(2)③-6(b) に懸垂型鉛配管試験体の形状寸法および質量を示す。

b) 静的釣合解析

設定した試験体系について、重錘を取り付けた際の静的な釣合が得られることを確認する解析を実施した。倒立型、懸垂型の鉛配管試験体の解析結果を図 3.1.5(2)③-7(a)、(b) に示す。いずれの場合もエルボ部と固定部の最大応力は降伏応力以下に収まっており、静的な釣合を満足していることを確認した。

c) 動的解析

(i) 固有値解析

倒立型と懸垂型の鉛配管試験体の固有値解析結果を図 3.1.5(2)③-8(a)、(b) に示す。いずれの試験体においても、本研究で対象としている面内変形モードとなる 2 次振動モードは 4.65Hz となった。また、面外変形モードである 1 次振動モードは 4.35Hz で、2 次振動モードに近接しているが、面内方向の加振に対する面外変形モードの刺激係数は十分低く、加振試験において面外変形は問題にならないと考えられる。

(ii) 時刻歴応答解析

FEM モデルを使用した時刻歴応答解析により試験条件を検討した。解析は、図 3.1.5(2)③-9 に示すテーパ付き正弦波を基本の入力波形とし、加振振動数を解析モデルの固有振動数と同じ 4.6Hz、入力加速度を 10m/s^2 として倒立型と懸垂型の鉛配管試験体について実施した。倒立型鉛配管試験体については、塑性変形による試験体卓越振動数の低下を考慮して加振振動数を弾性変形時の固有振動数よりも低く設定した場合の解析も実施した。懸垂型鉛配管試験体ではエルボが開く方向に自重によるモーメントが作用するが、エルボを開く方向の剛性はエルボを閉じる方向の剛性と比べて高いため、懸垂型鉛配管試験体では、倒立型に比べて加振試験による変形が小さくなると考えられる。そのため、懸垂型鉛配管試験体のエルボ部分により大きなモーメントが作用するよう、重錘取り付け部を水平方向に 80mm 延長した

解析も実施した。解析条件を表 3.1.5(2)③-3 に示す。また、解析ケース 1 の塑性ひずみコンター図を図 3.1.5(2)③-10(a)に、入力加速度と応答加速度を図 3.1.5(2)③-10(b)に、重錘の相対変位を図 3.1.5(2)③-10(c)に、固定部とエルボ脇部の塑性ひずみを図 3.1.5(2)③-10(d)に示す。解析ケース 1 では試験体のエルボ部に塑性ひずみが集中し、エルボを閉じる方向に変形が進行した。図 3.1.5(2)③-10(b)より、入力加速度に対する応答加速度の倍率は 1 未満となっており、塑性変形のため応答加速度が成長していないことを示している。一方、図 3.1.5(2)③-10(c)に示すように重錘の相対変位が増大し続けていること、また図 3.1.5(2)③-10(d)より固定部ではなくエルボ部の塑性ひずみが増大していることから、崩壊モードとしてエルボ部における塑性崩壊が予測されることが示された。一方、図 3.1.5(2)③-11(a)～(d)に解析ケース 5 の結果を示すが、相対変位や塑性ひずみは一定値に収束しており、倒立型鉛配管試験体で得られたような崩壊は発生していないことがわかる。さらに塑性ひずみはエルボ部ではなく固定部でより大きくなっており、塑性変形は固定部で進行していると考えられる。解析ケース 1、5 を含む全ての解析ケースの解析結果は Appendix-3.1.5(2)③にまとめた。

表 3.1.5(2)③-2 重錘質量を変えた場合の固有振動数と静的釣合解析の結果

重錘[kg]	全質量[kg]	固有振動数[Hz]	エルボ応力[MPa]	固定端応力[MPa]
5.0	9.468	3.512	NG	NG
3.5	7.668	4.077	NG	NG
3.0	7.168	4.336	NG	NG
2.8	6.968	4.455	NG	NG
2.6	6.768	4.584	3.67E+06	3.62E+06
2.4	6.568	4.724	3.64E+06	3.62E+06
2.2	6.368	4.878	3.62E+06	3.62E+06

* NG：静的釣合を維持できない

表 3.1.5(2)③-3 時刻歴応答解析の条件 (H26 年度試験条件検討用)

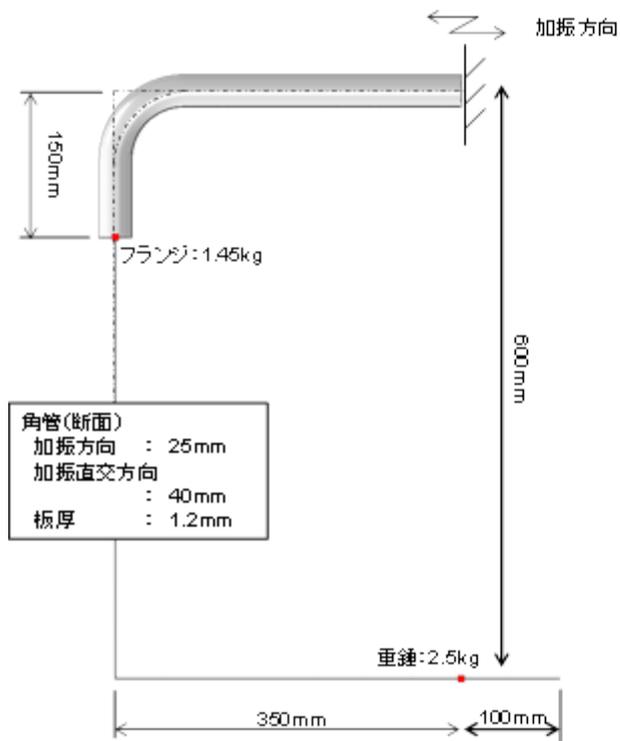
解析ケース	試験体	入力波
1	倒立型 (重錘質量 2.5kg)	テーパ付き正弦波 (10m/s ² , 4.6Hz)
2		テーパ付き正弦波 (10m/s ² , 4.6Hz, ケース 1 と逆位相)
3		テーパ付き正弦波 (10m/s ² , 4.0Hz)
4		テーパ付き正弦波 (10m/s ² , 3.0Hz)
5	懸垂型 (重錘質量 2.5kg)	テーパ付き正弦波 (10m/s ² , 4.6Hz)
6	懸垂型 (重錘質量 2.5kg, 重錘取付け位置+80mm)	



解析モデルの質量一覧

試験体	L1-R	80 mm
	L2-R	280 mm
	Elbow(90°)	110 mm
	長さ合計	470 mm
	S	311 mm ²
	ρ	1.134E-05 kg/mm ³
合計	1.658 kg	
角管	a	40 mm
	b	25 mm
	t	1.2 mm
	L	900 mm
	S	150 mm ²
	ρ	7.850E-06 kg/mm ³
合計	1.061 kg	
錘	重錘	2.500 kg
	フランジ	1.450 kg
	合計	3.950 kg
合計		6.669
TOTAL MASS OF MODEL		6.668

(a) 倒立型鉛配管試験体



解析モデルの質量一覧

試験体	L1-R	80 mm
	L2-R	280 mm
	Elbow(90°)	110 mm
	長さ合計	470 mm
	S	311 mm ²
	ρ	1.134E-05 kg/mm ³
合計	1.658 kg	
角管	a	40 mm
	b	25 mm
	t	1.2 mm
	L	900 mm
	S	150 mm ²
	ρ	7.850E-06 kg/mm ³
合計	1.061 kg	
錘	重錘	2.500 kg
	フランジ	1.450 kg
	合計	3.950 kg
合計		6.669
TOTAL MASS OF MODEL		6.668

(b) 懸垂型鉛配管試験体

図 3.1.5(2)③-6 試験体各部の寸法と質量

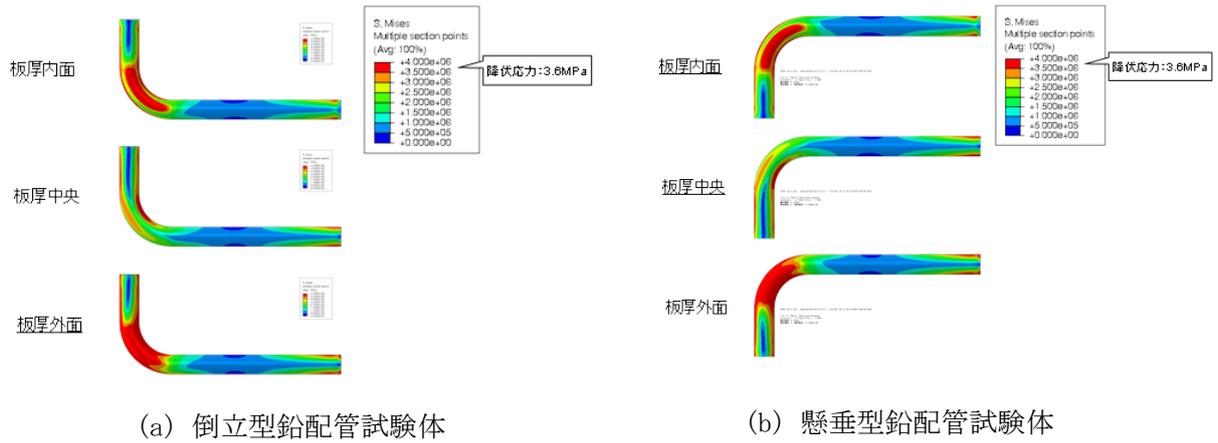
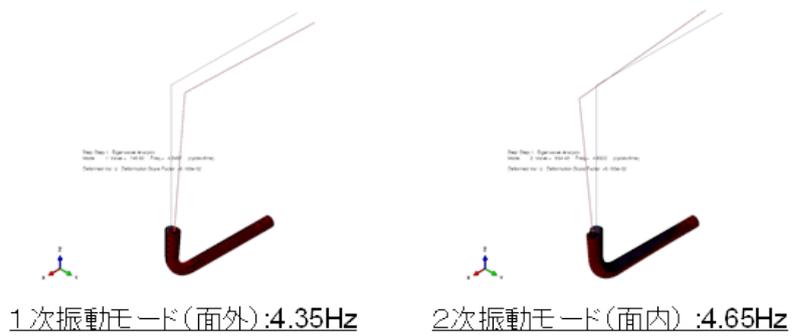
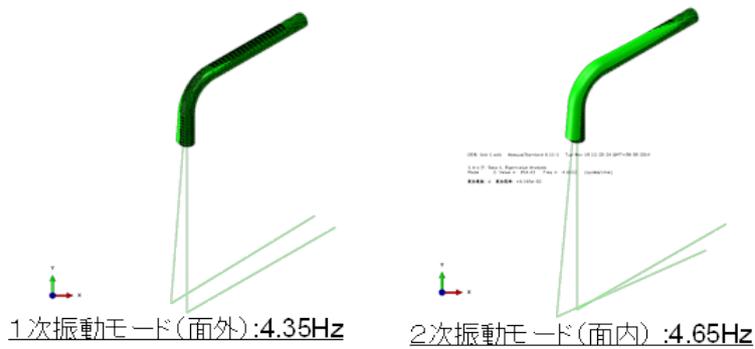


図 3.1.5(2)③-7 静的釣合解析結果 (Mises 応力コンター)



(a) 倒立型鉛配管試験体



(b) 懸垂型鉛配管試験体

図 3.1.5(2)③-8 固有振動数と固有振動モード

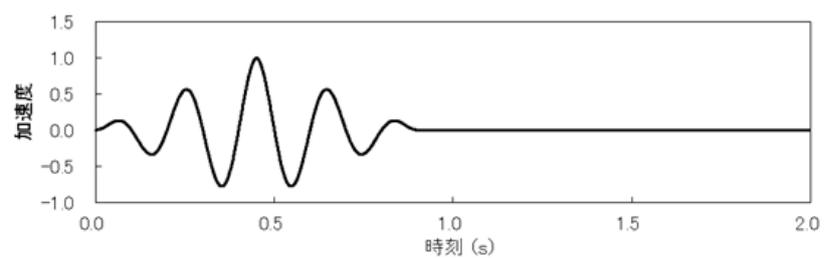
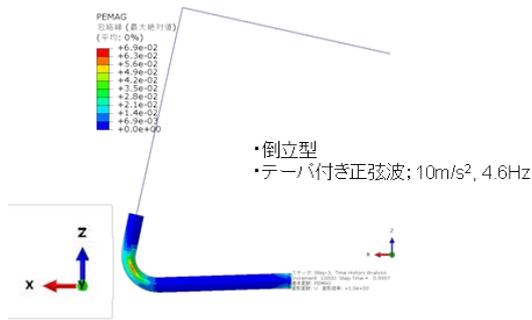
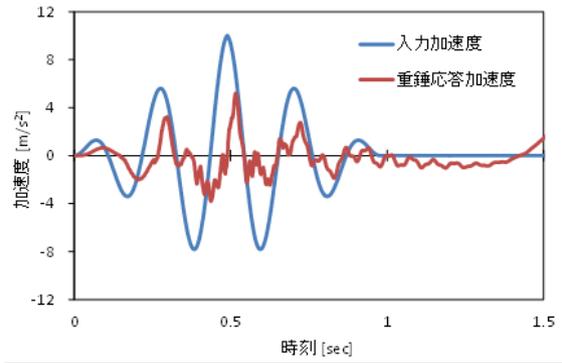


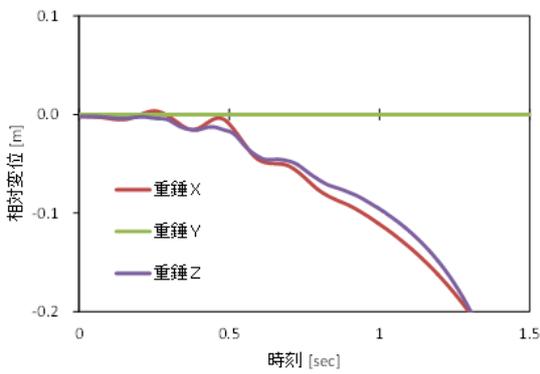
図 3.1.5(2)③-9 時刻歴応答解析の基本入力波形 (テーパ付き正弦波)



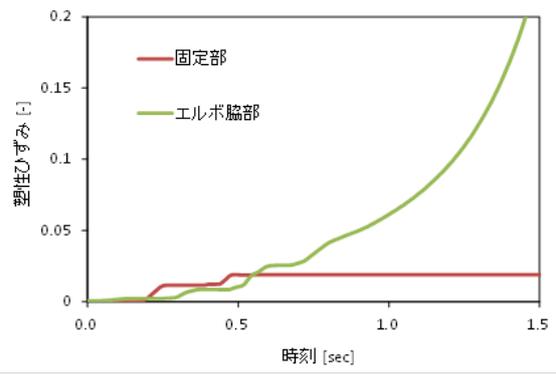
(a) 塑性ひずみコンター図



(b) 入力加速度と応答加速度

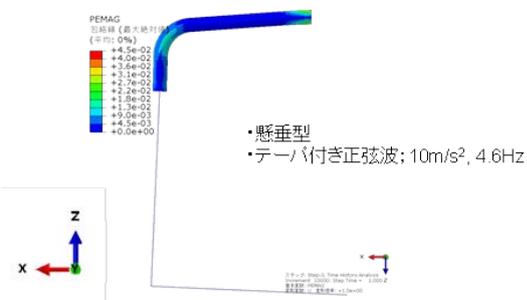


(c) 重錘の相対変位

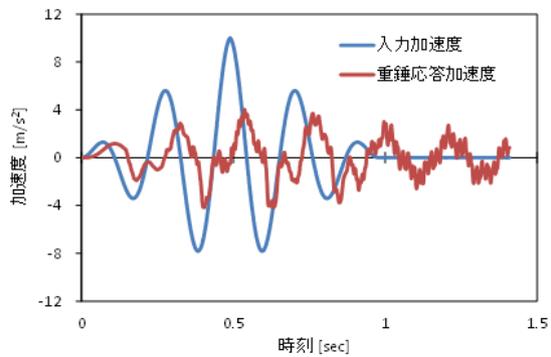


(d) 固定部とエルボ部の塑性ひずみ

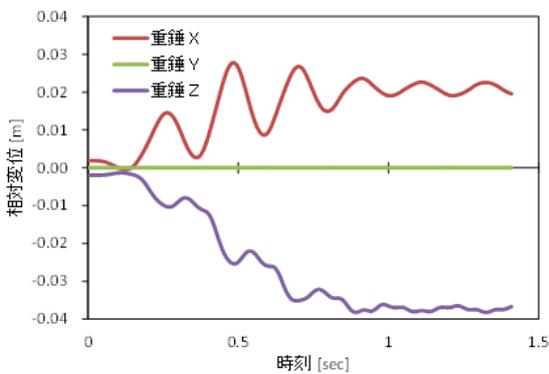
図 3.1.5(2)③-10 解析ケース 1 結果 (倒立型、テーパ付き正弦波 10m/s^2 、 4.6Hz)



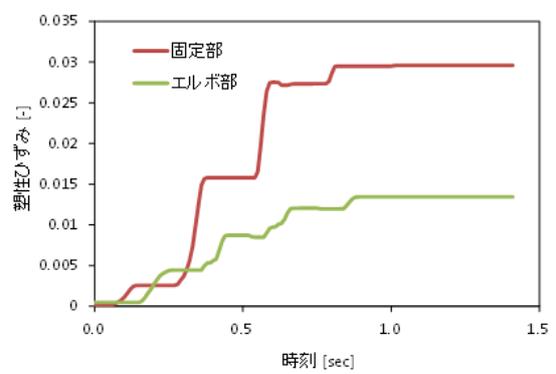
(a) 塑性ひずみコンター図



(b) 入力加速度と応答加速度



(c) 重錘の相対変位



(d) 固定部とエルボ部の塑性ひずみ

図 3.1.5(2)③-11 解析ケース 5 結果 (倒立型、テーパ付き正弦波 10m/s^2 、 4.6Hz)

(d) H26 年度実験の再現解析

H27 年度には、H26 年度の試験結果を再現する FEM 解析モデルを構築し、H27 年度実験の試験条件について検討した。再現解析用モデルは、基本的に H26 年度に構築した事前解析用の FEM 解析モデルを踏襲しているが、事前解析と平行して実施していた材料試験結果の確定値^[1]に基づき純鉛の材料特性を修正した。表 3.1.5(2)③-4 に材料試験結果から得られた純鉛の材料特性を示す。解析に用いる応力ひずみ関係は試験片①の材料試験結果に基づき非線形移動硬化則でモデル化した。また、エルボの面内変形進行時に試験体が倒壊相当の変形をしたのち、解析上さらに変形が進行しないよう、GAP 要素を用いて変位制限を施した。さらに、H26 年度に使用した試験体の板厚計測結果に基づき解析モデルにエルボ部の板厚分布を反映させた。図 3.1.5(2)③-12 に再現解析に使用した FEM モデルを、図 3.1.5(2)③-13 に板厚分布の設定を示す。また、時刻歴応答解析に用いる試験体の減衰定数は、H26 年度の試験結果を基に 2%とし、Rayleigh 型の減衰モデルを使用した。構築した FEM モデルにより、後述する H26 年度の試験結果をよく再現することができた。また、構築した FEM モデルを用いた解析より、模擬材料を用いたエルボ配管の振動試験では、初期変形が破損モードの発生に影響を与えることがわかり、H27 年度実験の実施時の留意点とした。さらに、解析により H27 年度実験の実施条件を検討した。図 3.1.5(2)③-14 に、H26 年度実験の再現解析の結果の一例を示す。

表 3.1.5(2)③-4 純鉛の材料特性（材料試験結果^[1]より）

	ヤング率 [N/m ²]	降伏応力 [N/mm ²]	引張強さ [N/mm ²]	ポアソン比	密度 [kg/m ³]
試験片①	1.48E+10	5.2	10.2	0.45	11340
試験片②	1.57E+10	4.8	10.9	0.45	11320
平均値	1.525E+10	5.0	10.5	0.45	11340

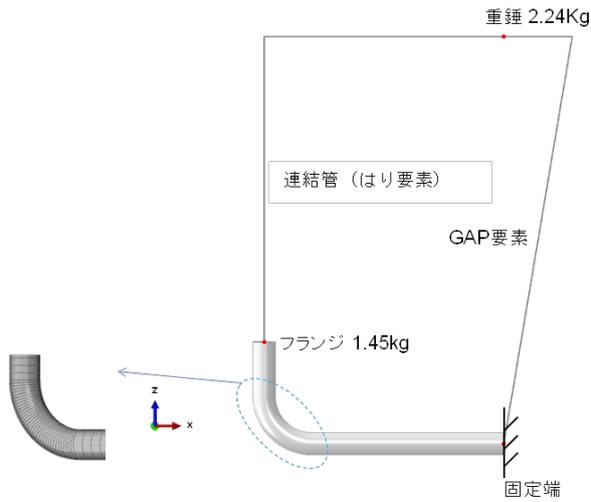


図 3.1.5(2)③-12 再現解析に使用した FEM モデル

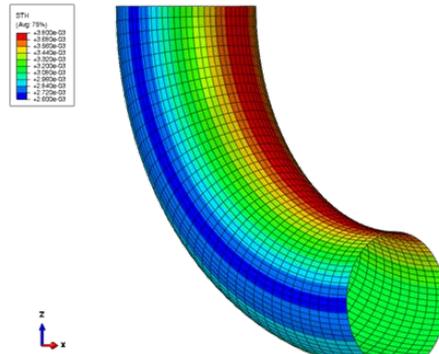


図 3.1.5(2)③-13 エルボ部の板厚分布

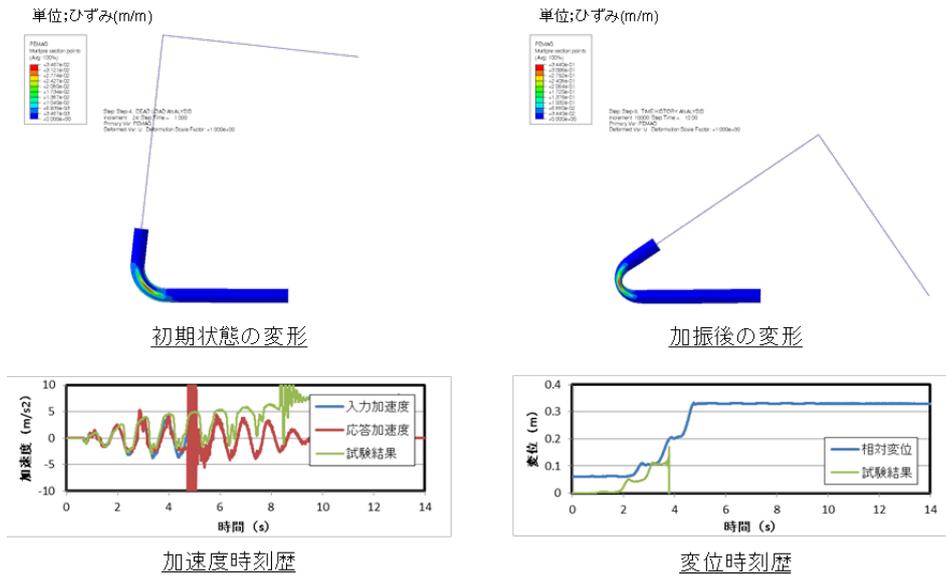
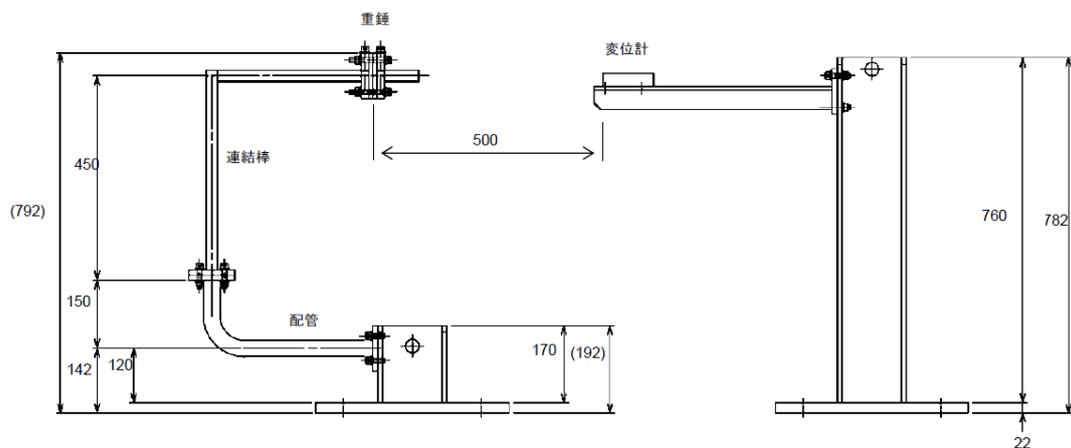


図 3.1.5(2)③-14 再現解析結果

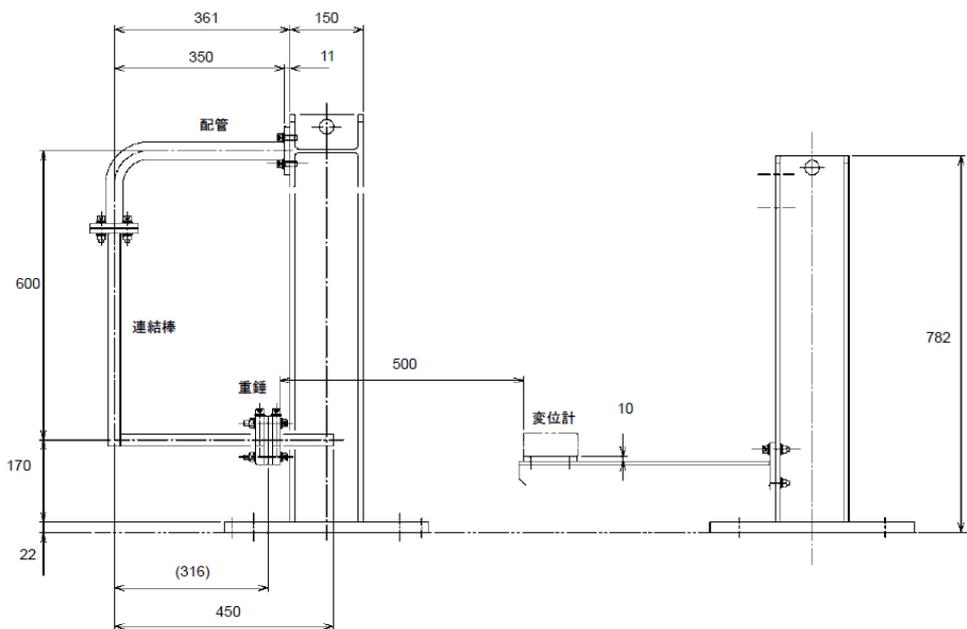
(加速度レベル 3.5m/s^2 、加振振動数 1Hz 、重錘質量 2.24kg)

(e) 試験体および固定架台等の設計、製作

詳細検討結果に基づき試験体および固定架台の設計、製作を行った。倒立型鉛配管試験体の、変位計固定用治具を含む全体組み立て図を図 3.1.5(2)③-15(a)に、懸垂型鉛配管試験体の全体組み立て図を図 3.1.5(2)③-15(b)に示す。



(a) 倒立型鉛配管試験体



(b) 懸垂型鉛配管試験体

図 3.1.5(2)③-15 試験体全体組み立て図

3) 試験条件

模擬材料を用いたエルゴ配管に対する振動試験は H26 年度と H27 年度に実施した。鉛配管を用いた加振試験は既往研究の事例がなかったため、H26 年度の加振試験は予備試験と本試験の 2 回に分けて実施した。予備試験では倒立型鉛配管試験体のみを使用し、製作した試験体を用いた場合の加振試験による崩壊等の破損モードの取得可能性、破損モード取得に必要な加振入力内容（波形種別や入力加速度レベル）、試験体取り扱い上の留意点・改善点など、試験の成立性の確認を主目的とした。本試験では予備試験での知見を踏まえ、入力波や重錘質量等のパラメータを変更し、振動荷重と破損モードとの関係を検討するためのデータの取得を主目的とした。また、本試験では自重の作用方向の影響を調査するために懸垂型鉛配管試験体についての加振も実施した。予備試験の実施時期は平成 26 年 9 月（外気温 24℃～26℃）、本試験の実施時期は平成 26 年 12 月（外気温 8℃～12℃）である。また、H27 年度には、H26 年度に実施した試験結果を踏まえ、倒立型鉛配管試験体の試験データ拡充を目的とした加振試験を実施した。H27 年度実験の実施時期は、平成 27 年 9 月～10 月（外気温 21℃～28.5℃）であった。

入力波は、H25 年度の耐震強度基礎試験の入力波形を踏まえ、2 サイクルの漸増・漸減部を持つ正弦波とし、定常部分の波数は加振目的に応じ 1 波、5 波、10 波、20 波のものを使用した。以下、これらの正弦波をテーパ付き正弦波 1 波、5 波、10 波、20 波と称する。入力波の振動数は、基本的に試験体の応答を増幅させることを意図し、試験体の卓越振動数に近い値を設定した。また、これらの正弦波による加振のほか、地震を想定した入力として 1995 年の兵庫県南部地震で記録された JMA 神戸 NS 波の時間軸を 1/2 に圧縮し、加速度を 2 倍とした波形（以下 JMA 神戸圧縮波）も使用した。図 3.1.5(2)③-16 に試験で使用した波形を示す。重錘質量、加振波の入力レベル等の試験条件は試験時に試行錯誤的に調整した部分があるため、試験結果においてまとめて述べる。いずれの試験体でも内部水は充填しておらず、内圧は負荷していない。模擬材料を用いたエルゴ配管に対する振動試験では、試験継続が不可能な程度の大変形や破断で破損を定義した。

振動台による加振試験の前には試験体を軽く打振し、自由振動を計測することで試験体の卓越振動数を調査した。打診試験および加振試験におけるデータ収録のサンプリング周波数は、H26 年度実験では 500Hz、H27 年度実験では 1kHz とし、いずれの試験でもアンプにおいて 100Hz のローパスフィルタを設定した。

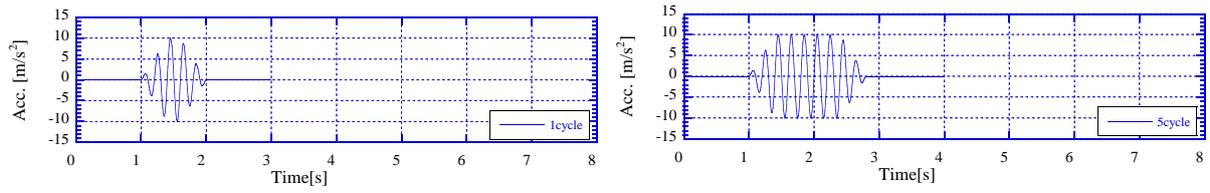
H26 年度実験では、予備試験用の試験体を 4 体、本試験用の試験体を 6 体準備した。以下、予備試験用の試験体は SLS_p01～SLS_p04、本試験用の試験体は SLS_m01～SLS_m06 とする。なお、予備試験実施前には予備試験で目標とする破損モードが取得できない場合は本試験までに試験体形状の変更を検討することとしていたが、後述のように予備試験において崩壊等の破損モードが取得できたため、試験体形状としては予備試験体、本試験体ともに同じである。

H27 年度実験では、全て倒立型鉛配管試験体とし、12 体の試験体を準備した。試験体番号は SLS_m11、SLS_m12、SLS_m14、SLS_m21～SLS_m29 とした。H27 年度実験では、H26 年度実験の倒立型鉛配管試験体の結果を踏まえ、重錘質量と加振振動数を変えた試験を実施し、破損モードと振動荷重の関係について検討するための試験データを取得した。H26 年度実験で

は、入力波の加振振動数は試験体の弾性域卓越振動数よりも低く設定したが、H27 年度実験では、試験体の弾性域卓越振動数よりも入力波の加振振動数が高い領域における加振試験も実施した。この場合、試験体に大きな変形が発生せず、破損に至らない可能性も考慮されたため、定常部の繰り返しサイクル数が 100 サイクルを超えた場合は加振試験を打ち切り、破損は発生しないと定めることとした。

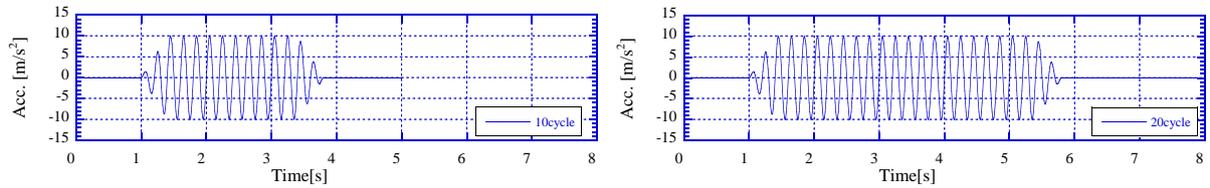
試験体に使用した鉛配管は、強度が低いため崩壊等の大変形を生じても人力でおおむねもとの形状に戻すことができた。このように修復した試験体は加振試験に供する前の状態と比較して断面の偏平化や塑性変形の履歴があるが、振動荷重と破損モードとの関係を検討する知見の拡充のため、変形を修復した試験体（以下修復試験体）に対する加振試験も実施し参考データを取得した。以下、試験体番号に a、b の付記をつけた試験体は、該当する試験体番号の試験体の修復試験体である。また、H27 年度実験の試験体で、x の付記がついている試験体は、該当する試験体番号の試験体で有意な変形が発生しなかったため、異なる試験条件での加振試験に供したものである。各試験体の具体的な試験条件および試験結果は次節にまとめて述べる。

計測は、重錘部の応答変位、振動台上、アンカ部、重錘部等の加速度、配管部のひずみを計測した。計測点を図 3.1.5(2)③-17 に示す。



(i) 定常部 1波

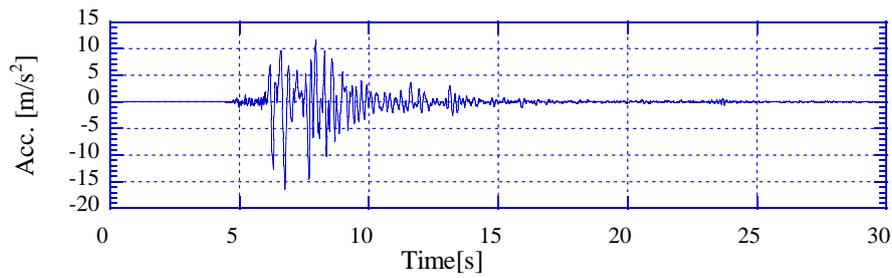
(ii) 定常部 5波



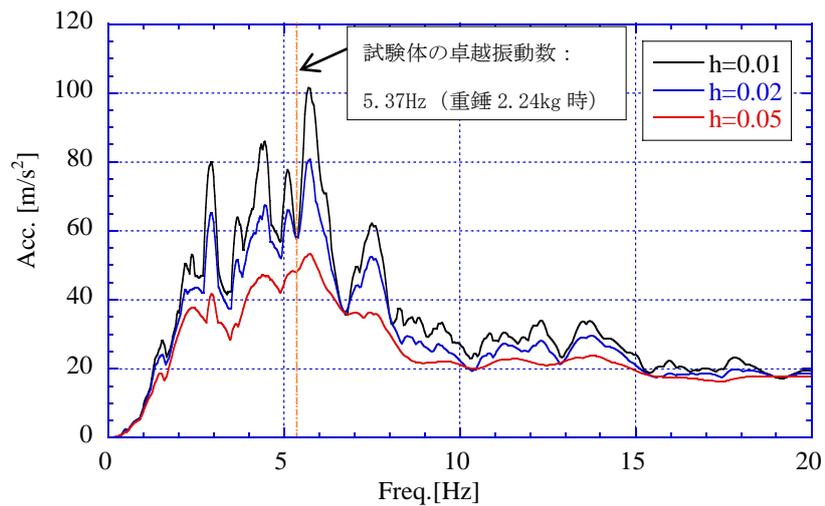
(iii) 定常部 10波

(iv) 定常部 20波

(a) テーパつき正弦波



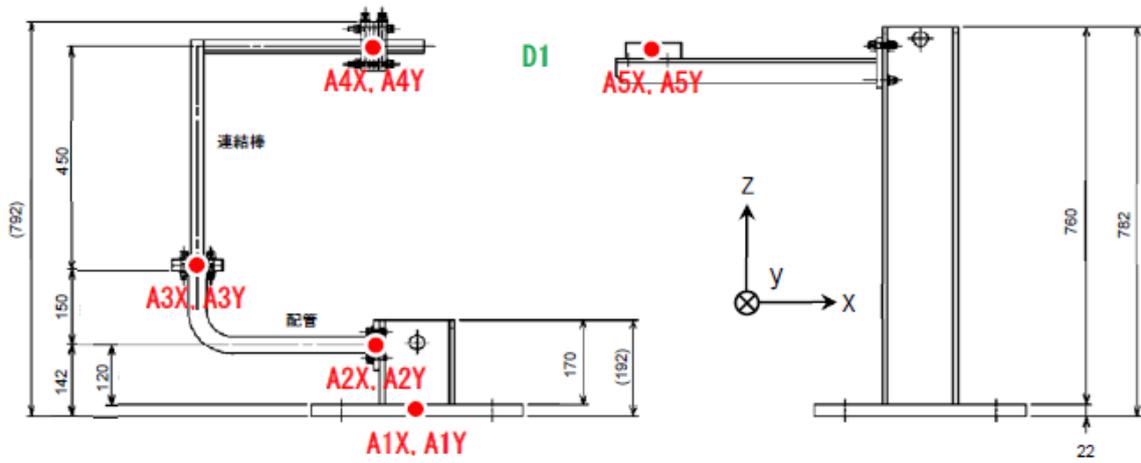
(i) 加速度波形



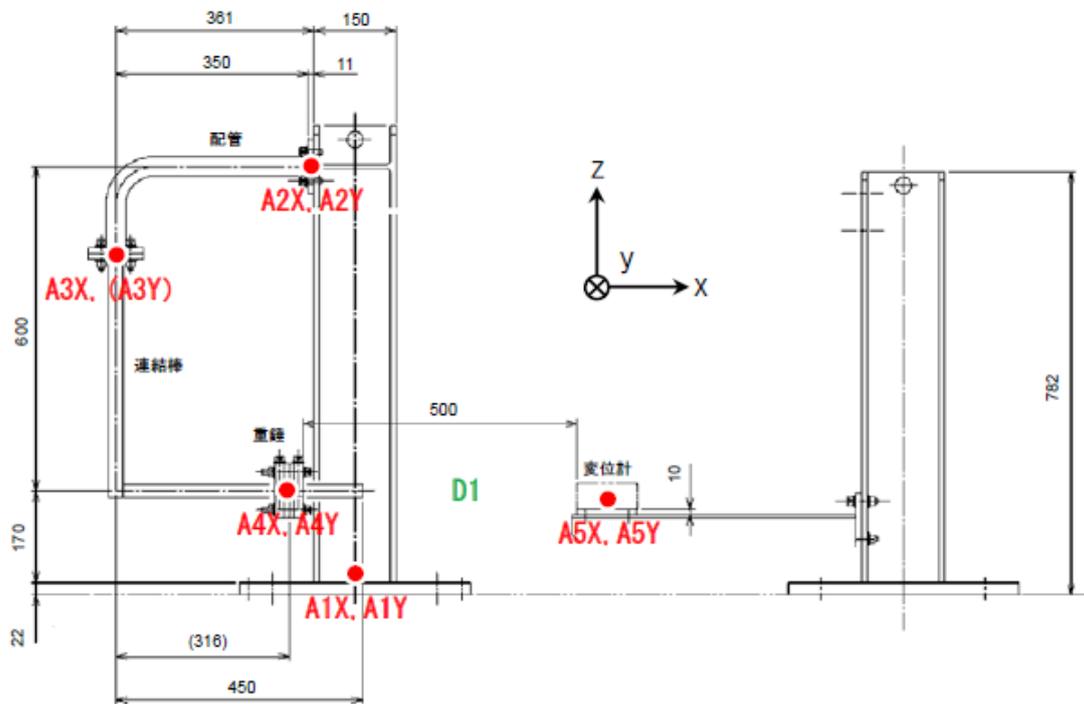
(ii) 加速度応答スペクトル (h:減衰定数)

(b) JMA 神戸圧縮波

図 3.1.5(2)③-16 模擬材料を用いたエルゴ配管に対する振動試験の入力波



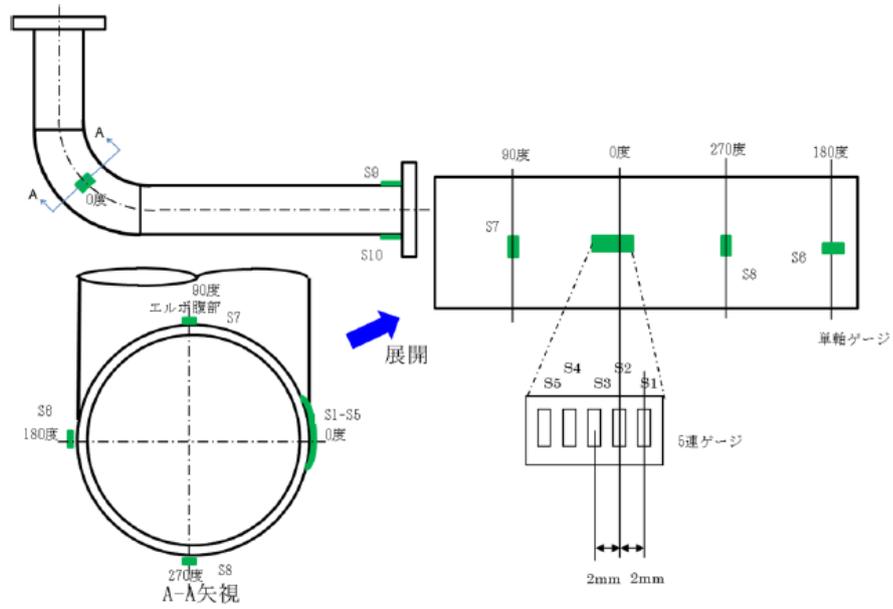
(a) 倒立型鉛配管試験体



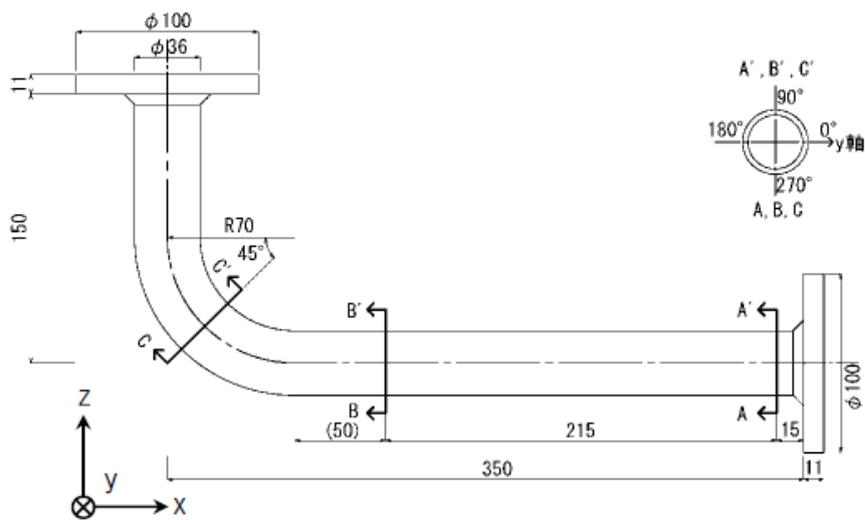
(b) 懸垂型鉛配管試験体

(A : 加速度計、D : 変位計、単位 : mm)

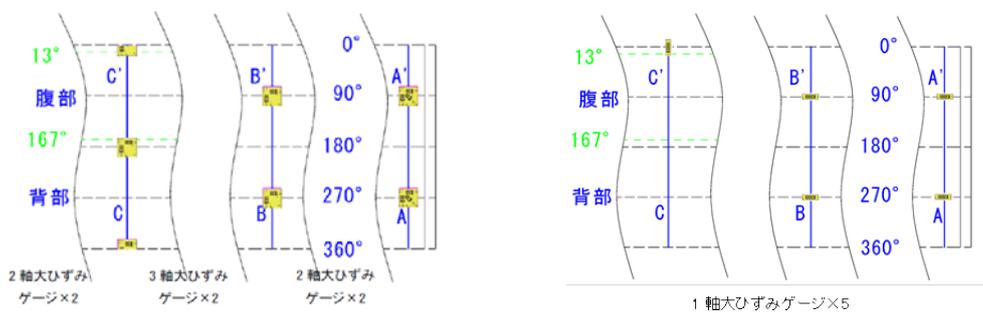
図 3. 1. 5 (2) ③-17 (1/2) 計測点 (加速度計および変位計)



(a) 予備試験時



(i) ひずみ計測断面



a) H26年度本試験時

b) H27年度実験時

(ii) 曲げ配管部 (C-C' 断面) ひずみ計測位置詳細

(b) 本試験時および H27 年度実験時

図 3.1.5(2)③-17 (2/2) 計測点 (ひずみ)

4) 試験結果

(a) H26 年度実験

a) 予備試験

表 3.1.5(2)③-5 に予備試験で実施した加振条件と試験結果をまとめて示す。事前解析で検討した重錘質量は 2.5kg であったが、予備試験前にエルゴ部の板厚計測を実施し、板厚計測結果を反映した FEM 解析に基づき、加振試験における重錘の初期設定値を 2.80kg に変更した(板厚計測結果については Appendix-3.1.5(2)③を参照)。しかし、最初に SLS_p03 に対し重錘 2.80kg を設置して仮組みしたところ、仮組後しばらくしてから静的な釣り合いが保てず自重崩壊が発生した。そのため、予備試験では自重崩壊をしない程度に重錘質量を低減して加振試験を行い、試験が成立する条件を検討することとした。以下、各試験体の試験内容を述べる。

SLS_p01: 重錘質量は 2.08kg とした。打振により計測した卓越振動数は 5.49Hz であった。入力波形はテーパつき正弦波 1 波、加振振動数は 5.5Hz に設定したが、加振波入力の設定ミスにより 4.0Hz の 7m/s^2 のテーパつき正弦波 1 波が入力され、試験体はエルゴを閉じる側に若干の傾斜が生じた。その後、テーパつき正弦波 1 波で、加振振動数 5.5Hz、入力加速度 10m/s^2 の加振を行ったところ、試験体の傾斜が進行したものの自立していた。そのため、続けて入力加速度を 15m/s^2 とした加振を実施した。この加振により傾斜はさらに進行したが自立していたため、加振はその時点で終了し、重錘を少しずつ増加させて静的な崩壊挙動を把握した。その結果、崩壊の生じたときの重錘質量は 2.24kg となった。

SLS_p02: SLS_p01 から重錘質量を増加させ、重錘質量を 2.50kg とした。打振により計測した卓越振動数は 5.25Hz であった。入力波形はテーパつき正弦波 1 波、加振振動数は 5.0Hz とした。入力加速度 15m/s^2 で加振を行ったところ、加振によりエルゴを閉じる方向に残留変形が生じ、大きく傾斜した。加振直後には自立していたが、振動台が停止して数分後に崩壊に至った。

SLS_p03: 重錘質量 2.80kg で設置したところ、試験体仮組中に自重崩壊が発生した。

SLS_p03a: SLS_p03 を修復した試験体であり、重錘質量を 2.24kg とした。打振により計測した卓越振動数は 5.37Hz であった。入力波形は JMA 神戸圧縮波を用い、入力の最大加速度は 16.36m/s^2 とした。図 3.1.5(2)③-18 に、振動台の入力変位、振動台上計測加速度、試験体重錘部の応答変位および応答加速度の計測結果を示す。図 3.1.5(2)③-18 に示すように、試験体は、地震波入力の開始早々から変形し始め、波形の大入力とともに大きく変形して加振中に崩壊に至った。

SLS_p04: 重錘質量は 2.24kg とした。打振により計測した卓越振動数は 5.37Hz であった。入力波は振動数 5Hz のテーパつき正弦波とし、最初にテーパつき正弦波 1 波、入力加速度 15m/s^2 の加振を実施したところ、加振により 10° の傾斜が発生した。続いてテーパつき正弦

波 5 波、入力加速度 10m/s^2 の加振を行ったところ、加振サイクル毎に変形が進行し、最終的に崩壊に至った。加振前、入力加速度 15m/s^2 のテーパつき正弦波 1 波加振後、入力加速度 10m/s^2 のテーパつき正弦波 5 波加振後の試験体状況を図 3.1.5(2)③-19 に示す。

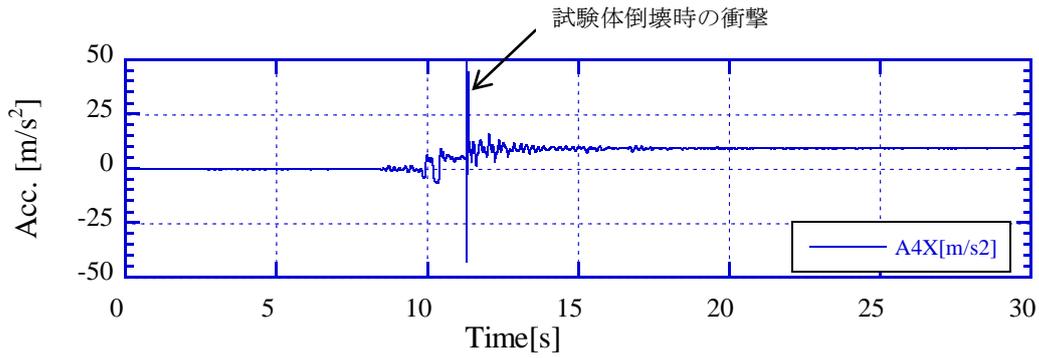
以上の通り、予備試験では鉛配管を試験体とし、自重崩壊に至る限界となる重錘質量、振動荷重による崩壊等の破損モード取得についての知見を得、本試験実施の見通しを得た。

表 3.1.5(2)③-5 予備試験結果

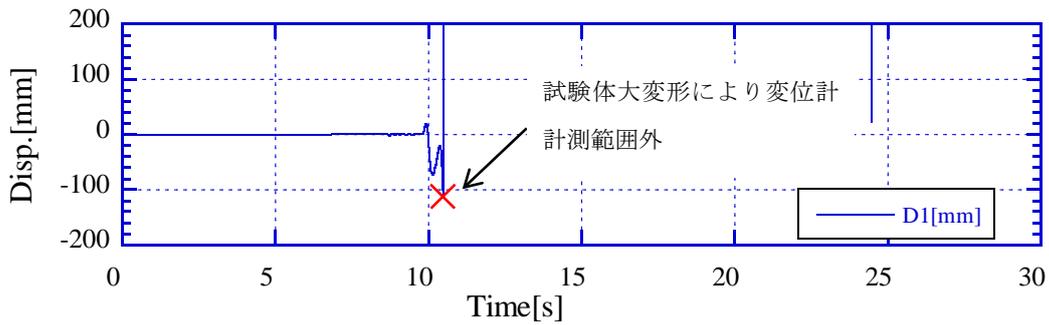
試験体名称	付加質量	卓越振動数	入力波	加振振動数	入力レベル*	試験結果
SLS_p01	2.08kg	5.49Hz	正弦波 1 波	5.5Hz	10m/s^2	若干傾斜
					15m/s^2	大きく傾斜するが自立
SLS_p02	2.50kg	5.25Hz	正弦波 1 波	5Hz	15m/s^2	加振後若干の時間遅れ（数分）で倒壊
SLS_p03	2.80kg	-	-	-	-	試験体設置中に自重倒壊
SLS_p04	2.24kg	5.37Hz	正弦波 1 波	5Hz	15m/s^2	加振後傾斜 (10°)
			正弦波 5 波	5Hz	10m/s^2	加振中に倒壊
SLS_p03a**	2.24kg	5.37Hz	JMA 神戸 圧縮波	-	16.36m/s^2	加振中倒壊

* 入力レベルは振動台の目標加速度

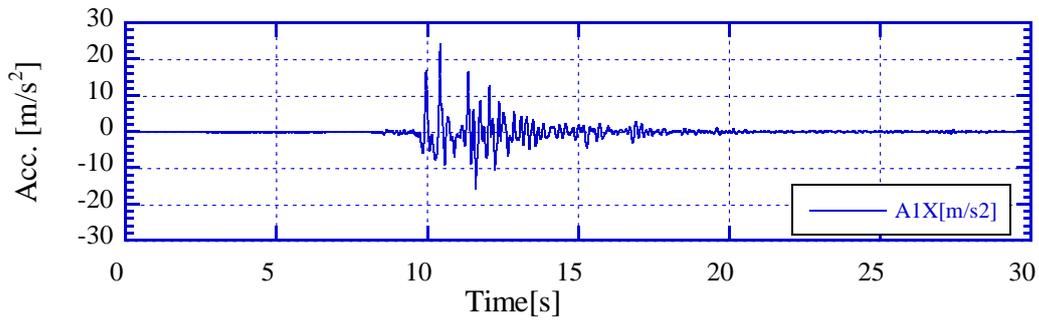
** SLS_p03a は、SLS_p03 の崩壊後、変形を修復した試験体



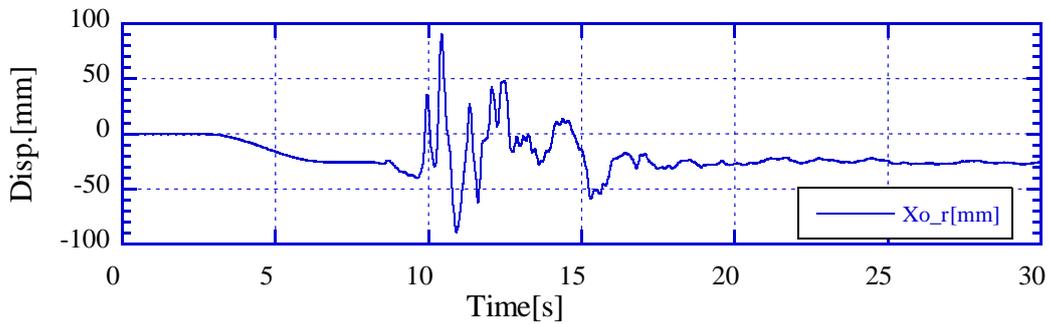
(a) 重錘部応答加速度 (加振方向)



(b) 重錘部応答変位



(c) 振動台上加速度



(注) 加振時は JMA 神戸圧縮波の変位波形を使用して加振。加振中の振動台の最大変位が正負同程度になるよう中立軸をずらした波形としている。

(d) 振動台出力変位

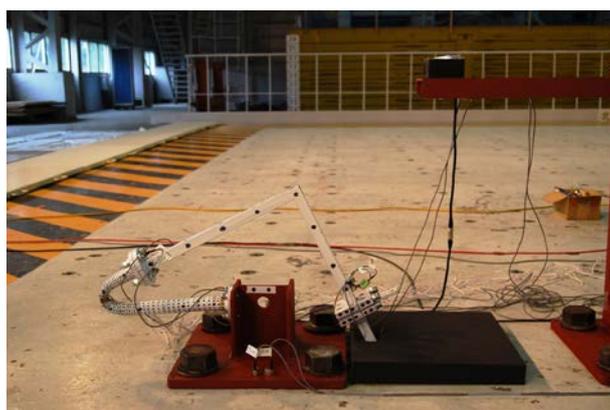
図 3. 1. 5(2) ③-18 SLS_p03a JMA 神戸圧縮波加振時の振動台と重錘部の加速度及び変位



(a) 加振前 (セット状況)



(b) テーパーつき正弦波 1 波、 15m/s^2 加振後



(c) テーパーつき正弦波 5 波、 10m/s^2 加振後 (倒壊)

図 3.1.5(2)③-19 SLS_p04 の試験経過状況

b) 本試験

表 3.1.5(2)③-6 および表 3.1.5(2)③-7 に本試験で実施した加振条件と試験結果をまとめて示す。本試験では、入力波および試験体系（倒立型に対する懸垂型）をパラメータとし、過大な地震荷重に対する破損モードについてのデータを取得した。以下に各試験体の試験内容を述べる。

【倒立型鉛配管試験体】

SLS_m01:重錘質量は 2.24kg とした。打振により計測した卓越振動数は 5.62Hz であった。入力波形は JMA 神戸圧縮波、入力の最大加速度は 16.36m/s^2 とし、予備試験における SLS_p03a に対する正規データの取得を目標とした。加振結果は SLS_p03a と同様、地震波の入力とともに大きく変形して加振中に崩壊に至った。

SLS_m02:重錘質量は 2.24kg とした。打振により計測した卓越振動数は 5.62Hz であった。入力は振動数 5.0Hz のテーパつき正弦波 5 波、入力加速度は 7m/s^2 とした。加振に伴いエルボが閉じる方向に変形が累積し、テーパつき正弦波 5 波の 2 回目の入力終了後、崩壊に至った。崩壊までの正弦波定常部の入力サイクル数は 10 波であった。

SLS_m03: 重錘質量は 2.24kg とした。打振により計測した卓越振動数は 5.62Hz であった。入力は振動数 1.0Hz のテーパつき正弦波 5 波、入力加速度は 3.5m/s^2 とした。本試験体では試験体の弾性域の卓越振動数より入力波の加振振動数を大幅に下げた入力としたが、他の試験体と同様加振に伴いエルボが閉じる方向に変形が累積し、1 回目の入力の最終サイクルで崩壊に至った。崩壊までの正弦波定常部の入力サイクル数は 5 波であった。

SLS_m03a: SLS_m03 を修復した試験体であり、重錘質量は 2.24kg とした。打振により計測した卓越振動数は 5.37Hz であった。入力波は振動数 5.0Hz のテーパつき正弦波 5 波および 10 波、入力加速度は 3.5m/s^2 とした。加振の結果、加振に伴いエルボが閉じる方向に変形が累積し、正弦波定常部の入力サイクル数 30 波で崩壊に至った。

SLS_m04: 重錘質量は 2.08kg とした。打振により計測した卓越振動数は 5.83Hz であった。入力波は JMA 神戸圧縮波、入力の最大加速度は 16.36m/s^2 であり、SLS_m01 に対し、重錘質量を低減した条件の加振としたが、破損モードは SLS_m01 とほぼ同様であり、地震波の入力とともに大きく変形して加振中に崩壊に至った。

SLS_m04a: SLS_m04 を修復した試験体であり、重錘質量は 2.24kg とした。打振により計測した卓越振動数は 5.62Hz であった。入力波は振動数 3.0Hz のテーパつき正弦波 5 波、入力加速度は 3.5m/s^2 とした。加振に伴いエルボが閉じる方向に変形が累積し、正弦波定常部の入力サイクル数 10 波で崩壊に至った。

SLS_m04b: SLS_m04a を修復した試験体であり、重錘質量は 2.24kg とした。打振により計測

した卓越振動数は 5.37Hz であった。入力波は振動数 2.0Hz のテーパつき正弦波 5 波および 20 波、入力加速度は 3.5m/s^2 とした。加振に伴いエルボが閉じる方向に変形が累積し、正弦波定常部の入力サイクル数 13 波で崩壊に至った。

【懸垂型鉛配管試験体】

SLS_m05: 重錘質量は 2.24kg とした。打振により計測した卓越振動数は 5.62Hz であった。入力波は JMA 神戸圧縮波、入力の最大加速度は 16.36m/s^2 であり、SLS_m01 に対し試験体系を反転させた条件である。加振により、水平配管が垂れ下がり、かつエルボ部が開く方向の大変形を生じた。図 3.1.5(2)③-20 に加振前後の試験体状況を示す。図 3.1.5(2)③-20 に示すように、試験体にはアンカ部、エルボ部ともに、多数の塗装のひび割れが周方向に生じており、試験体の軸方向に大きな伸び変形が生じたことを示している。変形後、同一の入力で加振を行ったところ、変形がさらに増加した。

SLS_m05a: SLS_m05 を修復した試験体である。倒立型鉛配管試験体では、エルボの角度は初期状態と同様になるよう、曲げ角度がほぼ 90° となるように修復したが、SLS_m05a では水平配管の垂れ下がりのみ修復し、エルボの開き角度は SLS_m05 の試験結果のまま、約 114.5° に開いた状態にして加振試験を実施した (図 3.1.5(2)③-21)。打振により計測した卓越振動数は 5.62Hz であった。最初に、SLS_m03 と比較するため、振動数 1.0Hz のテーパつき正弦波 5 波、入力加速度 3.5m/s^2 の入力波により加振を実施したが、試験体はほとんど応答せず、変化は生じなかった。その後、5.0Hz のテーパつき正弦波 5 波、入力加速度 10m/s^2 の入力波により加振を実施したところ、水平配管が垂れ下がり、かつエルボ部は閉じる方向への変形が生じた。

SLS_m06: 重錘質量は 2.08kg とした。打振により計測した卓越振動数は 5.86Hz であった。入力波は JMA 神戸圧縮波、入力の最大加速度は 16.36m/s^2 であり、SLS_m04 に対し、試験体系を反転させた条件である。加振結果は、SLS_m05 と同様、試験体全体の大変形となった。

SLS_m06a: SLS_m06 を修復した試験体である。SLS_m06a では、水平配管の垂れ下がり とエルボの開き角の両方を修復し、おおむね 90° の曲げ角度とした。また、重錘の設置位置を連結管の先端側に 80mm 移動させ、エルボの開き変形が生じやすい条件とした。重錘質量は 2.24kg とした。打振により計測した卓越振動数は 5.37Hz であった。入力波は JMA 神戸圧縮波、入力の最大加速度は 16.36m/s^2 とした。加振結果は、懸垂型の他の試験体と同様、試験体全体の大変形であった。地震波による加振後、5Hz のテーパつき正弦波 5 波により加振を実施した結果、全体の変形は進行したが、試験体の破断などの新たな破壊は生じなかった。

表 3.1.5(2)③-6 本試験結果 (倒立型鉛配管試験体)

試験体名称	重錘 質量	卓越 振動数	入力波	加振 振動数	入力 レベル*	試験結果
SLS_m01	2.24kg	5.62Hz	JMA 神戸 圧縮波	-	16.36m/s ²	ラチェット崩壊 (加振中)
SLS_m02	2.24kg	5.62Hz	正弦波 5 波	5Hz	7m/s ²	ラチェット崩壊 (10 サイクル)
SLS_m03	2.24kg	5.62Hz	正弦波 5 波	1Hz	3.5m/s ²	ラチェット崩壊 (5 サイクル)
SLS_m04	2.08kg	5.83Hz	JMA 神戸 圧縮波	-	16.36m/s ²	ラチェット崩壊 (加振中)
SLS_m03a**	2.24kg	5.37Hz	正弦波 5 波 および 10 波	5Hz	3.5m/s ²	ラチェット崩壊 (30 サイクル)
SLS_m04a**	2.24kg	5.62Hz	正弦波 5 波	3Hz	3.5m/s ²	ラチェット崩壊 (10 サイクル)
SLS_m04b**	2.24kg	5.37Hz	正弦波 5 波 および 20 波	2Hz	3.5m/s ²	ラチェット崩壊 (13 サイクル)

* 入力レベルは振動台の目標加速度

** SLS_m03a、SLS_m04a は、それぞれ SLS_m03、SLS_m04 の崩壊後、変形を修復した試験体。

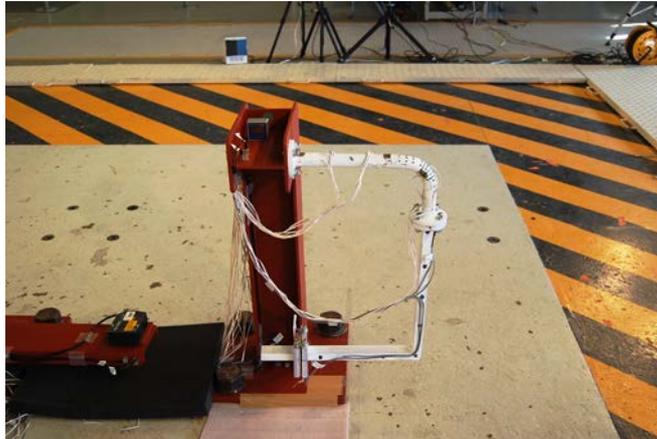
SLS_m04b は、SLS_m04a の崩壊後、再度変形を修復した試験体。

表 3.1.5(2)③-7 本試験結果 (懸垂型鉛配管試験体)

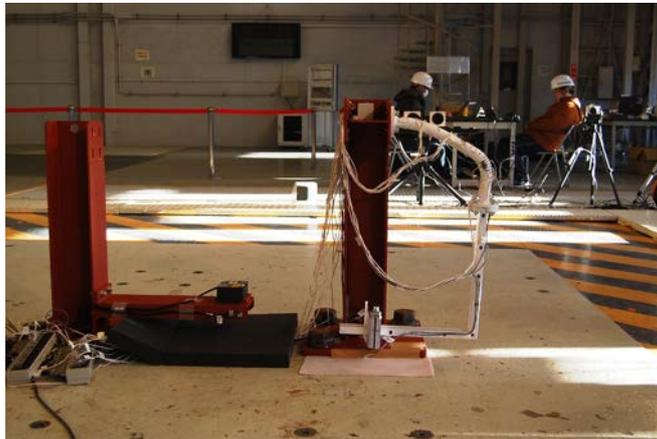
試験体名称	重錘 質量	卓越 振動数	入力波	加振 振動数	入力 レベル*	試験結果
SLS_m05	2.24kg	5.62Hz	JMA 神戸 圧縮波	-	16.36m/s ²	全体に大変形 (2回加振、変形 進行)
SLS_m06	2.08kg	5.86Hz	JMA 神戸 圧縮波	-	16.36m/s ²	全体に大変形
SLS_m05a**	2.24kg	5.62Hz	正弦波 5 波	1Hz	3.5m/s ²	ほぼ応答せず
			正弦波 5 波	5Hz	10m/s ²	主に水平配管の 変形進行
SLS_m06a**	2.24kg 設置位置 +80mm	5.37Hz	JMA 神戸 圧縮波	-	16.36m/s ²	曲げ配管の 開き変形
			正弦波 5 波	5Hz	10m/s ²	曲げ配管の 開き変形進行

* 入力レベルは振動台の目標加速度

** SLS_m05a、SLS_m06a は、それぞれ SLS_m05、SLS_m06 の大変形後、変形を修復した試験体。



(a) 加振前 (セット状況)



(b) JMA 神戸圧縮波加振後



(i) アンカ部



(ii) エルボ部

(c) JMA 神戸圧縮波加振後・アンカ部および曲がり配管部拡大

図 3.1.5(2)③-20 SLS_m05 の加振前後の状況



図 3.1.5(2)③-21 SLS_m05 の修復状況 (SLS_m05a 加振前)

予備試験、本試験の結果から、加振試験により得られた破損モードは、倒立型鉛配管試験体においては加振ごとにエルボの閉じる側に変形が累積し、最終的に重力の影響で $P-\delta$ 効果により崩壊する破損モードであった。以下この破損モードをラチェット崩壊と称する。テーパーつき正弦波 1 波の加振中に崩壊に至るような初通過破壊、あるいは座屈変形は今回実施した加振試験の中では発生しなかった。重錘質量を変化させて試験を行った結果、質量を軽くするに従いラチェット崩壊に要する繰り返し数は増加する傾向が確認された。また、同一の重錘質量では、入力加速度を増加させるに伴いラチェット崩壊に要する繰り返し数は減少した。一方、重錘質量 2.24kg、加振波の入力加速度 3.5m/s^2 の加振については、入力波の加振振動数を変化させた試験を実施した。その結果を図 3.1.5(2)③-22 に示す。一般に加振試験で構造物を破損させる場合、構造物の卓越振動数に近く、かつ加速度の大きい入力力が構造物に損傷を生じやすい加振であると考えられるが、図 3.1.5(2)③-22 に示すように、入力加速度を 3.5m/s^2 で統一した場合、崩壊までの繰り返しサイクル数が最も少ない加振は加振振動数 1Hz で加振した場合であり、試験体の卓越振動数に近い 5Hz の加振が最も崩壊までの繰り返しサイクル数を要するという結果になった。この結果は、既往の実機材料を用いた配管系に対する弾塑性応答を含む振動試験の知見からは予測の難しかった点であり、H27 年度実験における検討課題とした。懸垂型鉛配管試験体では加振試験により得られた破損モードは試験体全体の大変形であり、破断等は生じなかった。また、懸垂型鉛配管試験体の場合は、1Hz の入力では試験体がほとんど応答せず、試験体に有意な変形は発生しなかった。倒立型と懸垂型とで入力波に対する応答性状、最終破損モードは異なる結果となっており、構造物の破損モードには重力の作用方向なども大きな影響を持つと考えられる。

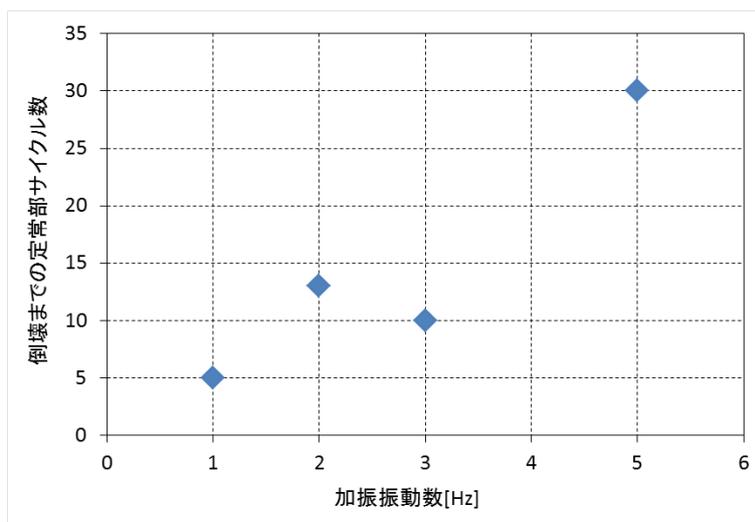


図 3.1.5(2)③-22 倒立型試験体、重錘 2.24kg、入力加速度 3.5m/s^2 の条件における加振振動数と倒壊までの定常部サイクル数の関係

(b) H27 年度実験

H27 年度実験では、H26 年度の倒立型鉛配管試験体における重錘 2.24kg の条件を基本とし、加振振動数や重錘質量を変化させた加振試験を計画したが、重錘 2.24kg の条件で試験を準備している最中に試験体が自重崩壊を起こす事象が発生したため、重錘を 2.0kg 以下に軽減した加振試験を中心に行った。H27 年度実験の試験条件と試験結果を重錘質量で分類して表 3.1.5(2)③-8 にまとめる。入力波は全てテーパ付き正弦波を使用した。また、入力加速度レベルは全て 3.5m/s^2 とした。H27 年度実験では正弦波の定常部 100 サイクル以上を入力しても破損が生じない場合は損傷なしとして加振を打ち切った。H27 年度実験においても、一部の試験体では崩壊発生後の変形を修復して加振試験に供した。表 3.1.5(2)③-8 に示した試験体のうち、試験体番号の末尾に“a”のついている試験体が修復試験体である。修復した試験体で加振試験を実施した後、同条件で無垢材の試験体を用いた加振試験を行った場合、表 3.1.5(2)③-8 には無垢材の試験結果を掲載した。また、表 3.1.5(2)③-8 に示した試験体のうち、試験体番号の末尾に“x”のついている試験体は、末尾に“x”のついていない同名の試験体を損傷なしとして加振を打ち切っており、そのまま修復を行わずに試験条件を変更し、異なる条件の加振試験を行ったものである。

破損までの加振を行った試験体で確認された破損モードは全てラチェット崩壊であった。ラチェット崩壊に至る過程は H26 年度実験と同様であるため、個々の試験体挙動の詳細については割愛する。以下では H26 年度実験、H27 年度実験の倒立型鉛配管試験体から得られた結果についてまとめて考察する。

図 3.1.5(2)③-23(a)～(d)に、入力加速度 3.5m/s^2 のテーパ付き正弦波加振について、重錘質量別に加振振動数と破損モード発生までの正弦波定常部サイクル数を整理した図を示す。図中、白抜きのプロットは破損モードの発生前に加振を打ち切ったものである。なお、重錘質量 1.50kg、加振振動数 1Hz の加振 (SLS_m28a) は、図 3.1.5(2)③-23(d)には載せていない。この試験体は、表 3.1.5(2)③-7(2/2)に示したとおり、定常部サイクル数 10 サイクルで加振を打ち切ったが、これは加振試験時に設備の運転終了時刻となり試験を終了したものであり、損傷モードの発生有無を調査できていないためである。しかしながら加振を打ち切った段階で有意な変形は生じておらず、ラチェット崩壊までには相当数の繰り返しが必要となったと推測される。図 3.1.5(2)③-23(a)、(b)に示すように、重錘質量 2.24kg および 2.00kg では、H26 年度実験結果と同様、加振振動数の低下に伴いラチェット崩壊発生までの定常部サイクル数は低下する傾向が認められる。一方、重錘質量 1.50kg と 1.02kg では、破損モード発生までのサイクル数は 3Hz～4Hz 前後で極小値となり、それ以下の加振振動数では再び増加する傾向があった。また、いずれの重錘質量条件においても、弾性域の卓越振動数より大きい加振振動数では、卓越振動数より小さい加振振動数で加振したケースよりも破損モードが発生するまでの繰り返し数は増加するか、有意な変形が発生せず加振を打ち切る結果となった。図 3.1.5(2)③-24 に、入力波の加振振動数を試験体の卓越振動数に対する比 (以下振動数比) で整理した結果を示す。図より、振動数比が 1 以上の場合、重錘質量 2.24kg の 1 ケース以外では破損が発生していないことがわかる。また、崩壊した 2.24kg のケースについては、後述するように H26 年度実験と比較して設置した重錘質量により自重崩壊のしやすい状況にあったと考えられ、H27 年度実験で使用した鉛配管の強度に即した重錘

質量とした場合は自重崩壊が発生しにくく、振動数比 1 以上の加振では崩壊が発生しなかった可能性が考えられる。

図 3.1.5(2)③-25 に、重錘質量 2.00kg の試験体の入力加速度(A1X)と重錘部応答加速度(A4X)の時刻歴波形を、また、図 3.1.5(2)③-26 に、重錘質量 1.50kg の試験体の A1X と A4X の時刻歴波形を示す。図 3.1.5(2)③-25 に示したように、重錘質量 2.00kg では加振振動数 1Hz の加振においては試験体の塑性化に伴い卓越振動数が大きく低下し、加振振動数とほぼ一致したため試験体の応答が進み、少ないサイクル数でラチェット崩壊が発生したと考えられる。加振振動数 2Hz の加振でも類似の現象が発生しているが、加振振動数が高くなるに従い加振振動数と試験体の弾塑性域の卓越振動数が離れ、試験体の応答が抑制されること、また、交番荷重の性質上加振振動数が高くなると一方向への荷重の作用時間が短くなること等からラチェット崩壊までのサイクル数が多くなったと考えられる。加振振動数 8Hz の加振では、加振振動数が弾性域の試験体卓越振動数よりも高く、試験体は入力波と同じ振動数で振動するのみで大きな塑性変形が生じず、破損が発生しなかったと考えられる。一方、図 3.1.5(2)③-26 に示したように、重錘質量 1.50kg の場合、加振振動数 1Hz の加振では弾性域の卓越振動数と加振振動数が離れていたため初期の試験体応答が比較的小さく、試験体の塑性化がほぼ進行しなかったことから試験体の塑性化に伴う卓越振動数の低下がほとんど生じず、試験体は入力加速度とほぼ同じ動きをしたと考えられる。重錘質量 1.50kg の場合は、加振振動数 3Hz の加振が試験体の弾塑性域の卓越振動数に近く、他の加振振動数による加振と比較し少ないサイクル数でラチェット崩壊が発生したと考えられる。加振振動数が弾性域の試験体卓越振動数よりも高い 8Hz の入力に対する試験体応答は重錘質量 2.00kg の場合と同様である。

H27 年度実験では、本節の冒頭で述べたように、当初 H26 年度実験と同様重錘 2.24kg の条件を基本として試験を準備したが、複数の試験体で試験体設置後の加振準備中に自重崩壊が発生した。この要因としては、H26 年度の試験体と比較して H27 年度の試験体の降伏応力が低かった可能性が考えられる。製作物としてのロットの違いによるばらつきに加え、鉛の降伏応力には温度依存性があるため、H26 年度と比較して加振試験実施時の気温が高かった H27 年度の試験では、使用した鉛配管の降伏応力が低くなった可能性がある。鉛降伏応力の温度依存性については Appendix-3.1.5(2)③に示すが、この点を踏まえるとロットの違いによる降伏応力のばらつきがなかったとしても、H26 年度実験の本試験時(外気温 8℃)と H27 年度実験の最高気温時(外気温 28.5℃(最高時))では降伏応力に 20%程度の差が生じることとなり、試験結果の評価には外気温の影響を考慮する必要があると考えられる。これは、本研究で提案したような鉛配管を用いた試験手法を適用する際に留意すべき点の一つとして挙げられる。

表 3.1.5(2)③-8 H27 年度実験結果 (倒立型鉛配管試験体) (1/2)

試験体名称	重錘 質量	卓越 振動数	入力波	加振 振動数	入力 レベル*	試験結果
SLS_m11	2.24kg	5.37Hz	正弦波 5 波	2Hz	3.5m/s ²	ラチェット崩壊 (5 サイクル)
SLS_m12		5.37Hz	正弦波 5 波	3Hz		ラチェット崩壊 (5 サイクル)
SLS_m14a		5.13Hz	正弦波 20 波	8Hz		ラチェット崩壊 (20 サイクル)
SLS_m23	2.00kg	5.62Hz	正弦波 5 波	1Hz	3.5m/s ²	ラチェット崩壊 (4 サイクル)
SLS_m22		5.62Hz	正弦波 5 波	2Hz		ラチェット崩壊 (5 サイクル)
SLS_m21ax		5.62Hz	正弦波 5 波	3Hz		ラチェット崩壊 (8 サイクル)
SLS_m24		5.62Hz	正弦波 5 波	5Hz		ラチェット崩壊 (10 サイクル)
SLS_m21a		5.62Hz	正弦波 20 波	8Hz		100 サイクル打ち切り (損傷なし)

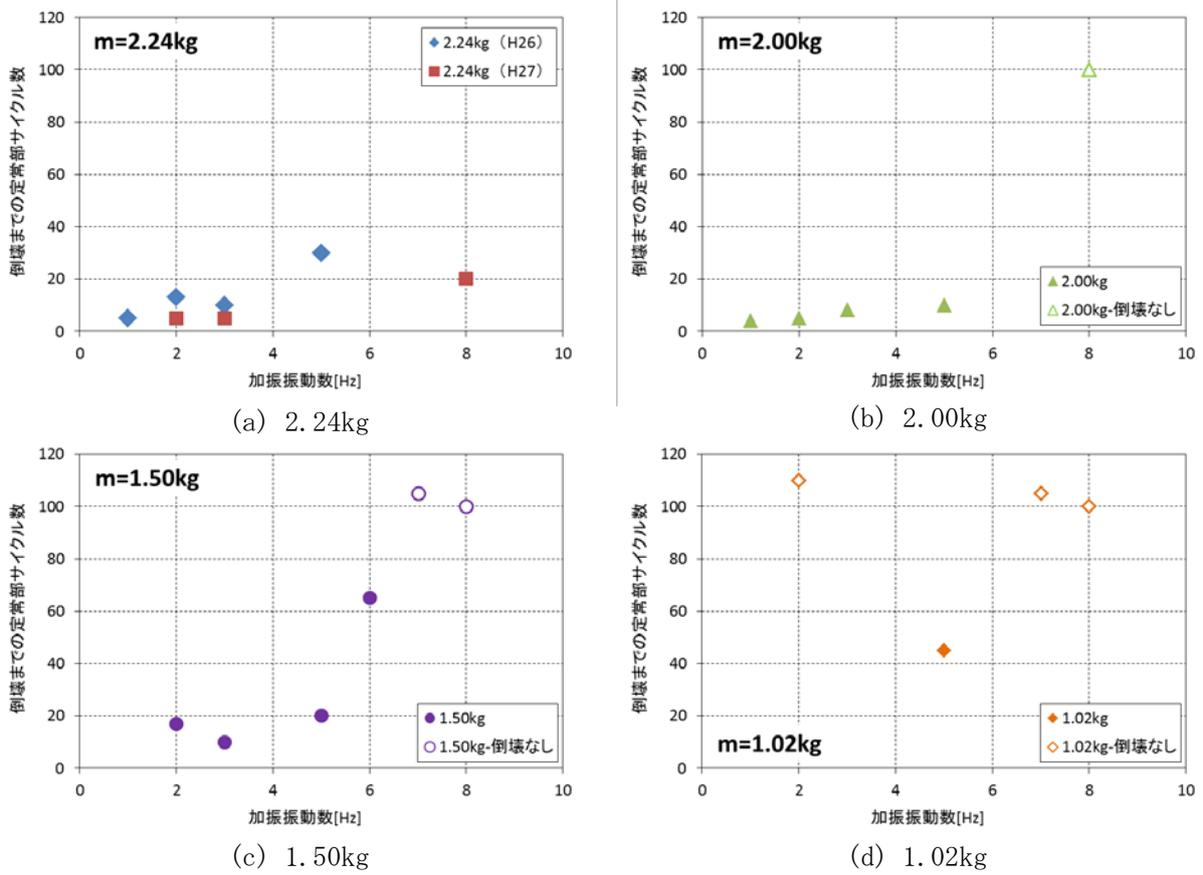
* 入力レベルは振動台の目標加速度

表 3.1.5(2)③-8 H27 年度実験結果（倒立型鉛配管試験体）（2/2）

試験体名称	重錘 質量	卓越 振動数	入力波	加振 振動数	入力 レベル*	試験結果
SLS_m28a	1.50kg	6.10Hz	正弦波 5 波	1Hz	3.5m/s ²	10 サイクル打ち切り 有意な変形なし (注)
SLS_m26		6.23Hz	正弦波 5 波	2Hz		ラチェット崩壊 (17 サイクル)
SLS_m12a		6.10Hz	正弦波 5 波	3Hz		ラチェット崩壊 (10 サイクル)
SLS_m27		6.23Hz	正弦波 5 波	5Hz		ラチェット崩壊 (20 サイクル)
SLS_m29b		6.23Hz	正弦波 5 波 および 20 波	6Hz		ラチェット崩壊 (65 サイクル)
SLS_m29a		6.23Hz	正弦波 20 波	7Hz		105 サイクル打ち切り (損傷なし)
SLS_m29		6.35Hz	正弦波 20 波	8Hz		100 サイクル打ち切り (9.4° 閉じ側変形)
SLS_m25	1.02kg	7.08Hz	正弦波 5 波 および 20 波	2Hz	3.5m/s ²	110 サイクル打ち切り (損傷なし)
SLS_m28		7.08Hz	正弦波 5 波 および 20 波	5Hz		ラチェット崩壊 (45 サイクル)
SLS_m25ax		6.96Hz	正弦波 5 波 および 20 波	7Hz		105 サイクル打ち切り (8.5° 開き側変形)
SLS_m25a		6.96Hz	正弦波 20 波	8Hz		100 サイクル打ち切り (損傷なし)

* 入力レベルは振動台の目標加速度

(注) SLS_m28a は、試験装置の運転終了時刻となったため加振を打ち切った。



* 白抜ききのマークは打ち切り時のサイクル数

図 3. 1. 5 (2) ③-23 倒立型鉛配管試験体の加振振動数と倒壊までの定常部サイクル数の関係 (重錘質量別)

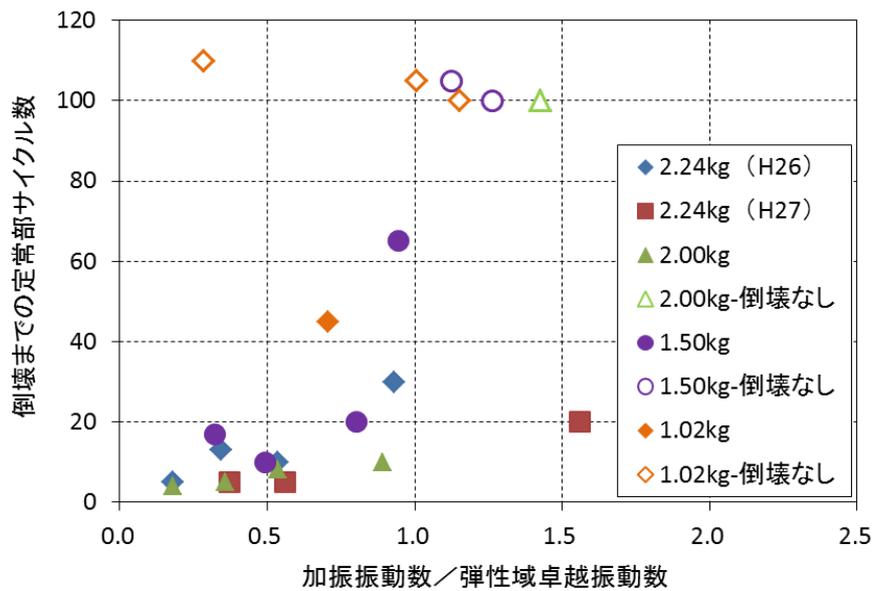


図 3. 1. 5 (2) ③-24 振動数比で整理した倒壊までの定常部サイクル数

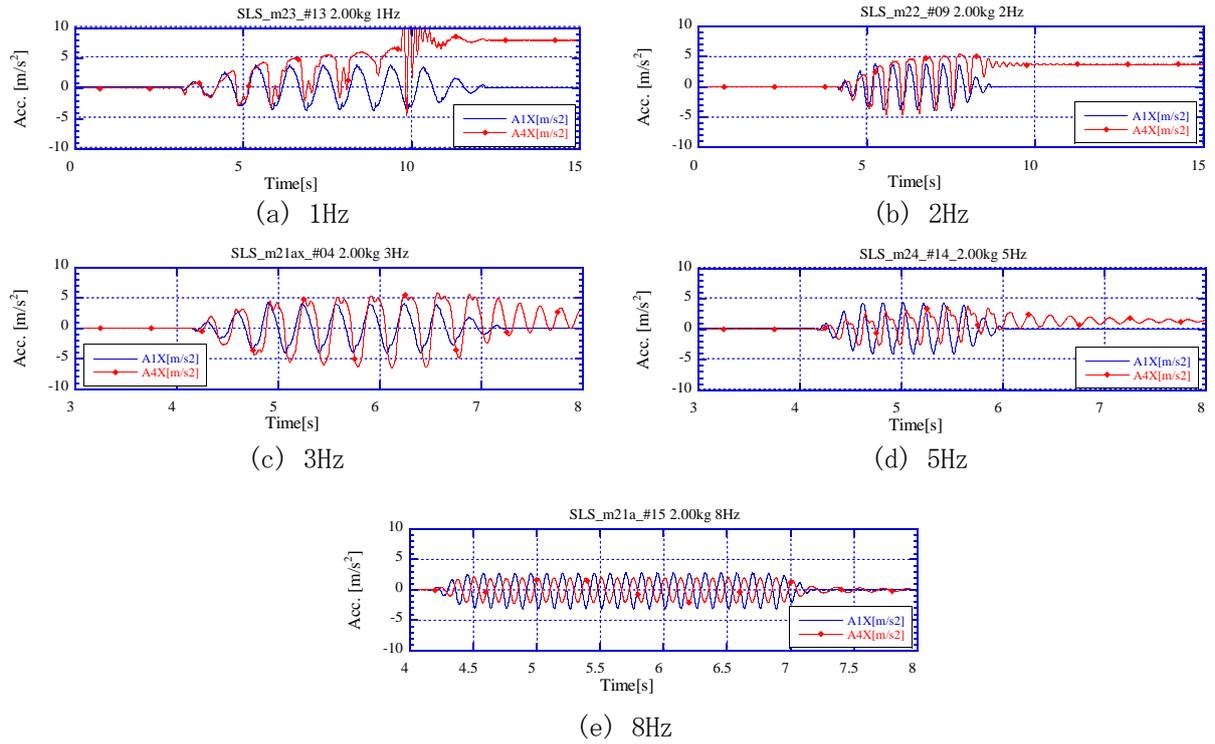


図 3. 1. 5 (2) ③-25 重錘質量 2. 00kg の試験体の入力加速度と重錘部応答加速度 (加振振動数別)

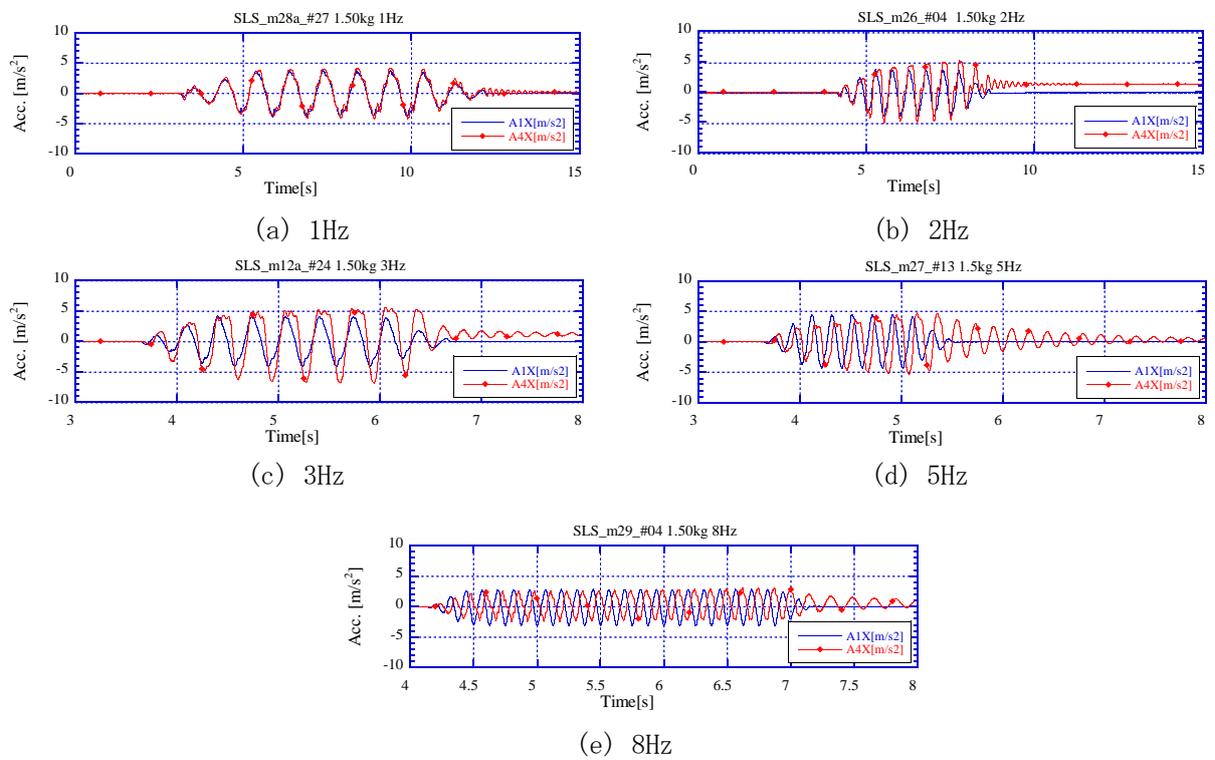


図 3. 1. 5 (2) ③-26 重錘質量 1. 50kg の試験体の入力加速度と重錘部応答加速度 (加振振動数別)

5) まとめ

模擬材料を用いたエルボ配管に対する振動試験では、主として配管のような構造体において塑性崩壊等の疲労損傷以外の破損モードを実験的に取得することを目的とし、試験体に鉛配管を用いた加振試験を実施した。加振試験の結果、試験体の変形に対して自重が不安定な方向に作用するような形状である倒立型鉛配管試験体では、破損モードとして加振とともに変形が累積し、変形限界で $P-\delta$ 効果により崩壊するというラチェット崩壊が得られた。一方、自重が安定な方向に作用するような形状である懸垂型鉛配管試験体については、試験体全体がゆがむような大変形が破損モードとして得られた。いずれの試験体においても破断は生じなかった。

模擬材料として鉛配管を用いた振動試験手法は、金属材料の微視的構造に依存する破損モードの調査には適用できない、外気温の影響などを考慮する必要があるなどの特徴があるが、実機配管を用いた振動試験と比較し、巨大地震荷重下における構造物の巨視的な破損モードを広汎に調査するには有用な手法であると考えられる。

参考文献

- [1] 神戸工業試験場：試験報告書 鉛・鉛アンチモン合金材料試験、報告書番号 I014-0014、2015、p9.

④ 耐震強度試験結果の評価

耐震強度試験を通じ、得られた破損モードは疲労損傷、ラチェット崩壊、大変形の3種類であった。ラチェット崩壊を生じた試験体(倒立型鉛配管試験体)と大変形を生じた試験体(懸垂型鉛配管試験体)では、試験条件の違いは重力の作用方向のみである。既往研究でラチェット崩壊に類似した破損モードが報告されている事例^[1]でも試験体形状は倒立型であり、重力の作用方向は配管系の破損モードを決定する重要な因子の一つであると考えられる。

図 3.1.5(2)④-1 に示すような円筒では、断面係数 Z および塑性断面係数 Z_p は以下の式で与えられる。

$$Z = \frac{\pi}{32} \left(\frac{D_o^4 - D_I^4}{D_o} \right) \quad 3.1.5(2)\text{-}\text{④}\text{-}(1)$$

$$Z_p = \frac{D_o^3}{6} \left\{ 1 - \left(1 - \frac{2t}{d} \right)^3 \right\} \quad 3.1.5(2)\text{-}\text{④}\text{-}(2)$$

また、降伏モーメント M_y および全塑性モーメント M_p は以下の式で与えられる。

$$M_y = Z\sigma_y \quad 3.1.5(2)\text{-}\text{④}\text{-}(3)$$

$$M_p = Z_p\sigma_y \quad 3.1.5(2)\text{-}\text{④}\text{-}(4)$$

ここで、 D_o : 管の外径[mm]、 t : 管の肉厚[mm]、 D_I : 管の内径 ($D_o - 2t$) [mm]、 σ_y : 降伏応力[MPa]。表 3.1.5(2)④-1 に炭素鋼配管を用いた試験体および鉛配管を用いた試験体について、これらの特性値の算出結果を示す。表 3.1.5(2)④-1 に示すように、本研究で用いた配管形状の場合、 M_p/M_y は 1.36~1.38 となった。

設計・建設規格^[2]では、3.1.5(2)①で述べたとおり、以下の式で一次応力 (S_{prm}) を算出している。

$$S_{prm} = B_1 \cdot \frac{PD_0}{2t} + B_2 \cdot \frac{M_{ip}}{Z_i} \quad 3.1.5(2)\text{-}\text{④}\text{-}(5)$$

ここで、 B_1 、 B_2 : 応力係数、 P : 内圧、 D_0 : 外径、 t : 肉厚、 Z_i : 管の断面係数、 M_{ip} : 管の機械的荷重 (地震による慣性力を含む) による曲げモーメント。

炭素鋼配管を用いた試験体および鉛配管を用いた試験体について、この算定式に基づき算出した自重と内圧による初期状態におけるエルボ部の一次応力と、一次応力の降伏応力に対する比 (S_{prm}/σ_y) を表 3.1.5(2)④-2 に示す。ここで、炭素鋼配管の降伏応力はミルシート値を使用した。また、鉛配管の降伏応力は、外気温が影響した可能性はあるものの、材料試験結果の 5.0MPa とした。表 3.1.5(2)④-2 より、鉛配管を使用した振動試験のうち、重錘質量 2.00kg 以上では S_{prm}/σ_y が 1 を超えており、地震荷重が重畳することで容易に塑性変形が発生する条件であったと考えられる。 S_{prm}/σ_y が 1.40 の試験体では自重崩壊が発生したが、これは鉛配管試験体において M_p/M_y が 1.38 であることを考えると、自重により全断面降伏に至る程度の初期応力が発生したためであることが確認できる。 S_{prm}/σ_y が 0.8 以上の試験条件

では、加振振動数にも依存するが数サイクル～十数サイクルでラチェット崩壊もしくは大変形という破損モードが得られた。一方、実機材料である炭素鋼を用いた試験体では S_{pr}/σ_y は 0.18 であり、設計における許容値を大幅に超える入力加速度による加振によっても得られた破損モードは疲労損傷であった。これらの結果から、一次応力の降伏応力に対する比も配管系の破損モードに影響を与える一つの因子であると考えられるが、実機材料と模擬材料とでは材料の機械的特性が異なるため、定量的評価のためにはさらなる検証が必要である。

鉛配管試験体に対する加振結果では、弾性域の卓越振動数が 5.6Hz 程度であったのに対し、ラチェット崩壊が生じた際の弾塑性域の卓越振動数は約 1Hz 程度まで大きく低下した。弾性域の卓越振動数と比較すると、弾塑性応答時には卓越振動数が 80%以上低下しており、実機材料を用いたエルゴ配管に対する振動試験で確認された弾塑性応答時の卓越振動数の低下が約 13%だったことと比較すると、極めて大きい値となった。これは S_{pr}/σ_y が 1 に近い初期状態に地震荷重が重畳することでほぼ全断面降伏のような状態となったためと考えられる。実機における設計ではほぼ起こりえない状態と考えられるが、設計状態を大きく超えた極限荷重下で破損モードを検討する際にはこのような特殊な状況が発生し、終局状態に影響を与える可能性もあると考えられる。

参考文献

- [1] 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, vol. 123, 1990, pp. 373-385.
- [2] 日本機械学会：発電用原子力設備規格 設計・建設規格（2005年版）、JSME S NC1-2005、2005.

表 3.1.5(2)④-1 耐震強度試験に用いた試験体の形状特性

	D_o [mm]	t [mm]	D_I [mm]	Z [mm ³]	Z_p [mm ³]	σ_y [MPa]	M_y [N-m]	M_b [N-m]	M_b/M_y
炭素鋼	60.5	3.9	52.7	9223.7	12513.7	309	2850	3867	1.36
鉛配管	36	3	30	2371.5	3276.0	5.0	11.84	16.35	1.38

* 形状は公称値を使用。降伏応力はミルシート値および材料試験結果を使用。

表 3.1.5(2)④-2 耐震強度試験に用いた試験体の初期状態における一次応力と
一次応力の降伏応力に対する比

重錘質量[kg]		内圧 [MPa]	降伏応力 [MPa]	自重と内圧による 一次応力[MPa]	降伏応力に対する 一次応力の比
炭素鋼	100	10	309	55.29	0.18
鉛配管	2.80	0	5	6.97	1.40
	2.50			6.30	1.26
	2.24			5.72	1.15
	2.08			5.36	1.07
	2.00			5.18	1.04
	1.50			4.06	0.81
	1.02			3.21	0.60

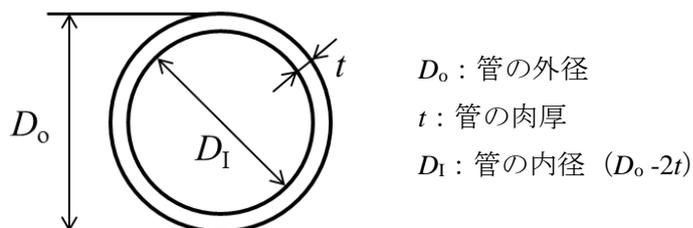


図 3.1.5(2)④-1 円筒の断面形状

⑤ まとめ

設計の想定を大きく超える巨大地震荷重下における配管系の損傷挙動、破損モードを把握するため、耐震強度試験として実機材料を用いたエルゴ配管に対する振動試験を実施した。また、配管系の巨視的な破損モードを広くに安全に取得するため、模擬材料を用いた振動試験手法を考案し、模擬材料として鉛を用いたエルゴ配管に対する振動試験を実施した。その結果、破損モードとして、疲労損傷、ラチェット崩壊、大変形という3種類の破損モードと、破損モードに至るまでの弾塑性応答挙動を取得し、極限状態における配管系の損傷挙動に新たな知見を得た。また、巨大地震荷重下における配管系の巨視的な破損モードの調査には、本研究で提案した模擬材料を用いた振動試験手法が有用であることを示した。

耐震強度試験の結果より、配管系の破損モードに影響を与える因子としては、自重の作用方向、初期状態における一次応力の降伏応力に対する比などが重要であると考えられるが、疲労損傷以外の破損モードについては実験データがまだ十分でなく、今後、さらに検討を継続し、他の影響因子の有無や影響因子の定量評価を進める必要がある。

(3) 耐震強度試験体解析

① 基礎試験解析

1) 概要

巨大地震発生時において原子炉構造物に大変形、塑性崩壊、脆性破壊等のシビアアクシデントの起因事象が生じることを想定して、代替材料（Pb、Pb-Sb 合金）を用いた加振試験が実施された。試験体形状として、切欠きなし、切欠き付き、試験設定として懸垂型および倒立型の2種類の試験が実施された。加振入力に関しては、大変形、塑性崩壊、破壊発生を想定した突印正弦波と、疲労破壊を想定した定常正弦波の2種類が設定された。このうち、材料にPb（純鉛）を用いた切欠きなし試験体による倒立型加振試験の突印正弦波加振試験では、大変形塑性崩壊状態が再現された。またPb-Sb20%材料を用いたR2.5mm切欠き付き試験体による倒立型加振試験の突印正弦波加振試験では、切欠き部に亀裂が発生し、破断状態が再現された。このほかの加振試験では、一部に切欠き部における亀裂発生が確認されたが、定常正弦波加振試験では疲労破壊などの顕著な破壊現象は見られなかった。そこで本解析業務では、塑性崩壊および破断が生じた上記の特徴的な2種類の加振試験を解析対象として選び、試験の再現を試みた。なお、懸垂型加振試験の解析モデルは倒立型モデルを単に上下反転させるだけで得られるため、今回作成した解析モデルは懸垂型加振試験の再現にも流用することが可能である。

2) 解析モデル

本解析では、2種類の試験体形状を作成した。図3.1.5(3)-1に切欠きなし試験体（加振試験での名称は試験体A）、図3.1.5(3)-2に切欠き付き試験体（加振試験での名称は試験体D-2）のモデルの形状と寸法および加振試験台へ取り付けされた解析モデルの形状を示す。また図3.1.5(3)-3に試験体実機と解析モデルの比較図を示す。加振試験台は試験台本体と重錘、取り付けジグ、計測ケーブル等から構成されているが、解析では重錘とブラケットのみをモデル化した。なお、試験体上部に取り付けられている重錘は取り付け方法に若干の違いがあるが、基本的に各試験で共通のものである。

切欠きなし試験体（試験体 A）

節点数：5501

要素数：変形体 1064（次数低減積分ソリッド要素）、剛体 2292

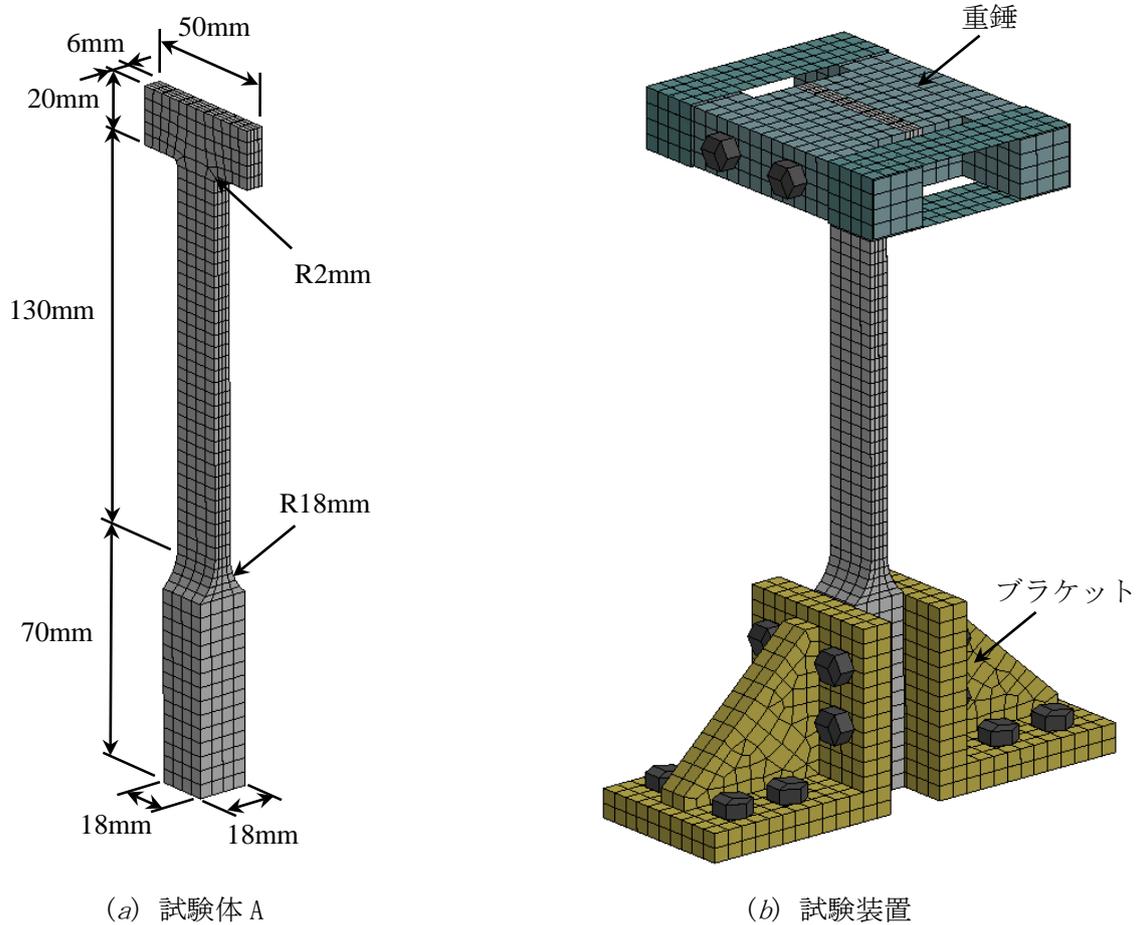


図 3.1.5(3)-1 切欠きなし試験体および試験装置の形状および寸法

切欠き付き試験体（試験体 D-2）

節点数：6365

要素数：変形体 1684（次数低減積分ソリッド要素）、剛体 2292

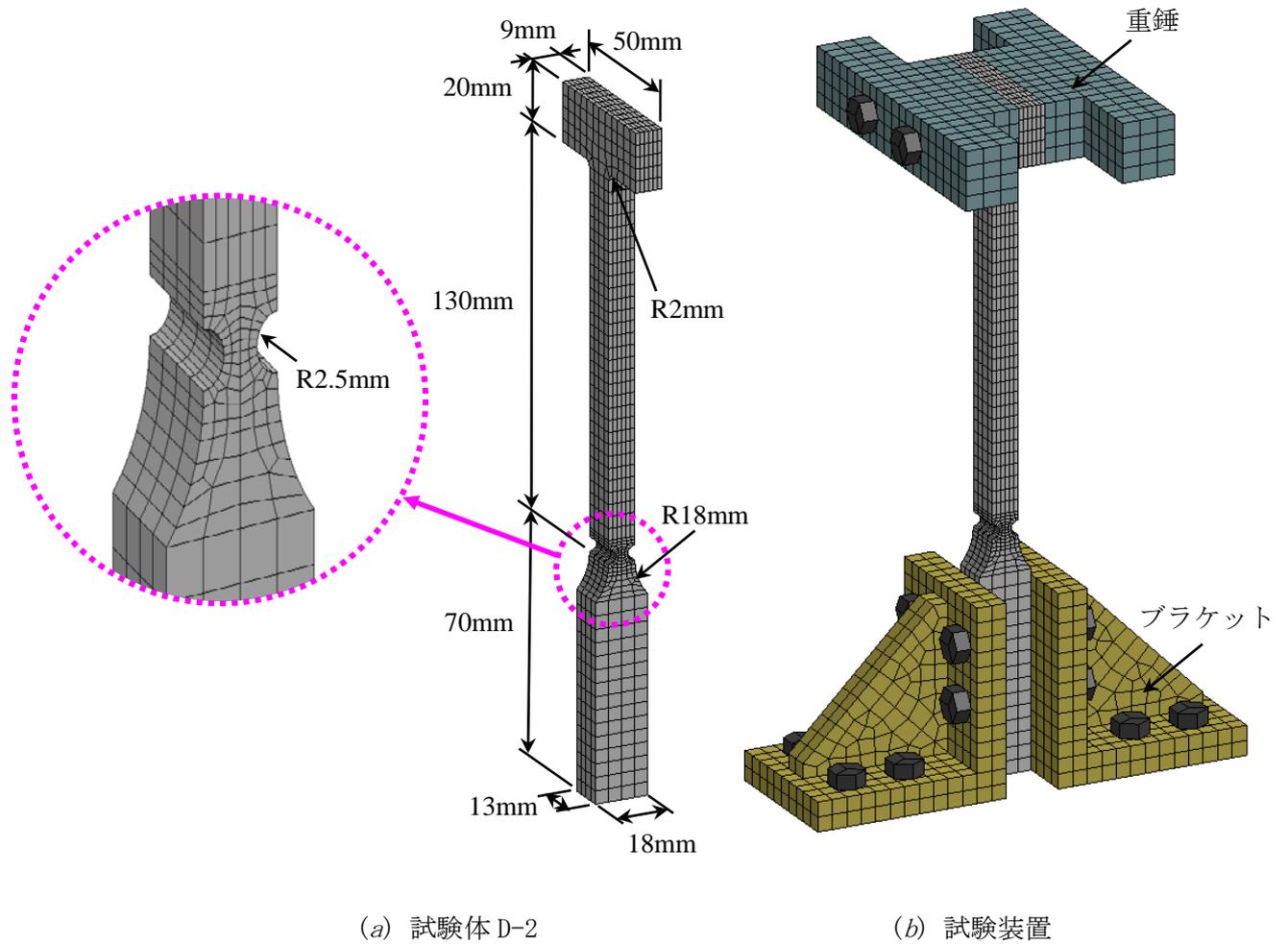
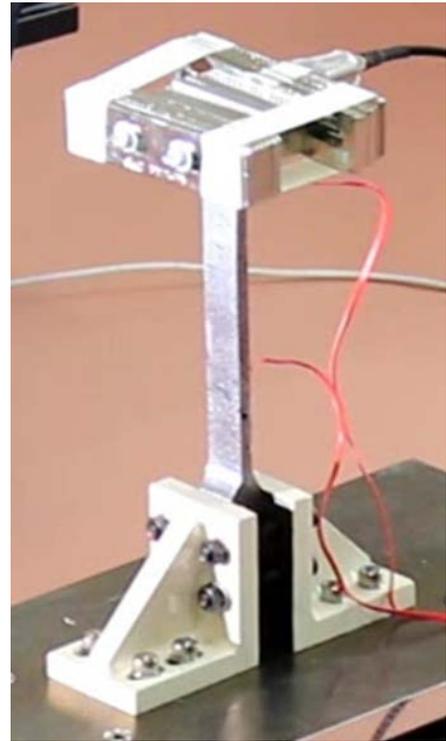
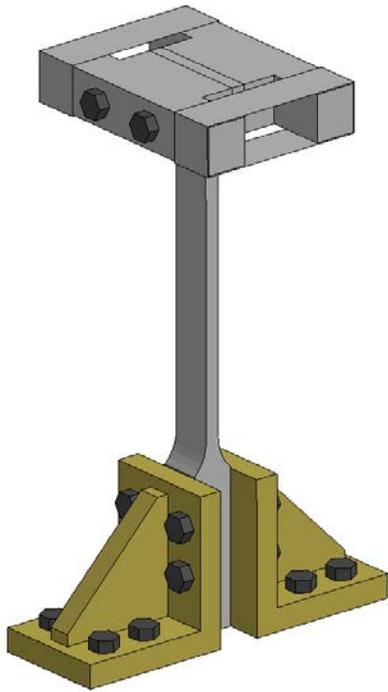
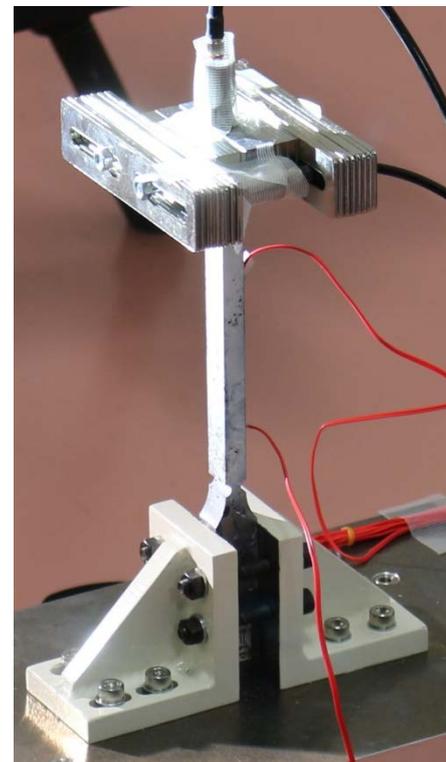
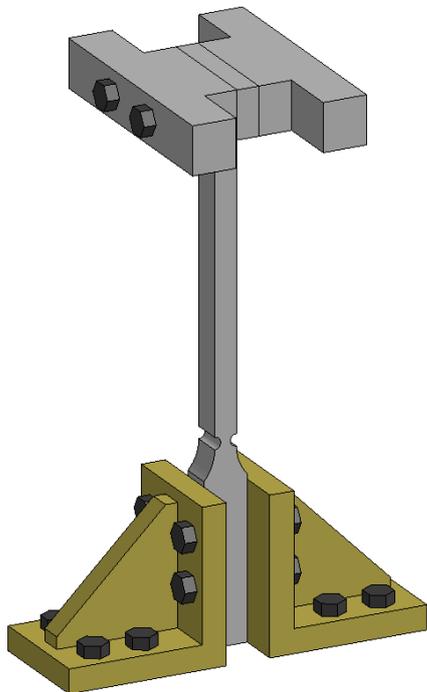


図 3.1.5(3)-2 切欠き付き試験体および試験装置の形状および寸法



(a) 試験体 A 解析モデル (左)、試験実機 (右)



(b) 試験体 D-2 解析モデル (左)、試験実機 (右)

図 3.1.5(3)-3 解析モデルと実機の形状

3) 材料モデル

試験体 A に関しては Pb、試験体 D-2 に関しては Pb-Sb20% の材料物性データを用いた。基本的に基礎試験で用いた材料物性と同じものである。試験体 D-2 に関しては破断の状態を模擬するため、破壊判定値として Mises の相当応力 30MPa を用いた。重錘、ブラケット、ボルトは剛体とした。以下に材料物性データを再掲する。

(a) Pb (純鉛) : 弾塑性体 + Mises 降伏関数

ヤング率	= 17.2 GPa
ポアソン比	= 0.44
降伏応力	= 4.2 MPa
密度	= 1.1337×10^{-8} ton/mm ³
応力-ひずみ曲線	= 図 3.1.2(1)③-2

(b) Pb-Sb20% : 弾塑性体 + Mises 降伏関数

ヤング率	= 26.3 GPa
ポアソン比	= 0.44
降伏応力	= 29.77 MPa
密度	= 1.0410×10^{-8} ton/mm ³
応力-ひずみ曲線	= 図 3.1.2(1)③-3
破断判定値 : Mises の相当応力	= 30MPa

4) 解析条件

解析はふたつのステージに分けて行った。はじめに第 1 ステージとして、重錘および自重による応力初期化のための静解析を行い、得られた初期応力を第 2 ステージに受け渡し、加振解析を行った。以下に解析条件の詳細をまとめる。

(a) 第 1 ステージ : 応力初期化のための静解析 (静的陰解法)

- モデル全体に重力荷重 ($g=9800$ mm/s) を物体力として負荷した。
- 重錘と試験体、ブラケットと試験体の接触面上の節点を多点拘束により結合した。
- ブラケット (剛体) の 6 自由度を完全拘束した。
- 非線形解法として BFGS 法を用いた。
- 線形連立方程式解法として SMP 並列マルチフロントルスパースソルバーを用いた。

(b) 第 2 ステージ : 加振解析 (動的陽解法)

- ブラケットの x 方向自由度に対し、最大振幅 20mm、周波数 15Hz の強制変位を与えた。
図 3.1.5(3)-4 に強制変位時刻歴の基本波形 (最大振幅 10mm) を示す。実際の加振変位量はこの波形をスケールして用いた。
- 第 1 ステージで求めた初期応力を設定した。
- 重力加速度 9800mm/s を負荷した。

- d) 重錘と試験体、ブラケットと試験体の接触面上の節点を多点拘束により結合した。
- e) ブラケットの y, z 方向並進および x, y, z 軸周り回転自由度を拘束した。

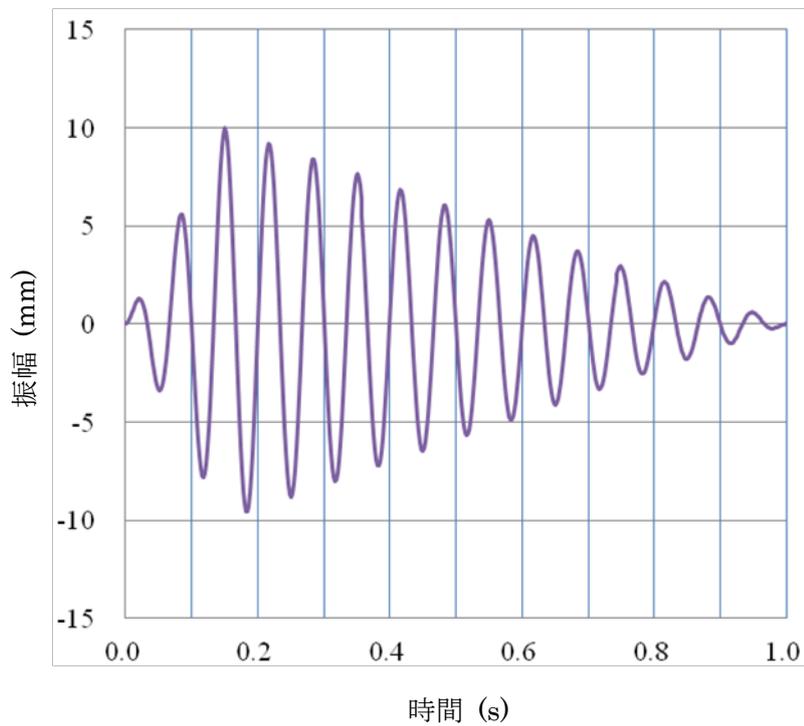


図 3.1.5(3)-4 加振台 (ブラケット) の強制変位履歴 (基本波形、最大変位 10mm)

5) 解析結果およびまとめ

試験体 A、試験体 D-2 とともに、加振試験を再現する結果を得た。以下にふたつの試験体の応力初期化解析および加振解析の結果を示す。本解析モデルにより試験結果を再現することができた。

試験体 A 第 2 ステージ : 加振解析

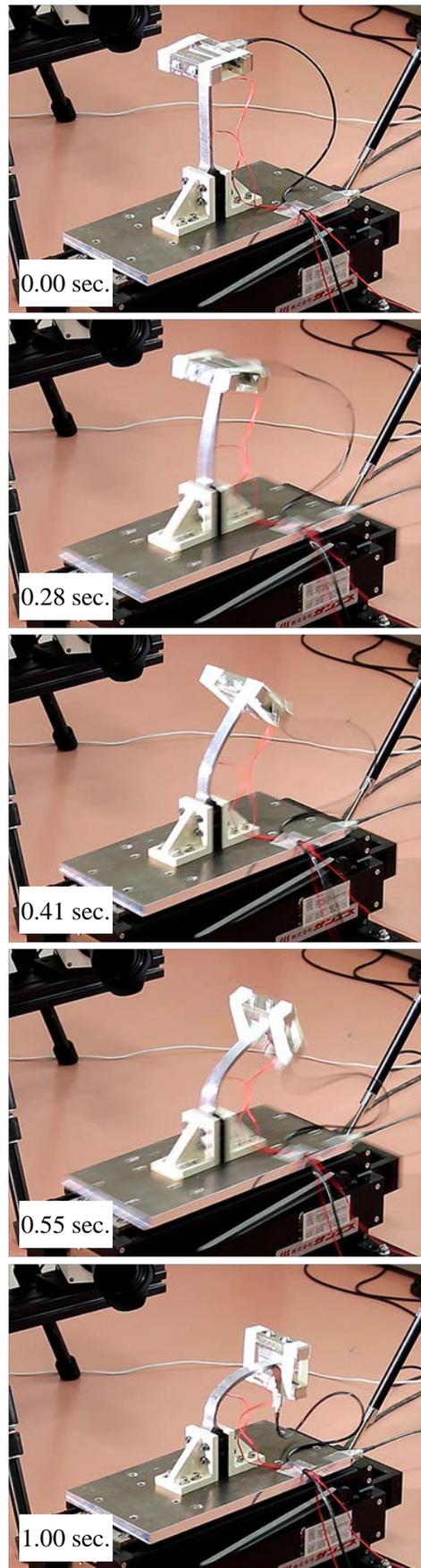
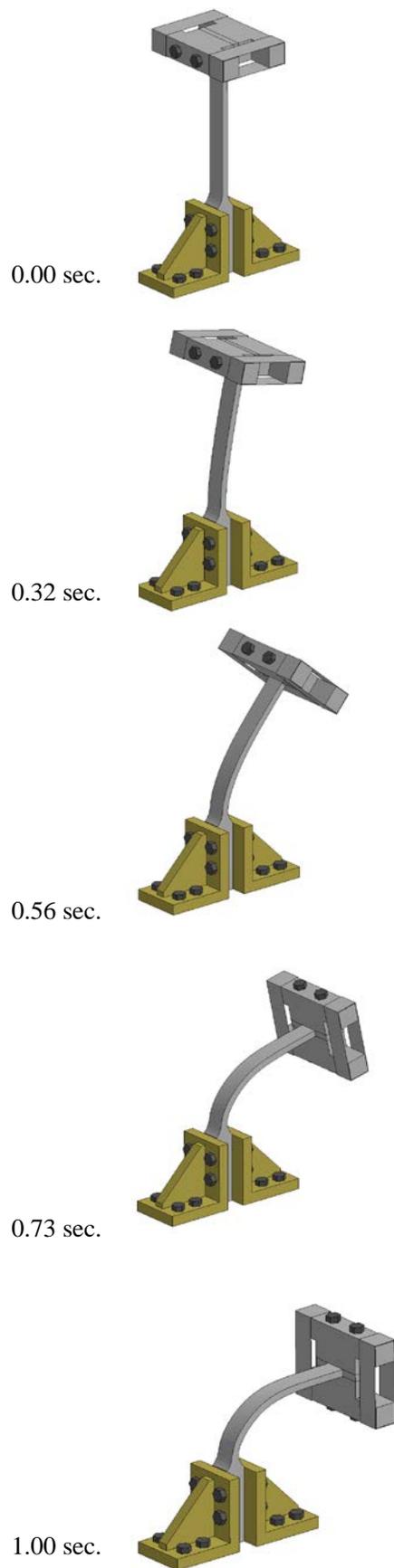


図 3. 1. 5 (3) -5 試験体の変形 : 解析と試験の比較

試験体 D-2 第 2 ステージ：加振解析

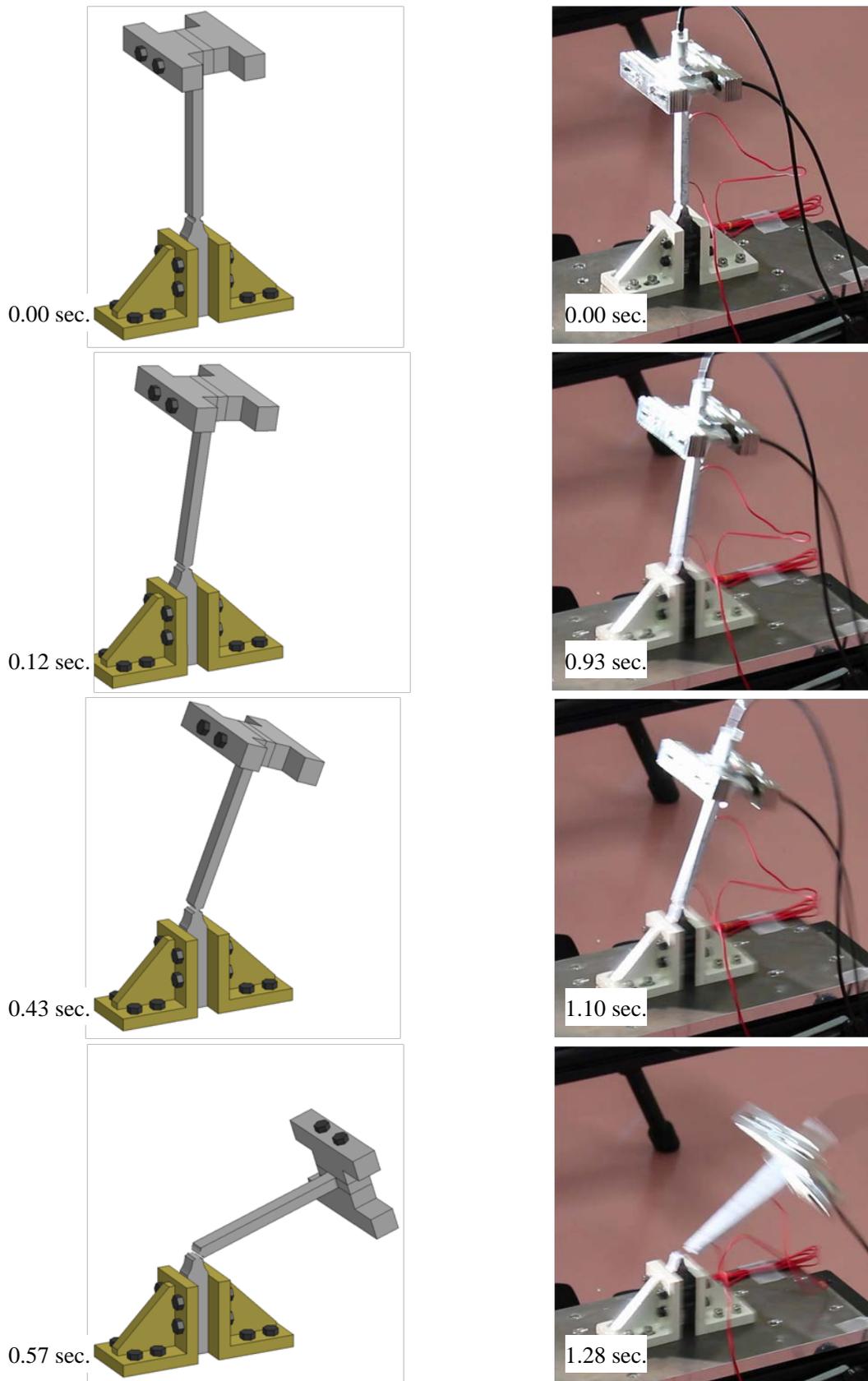


図 3. 1. 5 (3)-6 試験体の変形：解析と試験の比較

② 重錘付きエルボ試験体加振試験解析

1) 概要

巨大地震時に想定される振動荷重による原子炉建造物の崩壊モードを明らかにするため、防災科研殿において、大型耐震実験施設を用いた重錘付きエルボ試験体の加振試験が実施された。試験は試験体の材質、内圧、入力波等をパラメータとして複数回実施された。その結果、エルボ一部において亀裂の発生が観察された。本解析業務ではこのうち、2013年12月17日に実施された試験体 SLE02 を用いた加振試験を解析対象とした。

2) 解析モデル

試験体は架台、エルボ1箇所、直管および重錘から構成されている。解析モデルの形状および寸法を図 3.1.5(3)-7 に示す。

節点数：5882

要素数：配管	2440	Belytschko-Tsay シェル要素（次数低減積分シェル要素）
フランジ、ボルト、重錘	1536	剛体ソリッド要素
架台	1226	剛体シェル要素

配管のシェル要素の板厚方向積分点数は、直管部を3点、エルボ一部を5点とした。

3) 材料モデル

配管の材料は STS410 であり、防災科研殿資料および参考文献[1]を参照して以下の物性値を用いた。配管両端のフランジ、加振台、重錘、ボルトは剛体とした。

STS410：弾塑性体+Mises 降伏関数

ヤング率	= 203GPa
ポアソン比	= 0.3
降伏応力	= 245.0 MPa
密度	= 7.87×10^{-9} ton/mm ³
応力-ひずみ曲線	= 図 3.1.5(3)-8

<参考文献>

[1] 原 拓巳、高経年配管系の耐震評価に関する研究、横浜国立大学大学院学位論文概要集 Vol. 6、2008

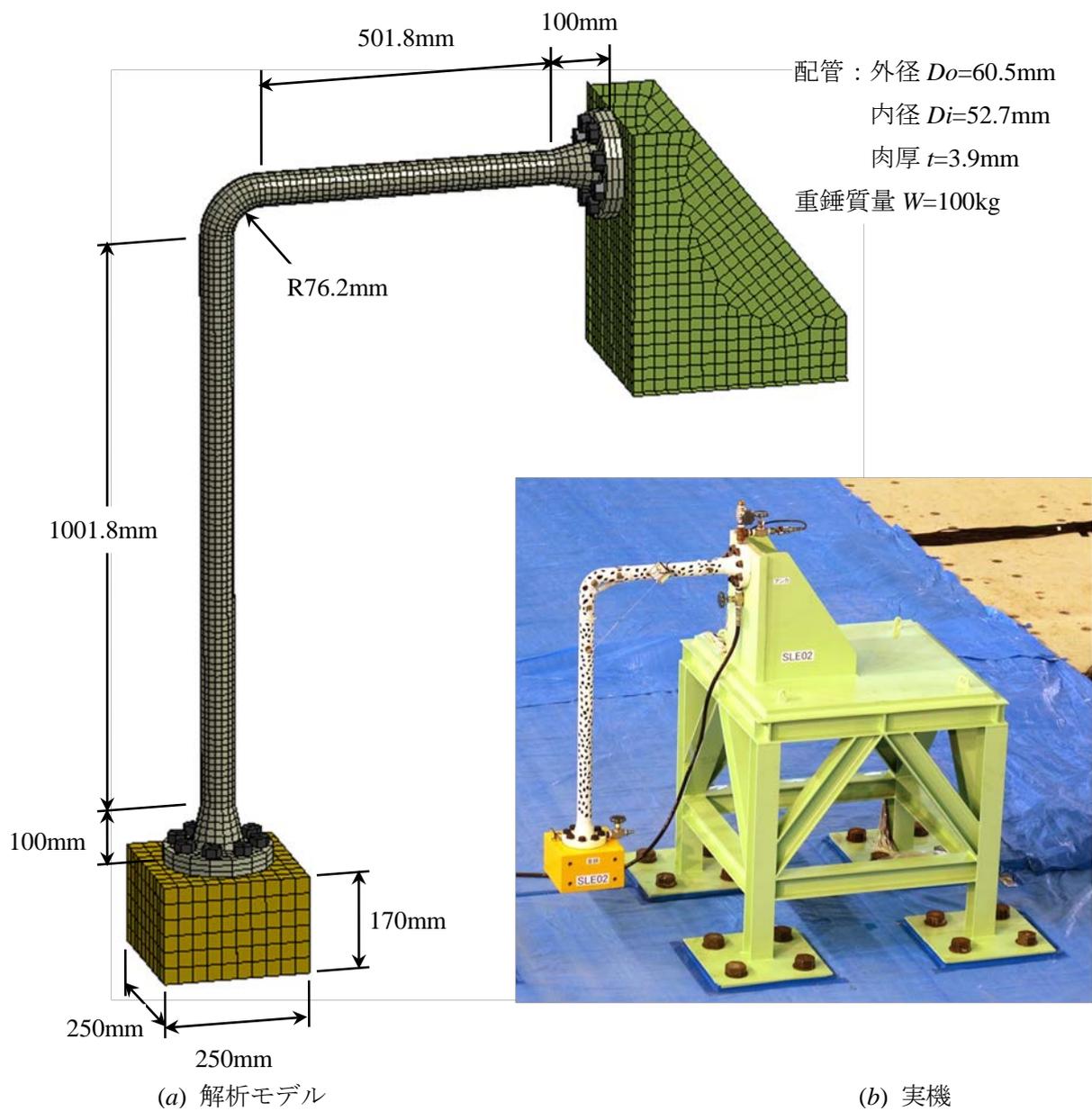


図 3.1.5(3)-7 解析モデル、実機の形状および寸法

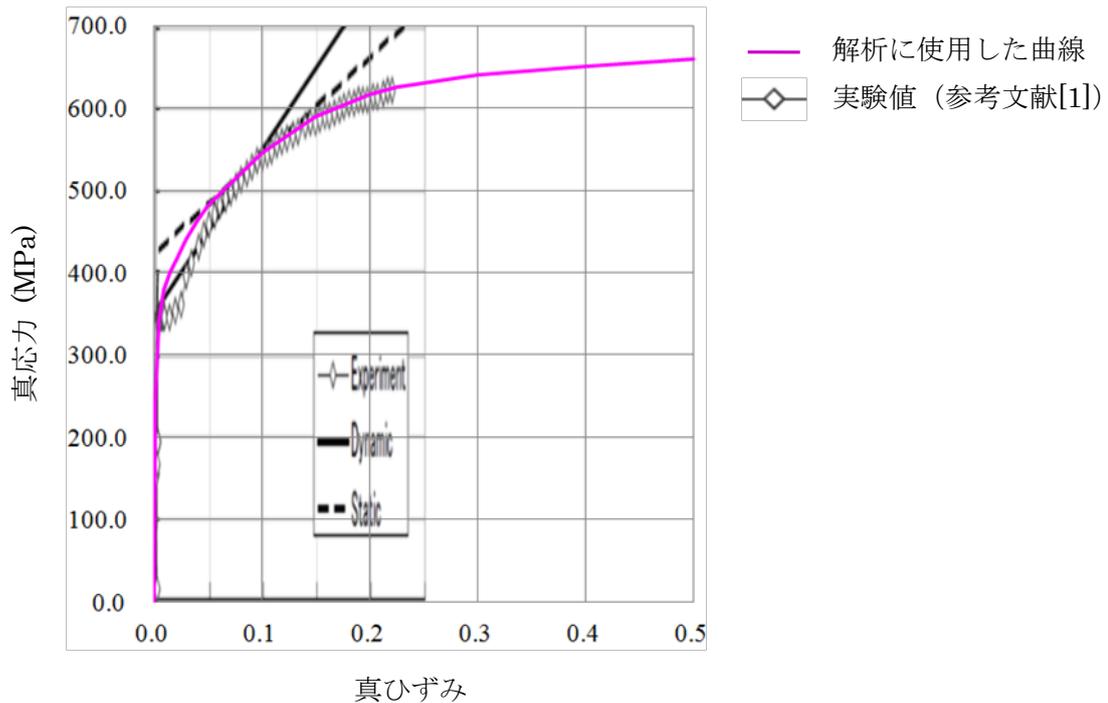


図 3. 1. 5(3)-8 解析に用いた STS410 の真応力-真ひずみ曲線

4) 解析条件

解析はふたつのステージに分けて行った。はじめに第 1 ステージとして、重力荷重および内圧による応力初期化のための静解析を行い、得られた初期応力を第 2 ステージに受け渡し、加振解析を行った。以下に解析条件の詳細をまとめる。

(a) 第 1 ステージ：応力初期化のための静解析（静的陰解法）

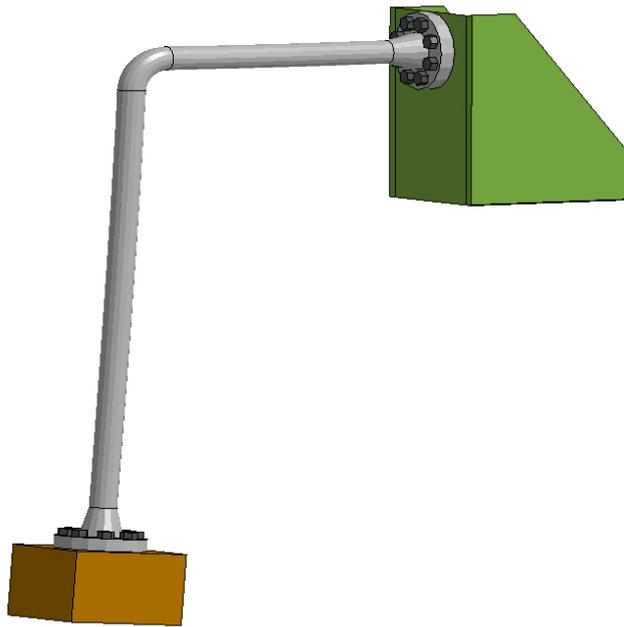
- a) モデル全体に重力荷重 ($g=9800 \text{ mm/s}$) を物体力として負荷した。
- b) 内圧 9MPa を配管に負荷した。

(b) 第 2 ステージ：加振解析（動的陽解法）

- a) 架台の x 方向自由度に対し、振幅 23.94mm、周波数 2.3Hz の正弦波強制変位（加速度換算で 500Gal）を与えた。
- b) 重力荷重 ($g=9800 \text{ mm/s}$) を物体力として負荷した。
- c) 内圧 9MPa を配管に負荷した。

5) 解析結果

図 3. 1. 5(3)-9～11 に振動解析の結果を示す。

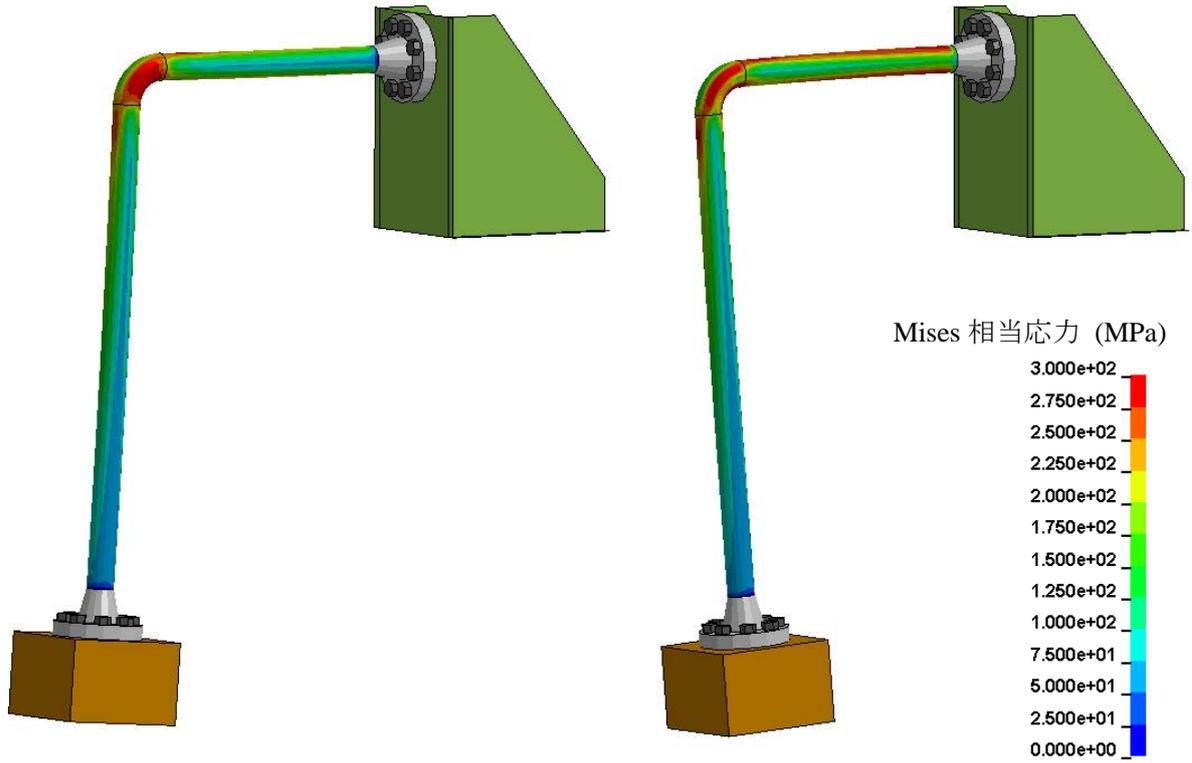


(a) 解析

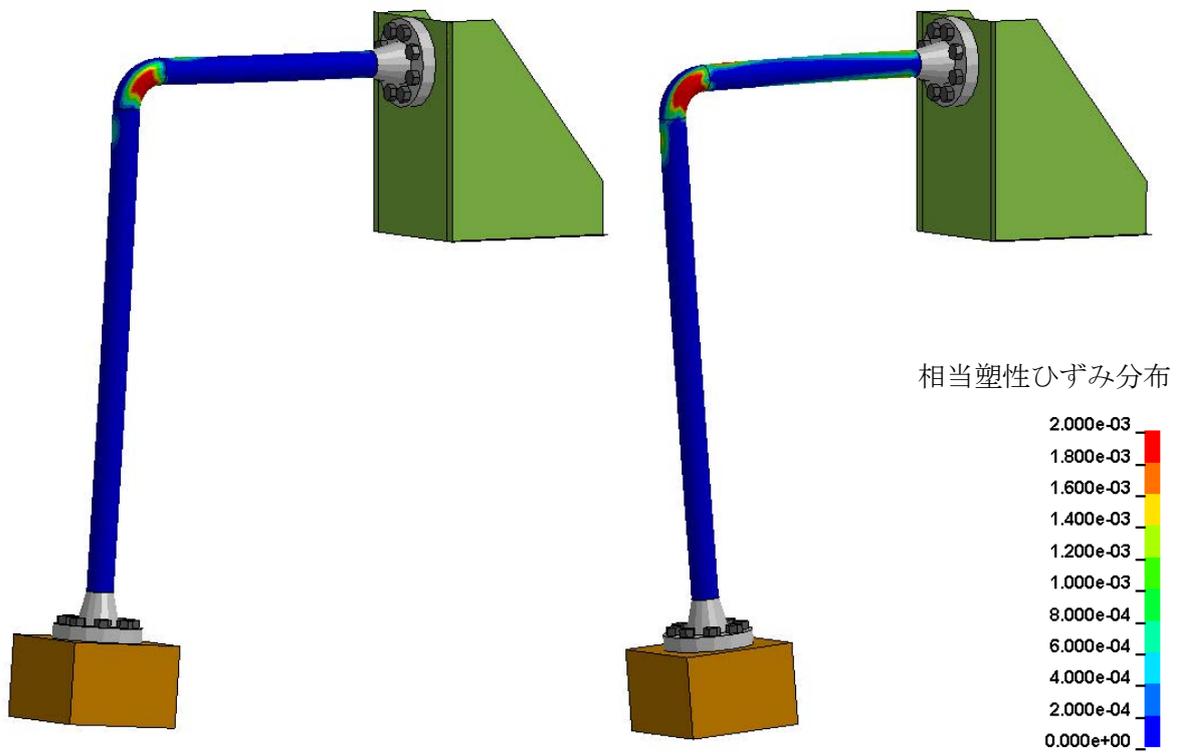


(b) 試験

図 3.1.5(3)-9 変形状の比較 (+x 方向最大振幅時)

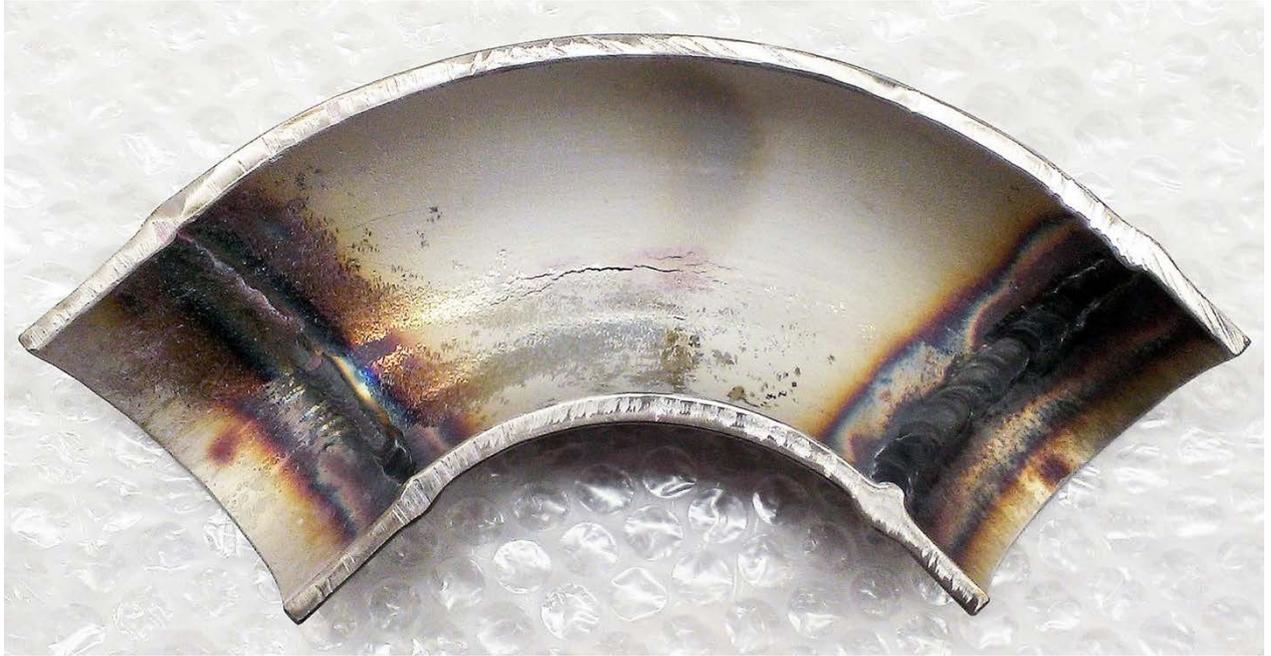


(a) Mises 相当応力分布



(b) 相当塑性ひずみ分布

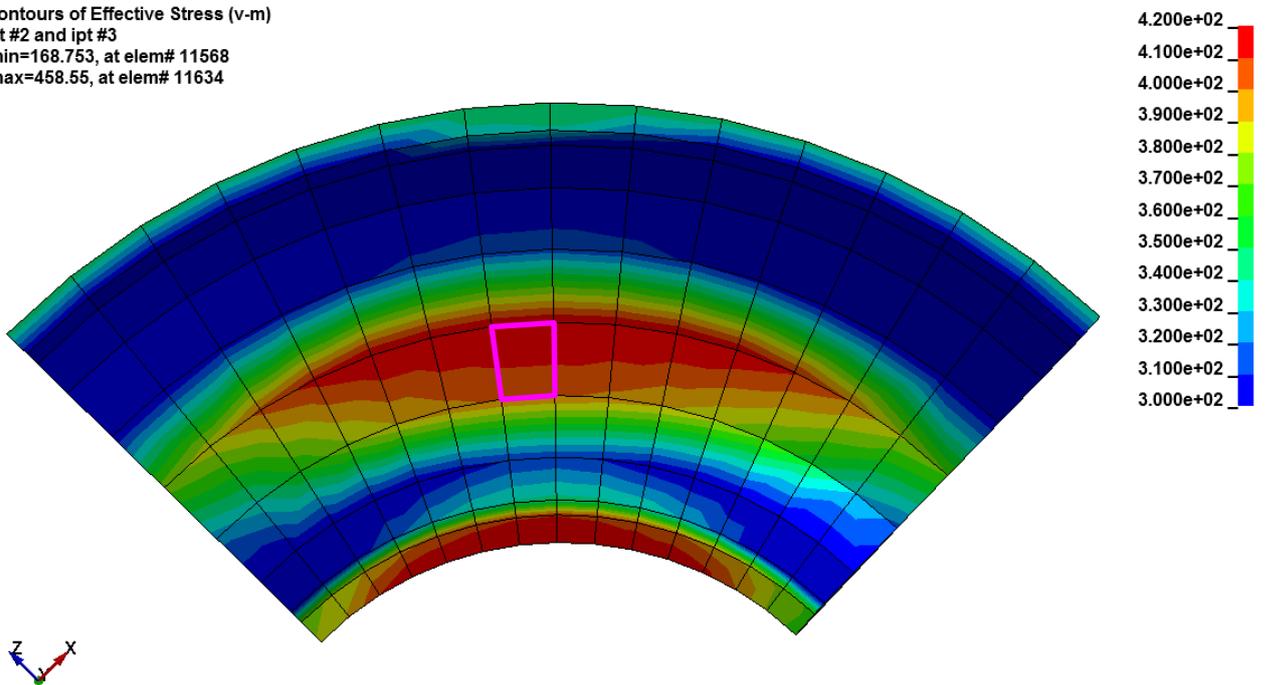
図 3.1.5(3)-10 $+x$ 方向最大振幅時 (左) と $-x$ 方向最大振幅時 (右) の加振解析結果



(a) 加振試験によりエルボー内側に発生した亀裂 (STS410)

elbo tube seismic
 Time = 1
 Contours of Effective Stress (v-m)
 ipt #2 and ipt #3
 min=168.753, at elem# 11568
 max=458.55, at elem# 11634

Mises 相当応力 (MPa)



(b) 解析によりエルボー内側に発生した Mises 応力最大の要素

図 3. 1. 5(3)-11 試験の亀裂発生個所と、解析による最大応力発生個所

6) まとめ

解析において加振試験と同程度の変位が生じた。これにより加振試験を再現できる解析モデルが作成できたと考えられる。図 3.1.5(3)-10 に示すように、エルボーの左右両側に応力および塑性ひずみの大きな領域が生じた。試験ではエルボ一部で 3 方向のひずみが計測されている。そのため計測されたひずみと比較することにより、解析精度を検証することが可能である。また図 3.1.5(3)-11 に示すように、加振試験で実際に亀裂が発生したエルボー内面と同じ位置に、解析においても最大応力が発生することが確認できた。

③ 倒立型鉛エルボ付配管試験体解析

1) 概要

防災科学技術研究所で実施された加振試験のうち、予備試験および本試験の条件による解析を実施した。その結果両試験とも、おおむね試験結果を再確認する結果が得られた。

2) 解析モデル

図 3.1.5(3)-12 に解析モデルの形状および主要寸法を示す。モデルはシェル要素で作成されているため、寸法は基本的に板厚中心の値を示してある。

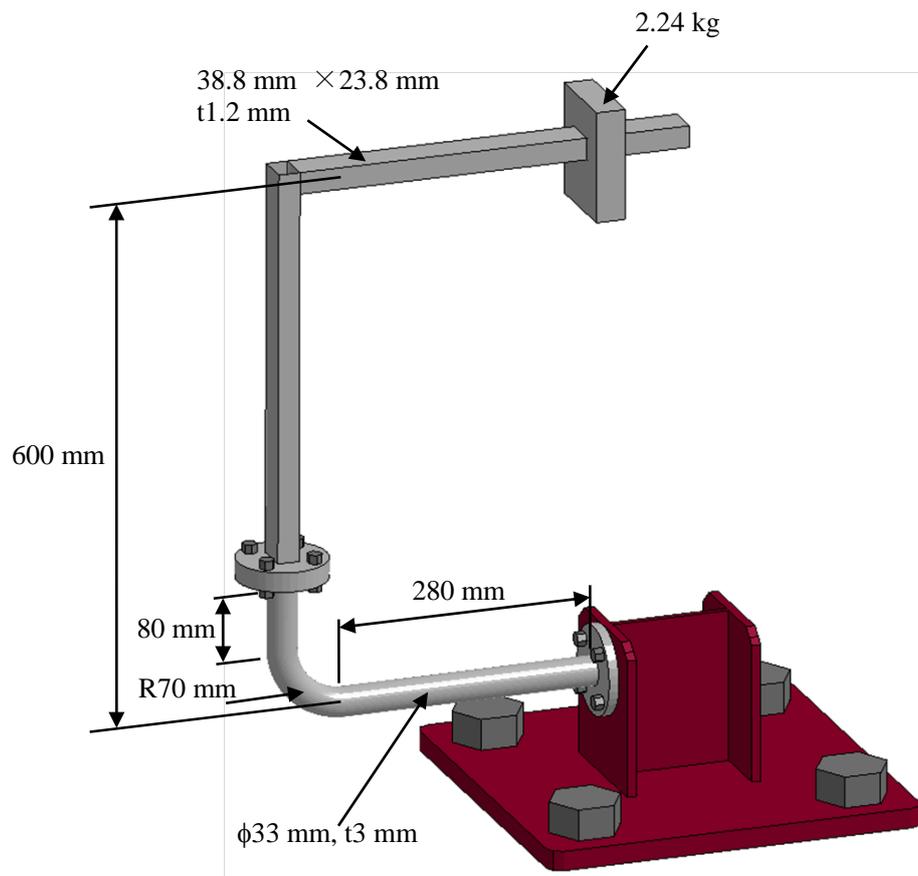


図 3.1.5(3)-12 鉛エルボ配管解析モデル形状および寸法

3) 材料モデル

Pb100%は本研究内で開発されたジェネリックモデルを用いた。他の部材（架台、ジグ、重錘、ボルト）はすべて剛体とした。

表 3.1.5(3)-1 Pb100%物性値

パラメータ	値
ヤング率 (MPa)	15250.0
ポアソン比	0.450
降伏応力 (MPa)	4.99
質量密度 (ton/mm ³)	1.133×10^{-8}

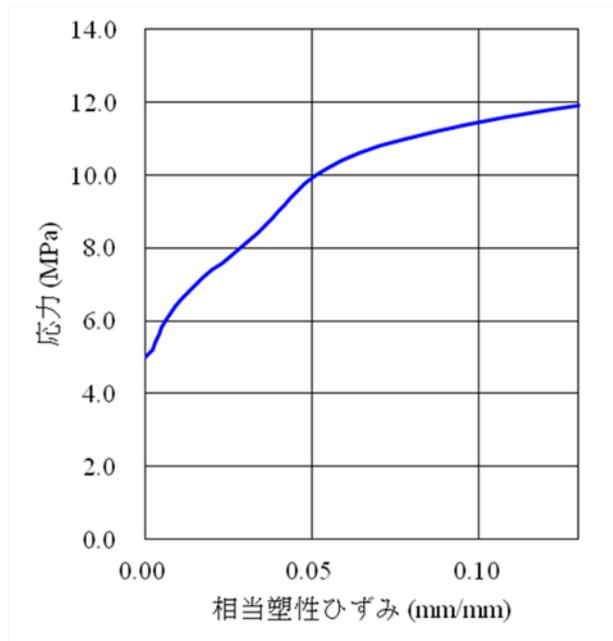


図 3.1.5(3)-13 Pb100%応力-相当塑性ひずみ曲線

4) 解析条件

防災科研で実施された加振試験の試験条件に準じて解析条件を設定した。以下に解析条件をまとめる。

<予備試験>

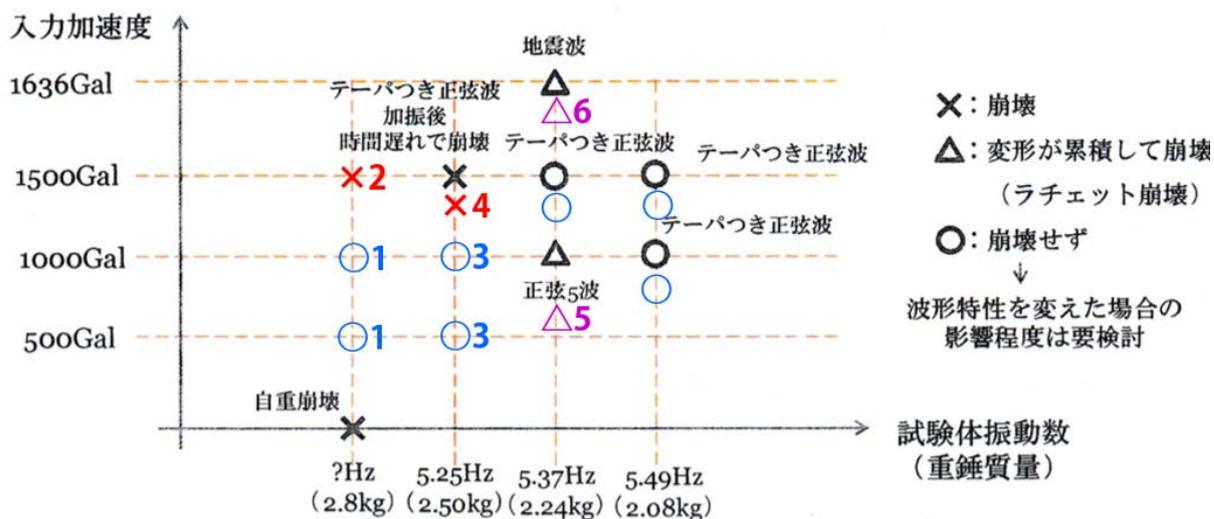
1. 波形はテーパ付正弦波および地震波形(神戸JMA NS波)であり加速度は500Gal~1636Gal
2. 重錘質量は 2.08kg、2.24kg、2.50kg、2.80kg
3. 比較対象 試験：7 ケース、解析：11 ケース

<本試験>

1. 波形は正弦波(初期テーパあり)であり周波数は1Hz~8Hz、加速度は350Gal
2. 重錘質量は 1.02kg、1.50kg、2.00kg、2.24kg
3. 比較対象 試験：18 ケース、解析：11 ケース

5) 解析結果

予備試験と本試験に関する試験と解析の比較を図 3.1.5(3)-14 および図 3.1.5(3)-15 に示す。またこれらの試験解析の代表的な例として、JMA 神戸 NS 波を基に、時間軸を 0.5 倍、振幅を 2 倍（最大振幅 1636 Gal）に加工した波形を用いたケースの試験結果および解析結果の比較を図 3.1.5(3)-16 に示す。

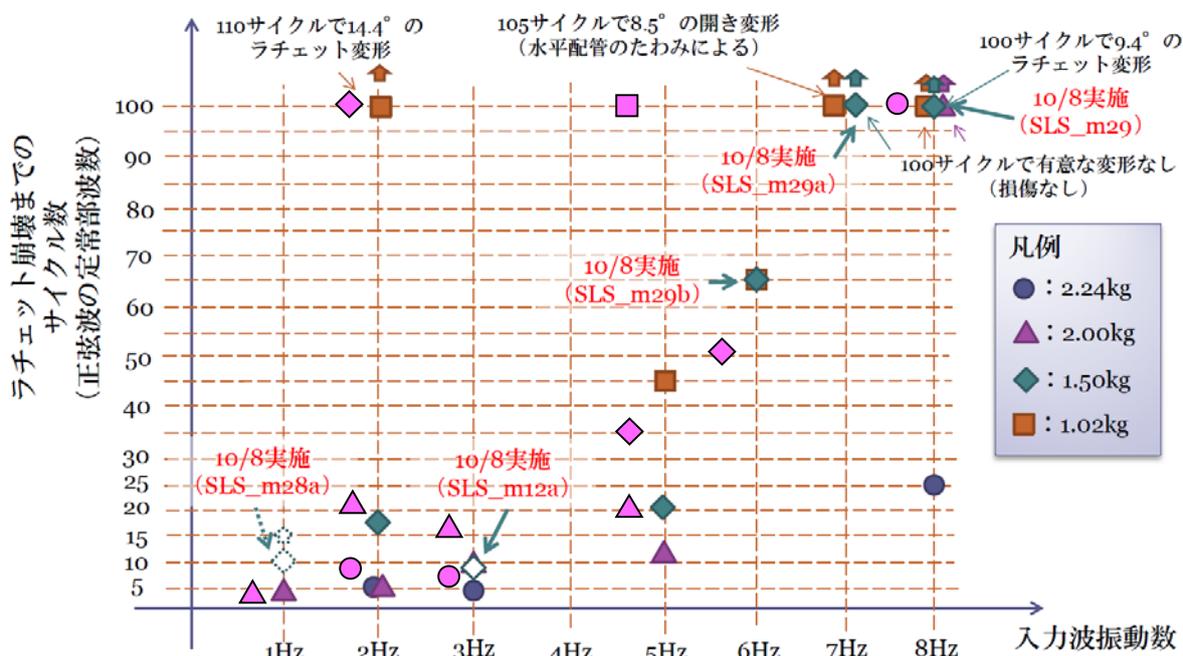


試験結果のシンボル (○、△、×) の下に解析結果をシンボル (○、×) で示す。

- 1 テーパつき正弦波使用。解析では試験と異なり崩壊せず。
 - ×2 テーパつき正弦波使用
 - 3 テーパつき正弦波使用
 - ×4 テーパつき正弦波使用。解析では水平加振のみでは大変形するものの崩壊しなかった。実際の試験架台の微小な振動を仮定し、水平加振に加え、垂直方向に±0.2mmの正弦波(5Hz)による擾乱を与えたところ崩壊した。
 - △5 1秒間の正弦5波による加振終了後に遅れて崩壊した。
 - △6 地震波形による25秒間の加振中に徐々に崩壊した。
- ※注釈のないケースは試験と同条件、同結果。

図 3.1.5(3)-14 予備試験および解析結果の比較

H27年度試験結果（速報）350Gal加振

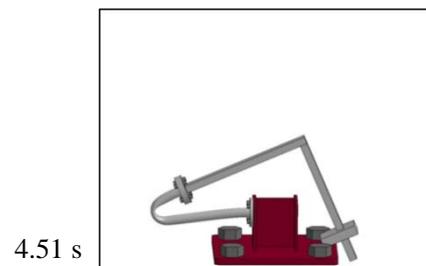
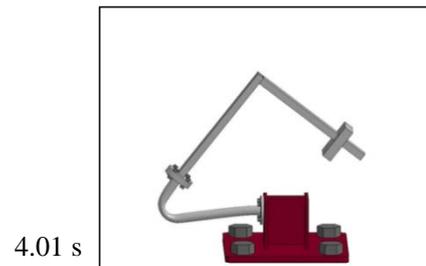
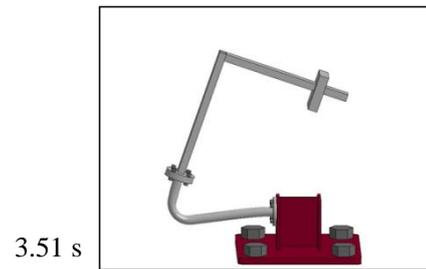
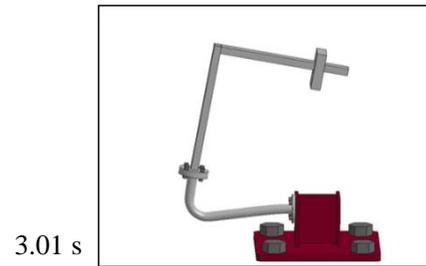
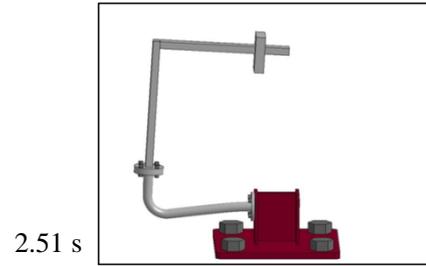
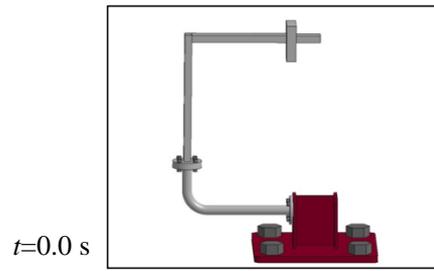
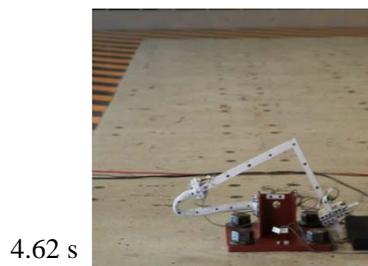
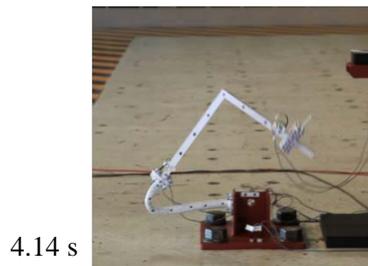
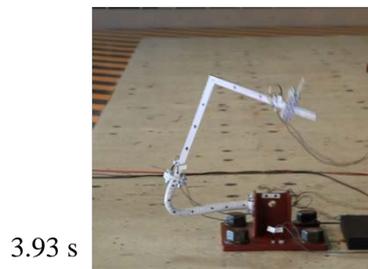
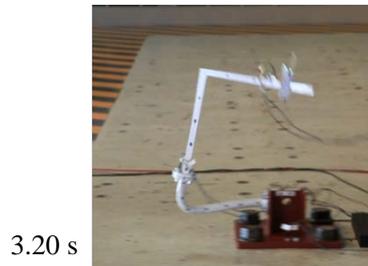
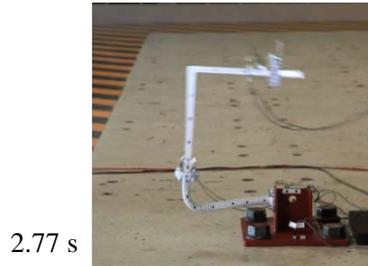
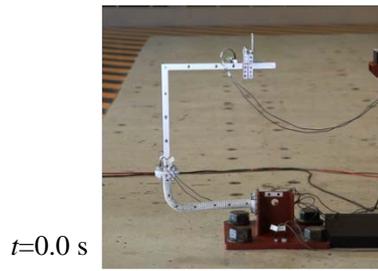


* 白抜きは再利用試験体

試験結果のシンボル (●、▲、◆、■) の横に解析結果をシンボル (○、△、◇、□) で示す。

- 1Hz ▲ 解析では1, 2サイクルで崩壊。
- 2Hz ◆ ラチェット変形するものの40サイクルまでには崩壊せず
- 2Hz ▲ 試験より遅れて崩壊
- 2Hz ● 試験とほぼ同様
- 3Hz ▲ 試験より遅れて崩壊
- 3Hz ● 試験とほぼ同様
- 5Hz ■ ラチェット変形するものの40サイクルまでには崩壊せず
- 5Hz ◆ 試験より遅れて崩壊
- 5Hz ▲ 試験より遅れて崩壊
- 6Hz ◆ 試験より早く崩壊
- 8Hz ● ラチェット変形するものの60サイクルまでには崩壊せず

図 3.1.5(3)-15 本試験および解析結果の比較



(a) 試験

(b) 解析

図 3.1.5(3)-16 試験体の変形形状の比較

6) まとめ

本解析では材料試験で得られた信頼性の高い鉛材料の物性データを用いることで、試験結果と高い相関を示す解析結果が得られた。

(4) 試験結果と解析結果に対する考察

おもりを頂部につけた単純な倒立型の平板基礎試験では、疲労破損が観察されることが多かった。これに対し、図 3.1.5(4)-1 のようにおもりの位置にオフセットを付けることにより定常 1 次応力を加えると、ラチェット変形や崩壊が生じやすくなる。その傾向を図 3.1.5(4)-2 に示す。また、地震荷重による動的応力の破損への影響は周波数により変化する。その違いを以下の 3 つの周波数領域ごとに分類する方法を提案した。平板の定常曲げ応力と動的曲げ応力の組み合わせによる進行性変形は以下のように整理できる。

低周波側 : 一次応力的特性が強くなり、曲げ崩壊の静的理論解に類似

共振領域 : 著しく発生しやすい条件

高周波側 : 二次応力的特性が強くなり、Bree 線図に類似

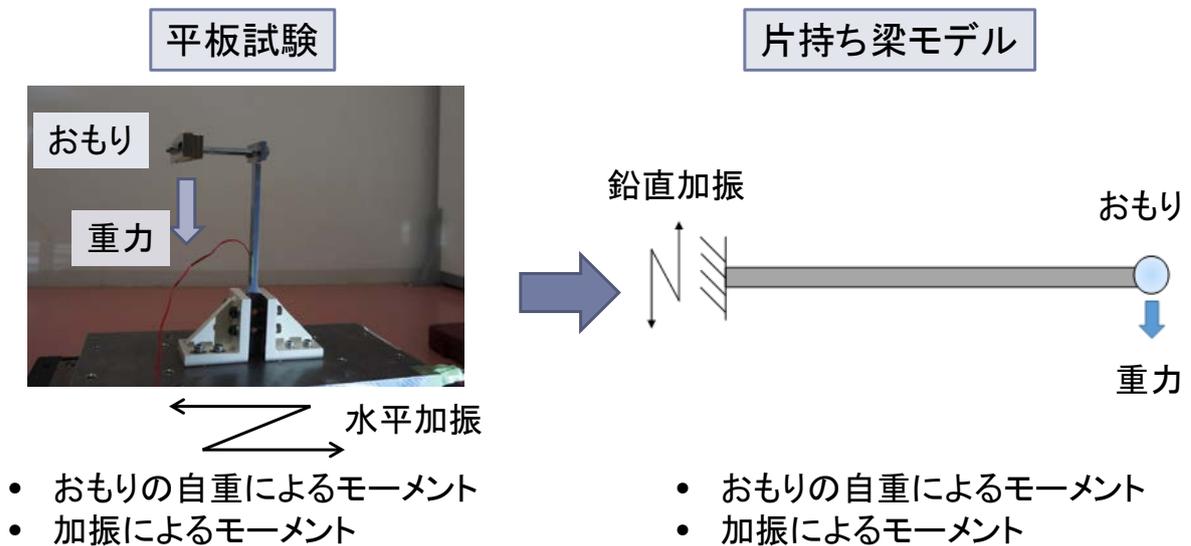
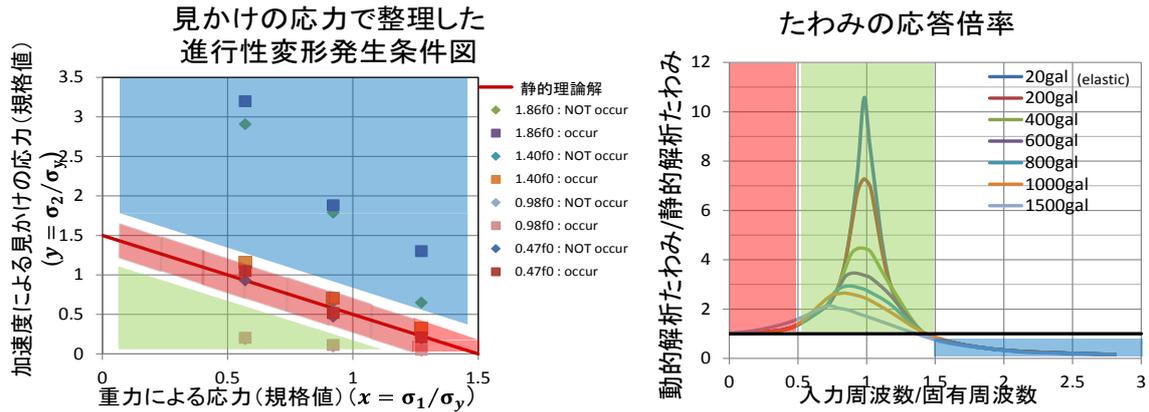


図 3.1.5(4)-1 平板基礎試験と解析モデル



- 3つの周波数領域ごとに発生条件を分類できる
- **低周波側** : 一次応力的特性が強くなり、曲げ崩壊の静的理論解に類似
 - **共振領域** : 著しく発生しやすい条件
 - **高周波側** : 二次応力的特性が強くなり、Bree線図に類似

図 3.1.5(4)-2 3つの周波数領域で分類した定常曲げ応力と動的曲げ応力の組み合わせによる進行性変形発生条件

実機材料によるエルゴ振動試験では、設計での崩壊レベルを大きく超える（約 20 倍）入力でも疲労破損のみが発生した。この傾向は、おもりを頂部につけた単純な倒立型の平板基礎試験と類似している（図 3.1.5(4)-3）。

模擬材料によるエルゴ試験では、自重により降伏に近い大きな定常 1 次応力を加えた上に、振動加速度を加えた場合にラチェット後の崩壊が生じた。1 次応力が小さい場合は、破損は生じなかった。この傾向は、おもりの位置にオフセットを付けた平板基礎試験と類似している（図 3.1.5(4)-4）。

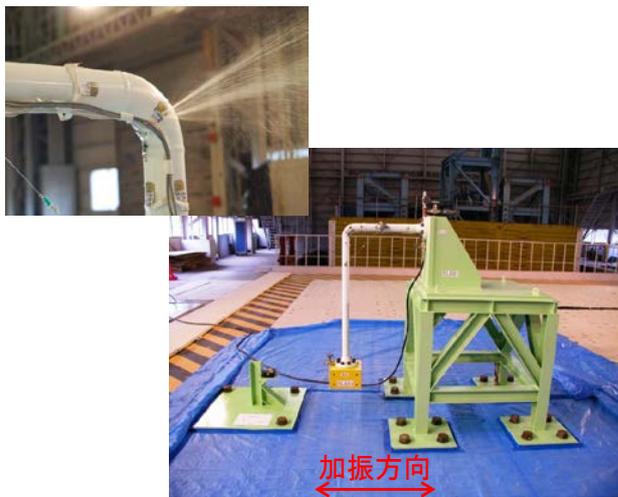


図 3.1.5(4)-3 実機材料配管試験



図 3.1.5(4)-4 模擬材料配管試験

(5) 過大地震荷重による配管の破損メカニズムまとめ

過大地震荷重による破損のメカニズムについて、必ずしも明らかでない項目として以下のようなものがある。地震荷重による配管破損モードは、最大加速度による崩壊・座屈・破断（従来の設計想定）とひずみの繰り返して生じるラチェット変形や疲労き裂の発生と進展（最新規程 JEAC4601[3]による想定）のいずれが支配的か。模擬材料を使用した平板振動試験ではほとんどのケースで疲労破損であった。降伏応力の約30倍を超える場合にラチェット後の塑性崩壊が生じた。定常1次荷重をこれに重畳させると、1次荷重の大きさに応じてラチェットと塑性崩壊が生じやすくなる。また加振周波数が固有振動数に比較して低いと同じ加速度でも強度が低下することが分かった。

次に、実機材料（STS410、SUS304）を用いたエルゴ振動試験では、設計での崩壊レベルを大きく超える（約20倍）入力でも疲労破損のみが発生した。このため、鉛を用いたエルゴ試験を実施し、降伏応力に近い有意な定常1次応力が存在する場合には、ラチェット変形とそれに続く崩壊が生じることが分かった。

これらの結果から、地震荷重により、ラチェット変形、崩壊、疲労の各破損モードが生じる条件について、自重や圧力による定常1次応力と地震荷重による動的応力の組み合わせにより整理した破損モードマップの考え方を提案した(図3.1.5(5)-1)。

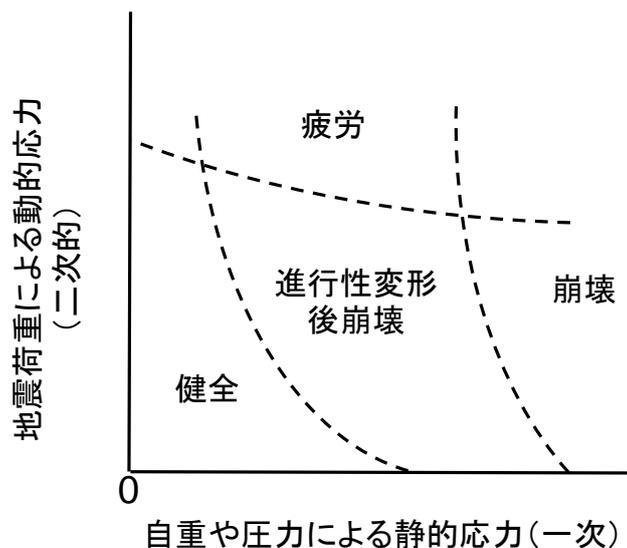


図 3.1.5(5)-1 地震荷重に対する破損モードマップの提案

3.2 解析による極限強度評価法の開発

3.2.1 大規模非線形解析法の開発（再委託先：CTC）

(1) 構成モデルの開発

① 目的

原子炉構造物の強度支配因子(局部応力、塑性ひずみ、クリープひずみ等)を直接予測するための大規模非線形解析法を開発する上で、構造材料内部の弾性域を超える3次元の応力成分とひずみ成分を関係づける高精度の構成モデル(構成式)の開発は中核的課題である。シビアアクシデント時の熱的・機械的荷重や巨大地震荷重に対しては、材料特性の温度依存性や、繰返し負荷による材料特性変化を考慮できる高度な構成式の開発が求められる。本研究項目は、代表的な原子炉構造材料を対象として、シビアアクシデント時の原子炉構造挙動の評価、および巨大地震荷重に対する複雑な非線形応答の評価を従来にない高精度レベルで実現できる構成モデルを開発することを目的とする。なお、ここで開発する構成モデルは国産の汎用構造解析プログラムに搭載し、極限荷重に対する原子炉構造挙動評価に広く利用できるようにする。

② 代表的原子炉構造材料の材料特性

軽水炉及び次世代炉の代表的鋼種として、主としてオーステナイト系ステンレス鋼 SUS304 と炭素鋼 STS410 を取り上げ、その標準的な材料特性を設定する。また、本研究プロジェクトにおいて、極限荷重下の構造挙動を再現するための構造要素試験で新たに用いた模擬材料、鉛及び鉛アンチモン合金についても材料特性を取りまとめる。SUS304 及び STS410 に対しては、通常的设计温度域の设计基準値(あるいは規格値)や既往の材料データを参考にしつつ、通常的设计温度を超える超高温域の強度低下傾向を想定し、室温から事故時超高温状態までの材料特性(縦弾性係数、ポアソン比、瞬間熱膨張係数、降伏点、引張強さ、単調及び繰返し応力ひずみ特性)を設定した[1, 2]。以下では、これらの特性の結果を述べる。

1) SUS304 の材料特性

(a) 縦弾性係数、ポアソン比、瞬間熱膨張係数

SUS304 の縦弾性係数、ポアソン比、瞬間熱膨張係数の各特性値は、20℃～1200℃の温度範囲において表 3.2.1(1)-1 のように設定された[1, 2]。これらの特性値の数式表示とそのデータソースは表 3.2.1(1)-2 に示す通りである。650℃以下の温度に対しては ASME Boiler & Pressure Vessel Code Sec II [3] (以下、ASME Sec II と呼ぶ) または EPICC 材料データ集[4] の値と整合している。650℃以上の温度については、それ以下の温度の各特性値の温度依存傾向を外挿して利用するほか、実験データがある場合にはそれらを利用して、20℃～1200℃の温度範囲で各特性を多項式で表している。

表 3.2.1(1)-1 SUS304 の縦弾性係数、ポアソン比、瞬間熱膨張係数

温度 (°C)	縦弾性係数 (10 ³ MPa)	ポアソン比	瞬間熱膨張係数 (10 ⁻⁶ mm/mm/°C)
20	195	0.266	15.15
50	193	0.268	15.65
75	191	0.270	16.07
100	189	0.272	16.48
125	188	0.274	16.86
150	186	0.276	17.22
175	184	0.277	17.55
200	183	0.279	17.85
225	181	0.281	18.12
250	179	0.283	18.36
275	178	0.285	18.58
300	176	0.287	18.79
325	174	0.289	18.99
350	172	0.291	19.19
375	170	0.293	19.38
400	169	0.295	19.57
425	167	0.297	19.75
450	165	0.298	19.93
475	163	0.300	20.11
500	160	0.302	20.28
525	158	0.304	20.45
550	156	0.306	20.60
575	154	0.308	20.74
600	151	0.310	20.87
625	149	0.312	20.99
650	146	0.314	21.09
675	143	0.316	21.19
700	140	0.318	21.29
725	137	0.319	21.39
750	134	0.321	21.49
775	130	0.323	21.59
800	126	0.325	21.69
825	122	0.327	21.79
850	118	0.329	21.89
875	114	0.331	21.99
900	109	0.333	22.09
925	104	0.335	22.19
950	99	0.337	22.29
975	94	0.338	22.39
1000	88	0.340	22.49
1025	82	0.342	22.59
1050	75	0.344	22.69
1075	69	0.346	22.79
1100	61	0.348	22.89
1125	54	0.350	22.99
1150	46	0.352	23.09
1175	37	0.354	23.19
1200	28	0.356	23.29
			(as of Mar. 2014)

表 3. 2. 1(1)-2 SUS304 の縦弾性係数、ポアソン比、瞬間熱膨張係数の表示式

材料特性	材料特性の表示式
縦弾性係数 E (10^3 MPa)	$-4.962 \times 10^{-11} T^4 + 1.133 \times 10^{-8} T^3 - 3.880 \times 10^{-6} T^2 - 6.591 \times 10^{-2} T + 196.1$ (for $20 \leq T \leq 1200$) [概説] ASME Code の全温度域 ($-200^\circ\text{C} \sim 700^\circ\text{C}$) の特性値にフィットする 4 次多項式で、 1000°C までの実験データにより妥当性を確認。 $20^\circ\text{C} \sim 650^\circ\text{C}$ では ASME Code 値、JSME 規格値、BDS 値と一致。
ポアソン比 ν	$7.6314 \times 10^{-5} T + 0.26409$ (for $20 \leq T \leq 1200$) [概説] EPICC 材料データ集 ($20^\circ\text{C} \sim 650^\circ\text{C}$) と一致する 1 次式を 1200°C まで外挿して使用。ASME Code 値、JSME 規格値、BDS 値は、 450°C 以下では 0.3 に統一しているが、 $500^\circ\text{C} \sim 650^\circ\text{C}$ ではこの式の値と一致。
瞬間熱膨張係数 β ($10^{-6} \text{ m/m}^\circ\text{C}$)	$0.004T + 18.49$ (for $650 \leq T \leq 1200$) [概説] $20^\circ\text{C} \sim 650^\circ\text{C}$ は表 3. 2. 1-1 の値 (EPICC, BDS と同じ) をそのまま使用。 650°C 以上は $625^\circ\text{C} \sim 650^\circ\text{C}$ の値の勾配を用いた線形外挿式。

(注) ASME Code : ASME Boiler & Pressure Vessel Code, Sec. II [3]

EPICC 材料データ集 : 非弾性解析の設計への適用方法に関する研究 [4]

BDS : 高速原型炉高温構造設計方針 材料強度基準等 [5]

JSME 規格 : 日本機械学会発電用原子力設備規格・設計建設規格 [6]

(b) 引張強さ及び降伏点

後述する単調応力ひずみ特性式は、材料の降伏点と引張強さをパラメータとして含んでいる。そのため、JAEA の SUS304 材料試験データ集 [7] に収録されている 455 点の引張試験データを用いて、SUS304 の室温から 1200°C までの平均降伏点 (0.2%耐力) と平均引張強さを図 3. 2. 1(1)-1 のように設定した。同図では、平均特性式と全試験データ (455 点) を比較している。これらの特性値の数式表示は表 3. 2. 1(1)-3 に示す通りである。平均降伏点と平均引張強さの温度に対する変化曲線は、同データ集において室温から 900°C まで幅広くデータが取得されている同一ロット材 (A7 材) に対するトレンド曲線を求めたのち、これを全試験データを用いた最小二乗法で最適化し算定した。なお、本報告書では、引張強さと降伏点の記号はそれぞれ s_u と s_y を用いることとする。

表 3.2.1(1)-3 SUS304 の平均引張強さと平均降伏点の特性式

材料強度特性	特性式(平均値)
平均引張強さ (MPa)	$\bar{\sigma}_u(T) = \begin{cases} -5.5734 \times 10^{-6} T^3 + 5.7829 \times 10^{-3} T^2 - 2.0026 T + 663.12 & (20 \leq T \leq 600) \\ -7.8066 \times 10^{-7} T^3 + 3.0591 \times 10^{-3} T^2 - 4.0958 T + 1864.4 & (600 < T \leq 1200) \end{cases}$
平均降伏点 (MPa)	$\bar{\sigma}_y(T) = \begin{cases} -6.9435 \times 10^{-7} T^3 + 1.0887 \times 10^{-3} T^2 - 0.60709 T + 253.71 & (20 \leq T \leq 800) \\ (-2.9852 \times 10^{-6} T^2 + 6.5333 \times 10^{-3} T - 2.5668) \bar{\sigma}_u(T) & (800 < T < 1040) \\ \bar{\sigma}_u(T) & (1040 \leq T \leq 1200) \end{cases}$

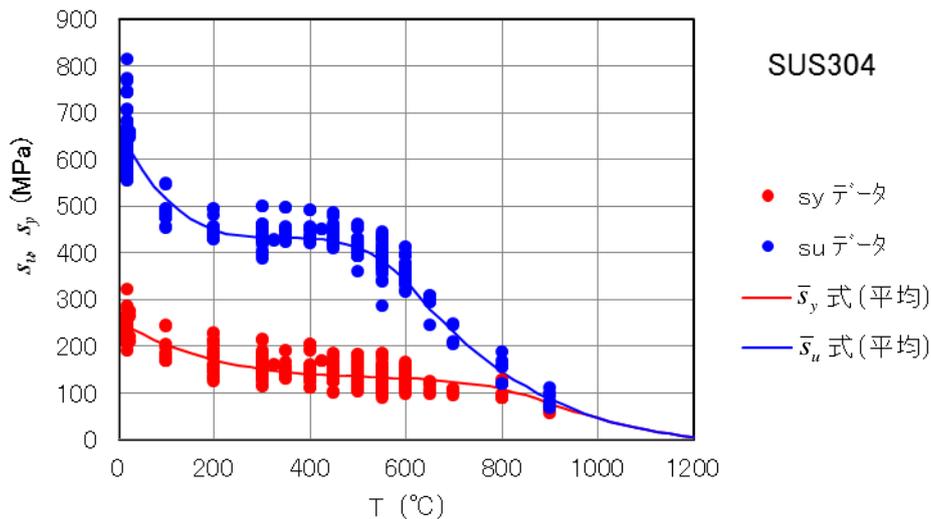


図 3.2.1(1)-1 SUS304 の平均強度式（降伏点 $\bar{\sigma}_y$ と引張強さ $\bar{\sigma}_u$ ）と全試験データ [7] の比較

(c) 単調応力ひずみ特性

通常の設計で取り扱うひずみは数%以内であるが、極限荷重下では数 10%を超えるひずみが生じる可能性がある。各種の構造材料に対して大ひずみ域（一様伸び）まで適用できる単調応力ひずみ関係式が ASME Code Sec. VIII, Div. 2, ANNEX 3.D [8]に与えられている。この式（ASME 単調式）は、ASME と API(American Petroleum Institute)が共同で策定した運転適合基準（Fitness-For-Service Standard）[9]にも用いられており、MPC モデルとも呼ばれている。ASME 単調式は、次式のように、ひずみを線形（弾性）ひずみ項と、マイクロひ

ずみ域及びマクロひずみ域を対象とする2つの非線形ひずみ項の和として表される。

$$\varepsilon = \sigma/E + \gamma_1(\sigma) + \gamma_2(\sigma) \quad (3.2.1(1)-1)$$

ここで、非線形ひずみ2項は、それぞれ応力のべき乗式で表したマイクロ域とマクロ域のひずみに重み係数を乗じて、次のように表している。

$$\gamma_1(\sigma) = w_1 \varepsilon_1, \quad \gamma_2(\sigma) = w_2 \varepsilon_2 \quad (3.2.1(1)-2), \quad (3.2.1(1)-3)$$

$$\varepsilon_1 = (\sigma/A_1)^{1/m_1}, \quad \varepsilon_2 = (\sigma/A_2)^{1/m_2} \quad (3.2.1(1)-4), \quad (3.2.1(1)-5)$$

$$w_1 = (1 - \tanh[H])/2, \quad w_2 = (1 + \tanh[H])/2 \quad (3.2.1(1)-6), \quad (3.2.1(1)-7)$$

ただし

$$H = \frac{2(\sigma - s_y)}{K(s_u - s_y)} - 2 \quad (3.2.1(1)-8)$$

上式に含まれる定数 m_1 , A_1 , m_2 , A_2 とパラメータ H は、材料の機械的強度特性（降伏点、引張強さ、一様伸び）から決定できる。このため、ASME 単調式は種々の材料に応用し易いものとなっており、本研究でもこの式を基本とすることとした。

なお、付録 3.2.1 A に ASME 単調式の概説が与えられている。

SUS304 の単調応力-ひずみ関係式は、以下のように ASME 単調式に国産材データを取り入れるとともに、若干の修正を加えて作成した。

ASME 単調式は、比例限が陽な形で現れておらず（式の決定には使用されているが）、応力レベルによらず常に非線形ひずみ（塑性ひずみ）が生じるため通常の塑性理論と整合しない。このため、ここでは以下のように、ASME 単調式に比例限 σ_p を陽な形で取り入れ、弾性と塑性を区分して用いる。

$$\varepsilon = \begin{cases} \sigma/E & \text{for } \sigma \leq \sigma_p \\ \sigma/E + \varepsilon^p(\sigma) & \text{for } \sigma > \sigma_p \end{cases} \quad (3.2.1(1)-9)$$

当初は、比例限を 0.02% オフセットで定義し、温度ごとに ASME 単調式から求めた比例限を温度に関する多項式で表した[1]。しかしながら、付録 3.2.1 A の概説にあるように、ASME 単調式の導出過程で比例限（非線形ひずみ第1項で 0.002% オフセット相当）が用いられていることから、最終的に比例限は ASME のこの定義に統一することとした。すなわち、比例限は降伏点に降伏比を乗じる簡便な方法で定義する[2]。

ASME 単調式は温度ごとの降伏点と引張強さのデータを必要とする。3.2.1(1)②1) (b) で SUS304 に対して設定した室温から超高温（～1200℃）までの降伏点及び引張強さ（それぞれ平均値）を用いることができる。最終的に得られた SUS304 の単調応力ひずみ関係式（提案式）を表 3.2.1(1)-4 に示す。同表の式は、単調応力ひずみ関係式に含まれる材料の3つの機械的特性（降伏点、引張強さ、及び一様伸び）の平均値に対してそれぞれ補正係数を導入することにより、材料のばらつきを考慮できるようにしている。ある特定の SUS304 材料

表 3.2.1(1)-4 SUS304 の単調応力ひずみ式

<p>単調応力-ひずみ関係式</p> $\varepsilon = \sigma / E + \varepsilon^p(\sigma) \quad \text{for } \sigma_p \leq \sigma \leq s_u \exp(m_2)$ <p>where $\varepsilon^p = \gamma_1(\sigma) + \gamma_2(\sigma) - \varepsilon_0$ with $\varepsilon_0 = \gamma_1(\sigma_p) + \gamma_2(\sigma_p)$</p> $\gamma_1(\sigma) = \frac{\varepsilon_1}{2}(1 - \tanh[H]), \quad \gamma_2(\sigma) = \frac{\varepsilon_2}{2}(1 + \tanh[H])$ <p>with $\varepsilon_1 = (\sigma / A_1)^{1/m_1}, \quad \varepsilon_2 = (\sigma / A_2)^{1/m_2}, \quad H = \frac{2(\sigma - s_y)}{K(s_u - s_y)} - 2$</p> <p>$\sigma$: 真応力 (MPa), ε: 真ひずみ (m/m)</p>	
E (MPa)	$-4.962 \times 10^{-8} T^4 + 1.133 \times 10^{-5} T^3 - 3.880 \times 10^{-3} T^2 - 65.91T + 196100$
s_u (MPa) (公称値)	$\alpha_u \bar{s}_u$ (α_u : 引張強さ補正係数, \bar{s}_u : 平均引張強さ) $20^\circ\text{C} \leq T \leq 600^\circ\text{C} \quad \bar{s}_u = -5.5734 \times 10^{-6} T^3 + 5.7829 \times 10^{-3} T^2 - 2.0026T + 663.12$ $600^\circ\text{C} \leq T \leq 1000^\circ\text{C} \quad \bar{s}_u = -7.8066 \times 10^{-7} T^3 + 3.0591 \times 10^{-3} T^2 - 4.0958T + 1864.4$
s_y (MPa) (公称値)	$\alpha_y \bar{s}_y$ (α_y : 降伏点補正係数, \bar{s}_y : 平均降伏点) $20^\circ\text{C} \leq T \leq 800^\circ\text{C} \quad \bar{s}_y = -6.9435 \times 10^{-7} T^3 + 1.0887 \times 10^{-3} T^2 - 0.60709T + 253.71$ $800^\circ\text{C} < T < 1000^\circ\text{C} \quad \bar{s}_y = (-2.9852 \times 10^{-6} T^2 + 6.5333 \times 10^{-3} T - 2.5668) \bar{s}_u$
e_{ue} (m/m) (公称値)	$\alpha_{ue} \bar{e}_{ue}$ (α_{ue} : 一様伸び補正係数, \bar{e}_{ue} : 平均一様伸び) $\bar{e}_{ue} = \exp\{0.75(1 - \bar{R})\} - 1$ with $\bar{R} = \bar{s}_y / \bar{s}_u$
σ_p (MPa)	$R s_y$ with $R = s_y / s_u$
A_1, m_1	$A_1 = \frac{s_y(1 + \varepsilon_y)}{(\ln[1 + \varepsilon_y])^{m_1}}, \quad m_1 = \frac{\ln[R] + (\varepsilon_p - \varepsilon_y)}{\ln\left[\frac{\ln[1 + \varepsilon_p]}{\ln[1 + \varepsilon_y]}\right]}$ where $\varepsilon_y = 0.002, \varepsilon_p = 0.00002$
A_2, m_2	$A_2 = \frac{s_u \exp(m_2)}{(m_2)^{m_2}}, \quad m_2 = \ln(1 + e_{ue})$
K	$K = 1.5R^{1.5} - 0.5R^{2.5} - R^{3.5}$

(As of 2015/06/04)

に対して、3つの機械的特性が分かっているならば、適切な補正係数を用いてその材料の応力ひずみ関係を表すことができる。図 3.2.1(1)-4 は SUS304 の提案式によるひずみ 10%までの単調応力ひずみ曲線（平均特性）である。応力-ひずみの傾きは、降伏後徐々に小さくなるが、ひずみ 5%前後から再び増加する傾向が見られる。なお、提案式の応力ひずみ曲線（平均）は、ひずみ 3%までの範囲で BDS [5] の曲線とも良く対応していることが確認されている。

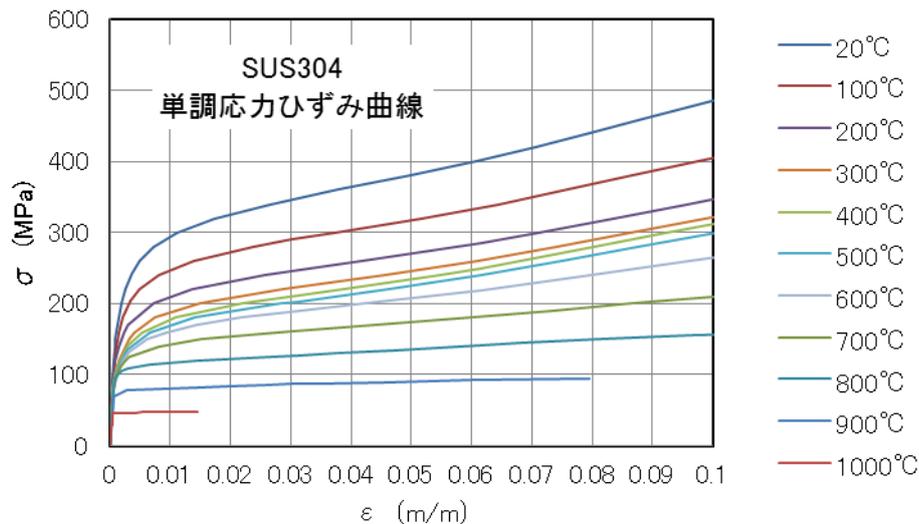


図 3.2.1(1)-2 代表的温度における SUS304 の単調応力ひずみ曲線(平均)

(d) 繰返し応力ひずみ特性

繰返し応力ひずみ特性としては、ひとまとまりの定ひずみ範囲の両振繰返し試験から得られる動的応力ひずみ関係（定常繰返し状態における応力範囲とひずみ範囲の関係）、及び定常応力ひずみヒステリシス曲線の設定が必要となる。

SUS304 の動的応力ひずみ関係式は ASME Code [8, 9] に設計評価用として与えられているが、実際の材料特性とどのように対応しているか（平均特性あるいは最小特性）は明らかにされていない。BDS の動的応力ひずみ関係式 [10] は、国産材データベースを用いて、425°C～650°C の比較的狭い温度域に対して定められており、平均特性を表している。また、BDS 式を低温側に室温まで拡張した関係式（ここでは PNC 式と呼ぶ） [11] も提示されている。

ASME 式は、BDS 式や PNC 式に比べてかなり低めの動的応力ひずみ曲線を与え、SUS304 の平均特性を示しているとはいえない。従って、ここでは、PNC 式を超高温域にまで拡張した式を作成する方針をとる。PNC 式（BDS 式も同様）は次のような Ludwik タイプの式で表されている。

$$\Delta\varepsilon^p = \left(\frac{\Delta\sigma - 2\sigma_p}{K_d} \right)^{1/m_d} \quad (3.2.1(1)-10)$$

これを対数式で表すと

$$\log(\Delta\sigma - 2\sigma_p) = m_d \log(\Delta\varepsilon^p) + \log(K_d) \quad (3.2.1(1)-11)$$

PNC 式の拡張は K_d, m_d 値の超高温側へ外挿することにより行った[1]。しかしながら、この K_d, m_d 値は 0.02% オフセット応力で定義した比例限を用いて決定していたため、(c) で述べた比例限の定義の変更 ($\sigma_p = R s_y$) に伴い、動的応力ひずみ関係式も修正する必要が生じた。このため、拡張 PNC 式を用いて 20°C ~ 1000°C までの各温度で計算される動的応力ひずみ曲線を、変更後の比例限を用いて新たに Ludwik タイプの式でフィットさせた。

各温度で決定した $\log(K_d) \equiv a$ と m_d の値を温度の多項式で近似し最終的な K_d と m_d の表示式を決定した。図 3.2.1(1)-5 と図 3.2.1(1)-6 は、それぞれ K_d および m_d の表示式による結果である。なお、図 3.2.1(1)-6 において、 m_d は 1000°C で単調応力ひずみ曲線相当の指数の値に至ると仮定している。

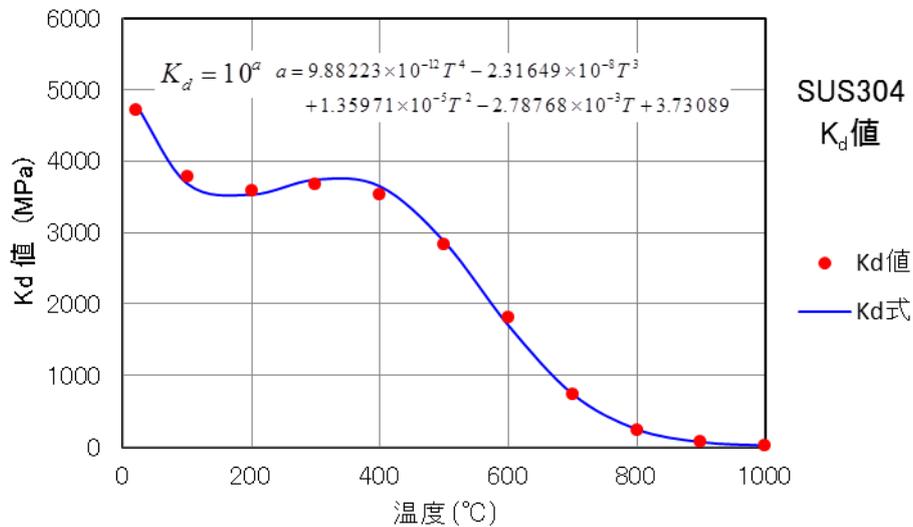


図 3.2.1(1)-3 SUS304 の動的応力ひずみ関係式のパラメータ K_d の多項式

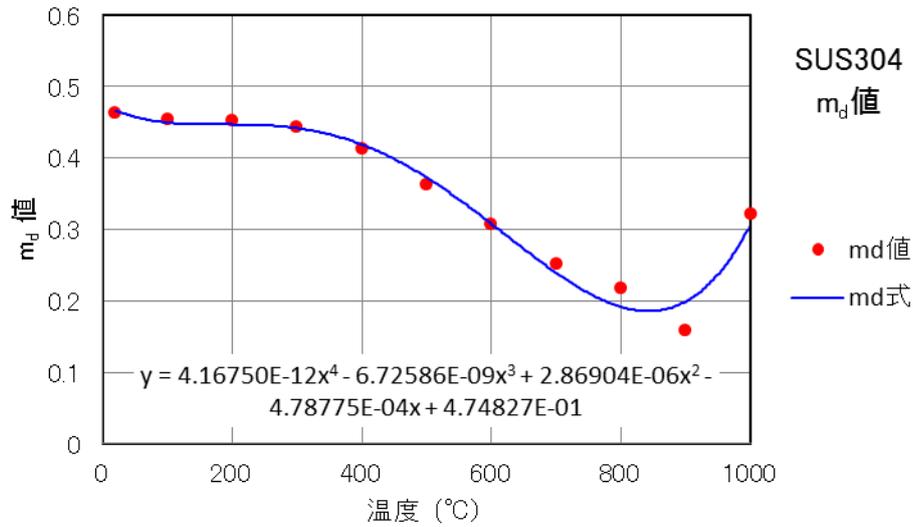


図 3.2.1(1)-4 SUS304 の動的応力ひずみ関係式のパラメータ m_d の多項式

定常ヒステリシス曲線についても、同上の比例限 ($\sigma_p = R_s y$) を用いて Ludwik タイプの式を作成する。Ludwik タイプの定常ヒステリシス曲線の式は次式で表される。

$$\sigma^* = 2\sigma_p + K_s (\varepsilon^{p*})^{m_s} \quad (3.2.1(1)-12)$$

ここで、材料定数は σ_p , K_s , m_s の 3 個である。 σ_p は単調応力ひずみ曲線に対して定めた比例限と同じものであり、 m_s は定常ヒステリシス曲線の形状指数である。比例限 σ_p 値が変更されると、これに連動して K_s , m_s の値も変更される。

式(3.2.1(1)-28)において、 ε^{p*} と $(\sigma^* - 2\sigma_p)$ を、それぞれ塑性ひずみ範囲 $\Delta\varepsilon^p$ と定常超過ひずみ範囲 $(\Delta\sigma - 2\sigma_p)$ で無次元化すると、次式が得られる。

$$\frac{\sigma^* - 2\sigma_p}{\Delta\sigma - 2\sigma_p} = \left(\frac{\varepsilon^{p*}}{\Delta\varepsilon^p} \right)^{m_s} \quad (3.2.1(1)-13)$$

このように、無次元化した応力—塑性ひずみ関係式は、形状指数 m_s のみで表される。 m_s 算定式を作成するため、316FR の定常ヒステリシスの実験データ (温度: 200°C, 300°C, 400°C, 500°C, 600°C の 5 条件、ひずみ範囲: 0.5%, 1.0%, 1.5% の 3 条件の合計 15 本) [12] を用いる。表 3.2.1(1)-4 の比例限を用いて、個々の定常ヒステリシス曲線に Ludwik 式をフィットさせて決定した指数 m_s の全データと、それらを表す算定式を図 3.2.1(1)-7 に示す。算定式は温度やひずみによらず、次のように表すことができる。

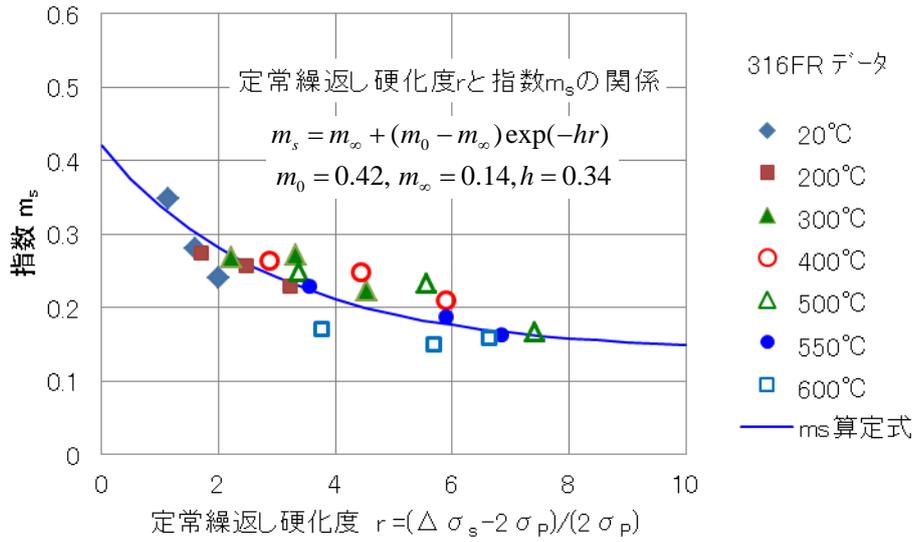


図 3.2.1(1)-5 定常ヒステリシス曲線の指数 m_s 算定式 (316FR, SUS304 共通)

$$m_s = (m_0 - m_\infty) \exp(-hr) + m_\infty \quad (3.2.1(1)-14)$$

ここで、 m_0 , m_∞ は材料によらない共通の定数で、 $m_0 = 0.42$, $m_\infty = 0.14$ である。 h は材料に応じて定まる定数で、316FR では $h = 0.34$ である。また r は定常繰返し硬化度（定常超過応力の尺度）であり次式のように定義される。

$$r = \frac{\Delta\sigma_s - 2\sigma_p}{2\sigma_p} \quad (3.2.1(1)-15)$$

ここで、 $\Delta\sigma$ は与えられたひずみ範囲の下での定常応力範囲である。 r 値は温度やひずみ範囲の条件に依存するが、その最大値 r_{\max} は材料ごとに定まる。一方、 m_s 値は特定の材料の r_{\max} 値において m_∞ 値に至ると仮定する。SUS304 では r_{\max} 値は 316FR と同程度であることから、316FR と同じ $h = 0.34$ を用いることができる。

式(3.2.1(1)-12)の残りの定数 K_s は、定常ヒステリシスのピーク応力が動的応力ひずみ曲線上にあるという条件から、次式により決定される。

$$K_s = K_d \left(\frac{\Delta\sigma - 2\sigma_p}{K_d} \right)^{(m_d - m_s) / m_d} \quad (3.2.1(1)-16)$$

以上のようにして決定した動的応力ひずみ関係式及び定常応力ひずみヒステリシス関係式を表 3.2.1(1)-5 にまとめる。

表 3.2.1(1)-5 SUS304 の繰返し応力ひずみ関係式

<p>動的応力ひずみ関係式 (定常応力範囲—ひずみ範囲)</p> $\Delta\varepsilon = \Delta\sigma / E + \Delta\varepsilon^P$ <p>where $\Delta\varepsilon^P = \begin{cases} 0 & \text{for } \Delta\sigma \leq 2\sigma_p \\ \left(\frac{\Delta\sigma - 2\sigma_p}{K_1}\right)^{1/m_1} & \text{for } \Delta\sigma > 2\sigma_p \end{cases}$</p> <p>定常応力ひずみヒステリシス関係式</p> $\varepsilon^* = \sigma^* / E + \varepsilon^{P*}$ <p>where $\varepsilon^{P*} = \begin{cases} 0 & \text{for } \sigma^* \leq 2\sigma_p \\ \left(\frac{\sigma^* - 2\sigma_p}{K_2}\right)^{1/m_2} & \text{for } \sigma^* > 2\sigma_p \end{cases}$</p> <p>$\varepsilon^*$, ε^{P*}, σ^* : 圧縮ピーク点を原点とした全ひずみ、塑性ひずみ、応力</p> <p>適用温度 : $20^\circ\text{C} \leq T \leq 1000^\circ\text{C}$</p>	
E (MPa)	$-4.962 \times 10^{-8}T^4 + 1.133 \times 10^{-5}T^3 - 3.880 \times 10^{-3}T^2 - 65.91T + 196100$
s_u (MPa) (公称値)	$\alpha_u \bar{s}_u$ (α_u : 引張強さ補正係数, \bar{s}_u : 平均引張強さ) $20^\circ\text{C} \leq T \leq 600^\circ\text{C}$ $\bar{s}_u = -5.5734 \times 10^{-6}T^3 + 5.7829 \times 10^{-3}T^2 - 2.0026T + 663.12$ $600^\circ\text{C} \leq T \leq 1000^\circ\text{C}$ $\bar{s}_u = -7.8066 \times 10^{-7}T^3 + 3.0591 \times 10^{-3}T^2 - 4.0958T + 1864.4$
s_y (MPa) (公称値)	$\alpha_y \bar{s}_y$ (α_y : 降伏点補正係数, \bar{s}_y : 平均降伏点) $20^\circ\text{C} \leq T \leq 800^\circ\text{C}$ $\bar{s}_y = -6.9435 \times 10^{-7}T^3 + 1.0887 \times 10^{-3}T^2 - 0.60709T + 253.71$ $800^\circ\text{C} < T < 1000^\circ\text{C}$ $\bar{s}_y = (-2.9852 \times 10^{-6}T^2 + 6.5333 \times 10^{-3}T - 2.5668) \bar{s}_u$
σ_p (MPa)	$R s_y$ with $R = s_y / s_u$
m_d	$4.16750 \times 10^{-12}T^4 - 6.72586 \times 10^{-9}T^3 + 2.86904 \times 10^{-6}T^2 - 4.78775 \times 10^{-4}T + 0.474827$
K_d (MPa)	$K_d = 10^a$: $a = 9.88223 \times 10^{-12}T^4 - 2.31649 \times 10^{-8}T^3 + 1.35971 \times 10^{-5}T^2 - 2.78768 \times 10^{-3}T + 3.73089$
m_s	$m_s = (m_0 - m_\infty) \exp(-hr) + m_\infty$ where $r = (\Delta\sigma - 2\sigma_p) / (2\sigma_p)$ $m_0 = 0.42$, $m_\infty = 0.14$, $h = 0.34$ $\Delta\sigma = 2\sigma_M$ (σ_M : 繰返し参照応力)
K_s (MPa)	$K_d \left(\frac{\Delta\sigma - 2\sigma_p}{K_d}\right)^{(m_d - m_s)/m_d}$

図 3.2.1(1)-9 は提案式による温度ごとの動的応力ひずみ曲線を単調応力ひずみ曲線と対比して示す。材料は 200~400°C の温度域では温度上昇により単調な軟化を示さないが、500°C 以上の温度域では温度上昇とともに単調に軟化する。単調応力ひずみ曲線と動的応力ひずみ曲線の差は繰返し硬化によるもので、超高温では両曲線とも弾完全塑性に近く繰返し硬化はなくなっていく。

次に、表 3.2.1(1)-5 の定常ヒステリシス関係式による全体傾向を見てみる。

図 3.2.1(1)-10 は 600°C においてひずみ範囲を変えた場合、図 3.2.1(1)-11 はひずみ範囲を $\Delta\varepsilon = 6\%$ とし温度を変えた場合のヒステリシスループの計算例である。いずれの場合もヒステリシスループの応力範囲は動的応力ひずみ関係により規定されている。図 3.2.1(1)-11 では、超高温で温度に伴う軟化によりヒステリシスループが極端に扁平化する傾向が見られる。

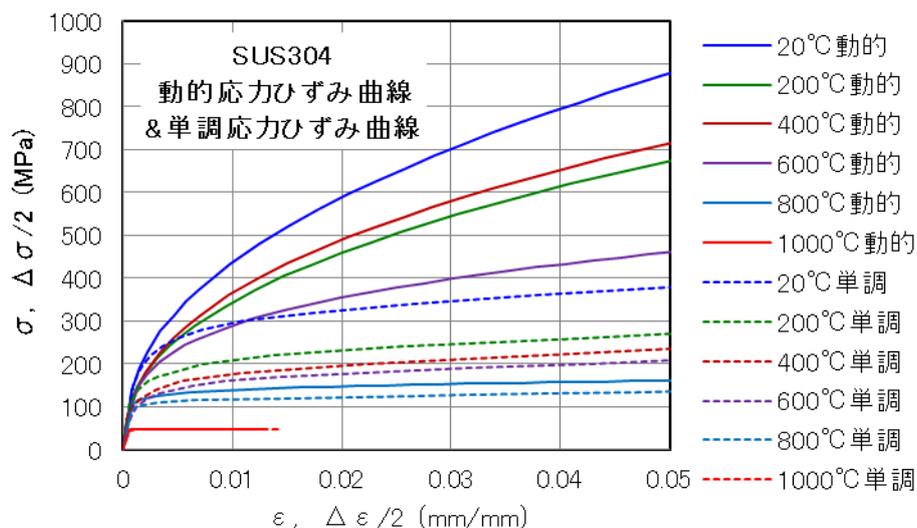


図 3.2.1(1)-6 SUS304 の提案式による動的応力ひずみ曲線と単調応力ひずみ曲線

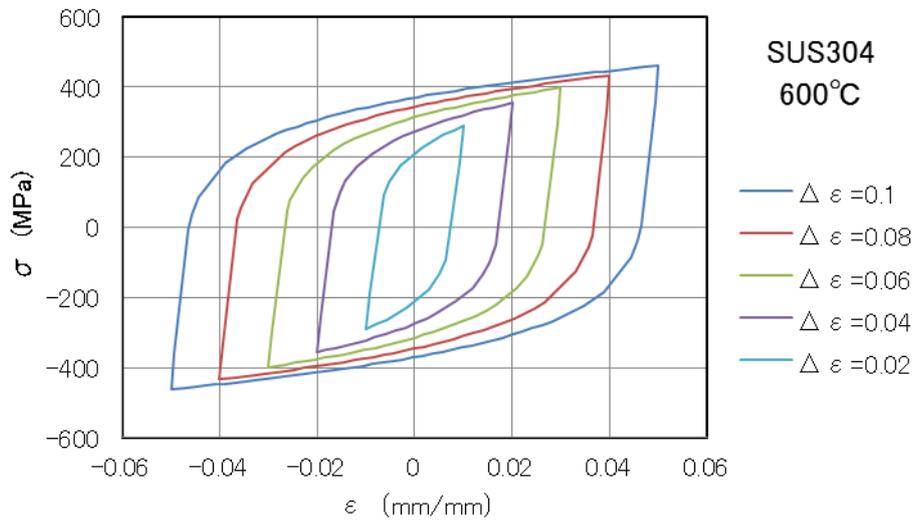


図 3.2.1(1)-7 SUS304 の提案式による定常ヒステリシスループ (600°C)

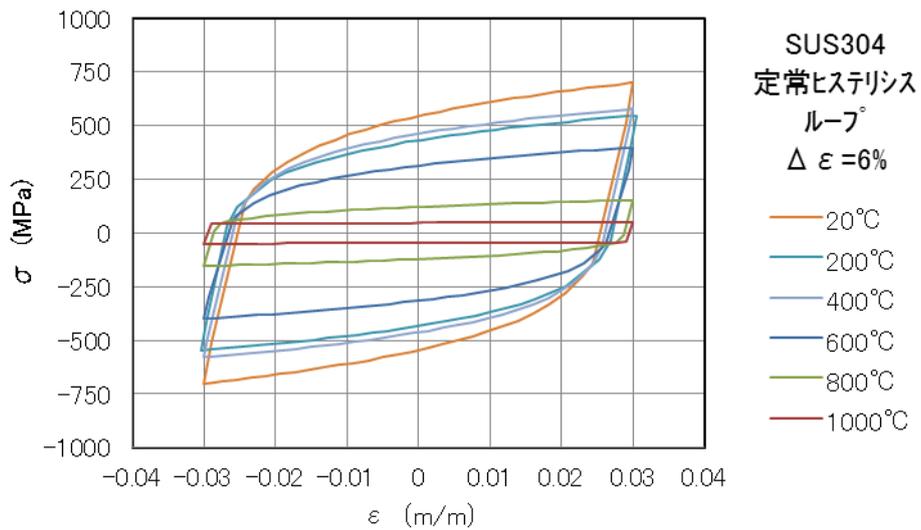


図 3.2.1(1)-8 SUS304 の提案式による定常ヒステリシスループ ($\Delta \varepsilon = 6\%$)

(e) 超高温クリープ特性

JAEA の報告書[13]に、SUS304 の 800℃を超える超高温のクリープ試験で取得された 30 点のクリープデータが収録されている。同報告書の全試験結果一覧表を表 3.2.1(1)-6 に掲載する。この試験データ(ここでは JAEA 超高温クリープデータという)を基にして、SUS304 の高温のクリープ特性を検討した。なお、クリープ特性を表すために一般に用いられている応力とひずみはそれぞれ公称応力と公称ひずみであることに留意する。

表 3.2.1(1)-6 SUS304 の JAEA 超高温クリープデータ一覧表[13]

材料ヒート 識別記号	試験 雰囲気	試験片 番号	試験 温度 (°C)	応力 (MPa)	破断 時間 (h)	破断 伸び (%)	絞り (%)	破断 位置 ※2	定常 クリープ 速度 (%/h)	第3期 クリープ 開始時間 (h)
A7	大気中	FA07A05	800	54	221.9	77.1	68.1	B	1.47E-01	115.3
		FA07A01	800	40	1539.7	60.1	48.1	B	1.74E-02	856.4
		FA07A13	800	40	1651.3	51.3	46.9	A	1.56E-02	597.1
		FA07A09	800	38	2064.9	49.5	42.9	B	1.21E-02	879.5
		FA07A06	850	38	239.3	68.7	52.3	B	1.18E-01	116.0
		FA07A04	850	28	1360.9	44.4	33.4	B	1.54E-02	629.7
		FA07A12	850	28	1312.9	※1		B	1.43E-02	698.8
		FA07A10	850	26	1984.6	36.5	31.6	B	1.02E-02	925.9
		FA07A08	900	26	217.6	※1		A	8.09E-02	119.3
		FA07A03	900	18	1625.9	※1		B	1.00E-02	652.1
	FA07A02	900	18	1595.8	28.9	31.8	B	8.79E-03	457.2	
	FA07A11	900	17	1995.2	29.7	31.5	B	6.85E-03	529.1	
	アルゴン中	FA07G16	800	54	261.4	※1		A	-	-
		FA07G09	800	40	1473.1	27.3	34.6	A	-	-
		FA07G10	800	40	1447.9	※1		A	-	-
		FA07G13	800	38	4117.0	※1		B	-	-
		FA07G12	850	38	294.4	46.4	48.7	A	-	-
		FA07G11	850	28	1183.7	23.7	35.6	B	-	-
		FA07G15	850	28	1764.5	※1		B	-	-
		FA07G14	850	26	1829.6	23.5	32.4	B	-	-
FA07G04		900	26	274.6	※1		B	-	-	
FA07G02		900	18	1432.5	※1		A	-	-	
A13	大気中	FA13A02	800	54	179.0	121.8	79.3	B	2.41E-01	87.3
		FA13A06	800	40	1132.9	92.4	69.5	B	3.08E-02	526.1
		FA13A09	800	38	1502.6	91.8	68.4	A	2.32E-02	723.6
		FA13A03	850	38	174.1	71.9	72.7	B	2.00E-01	87.0
		FA13A05	850	28	974.9	※1		B	2.97E-02	391.6
		FA13A08	850	26	1308.0	58.0	55.3	B	1.91E-02	461.7
		FA13A01	900	26	153.3	82.2	73.9	A	1.98E-01	80.1
		FA13A04	900	18	821.9	66.3	58.0	B	1.00E-02	95.7
		FA13A07	900	17	1101.1	77.6	58.6	B	3.36E-03	77.4
I A14	大気中	FA14A02	800	54	178.7	105.6	69.4	B	1.79E-01	80.5
		FA14A06	800	40	885.0	55.5	53.4	B	2.53E-02	391.6
		FA14A09	800	38	1405.3	55.3	47.0	B	1.50E-02	570.2
		FA14A03	850	38	178.0	51.5	55.8	B	1.30E-01	76.8
		FA14A05	850	28	610.8	36.3	34.6	B	2.05E-02	225.4
		FA14A08	850	26	1163.6	35.9	33.7	B	1.21E-02	420.3
		FA14A01	900	26	202.2	42.2	41.7	A	9.01E-02	88.0
		FA14A04	900	18	826.3	38.8	34.9	A	7.37E-03	145.2
FA14A07	900	17	838.9	48.2	35.7	A	1.17E-02	163.3		

a) クリープ破断時間

文献[13]では、800℃、850℃、900℃の超高温クリープデータが取得されており、650℃を適用温度上限とする BDS クリープ破断式[14]が 900℃まで拡張して適用できると報告されている。BDS クリープ破断式は次式の通りである。

$$(T + 273.15)\{\log_{10}(\alpha_r t_r) + C\} = A_0 + A_1 \log_{10}(9.80665\sigma) + A_2 \{\log_{10}(9.80665\sigma)\}^2 \quad (3.2.1(1)-17)$$

ここで、 T : 温度 (℃)、 t_r : クリープ破断時間 (hr)、 σ : 公称応力 (MPa)

$\alpha_r = 1$ (平均値)、10 (設計値)

$C = 17.54301$

$A_0 = 26248.54, \quad A_1 = -6104.579, \quad A_2 = -425.0012$

図 3.2.1(1)-11 は、BDS クリープ破断式を用いて 800, 850, 900℃の破断時間を推定し、表 3.2.1(1)-6 の実験データと重ねてプロットしたものである。応力が若干高めに評価されているが (同じ応力なら長時間側)、比較的良い一致が得られている。図 3.2.1(1)-12 は、破断時間の計算値と実験値の関係をプロットしたもので、標準偏差 0.328 で一致している。この値は、図 3.2.1(1)-13 に示す BDS 式自体を作成した時のデータのばらつき (標準偏差 0.559) より小さい。

表 3.2.1(1)-7 は、JAEA 超高温クリープデータ (表 3.2.1(1)-6) のクリープ破断試験データと、BDS 式によるクリープ破断時間を比較している。図 3.2.1(1)-14 はこれを図示したものであるが、BDS 式は若干長めのクリープ破断時間を予測することが分かる。

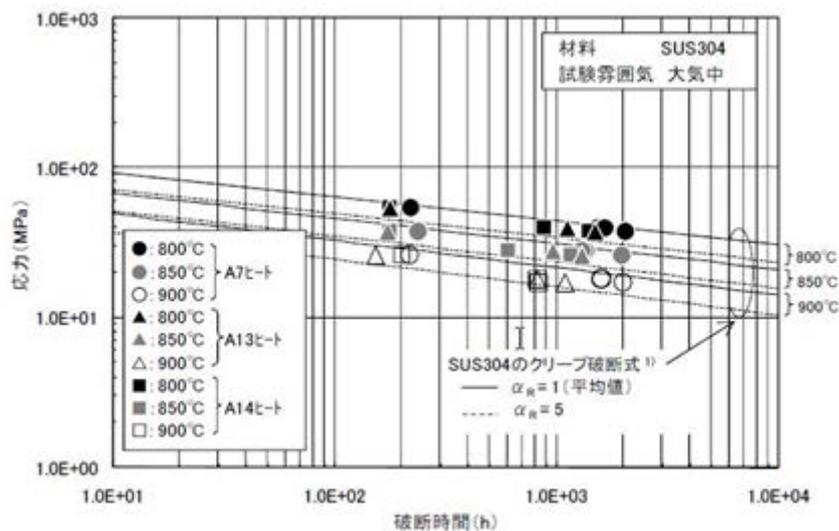


図 3.2.1(1)-9 SUS304 の 800℃～900℃におけるクリープ破断時間 (JAEA のデータ) [13]

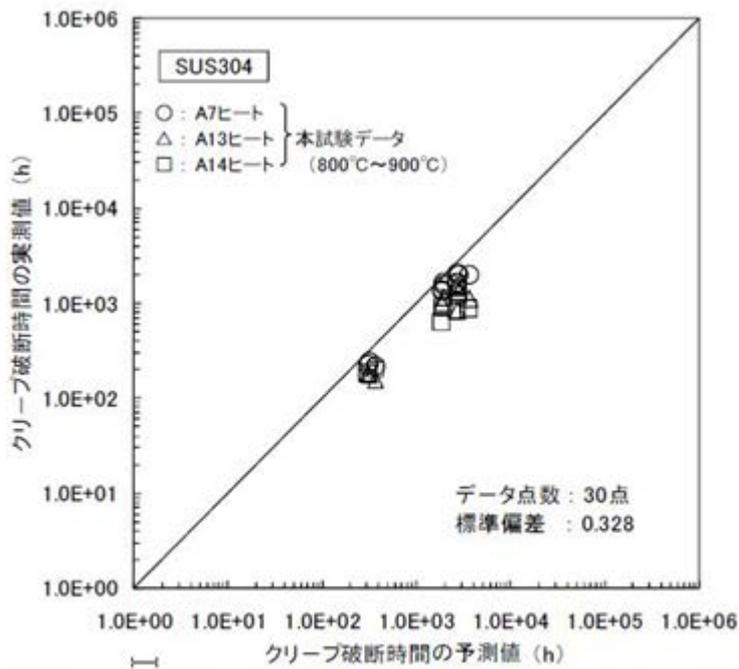


図 3.2.1(1)-10 SUS304 のクリープ破断時間の BDS 式による予測値との比較 (JAEA による 800°C~900°C のデータ) [13]

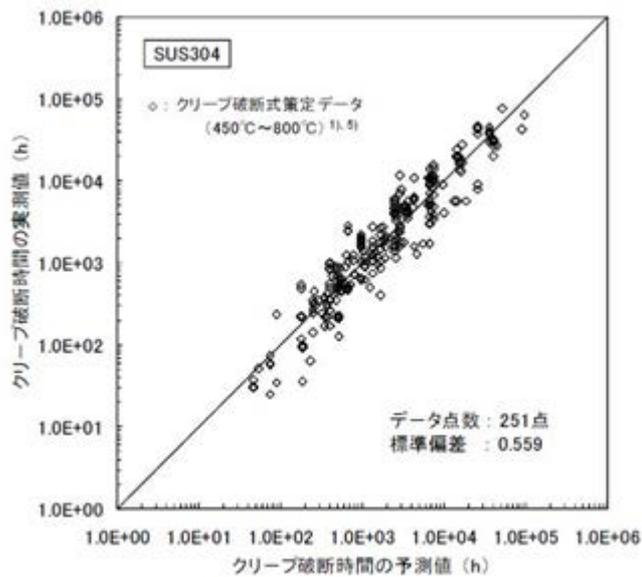


図 3.2.1(1)-11 SUS304 のクリープ破断時間の予測値との比較 (破断式作成時のデータ) [14]

表 3.2.1(1)-7 SUS304 の 800℃以上のクリープ破断時間データと BDS 式による計算値

温度 (°C)	応力 (MPa)	BDS 計算値 破断時間(h)	A7 材 破断時間(h)		A13 材 破断時間(h)	A14 材 破断時間(h)
800	54	305.2	221.9	-	179	178.7
800	40	1975.5	1539.7	1651.3	1132.9	885
800	38	2710.0	2064.9	-	1502.6	1405.3
850	38	315.6	239.3	-	174.1	178
850	28	1872.4	1360.9	1312.9	974.9	610.8
850	26	2871.1	1984.6	-	1308	1163.6
900	26	365.6	217.6	-	153.3	202.2
900	18	2714.8	1625.9	1595.8	821.9	826.3
900	17	3693.5	1995.2	-	1101.1	838.9

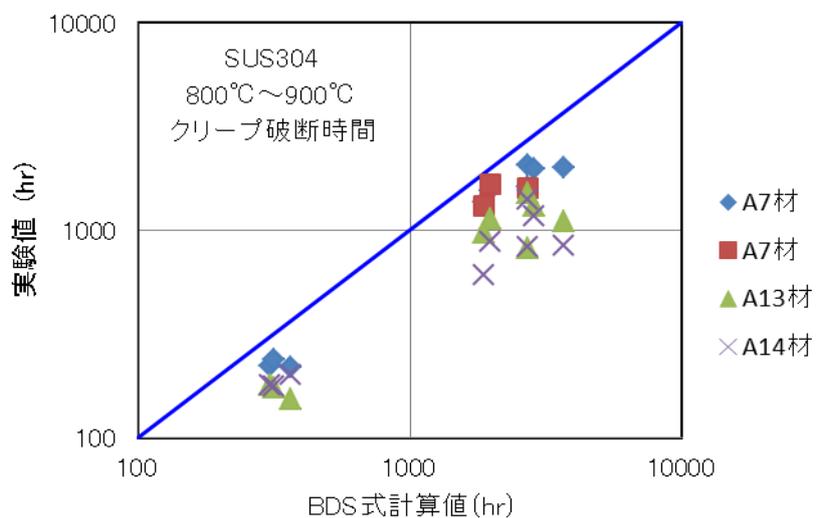


図 3.2.1(1)-12 SUS304 のクリープ破断時間の予測 (800℃~900℃、BDS 式と実験データ [13])

b) (1次+2次)クリープひずみ式

SUS304 の BDS クリープひずみ式[14]は、(1次+2次)クリープを対象としたもので、適用温度は 650°C以下とされている。ここでは、BDS 式が 650°Cを超えてどこまで温度外挿できるかを検討する。なお、クリープひずみは、厳密には単軸定荷重(一定の公称応力)下で時間とともに生じるひずみ(公称値)を表していることに注意する。

SUS304 の BDS クリープひずみ式は、次式のように1次クリープ2項と定常クリープ項よりなっている。

$$\varepsilon^c = C_1 \{1 - \exp(-r_1 t)\} + C_2 \{1 - \exp(-r_2 t)\} + \dot{\varepsilon}_m t \quad (3.2.1(1)-18)$$

ここで、 $r_1 = S_1 t_r^{\alpha_1} \quad (3.2.1(1)-19)$

$$r_2 = S_2 t_r^{\alpha_2} \quad (3.2.1(1)-20)$$

$$C_1 = G_1 \dot{\varepsilon}_m^{\beta_1} / r_1 \quad (3.2.1(1)-21)$$

$$C_2 = G_2 \dot{\varepsilon}_m^{\beta_2} / r_2 \quad (3.2.1(1)-22)$$

$$\dot{\varepsilon}_m = F t_r^{-\lambda} \quad (3.2.1(1)-23)$$

ただし、 ε^c : クリープひずみ(mm/mm)、 t : 時間(hr)、 t_r : クリープ破断時間 (hr)、

$\dot{\varepsilon}_m$: 定常クリープ速度(mm/mm/hr)

各定数等は以下の通りである。

$$S_1 = 40.0, \quad \alpha_1 = -0.6667$$

$$S_2 = 14.799, \quad \alpha_2 = -0.85439$$

$$G_1 = 24.08, \quad \beta_1 = 0.7908$$

$$G_2 = 0.81437, \quad \beta_2 = 0.87084$$

$$F = 65.48 \exp \left\{ - \frac{42750}{8.31 (T + 273.15)} \right\} \quad (3.2.1(1)-24)$$

$$\lambda = 1.1296$$

ここで、 T は温度(°C)である。

温度と応力(公称応力)が与えられると、式(3.2.1(1)-17)よりクリープ破断時間、次に式(3.2.1(1)-23)より定常クリープ速度が求まり、また、式(3.2.1(1)-19)-式(3.2.1(1)-22)よりすべての定数(C_1, r_1, C_2, r_2)が定まり、(1次+2次)クリープひずみが計算できる。しかしながら、650°Cを超える高温では、クリープひずみに占める1次クリープひずみの割合は小さいことから、1次クリープは無視し、定常クリープのみを検討することよい。

JAEA 超高温クリープデータ[13]と、式(3.2.1(1)-17)で計算したクリープ破断時間を用いて、式(3.2.1(1)-23)より各温度、応力における定常クリープ速度を計算した結果の比較を表3.2.1(1)-8に示す。図3.2.1(1)-15は定常クリープ速度の計算値と実験データの比較図である。計算値は実験値と比較的良好一致を示しており、定常クリープ速度式は900°Cまでのデータによりその妥当性が確認された。データがない領域への外挿温度幅を100°Cとし、定常クリープ速度式の適用温度上限は1000°Cとすることとする。

表 3.2.1(1)-8 SUS304 の高温における定常クリープ速度実験値[13]と BDS 式による計算値

温度 (°C)	応力 (MPa)	定常クリー プ速度計算 値 (%/h)	A7 材		A13 材 定常クリー プ速度(%/h)	A14 材 定常クリー プ速度 (%/h)
			定常クリープ速度(%/h)			
800	54	8.466E-02	1.47E-01	-	2.41E-01	1.79E-01
800	40	1.027E-02	1.74E-02	1.56E-02	3.08E-02	2.53E-02
800	38	7.183E-03	1.21E-02	-	2.32E-02	1.50E-02
850	38	1.009E-01	1.18E-01	-	2.00E-01	1.30E-01
850	28	1.350E-02	1.54E-02	1.43E-02	2.97E-02	2.05E-02
850	26	8.331E-03	1.02E-02	-	1.91E-02	1.21E-02
900	26	1.039E-01	8.09E-02	-	1.98E-01	9.01E-02
900	18	1.079E-02	1.00E-02	8.79E-03	1.00E-02	7.37E-03
900	17	7.619E-03	6.85E-03	-	3.36E-03	1.17E-02

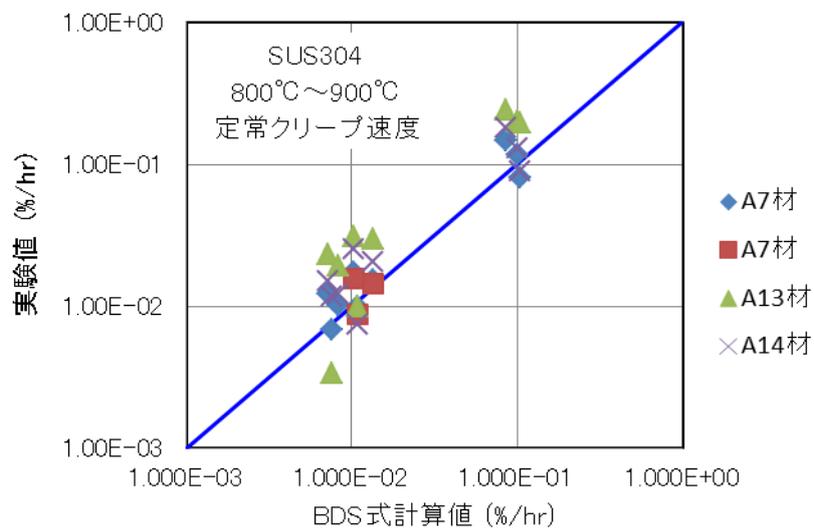


図 3.2.1(1)-13 SUS304 の定常クリープ速度の実験値 (800°C~900°C) と BDS 式による計算値との比較

c) 3次クリープ開始時間とクリープ破断ひずみ

SUS304 の3次クリープを定式化するために、3次クリープ開始時間（第3期クリープ開始時間と同義）とクリープ破断伸びの特性化が必要である。ここでは、表 3.2.1(1)-7 の超高温の実験データに基づきそれぞれの特性式を行う。

表 3.2.1(1)-7 の試験データを用いて、3次クリープ開始時間と破断時間の関係をプロットすると図 3.2.1(1)-14 のようになり、次の線形関係式が得られる。

$$t_{3s} = 0.3869 t_r \quad (3.2.1(1)-25)$$

次に、クリープ破断伸びについて検討する。破断時3次クリープひずみは、破断伸びから破断時の定常クリープ伸びを差し引いた伸び（ひずみ）である。表 3.2.1(1)-7 の実験データについて、定常クリープ式(3.2.1(1)-23)を用いて破断時3次クリープひずみ量 $(\epsilon_f - \dot{\epsilon}_m t_r)$ (%) を求め、応力 σ (MPa) に対してプロットすると図 3.2.1(1)-15 が得られる。 $(\epsilon_f - \dot{\epsilon}_m t_r)$ は、明確な温度依存性が認められないことから、応力のみで線形依存性を仮定し次式が得られる。

$$\epsilon_f = \dot{\epsilon}_m t_r + 1.1193 \sigma \quad (3.2.1(1)-26)$$

式(3.2.1(1)-25)と式(3.2.1(1)-26)の適用温度範囲はともに $700^\circ\text{C} \leq T \leq 1000^\circ\text{C}$ である。

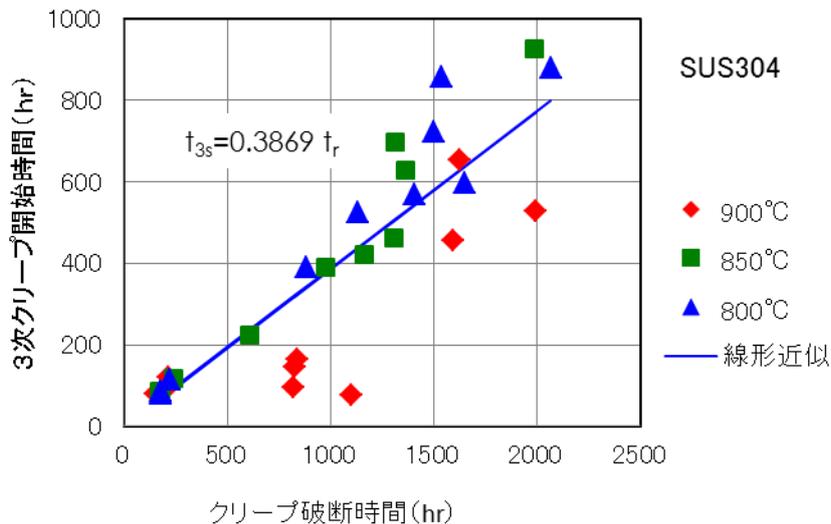


図 3.2.1(1)-14 3次クリープ開始時間と破断時間の関係

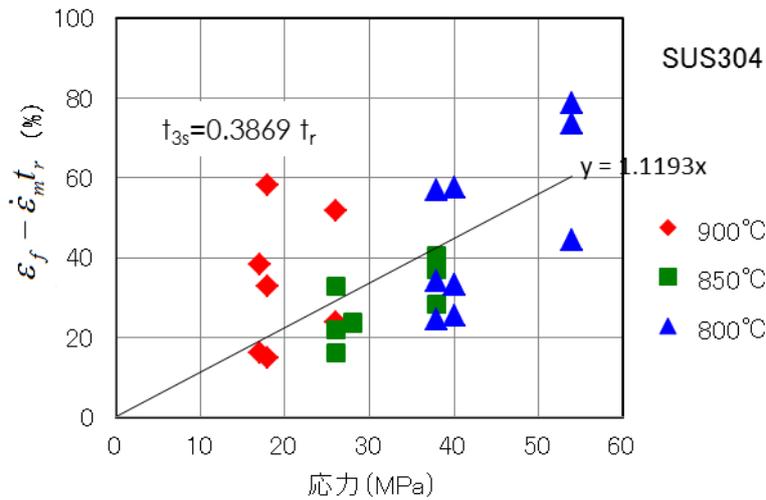


図 3.2.1(1)-15 破断時 3 次クリープひずみと応力の関係

d) 3 次クリープ

表 3.2.1(1)-7 の 3 次クリープ開始時間の試験データを用いて、3 次クリープを含むクリープひずみ式を作成する。800°C 以上の高温では 1 次クリープは無視し、定常クリープと 3 次クリープにより定式化して差支えない。ただし、1 次クリープを陽な形で含める必要がある場合は、BDS 式の 1 次クリープひずみ（第 1 項、第 2 項）を付加してもよい。この場合は、クリープひずみ全体が 1 次クリープ分だけ増加するが、これはクリープ破断ひずみのばらつき範囲内にあることから許容される。

まず 3 次クリープ曲線の基本形状を表現するため、1 次（遷移）クリープ域及び定常クリープ域ではほぼ 0 で、3 次クリープ開始時間 (t_{3s}) から立ち上がり、クリープ破断時間 (t_r) において 1 となる次の関数を考える。

$$f(t) = \exp\left\{A\left(\frac{t-t_{3s}}{t_r-t_{3s}} - 1\right)\right\} = \exp\left(A\frac{t-t_r}{t_r-t_{3s}}\right) \quad (3.2.1(1)-27)$$

破断時 3 次クリープひずみで正規化した 3 次クリープ曲線は、温度条件や応力条件によらず、すべてこの関数で表されるものとする。この場合、曲線の基本形状は定数 A により定まる。この関数は、図 3.2.1(1)-16 に示すように、本来 3 次クリープひずみが生じない $t=0 \sim t_{3s}$ の間で僅かながら 3 次クリープひずみを生じる。破断時の $f(t_r)=1$ に対して、3 次クリープ開始時には、微小なひずみ $f(t_{3s}) = \omega = \exp(-A)$ が生じることから、正規化した 3 次クリープ式は、 $f(t)$ 全体を ω だけ引き下げた次の補正式 $f'(t)$ を用いることとする。

$$f'(t) = U(t-t_{3s})\{f(t) - \omega\} = U(t-t_{3s})\left\{\exp\left(A\frac{t-t_r}{t_r-t_{3s}}\right) - \exp(-A)\right\} \quad (3.2.1(1)-28)$$

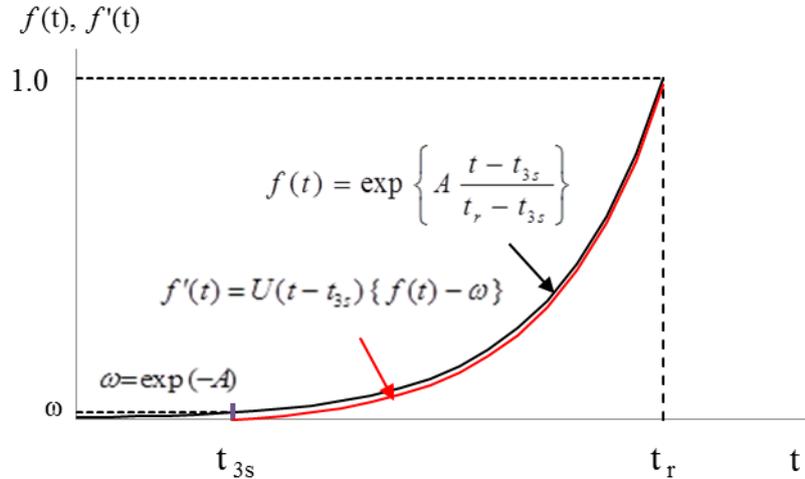


図 3.2.1(1)-16 正規化した3次クリープ式

ここで、 $U()$ は単位ステップ関数、 ω は JAEA 超高温クリープ曲線データの性状を踏まえ、 $\omega = 0.02$ が適当と判断した。このとき $A = -\ln(\omega) = 3.912$ となる。

定常クリープと3次クリープよりなるクリープひずみ式は、上記 $f'(t)$ を用いて次のように表される。

$$\varepsilon^c(t) = \dot{\varepsilon}_m t + \varepsilon_3(t) \quad (3.2.1(1)-29)$$

$$\varepsilon_3(t) = C_3 f'(t) = C_3 U(t - t_{3s}) \left\{ \exp\left(A \frac{t - t_r}{t_r - t_{3s}} \right) - \exp(-A) \right\} \quad (3.2.1(1)-30)$$

ここで

- $\varepsilon^c(t)$: 全クリープひずみ、
- $\dot{\varepsilon}_m$: 定常クリープ速度、
- $\varepsilon^c(t)$: 3次クリープひずみ
- C_3 : 破断時の3次クリープひずみ ($= \varepsilon_f - \dot{\varepsilon}_m t_r$)
- ε_f : クリープ破断伸び
- A : 定数 ($= 3.912$)

上式によれば、3次クリープは $t > t_{3s}$ でのみ現れる。破断時3次クリープひずみは $\varepsilon_3(t_r) = C_3(1 - \omega)$ となり、 C_3 から若干引き下げられるが、これは破断ひずみの大きさやそのばらつきを考えれば問題にならない程度である。なお、800℃以上の超高温では1次クリープは小さく、これを無視して差支えないが、必要に応じて1次クリープを付加してもよい。

f) 超高温クリープひずみ式の実験データとの比較

最終的に得られた SUS304 の超高温クリープひずみ式（提案式）をまとめると、表 3.2.1(1)-9 のようになる。適用温度範囲は $700^\circ\text{C} \leq T \leq 1000^\circ\text{C}$ とする。

このクリープひずみ式を JAEA 報告書[13]の 800℃、850℃、900℃のクリープ曲線データ

表 3.2.1(1)-9 SUS304 の超高温クリープひずみ式

$\varepsilon^c(t) = \dot{\varepsilon}_m t + \varepsilon_3(t)$	
$\dot{\varepsilon}_m = F t_r^{-\lambda}$	
$\log_{10}(\alpha_r t_r) = \frac{1}{T + 273.15} [A_0 + A_1 \log_{10}(\sigma/9.80665) + A_2 \{\log_{10}(\sigma/9.80665)\}^2] - C$	
$\varepsilon_3(t) = C_3 U(t - t_{3s}) \left\{ \exp\left(A \frac{t - t_r}{t_r - t_{3s}} \right) - \exp(-A) \right\}, \quad \text{ここで} \quad U(t - t_{3s}) = \begin{cases} 0 & (t < t_{3s}) \\ 1 & (t \geq t_{3s}) \end{cases}$	
<p> $\varepsilon^c(t)$: 全クリープひずみ(公称) (mm/mm) $\dot{\varepsilon}_m$: 定常クリープ速度 (mm/mm/hr) $\varepsilon_3(t)$: 3次クリープひずみ(公称) (mm/mm) t_r : クリープ破断時間 (hr) T : 温度 (°C) σ : 応力(公称) (MPa) </p>	
適用範囲 : 700°C ≤ T ≤ 1000°C	
F	$65.48 \exp\left\{ -\frac{42750}{8.31(T + 273.15)} \right\}$
λ	1.1296
A_0	26248.54
A_1	-6104.579
A_2	-425.0012
C	17.54301
α_r	1 (平均値)
C_3	$\varepsilon_f - \dot{\varepsilon}_m t_r$
t_{3s}	$0.4188 t_r$
ε_f	$\dot{\varepsilon}_m t_r + 1.1193 \sigma / 100$
A	3.912

と比較した例を図 3.2.1(1)-17～図 3.2.1(1)-19 に示す。図中の超高温のクリープデータが温度、応力に非常に敏感で、ヒート間のばらつきも大きいことを勘案すると、提案したクリープひずみ式は、破断までのクリープ曲線を程良く表現できている。

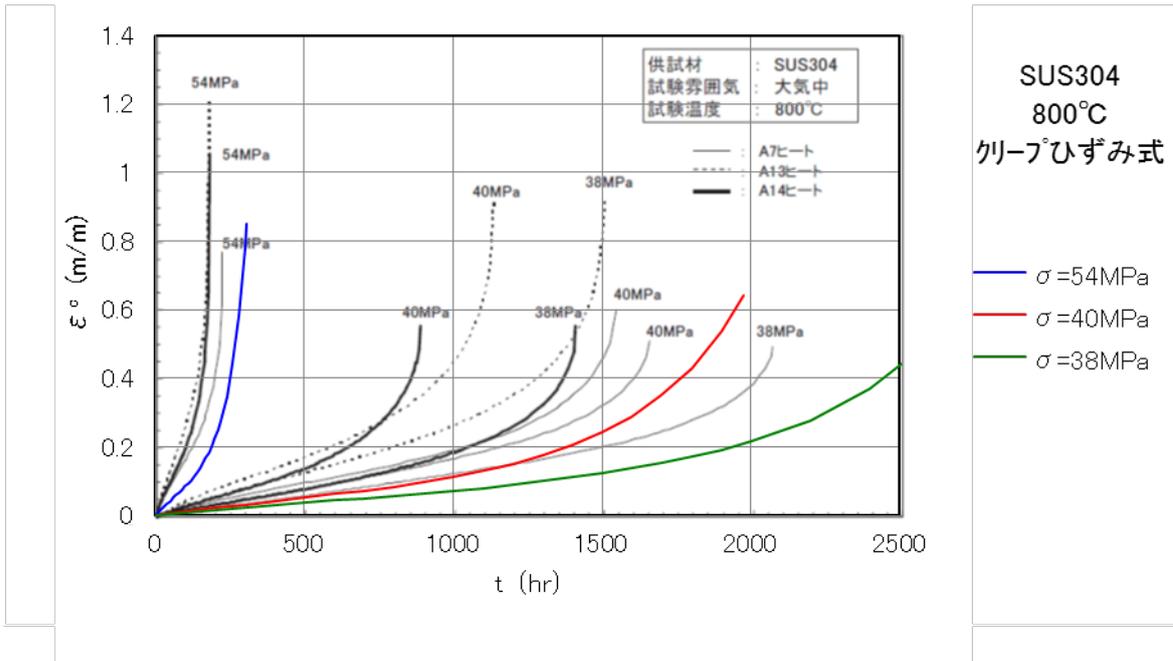


図 3.2.1(1)-17 SUS304 超高温クリープひずみ式と実験データの比較 (800°C)

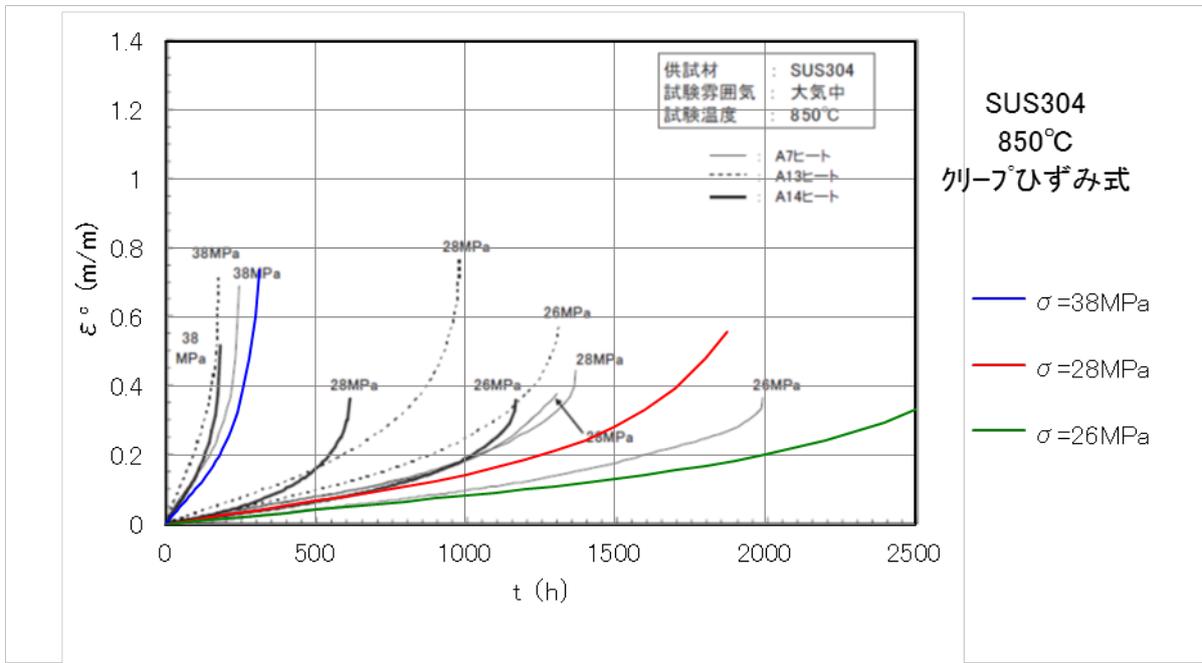


図 3.2.1(1)-18 SUS304 超高温クリープひずみ式と実験データの比較 (850°C)

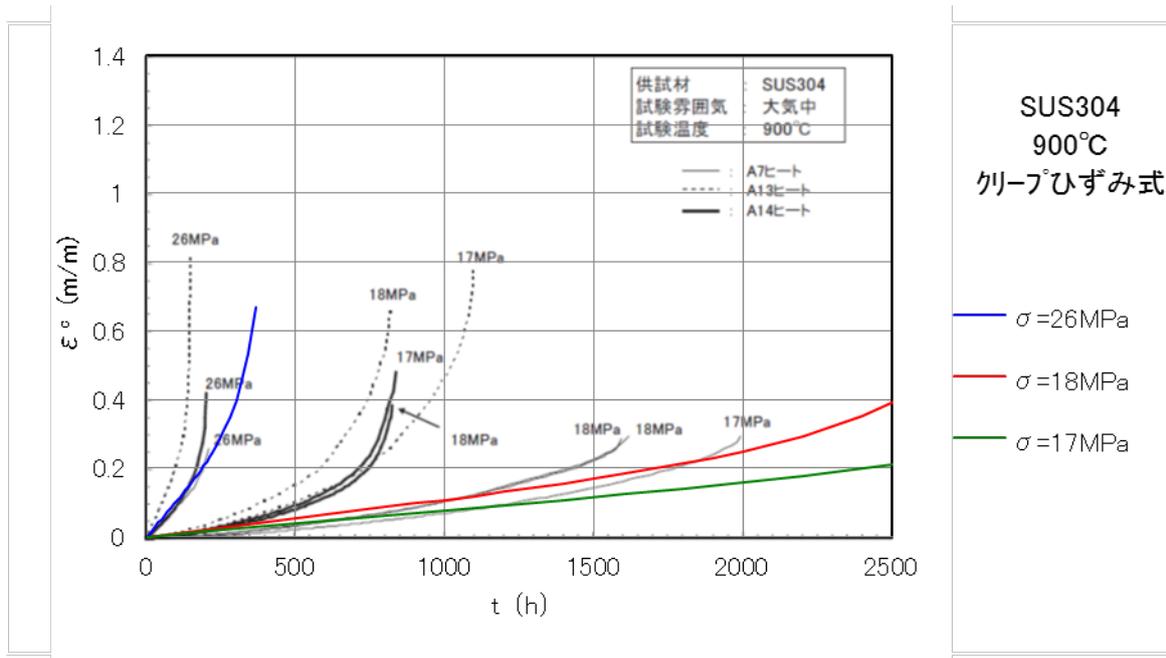


図 3. 2. 1(1)-19 SUS304 超高温クリープひずみ式と実験データの比較 (900°C)

2) STS410 の材料特性

(a) 縦弾性係数、ポアソン比、瞬間熱膨張係数

STS410 は JIS 高圧配管用炭素鋼鋼管 (規格番号 G3455) の一種で、 $C \leq 0.3\%$ 、引張強さ 410 N/mm^2 以上の鋼種である。この鋼種の縦弾性係数、ポアソン比、熱膨張係数は、 $20^\circ\text{C} \sim 1000^\circ\text{C}$ の温度範囲の各特性値は表 3. 2. 1-10 に示す通りである。これらの特性値の数式表示とそのデータソースを表 3. 2. 1(1)-11 に示す。

(b) 引張強さ及び降伏点

物質材料研究機構の金属材料データベース kinzoku[15]にある STS410 相当材のボイラ・熱交換器用炭素鋼管 STB410 の実験データに基づき、平均の引張強さ $\bar{\sigma}_u$ 及び平均降伏点 $\bar{\sigma}_y$ (0.2%耐力) の温度依存特性式(平均強度特性式)を表 3. 2. 1(1)-12 のように決定した。ここでは、高温データが少ないことから、適用温度は $20^\circ\text{C} \sim 900^\circ\text{C}$ とした。

図 3. 2. 1(1)-20 は引張強さと降伏点の温度に対する変化を示しており、平均強度特性式と実験データ及び ASME 値と比較している。平均強度特性式は実験データの傾向をよく表している。STS410 は 700°C 超の温度でオーステナイト変態を起し強度があまり期待できなくなる。強度特性式は、融点の約 1400°C に至る手前の 1100°C で強度が消失すると仮定し、その上で適用上限温度は 900°C とした。なお、現状では実験データが少ないため、この強度特性式は平均値を与えるものと見なした。強度特性式による強度値は、期待最小値を与える ASME 値を適度に上回っており、平均値として取り扱って差支えないと考えられる。

表 3.2.1(1)-10 STS410 の縦弾性係数、ポアソン比、瞬間熱膨張係数

温度(℃)	縦弾性係数 (10 ³ MPa)	ポアソン比	瞬間熱膨張係数 (10 ⁻⁶ mm/mm/℃)
20	203	0.3	11.6
50	201	0.3	12.0
75	200	0.3	12.3
100	198	0.3	12.6
125	197	0.3	12.9
150	195	0.3	13.2
175	194	0.3	13.5
200	192	0.3	13.8
225	190	0.3	14.1
250	189	0.3	14.3
275	186	0.3	14.6
300	184	0.3	14.9
325	182	0.3	15.1
350	179	0.3	15.4
375	175	0.3	15.6
400	172	0.3	15.9
425	167	0.3	16.1
450	163	0.3	16.3
475	157	0.3	16.5
500	151	0.3	16.7
525	144	0.3	16.9
550	137	0.3	17.1
575	128	0.3	17.3
600	119	0.3	17.5
625	108	0.3	17.7
650	96	0.3	17.9
675	83	0.3	18.1
700	69	0.3	18.3
725	57	0.3	18.5
750	46	0.3	18.7
775	37	0.3	18.9
800	29	0.3	19.1
825	22	0.3	19.3
850	17	0.3	19.5
875	12	0.3	19.7
900	9	0.3	19.9
925	6	0.3	20.1
950	4	0.3	20.3
975	2	0.3	20.5
1000	1	0.3	20.7

表 3.2.1(1)-11 STS410 の縦弾性係数、ポアソン比、瞬間熱膨張係数の表示式

材料特性	材料特性の表示式
縦弾性係数 E ($10^3 MPa$)	$-3.6962 \times 10^{-7} T^4 - 4.7493 \times 10^{-5} T^3 + 2.1479 \times 10^{-2} T^2 - 58.384T + 203990 \quad (20 \leq T \leq 670)$ $-1.0785 \times 10^{-3} (T - 1100)^3 \quad (670 \leq T \leq 900)$ <p>[概説] 20～650℃では ASME Code 値にフィットする温度の3次多項式、650℃以上では 1000℃でほぼゼロに収束する単純な3次式を使用。1000℃までの実験データで妥当性を確認。20℃～650℃では ASME Code 値、JSME 規格値、BDS 値と一致。</p>
ポアソン比 ν	$0.3 \quad (\text{for } 20 \leq T \leq 900)$ <p>[概説] 全温度域で 0.3 に統一。</p>
瞬間熱膨張係数 β ($10^{-6} m/m/^\circ C$)	$1.0494 \times 10^{-8} T^3 - 1.1536 \times 10^{-5} T^2 + 1.4497 \times 10^{-2} T + 11.268 \quad (0 \leq T \leq 425)$ $0.008T + 12.7 \quad (425 < T \leq 900)$ <p>[概説] 20℃～425℃では ASME Code の特性値にフィットする4次多項式、425℃～900℃では 400℃と 425℃の値の線形外挿式を使用。</p>

(注) ASME Code : ASME Boiler & Pressure Vessel Code, Sec. II [3]

表 3.2.1(1)-12 STS410 の平均引張強さと平均降伏点の特性式

材料強度特性	特性式(平均値)
平均引張強さ (MPa)	$\bar{s}_u = \begin{cases} -2.6889 \times 10^{-3} T^2 + 1.1116T + 427.45 & (20 \leq T \leq 500) \\ -1.43993 \times 10^{-6} (T - 1100)^3 & (500 < T \leq 900) \end{cases}$
平均降伏点 (MPa)	$\bar{s}_y = \begin{cases} 1.6598 \times 10^{-5} T^2 - 0.28699T + 303.91 & (20 \leq T \leq 450) \\ (9.7295 \times 10^{-4} T + 0.027048) \bar{s}_u & (450 < T \leq 900) \end{cases}$

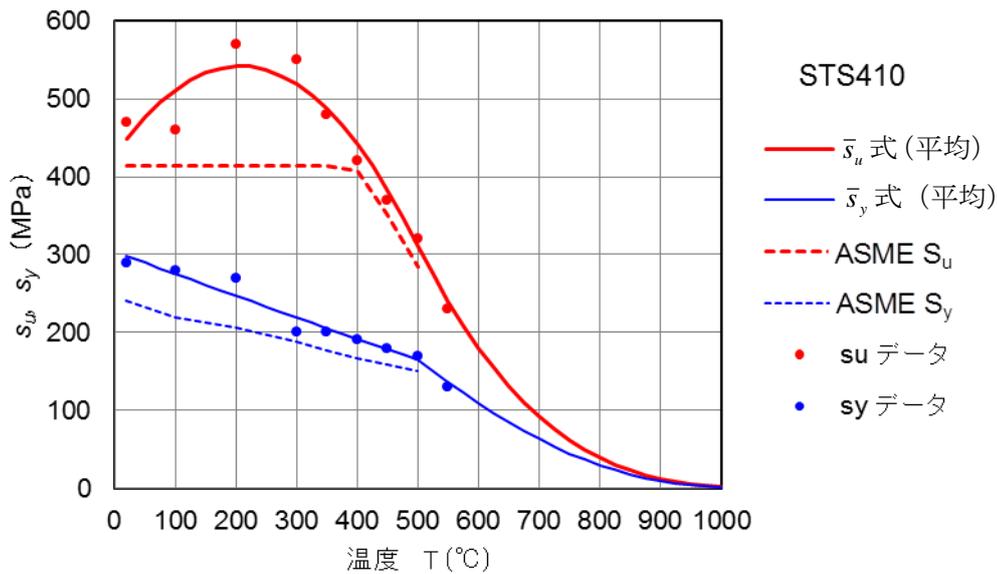


図 3.2.1(1)-20 STS410 の平均強度式 (降伏点 \bar{s}_y と引張強さ \bar{s}_u) と試験データ及び ASME 基準値との比較

(c) 単調応力ひずみ特性

STS410 に対しても、SUS304 と同様、ASME Code [8] の単調応力ひずみ関係式を、比例限を含む形に変形して用いる。この式は温度ごとの降伏点と引張強さのデータを必要としており、(b) で設定した室温から超高温 (～900℃) までの降伏点及び引張強さ (平均値) を用いる。ここでも比例限は、ASME 式と同様に、降伏点に降伏比を乗じる簡便な方法で設定することとした。

このようにして得られた STS410 の単調応力ひずみ関係式 (提案式) を表 3.2.1(1)-13 に示す。図 3.2.1(1)-21 は STS410 の提案式によるひずみ 20% までの単調応力ひずみ曲線 (平均特性) である。曲線の終点は、極限応力 (真応力) および極限ひずみ (真ひずみ) に到達した点であり、式の適用限界を意味している。

(d) 繰返し応力ひずみ特性

ASME Code Sec. VIII [8] には、設計評価用の炭素鋼の動的応力ひずみ関係式が与えられている。この式に含まれている定数は 20℃, 200℃, 300℃, 400℃ に対する値が与えられているが、温度依存の傾向が単純でなく、400℃ を超えて外挿することは難しい。

STS410 の動的応力ひずみデータは、JNES による室温のデータの報告 [16] があるのみで、それ以外には見当たらない。この室温データは ASME の動的応力ひずみ関係式と良く対応している。動的応力ひずみ関係式は SUS304 と同様の Ludwik タイプの式により表すものとする。同式中の定数は、実験データが乏しい現状では確度の高い設定は望めないが、概略の算定式を次のように作成する。すなわち、400℃ までは ASME の動的応力ひずみ関係式 [8] による曲線データ及び 20℃ の JNES データ [16] を Ludwik 式で表し、各温度での Ludwik 式の定数値を

表 3.2.1(1)-13 STS410 の単調応力ひずみ関係式

<p>単調応力-ひずみ関係式</p> $\varepsilon = \sigma / E + \varepsilon^p(\sigma) \quad \text{for } \sigma_p \leq \sigma \leq s_u \exp(m_2)$ <p>where $\varepsilon^p = \gamma_1(\sigma) + \gamma_2(\sigma) - \varepsilon_0$ with $\varepsilon_0 = \gamma_1(\sigma_p) + \gamma_2(\sigma_p)$</p> $\gamma_1(\sigma) = \frac{\varepsilon_1}{2}(1 - \tanh[H]), \quad \gamma_2(\sigma) = \frac{\varepsilon_2}{2}(1 + \tanh[H])$ <p>with $\varepsilon_1 = (\sigma / A_1)^{1/m_1}, \quad \varepsilon_2 = (\sigma / A_2)^{1/m_2}, \quad H = \frac{2(\sigma - s_y)}{K(s_u - s_y)} - 2$</p> <p>$\sigma$: 真応力 (MPa), ε: 真ひずみ (m/m)</p>	
E (MPa)	$20 \leq T \leq 670 \quad -3.6962 \times 10^{-7} T^4 - 4.7493 \times 10^{-5} T^3 + 2.1479 \times 10^{-2} T^2 - 58.384 T + 203990$ $670 < T \leq 900 \quad -1.0785 \times 10^{-3} (T - 1100)^3$
s_u (MPa) (公称値)	$\alpha_u \bar{s}_u$ (α_u : 引張強さ補正係数, \bar{s}_u : 平均引張強さ) $20 \leq T \leq 500 \quad \bar{s}_u = -2.6889 \times 10^{-3} T^2 + 1.1116 T + 427.45$ $500 < T \leq 900 \quad \bar{s}_u = -1.43993 \times 10^{-6} (T - 1100)^3$
s_y (MPa) (公称値)	$\alpha_y \bar{s}_y$ (α_y : 降伏点補正係数, \bar{s}_y : 平均降伏点) $20 \leq T \leq 450 \quad \bar{s}_y = 1.6598 \times 10^{-5} T^2 - 0.28699 T + 303.91$ $450 < T \leq 900 \quad \bar{s}_y = (9.7295 \times 10^{-4} T + 0.027048) \bar{s}_u$
e_{ue} (m/m) (公称値)	$\alpha_{ue} \bar{e}_{ue}$ (α_{ue} : 一様伸び補正係数, \bar{e}_{ue} : 平均一様伸び) $\bar{e}_{ue} = \exp\{0.6(1 - \bar{R})\} - 1$ with $\bar{R} = \bar{s}_y / \bar{s}_u$
σ_p (MPa)	$R s_y$ with $R = s_y / s_u$
A_1, m_1	$A_1 = \frac{s_y(1 + \varepsilon_y)}{(\ln[1 + \varepsilon_y])^{m_1}}, \quad m_1 = \frac{\ln[R] + (\varepsilon_p - \varepsilon_y)}{\ln\left[\frac{\ln[1 + \varepsilon_p]}{\ln[1 + \varepsilon_y]}\right]}$ where $\varepsilon_y = 0.002, \quad \varepsilon_p = 0.00002$
A_2, m_2	$A_2 = \frac{s_u \exp(m_2)}{(m_2)^{m_2}}, \quad m_2 = \ln(1 + e_{ue})$
K	$K = 1.5R^{1.5} - 0.5R^{2.5} - R^{3.5}$

(2015/06/04)

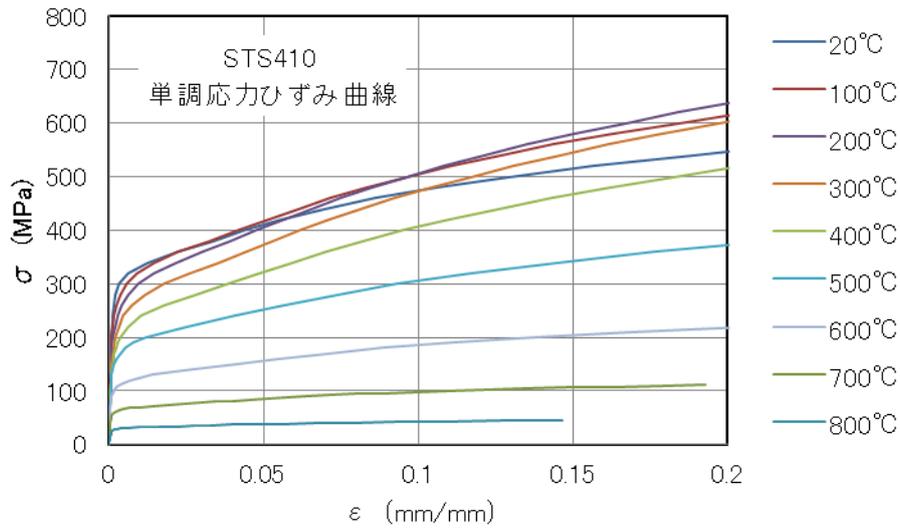


図 3.2.1(1)-21 STS410 の単調応力ひずみ曲線

求めることとし、400°C以上の温度では単調曲線のトレンドを参考にしながら超高温まで定数値のトレンドを推定して算定式を作成する方針とした。

STS410 の場合も、繰返し硬化は超高温域に入ると段々小さくなり、950°C近辺で弾完全塑性に近い特性を示し、動的応力ひずみ曲線は単調応力ひずみ曲線と同レベルになると推測される。超高温の K_d , m_d 値はこの傾向を踏まえて設定する。図 3.2.1(1)-22 は、 $\log(K_d)$ に対する温度依存式を求めた結果である。

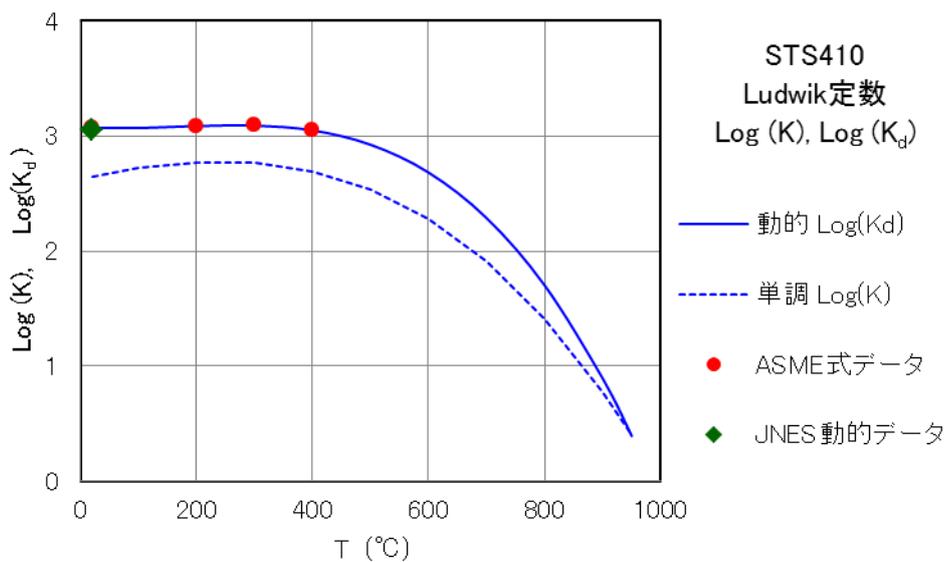


図 3.2.1(1)-22 STS410 の動的応力ひずみ関係式のパラメータ $\log(K_d)$ の算定

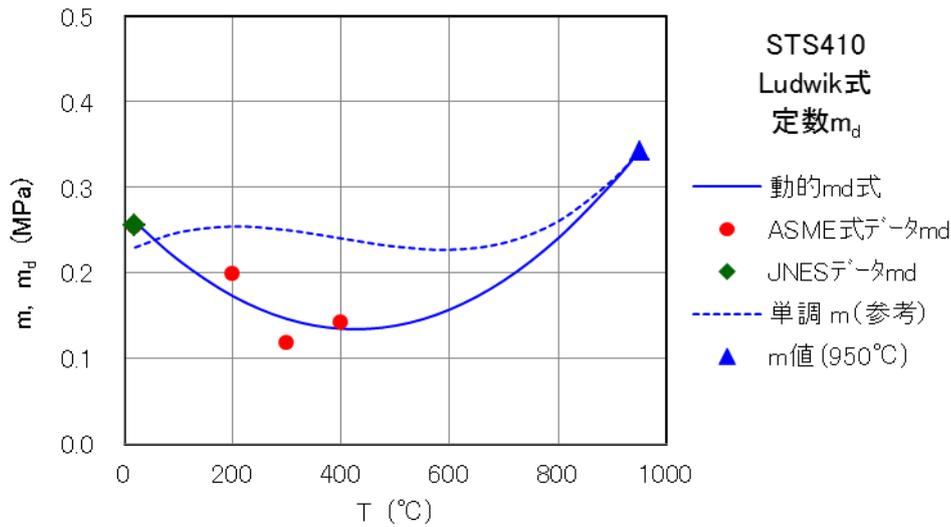


図 3.2.1(1)-23 STS410 の動的応力ひずみ関係式のパラメータ m_d の算定

また、応力ひずみ曲線の丸みを表わす指数 m_d 値についても、超高温の 950°C程度で単調応力ひずみ曲線の指数値に帰着すると仮定し、図 3.2.1(1)-23 のように 2 次式で表した。

定常ヒステリシス曲線に係る K_s , m_s 値は SUS304 と同じ式(3.2.1(1)-14)によることができる。ただし、STS410 と 316FR の r_{max} はそれぞれ 12.3 と 4.5 であることから、②1) (d) の仮定に基づき、STS410 の定数 h は $h = 0.93$ と設定する。このようにして得られた STS410 の動的応力ひずみ関係式及び定常応力ひずみヒステリシス関係式を表 3.2.1(1)-11 にまとめる。

図 3.2.1(1)-24 は提案式による温度ごとの動的応力ひずみ曲線を単調応力ひずみ曲線と比較して示す。曲線は 20°C~400°Cでは青熱脆性の影響で温度上昇とともに強度上昇（硬化）が見られるが、それ以上の温度では温度とともに急激に軟化していき、800°Cではほとんど強度を失っている。同図より、STS410 は大きな繰返し硬化を示していることが分かる。図 3.2.1(1)-25 は 20°Cの動的応力ひずみ提案式と、その作成の元になった ASME 動的式[8]および JNES の実験データ[14]の比較である。提案式は ASME 動的式とほとんど一致しており、実験データともよく対応している。

次に提案式による定常ヒステリシス曲線の例を示す。図 3.2.1(1)-26 は、STS410 の 20°C~800°Cの各温度における $\Delta\varepsilon = 0.06$ の繰返しに対する定常ヒステリシス曲線を示す。低温では顕著な硬化特性を有するが、高温では徐々に硬化が少なくなり、800°C以上の超高温では弾完全塑性に近いループを描く。超高温で軟化によりヒステリシスループが大きく扁平化する傾向は SUS304 の場合と同様である。図 3.2.1(1)-27 は 20°Cにおける 2~10%のひずみ範囲に対する定常ヒステリシスループ群を示す。

表 3.2.1(1)-14 STS410 の繰返し応力ひずみ関係式

<p>動的応力ひずみ関係式 (定常応力範囲—ひずみ範囲)</p> $\Delta\varepsilon = \Delta\sigma / E + \Delta\varepsilon^p$ <p>where $\Delta\varepsilon^p = \begin{cases} 0 & \text{for } \Delta\sigma \leq 2\sigma_p \\ \left(\frac{\Delta\sigma - 2\sigma_p}{K_1} \right)^{1/m_1} & \text{for } \Delta\sigma > 2\sigma_p \end{cases}$</p> <p>定常応力ひずみヒステリシス関係式</p> $\varepsilon^* = \sigma^* / E + \varepsilon^{p*}$ <p>where $\varepsilon^{p*} = \begin{cases} 0 & \text{for } \sigma^* \leq 2\sigma_p \\ \left(\frac{\sigma^* - 2\sigma_p}{K_2} \right)^{1/m_2} & \text{for } \sigma^* > 2\sigma_p \end{cases}$</p> <p>$\varepsilon^*$, ε^{p*}, σ^* : 圧縮ピーク点を原点とした全ひずみ、塑性ひずみ、応力</p>	
E (MPa)	$20 \leq T \leq 670 \quad -3.6962 \times 10^{-7} T^4 - 4.7493 \times 10^{-5} T^3 + 2.1479 \times 10^{-2} T^2 - 58.384 T + 203990$ $670 < T \leq 900 \quad -1.0785 \times 10^{-3} (T - 1100)^3$
s_u (MPa) (公称値)	$\alpha_u \bar{s}_u$ (α_u : 引張強さ補正係数, \bar{s}_u : 平均引張強さ) $20 \leq T \leq 500 \quad \bar{s}_u = -2.6889 \times 10^{-3} T^2 + 1.1116 T + 427.45$ $500 < T \leq 900 \quad \bar{s}_u = -1.43993 \times 10^{-6} (T - 1100)^3$
s_y (MPa) (公称値)	$\alpha_y \bar{s}_y$ (α_y : 降伏点補正係数, \bar{s}_y : 平均降伏点) $20 \leq T \leq 450 \quad \bar{s}_y = 1.6598 \times 10^{-5} T^2 - 0.28699 T + 303.91$ $450 < T \leq 900 \quad \bar{s}_y = (9.7295 \times 10^{-4} T + 0.027048) \bar{s}_u$
σ_p (MPa)	$R s_y$ with $R = s_y / s_u$
m_d	$7.5915 \times 10^{-7} T^2 - 6.4662 \times 10^{-4} T + 0.27198$
K_d (MPa)	10^{a_1} where $a_1 = -5.9272 \times 10^{-9} T^3 + 2.9985 \times 10^{-6} T^2 - 3.2400 \times 10^{-4} T + 3.0780$
m_s	$m_s = (m_0 - m_\infty) \exp(-hr) + m_\infty$ where $r = (\Delta\sigma - 2\sigma_p) / (2\sigma_p)$ $m_0 = 0.42, m_\infty = 0.14, h = 0.93 \quad \Delta\sigma = 2\sigma_M$ (σ_M : 繰返し参照応力)
K_s (MPa)	$K_d \left(\frac{\Delta\sigma - 2\sigma_p}{K_d} \right)^{(m_d - m_s) / m_d}$

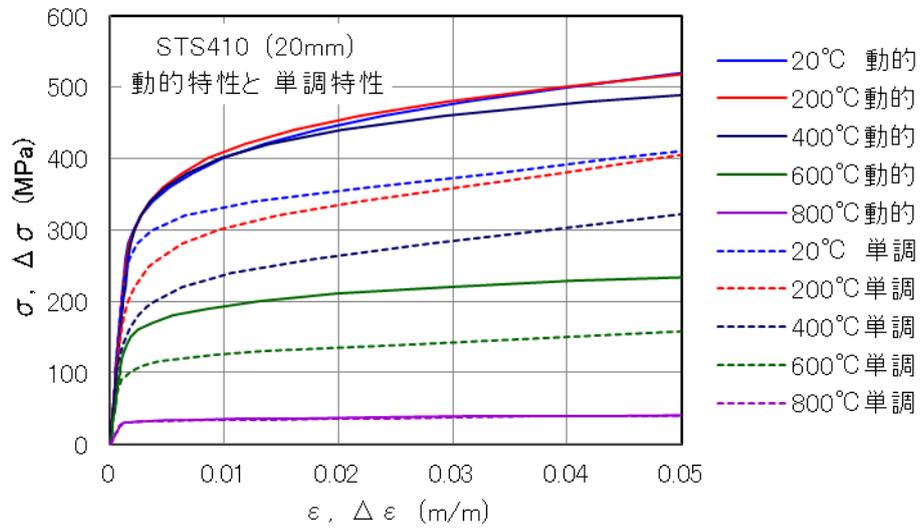


図 3.2.1(1)-24 STS410 の提案式による動的応力ひずみ曲線と単調応力ひずみ曲線

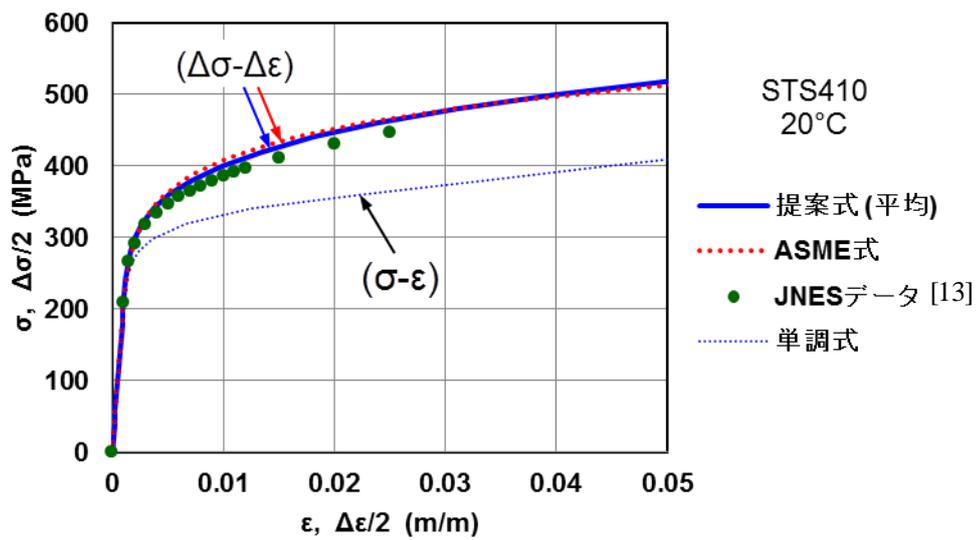


図 3.2.1(1)-25 STS410 の 20°Cの動的応力ひずみ提案式と ASME 動的式、実験データとの比較

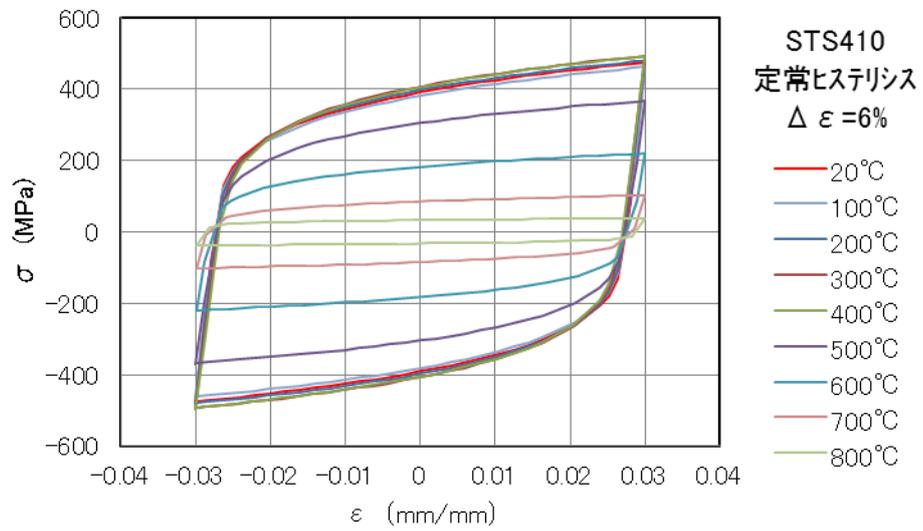


図 3.2.1(1)-26 STS410 の $\Delta \epsilon = 6\%$ の各温度の定常ヒステリシス曲線

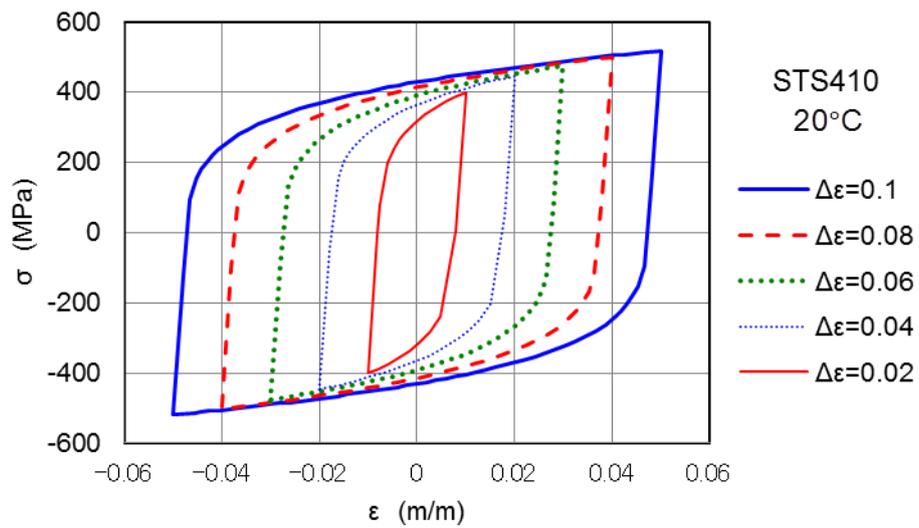


図 3.2.1(1)-27 STS410 の 20°C における定常ヒステリシス曲線

(e) 超高温クリープ特性

STS410 に対して、ここでは 600℃以上を超高温と呼ぶことにする。STS410 の超高温の利用可能なクリープ試験データとしては、原田ら[17]と NIMS[15]のデータがある。原田らのクリープ試験データには、クリープ破断時間に関して、600℃、650℃、730℃、750℃、775℃、800℃、850℃、定常クリープ速度については、750℃、775℃、800℃、850℃のデータが含まれている。また、NIMS のデータには、クリープ破断時間に関して 400℃、450℃、500℃のデータが含まれている。超高温では、1次クリープを無視し、定常クリープと3次クリープを対象としたクリープひずみ式の定式化を行う。

a) 定常クリープ速度式

定常クリープ速度の利用可能なデータとしては、わずかに原田らの4温度条件のデータがあるのみである。このデータに基づき、クリープ破断時間と定常クリープ速度の関係式 (Monkman-Grant の式) を作成し、定常クリープ速度の適用温度域の拡張を図る。

原田ら[17]による STS410 のクリープ破断時間および定常クリープ速度のデータを、それぞれ図 3.2.1(1)-28 と図 3.2.1(1)-29 に示す。これらのグラフより、クリープ破断時間と定常クリープ速度の関係を次の Monkman-Grant 式により表す。

$$\dot{\epsilon}_m = F \exp\left(-\frac{Q}{R(T+273.15)}\right) t_r^{-\gamma} \quad (3.2.1(1)-30)$$

この式の係数部分を $a = F \exp[-Q/\{R(T+273.15)\}]$ と表す。定常クリープ速度とクリープ破断時間の関係を温度毎に両対数で表示すると、図 3.2.1(1)-30 が得られる。各温度の近似曲線 (累乗) の係数の $\ln(a)$ 値をアレニウスプロットすると、図 3.2.1(1)-31 が得られる。図中の $\ln(a)$ の線形近似式より、定数 F , (Q/R) を決定することができる。

次に、図 3.2.1(1)-30 の温度ごとの近似曲線 (累乗) の指数部分 (γ) の値をプロットすると、図 3.2.1(1)-32 が得られる。 γ は定数であるとし、平均値 $\gamma=0.802$ を採用する。

以上により、定常クリープ速度とクリープ破断時間の相関式は次のようになる。

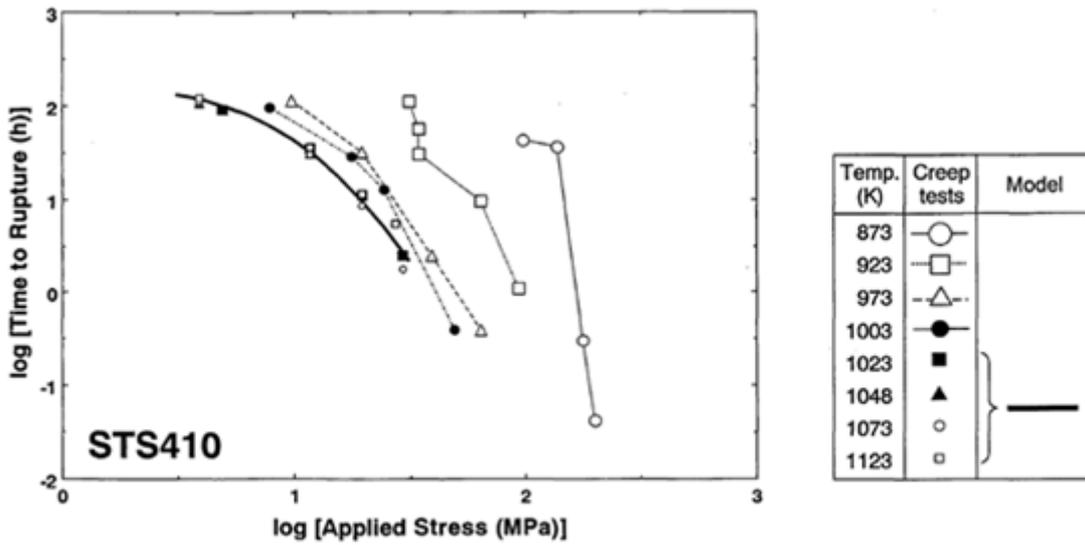
$$\dot{\epsilon}_m = 13920.25 \exp\left(-\frac{13015.0}{T+273.15}\right) t_r^{-0.802} \quad (3.2.1(1)-31)$$

図 3.2.1(1)-33 は、上記の式を用いて、原田らの試験によるクリープ破断時間から定常クリープ速度を計算し、定常クリープ速度の試験データと比較した結果である。実験データと定常クリープ速度式との対応は良好であることが分かる。

次に、クリープ破断時間 t_r は、NIMS データ及び、原田らのデータを基に、Larson-Miller パラメータを近似式で特性化する。図中の左端部のプロットが、原田らの高温側のデータである。これを2次式で近似すると次式が得られる。

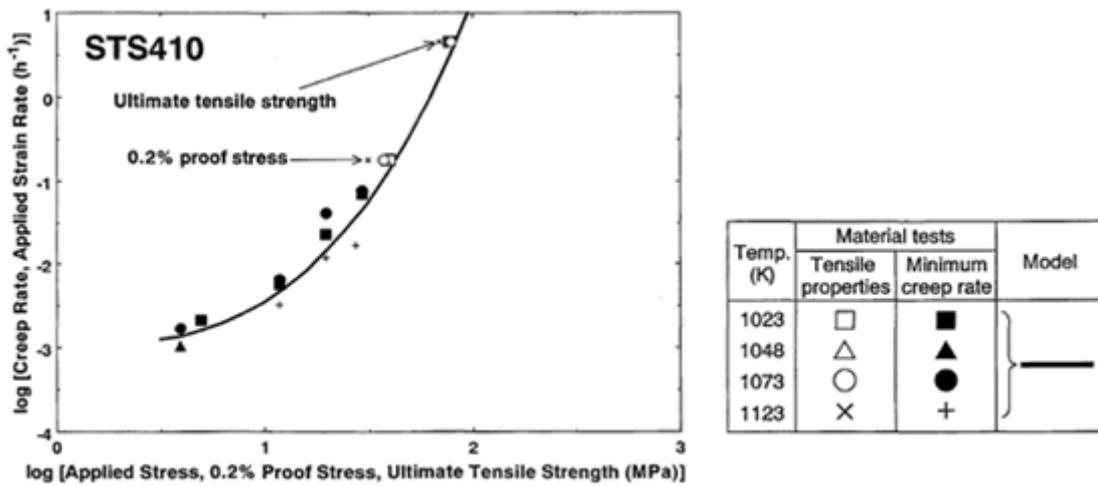
$$(T+273.15)\{\log_{10}(t_r) + C\} = A_0 + A_1 \log_{10}(\sigma) + A_2 (\log_{10}(\sigma))^2 \quad (3.2.1(1)-32)$$

ここで、 T : 温度 (℃)、 t_r : クリープ破断時間 (hr)、 σ : 応力(公称) (MPa)
ただし、 $C=20$, $A_0=23584$, $A_1=944.6$, $A_2=-1715.5$



(d) STS410

図 3.2.1(1)-28 STS410 の破断時間と応力の関係 (原田ら [17])



(d) STS410

図 3.2.1(1)-29 STS410 の定常クリープ速度と応力の関係 (原田ら [17])

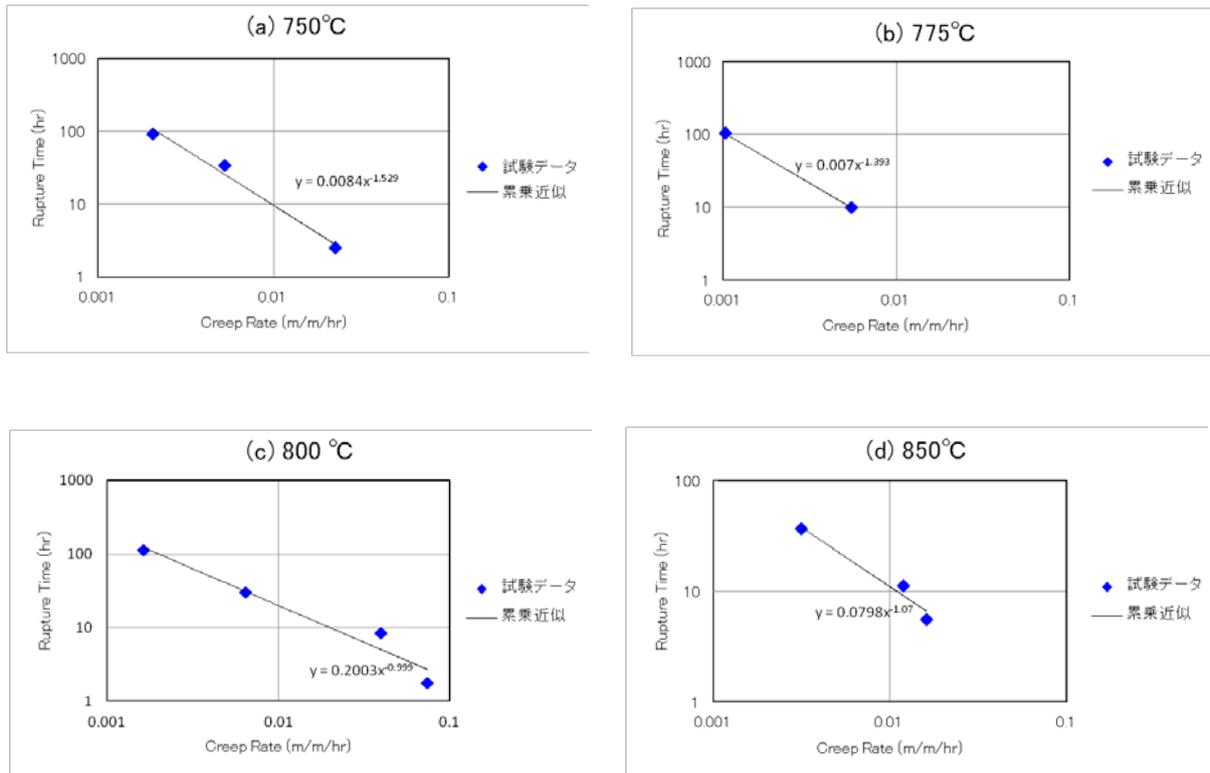


図 3.2.1(1)-30 STS410 の定常クリープ速度とクリープ破断時間の関係

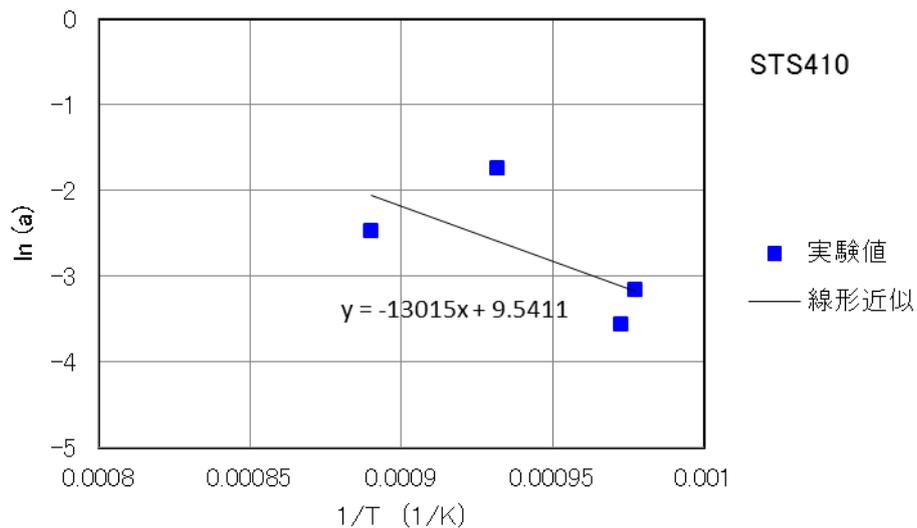


図 3.2.1(1)-31 STS410 における Monkman-Grant 式の係数 a のアレニウスプロット

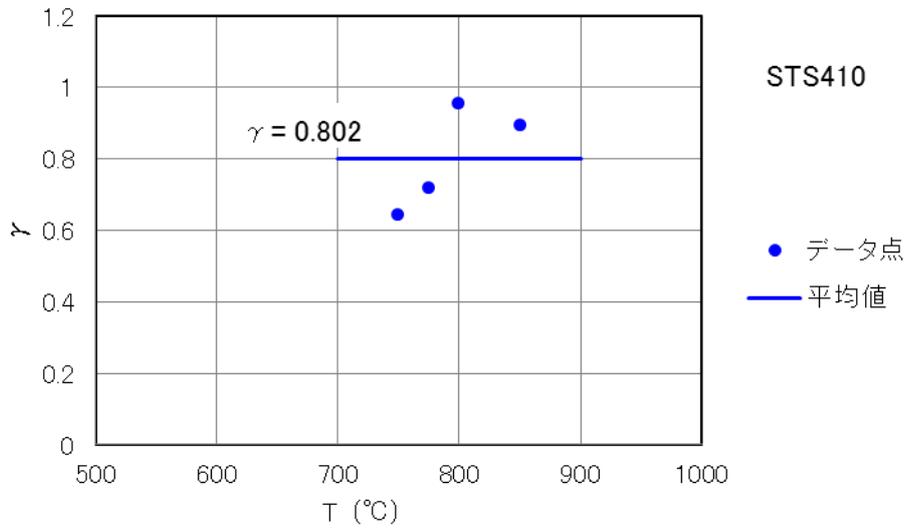


図 3.2.1(1)-32 STS410 における Monkman-Grant 式の指数 γ の平均値

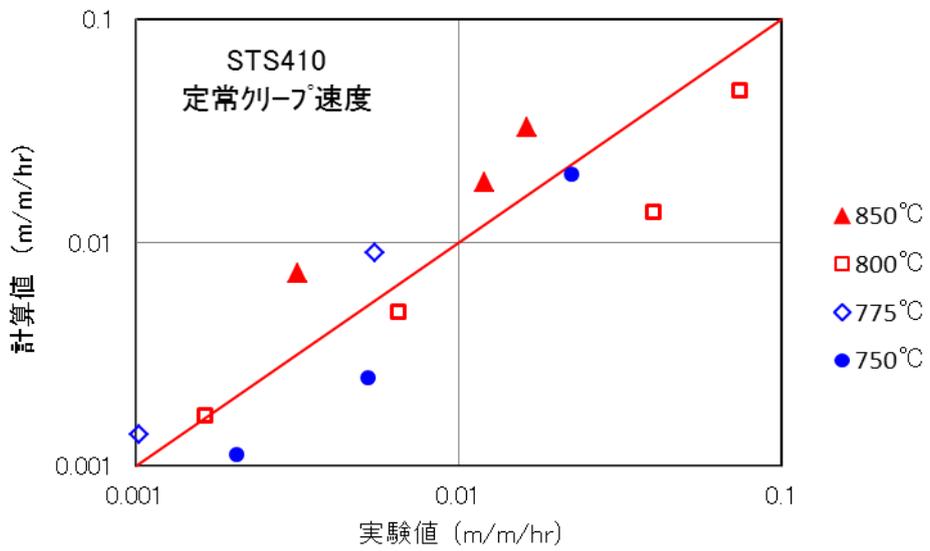


図 3.2.1(1)-33 定常クリープ速度の計算値と実験値の比較

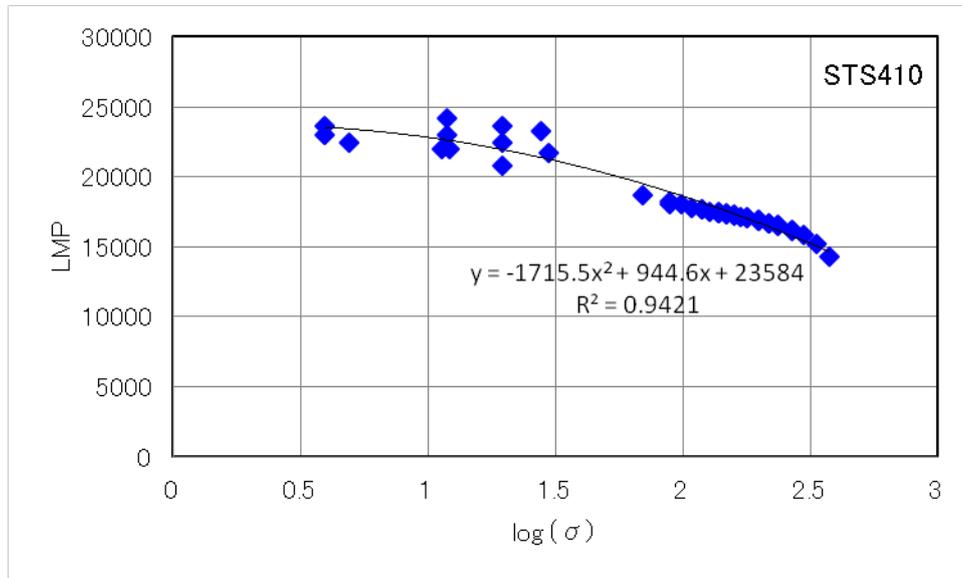


図 3.2.1(1)-34 STS410 の破断時間の Larson-Miller パラメータ値

このようにして、STS410 の超高温クリープの定常クリープ速度は、ある応力値に対して式(3.2.1(1)-32)より求まるクリープ破断時間を用いて、式(3.2.1(1)-33)より計算できる。

b) クリープひずみ式

STS410 の 3 次クリープひずみ式は、超高温での 3 次クリープ開始時間及び破断伸びの試験データがないことから、SUS304 の下記特性式をそのまま使用することとした。

$$t_{3s} = 0.4188 t_r$$

$$\varepsilon_f = \dot{\varepsilon}_m t_r + 1.1193 \sigma$$

このようにして、STS410 に対する 3 次クリープ式と全クリープひずみ式は、前述の SUS304 と同形式の式となる。

$$\varepsilon_3(t) = C_3 U(t - t_{3s}) \left\{ \exp\left(A \frac{t - t_r}{t_r - t_{3s}} \right) - \exp(-A) \right\}$$

$$\varepsilon^c(t) = \dot{\varepsilon}_m t + \varepsilon_3(t)$$

STS410 の超高温クリープひずみ式をまとめると表 3.2.1(1)-9 のようになる。

図 3.2.1(1)-35～図 3.2.1(1)-37 は 750℃、800℃、850℃のクリープ曲線の計算例である。

表 3.2.1(1)-15 STS410 の超高温クリープひずみ式

$\varepsilon^c(t) = \dot{\varepsilon}_m t + \varepsilon_3(t)$ $\dot{\varepsilon}_m = F \exp\left\{-\frac{Q}{R(T+273.15)}\right\} t_r^{-\lambda}$ $\log_{10}(\alpha_r t_r) = \frac{1}{T+273.15} [A_0 + A_1 \log_{10}(\sigma) + A_2 \{\log_{10}(\sigma)\}^2] - C$ $\varepsilon_3(t) = C_3 U(t-t_{3s}) \left\{ \exp\left(A \frac{t-t_r}{t_r-t_{3s}}\right) - \exp(-A) \right\}, \quad \text{ここで } U(t-t_{3s}) = \begin{cases} 0 & (t < t_{3s}) \\ 1 & (t \geq t_{3s}) \end{cases}$ <p style="margin-top: 10px;"> $\varepsilon^c(t)$: 全クリープひずみ(公称) (mm/mm) $\dot{\varepsilon}_m$: 定常クリープ速度 (mm/mm/hr) $\varepsilon_3(t)$: 3次クリープひずみ(公称) (mm/mm) t_r : クリープ破断時間 (hr) T : 温度 (°C) σ : 応力(公称) (MPa) </p> <p style="margin-top: 10px;">適用範囲 : 600°C ≤ T ≤ 900°C</p>	
F	13920.25
Q/R	13015.0
λ	0.802
A_0	23584.0
A_1	944.6
A_2	-1715.5
C	20.0
α_r	1 (平均値)
C_3	$\varepsilon_f - \dot{\varepsilon}_m t_r$
t_{3s}	0.4188 t_r
ε_f	$\dot{\varepsilon}_m t_r + 1.1193 \sigma / 100$
A	3.912

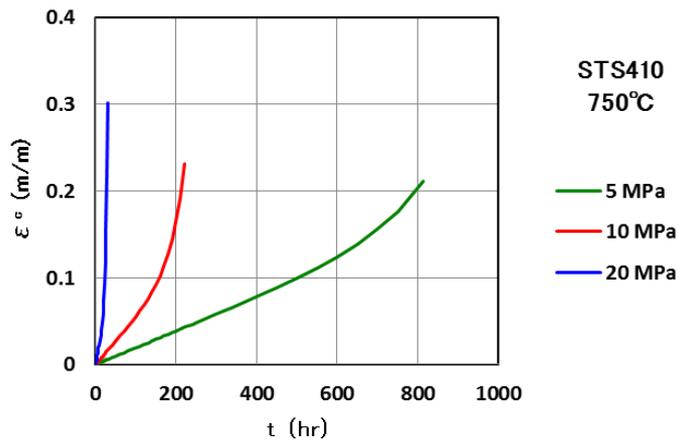


図 3.2.1(1)-35 STS410 のクリープ曲線 (750°C)

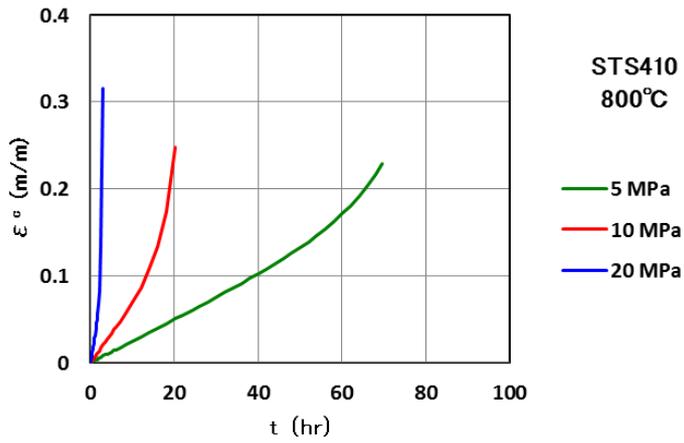


図 3.2.1(1)-36 STS410 のクリープ曲線 (800°C)

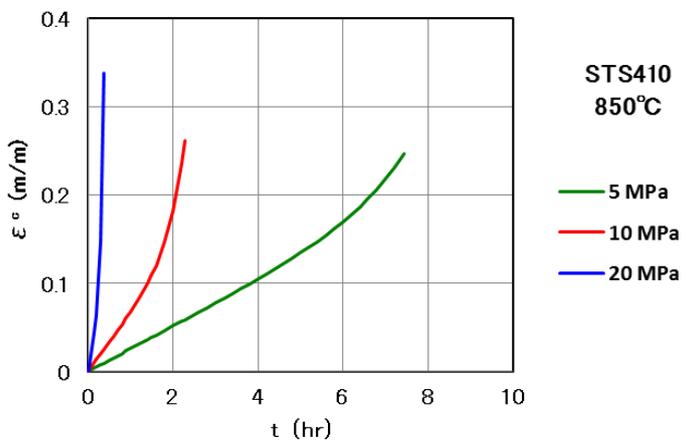


図 3.2.1(1)-37 STS410 のクリープ曲線 (850°C)

3) 鉛及び鉛アンチモン合金の材料特性

超高温での構造要素破損試験を模擬するため、室温で鉄鋼材料より格段に柔らかい鉛及び鉛アンチモン合金（まとめて模擬材料という）で製作した試験体を用いた試験が実施された。併せて、これらの材料の材料特性を取得するための材料試験が神戸工業試験場で実施された。使用した模擬材料は以下の3種類である。

- ・鉛 100% (Pb100)
- ・鉛 96%アンチモン 4%(Pb96-Sb4)
- ・鉛 90%アンチモン 10%(Pb90-Sb10)

ここでは、神戸工業試験場で取得した材料試験データを基に、室温（25℃）での縦弾性係数、ポアソン比、単調応力ひずみ特性、繰返し応力ひずみ特性等を取りまとめる。

(a) 縦弾性係数、ポアソン比

3種類の材料について、25℃、50℃、100℃で各2個の試験片を用いて、縦弾性係数とポアソン比の物性値測定が行われた。表 3.2.1(1)-17 は各材料、各温度条件での平均値を示す。

(b) 単調引張特性

3種類の材料について、23℃、100℃で各2個の試験片を用いて、単調引張試験が実施された。表 3.2.1(1)-18 は各材料、各温度条件での機械的特性の平均値を示す。

表 3.2.1(1)-16 鉛及び鉛アンチモン合金の縦弾性係数とポアソン比
(試験データ2個の平均値)

材料	試験温度	縦弾性係数 (MPa)	ポアソン比
Pb100	25℃	15250	0.45
	50℃	14800	0.46
	100℃	13950	0.46
Pb96-Sb4	25℃	34500	0.37
	50℃	33350	0.37
	100℃	31600	0.38
Pb90-Sb10	25℃	29000	0.39
	50℃	27900	0.40
	100℃	26300	0.40

表 3.2.1(1)-17 鉛及び鉛アンチモン合金の機械的特性（試験データ 2 個の平均値）

材料	試験温度	降伏点 (MPa)	引張強さ (MPa)	伸び (%)
Pb100	23°C	4.99	10.54	87.17
	100°C	3.15	4.81	111.17
Pb96-Sb4	23°C	25.14	34.44	30.67
	100°C	17.56	20.24	35.00
Pb90-Sb10	23°C	29.71	44.99	16.67
	100°C	21.7	27.0	25.5

ASME 単調応力ひずみ式に、表 3.2.1(1)-17 の降伏点（0.2%耐力）と引張強さの値を代入し、3種類の材料の 23°C、100°C の応力ひずみ関係式の作成を試みた。なお、真一様伸び m_2 は ASME 式に当該材の値がないので、暫定的に銅の値 $m_2 = 0.5(1-R)$ を用いた。ASME 式は、その他に材料の種類に応じてパラメータ ϵ_p （比例限オフセットひずみ値）を定める必要があるため、実験データを最も良好に表すことができるよう値を設定した。それでも不十分な場合はパラメータ K 値（通常は固定値）を調整することとした。このようにして定めた鉛及び鉛アンチモン合金の単調応力ひずみ関係式を表 3.2.1(1)-19 に示す。図 3.2.1(1)-38 と図 3.2.1(1)-39 は、作成した単調応力ひずみ関係式と実際の引張試験データ（全 12 本）の比較である。応力ひずみ関係式は実験データを良く表している。

(c) 繰返し応力ひずみ特性

3種類の材料に対して、23°C で $\Delta \epsilon = 1, 2, 3\%$ の条件で定ひずみ範囲疲労試験を実施し、繰返し応力ひずみ挙動データが取得された。図 3.2.1(1)-40～図 3.2.1(1)-45 は、それぞれ Pb100, Pb96-Sb4, Pb90-Sb10 の繰返し応力ひずみループと応力範囲のサイクルごとの変化を示す。これらのデータから、以下のことがいえる。

- Pb100 は、初期 10～20 サイクルまでは急速な繰返し硬化を示すが、その後急激な繰返し軟化と定常的な繰返し軟化を経て疲労破壊に至っている（図 3.2.1(1)-41）。この材料は、硬化・軟化の入り混じった複雑な繰返し挙動を示している。また、初期 100 サイクル程度までは、 $\Delta \sigma$ 値は、 $\Delta \epsilon = 2\% > 1\% > 3\%$ の順に大きく、100 サイクル以降は $1\% > 2\% > 3\%$ の順に大きくなっており、同一試験条件でもデータのばらつきが大きい。
- Pb96-Sb4 は繰返し硬化を示しているが、その程度はあまり大きくない（図 3.2.1(1)-43）。 $\Delta \epsilon = 2\%$ のケースのみ、初期 10 サイクルで軟化した後、緩やかに繰返し硬化している。
- Pb90-Sb10 は、どのひずみ範囲条件でも大きな繰返し硬化を示している（図 3.2.1(1)-45）。また $\Delta \epsilon = 2\%$ と $\Delta \epsilon = 3\%$ で、 $\Delta \sigma$ は同程度でほとんど差がない。

表 3.2.1(1)-18 鉛及び鉛アンチモン合金の単調応力ひずみ関係式

<p>単調応力-ひずみ関係式</p> $\varepsilon = \sigma / E + \varepsilon^p(\sigma) \quad \text{for } \sigma_p \leq \sigma \leq s_u \exp(m_2)$ <p>where $\varepsilon^p = \gamma_1(\sigma) + \gamma_2(\sigma) - \varepsilon_0$ with $\varepsilon_0 = \gamma_1(\sigma_p) + \gamma_2(\sigma_p)$</p> $\gamma_1(\sigma) = \frac{\varepsilon_1}{2}(1 - \tanh[H]), \quad \gamma_2(\sigma) = \frac{\varepsilon_2}{2}(1 + \tanh[H])$ <p>with $\varepsilon_1 = (\sigma / A_1)^{1/m_1}, \quad \varepsilon_2 = (\sigma / A_2)^{1/m_2}, \quad H = \frac{2(\sigma - s_y)}{K(s_u - s_y)} - 2$</p> <p>$\sigma$: 真応力 (MPa), ε: 真ひずみ (m/m)</p>			
	Pb100%	Pb96% - Sb4%	Pb90% - Sb10%
E (MPa)	15250 (25°C) 13950 (100°C)	34500 (25°C) 31600 (100°C)	29000 (25°C) 26300 (100°C)
s_u (MPa)	10.54 (23°C)	34.44 (23°C) 20.24 (100°C)	44.99 (23°C) 27.02 (100°C)
s_y (MPa)	4.99 (23°C)	25.14 (23°C) 17.57 (100°C)	29.71 (23°C) 21.66 (100°C)
ε_p (m/m)	0.000015	0.0001	0.0001
σ_p (MPa)	$R s_y$ with $R = s_y / s_u$		
K	0.62 (23°C) 0.62 (100°C)	0.60 (23°C) $K = 1.5R^{1.5} - 0.5R^{2.5} - R^{3.5}$ (100°C)	$K = 1.5R^{1.5} - 0.5R^{2.5} - R^{3.5}$
A_1, m_1	$A_1 = \frac{s_y(1 + \varepsilon_y)}{(\ln[1 + \varepsilon_y])^{m_1}}, \quad m_1 = \frac{\ln[R] + (\varepsilon_p - \varepsilon_y)}{\ln \left[\frac{\ln[1 + \varepsilon_p]}{\ln[1 + \varepsilon_y]} \right]}$ <p>where $\varepsilon_y = 0.002$</p>		
A_2, m_2	$A_2 = \frac{s_u \exp(m_2)}{(m_2)^{m_2}}, \quad m_2 = 0.5(1 - R)$		

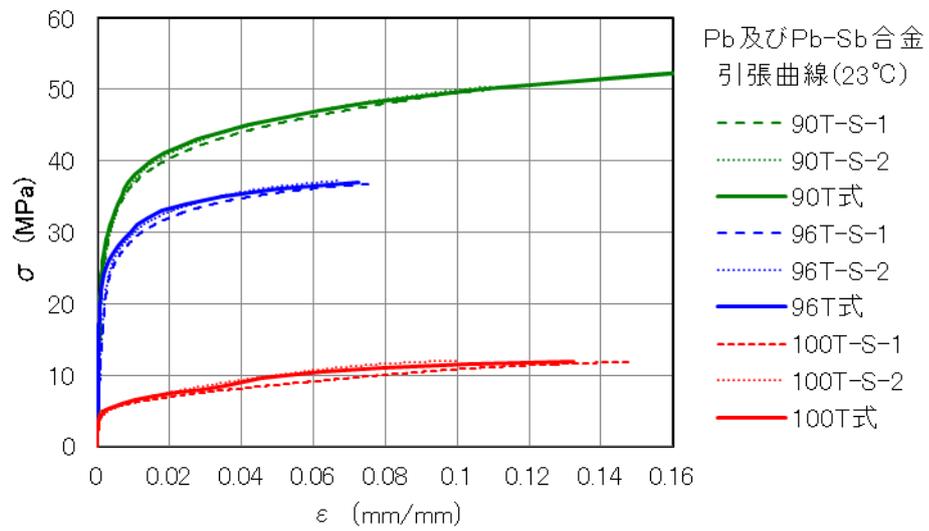


図 3.2.1(1)-38 鉛及び鉛アンチモン合金の応力-ひずみ関係 (室温 23°C、引張強さまで)

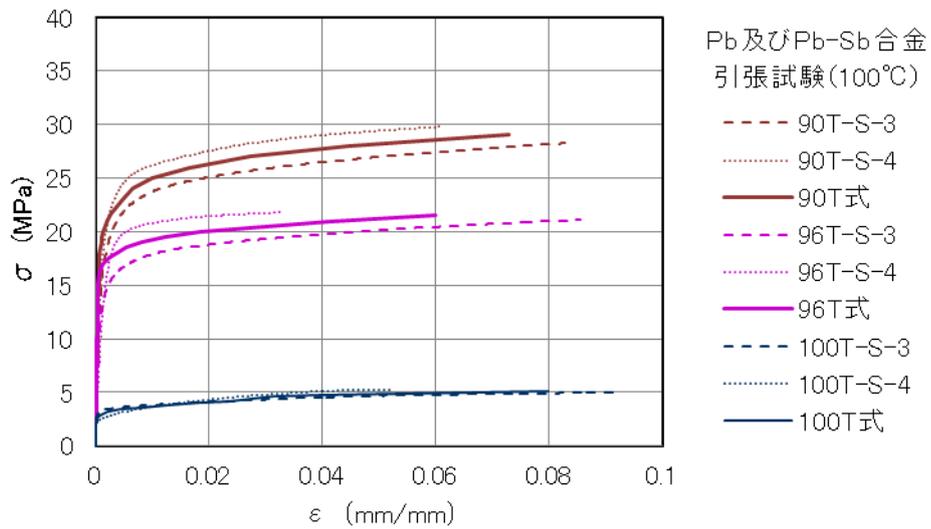
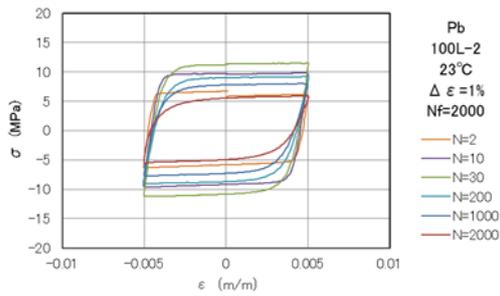
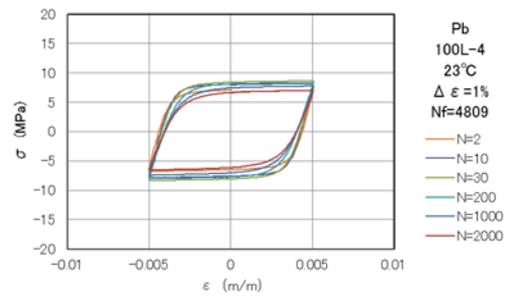


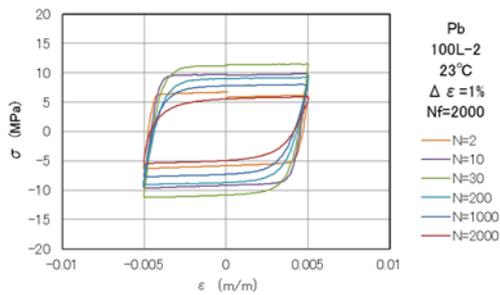
図 3.2.1(1)-39 鉛及び鉛アンチモン合金の応力-ひずみ関係 (100°C、引張強さまで)



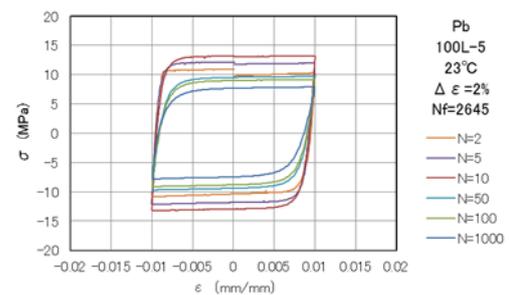
(a) 100L-2, 23°C, $\Delta \epsilon = 1\%$



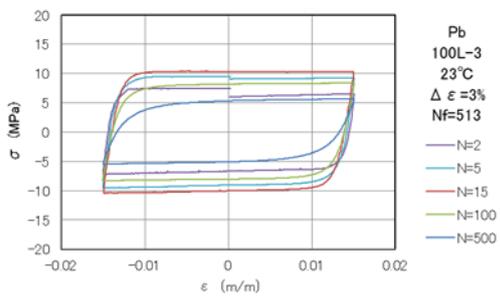
(b) 100L-4, 23°C, $\Delta \epsilon = 1\%$



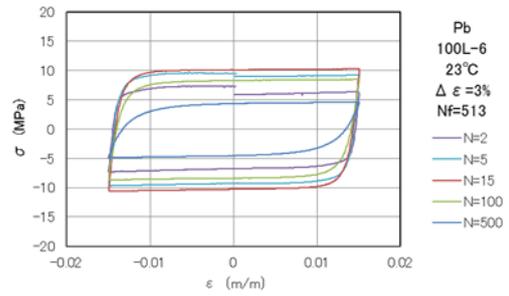
(c) 100L-1, 23°C, $\Delta \epsilon = 2\%$



(d) 100L-5, 23°C, $\Delta \epsilon = 2\%$

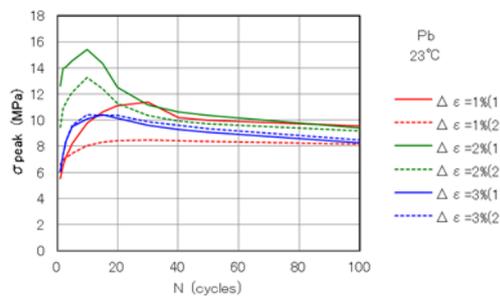


(e) 100L-3, 23°C, $\Delta \epsilon = 3\%$

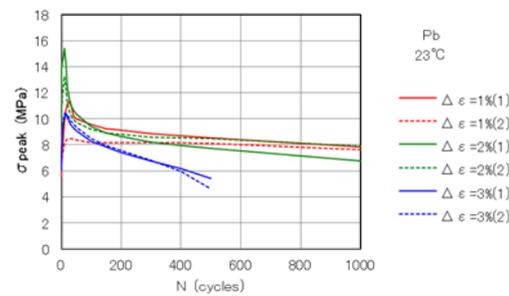


(f) 100L-3, 23°C, $\Delta \epsilon = 3\%$

図 3.2.1(1)-40 Pb100 の繰返し応力ひずみループ (23°C)

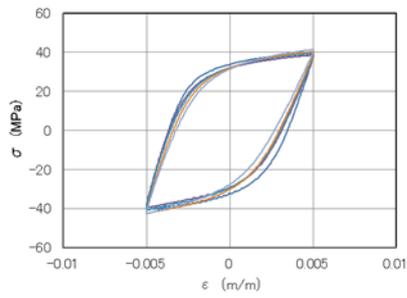


(a) σ peak の変化 (~ 100 cycle)

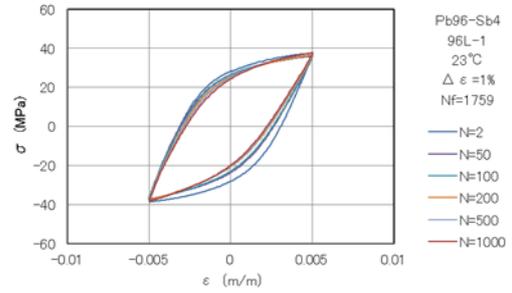


(b) σ peak の変化 (~ 1000 cycle)

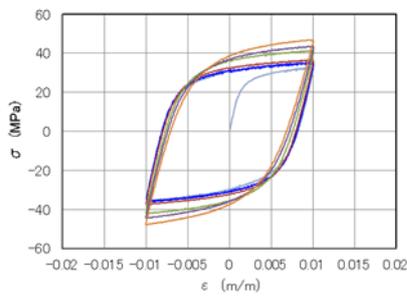
図 3.2.1(1)-41 Pb100 のピーク応力の変化 (23°C)



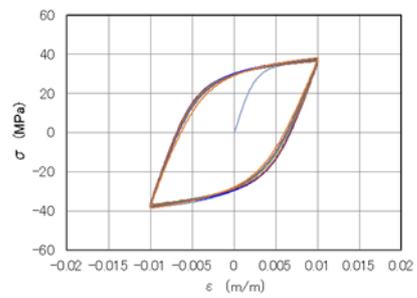
(a) L96-1, 23°C, $\Delta \varepsilon = 1\%$



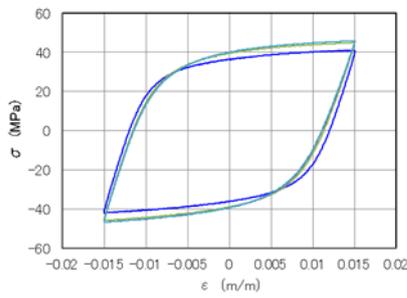
(b) L92-4, 23°C, $\Delta \varepsilon = 1\%$



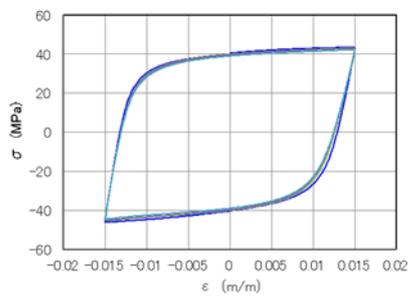
(c) L96-2, 23°C, $\Delta \varepsilon = 2\%$



(d) L96-5, 23°C, $\Delta \varepsilon = 2\%$



(e) L96-3, 23°C, $\Delta \varepsilon = 3\%$



(f) L-96-6, 23°C, $\Delta \varepsilon = 3\%$

図 3.2.1(1)-42 Pb96-Sb4 の繰返し応力ひずみループ (23°C)

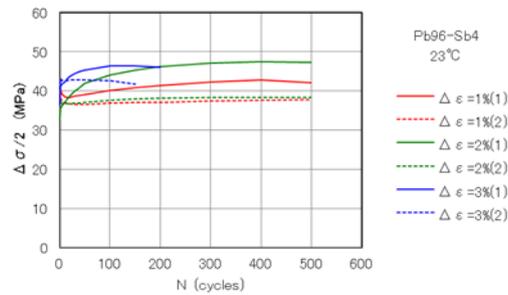
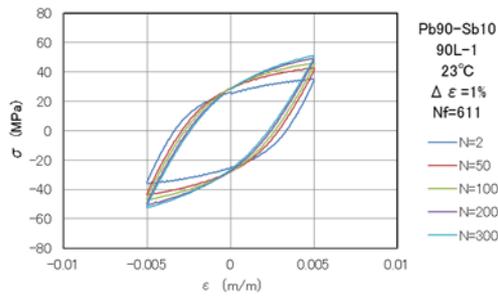
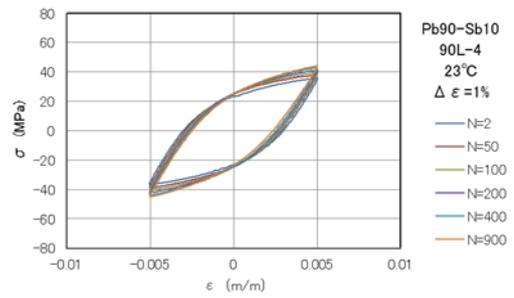


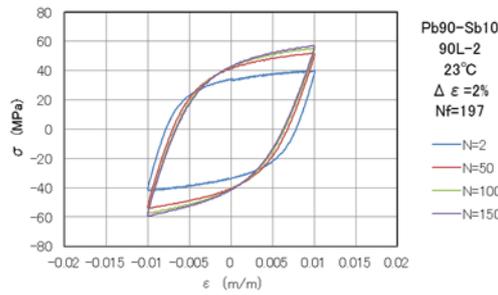
図 3.2.1(1)-43 Pb96-Sb4 の繰返し応力範囲の変化 (23°C)



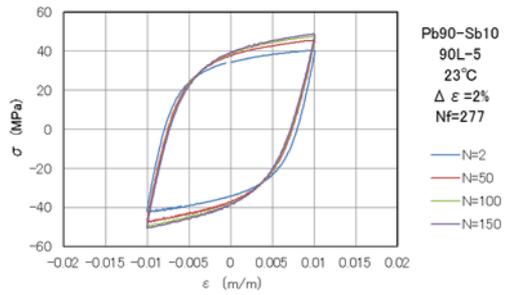
(a) L90-1, 23°C, $\Delta \varepsilon = 1\%$



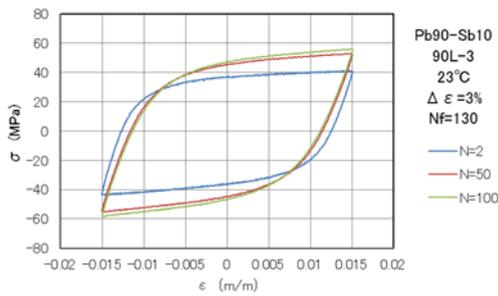
(b) L90-4, 23°C, $\Delta \varepsilon = 1\%$



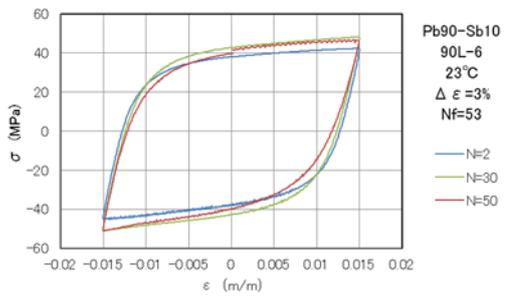
(c) L90-2, 23°C, $\Delta \varepsilon = 2\%$



(d) L90-4, 23°C, $\Delta \varepsilon = 2\%$



(e) L90-3, 23°C, $\Delta \varepsilon = 3\%$



(f) L90-6, 23°C, $\Delta \varepsilon = 3\%$

図 3.2.1(1)-44 Pb90-Sb10 の繰返し応力ひずみループ (23°C)

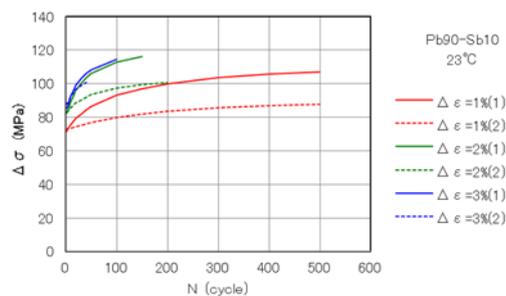


図 3.2.1(1)-45 Pb90-Sb10 の繰返し応力範囲の変化 (23°C)

次に、繰返し硬化特性について検討する。純鉛 (Pb100) は、複雑な硬化・軟化挙動を示し、かつ、ばらつきも大きいことから、現状の少ないデータでこれらの挙動を特性化することは難しい。これに対して、鉛アンチモン合金 (Pb96-Sb4, Pb90-Sb10) は概ね単調な繰返し硬化特性を有することから、後述のマルチレイヤー繰返し塑性モデルがそのまま適用できる。そこでは、繰返し負荷を受ける材料の応力ひずみ挙動は、ジェネリック応力ひずみ特性から生成される。繰返し硬化は、累積塑性ひずみの進展に応じて単調応力ひずみ特性から定常繰返し応力ひずみ特性へと変化する特性式により表現され、繰返し硬化の速さは、ひずみ範囲条件によらず1個のパラメータ Q により決定される。この方法はオーステナイト系ステンレス鋼やフェライト鋼に対して確立されてきたが、鉛アンチモン合金にも適用できることを、以下のように、繰返し中のピーク応力の変化を調べることにより確認することにする。

定ひずみ範囲の繰返し中のピーク応力は累積塑性ひずみに応じて次式で表すものとする。

$$\sigma_p = \sigma_{p,\infty} + (\sigma_{p,0} - \sigma_{p,\infty}) \exp\left(-\frac{\langle p - p_R \rangle}{Q}\right) \quad (3.2.1(1)-33)$$

ここで

σ_p : ピーク応力値

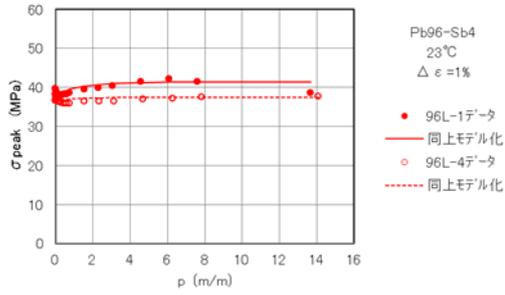
$\sigma_{p,\infty}$: ピーク応力の繰返し定常値

$\sigma_{p,0}$: ピーク応力の繰返し初期値 (単調負荷時相当)

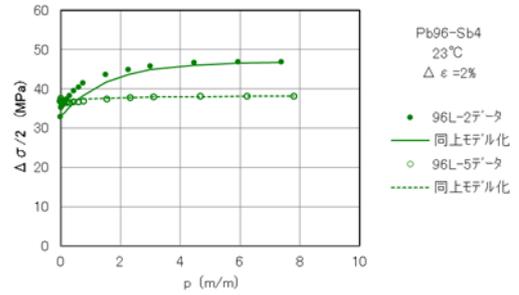
p : 累積塑性ひずみ ($p = \sum \Delta \varepsilon^p$)

p_R : 最初のピーク応力時点の累積塑性ひずみ

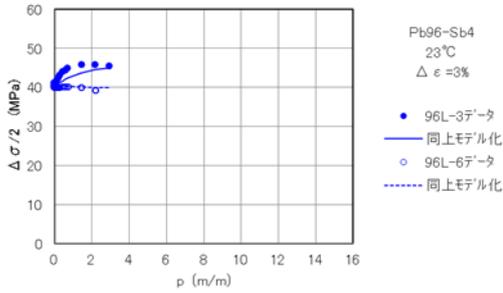
図 3.2.1(1)-46 と図 3.2.1(1)-47 は、様々な条件の繰返し硬化特性が、 $Q=1.5$ により概ね表現できることを示している。このようにして、後述のマルチレイヤー繰返し塑性モデルでは、ジェネリック応力ひずみ関係にこの Q 値を用いることができる。



(a) Pb96-Sb4, 23°C, $\Delta \epsilon = 1\%$



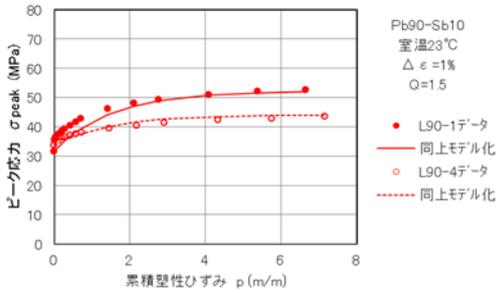
(b) Pb96-Sb4, 23°C, $\Delta \epsilon = 2\%$



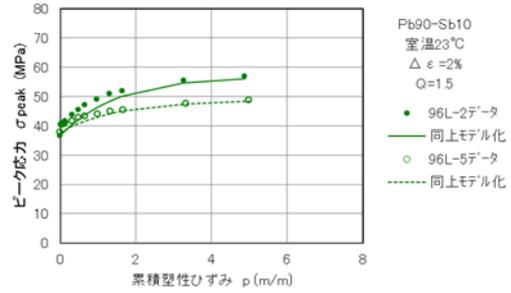
(c) Pb96-Sb4, 23°C, $\Delta \epsilon = 3\%$

図 3.2.1(1)-46 Pb96-Sb4 の応力範囲と累積塑性ひずみの関係：

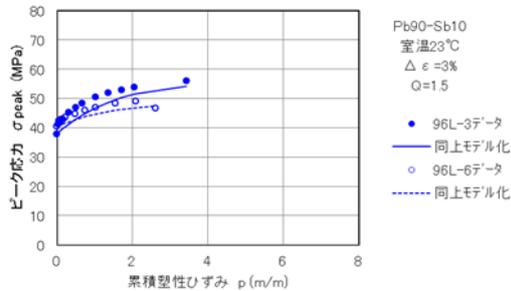
試験データと繰返し硬化モデル化（特性式）の比較



(a) Pb90-Sb10, 23°C, $\Delta \epsilon = 1\%$



(b) Pb90-Sb10, 23°C, $\Delta \epsilon = 2\%$



(c) Pb90-Sb10, 23°C, $\Delta \epsilon = 3\%$

図 3.2.1(1)-47 Pb90-Sb10 の応力範囲と累積塑性ひずみの関係：

試験データと繰返し硬化モデル化（特性式）の比較

③ 構成モデルの構築

1) 極限荷重に対する構成モデルの構築方針

本研究では、極限荷重として巨大地震荷重及びシビアアクシデント時の高温熱荷重を取り扱う。前者が繰返し荷重を特徴とするのに対して、後者は通常運転温度を大きく上回る超高温を特徴とするが、基本的には単調負荷である。ここでは、地震荷重用と超高温用に分けて、それぞれの構成モデルに求められる要件を整理する。

(a) 地震荷重用構成モデル

構造材料は巨大地震荷重により塑性の繰返し負荷を受ける。地震荷重作用中は構造材料の温度変化は小さく全体挙動に大きな影響を及ぼさないと考えてよい。したがって、構造物の高精度の地震応答挙動を得るために、構成モデルは以下の3つの要件を満たす必要がある。

- ・非線形応力ひずみ曲線の模擬性
- ・繰返し挙動の模擬性
- ・多軸挙動の模擬性

高速炉設計用として最近開発された多直線繰返し塑性モデル[18]は上記要件を満足する最先端モデルの1つである。この構成モデルは316FRに対して開発されたが、それ以外の構造材料への展開も可能であり、本研究では、SUS304及びSTS410に対する多直線繰返し塑性モデルを提示する。

(b) 超高温用構成モデル

シビアアクシデント時には構造材料は運転温度を大きく上回る超高温状態に晒されることを想定しなければならない。このような状況の材料挙動を取り扱うには、構成モデルは以下の要件を満たす必要がある。

- ・非線形応力ひずみ曲線の模擬性
- ・超高温域の挙動の主要な特徴の模擬性
- ・多軸挙動の模擬性

シビアアクシデント時の温度負荷は、基本的に単調負荷であり、繰返し作用することはない。材料は超高温域では粘性の性質が顕著になり、融点では完全に液状化し、無抗力で極端に大きなひずみ速度を示す。したがって、この温度域では大きな非弾性ひずみが生じ易く、その大部分が時間依存ひずみである。また、ひずみ速度が大きいことから、非弾性ひずみを非時間依存の塑性ひずみと時間依存のクリープひずみに区別することも難しくなる。統一型モデルあるいは粘塑性モデルと呼ばれる、塑性ひずみとクリープひずみを統一的に取り扱う構成モデルの研究が古くから行われている。しかしながら、超高温域では時間変化率が大きく材料特性の評価自体が難しいことから、統一型モデルを組み立てることは容易でない。このような理由から、まずは(a)で開発する塑性モデルと簡単なクリープモデルを組み合わせ、時間依存挙動の主要な特徴の模擬に主眼を置くのが現実的なアプローチであると考えられる。

2) 構成モデルの概要

(a) 塑性構成モデル

高速炉設計用として 316FR 鋼に対して開発されたマルチレイヤー繰返し塑性モデル [18] (多直線繰返し塑性モデルとも呼ばれる) は、1) に述べた要件を満足するもので、316FR 鋼以外の構造材料への展開も容易であることから、本研究ではこの構成モデルを基本とする。

マルチレイヤー繰返し塑性モデル (Multilayer Cyclic Plasticity model) は、大野と王 [19] のマルチレイヤー移動硬化モデル (並列限界付き線形移動硬化モデルと呼ぶことができる) をベースとして、材料特性の温度依存性と繰返し硬化 (軟化) を共に考慮できるように拡張した塑性モデルである。マルチレイヤー繰返し塑性モデルは、図 3.2.1(1)-48 に示す複数の限界付き線形移動硬化要素の並列結合モデルで表され、これにより図 3.2.1(1)-49 のような多直線の応力ひずみ関係が生成される。また、逆に非線形の応力ひずみ関係の多直線近似から容易にマルチレイヤー移動硬化モデルを決定することができる。

マルチレイヤー繰返し塑性モデルは、繰返し負荷の進行とともに変化する応力-ひずみ特性 (ジェネリック応力-ひずみ特性と呼ばれる) の多直線近似から決定される塑性構成モデルであり、繰返し硬化を考慮することができる。ジェネリック応力-ひずみ関係は以下に述べるようにして設定される。

繰返し負荷に対する代表的応力-ひずみ基本特性は、図 3.2.1(1)-50 に示す材料の 3 つの単軸の塑性特性、すなわち (i) 単調負荷時の応力-塑性ひずみ特性、及び定ひずみ範囲の繰返し負荷時の (ii) 定常応力範囲-塑性ひずみ範囲特性 (動的応力-塑性ひずみ特性) と (iii) 定常応力-塑性ひずみヒステリシス特性である。これらの塑性特性は以下の式で表されるものとする。

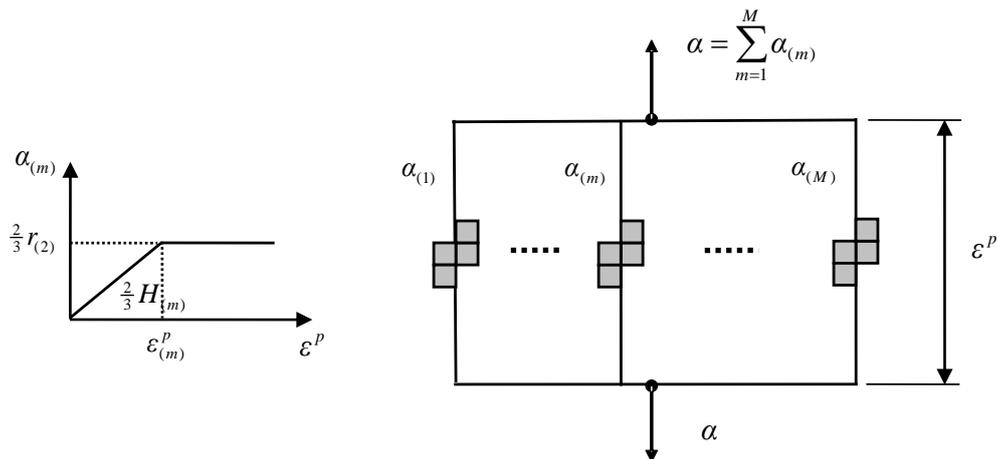


図 3.2.1(1)-48 マルチレイヤー移動硬化モデル (並列限界付き線形移動硬化モデル)

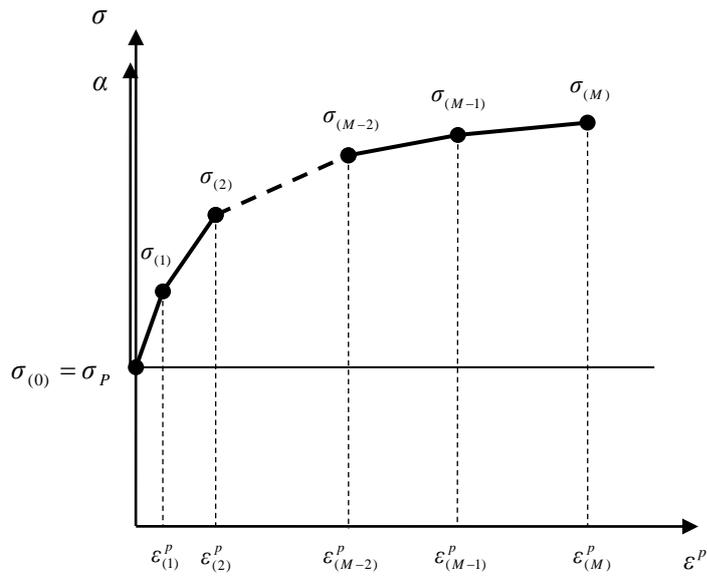


図 3.2.1(1)-49 応力—塑性ひずみ関係の多直線近似

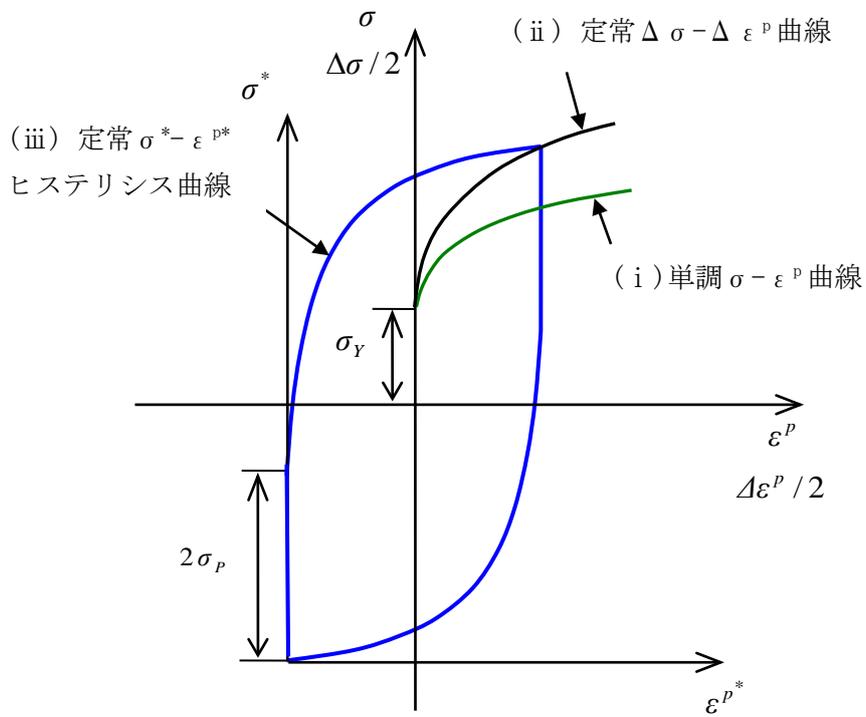


図 3.2.1(1)-50 応力—塑性ひずみ基本特性

・単調応力-塑性ひずみ関係 $\sigma = \sigma_p + \varphi_m(\varepsilon^p)$ (3.2.1(1)-34)

・定常応力範囲-塑性ひずみ範囲関係 $\Delta\sigma = 2\sigma_p + 2\varphi_d(\Delta\varepsilon^p)$ (3.2.1(1)-35)

・定常応力-塑性ひずみヒステリシス関係 $\sigma^* = 2\sigma_p + 2\varphi_s(\varepsilon^{p*})$ (3.2.1(1)-36)

ここで、 σ_p は比例限で、温度依存性はあるが、繰返しによる変化はないとして 3 つの特性式に共通に用いられる。 $\varphi_m(\varepsilon^p)$, $\varphi_d(\Delta\varepsilon^p)$, $\varphi_s(\varepsilon^{p*})$ は 3 つの特性を表す関数である。式(3.2.1(1)-35)中の $\Delta\varepsilon^p$ は塑性ひずみ範囲、式(3.2.1(1)-36)中の σ^* , ε^{p*} は、図 3.2.1(1)-50 に示す圧縮側のピーク点を原点とした応力及び塑性ひずみを表す。

ジェネリック応力-塑性ひずみ関係は、繰返し負荷中の応力ひずみ挙動を生成する元になる応力-ひずみ特性で、次式のように累積塑性ひずみ量に応じて初期単調特性から定常繰返し特性へと連続的に変化するしきで表される [20, 18]。

$$\sigma = \sigma_y(T) + \varphi(T, \sigma_R, p, \varepsilon^p) \quad (3.2.1(1)-37)$$

$$\text{ただし、} \quad \varphi = \varphi_s(T, \sigma_R, \varepsilon^p) + \{\varphi_m(T, \varepsilon^p) - \varphi_s(T, \sigma_R, \varepsilon^p)\} \exp\left(-\frac{\leq p - p_R >}{Q}\right) \quad (3.2.1(1)-38)$$

ここで、

- $\varphi(T, \sigma_R, p, \varepsilon^p)$: 超過応力特性 (降伏応力からの応力の超過分)
- T : 温度
- φ_m : 単調負荷時の超過応力特性
- φ_s : 定常繰返し負荷時の超過応力特性
- σ_R : 繰返し参照応力 (記憶応力)
- p : 累積塑性ひずみ
- p_R : 最初の応力反転時点までの累積塑性ひずみ
- Q : 繰返し硬化 (軟化) の速さを表す材料定数
- 記号 $\langle A \rangle$: MaCauley の括弧記号 $\langle A \rangle = (A + |A|)/2$

ジェネリック応力-塑性ひずみ関係式は、繰返し負荷中の応力-ひずみ関係を生成する元になる単調負荷相当の特性式であり、図 3.2.1(1)-51 に示すように、繰返しによる累積塑性ひずみの進展に伴って、単調から定常繰返しに至る特性を記述することができる。定常超過応力特性 $\varphi_s(T, \sigma_R, \varepsilon^p)$ は、通常、繰返し参照応力 (記憶応力) σ_R を介して定常繰返し応力範囲-ひずみ範囲 ($\Delta\sigma - \Delta\varepsilon^p$) 特性を満たすように定められる。このようにして、ジェネリック応力-塑性ひずみ関係式は単調負荷から繰返しの定常状態に至る繰返し硬化過程を簡便に表現できる。なお、ジェネリック応力-塑性ひずみ関係は、定常繰返し特性が与えられれば、繰

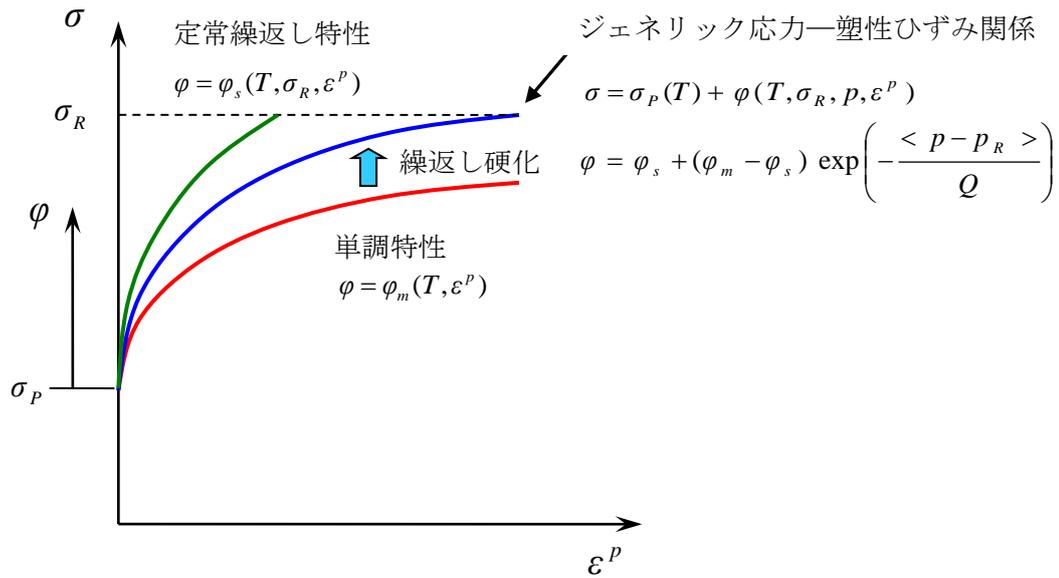


図 3.2.1(1)-51 ジェネリック応力-塑性ひずみ関係（繰返し硬化の場合）

返し硬化あるいは繰返し軟化の性状によらず適用できる。

マルチレイヤー繰返し塑性モデルは、背応力（超過応力と同義）を複数個の成分に分解し、各成分に特定の移動則を与えることにより組み立てられる。繰返し硬化を考慮できるように、大野・王の限界付き線形移動硬化則[19]を拡張した次式を用いることができる[18]。

$$\dot{\mathbf{a}}_{(m)} = \frac{2}{3} H_{(m)} \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p + \frac{1}{H_{(m)}} \frac{dH_{(m)}}{dp} \dot{p} \mathbf{a}_{(m)} - U(g_{(m)}) \frac{H_{(m)}}{r_{(m)}^2} \langle \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p : \mathbf{a}_{(m)} \rangle \mathbf{a}_{(m)} \quad (3.2.1(1)-39)$$

ここで、

$\mathbf{a}_{(m)}$: 背応力第(m)成分テンソル、

$\boldsymbol{\varepsilon}^p$: 塑性ひずみテンソル、

$H_{(m)}, r_{(m)}$: 第(m)成分の移動硬化係数、及び移動限界値、

$g_{(m)}$: 背応力限界曲 ($= (3/2)(\mathbf{a}_{(m)} : \mathbf{a}_{(m)}) - r_{(m)}^2$)

また、記号 ($\dot{\cdot}$) は時間微分、 $U(\cdot)$ は単位ステップ関数である。

式(3.2.1(1)-39)の第1項は線形移動硬化、第2項は繰返し硬化の寄与、第3項は移動の限界値を考慮したものである。

最終的に得られる等温下の接線係数型構成式は次のようになる。

$$\dot{\boldsymbol{\sigma}} = \mathbf{D}^{ep} : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}} \quad (3.2.1(1)-40)$$

$$\mathbf{D}^{ep} = \mathbf{D}^e - \frac{18G^2}{S_0\sigma_p} (\mathbf{s} - \boldsymbol{\alpha}) \otimes (\mathbf{s} - \boldsymbol{\alpha}) \quad (3.2.1(1)-41)$$

$$\text{ただし } S_0 = 2(3G + H_k + H_c)\sigma_p \quad (3.2.1(1)-42)$$

ここで、 $\dot{\boldsymbol{\sigma}}$ は応力速度テンソル、 $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}$ はひずみ速度テンソル、 \mathbf{D}^e と \mathbf{D}^{ep} はそれぞれ弾性係数テンソル及び弾塑性係数テンソル、 $\dot{\mathbf{s}}$ は偏差応力速度テンソル、 G はせん断弾性係数、 H_k と H_c は移動硬化係数及び繰返し硬化の進行による付加硬化係数でそれぞれ次式による。

$$H_k = \sum_{m=1}^M H_{(m)} (1 - A_{(m)}) \quad (3.2.1(1)-43)$$

$$H_c = \sum_{m=1}^M \left(\frac{3B_{(m)}}{2H_{(m)}\sigma_p} \right) \frac{\partial H_{(m)}}{\partial p} \quad (3.2.1(1)-44)$$

$$A_{(m)} = U(g_{(m)}) \left(\frac{3}{2\sigma_p r_{(m)}} \right)^2 < B_{(m)} > B_{(m)} \quad (3.2.1(1)-45)$$

$$B_{(m)} = (\mathbf{s} - \boldsymbol{\alpha}) : \boldsymbol{\alpha}_{(m)} \quad (3.2.1(1)-46)$$

式(3.2.1(1)-40) と式(3.2.1(1)-42) における記号 ($:$) はテンソルの内積、(\otimes) はテンソル積を表す。弾塑性解析では式(3.2.1(1)-40) の増分形が使用される。

本研究では、繰返し硬化を考慮した ($H_c \neq 0$) マルチレイヤー移動硬化モデルを MCP-C モデルと呼ぶ。また、MCP-C モデルの特別な場合で、単調応力ひずみ曲線のみを使用し、繰返し硬化を考慮しないモデル ($H_c = 0$) を MK モデルと呼ぶ。MK モデルは大野・王の原型マルチレイヤー移動硬化モデルと同じモデルである。

MCP-C モデルを本研究に適用できるようにするため、SUS304 及び STS410 に対して以下の事項を拡張・改良した。

(i) 超高温までの材料特性の設定

②(a), (b) に述べたように、SUS304 及び STS410 に対して超高温域までの 3 つの塑性基本特性 (単調 $\sigma - \varepsilon^p$ 特性、動的 $\Delta\sigma - \Delta\varepsilon^p$ 特性、定常 $\sigma^* - \varepsilon^{p*}$ 特性) を設定した。

(ii) 適用可能なひずみ範囲の拡大

設計評価を目的とする場合は、取り扱うひずみは小さい (通常 2, 3% 以下) 。しかしながら、巨大地震のような極限荷重を取り扱う場合は、ひずみの上限は数 10%、あるいは破断ひずみにまで適用可能にしておく必要がある。②(a), (b) では、破断ひずみにまで適用できる ASME Code 応力ひずみ関係式を採用することで対処するこ

とにした。

(iii) 定常ヒステリシス曲線の推定法

鋼種ごとに定常ヒステリシス曲線（特性式）を準備することは簡単でない。このため、②1) (d)に提案した、材料によらず定常ヒステリシス曲線（特性式）を算定する方法によることとする。なお、定常ヒステリシス曲線を表すさらに簡便な方法として、単調の超過応力—塑性ひずみ曲線を応力方向に比例拡大して、ピーク応力が動的曲線上に乗るように設定する方法も提案されており、これによる繰返し塑性モデル（単調曲線比例拡大モデル、略称 MCP-P モデル）[21]も利用可能である。

(b) クリープ構成モデル

超高温域（SUS304 では 700°C以上）では非弾性ひずみの時間変化が大きく材料特性自体の把握が難しい。この領域では塑性とクリープを分離することが難しく、塑性とクリープの統一型モデルのアプローチが有効かもしれない。しかしながら、統一型モデルの構築には、従来の定応力クリープデータではなく、新たにひずみ速度の異なる引張試験データのセットを必要とするなど、短期間では対応しきれない問題がある。このような技術の現状では、塑性とクリープの統一型モデルを展開することに無理がある。このため、本研究では、従来工学的に実績のある、塑性構成モデルとクリープ構成モデルを単純に重ね合わせるアプローチを踏襲する。クリープについては、従来確立している構成モデル、すなわち通常のクリープ流れ則とクリープ硬化則を用いた構成モデルを基本とする。破断までのクリープ挙動を扱うためには、3次クリープの特性が必要となる。超高温域のクリープ特性としては、1次クリープは無視し、定常クリープと3次クリープを考慮することで十分と考えられる。②1) (e)と②2) (e)に、それぞれ SUS304 と STS410 の超高温域の破断までのクリープ特性を提案しており、それらの結果を利用することができる。

なお、クリープ特性は、通常、定荷重（定応力）クリープ試験より得られ、応力には公称応力（工学的応力）、ひずみには公称ひずみを用いて表している。このクリープ特性は、真応力、真ひずみを用いたクリープ特性に容易に変換することができない。そのため、クリープ解析では、公称応力と公称ひずみを用いた特性をそのまま（真応力、真ひずみと見なすか、あるいは、“公称”と“真”を区別せず）用いていることが多い。そのため、大ひずみ域では厳密さを欠く取扱いとなっていることを認識しておく必要がある。

参考文献

- [1] 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，文部科学省 原子力システム研究開発事業，平成 25 年度成果報告書，国立大学法人 東京大学，2014
- [2] 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，文部科学省 原子力システム研究開発事業，平成 26 年度成果報告書，国立大学法人 東京大学，2015
- [3] ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Sec. II, D, ASME, 2013
- [4] 非弾性解析の設計への適用方法に関する研究（Ⅱ）（山田編），日本機械学会，1981
- [5] 高速原型炉高温構造設計方針 材料強度基準等，PNC TN241 84-08(2)，昭和 59 年 9 月
- [6] 発電用原子力設備規格 設計建設規格，第Ⅱ編 高速炉規格，JSME S NC2-2005，日本機械学会，2012
- [7] 小高，加藤，川上，鈴木，高森：SUS304 鋼の材料試験データ集（Ⅲ），JNC TN9450 2002-002，日本原子力研究開発機構，2003
- [8] ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Sec. VIII, Div. 2, ANNEX 3.D, ASME, 2010
- [9] Fitness-For-Service (2nd ed.), API 579-1/ASME FFS-1, 2007
- [10] 解説 高速原型炉高温構造設計方針 材料強度基準等，PNC TN241 85-08，動力炉・核燃料開発事業団，1985
- [11] 柄谷，岩田，月森：SUS304 繰返し塑性モデルの検討，PNC SN 9410 90-108，動力炉・核燃料開発事業団，1990
- [12] 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，文部科学省 原子力システム研究開発事業，平成 24 年度成果報告書，国立大学法人 東京大学，2013
- [13] 加藤 章一 長谷部 慎一 吉田 英一：異常高温時における SUS304 のクリープ強度評価，JAEA-Research 2007-091，JAEA，2008
- [14] 高速原型炉高温構造設計方針 材料強度基準等（解説），PNC TN241 85-08，動力炉・核燃料開発事業団、1985
- [15] 金属材料データベース（Kinzoku），物質材料研究機構，
<http://metallicmaterials.nims.go.jp>
- [16] 原子力施設耐震信頼性実証試験に関する報告書（平成 15 年度） 配管系終局強度，JNES，2004
- [17] Yuhei HARADA, Yu MARUYAMA, Akio MAEDA, Eiichi CHINO, Hiroaki SHIBAZAKI, Tamotsu KUDO, Akihide HIDAKA, Kazuichiro HASHIMOTO & Jun SUGIMOTO, “Evaluation of High Temperature Tensile and Creep Properties of Light Water Reactor Coolant Piping Materials for Severe Accident Analyses”, Journal of Nuclear Science and Technology, Vol. 37, No. 6, 2000, pp. 518-529.

- [18] 岩田:温度依存性多直線繰返し塑性モデル, M&M2011 材料力学カンファレンス CD-ROM 論文
集、0S1202、日本機械学会、2011
- [19] 大野、王:動的回復の臨界状態を考慮した移動硬化則(第1報、定式化および基本的特
徴), 日本機械学会論文集(A編)58巻547号, 1992, pp.488-495
- [20] 岩田:温度依存性を考慮した2曲面繰返し塑性モデル, M&M2009 材料力学カンファレンス
CD-ROM 論文集, 日本機械学会, 2009, pp.138-140

(2) 汎用非線形解析コードへの組み込み

① 非弾性材料挙動解析プログラムの作成

平成 18～21 年度に実施された文部科学省原子力システム科学事業「原子炉容器の高温構造設計技術及び破損燃料位置検出器の開発」（受託代表機関：日本原子力研究開発機構、以下、MEXT 高温設計プロジェクトという）[1]において、316FR の構成モデルに対する非弾性材料挙動解析プログラム (MatSim) が開発された。本研究では、MatSim をベースにして、SUS304 及び STS410 に対して提示した構成モデルを作動させるための一様多軸応力場の非弾性材料挙動解析プログラム (MatSim-M15) を作成した。MatSim-M15 は、構成モデルの開発や検証用に用いられるばかりでなく、その本体部をサブプログラムとして汎用構造解析プログラム FINAS あるいは FINAS/STAR に結合することにより、当該構成モデルを用いた構造解析が実行できるよう設計されている。MatSim-M15 の概略機能は以下の通りである。

- ・ SUS304 及び STS410 に対して開発した構成モデルを取り扱える。
- ・ SUS304 及び STS410 の基本材料特性がライブラリに収納されている。
- ・ 単軸、平面応力、平面ひずみ、軸対称、3次元の一様応力場に対応。
- ・ 温度、応力、ひずみの繰返し負荷を取り扱える。

② 構成モデルの機能検証

マルチレイヤー繰返し塑性モデル自体の総合的な妥当性検証は 316FR に対して行われている[1]。したがって、ここでは MatSim を用いて SUS304 及び STS410 の材料特性式を組み込んだマルチレイヤー繰返し塑性モデルの基本的機能に限った検証を行った。

1) SUS304 構成モデルの機能検証

a) 単軸引張問題 (T-1-1)

マルチレイヤー移動硬化モデル (MK モデル) を用いて、SUS304 の応力ひずみ曲線が大ひずみまで模擬できることを確認するため、単軸引張問題の解析を行った。解析は、最大塑性ひずみを 10%に設定し、その $1/2$, $(1/2)^2$, \dots , $(1/2)^7$ の塑性ひずみを折点とする 8 直線近似の $\sigma - \epsilon_p$ 関係を MatSim 内で自動的に求めて使用している。図 3.2.1(2)-1 に示すように、解析結果は元の特性を大ひずみまで忠実に再現できることが確認された。

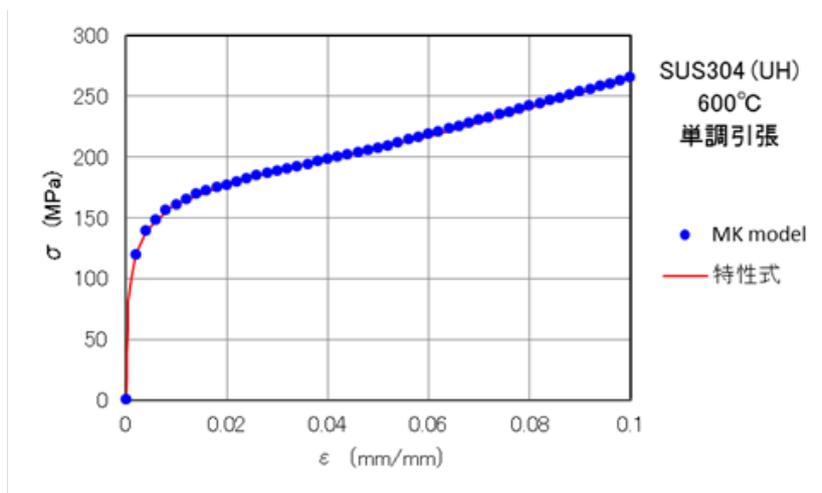


図 3.2.1(2)-1 SUS304, 600°Cの単軸引張問題の解析結果 (MK モデル)

b) 単軸両振繰返し問題 (T-2-1 : 繰返し硬化なし)

マルチレイヤー移動硬化モデル (MK モデル及びMCP-C モデル) を用いて、繰返し硬化を考慮しない場合の SUS304 の繰返しヒステリシス曲線が適切に模擬できることを確認するため、単軸両振繰返し問題の解析を行った。解析は、8直線近似の $\sigma - \epsilon_p$ 関係を MatSim 内で自動生成して用いている。MK モデルは単調応力ひずみ曲線を用いて繰返し挙動を解析するもので、MCP-C モデルはジェネリック曲線を用いて繰返し硬化を考慮するものであるが、ここでは繰返し硬化速度を極端に遅くして ($Q=10^{-5}$) 計算した。両者とも 20 サイクルの計算を行った。図 3.2.1(2)-2 に示すように、解析結果は、MK モデル、MCP-C モデルとも、単調応力ひずみ特性で形成されるヒステリシス曲線とよく一致している。

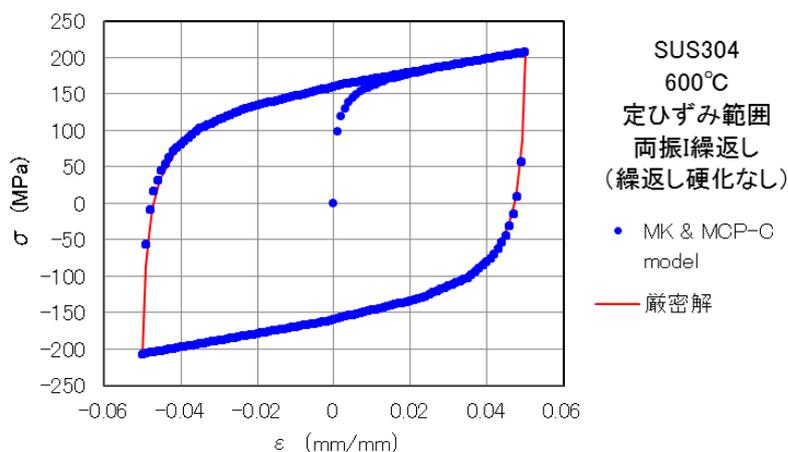


図 3.2.1(2)-2 SUS304, 600°Cの単軸両振繰返し問題の解析結果 (MK モデル、MCP-C モデル)

c) 単軸両振繰返し問題 (T-2-2 : 繰返し硬化あり)

繰返し硬化を考慮したマルチレイヤー移動硬化モデル (MCP-C モデル) を用いて、繰返し硬化を考慮した SUS304 の繰返し挙動が適切に模擬できるかどうかを検証するため、単軸両振繰返し問題の解析を行った。解析は、8 直線近似の $\sigma - \epsilon_p$ 関係を MatSim 内で自動生成して用いている。繰返し硬化速度定数は 316FR の場合と同じ $Q=0.3$ として 20 サイクルの計算を行った。図 3.2.1(2)-3 に示すように、解析結果は繰返し硬化を示し、定常状態では定常ループの厳密解とよく一致した。

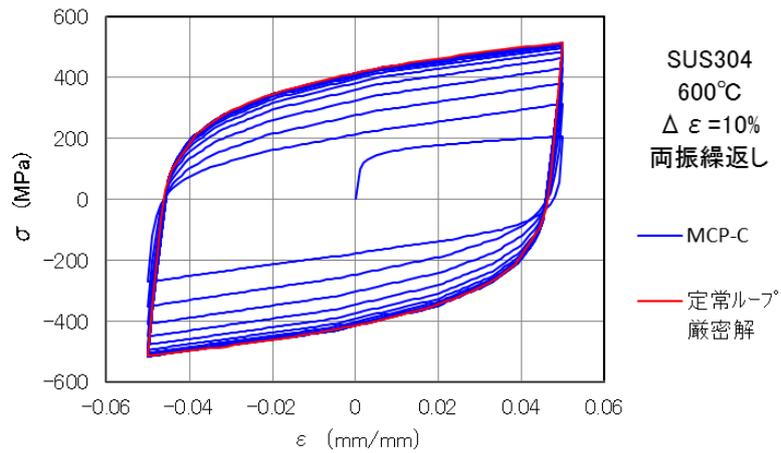


図 3.2.1(2)-3 SUS304, 600°Cの単軸両振繰返し問題(繰返し硬化)の解析結果 (MCP-C モデル)

2) STS410 構成モデルの機能検証

a) 単軸引張問題

マルチレイヤー移動硬化モデル (MK モデル) を用いて、STS410 の応力ひずみ曲線が大ひずみまで模擬できることを確認するため、温度 600°C での単軸引張問題の解析を行った。解析は、8 直線近似の $\sigma - \varepsilon_p$ 関係を MatSim 内で自動的に求めて使用した。図 3.2.1(2)-4 に示すように、解析結果は元の特性を 10% のひずみまで忠実に再現できている。

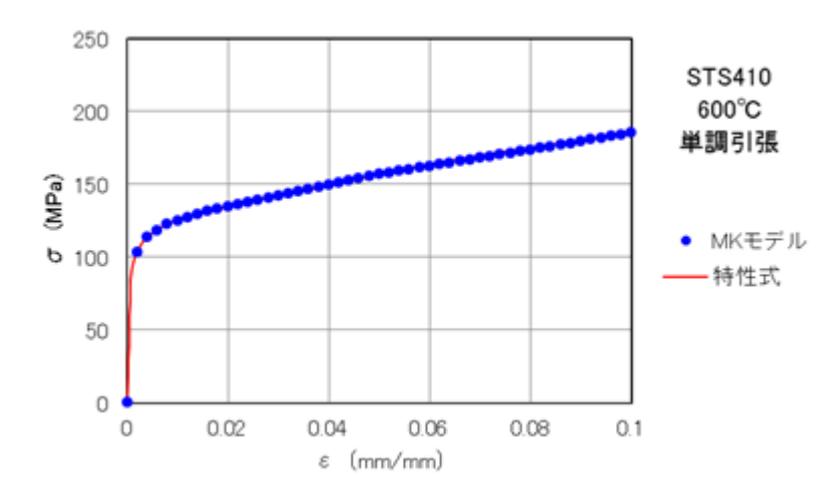


図 3.2.1(2)-4 STS410, 600°C の単軸引張問題の解析結果 (MK モデル)

b) 単軸両振繰返し問題 (繰返しなし)

多直線モデル (MK モデル及び MCP-C モデル) を用いて、繰返し硬化を考慮しない場合の STS410 の繰返し挙動のヒステリシス曲線を適切に模擬できるかどうかを確認するため、20°C における単軸両振繰返し問題の解析を行った。MK モデルは単調応力ひずみ曲線を用いて繰返し挙動を解析した。一方 MCP-C モデルはジェネリック曲線を用いて、繰返し硬化速度を極端に遅くして計算した。両者とも 20 サイクルの計算を行った。図 3.2.1(2)-5 に示すように、解析結果は、MK モデル、MCP-C モデルとも、単調応力ひずみ特性で形成されるヒステリシス曲線とよく一致した。

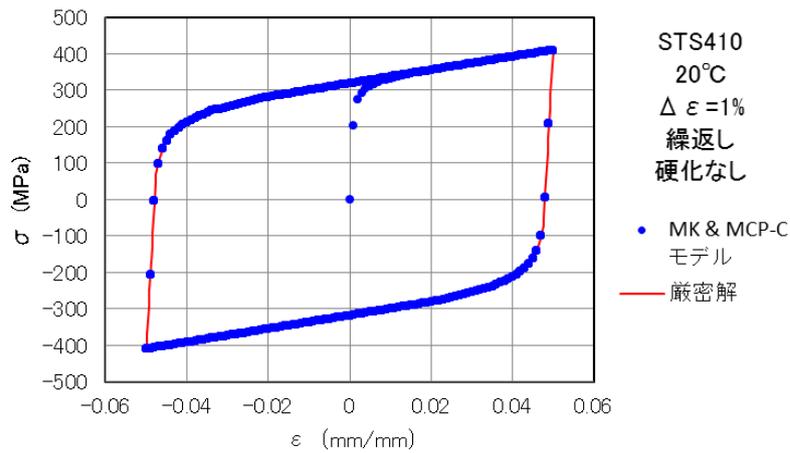


図 3.2.1(2)-5 STS410, 20°Cの単軸両振繰返し問題の解析結果 (MK モデル、MCP-C モデル)

c) 単軸両振繰返し問題 (繰返し硬化あり)

多直線繰返し塑性モデル (MCP-C モデル) を用いて、繰返し硬化を考慮した STS410 の繰返し挙動を模擬できるかどうかを検証するため、20°Cにおける単軸両振繰返し問題の解析を行った。解析は、(a) c)と同様の方法で 20 サイクルの計算を行った。図 3.2.1(2)-6 に示すように、解析結果の定常ループは厳密解と良好な一致を示した。

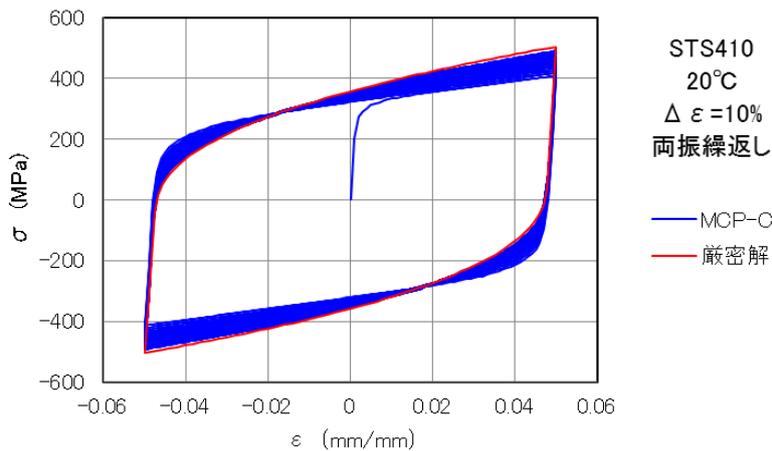


図 3.2.1(2)-6 STS410, 20°Cの単軸両振繰返し問題 (繰返し硬化考慮) の解析結果

d) 2軸ラチェット問題（繰返し硬化なし/あり）

炭素鋼の薄肉円筒に周方向応力と軸方向ひずみの繰返し負荷による多軸ラチェット実験[2]を取り上げる。温度は室温、負荷条件は図 3.2.1(2)-7 に示す通りである。解析は、STS410 の標準材料特性を使用し、繰返し硬化を考慮しない MK モデルと、繰返し硬化を考慮した MCP-C モデル（Q 値は 316FR 相当の 0.3 使用）を用いて行った。負荷の繰返し数は 20 サイクルである。

解析結果と実験値の比較を図 3.2.1(2)-8 に示す。解析結果は周方向にラチェットひずみを生じており、実験結果の傾向と概ね一致している。繰返し硬化を考慮した MCP-C モデルは、考慮しない MK モデルに比べてひずみが幾分抑制される傾向にある。実験データは MK モデルに比較的近い。MCP-C モデルによるラチェットひずみの増加傾向は、繰返し硬化速度を表す Q 値に依存することから、より適切な Q 値を用いることにより、MK モデルの結果に近づく可能性がある。

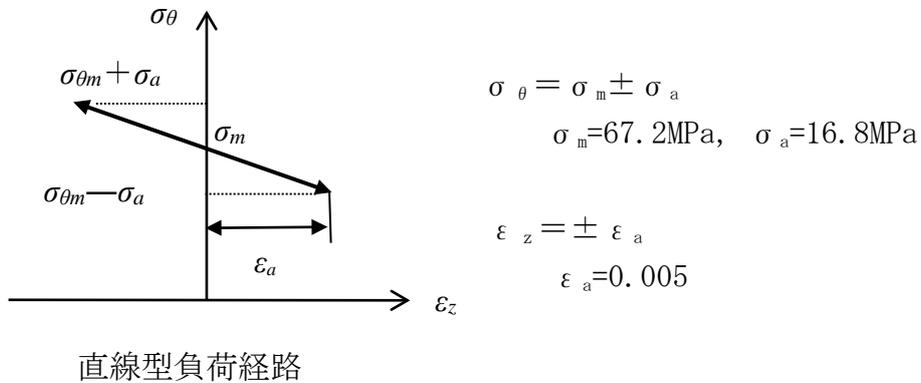


図 3.2.1(2)-7 周方向応力と軸方向ひずみの繰返し負荷を受ける薄肉円筒

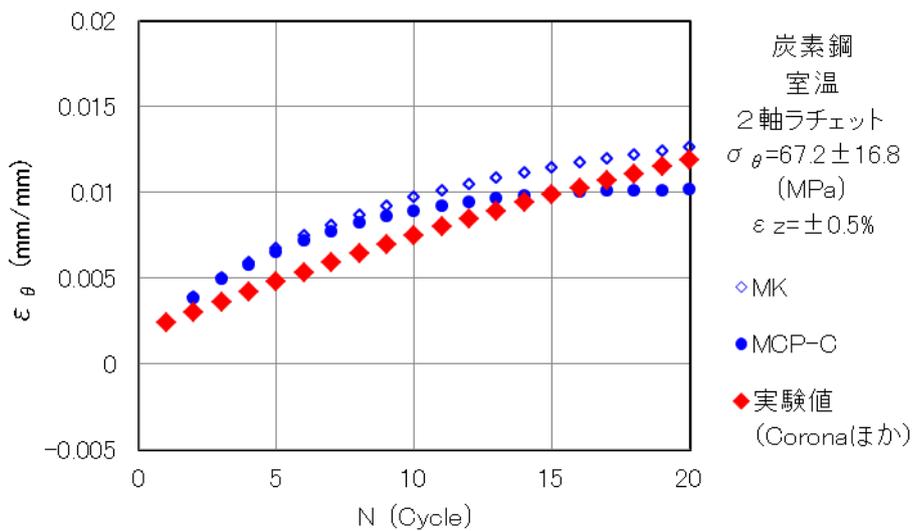


図 3.2.1(2)-8 炭素鋼薄肉円筒の周方向ラチェットひずみの解析結果と実験値との比較

③汎用非線形解析コード用サブプログラムの開発

汎用非線形構造解析プログラム FINAS 及び FINAS/STAR には任意の構成モデルの組込み機能がある。そこでは、構成モデルを定義するために、2つのサブプログラム XMAT1 及び XMAT2 を作成し FINAS あるいは FINAS/STAR 本体とリンクして実行することになる。マルチレイヤー移動硬化モデルによる材料挙動解析プログラム MatSim-15 は、FINAS 及び FINAS/STAR のこの方式に従って作成されており、構成モデルを定義、計算する XMAT1、XMAT2 及びそれらの下部サブプログラムや標準材料特性データは、ほぼそのまま FINAS あるいは FINAS/STAR 用のサブプログラムとして利用できる。このようにしてマルチレイヤー移動硬化モデルのサブプログラムセット MKMODEL が開発された。MKMODEL は、FINAS 及び FINAS/STAR の有する種々のタイプの有限要素、大変形を含む静的及び動的な非線形解析に適用可能である。

参考文献

- [1] 原子炉容器の高温構造設計評価技術及び破損燃料位置検出器の開発，文部科学省原子力システム研究開発事業，通年報告書，日本原子力研究開発機構，2010
- [2] Corona, E., Hassan, T. and Kyriakides, S.: "On the Performance of Kinematic Hardening Rules in Predicting a Class of Biaxial Ratcheting Histories", Int. J. Plasticity, 12-1, 1996, pp.117-145

(3) 解析法の検証と妥当性確認

① 高温解析

1) SUS304 円管の外圧弾塑性座屈解析

シビアアクシデント時に原子炉圧力容器内の中性子束計測案内管や制御棒案内管が受ける外圧荷重による破損メカニズムを明らかにするため、本プロジェクトにおいて SUS304 製円管の超高温での外圧座屈試験を実施された (3.1.4(1)③参照)。ここでは、この座屈試験を取り上げ、3.2.1(1), (2) で開発した超高温の塑性構成モデルを用いた座屈解析法の検証を行う。

(a) 円管の寸法及び荷重条件

3.1.4(1)③に述べられているように、試験体は、長さ 200mm の SUS304 真直円管で、その中央の長さ 100mm の部分を切削加工により肉厚 0.3mm にまで薄肉化した試験部を設けている。解析対象とした試験体は 2 体で、試験部の寸法は表 3.2.1(3)-1 に示す通りである。実際の試験は、外圧の設定レベルを変えつつ、一定外圧下で試験体温度を上昇させて座屈を生じさせているが、ここでの解析は、試験体温度を 900°C 一定とし、外圧荷重を漸増し円管が座屈するまで行った。円管の境界条件は、軸方向変位に関し片端固定、他端自由、その他の自由度は固定とした。

表 3.2.1(3)-1 円管試験部寸法

ケース記号	内半径 Ri (mm)	板厚 t (mm)	長さ L (mm)	板厚中心半径 板厚比 R/t	長さ板厚中心 半径比 L/R
Tube-1-03	6.5	0.3	100.0	22.2	15.0
Tube-3-03	11.05	0.3	100.0	37.3	8.9

(注) $R=(R_i+0.5t)$:板厚中心半径

(b) 解析方法

円管試験部を FINAS/STAR の 4 節点四辺形 MITC (Mixed Interpolation of Tensorial Components) シェル要素を用いて図 3.2.1(3)-1 のようにモデル化した。シェル要素の板厚方向の積分点数は 9 点である。材料特性は 3.2.1(1) に示した SUS304 の 900°C の標準特性値を用いた。塑性構成モデルはマルチレイヤー移動硬化モデル (MK モデル、M=8) である。大変形を考慮した塑性座屈解析は、外圧荷重を漸増させながら更新ラグランジェ型増分解析による非線形解析でつり合い経路を求めつつ、併せて各荷重ステップで固有値解析により座屈荷重と座屈モードを推定する方法をとった。真直円管の外圧による塑性座屈では、分岐座屈と同時に除荷が生じるため、線形の座屈固有値解析では座屈荷重の推定はできない。このため、別途、弾性状態で座屈モードを求めておき、塑性座屈解析はこの座屈モードの微小な予変形 (初期不整: 最大値を板厚の 1/100) を付与した構造モデルを用いて実施した。これにより、塑性状態からの除荷が無理なく考慮され正確な座屈荷重の推定が可能となる。

なお、外圧を受ける円管については、有限長及び無限長の場合の弾性の座屈圧力理論解が

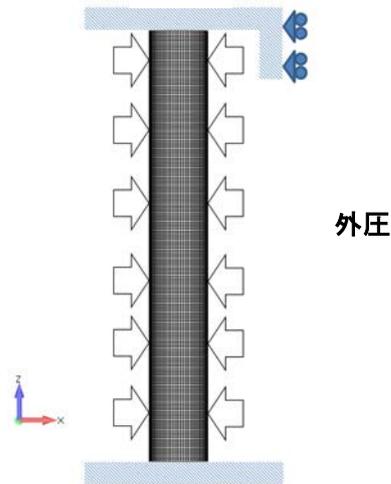


図 3.2.1(3)-1 シェル要素による円管の解析モデル

得られている。塑性座屈に対して、von Karman の換算係数を用いる方法（換算係数法）が工学的に有効であるが、座屈荷重は陽な公式としては得られず数値解法を介して求まることになる。付録 3.2.1-B には、SUS304 の超高温の材料特性を用いて換算係数法で求めた弾塑性の座屈荷重の理論解をチャートの形で与えた。この理論解は、汎用性を持つ有限要素法（FEM）による非弾性座屈解析法の妥当性を検証する上で、有効な参照解の1つとなり得る。

(c) 解析結果と評価

解析で得られた2つの円管（Tube-1-03、Tube-3-03）の座屈モードを図 3.2.1(3)-2 に示す。

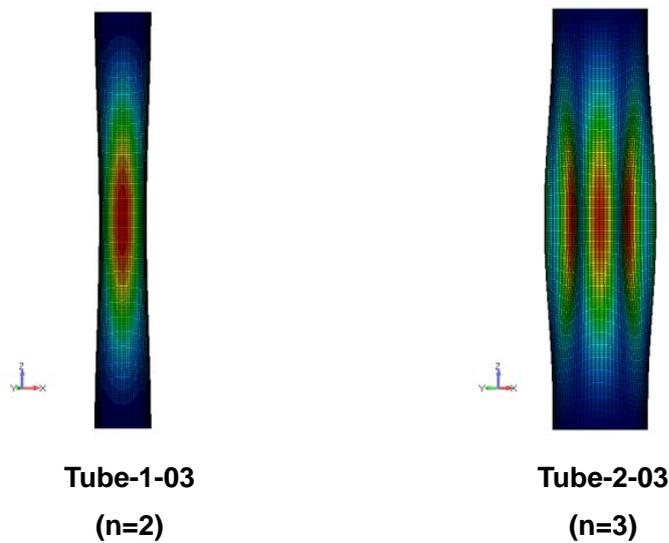


図 3.2.1(3)-2 円管の座屈変形モード

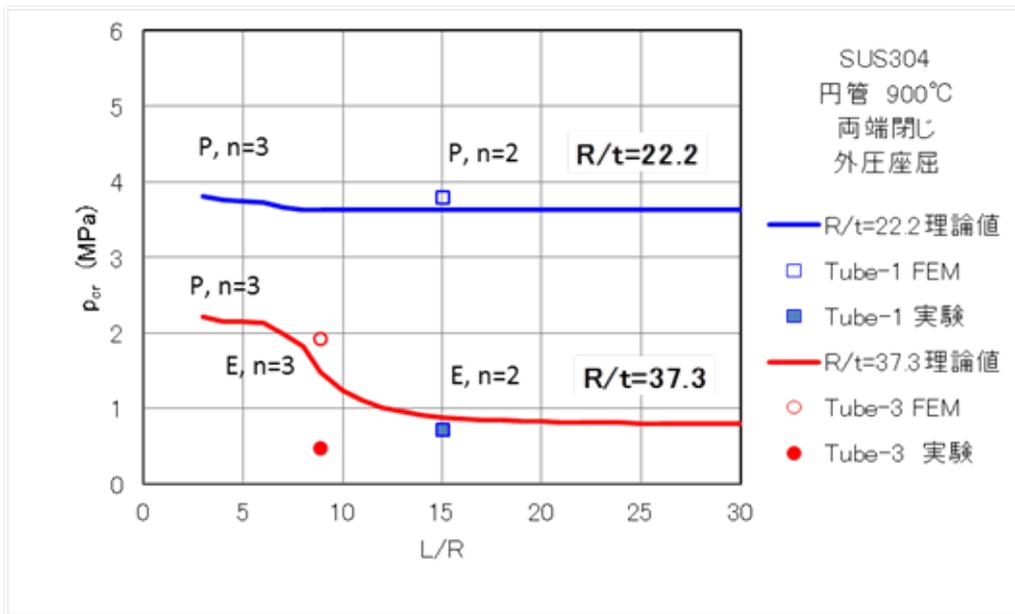


図 3.2.1(3)-3 SUS304 有限長円管の外圧座屈荷重 (FEM 解析結果と理論値、実験値との比較)

Tube-1-03 が、円断面が楕円型に変形する波数 $n=2$ の座屈モードを示すのに対して、Tube-3-03 は、円断面が三角型（おむすび型）に変形する波数 $n=3$ の座屈モードを示す。これらは実験で現れた座屈モードと一致している。次に、図 3.2.1(3)-3 に外圧座屈荷重 p_{cr} についての FEM 解析結果と理論値、実験値の比較を示す。この図は (R/t) 一定で、細長比 (L/R) が変化させると座屈荷重がどのように変化するかを表しており、2 本の実線はそれぞれ $R/t=22.2$ と $R/t=37.3$ の弾塑性理論解である。 $R/t=22.2$ の円管は細長比が大きくなっても一定の座屈荷重を示しているが、これは座屈応力が比較的高いため、応力ひずみ曲線 (900°C では弾完全塑性に近く、引張強さ、降伏点、比例限がすべて接近している) の上限応力レベルに位置し、常に塑性座屈を生じるためである。これに対して、 $R/t=37.3$ の円管は座屈応力が低いため、細長比が大きくなると弾性座屈が生じる。FEM 解析を行った 2 体の試験体 (Tube-1-03 と Tube-3-03) の細長比はそれぞれ $L/R=8.9$ と $L/R=15.0$ である。FEM 解析はいずれも理論解に近くほぼ妥当な結果を与えている。座屈荷重の解析結果 (FEM 結果、理論解) と実験結果は大きな隔たりがあったが、その原因として、抗力が著しく低下する超高温での材料の特性がばらつきやすいことと、実験と解析で円管に作用する軸力の有無の違いが影響している可能性が考えられる。超高温の材料特性データは希少であり、ばらつきの程度も分かっていない。超高温での構造物試験を実施する場合は、併せて試験材料の応力ひずみ特性データの取得が欠かせないと言えよう。なお、円管に作用する軸力に関しては、解析では円管は軸力のない理想的な条件としているのに対して、試験では上部端を支持した円管に装着物の重量による軸引張力が作用していた点である。

2) SUS304 円管の外圧クリープ座屈解析

シビアアクシデント時に原子炉圧力容器内の小口径管が超高温で外圧荷重によるクリープ

座屈を起こす可能性がある。ここでは、SUS304 円管に対して、3.2.1(1), (2)で開発した超高温の塑性構成モデル及びクリープモデルを用いたクリープ座屈解析法の適用例を示す。

(a) 円管の寸法及び荷重条件

SUS304 円管は、表 3.2.1(3)-1 の Tube-1-03 と同じ形状・寸法とする。円管は 900℃で一定の外圧荷重 0.354MPa を負荷し保持したまま、クリープ変形により座屈が生じるまでの挙動を対象とする。変位拘束条件は、軸方向変位を片端固定、他端自由、他の自由度は固定とした。

(b) 解析方法

円管のモデル化は図 3.2.1(3)-1 と同じである。材料特性は 3.2.1(1)に示した SUS304 の 900℃の標準特性値（弾塑性応力ひずみ関係式及びクリープひずみ式）を用いた。塑性構成モデルはマルチレイヤー移動硬化モデル（MK モデル、M=8）である。解析は、まず外圧荷重を漸増させながら設定荷重まで、大変形を考慮し、更新ラグランジェ型増分解析により弾塑性のつり合い状態を求める。引き続き、3次クリープ特性までを考慮した弾塑性クリープ解析を行い、クリープ変形速度が無限大相当となる時間、すなわちクリープ座屈時間を算定する。解析は、弾性の座屈モードに基づく微小な予変形（初期不整：最大値を板厚の 1/100）を与えた構造モデルを用いて実施した。

(c) 解析結果と評価

クリープ座屈発生時の変形図と外面周方向クリープひずみ分布を図 3.2.1(3)-4 に示す。また、最大の圧縮クリープひずみ（外面周方向成分）の時間履歴を図 3.2.1(3)-5 に示す。クリープひずみは保持時間が約 1240h の時点から急増しており、クリープ座屈はこの時点で生じたと見なせる。本解析は、3.1.4(1)③に報告されている SUS304 円管の超高温外圧クリープ座屈試験の中の 1 試験条件（900℃、内半径 6.5mm、板厚 0.3mm、長さ 100mm、圧力荷重 0.356MPa）に対応するものであるが、クリープ座屈時間は、解析では 1240hr であったのに対して、試験では 26.7min と非常に大きな隔たりがあった。その原因は、前述の弾塑性座屈の場合と同じく、材料特性の隔たりと、軸力条件の相違が考えられる。900℃という超高温ではクリープ特性の応力依存性が顕著で、わずかな応力の違いがクリープ挙動に大きな違いを生じさせる可能性がある。これらがクリープ座屈に及ぼす影響については別途検討の余地があるものの、本研究で整備した超高温でのクリープ座屈解析法は、理想的な形状の円管に限らず、任意形状の構造物に適用できる実用的手段となる。

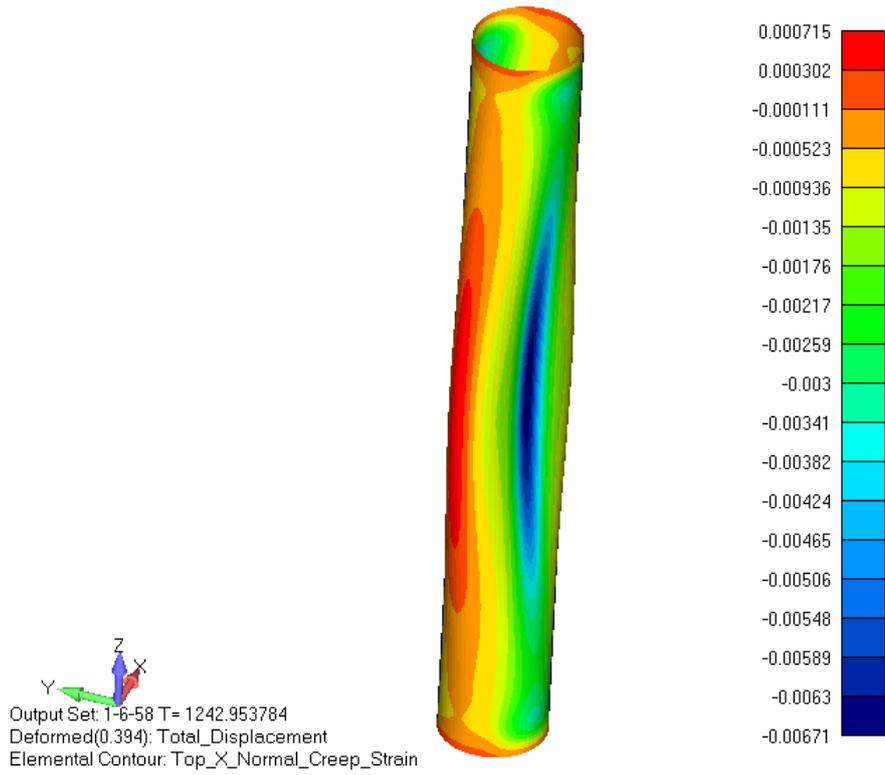


図 3.2.1(3)-4 座屈発生時の変形図と外面周方向クリープひずみ分布 (変形倍率×10)

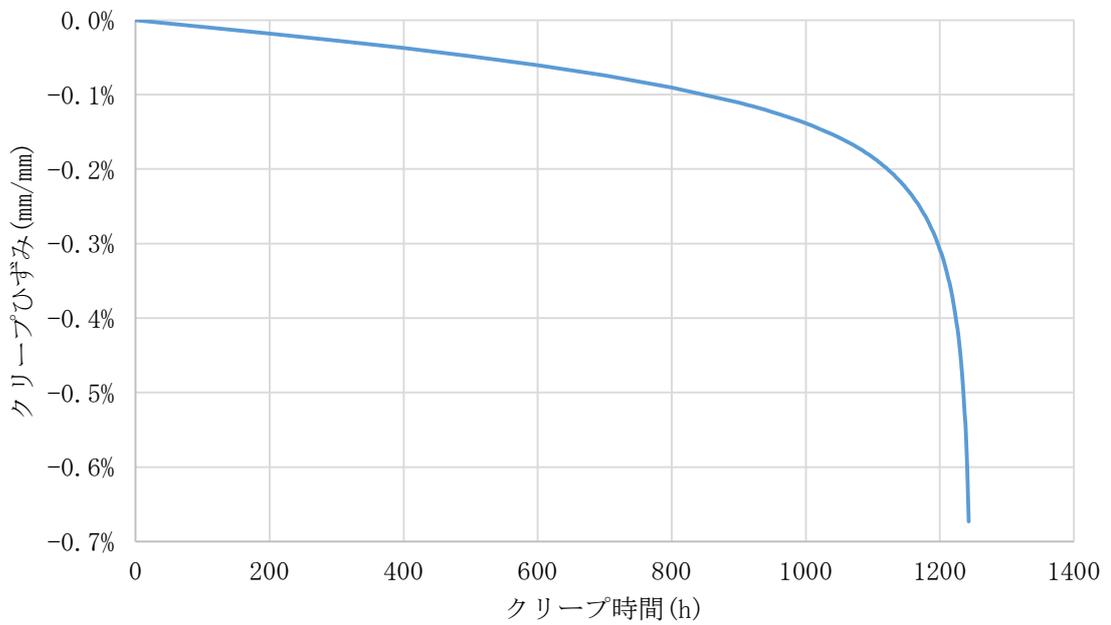


図 3.2.1(3)-5 最大圧縮クリープひずみ (外面周方向成分) の時間履歴

② 過大地震解析

平成 26 年より日本機械学会・耐震許容応力検討タスクフェーズ 2 において実施されている配管ベンチマーク解析[1]に参加し、開発した構成モデルを用いた大規模非線形解析法を配管要素試験および配管系動的試験の解析に適用した。

1) 配管要素繰返し負荷試験の解析 [2]

(a) 解析対象

a) 試験体形状および試験条件

配管要素試験の試験体形状を図 3.2.1(3)-6 に示す。また、試験条件を表 3.2.1(3)-2 に示す。

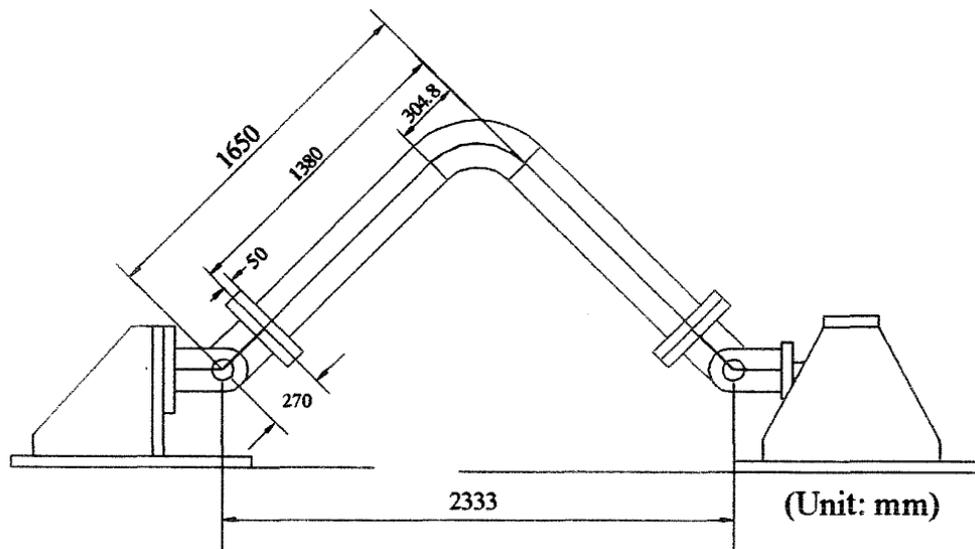


図 3.2.1(3)-6 試験体 (名称: ELB01) 形状

表 3.2.1(3)-2 試験条件 (解析条件)

特性	値
呼び径	200A、sch80
外径 [mm]	216.3
肉厚 [mm]	12.7
材料	高压配管用炭素鋼鋼管 STS410
減肉条件	減肉なし (健全)
負荷方法	面内曲げ
載荷装置の支持条件	両端ピン
内圧 [MPa]	10 (水圧による負荷)
負荷制御	変位制御
負荷波形	正弦波
負荷変位 [mm]	±70

b) 材料特性

試験体材料 STS410 の弾性特性は、縦弾性係数：203000 (MPa)、ポアソン比：0.3 とした。

単調応力ひずみ関係式は表 3.2.1(1)-3 の式を用いた。この式は、STS410 の平均的な単調応力ひずみ関係式 (表 3.2.1(1)-13) に、提示された当該材の単調応力ひずみデータから決定した降伏点、引張強さ及び一様伸びの値を取り入れた式 (修正 ASME 式) である。図 3.2.1(3)-7 は、提示された単調引張試験データ (公称応力-公称ひずみ関係) を変換して求めた真応力-真ひずみデータ (赤線：エルボ材) と、修正 ASME 式 (当該材特性使用及び STS410 平均特性使用) の比較を示す。修正 ASME 式では、炭素鋼特有の降伏直後の棚状の応力挙動は無視している。解析には青線：単調式 (当該材) を用いたが、緑線：単調式 (平均) に比べ、約 1.25 倍程度の強度を有している。

試験材料の繰返し応力ひずみ特性 (データ) が与えられていないが、繰返し硬化を考慮する解析では当該材に対して平均特性 (表 3.2.1(1)-14) を補正した表 3.2.1(3)-4 の繰返し応力ひずみ特性を用いた。なお、繰返し硬化速度に係る定数 Q は、オーステナイト系ステンレス鋼と同じく Q=0.3 とした。

表 3.2.1(3)-3 STS410 試験体材料 (エルボ部) の単調応力ひずみ関係式 (20°C)

<p>単調応力-ひずみ関係式</p> $\varepsilon = \sigma / E + \varepsilon^p(\sigma) \quad \text{for } \sigma_p \leq \sigma \leq s_u \exp(m_2)$ <p>where $\varepsilon^p = \gamma_1(\sigma) + \gamma_2(\sigma) - \varepsilon_0$ with $\varepsilon_0 = \gamma_1(\sigma_p) + \gamma_2(\sigma_p)$</p> $\gamma_1(\sigma) = \frac{\varepsilon_1}{2}(1 - \tanh[H]), \quad \gamma_2(\sigma) = \frac{\varepsilon_2}{2}(1 + \tanh[H])$ <p>with $\varepsilon_1 = (\sigma / A_1)^{1/m_1}, \quad \varepsilon_2 = (\sigma / A_2)^{1/m_2}, \quad H = \frac{2(\sigma - s_y)}{K(s_u - s_y)} - 2$</p> <p><使用単位> σ (MPa), ε (m/m), ε^p (m/m)</p> <p><適用温度> 20°C</p>	
E (MPa)	203000
s_u (MPa)	556
s_y (MPa)	371
e_{ue} (m/m)	0.1624
σ_p (MPa)	246
A_1, m_1	$A_1 = \frac{s_y(1 + \varepsilon_y)}{(\ln[1 + \varepsilon_y])^{m_1}}, \quad m_1 = \frac{\ln[R] + (\varepsilon_p - \varepsilon_y)}{\ln\left[\frac{\ln[1 + \varepsilon_p]}{\ln[1 + \varepsilon_y]}\right]}$ where $\varepsilon_y = 0.002, \quad \varepsilon_p = 0.00002$
A_2, m_2	$A_2 = \frac{s_u \exp(m_2)}{(m_2)^{m_2}}, \quad m_2 = \ln(1 + e_{ue})$
K	$K = 1.5R^{1.5} - 0.5R^{2.5} - R^{3.5}$

表 3.2.1(3)-4 STS410 試験体材料 (エルボ部) の繰返し応力ひずみ関係式 (20°C)

動的応力ひずみ関係式 (定常応力範囲—ひずみ範囲)

$$\Delta \varepsilon = \Delta \sigma / E + \Delta \varepsilon^p$$

$$\text{where } \Delta \varepsilon^p = \begin{cases} 0 & \text{for } \Delta \sigma \leq 2\sigma_p \\ \left(\frac{\Delta \sigma - 2\sigma_p}{K_1} \right)^{1/m_1} & \text{for } \Delta \sigma > 2\sigma_p \end{cases}$$

定常応力ひずみヒステリシス関係式

$$\varepsilon^* = \sigma^* / E + \varepsilon^{p*}$$

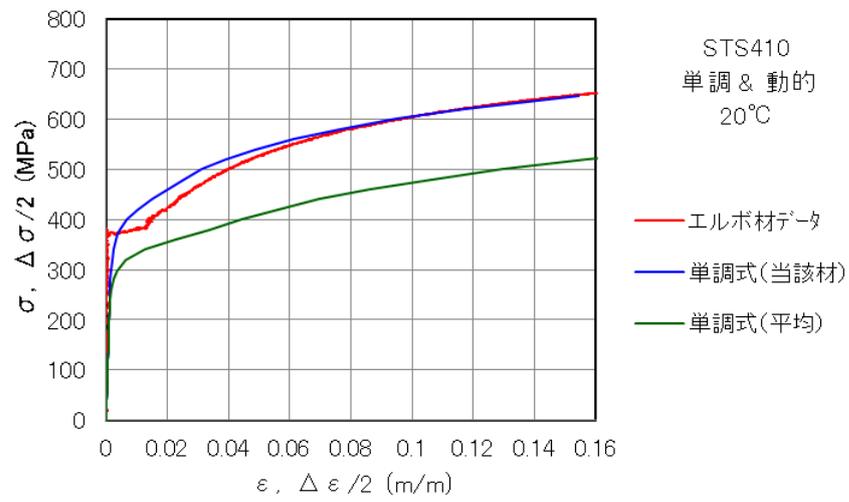
$$\text{where } \varepsilon^{p*} = \begin{cases} 0 & \text{for } \sigma^* \leq 2\sigma_p \\ \left(\frac{\sigma^* - 2\sigma_p}{K_2} \right)^{1/m_2} & \text{for } \sigma^* > 2\sigma_p \end{cases}$$

ε^* , ε^{p*} , σ^* : 圧縮ピーク点を原点とした全ひずみ、塑性ひずみ、応力

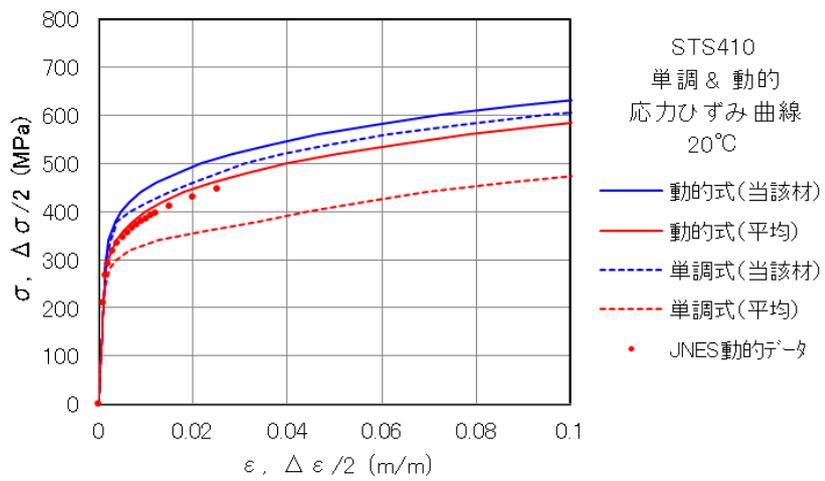
<使用単位> σ (MPa), ε (m/m), ε^p (m/m)

<適用温度> 20°C

E (MPa)	202830
s_u (MPa)	556
s_y (MPa)	371
σ_p (MPa)	246
m_1	0.2594
K_1 (MPa)	1182.15
m_2	$m_2 = (m_0 - m_\infty) \exp(-hr) + m_\infty$ where $r = (\Delta \sigma - 2\sigma_p) / (2\sigma_p)$ $m_0 = 0.42$, $m_\infty = 0.14$, $h = 0.93$
K_2 (MPa)	$K_1 \left(\frac{\Delta \sigma - 2\sigma_p}{K_1} \right)^{(m_1 - m_2) / m_1}$



(a) エルボ材の単調応力-ひずみ関係



(b) エルボ材の動的応力ひずみ関係式

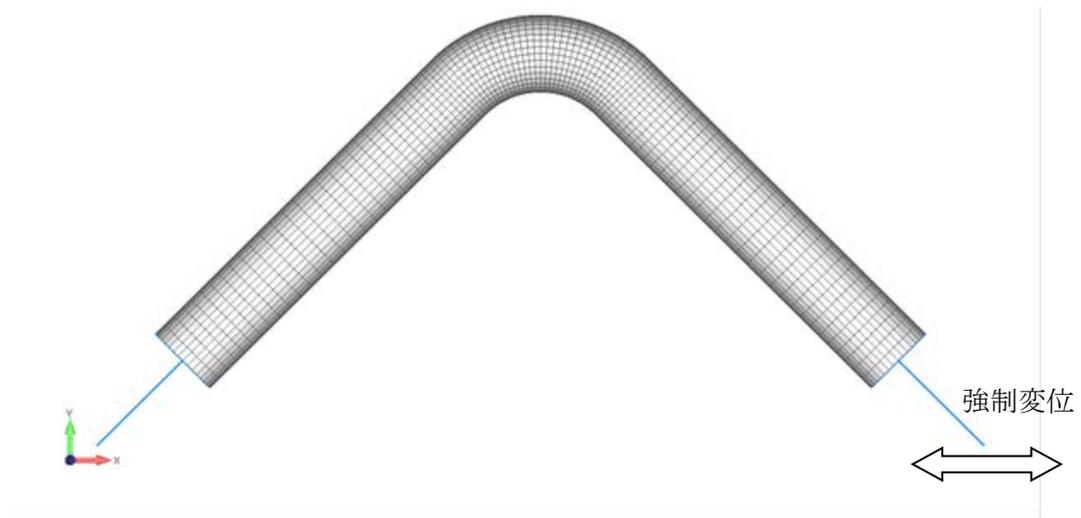
図 3.2.1(3)-7 応力-ひずみ関係

c) 解析モデル

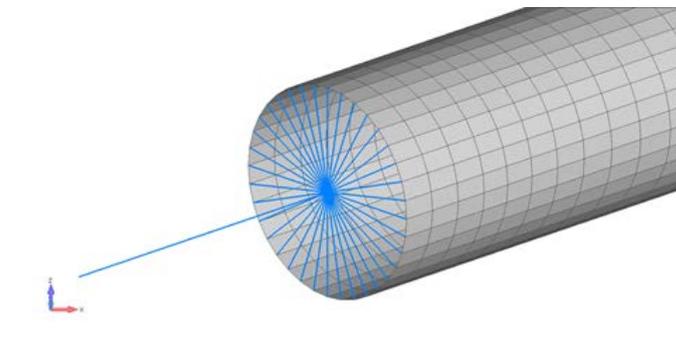
解析メッシュは、FINAS/STAR の 4 節点四辺形 MITC(Mixed Interpolation of Tensorial Components)シェル要素[3, 4]を用いて図 3. 2. 1(3)-8 のように作成した。このシェル要素は下記の特徴を有する信頼性の高い要素である。

- ・薄肉, 厚肉双方のシェルに適用できる。
- ・ロッキングが生じない。
- ・剛体モード以外の虚偽のゼロ固有値を持たない。
- ・要素のゆがみに対して解の精度が損なわれない。
- ・要素内で一定歪を表現できる。

シェル要素の板厚方向の積分点数は 9 点である。周方向を 36 分割 (10° ピッチ) とし、塑性化が予測されるエルゴ近傍を密となるようにメッシュ分割を行った。なお、クレビス等架台との接続部は剛ばりでモデル化した。



(a) モデル全体



(b) 支持部

図 3. 2. 1(3)-8 試験体のモデル化 (節点数 : 3, 502 要素数 : 3, 536)

(b) 解析方法

a) 解析手法

使用した塑性構成モデルはマルチレイヤー移動硬化モデルで、繰り返し硬化を考慮しない MK モデル (Multilinear Kinematic) 及び繰り返し硬化を考慮した MCP-C モデル (Multilayer Cyclic Plasticity-Consistent) である。大変形解析は更新ラグランジェ法によった。

b) 解析コード

- ・ FINAS/STAR Ver. 2013R140611 (商用、CTC 開発)

c) 使用コンピュータ

- ・ OS : Windows Server 2012 Standard
- ・ CPU : Intel(R) Xeon(R) CPU E5-2690 v2 @3.00GHz HT, 10C (2 プロセッサ)
- ・ 実装メモリ : 96GB

(c) 解析結果と評価

試験体端部に負荷する強制変位は、図 3.2.1(3)-9 に示すような振幅±70mm の正弦波 20 サイクルである。弾塑性解析は次の 2 種類のマルチレイヤー移動硬化モデルを用いて行った。

- ・ MCP-C モデル : 繰り返し硬化を考慮したマルチレイヤー移動硬化モデル
- ・ MK モデル : 繰り返し硬化を考慮しないマルチレイヤー移動硬化モデル

解析結果は防災科研より提供された実験データ [5, 6] と比較した。ひずみの計測点は図. 2.1(3)-10 に示すエルボ中央断面の脇部及び腹部の内外表面 (P1, P2, P3, P4) であり、主としてその位置のひずみを比較した。

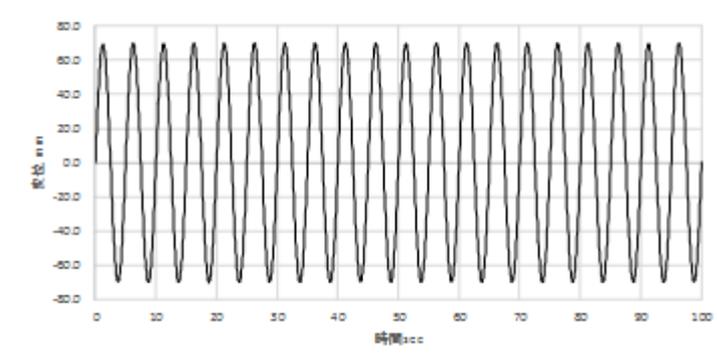
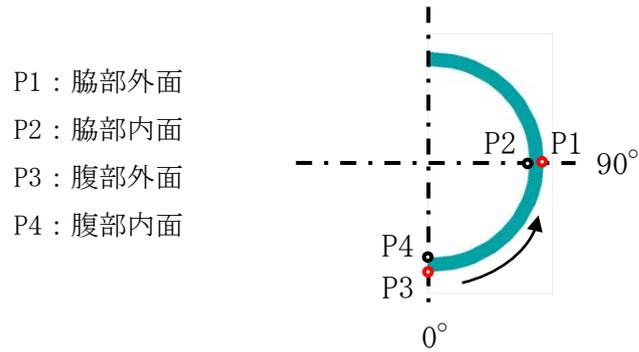
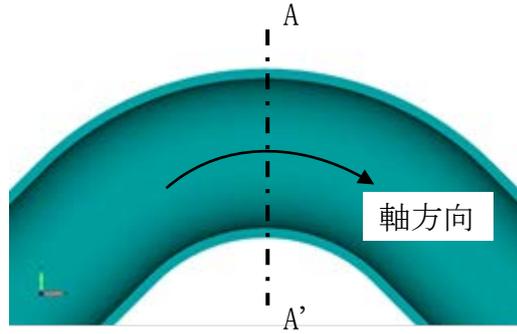


図 3.2.1(3)-9 変位入力正弦波 (振幅±70mm 0.2Hz 20cycle)



P1 : 脇部外面
 P2 : 脇部内面
 P3 : 腹部外面
 P4 : 腹部内面

図 3.2.1(3)-10 エルボ中央断面のひずみ評価位置

【エルボ中央の曲げモーメントと端部変位の関係】

図 3.2.1(3)-11 は、エルボ中央の曲げモーメントと端部強制変位の関係の解析結果と実験結果の比較である。エルボ試験体の全体応答挙動は、解析、実験とも最初の負荷サイクル後

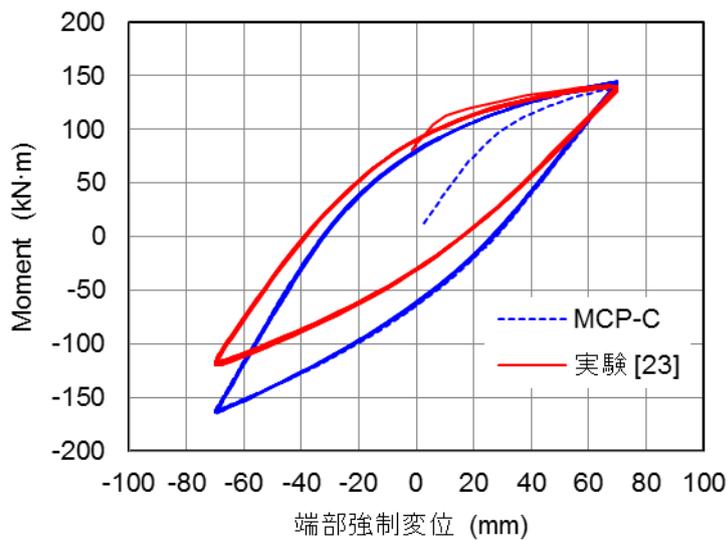


図 3.2.1(3)-11 エルボ中央の曲げモーメント-端部強制変位関係の解析と実験の比較

すぐに定常的なサイクルを描いている。実験のループが上方（モーメントの正の方向）にシフトしているのに対して、解析のループはそれより低い位置に留まっている。実験中に残留反力が蓄積しループのシフトを生じさせた可能性[6]が指摘されていることを勘案すると、解析は概ね妥当な結果を与えている。ただし、全体応答挙動の剛性は、実験結果の方が解析結果より若干低いようである。この原因として、与えられた応力ひずみ曲線がエルゴ脇部から切り出した試験片から取得されており、STS410 の平均的な応力ひずみ特性より硬めであること、また、この特性がエルゴ試験体全体に対して用いられたことなどの可能性も考えられる。なお、MK モデルによっても、図 3.2.1(3)-9 の MCP-C モデルの結果とほとんど差異のない結果が得られた。

【エルゴ試験体全体の変形と Mises の相当応力のコンター】

図 3.2.1(3)-12 は、エルゴ試験体の 20 サイクル目の引張時と圧縮時の変形図と、外表面の Mises 応力のコンターを示す。エルゴは圧縮時（閉じた時）に中央断面で両脇（ 90° ， 270° ）が張り出すように扁平化し、引張時（開く時）にそれが背腹（ 0° ， 180° ）方向に引き伸ばされるように変形することが分かる。Mises 応力はエルゴ中央部に集中して大きく、しかも全周一様に生じていることが見てとれる。

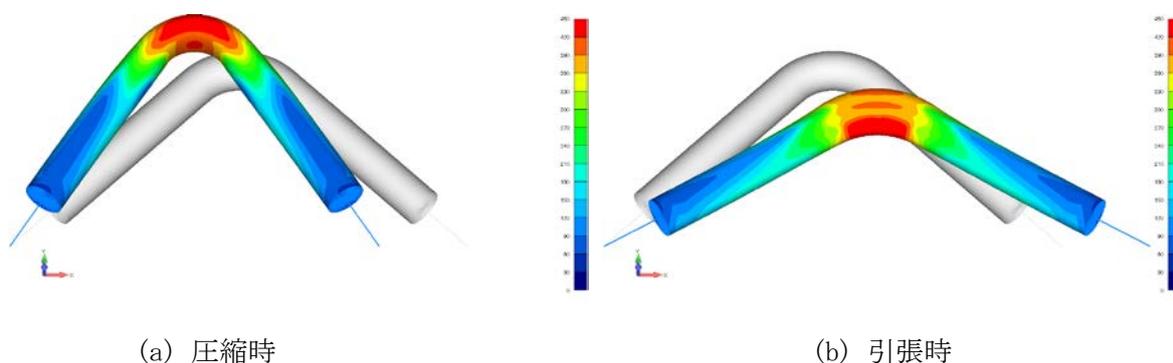
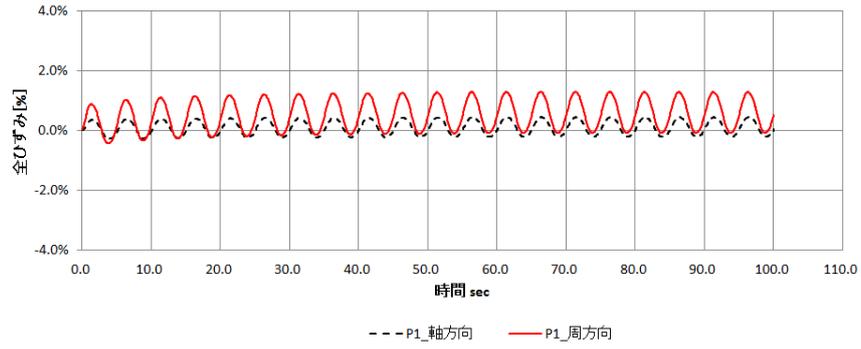


図 3.2.1(3)-62 変形-Mises 相当応力コンター (MCP-C、外面、20cycle 目：変形倍率×10)

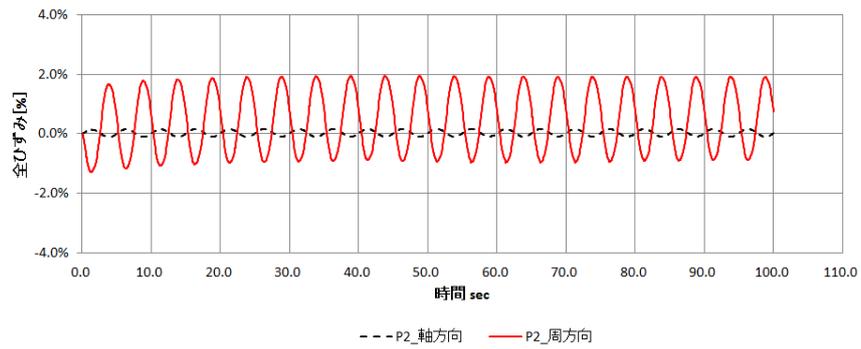
【ひずみ履歴と試験体内外表面の Mises の相当応力のコンター】

図 3.2.1(3)-8 の評価位置 (P1, P2, P3, P4) におけるひずみ履歴を図 3.2.1(3)-13 に示す。いずれも周方向ひずみが支配的であるが、なかでも脇部内面 (P2) のひずみが最も大きい。

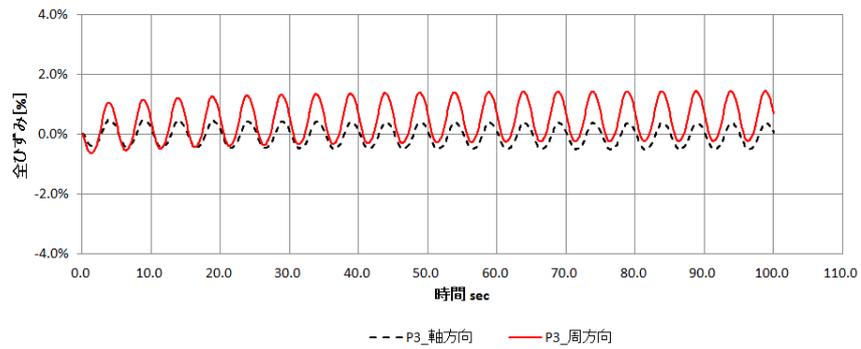
図 3.2.1(3)-14 は 20 サイクル目（圧縮・引張時）の Mises 相当応力コンターを示す。



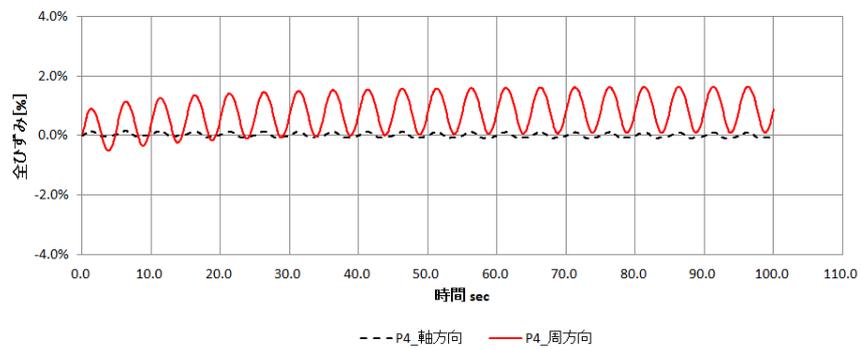
(a) P1 : 脇部外面



(b) P2 : 脇部内面



(c) P3 : 腹部外面



(d) P4 : 腹部内面

図 3.2.1(3)-73 各評価位置におけるひずみ履歴

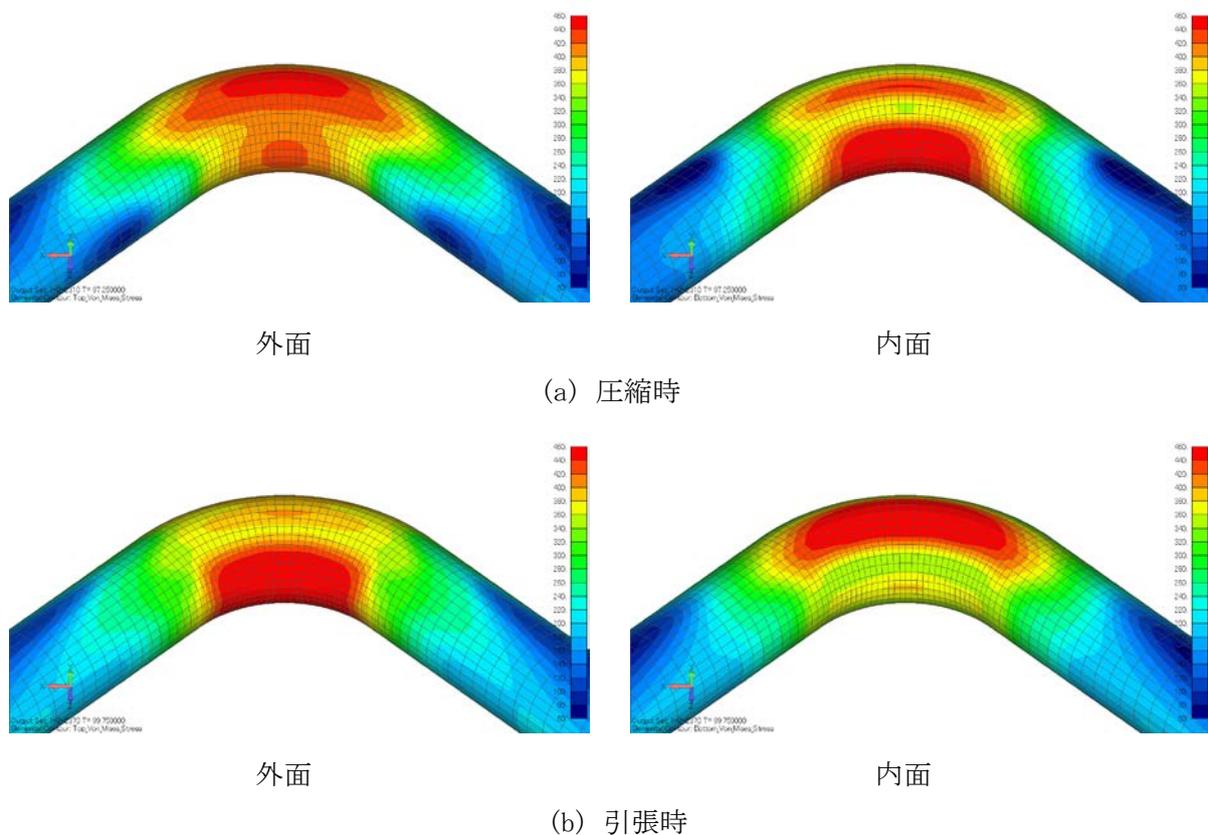


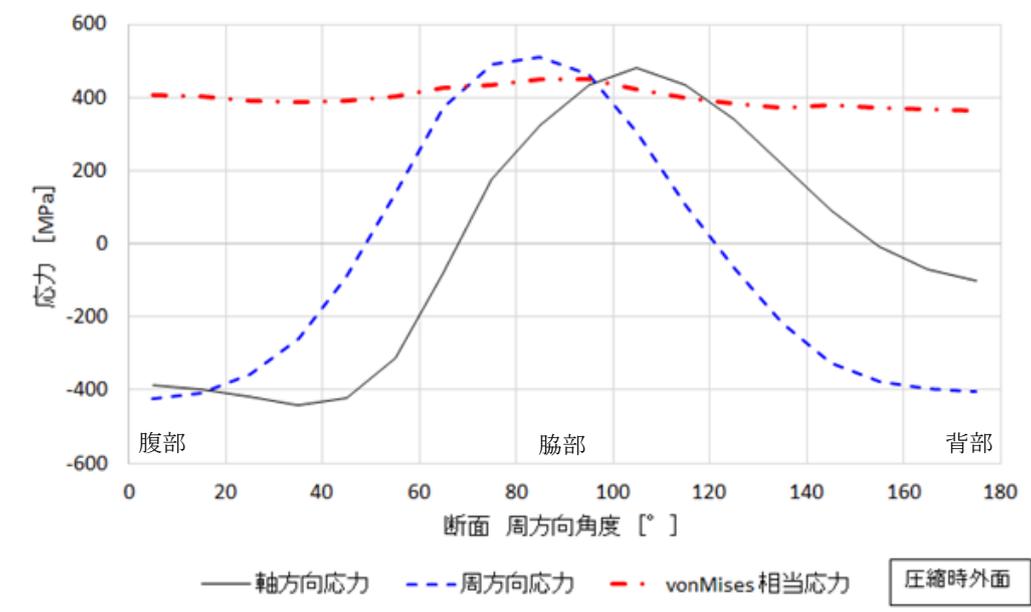
図 3.2.1(3)-84 Mises 相当応力コンター

【エルボ中央断面の内外表面応力分布】

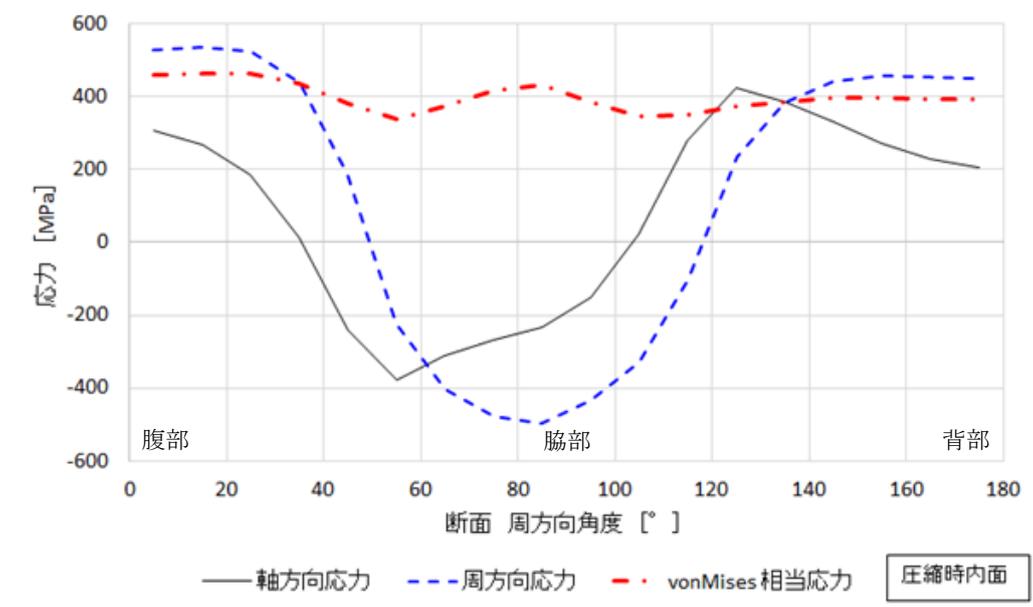
引張時及び圧縮時のエルボ中央断面（隣接要素中心積分点）の内外表面の応力分布をそれぞれ図 3.2.1(3)-15 と図 3.2.1(3)-16 に示す。引張時及び圧縮時ともに周方向応力の最大値は軸方向応力の最大値をやや上回っている。エルボ中央断面内外面の Mises 相当応力の大きさは、円周まわりで変化が小さく、エルボ脇部の値が際立って大きいということではないことが分かる。

【エルボ中央断面のひずみ分布】

20 サイクル目の引張時 ($u=70\text{mm}$) と圧縮時 ($u=-70\text{mm}$) における、エルボ中央断面の内外面の周方向ひずみ (ϵ_{θ}) と軸方向ひずみ (ϵ_x) の分布を、それぞれ図 3.2.1(3)-17 と図 3.2.1(3)-18 に示す。また、図 3.2.1(3)-19 はエルボ中央断面内の累積相当塑性ひずみの分布を示す。これらの結果より、周方向ひずみが支配的で、エルボの脇部（正確には腹から 85° 近辺）内面の周方向ひずみが引張時に最も大きくなっていることが分かる。

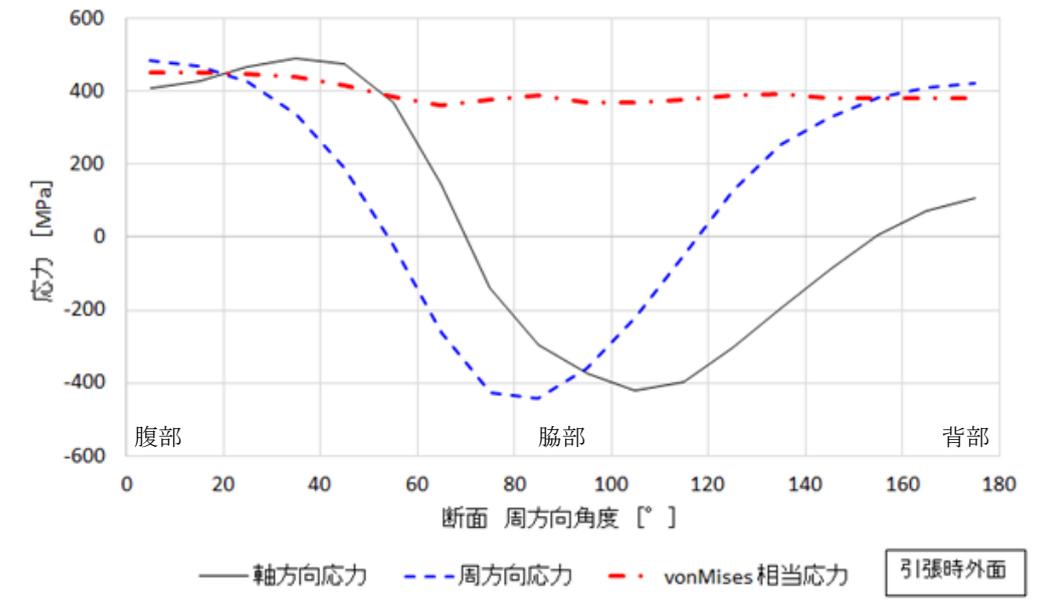


(a) 外面

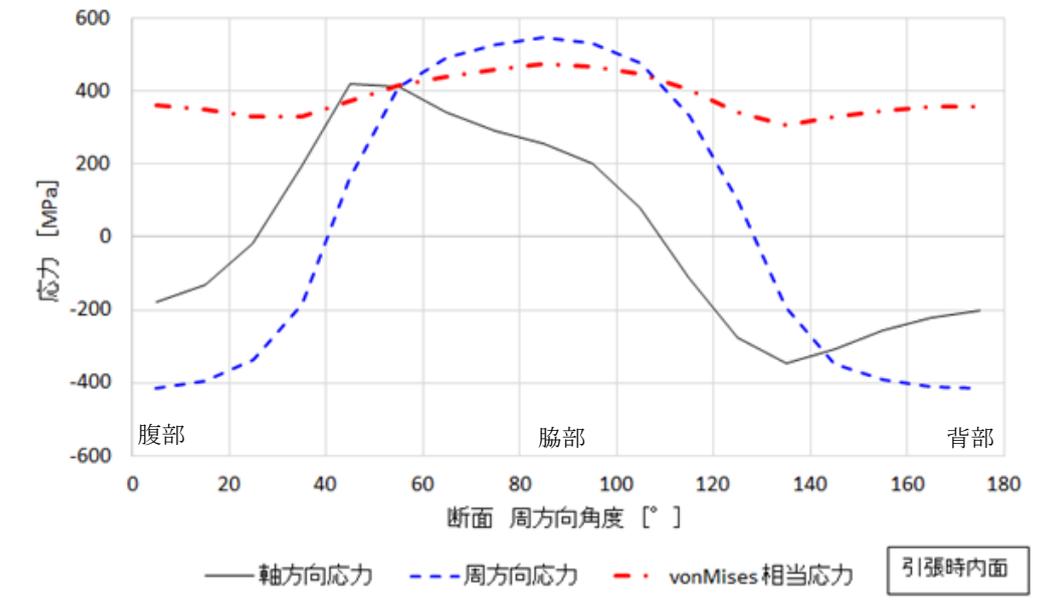


(b) 内面

図 3.2.1(3)-9 エルゴ中央断面内外面の応力分布 (圧縮時)



(a) 外面



(b) 内面

図 3.2.1(3)-10 エルボ中央断面の応力分布 (引張時)

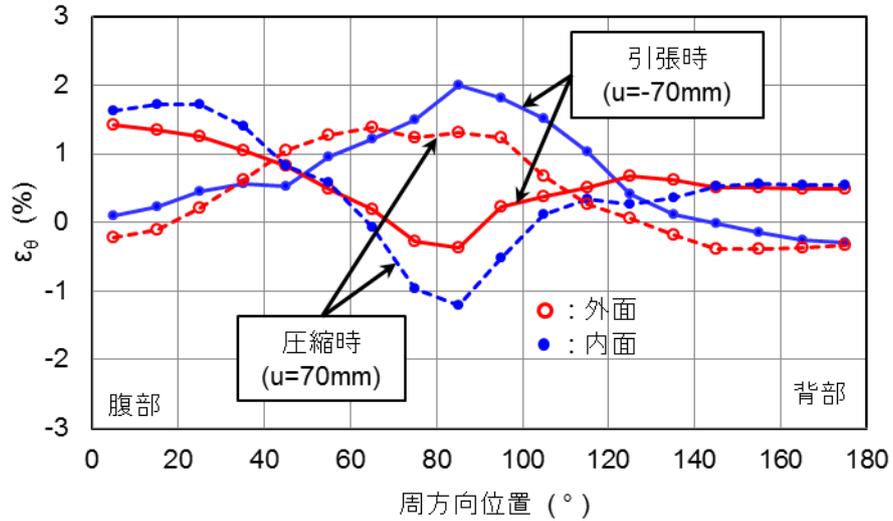


図 3.2.1(3)-11 エルゴ中央断面内外面の周方向ひずみ分布 (20 サイクル目の引張時と圧縮時)

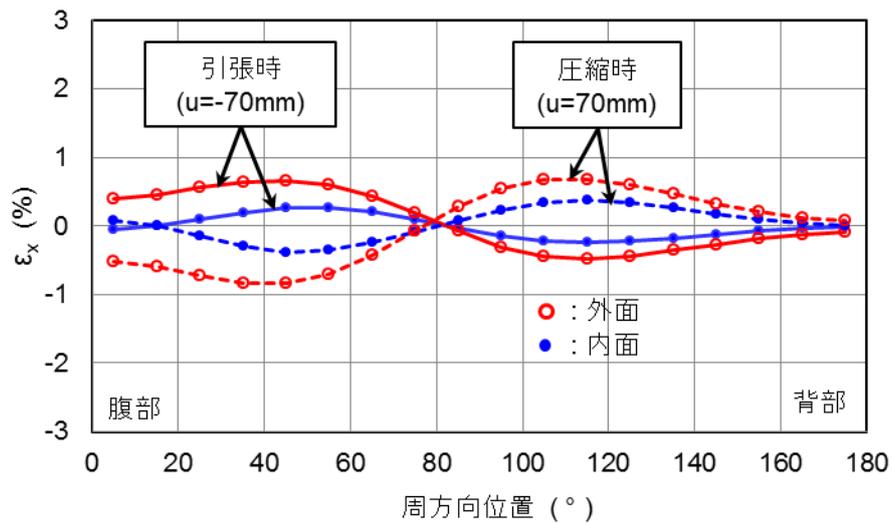


図 3.2.1(3)-12 エルゴ中央断面内外面の軸方向ひずみ分布 (20 サイクル目の引張時と圧縮時)

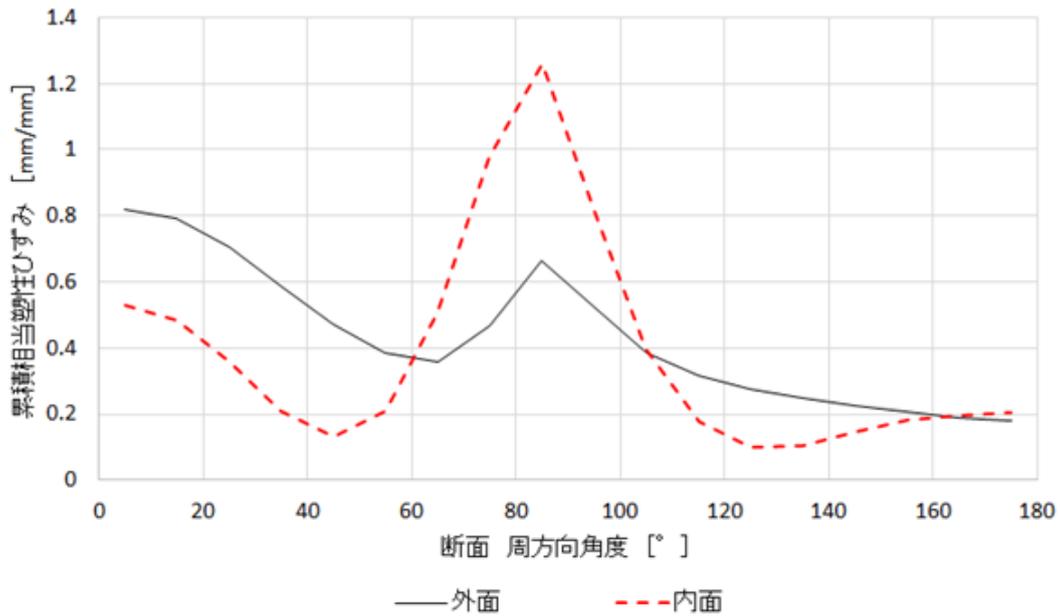


図 3.2.1(3)-13 エルボ中央断面の累積相当塑性ひずみの分布

【ひずみ履歴とラチェットひずみ】

次にエルボ中央断面内の評価点 P₁, P₂, P₃のひずみ履歴（周方向ひずみと軸方向ひずみ）を解析と実験の比較を図 3.2.1(3)-20～図 3.2.1(3)-22 に示す。いずれの位置でも繰返しにより周方向ひずみが引張方向にいくらかラチェットを生じている。軸方向ひずみもラチェットを示しているが、ごくわずかである。ラチェットひずみ量に関しては、解析値は実験値と比べると小さめであるが、ひずみ振幅に関しては、解析値と実験値は良好な一致を示している。図 3.2.1(3)-23 は、サイクルごとの周方向ひずみのピーク値の変化をサイクル数に対して示している。ここでは、繰返し硬化を考慮しない MK モデルと繰返し硬化を考慮した MCP-C モデルを用いたケースを比較している。両モデルとも徐々に飽和していくひずみ挙動を示すのに対して、実験はほぼサイクル数に比例するひずみ挙動を示している。解析した 20 サイクルまでは、解析と実験のラチェットひずみの差はあまり大きくないが、20 サイクル以降ではその差は大きくなると予想される。繰返し硬化はラチェットひずみを抑制する効果を持つが、使用したエルボ材の単調と繰返しの応力ひずみ曲線の差が小さかったため、繰返し硬化の影響は小さかった。現状の繰返し塑性モデルは、ここで使用した構成モデルに限らず、他の精巧な構成モデルを用いた場合でも、複雑な多軸ラチェット挙動を一般的に予測するにはまだ限界があると考えられる。

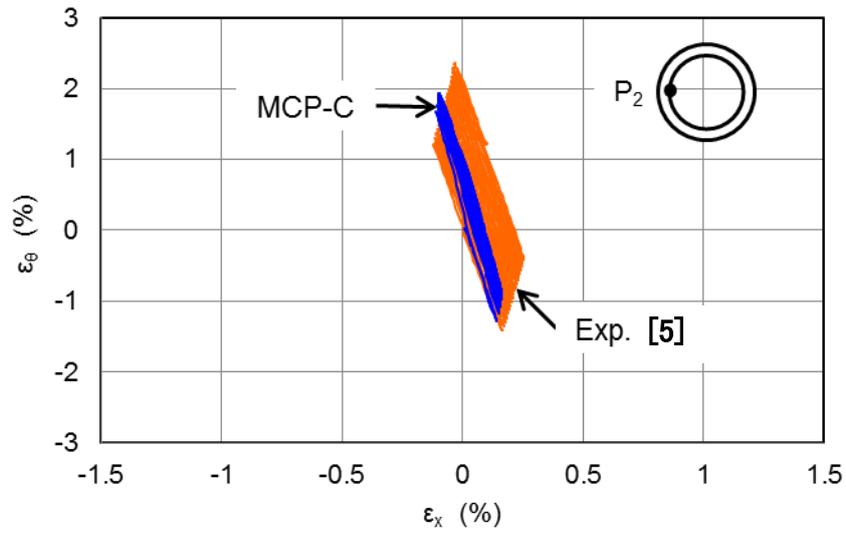


図 3.2.1(3)-20 エルボ中央断面脇部内面 (P2 点) のひずみ履歴の解析と実験の比較

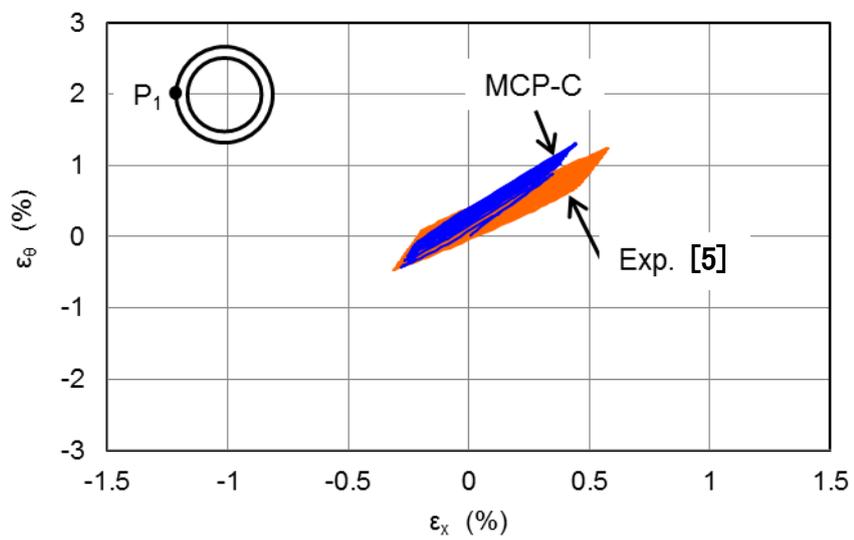


図 3.2.1(3)-21 エルボ中央断面脇部外面 (P1 点) のひずみ履歴の解析と実験の比較

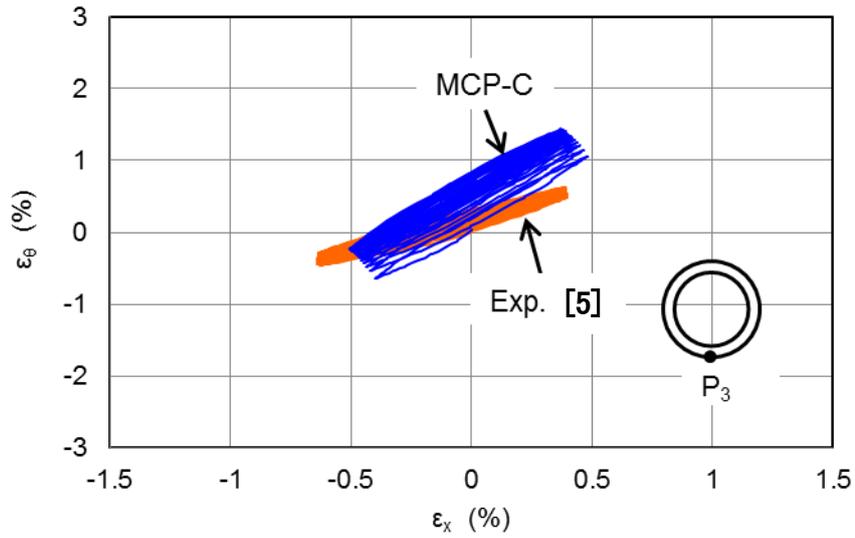


図 3.2.1(3)-14 エルボ中央断面腹部外面 (P3 点) のひずみ履歴の解析と実験の比較

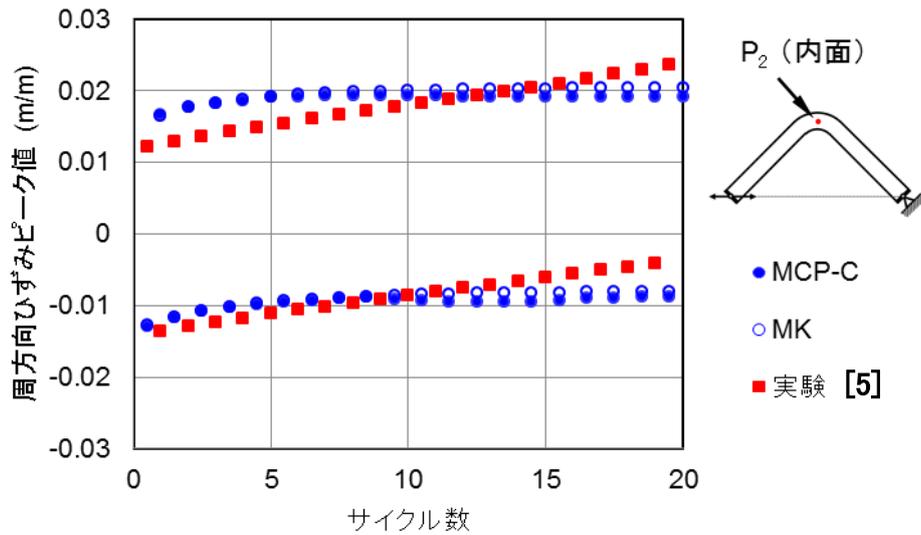


図 3.2.1(3)-23 エルボ中央断面内面の P2 点の周方向ひずみピーク値のサイクルごとの変化

【き裂発生の予測箇所および疲労寿命評価結果】

累積相当塑性ひずみはエルボ中央断面の周方向 85°（図 3.2.1(3)-19 参照：腹中央より脇部の方向）の位置で最大となり、この位置よりき裂が発生するものと予測される。以下では、この位置の要素積分点の応力、ひずみの出力結果を用いて評価を行う。

疲労寿命評価を行うにあたり、この評価点の Mises 相当応力履歴より 20 サイクル目の極値 2 時点（引張ピークと圧縮ピーク）を選定し、そこでの応力・ひずみ成分値を用いて、Mises 型の相当応力範囲と相当塑性ひずみ範囲を次式により求めた。

$$\Delta\sigma_{eq} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\Delta\sigma_x - \Delta\sigma_y)^2 + (\Delta\sigma_y - \Delta\sigma_z)^2 + (\Delta\sigma_z - \Delta\sigma_x)^2 + 6(\Delta\tau_{xy}^2 + \Delta\tau_{yz}^2 + \Delta\tau_{zx}^2)} \quad (3.2.1(3)-1)$$

$$\Delta\varepsilon_{eq}^p = \sqrt{\frac{2}{3}} \sqrt{(\Delta\varepsilon_x^p)^2 + (\Delta\varepsilon_y^p)^2 + (\Delta\varepsilon_z^p)^2 + \frac{1}{2}(\Delta\gamma_{xy}^2 + \Delta\gamma_{yz}^2 + \Delta\gamma_{zx}^2)} \quad (3.2.1(3)-2)$$

ここで、応力及び塑性ひずみの下添字は、 x ：軸方向、 y ：周方向、 z ：板厚方向とする。このようにして計算された Mises 型の相当応力範囲と相当塑性ひずみ範囲より、疲労評価に用いる相当ひずみ範囲を次式により求める。

$$\Delta\bar{\varepsilon} = \frac{\Delta\sigma_{eq}}{E} + \Delta\varepsilon_{eq}^p \quad (3.2.1(3)-2)$$

相当ひずみ範囲の算出結果を表 3.2.1(3)-6 および表 3.2.1(3)-7 に示す。

本解析で得られた相当ひずみ範囲と STS410 の疲労線図[7]の比較を図 3.2.1(3)-24 に示す。図中黒丸（●）は STS410 ひずみ制御疲労試験データであり、BFC はベストフィットカーブである。これより本解析で得られた相当ひずみ範囲における寿命はおおよそ MCP-C モデルで 420 サイクル、MK モデルで 400 サイクルとなる。

表 3.2.1(3)-5 エルゴ中央断面評価点（内面脇から腹側へ約 5° の位置）

相当ひずみ範囲の算出 ～ MK モデル ～

	引張極値時点 σ	圧縮極値時点 σ	成分ごとの $\Delta\sigma$
σ_x	256.47	-235.12	$\Delta\sigma_x$: 491.59
σ_y	547.13	-497.14	$\Delta\sigma_y$: 1044.26
σ_z	0.00	0.00	$\Delta\sigma_z$: 0.00
τ_{xy}	0.38	-0.34	$\Delta\tau_{xy}$: 0.72
τ_{yz}	-0.77	3.23	$\Delta\tau_{yz}$: 3.99
τ_{zx}	0.21	-0.28	$\Delta\tau_{zx}$: 0.49
$\Delta\sigma_{eq}$	904.90		
	引張極値時点 ε^p	圧縮極値時点 ε^p	成分ごとの $\Delta\varepsilon^p$
ε_x^p	-0.00085	0.00113	$\Delta\varepsilon_x^p$: 0.00198
ε_y^p	0.01896	-0.00963	$\Delta\varepsilon_y^p$: 0.02859
ε_z^p	-0.01811	0.00850	$\Delta\varepsilon_z^p$: 0.02661
γ_{xy}^p	0.00002	0.00000	$\Delta\gamma_{xy}^p$: 0.0000
γ_{yz}^p	0.00803	0.00813	$\Delta\gamma_{yz}^p$: 0.0001
γ_{zx}^p	-0.00007	-0.00016	$\Delta\varepsilon_{zx}^p$: 0.00009
$\Delta\varepsilon_{eq}^p$	0.031928		
$\Delta\bar{\varepsilon}$	0.036385		

単位：応力 (MPa) , ひずみ (mm/mm)

表 3.2.1(3)-6 エルボ中央断面評価点（内面脇から腹側へ約 5° の位置）
相当ひずみ範囲の算出 ～ MCP-C モデル ～

	引張極値時点 σ	圧縮極値時点 σ	成分ごとの $\Delta\sigma$
σ_x	267.78	-251.85	$\Delta\sigma_x$: 519.63
σ_y	575.91	-537.77	$\Delta\sigma_y$: 1113.68
σ_z	0.00	0.00	$\Delta\sigma_z$: 0.00
τ_{xy}	0.32	-0.22	$\Delta\tau_{xy}$: 0.55
τ_{yz}	-0.78	2.87	$\Delta\tau_{yz}$: 3.65
τ_{zx}	0.23	-0.35	$\Delta\tau_{zx}$: 0.59
$\Delta\sigma_{eq}$	965.21		
	引張極値時点 ε^p	圧縮極値時点 ε^p	成分ごとの $\Delta\varepsilon^p$
ε_x^p	-0.00084	0.00122	$\Delta\varepsilon_x^p$: 0.00205
ε_y^p	0.01748	-0.00979	$\Delta\varepsilon_y^p$: 0.02727
ε_z^p	-0.01665	0.00857	$\Delta\varepsilon_z^p$: 0.02522
γ_{xy}^p	0.00002	0.00000	$\Delta\gamma_{xy}^p$: 0.0000
γ_{yz}^p	0.00842	0.00849	$\Delta\gamma_{yz}^p$: 0.0000
γ_{zx}^p	-0.00015	-0.00020	$\Delta\varepsilon_{zx}^p$: 0.00005
$\Delta\varepsilon_{eq}^p$	0.030378		
$\Delta\bar{\varepsilon}$	0.035133		

単位：応力 (MPa) , ひずみ (mm/mm)

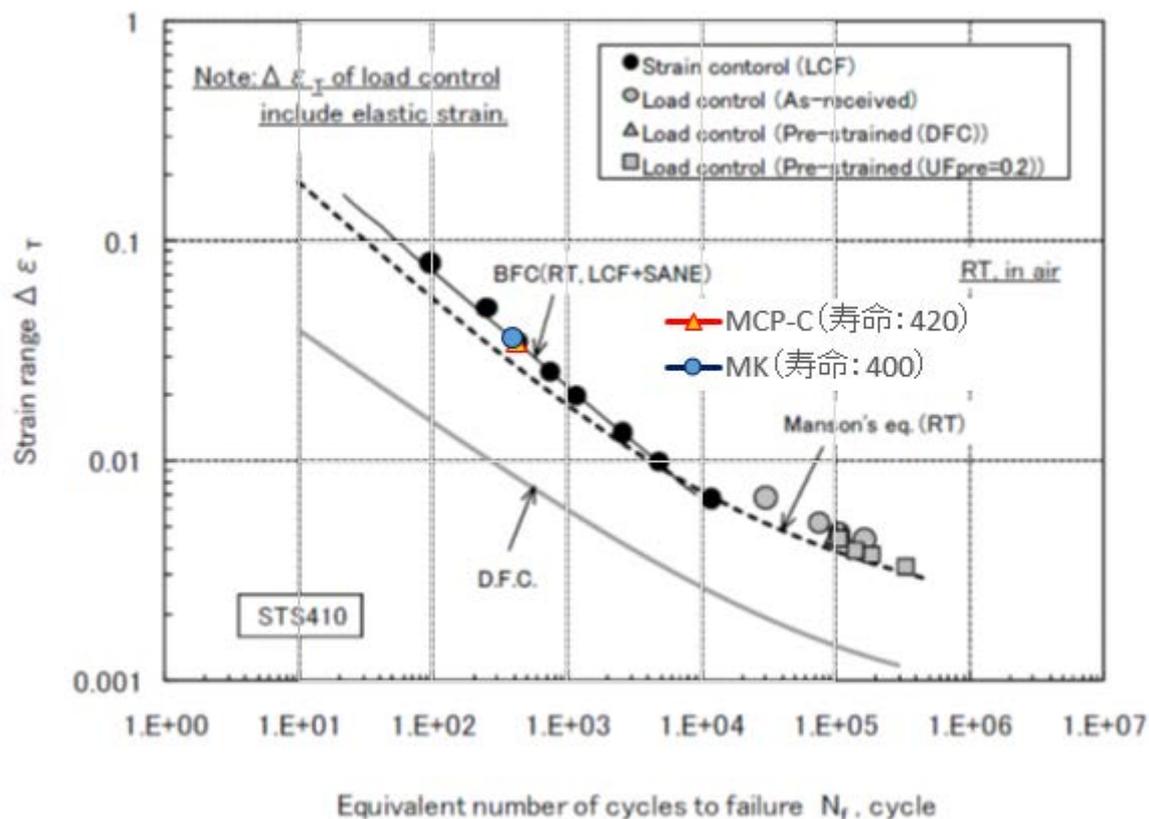


図 3.2.1(3)-24 解析結果と疲労線図の比較

2) 配管系地震模擬動的試験の解析

(a) 解析対象

a) 試験体形状および試験条件

配管系振動試験 試験体形状を図 3.2.1(3)-25 に示す。また、試験条件を表 3.2.1(3)-8 に示す。

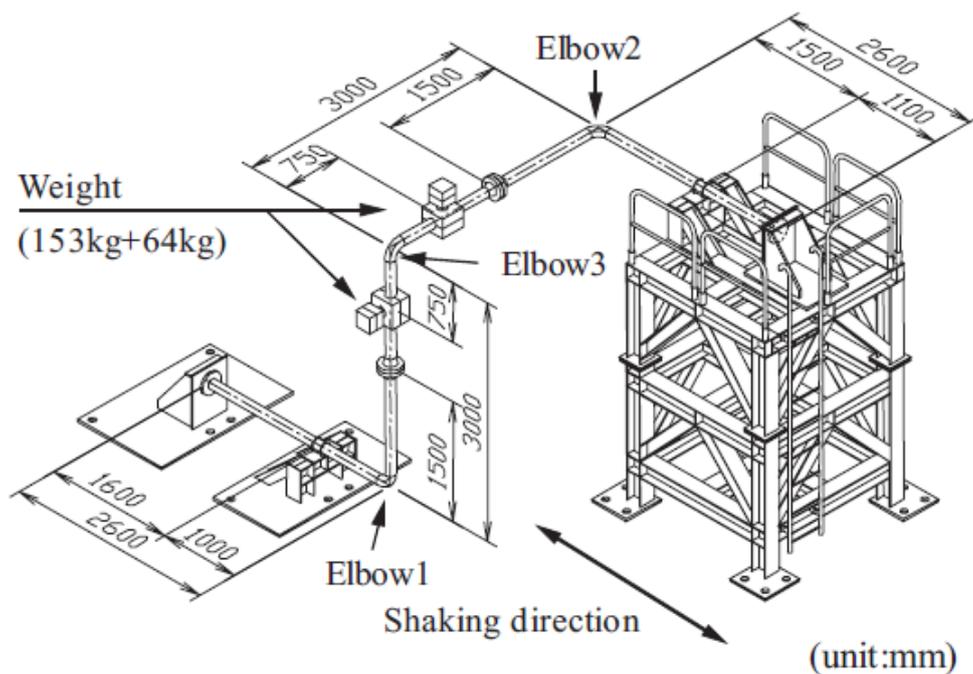


図 3.2.1(3)-25 試験体 (名称: 3D_01) 形状

表 3.2.1(3)-7 試験条件

特性	値
呼び径	100A、sch80
外径 [mm]	114.3
肉厚 [mm]	8.6
単位質量 [m]	22.4
材料	高压配管用炭素鋼鋼管 STPT370
減肉条件	減肉なし (健全)
内圧 [MPa]	10 (水圧による負荷)
エルボ回転半径 [mm]	152.4

b) 材料特性

試験体材料 STPT370 の弾性特性は以下の通りとした。

- ・縦弾性係数： 202830 (MPa)
- ・ポアソン比： 0.3

応力ひずみ関係は表 3.2.1(3)-22 の式を用いた。この式は、ASME B&PV Code, Section VIIIの単調応力ひずみ関係式 (ASME 式) に、提示された当該材の単調応力ひずみデータから決定した降伏点、引張強さ、及び一様伸びの値を取り入れ、さらに比例限を陽に含む式に修正したものである (修正 ASME 式という)。図 3.2.1(3)-26 は、提示された公称応力-公称ひずみデータ (STPT370 当該材) を変換して求めた真応力-真ひずみデータ (A1, A2, A3) と、修正 ASME 式 (当該材特性使用及び STS410 平均特性使用) の比較を示す。修正 ASME 式では、炭素鋼特有の降伏直後の棚状の応力挙動は無視している。解析には青線：修正 ASME 式 (当該材の式) を用いた。

なお、ここでの解析では、単純化するため、本問題に与えられた単調応力ひずみ特性のみを使用し、繰返し応力ひずみ特性は使用していない。

表 3.2.1(3)-8 STPT370 当該材の単調応力ひずみ関係式 (20°C)

<p>単調応力-ひずみ関係式</p> $\varepsilon = \sigma / E + \varepsilon^p(\sigma) \quad \text{for } \sigma_p \leq \sigma \leq s_u \exp(m_2)$ <p>where $\varepsilon^p = \gamma_1(\sigma) + \gamma_2(\sigma) - \varepsilon_0$ with $\varepsilon_0 = \gamma_1(\sigma_p) + \gamma_2(\sigma_p)$</p> $\gamma_1(\sigma) = \frac{\varepsilon_1}{2}(1 - \tanh[H]), \quad \gamma_2(\sigma) = \frac{\varepsilon_2}{2}(1 + \tanh[H])$ <p>with $\varepsilon_1 = (\sigma / A_1)^{1/m_1}, \quad \varepsilon_2 = (\sigma / A_2)^{1/m_2}, \quad H = \frac{2(\sigma - s_y)}{K(s_u - s_y)} - 2$</p> <p><使用単位> σ (MPa), ε (m/m), ε^p (m/m)</p> <p><適用温度> 20°C</p>	
E (MPa)	202830
s_u (MPa)	470 (= 448.61 × α_u) with $\alpha_u = 1.0477$
s_y (MPa)	268 (= 298.18 × α_y) with $\alpha_y = 0.8988$
e_{ue} (MPa)	0.1954 (= 0.2229 × α_{ue}) with $\alpha_{ue} = 0.8768$
σ_p (MPa)	$R s_y$ with $R = s_y / s_u$
A_1, m_1	$A_1 = \frac{s_y(1 + \varepsilon_y)}{(\ln[1 + \varepsilon_y])^{m_1}}, \quad m_1 = \frac{\ln[R] + (\varepsilon_p - \varepsilon_y)}{\ln\left[\frac{\ln[1 + \varepsilon_p]}{\ln[1 + \varepsilon_y]}\right]}$ where $\varepsilon_y = 0.002, \varepsilon_p = 0.00002$
A_2, m_2	$A_2 = \frac{s_u \exp(m_2)}{(m_2)^{m_2}}, \quad m_2 = \ln(1 + e_{ue})$
K	$K = 1.5R^{1.5} - 0.5R^{2.5} - R^{3.5}$

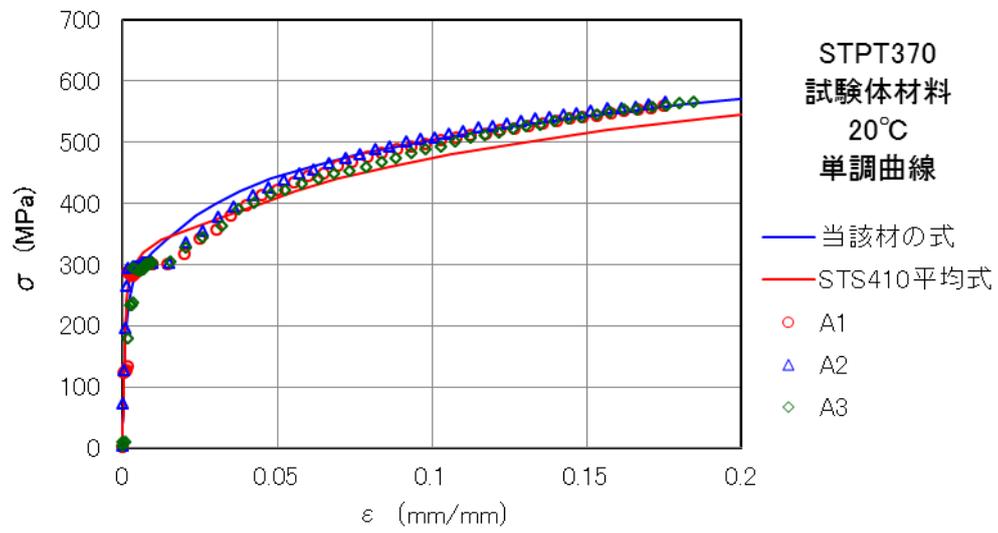
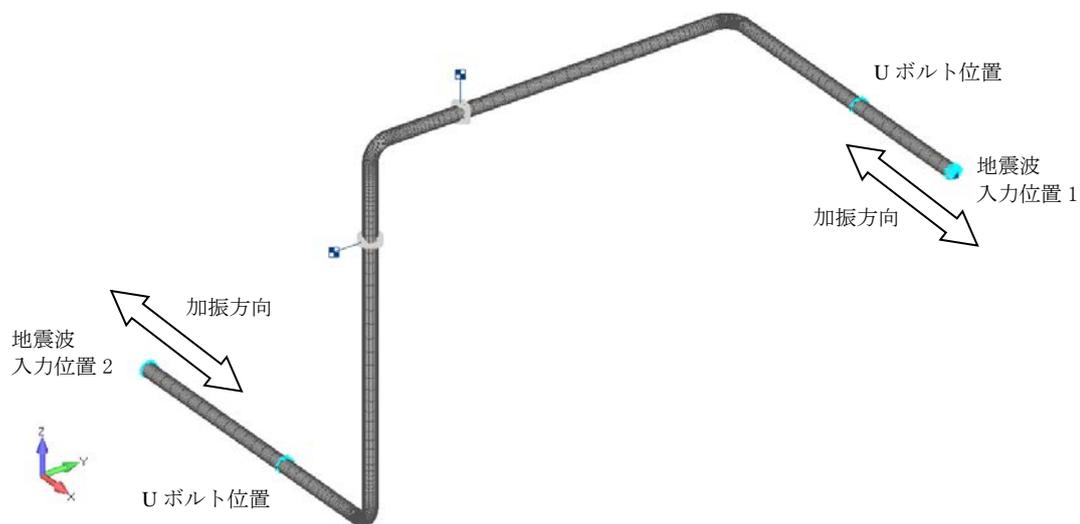


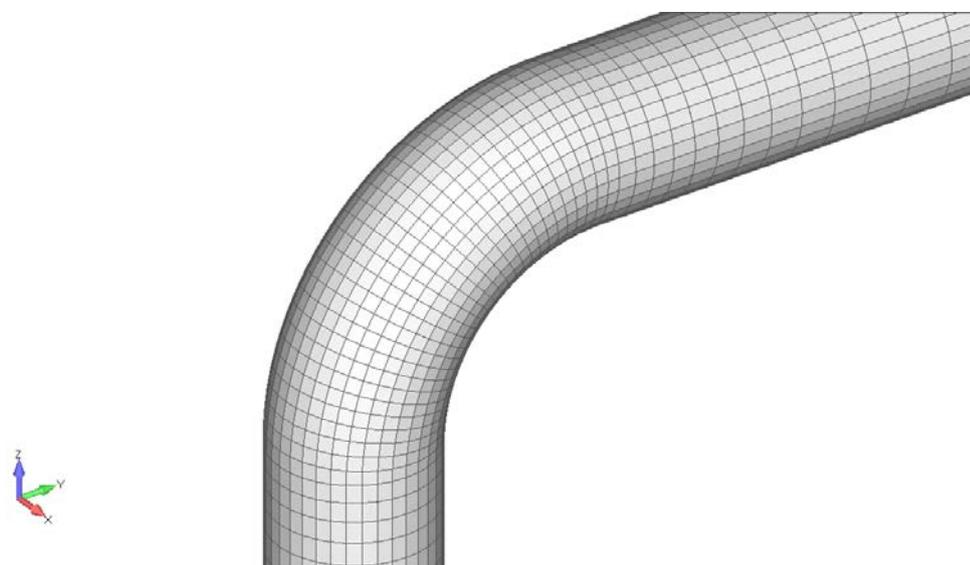
図 3. 2. 1 (3)-26 STPT370 当該料の応力ひずみ式と試験データの比較

c) 解析モデル

解析メッシュは、4 節点四辺形 MITC (Mixed Interpolation of Tensorial Components) シェル要素を用いて図 3.2.1(3)-27 のように作成した。シェル要素の板厚方向の積分点数は 9 点である。周方向を 36 分割 (10° ピッチ) とし、塑性化が予測されるエルボ近傍を密となるようにメッシュ分割を行った。



(a) モデル全体



(b) エルボ部

図 3.2.1(3)-27 シェルモデル (節点数 : 10,433 要素数 : 10,577)

■ Uボルト位置の拘束条件

シェル要素の配管の軸方向変位および回転は自由とし、その他の並進自由度は拘束した。

■ バルブ模擬重錘のモデル化 (図 3.2.1(3)-28 参照)

バルブ模擬重錘はバルブ本体模擬重錘 (153kg) とバルブ操作部模擬重錘 (64kg) よりなる。バルブ本体模擬重錘は配管の周方向に分布させ、剛はり要素で接続した。バルブ操作部模擬重錘については、バルブ本体重錘からバルブ軸方向 (配管軸に垂直に) に接続した剛はり要素の先端に付与した。

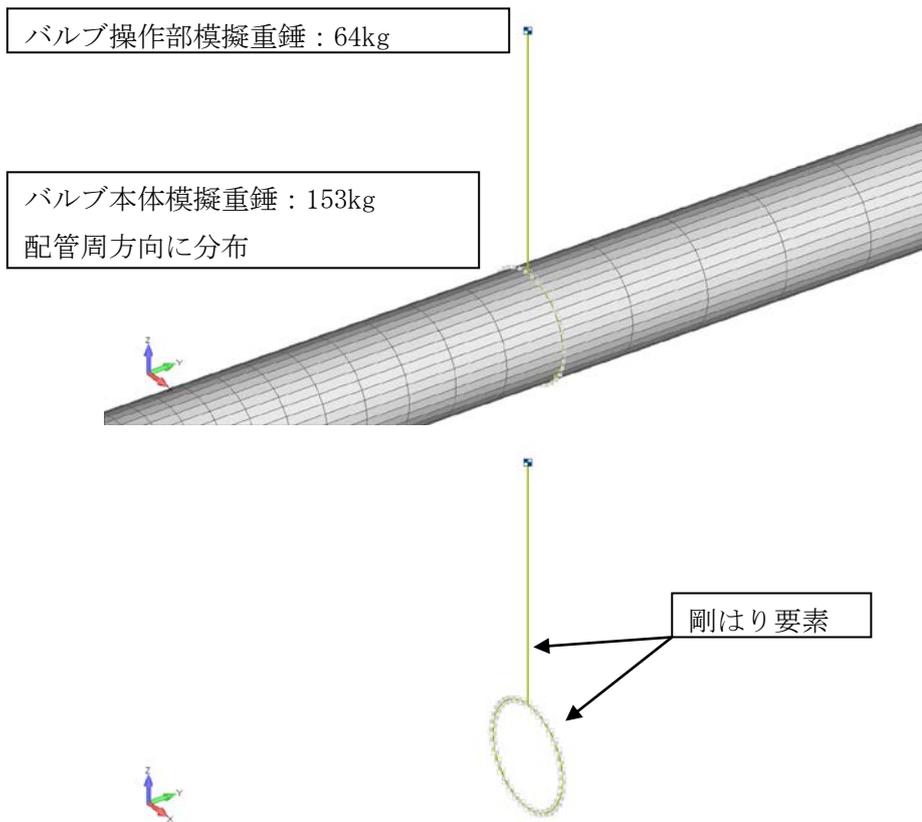


図 3.2.1(3)-28 バルブ模擬重錘のモデル化

■ 減衰の設定

レーリー減衰とし、入力波形が成分をもつ 1.5Hz と 3.0Hz が 0.5%減衰となるように、係数 α と β を設定した。設定値を表 3.2.1(3)-23 に示す。

表 3.2.1(3)-9 レーリー減衰係数

係数	値	説明
α	6.252×10^{-2}	全体質量マトリックス係数
β	3.495×10^{-4}	全体剛性マトリックス係数

■ 内部水の慣性力

配管の密度を調整することで、考慮した。

■ 入力加速度履歴

提示された加速度履歴を図 3.2.1(3)-29 に示す。基盤加振として、この履歴を図 3.2.1(3)-27 に示す地震波入力位置に入力した。

(b) 解析方法

a) 解析手法

塑性構成モデルは、単調応力ひずみ特性を用いたマルチレイヤー移動硬化モデルを用いた。解析は全ケースについて繰返し硬化を考慮しない最も単純なモデル（MK モデル）を用いて行った。後述するケース 3 については繰返し硬化を考慮したモデル（MCP-C モデル）による解析も実施した。大変形解析は更新ラグランジェ法によった。

b) 解析コード

・FINAS/STAR Ver. 2013R140611（商用、CTC 開発）

c) 使用コンピュータ

- ・OS：Windows Server 2012 Standard
- ・CPU：Intel(R) Xeon(R) CPU E5-2690 v2 @3.00GHz HT, 10C（2 プロセッサ）
- ・実装メモリ：96GB

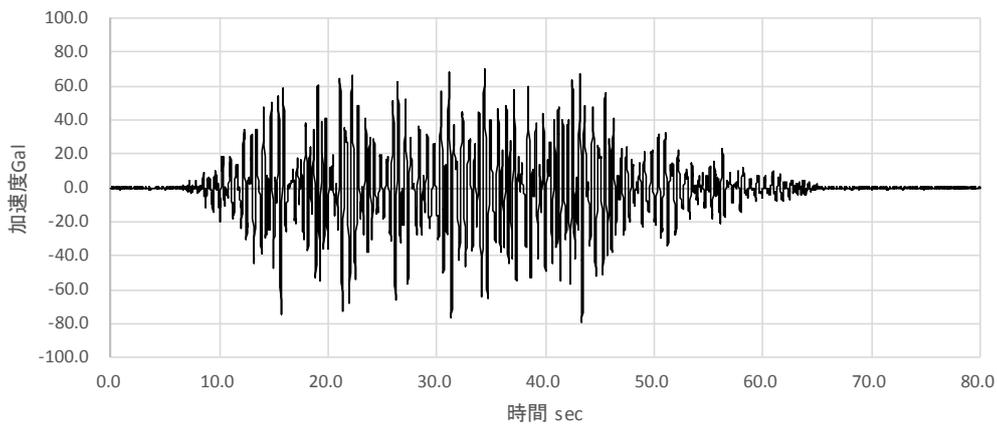
(c) 解析結果

解析ケースと要した計算時間を表 3.2.1(3)-10 に示す。

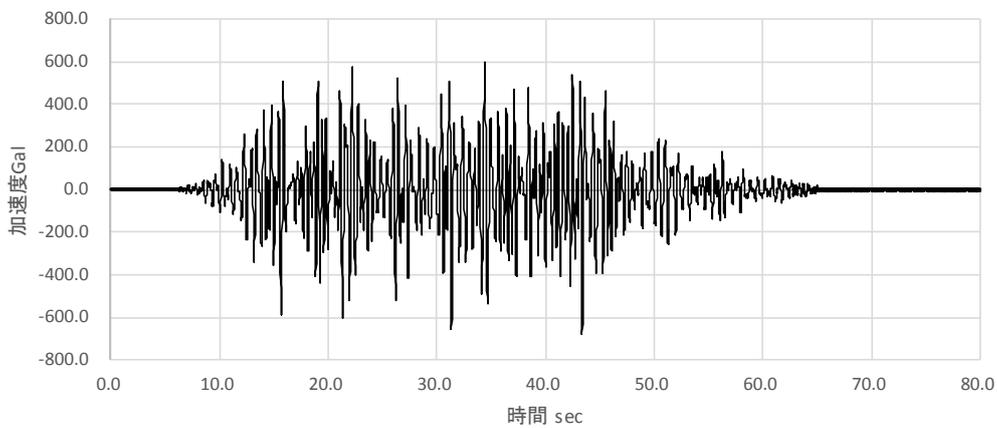
表 3.2.1(3)-10 解析ケースと計算時間

ケース番号	入力加速度 [Gal]	ステップ数	時間刻み [sec]	コア数	計算時間 [hour]
1	80	8000	0.01	1	—
2	700	11700	0.005	1	約 176
				8	約 24.3
3	1850	11700	0.005	1	—

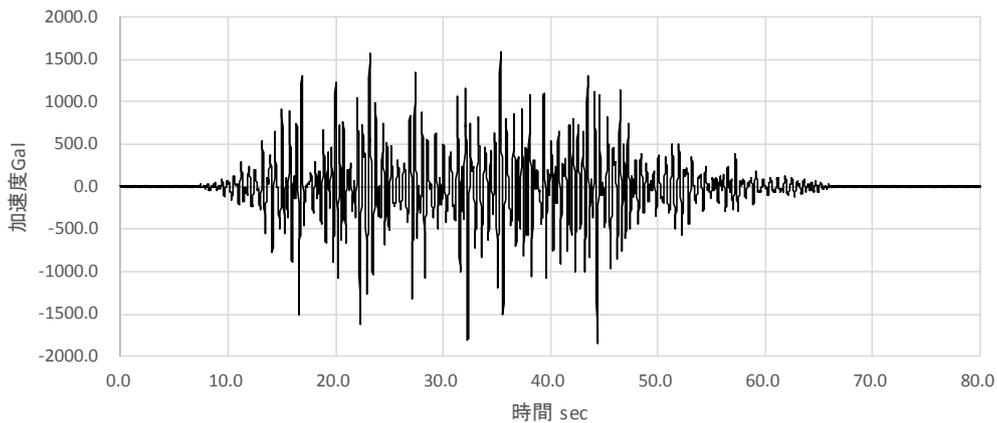
(※) ケース 2 は入力加速度が限りなくゼロに近い加振開始後と 65 秒以降の時刻については省略し、解析を実施した。



(a) 80Gal



(b) 700Gal

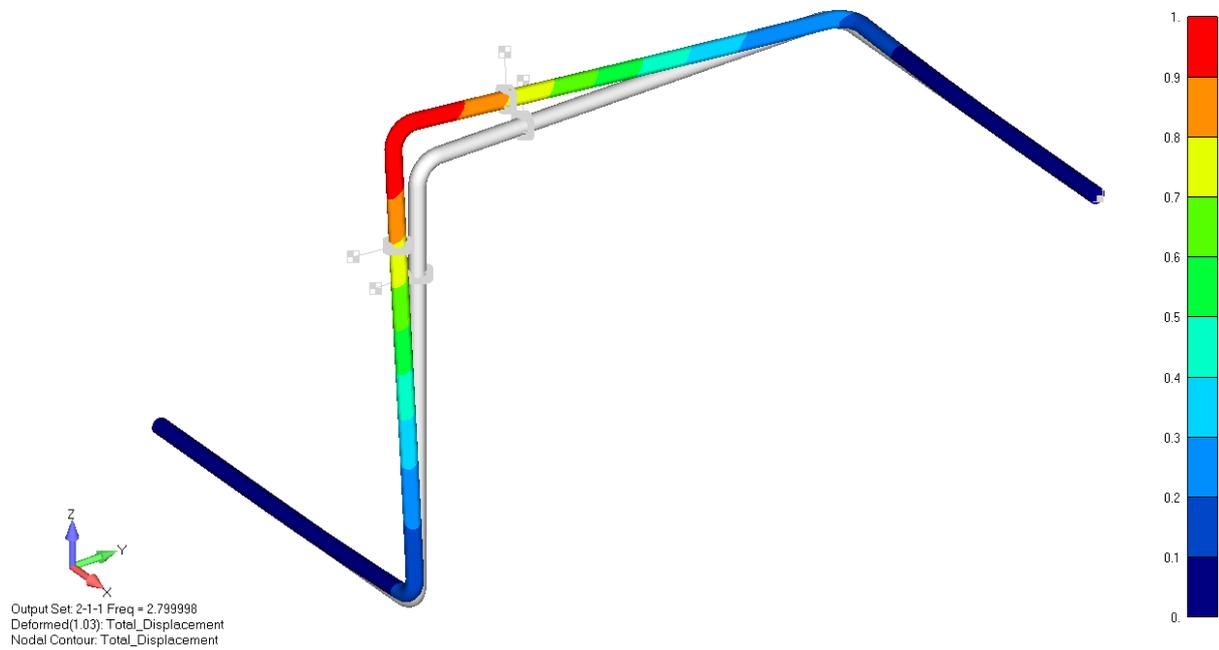


(c) 1850Gal

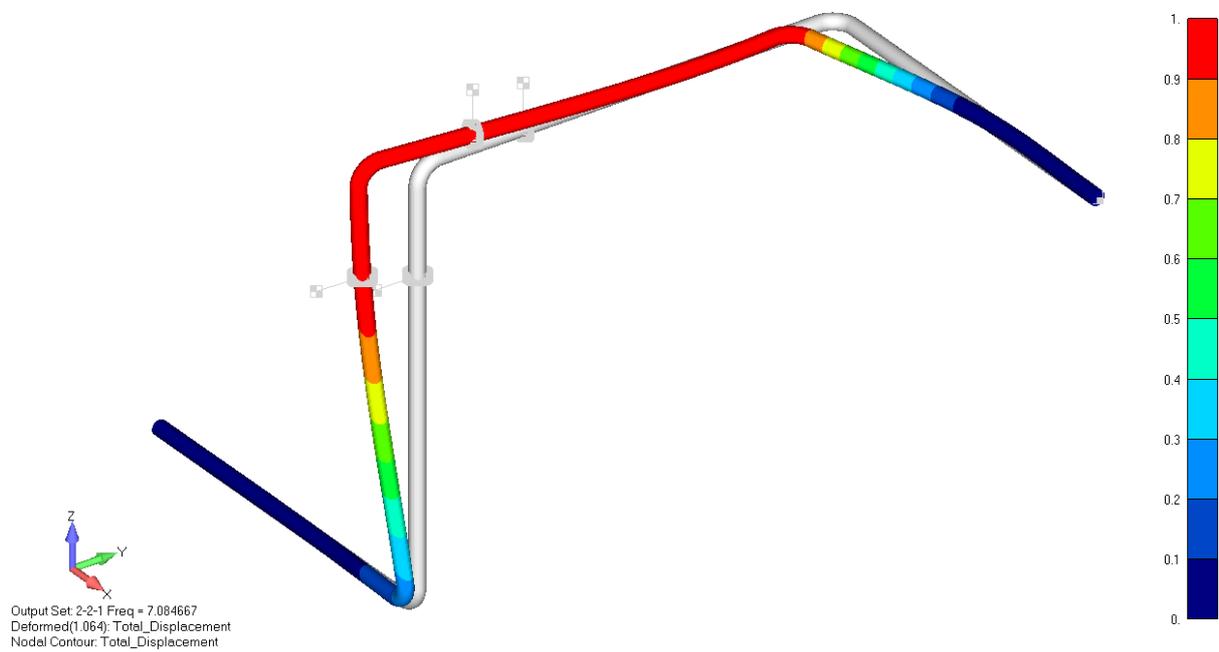
図 3.2.1(3)-29 加速度履歴 (提示データ)

【固有値解析】

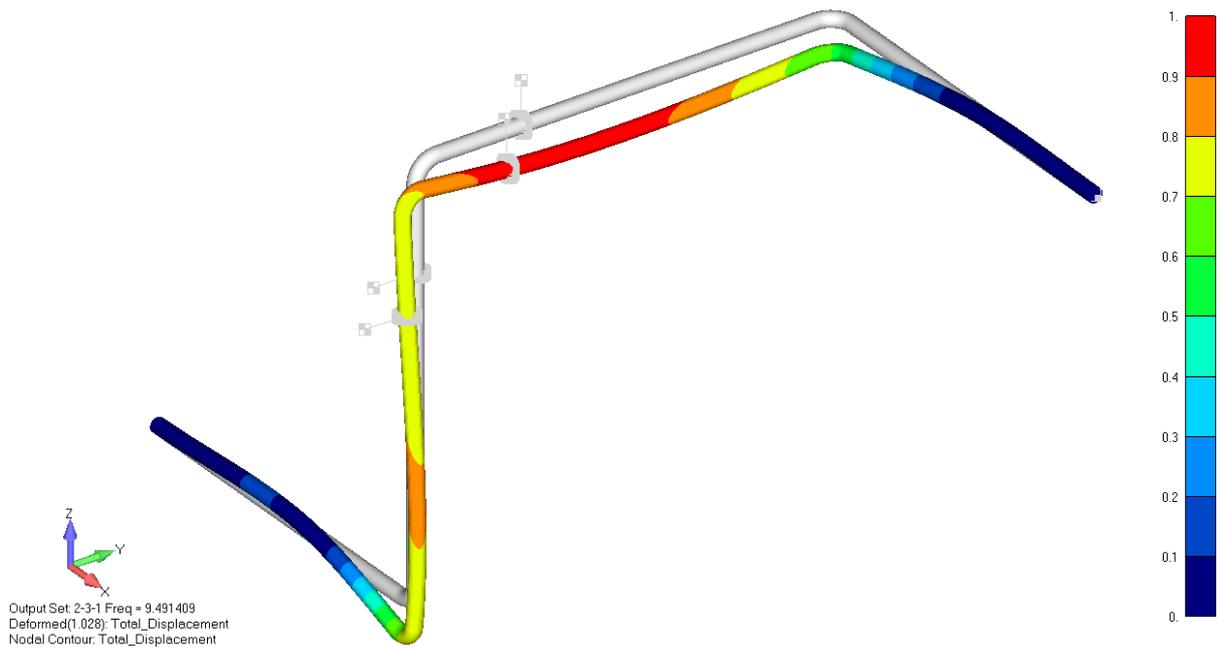
固有モードを図 3. 2. 1 (3)-30 に示す。



(a) 1次 : 2.79Hz



(b) 2次 : 7.08Hz



(c) 3次 : 9.49Hz

図 3.2.1(3)-30 固有モード

時刻歴応答解析結果の計測位置を図 3.2.1-31 に示す。

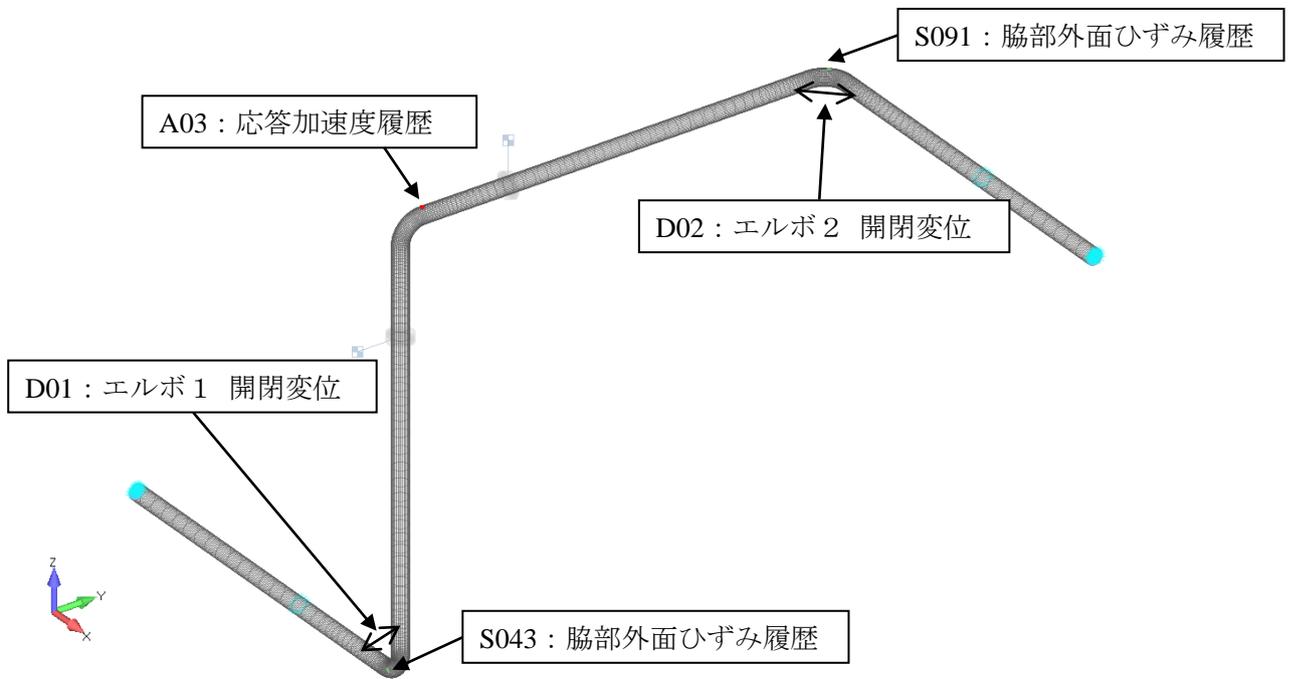
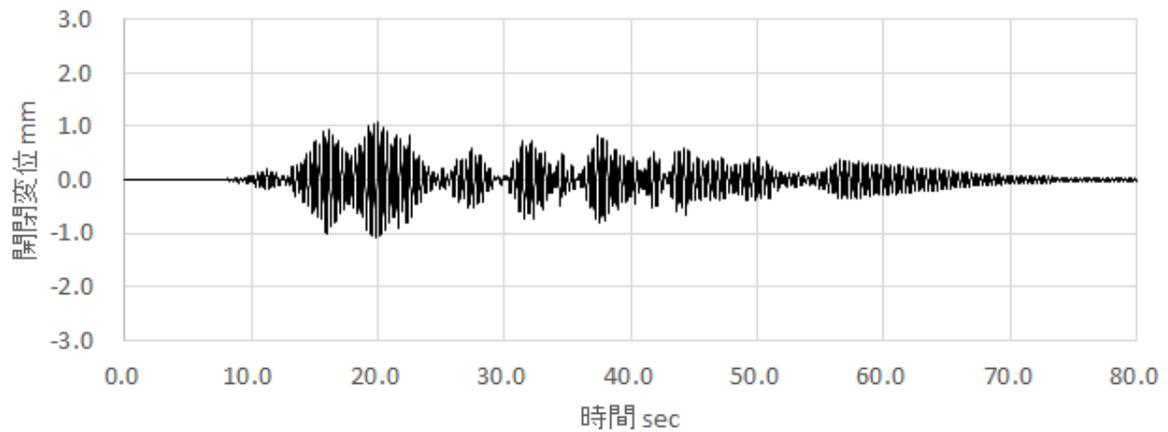


図 3.2.1(3)-31 解析結果計測位置

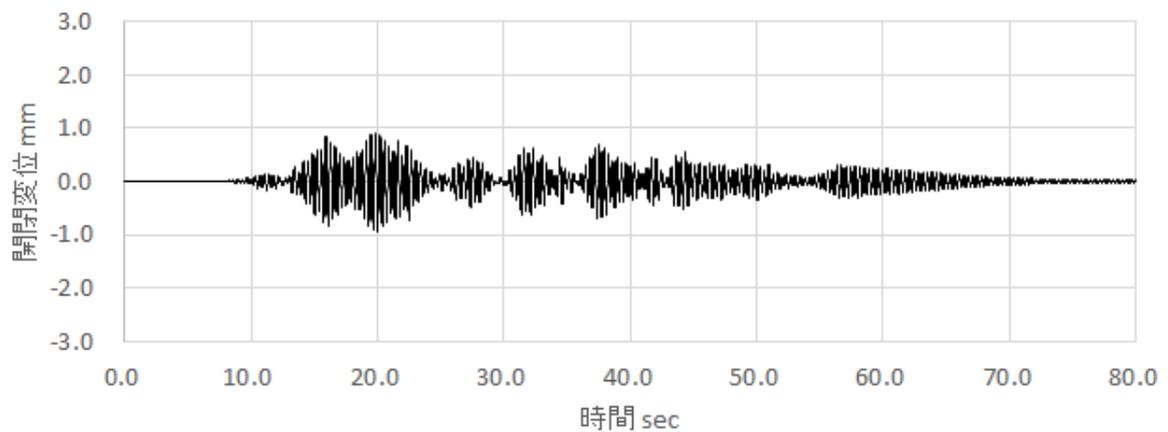
【入力加速度 80Gal】

図 3.2.1(3)-31 に示す D01 : エルボ 1 および D02 : エルボ 2 における開閉変位を図 3.2.1(3)-32 に示す。



— 80Gal D01 開閉変位

(a) D01 : エルボ 1

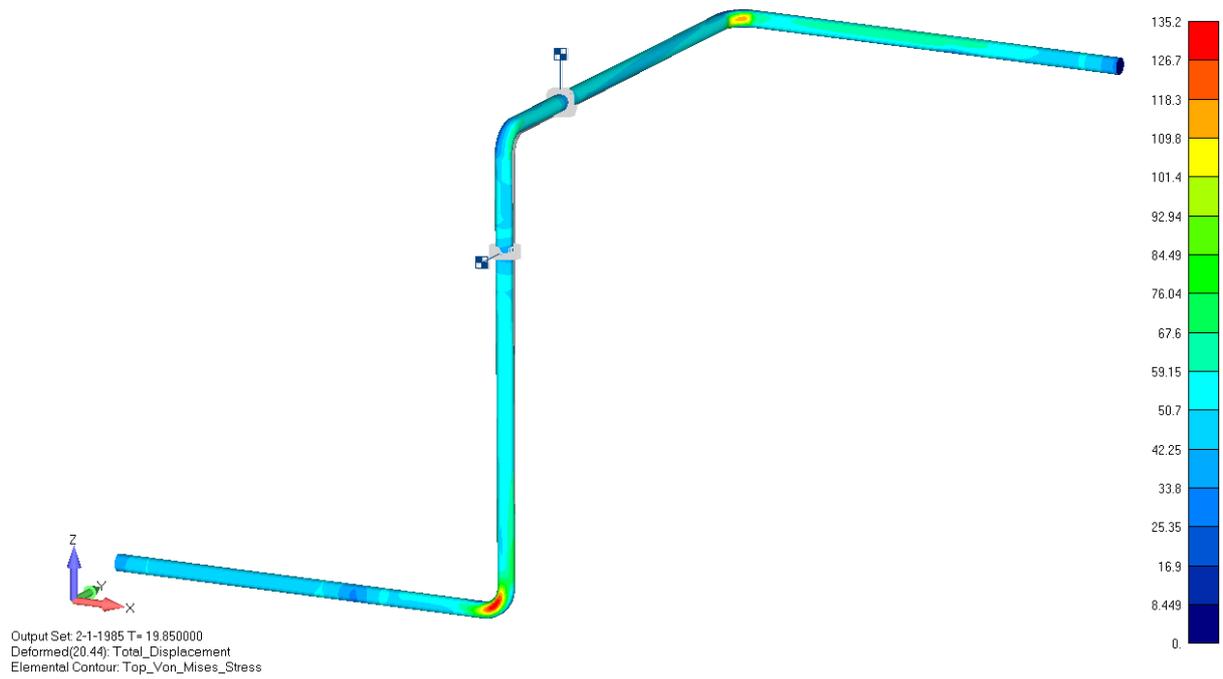


— 80Gal D02 開閉変位

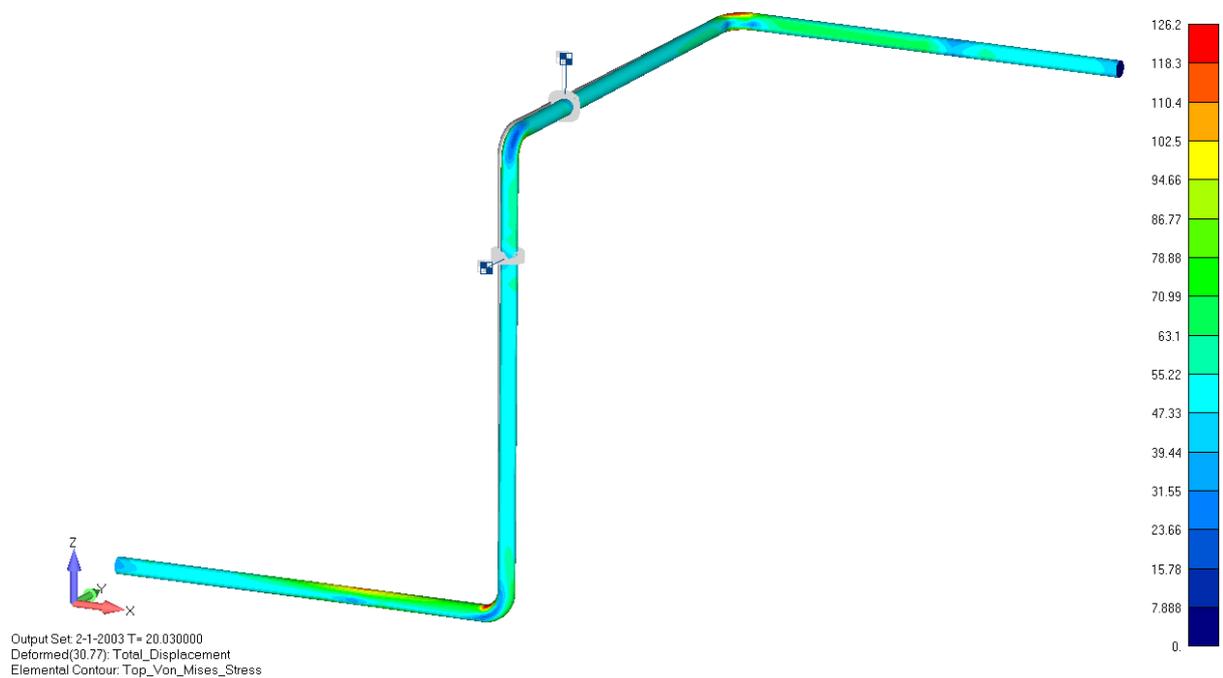
(b) D02 : エルボ 2

図 3.2.1(3)-32 入力加速度 80Gal D01 および D02 における開閉変位

エルボ 1 が開閉している時刻における変形—Mises 相当応力分布を図 3. 2. 1(3)-33 に示す。



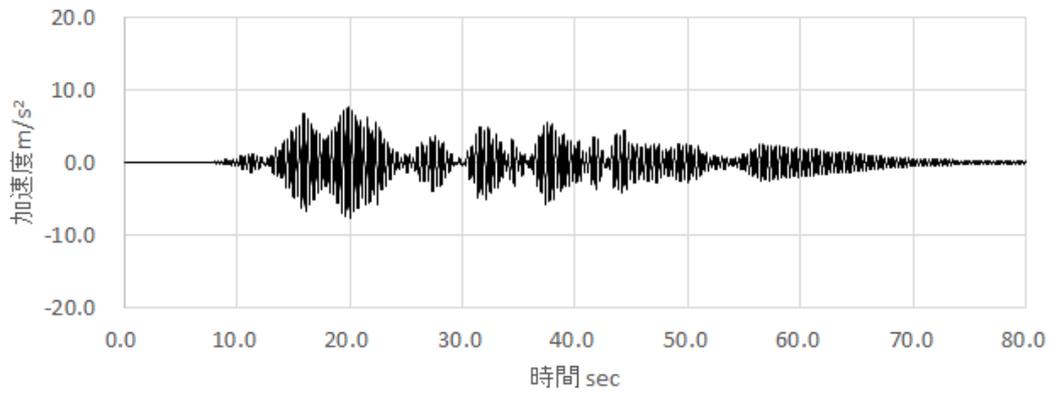
(a) エルボ 1 「閉」 19.85 秒



(b) エルボ 1 「開」 20.03 秒

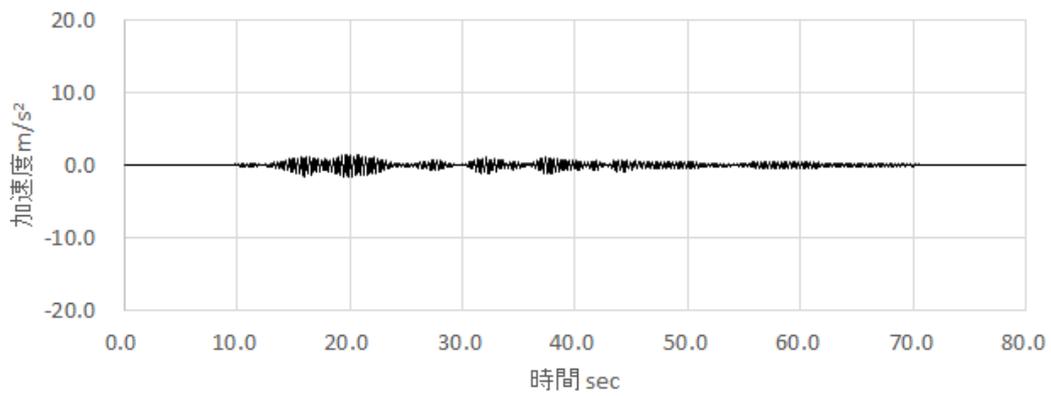
図 3. 2. 1(3)-33 入力加速度 80Gal D01 エルボ 1 開閉時における変形—Mises 相当応力分布

図 3. 2. 1 (3)-31 に示す A03 における加速度履歴を図 3. 2. 1-34 に示す。



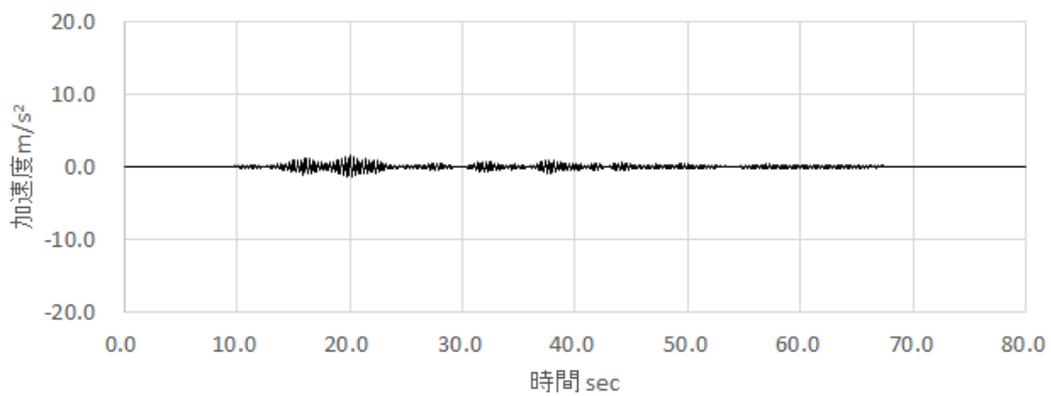
— 80Gal 加振(x)方向

(a) 加振(x)方向



— 80Gal y方向

(b) y 方向

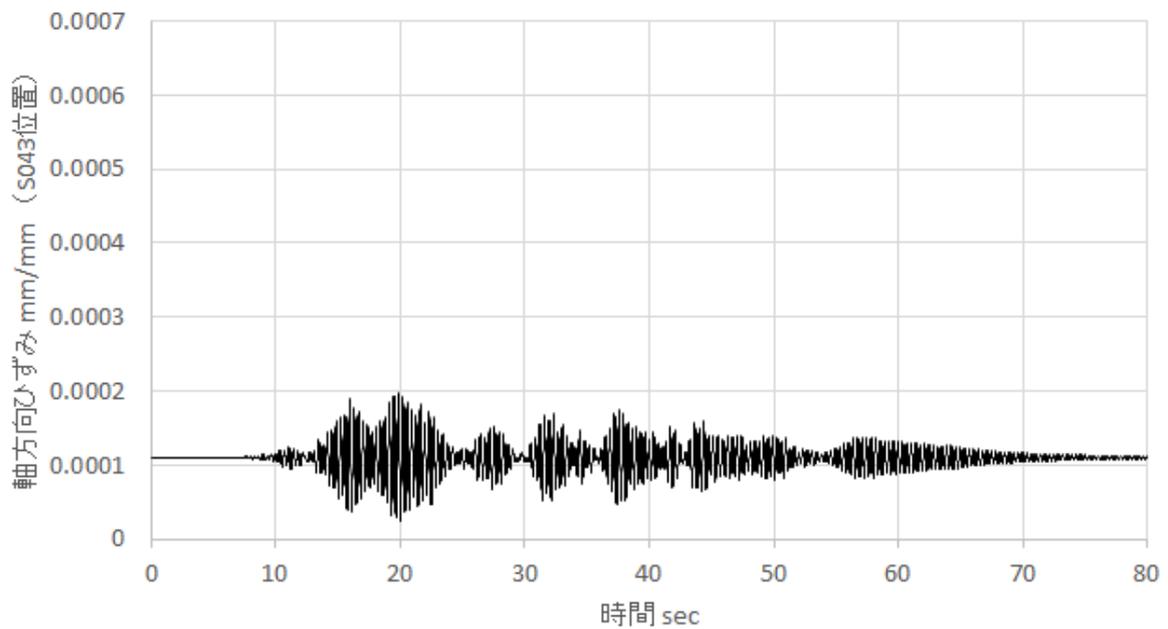


— 80Gal z方向

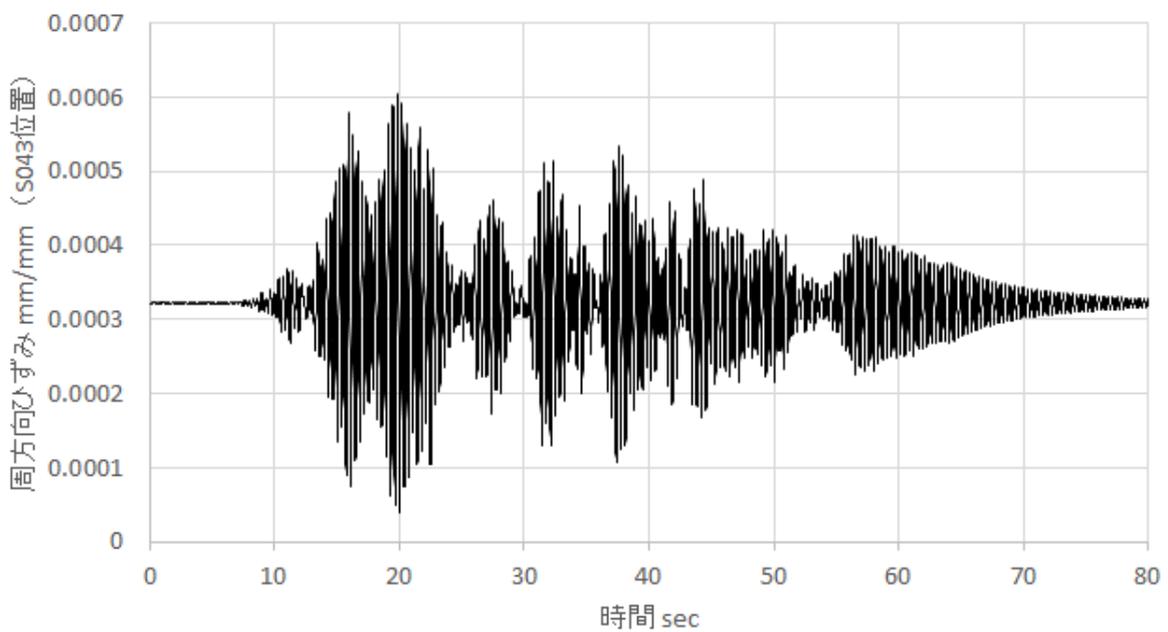
(c) z 方向

図 3. 2. 1 (3)-34 入力加速度 80Gal A03 における加速度履歴

図 3.2.1(3)-31 に示す S043 : エルボ 1 および S091 : エルボ 2 における ひずみ履歴を
 図 3.2.1(3)-35 および図 3.2.1(3)-36 に示す。

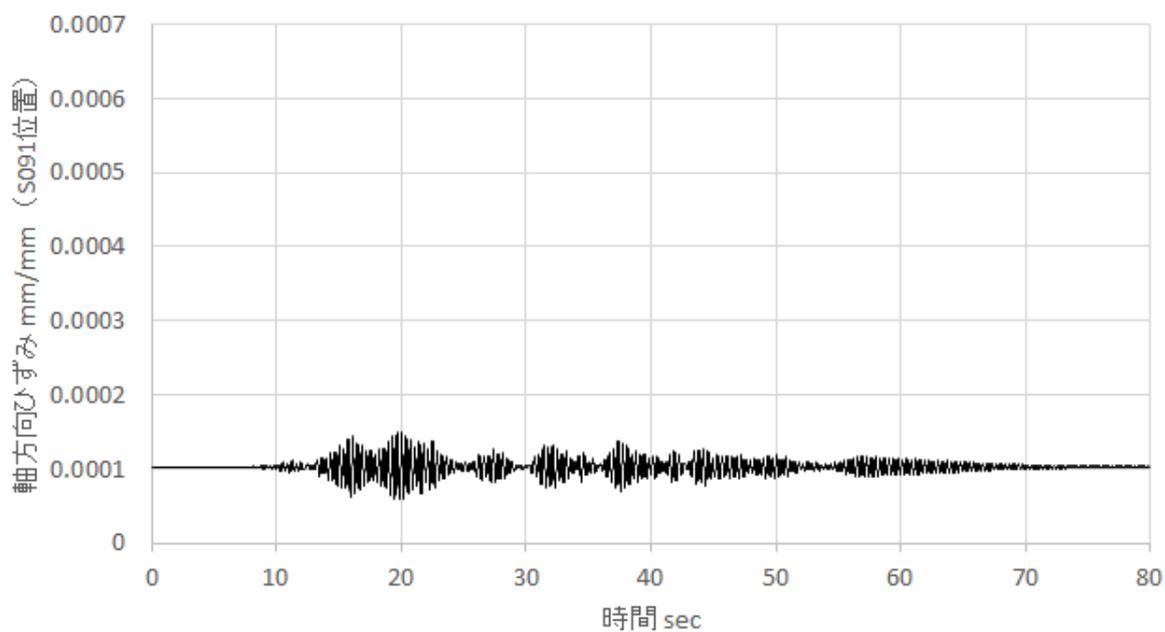


(a) 軸方向ひずみ

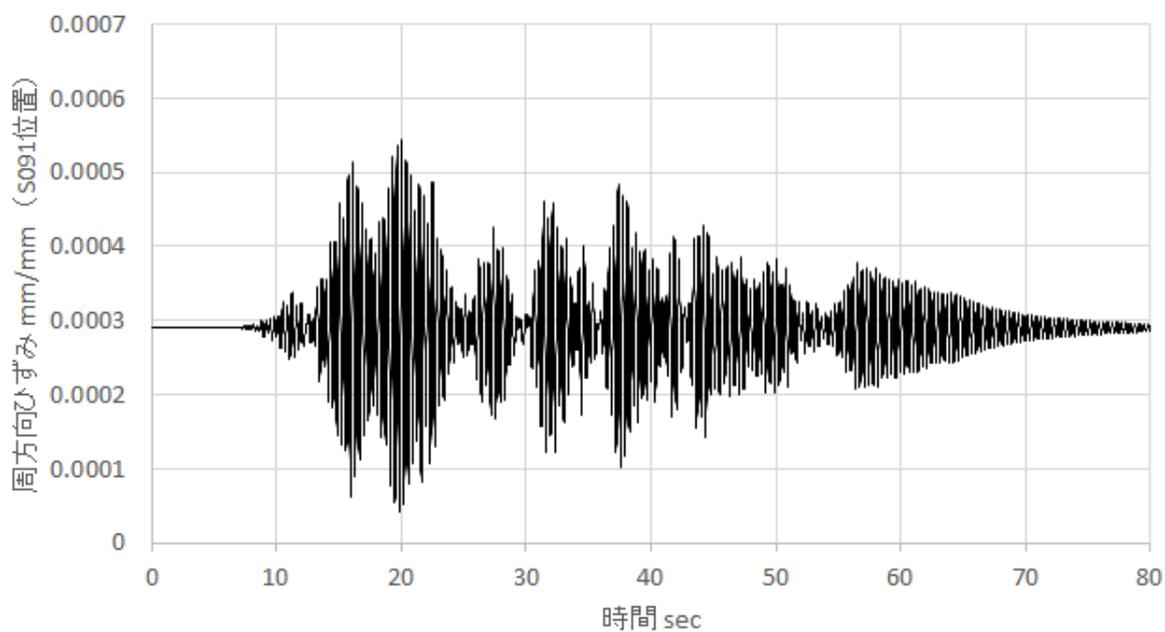


(b) 周方向ひずみ

図 3.2.1(3)-35 入力加速度 80Gal D043 における ひずみ履歴



(a) 軸方向ひずみ

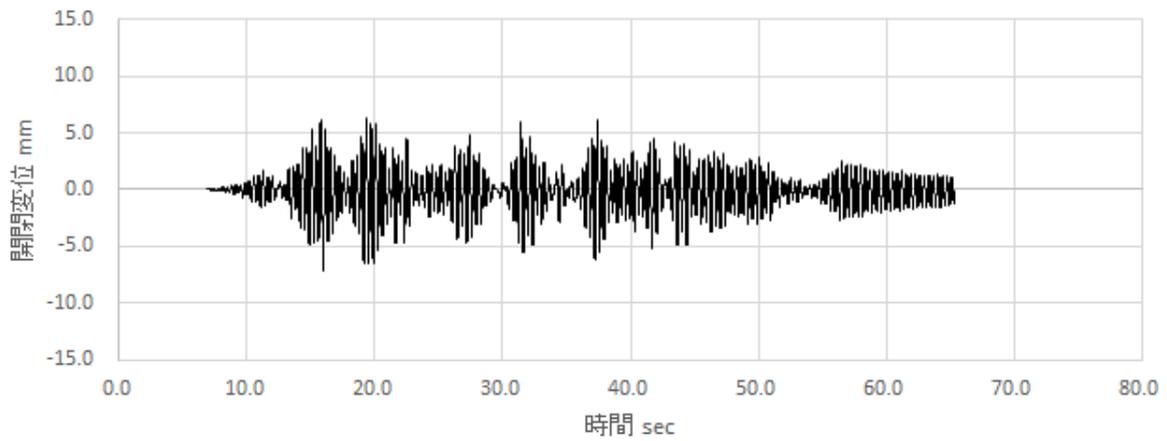


(b) 周方向ひずみ

図 3.2.1(3)-36 入力加速度 80Gal D091 における ひずみ履歴

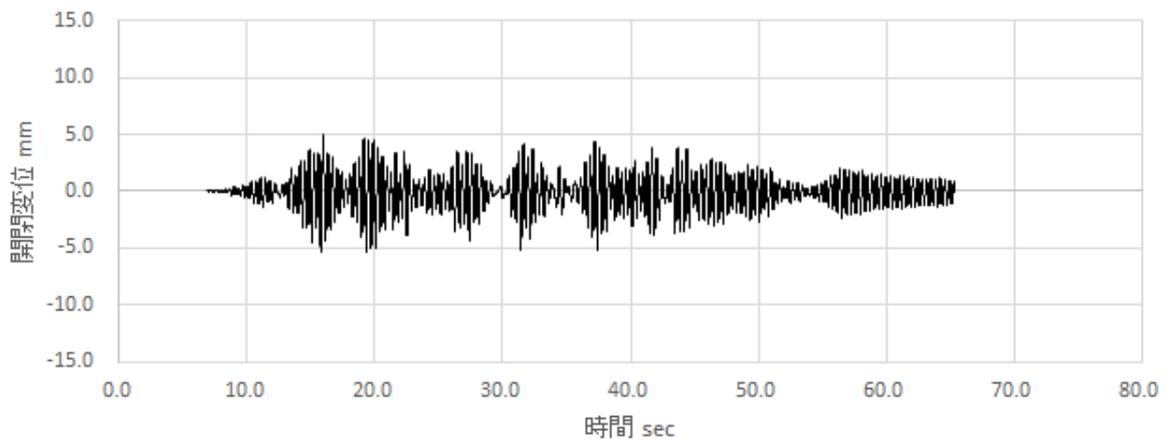
【入力加速度 700Gal】

図 3.2.1(3)-31 に示す D01 : エルボ 1 および D02 : エルボ 2 における開閉変位を図 3.2.1(3)-37 に示す。



— 700Gal D01開閉変位

(a) D01 : エルボ 1

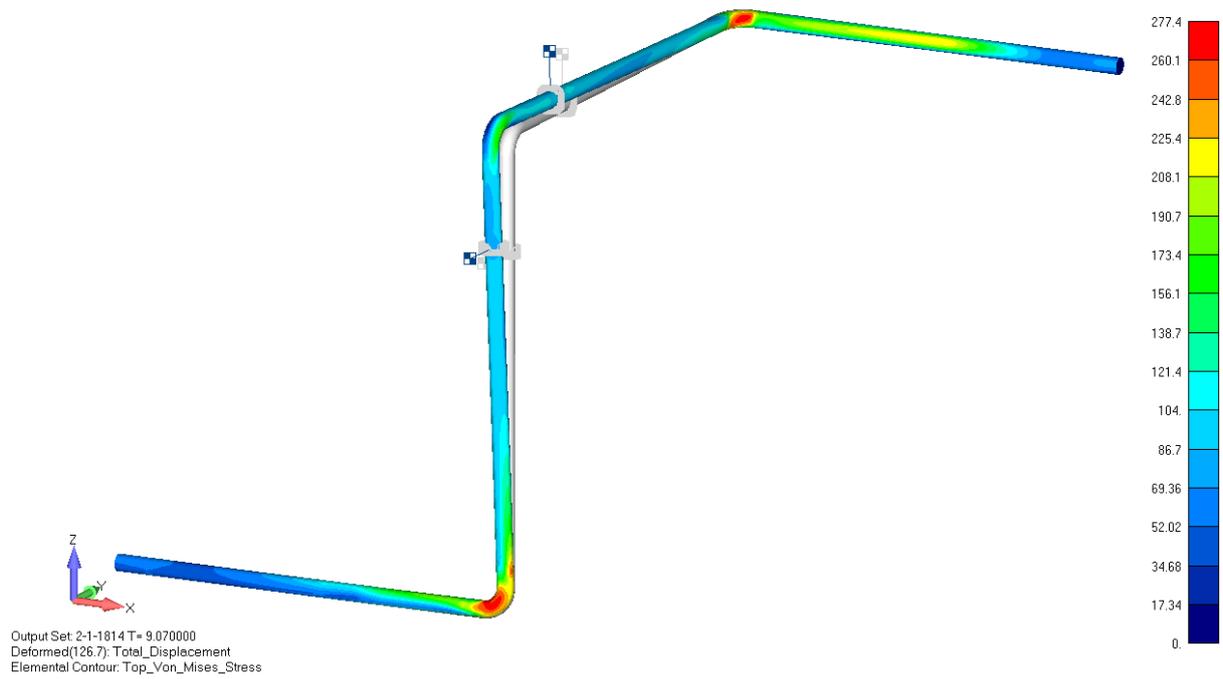


— 700Gal D02開閉変位

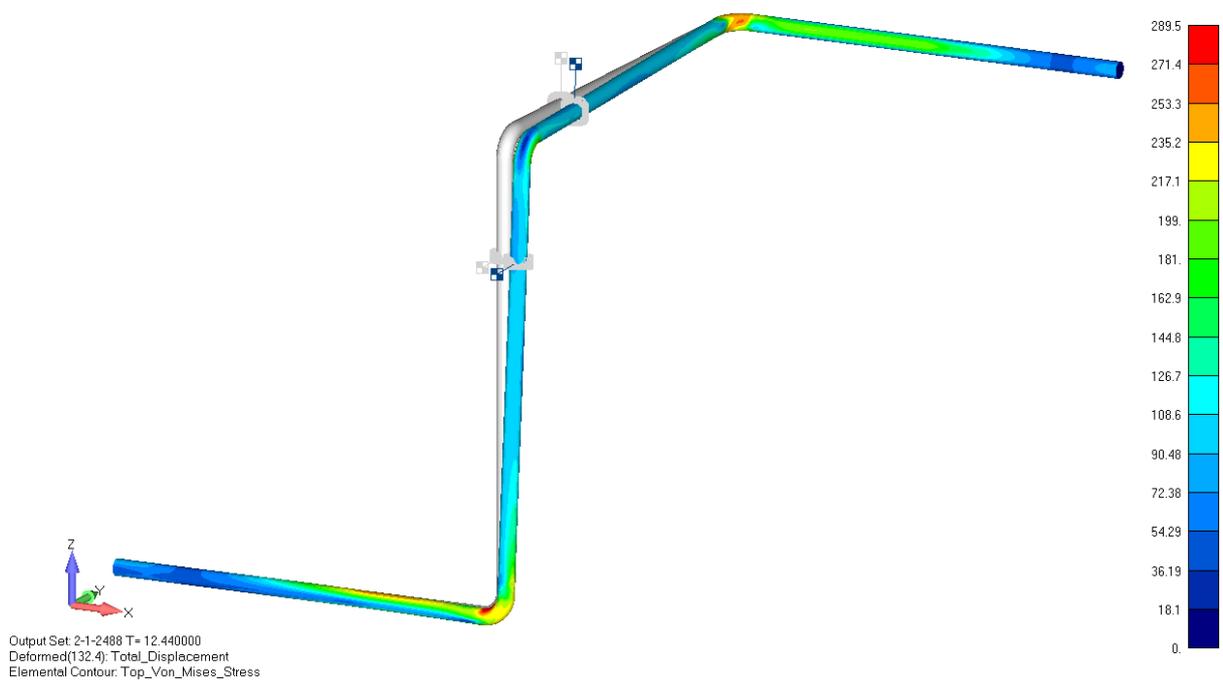
(b) D02 : エルボ 2

図 3.2.1(3)-37 入力加速度 700Gal D01 および D02 における開閉変位

エルボ 1 が開閉している時刻における変形—Mises 相当応力分布を図 3. 2. 1(3)-38 に示す。



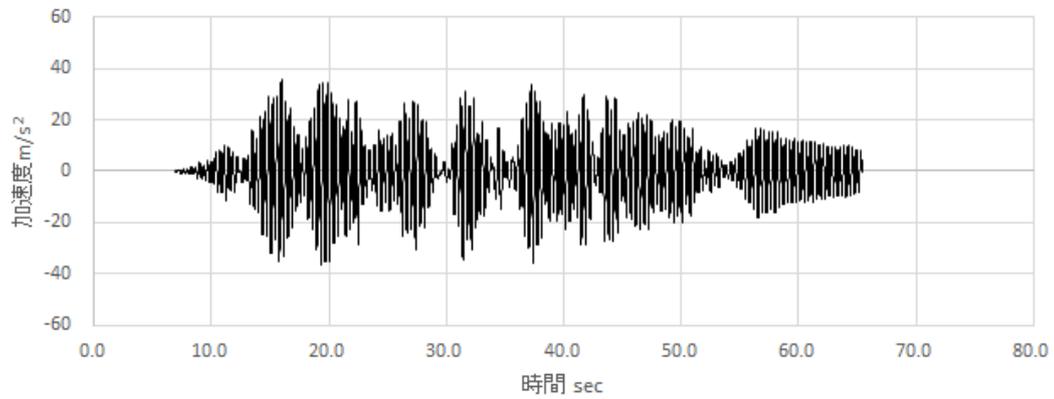
(a) エルボ 1 「閉」 15.96 秒



(b) エルボ 1 「開」 19.33 秒

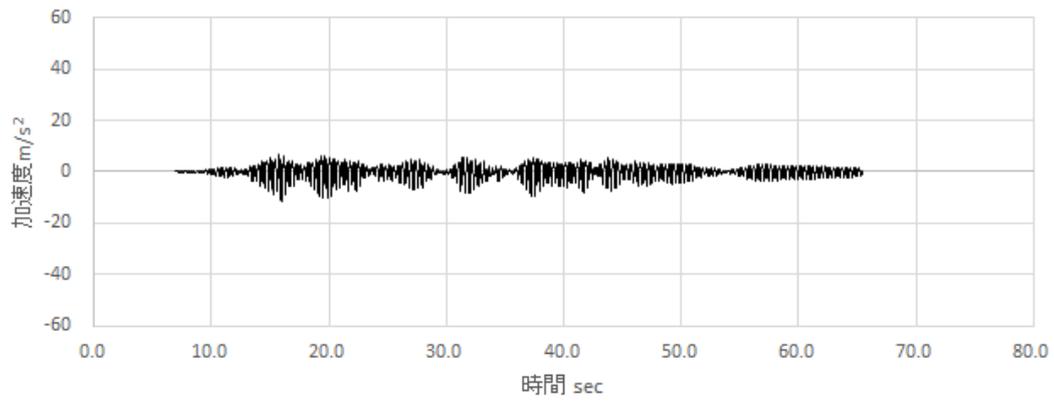
図 3. 2. 1(3)-38 入力加速度 700Gal D01 エルボ 1 開閉時における変形—Mises 相当応力分布

図 3. 2. 1 (3)-31 に示す A03 における加速度履歴を図 3. 2. 1 (3)-39 に示す。



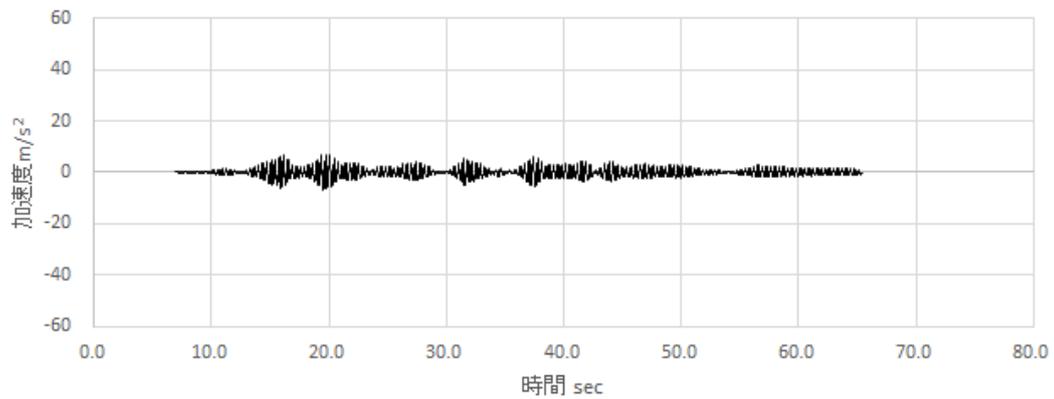
— 700Gal 加振(x)方向

(a) 加振(x)方向



— 700Gal y方向

(b) y 方向

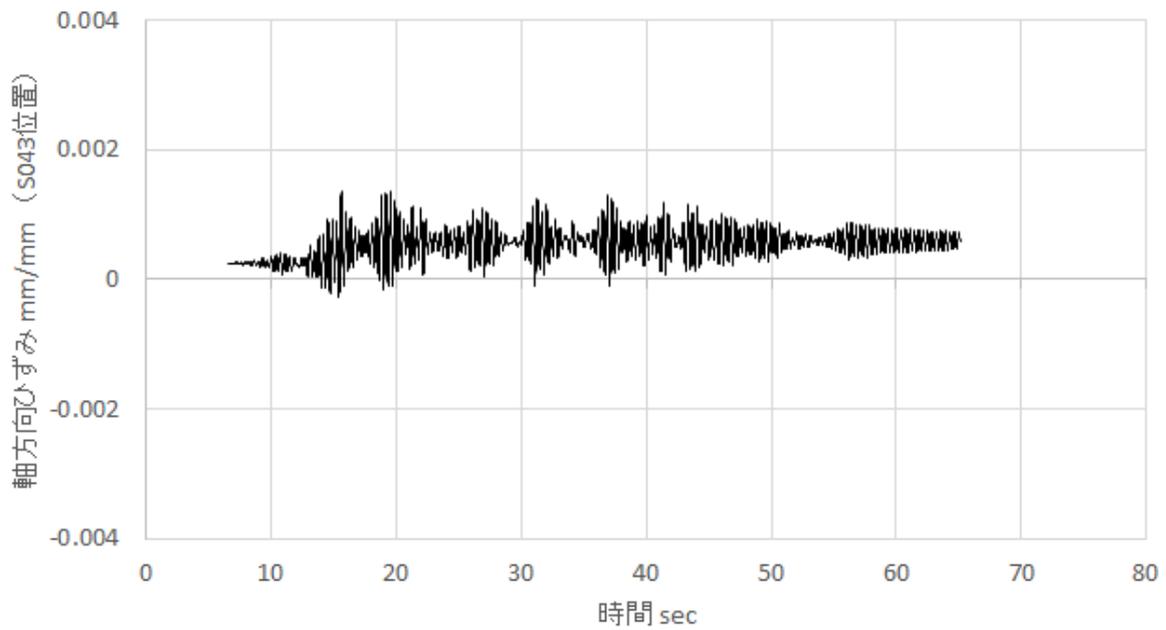


— 700Gal z方向

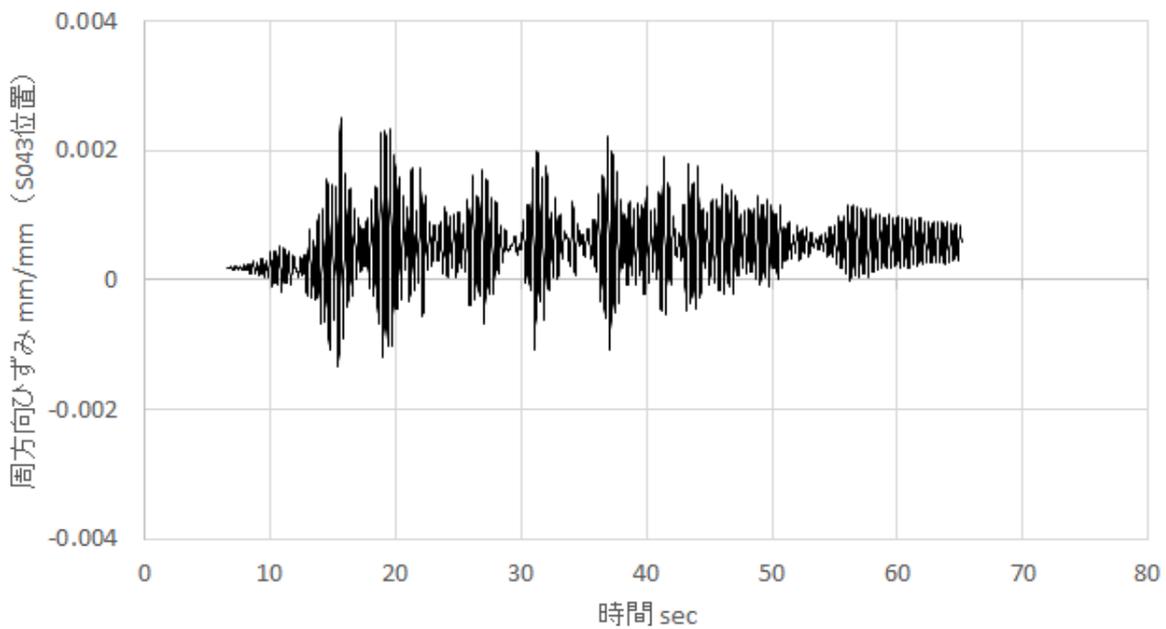
(c) z 方向

図 3. 2. 1 (3)-39 入力加速度 700Gal A03 における加速度履歴

図 3.2.1(3)-31 に示す S043 : エルボ 1 および S091 : エルボ 2 における ひずみ履歴を
図 3.2.1(3)-40 および図 3.2.1(3)-41 に示す。

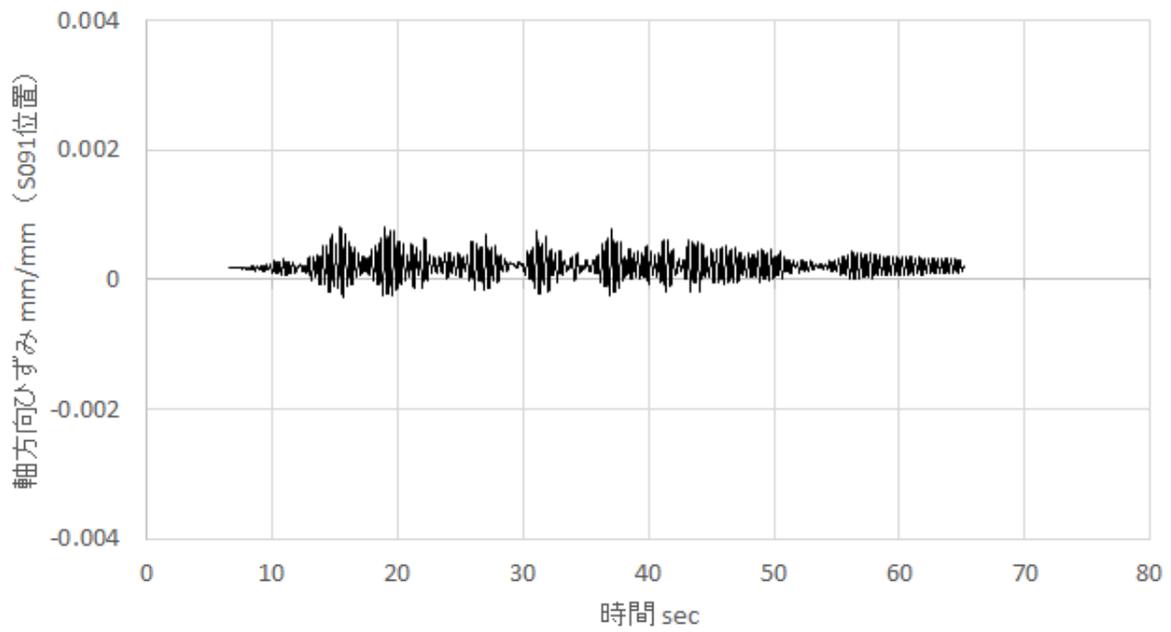


(a) 軸方向ひずみ

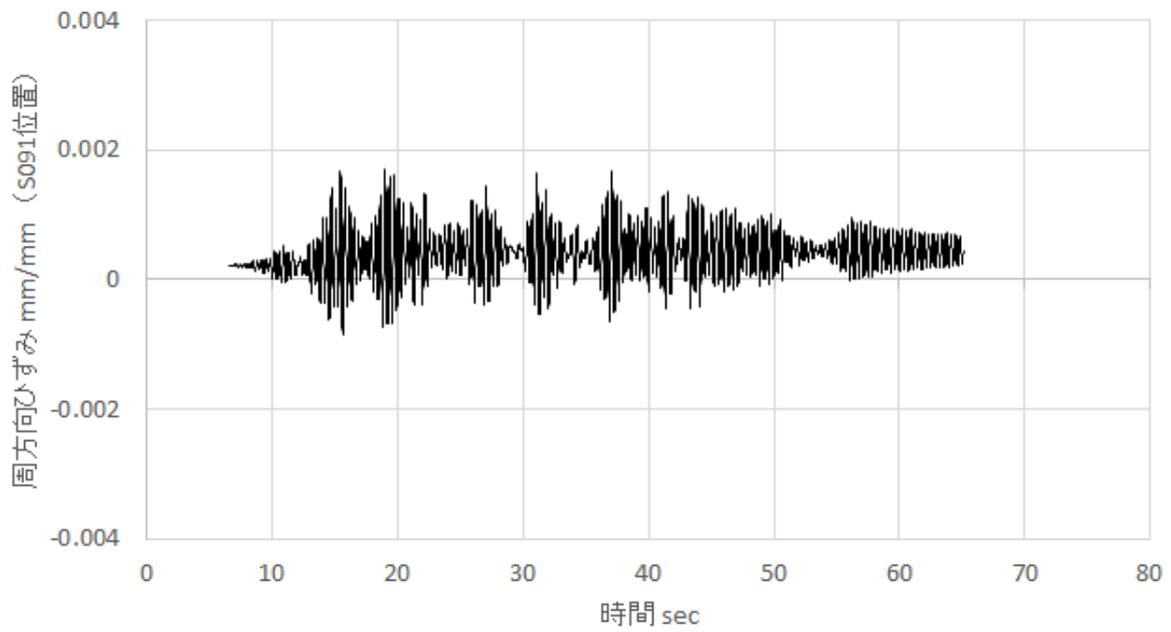


(b) 周方向ひずみ

図 3.2.1(3)-40 入力加速度 700Gal D043 における ひずみ履歴



(a) 軸方向ひずみ

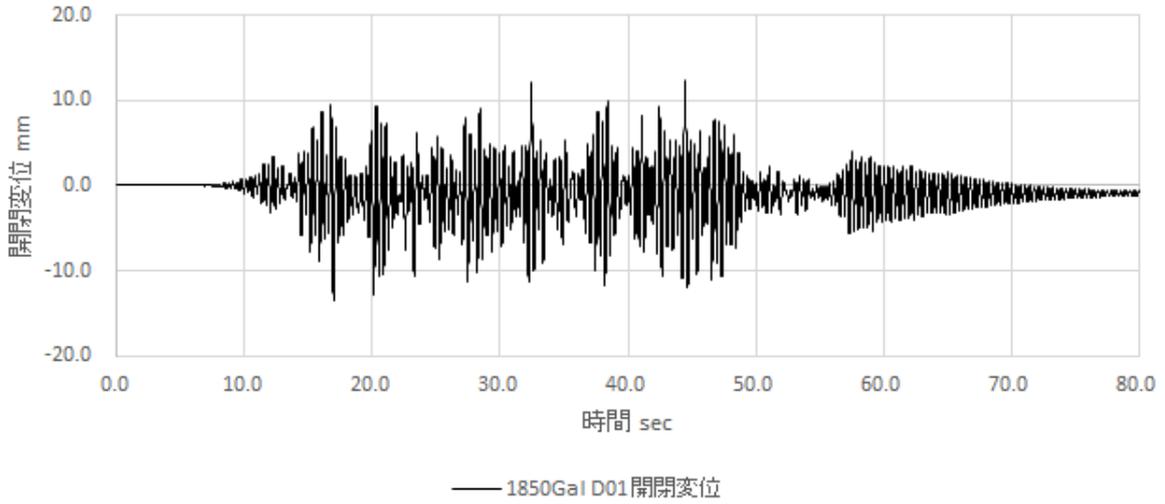


(b) 周方向ひずみ

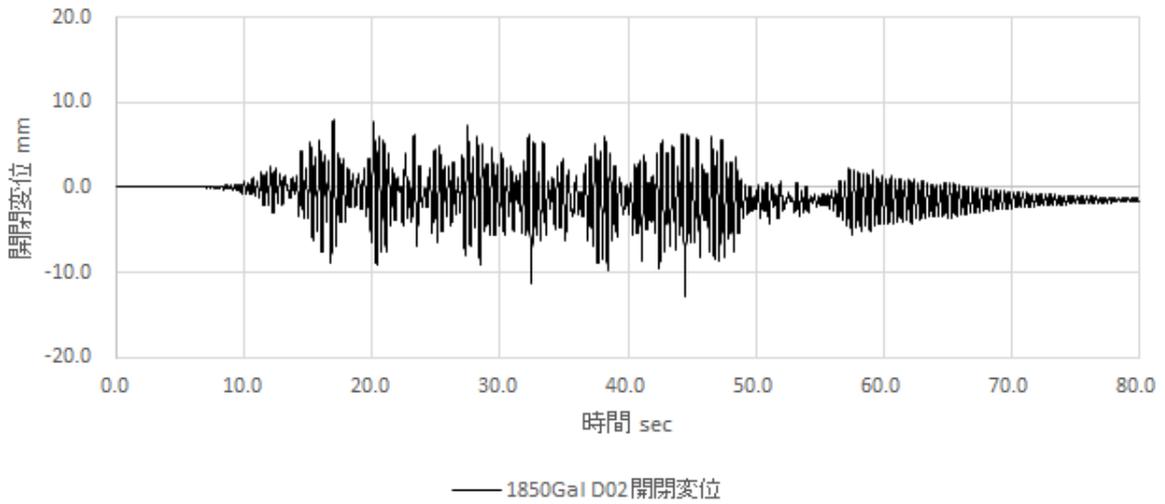
図 3.2.1(3)-41 入力加速度 700Gal D091 における ひずみ履歴

【入力加速度 1850Gal】

図 3.2.1(3)-31 に示す D01 : エルボ 1 および D02 : エルボ 2 における開閉変位を図 3.2.1(3)-42 に示す。



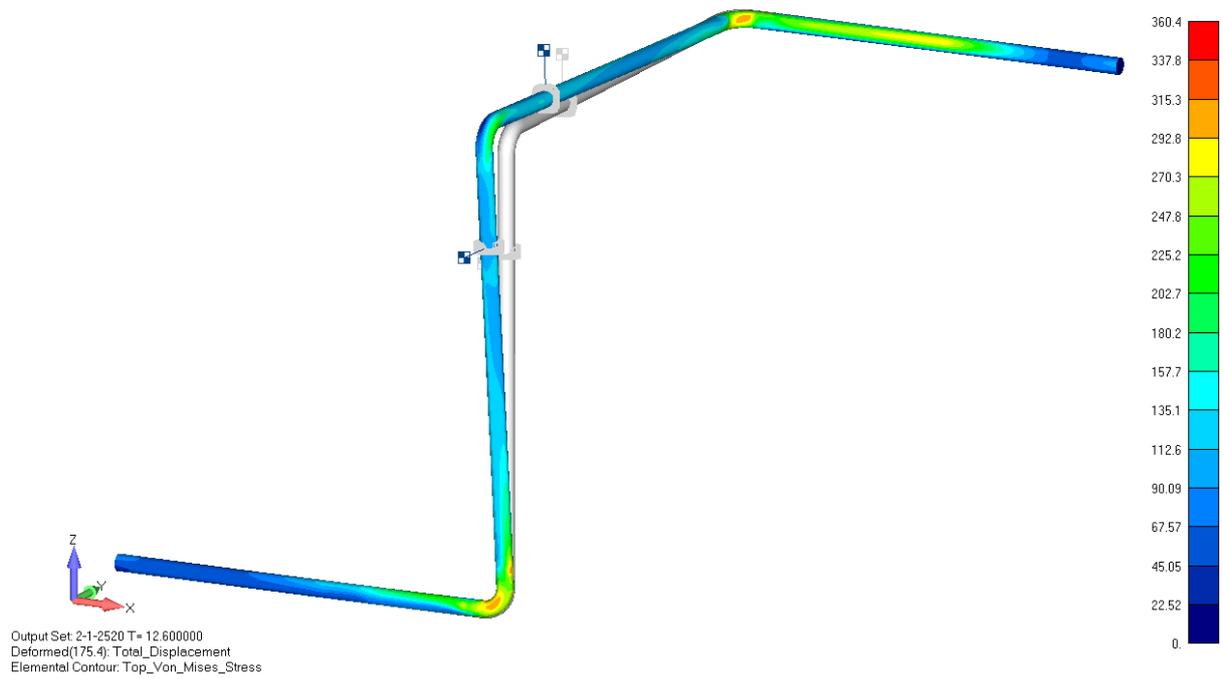
(a) D01 : エルボ 1



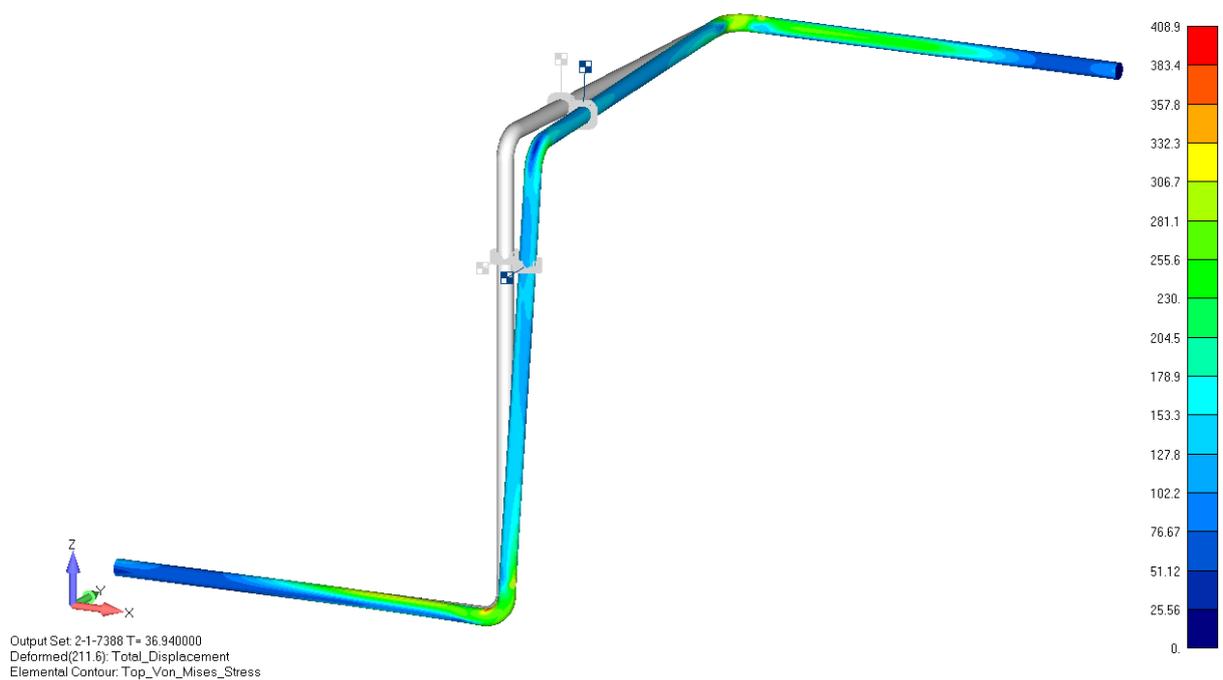
(b) D02 : エルボ 2

図 3.2.1(3)-42 入力加速度 1850Gal D01 および D02 における開閉変位

エルボ 1 が開閉している時刻における変形—Mises 相当応力分布を図 3.2.1(3)-43 に示す。



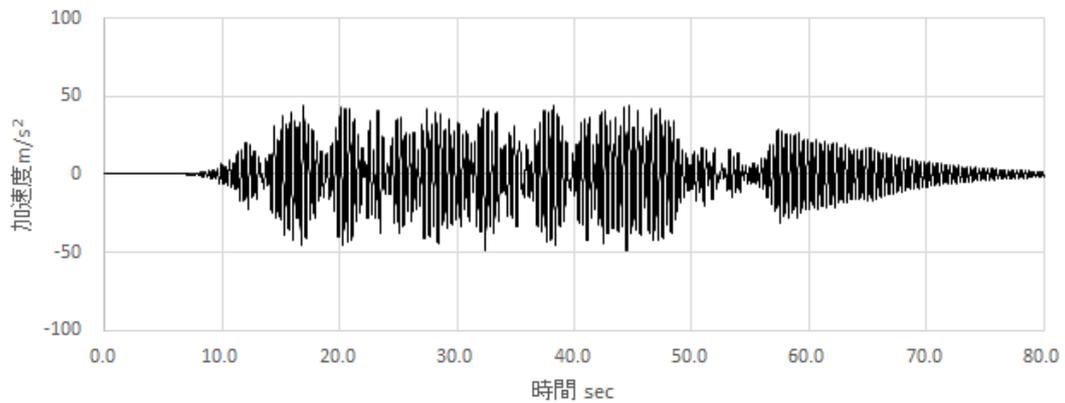
(a) エルボ 1 「開」 20.11 秒



(b) エルボ 1 「開」 44.45 秒

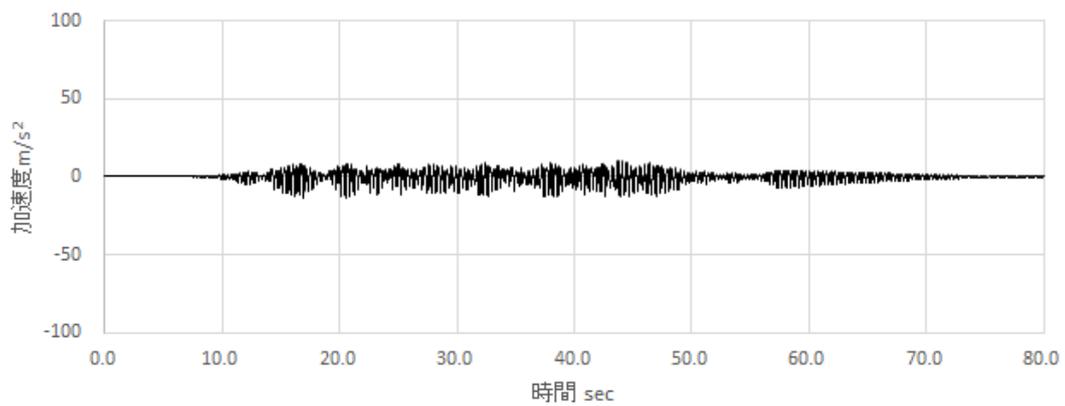
図 3.2.1(3)-43 入力加速度 1850Gal D01 エルボ 1 開閉時における変形—Mises 相当応力分布

図 3. 2. 1 (3)-31 に示す A03 における加速度履歴を図 3. 2. 1 (3)-44 に示す。



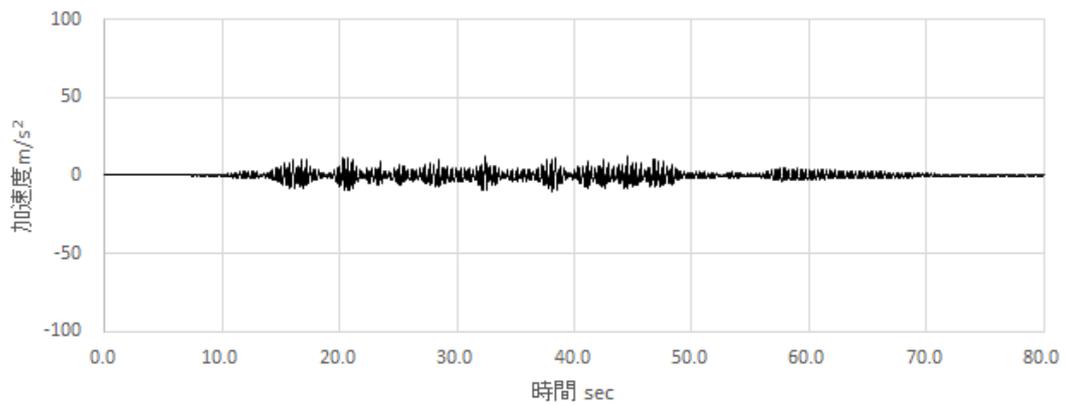
— 1850Gal 加振(x)方向

(a) 加振(x)方向



— 1850Gal y方向

(b) y 方向

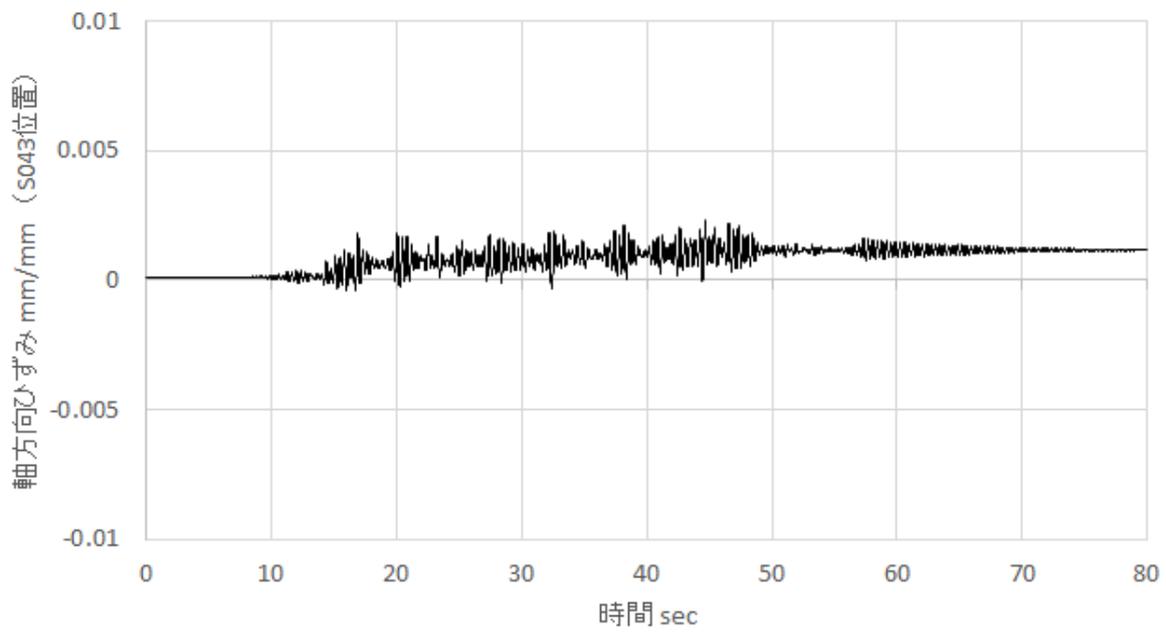


— 1850Gal z方向

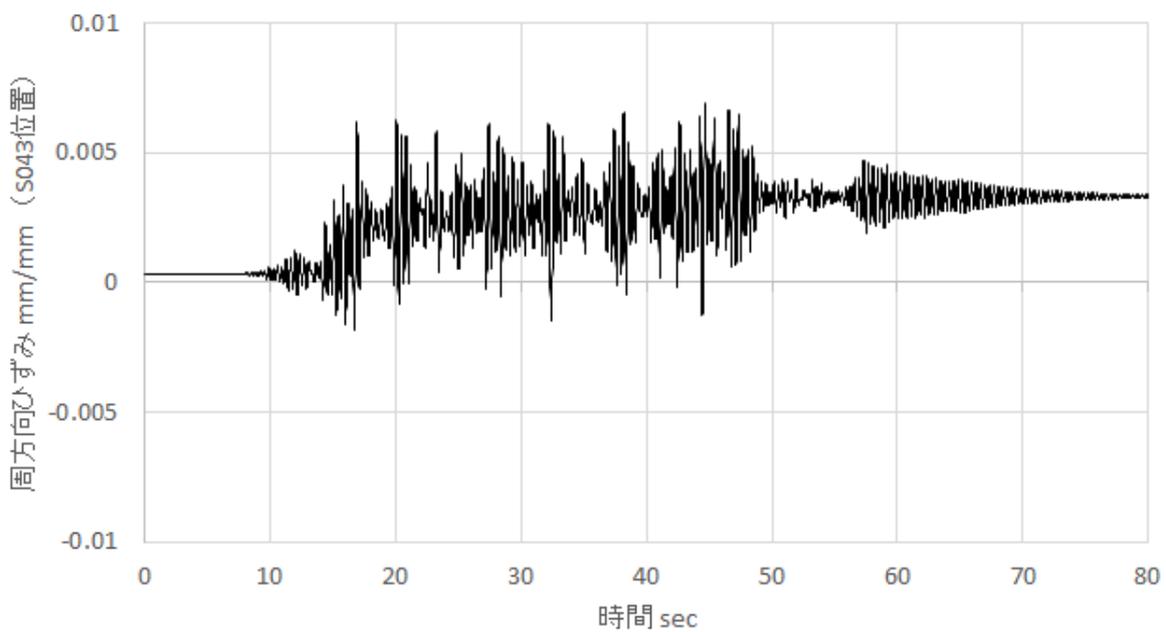
(c) z 方向

図 3. 2. 1 (3)-44 入力加速度 1850Gal A03 における加速度履歴

図 3.2.1(3)-31 に示す S043 : エルボ 1 および S091 : エルボ 2 における ひずみ履歴を
 図 3.2.1(3)-45 および図 3.2.1(3)-46 に示す。

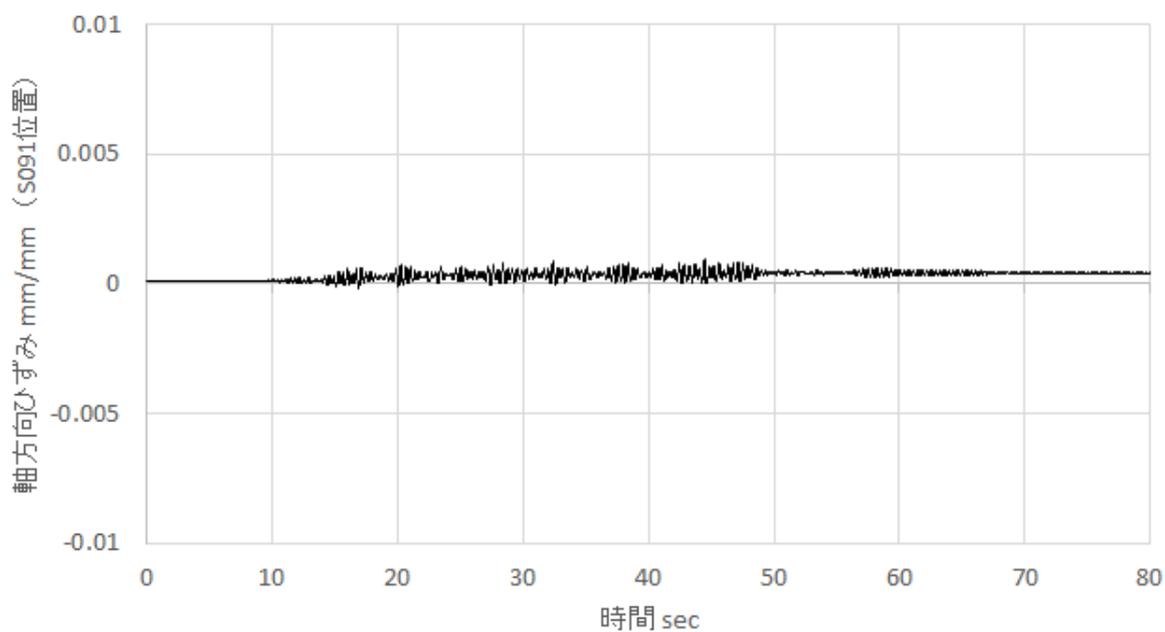


(a) 軸方向ひずみ

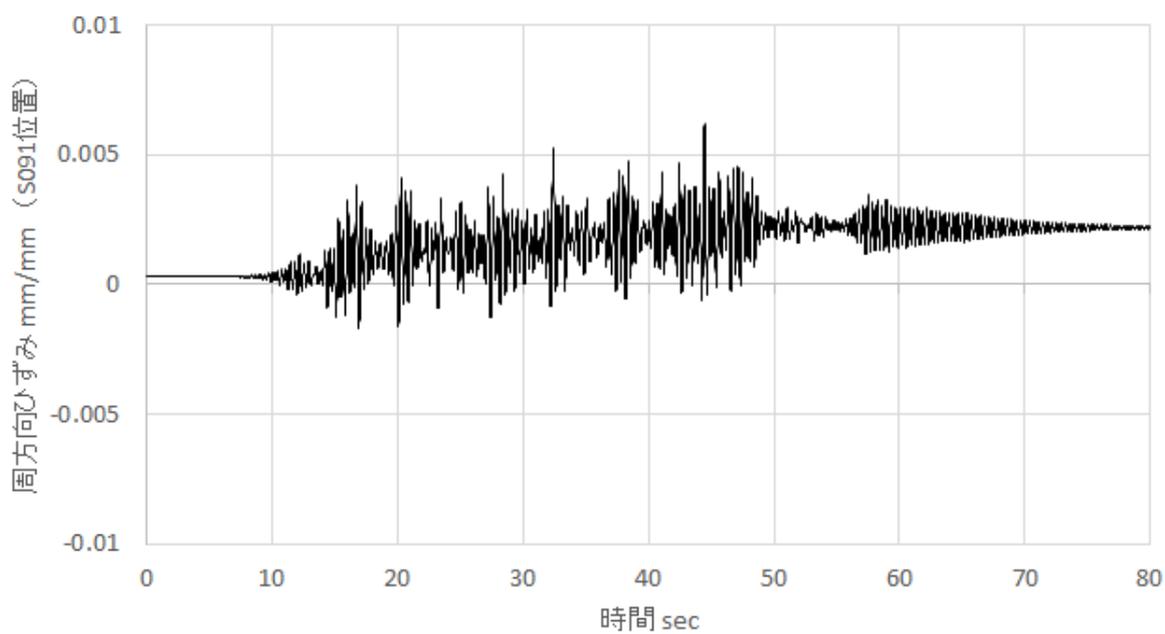


(b) 周方向ひずみ

図 3.2.1(3)-45 入力加速度 1850Gal D043 における ひずみ履歴



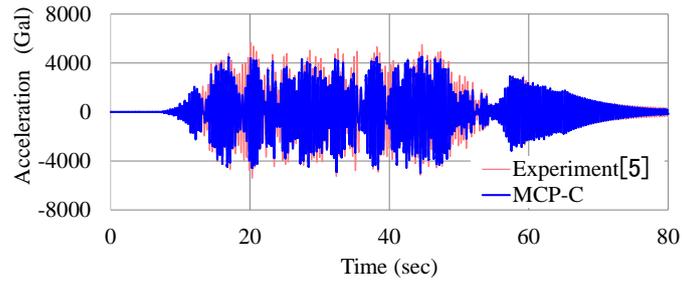
(a) 軸方向ひずみ



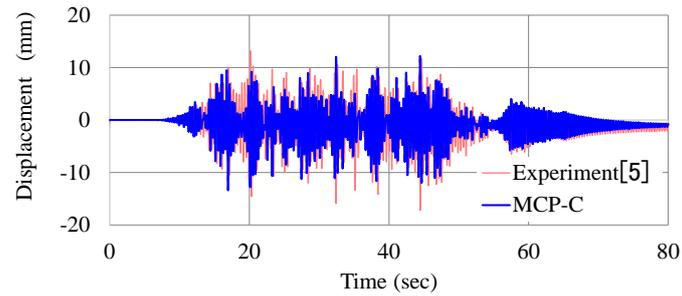
(b) 周方向ひずみ

図 3.2.1(3)-46 入力加速度 1850Gal D091 における ひずみ履歴

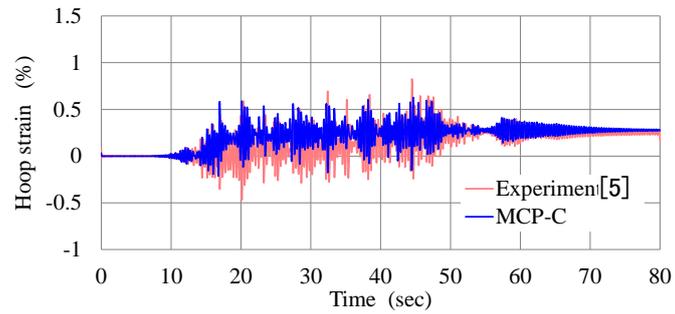
最後に、代表的な加速度、エルゴ開閉変位、及びエルゴ横腹部周方向ひずみの時刻歴について、解析結果と防災科研より提示された実験結果[27]との比較を図 3.2.1(3)-47 に示す。解析による時刻歴は全般にわたり実験結果とかなり良好な対応を示した。このケース（1850Gal）については、解析は繰返し硬化を考慮しない MK モデルのほか、繰返し硬化を考慮した MCP-C モデルを用いても行ったが、この試験体材料の特性として繰返し硬化が少なかったため、同図の(c)と(d)の周方向ひずみの比較から分かるように、両者の解析結果の差はごくわずかであった。この試験では周方向ひずみに繰返しにより飽和するラチェットが生じているが、マルチレイヤー移動硬化モデル（MCP-C 及び MK）はラチェット挙動についても良好な予測性を示している。



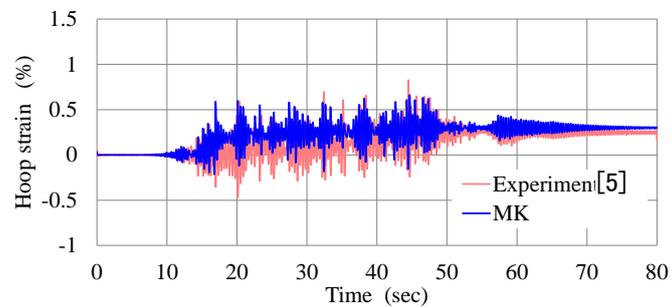
(a) A03 における加速度



(b) D01 における開閉変位



(c) S043 における周方向ひずみ (MCP-C)



(d) D043 における周方向ひずみ (MK)

図 3.2.1(3)-47 主要な解析結果と実験結果の比較 (入力加速度 1850Gal)

参考文献

- [1] Nakamura, I., Shiratori, M., Otani, A., Morishita, M. and Shibutani, T.: Introduction of a research activity on the seismic safety evaluation of nuclear piping systems taking the effect of elastic-plastic behavior into account, Proc. ASME 2015 Pressure Vessels & Piping Conf., PVP2015-45262, 2015
- [2] Iwata, K., Karakida, Y., Jin, C., Nakamura, H. and Kasahara, N.: Multilayer kinematic hardening model for carbon steel and its application to inelastic analyses of an elbow subjected to in-plane bending, Proc. ASME 2015 Pressure Vessels & Piping Conf., PVP2015-45853, 2015
- [3] Bathe, K.J., Finite element procedures, Englewood Cliffs, NJ, Prentice-Hall, 1966
- [4] 久田俊明, 野口裕久: 非線形有限要素法の基礎と応用, 丸善株式会社
- [5] 中村、大谷、白鳥: 地震荷重を受ける減肉配管の破壊過程解明に関する研究報告書、防災科学研究所資料 第 306 号、2007
- [6] Nakamura, I., Otani, A. and Shiratori, M.: Damage process compared to the design standard of the elbow subjected to in-plane cyclic bending load, Proc. ASME 2013 Pressure Vessels & Piping Division Conf., PVP2013-97834.
- [7] 中越沖地震後の原子力機器の健全性評価 (平成 22~23 年度報告), 日本原子力技術協会, 平成 24 年, pp4-15

3.2.2 限界強度評価法の開発（再委託先：TEPSYS）

(1) 代表部位の破損メカニズム

3.1 節では極限荷重の性質と破損メカニズムの解明を目的に、荷重モードと破損モードの整理及び過大荷重に対する各破損モードの基礎的な破損メカニズムについて検討してきた。ここでは、これら破損メカニズムについて、具体的な原子炉構造物を対象にした検討を行う。なお、評価対象施設は軽水炉とする。

① 検討方針

3.1 節で述べた原子力設備の安全機能上重要な原子炉構造物を単純な円筒形状と扱い、過温・過圧に対して評価する。次に、実機を想定した解析モデルを作成し、その構造特性が破壊に及ぼす影響について解析的に整理する。評価対象施設は、原子炉压力容器（計装配管も含む）と格納容器とする。

過大地震に対して考慮する必要がある影響として、慣性力と相対変位が挙げられる。まず、配管要素、直管を対象に、弾塑性挙動を考慮した解析から慣性力についての破損メカニズムについて検討する。次に、実機を想定した配管系を対象に、配管サポートがすべて機能喪失する条件にて、弾性解析、及び弾塑性解析により、配管系全体についての慣性力に対する破損メカニズムについて述べる。また、相対変位に対する破損メカニズムについて解析的に検討する。

② 過温・過圧

「軽水炉規格」では、圧力荷重に対して評価部位に発生する一次応力に制限を設けており、特に延性破壊に対して一次一般膜応力と一次膜＋一次曲げ応力を制限しているが、シビアアクシデントを想定した場合、原子炉压力容器については高温特有のクリープにも着目して評価する必要がある。「高速炉規格」で規定している温度は鋼種限定で 650℃までであり、シビアアクシデント時の超高温（鋼材の機械的強度が見込める約 1000℃）までカバーすることはできない。

1) 材料物性値

材料特性は、本プロジェクトで標準材料として整備されている SUS304（オーステナイト系ステンレス鋼の代表）、STS410（フェライト鋼の代表）を使用し、温度依存性を考慮した。なお、実機模擬解析では、原子炉压力容器の主要材料は SQV 材であるため、別途設定した。詳細については、Appendix I を参照されたい。

2) 単純な円筒形状

(a) 内圧

評価対象設備として選定した原子炉構造物の主要寸法について、国内プラントの配管と容器を参考に、円筒形状として半径板厚比で整理すると、「配管」、「LWR 原子炉压力容器」、「FBR 原子炉容器」「原子炉格納容器」の 4 種類に分類することができる。そこで、評価対象とする基本形状として、表 3.2.2(1)-1 に示す 4 種類の円筒モデルを設定した。内圧バースト破損に対する限界荷重を確認するために、理論式と応力解析による限界圧力を求めた。理論式による限界圧力の算出は一般的な次式に基づいて算出した。なお、破損限界は、発生応力が材料の引張強さに達した時点とした。

$$\sigma_u = \frac{pD_i}{2t}$$

σ_u : 材料の引張応力強さ [MPa]

p : 圧力 [MPa]

D_i : 内直径 [mm]

t : 板厚 [mm]

評価結果を図 3.2.2(1)-1 (SUS304)、図 3.2.2(1)-2 (SGV480) に示す。参考として応力解析の結果も記載する。

表 3.2.2(1)-1 応力解析に用いる円筒モデル寸法

解析モデル	外径 Do [mm]	板厚 t [mm]	半径板厚比 R/t	備考
円筒 1	60.0	5.0	5.0	配管相当
円筒 2	210.0	5.0	20.0	LWR-RPV 相当
円筒 3	1,010.0	5.0	100.0	FBR-RV 相当
円筒 4	2,010.0	5.0	200.0	PCV 相当

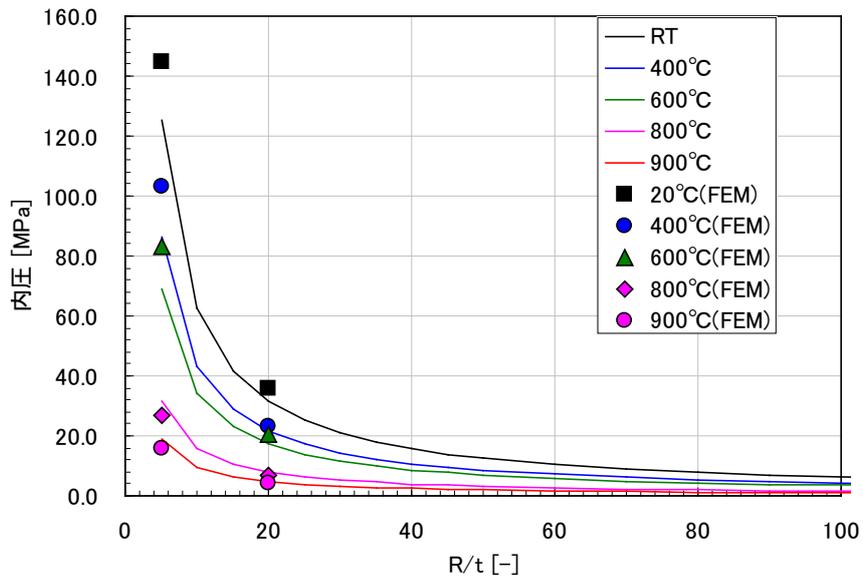


図 3.2.2(1)-1 形状寸法と内圧バースト限界圧力の関係 (材料:SUS304)

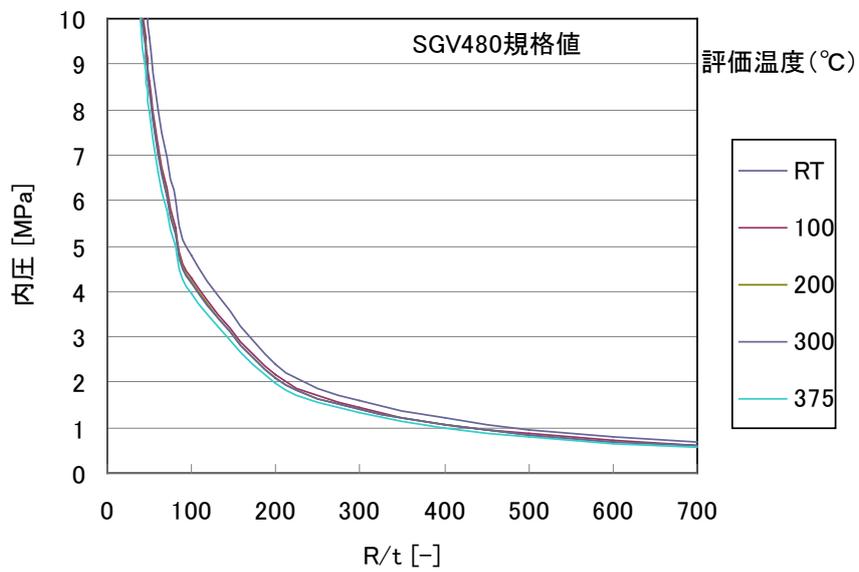


図 3.2.2(1)-2 形状寸法と内圧バースト限界圧力の関係 (材料:SGV480)

(b) 外圧

外圧破損に対する限界荷重を確認するために、理論式による限界圧力の算出は、両端単純支持で比較的短い円筒シェルの古典座屈荷重式である Von Mises の式に基づいて算出した。

$$p = \frac{1}{3} \left(n^2 - 1 + \frac{\lambda_1 n^4 - \lambda_2 n^2 + \lambda_3}{n^2 - 1} \right) \frac{2E}{1-\nu^2} \left(\frac{t}{2R} \right)^3 + \frac{E(t/R)}{(n^2 - 1) \left\{ n^2 \left(\frac{L}{\pi R} \right)^2 + 1 \right\}^2}$$

$$\lambda_1 = \frac{\rho(2-\rho)}{(1-\rho)^2}$$

$$\lambda_2 = \rho \{ 3 + \nu + (1-\nu^2)\rho \}$$

$$\lambda_3 = \rho(1+\nu) - \rho^2 \left\{ \nu(1+2\nu) + (1-\nu^2)(1-\rho\nu) \left(1 + \frac{1+\nu}{1-\nu} \rho \right) \right\}$$

$$\rho = \frac{1}{n^2 \left(\frac{L}{\pi R} \right)^2 + 1}$$

E : 材料の縦弾性係数 [MPa]

p : 圧力 [MPa]

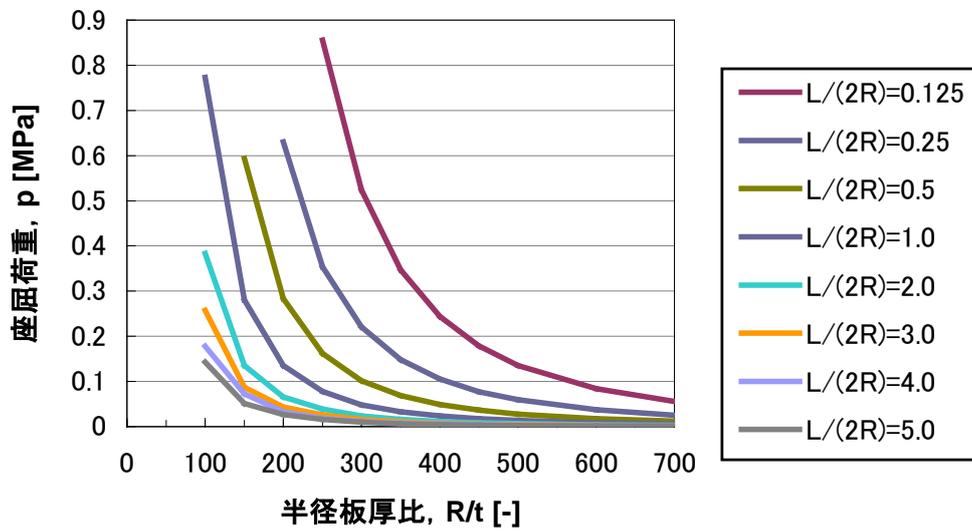
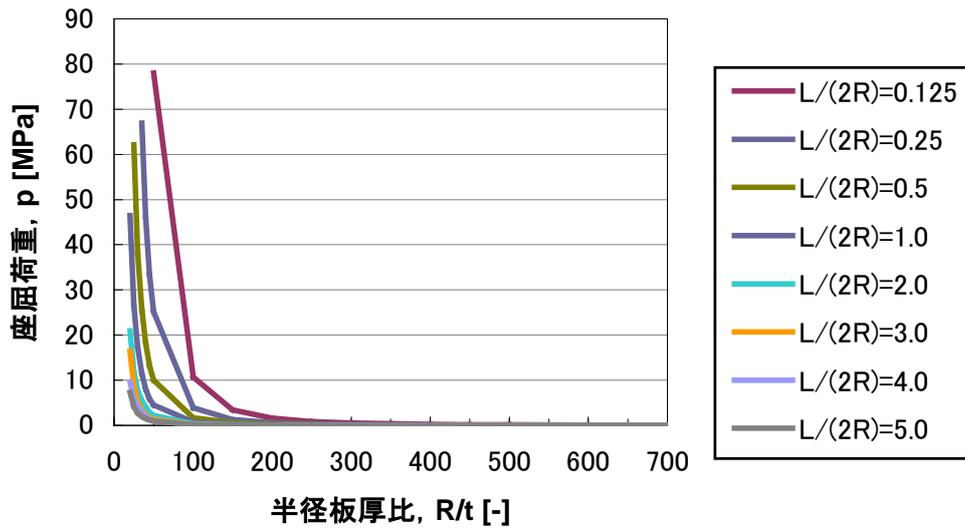
R : 内半径 [mm]

L : 円筒長さ [mm]

t : 板厚 [mm]

n : 円周方向波数 [-]

評価結果を図 3.2.2(1)-3 に示す。半径板厚比に応じて座屈荷重は低下し、 $L/(2R)=1.0$ を見ると $R/t=230$ を超えた時点で座屈荷重は 0.1MPa 以下となる。ただし、この外圧座屈の限界圧力は、円筒形状を維持できなくなる限界値であり、バウンダリ破損に至る局部破損を発生させる圧力ではない。



材料：SUS304、室温条件

図 3.2.2(1)-3 形状寸法と外圧座屈に対する限界圧力の関係

(c) クリープ

クリープに対する破損限界を確認するため、クリープ破断時間を求めた。評価対象は、「計装配管」、「圧力容器」とした。計装配管及び圧力容器の一般部については、評価対象の形状を単純な円筒形状とし、圧力容器の下鏡については単純な半球殻とした。「計装配管」については外圧によるクリープ評価を、「圧力容器」については内圧によるクリープを評価する。圧力条件は7.5 MPaとする。材料はSUS304を選定した。

解析モデルを図 3.2.2(1)-4 に示す。解析モデルは2D 軸対称モデルとした。「計装配管」については、下端部は圧力容器下鏡に固定され、上部は燃料集合体に繋がっている構造であるため、下端部を完全拘束し、上部のスラスト力は設定しない境界条件とする。また、温度条件は、一定温度条件とし、600 °C ~900 °C に設定する。「圧力容器」については、容器底部に溶融デブリが堆積した場合の高温クリープによる破損モードを推定する。溶融デブリと接触する圧力容器の温度履歴は、岡野らの報告 エラー! 参照元が見つかりません。 に基づいて運転温度 300 °C から最高温度に達する時間は1 hr とし、その後最高温度を保持する。最高温度は、クリープ破壊の観点から 600 °C ~800 °C と設定する。なお、溶融デブリの堆積量は最大で圧力容器下部の高さの半分と仮定した。

クリープ破壊の判定は、解析が不安定になった場合とモデル要素のいずれかにおいてクリープ損傷が 1.0 に達した時とする。クリープ損傷は、次式で示す要素の Mises 相当応力と時間の関係から算出し、クリープ損傷 $D_c = 1.0$ に達した時点をクリープ破壊時間とする。なお、クリープ損傷の計算は、応力状態が引張状態のみ対象とし、3つの主応力の合計が正になる場合とする

$$D_c = \sum_{i=1}^N \frac{1}{t_R(T, \sigma_i)} dt$$

a) 単純円筒

圧力容器の計装配管（貫通部）は、下端部は圧力容器下鏡に固定で、上部は燃料集合体に繋がっている。そのため、下端部は完全拘束し、上部のスラスト力は設定しない境界条件とする。温度は、デブリの崩壊熱により高温状態となる。解析ケースは、以下に示すパラメータについて全ての組合せの大変形弾塑性クリープ解析を実施する。外圧は通常運転時の7.5MPaとし、最長運転時間は10日間とする。

温度 : 600 °C ~900 °C を 100 °C 刻み

R/t : 5、10、20 (R=50mm)

外圧 : 7.5 MPa

図 3.2.2(1)-5 に R/t をパラメータとした温度とクリープ破損時間の関係を示す。R/t が大きく高温になるほど、クリープ破損時間が短くなる。R/t=5 では、900 °C でも運転時間10日間で破損しないことが分かる。図 3.2.2(1)-6 に運転時間10日間における温度とクリープ損傷の関係を示す。R/t=5 のケースは、R/t=20 に比較して 800°C 以下の条件でクリー

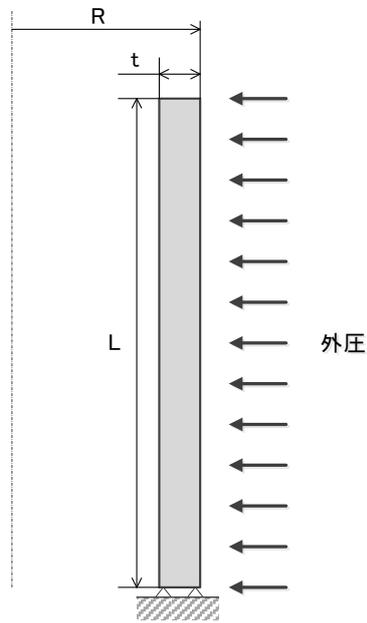
プ損傷が小さいが、900 °Cではクリープ損傷が1にかなり近くなる。

図 3.2.2(1)-6 の $R/t=5, 10, 20$ の最終 STEP (10 日間) のクリープ損傷のコンターを図 3.2.2(1)-7 に示す。外圧を受けると配管外側下端部と内側の引張を受ける部位にクリープ損傷が累積する。 $R/t=5$ のケースでは、配管外側下端部にクリープ損傷が集中するが、 $R/t=20$ のケースでは変形が大きくなり配管外側下端部と内側のクリープ損傷の位置関係が広がり、両部位のクリープ損傷量がほぼ等しくなる。

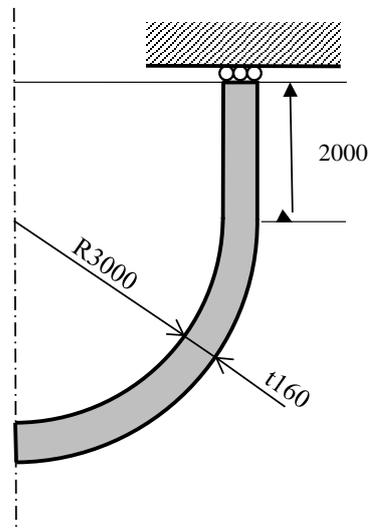
b) 圧力容器 (下鏡)

図 3.2.2(1)-4 の(b)に示すような圧力容器モデルについて、容器底部に溶融デブリが堆積した場合の高温クリープによる破損モードを推定する。炉心溶融が起きた場合の炉心内の雰囲気温度は、冷却材の注入を考え最高温度に達する入熱量を10分間で与え、約1hr程で最高温度に達するようにした。クリープ破損モードを推定することから解析に際し以下の条件を仮定した。また材料はSQV2Aとした。

- i 溶融デブリと接触する圧力容器の温度履歴は、岡野らの報告に基づいて運転温度300°Cから最高温度に達する時間は約1hrを目標とし、その後最高温度を保持する。最高温度は、クリープ破壊の観点から600°Cから800°Cの間に設定する。また、最長運転時間は3日間とする。
- ii 圧力容器の熱的境界条件はデブリが堆積しつつ冷却材の注入があると仮定し、RPV内表面は沸騰状態にあると考え熱伝達係数を1kW/mKとした。また、RPV外表面は、空気との熱伝達を考慮して0.01Wm/Kとした。
- iii 溶融デブリは圧力容器下部の高さ(半径R)の1/5まで堆積していると仮定した。本検討では、圧力容器の底部から1/5Rの高さまでの内表面に入熱する。



(a) 単純円筒モデル



(b) 単純球殻モデル

図 3.2.2(1)-4 クリープ破断時間の関係 解析モデル

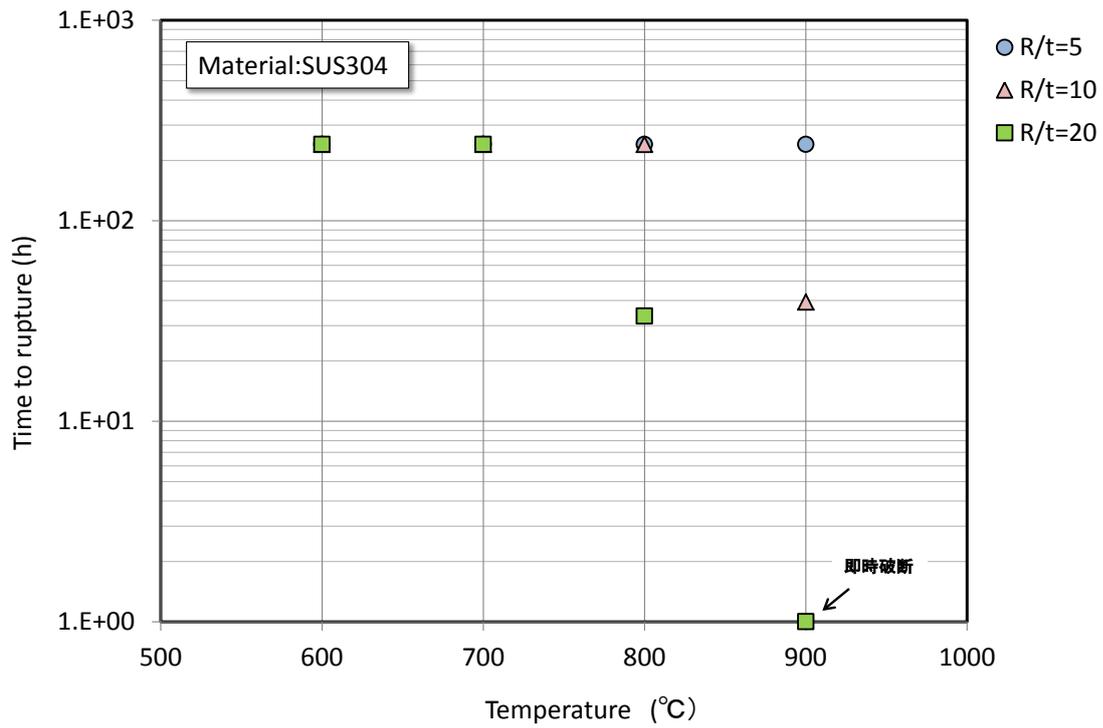


図 3.2.2(1)-5 単純円筒モデル、外圧 7.5 MPa における温度とクリープ破断時間の関係
 最長運転時間：10 日

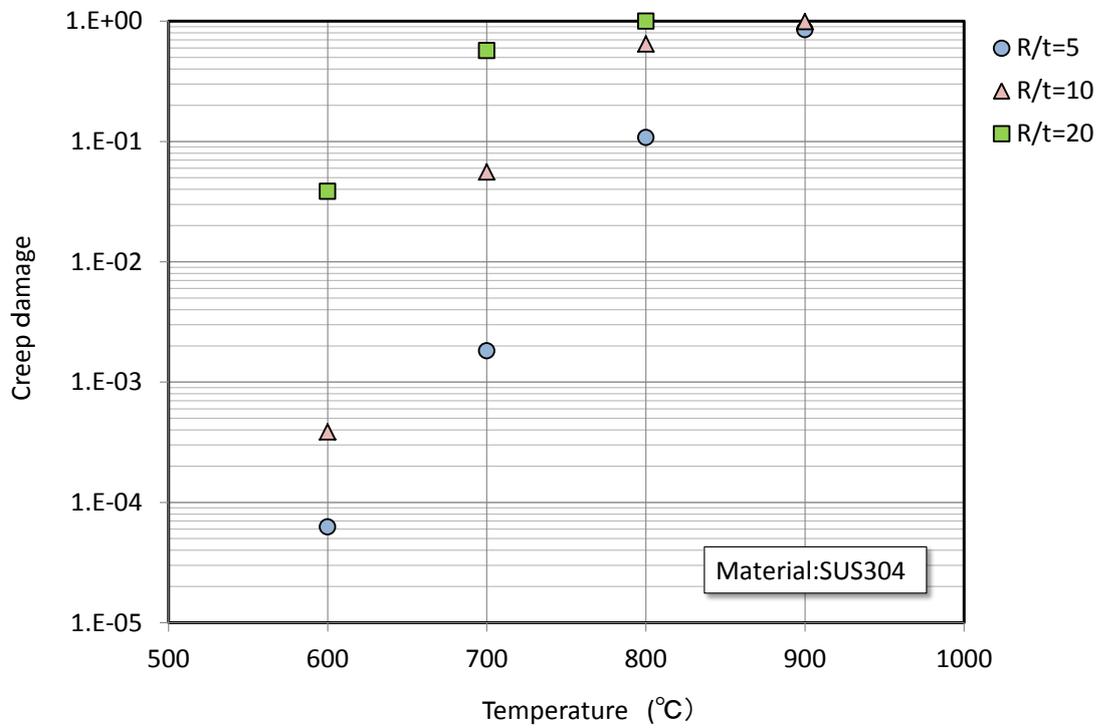
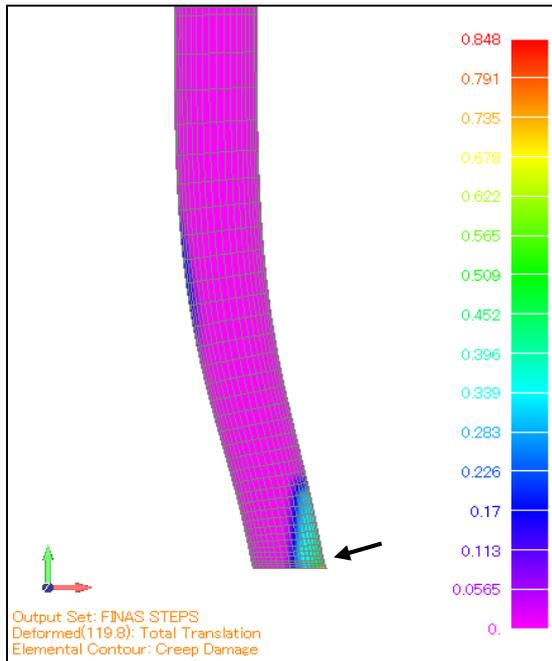
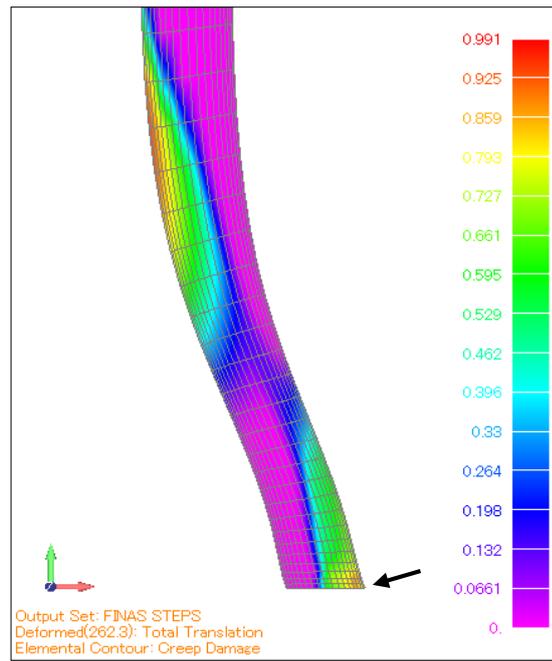


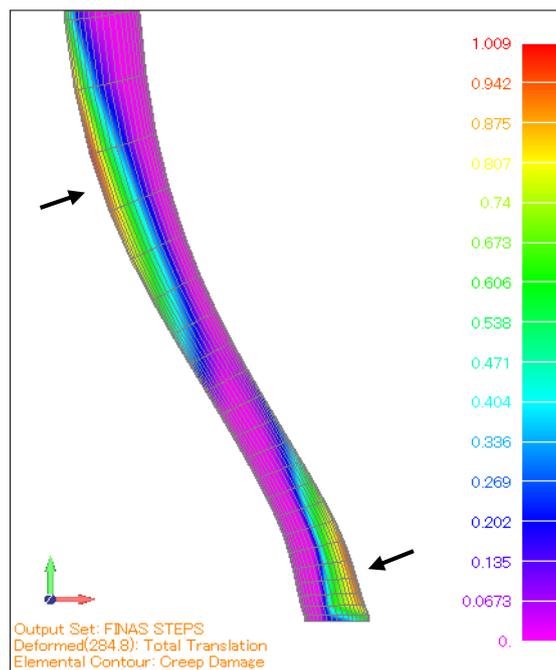
図 3.2.2(1)-6 単純円筒モデル、運転時間=10 日間における温度とクリープ損傷の関係



(a) $R/t = 5$, 900 °C



(b) $R/t = 10$, 900 °C

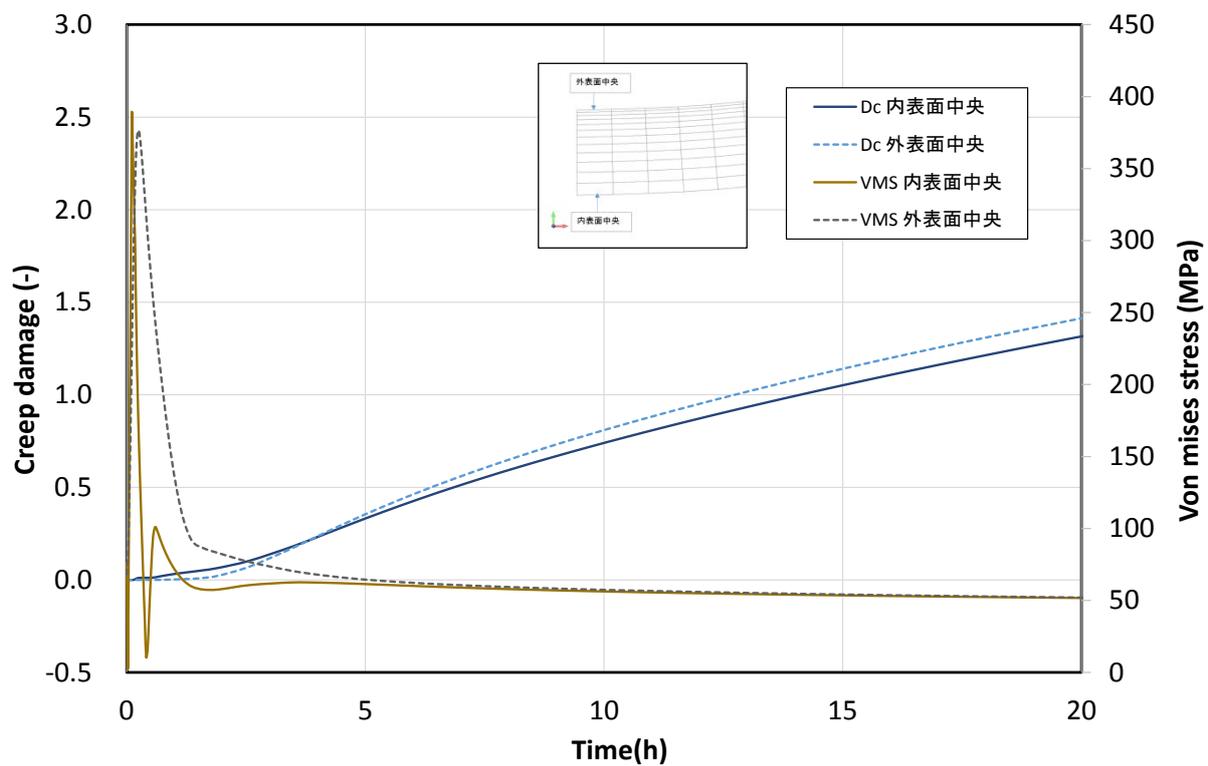


(c) $R/t = 20$, 800 °C

: クリープ損傷最大位置

数値的にクリープ
損傷が変わらない

図 3.2.2(1)-7 $R/t=5, 10, 20$ の最終 STEP におけるクリープ損傷コンター図



CRD 管台無し

図 3.2.2(1)-8 単純球殻モデル、運転時間=10 日間における温度とクリープ損傷の関係

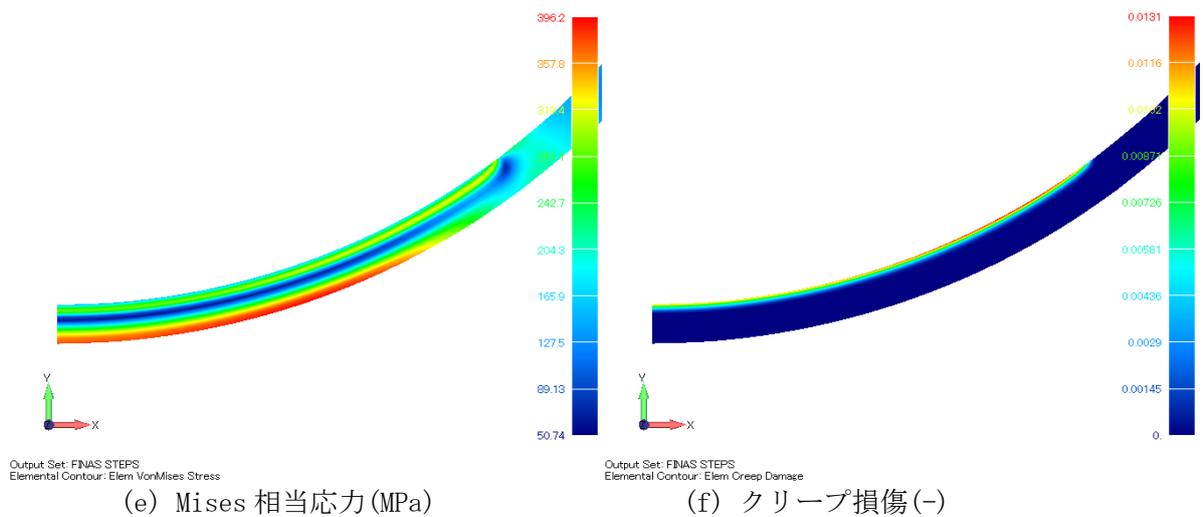
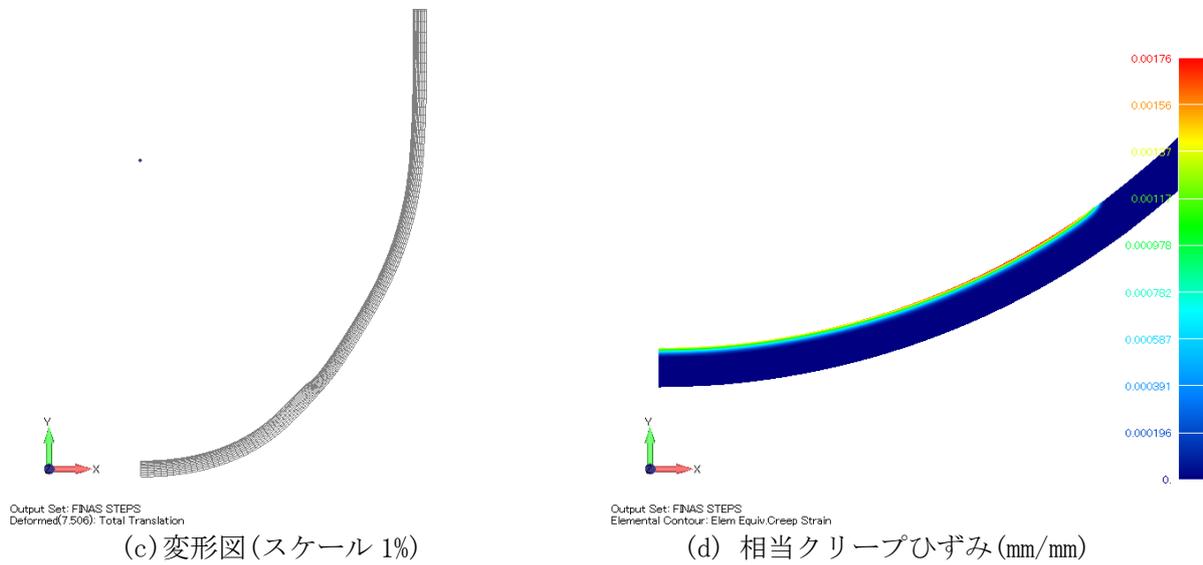
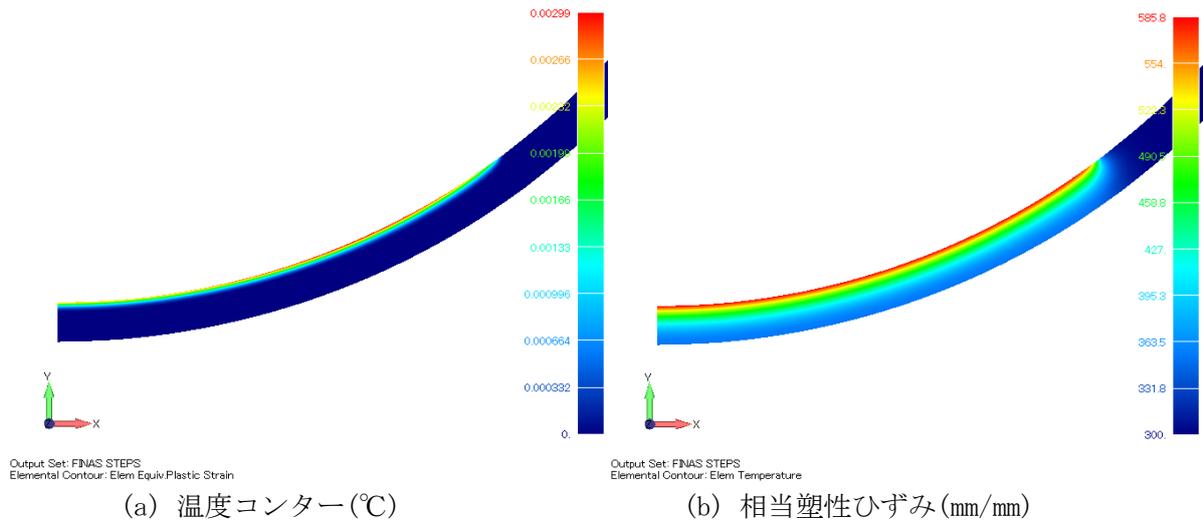
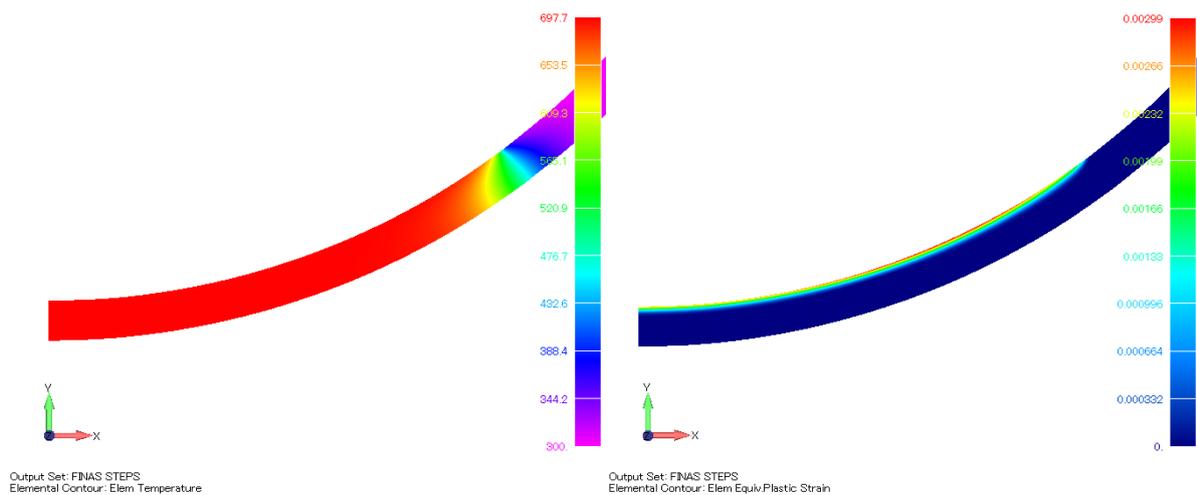
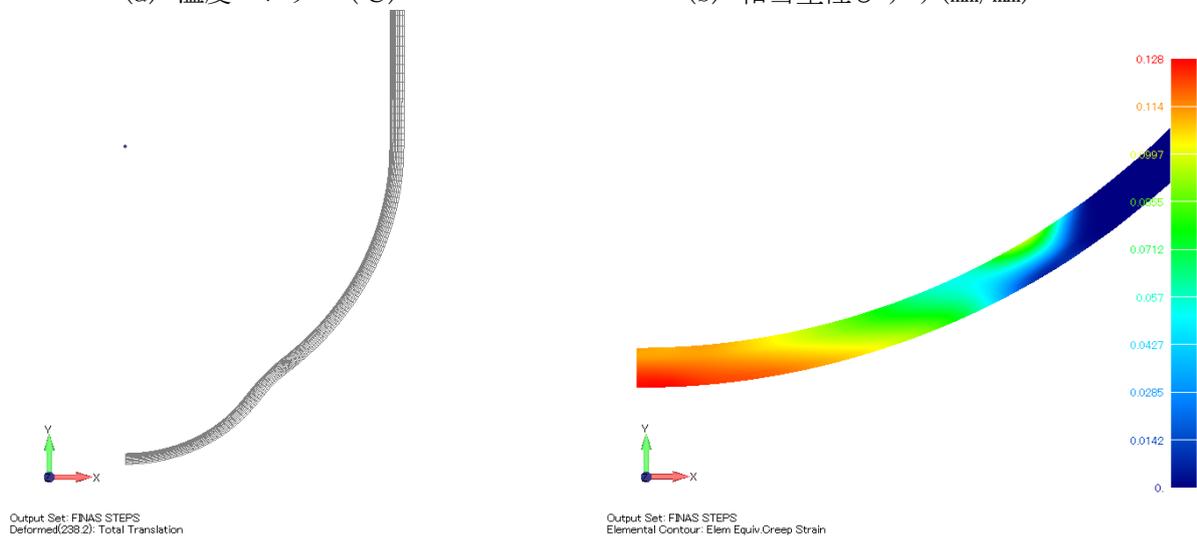


図 3.2.2(1)-9 RPV 下鏡 最大応力発生時刻における各コンター(t=0.26h)



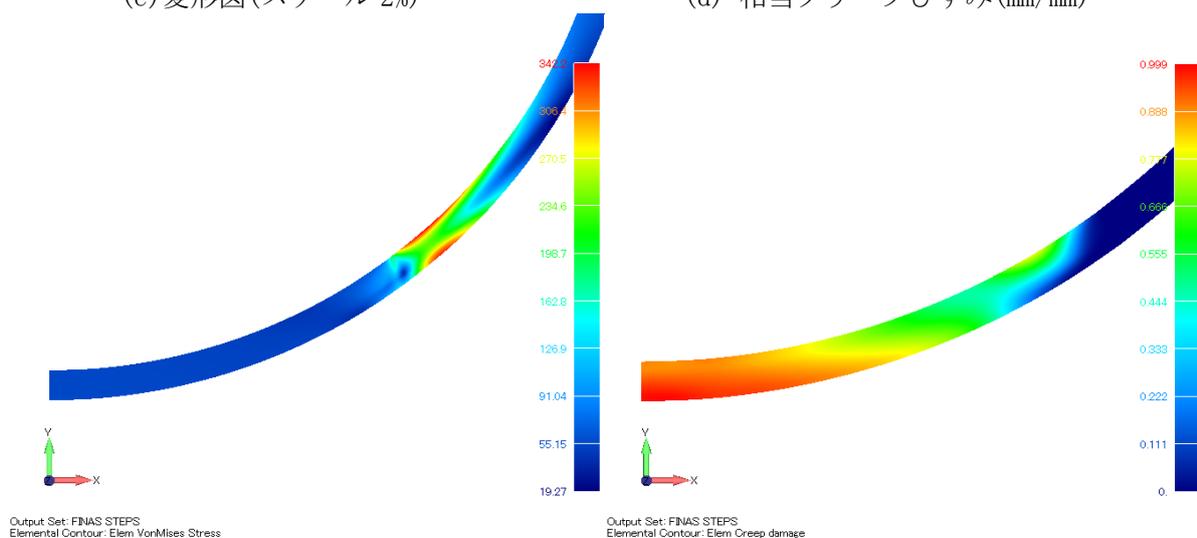
(a) 温度コンター(°C)

(b) 相当塑性ひずみ(mm/mm)



(c) 変形図(スケール 2%)

(d) 相当クリープひずみ(mm/mm)



(e) Mises 相当応力(MPa)

(f) クリープ損傷(-)

図 3.2.2(1)-10 RPV 下鏡 最大応力発生時刻における各コンター(t=12.6h)

3) 実機模擬

3.1 節ではプラントの安全機能上重要な原子炉構造物から評価対象設備を抽出し、これら評価対象設備を単純な円筒、あるいは球殻と仮定し、各対象設備を評価してきた。ここでは、各評価対象設備を同一モデルで表現し、その破損モード、破損順位、各対象設備の接合部すなわち構造不連続部の影響について解析的に検討する。

(a) 原子炉圧力容器下鏡

実機を想定し溶融デブリが原子炉圧力容器の下鏡部に堆積し、その状態が保持された場合の破損モード、破損順位、不連続部の影響について解析的に検討する。

a) 検討条件

解析モデルを図 3.2.2(1)-11 と図 3.2.2(1)-12 に示す。図 3.2.2(1)-12 は鏡の破損に着目するために CRD スタブチューブ及び支持スカートを除いた簡素化したモデルである。BWR の原子炉圧力容器下鏡は半球形の鏡板で、制御棒駆動機構ハウジングや炉内核計装管が貫通して配置されている。3D モデルは対称性を考慮して円周上の 45 度のカットモデルとし、カット面は対称境界条件を設定した。なお、解析の簡略化のため、全てのモデルで CRD スタブチューブ等の使用材料は原子炉圧力容器本体と同じ SQV2A 相当材とした。境界条件を図 3.2.2(1)-13 に示す。蒸気と内壁の熱伝達係数は、冷却材の低温側の推定値を用いた。温度履歴は運転温度 300 °C から最高温度に達し、そのまま最大 100 hr 保持する。最高温度は、クリープ破壊の観点から 600 ~ 900 °C より設定する。なお温度上昇の詳細は、岡野らの報告^{エラー! 参照元が見つかりません}に基づいて設定する。炉心溶融物による加熱領域は中心軸（下鏡の半球の中心点）から 22.8 度の範囲とした。原子炉圧力容器内面は全面に冷却水による熱伝達境界を考慮し、外面は空気による熱伝達境界を設定した。

b) 破損挙動の検討

3D モデルによる解析結果を図 3.2.2(1)-14 から図 3.2.2(1)-16 に示す。内圧に対して、CRD 貫通孔周りには円孔に起因する応力集中と開口部の圧力荷重がスタブチューブを介して作用するため、一般部に比べ膜応力で約 50% (FEM/理論解=112/74) 増加している (図 3.2.2(1)-14 参照)。加熱開始直後の板厚方向の内表面の温度分布勾配により熱応力が発生するが、定常状態では加熱領域（デブリ堆積領域）全体がほぼ均一となり熱応力は低下する。一方、加熱領域の熱変形と加熱領域境界における子午線方向の温度分布勾配により曲げ応力が発生する。この曲げ応力により塑性ひずみは発生するが、クリープひずみは発生していない。クリープひずみは、高温領域にて発生しており、図 3.2.2(1)-17 に示す高温領域の子午線方向の膜応力成分 (約 70MPa) が主要な応力成分として作用することで発生しているものと考えられる。

ここで、クリープひずみ (=クリープ損傷値) の発生状況を鑑みると、実機に想定されるクリープ破断は、CRD 貫通孔を含む炉底部が抜け落ちる状態と推定できる。つまり、炉底部リガメントにおいて隣り合う貫通孔の間のクリープ損傷値が 1.0 を超え、かつ円周上に繋がる時点である。この考えに従うと、最も早く炉底部が抜け落ちるのは図 3.2.2(1)-18 に示す様に中央部の CRD 貫通孔の周りがすべてクリープ破断した場合 ($D_c > 1.0$) である。この結果から炉底部の破断は、一次応力でクリープ破断を予測することが可能であると考え、解析的なデータの

拡充を 2D モデルにて実施することを試みた。

c) 2D モデルによる破損挙動の検討

原子炉圧力容器の下鏡部は、CRD 貫通孔周りのリガメントがクリープ破損して抜け落ちる挙動であることが 3D モデルによる検討で分かった。クリープひずみ及びクリープ損傷は子午線方向の膜応力成分により発生しているため、この応力を発生させる一次荷重の内圧を補正した。下鏡は CRD 貫通孔の存在により受圧面積が減少しているため、この面積減少分の荷重を内圧に加算して補正した。これら補正した圧力による検討結果を図 3.2.2(1)-19 から図 3.2.2(1)-21 に示す。クリープ破断は 3D モデルとほぼ同じ時刻に発生し、その時点の子午線方向膜応力成分は同程度発生している。

次に、バウンダリ破損に対する CRD スタブチューブの構造不連続部の影響について 2D モデルを用いて検討した。解析体系を図 3.2.2(1)-22 に、検討結果を図 3.2.2(1)-23 から図 3.2.2(1)-26 に示す。図 3.2.2(1)-23 からクリープ破断時間は CRD スタブチューブのモデル化に係わらず大差がないことが分かる。また、図 3.2.2(1)-24 と図 3.2.2(1)-25 のクリープ損傷分布図から、過渡初期の炉内表面の温度上昇に伴い CRD スタブチューブ根元に熱応力とそれによるクリープひずみの発生が確認できるが、加熱領域が均一温度となる定常状態では外面側からクリープ損傷が拡大し、CRD スタブチューブ根元と共に板厚内の全断面がクリープ破断 ($D_c > 1.0$) に至っている様子が確認できる。図 3.2.2(1)-26 の内外表面点のクリープ損傷値及び Mises 応力の時刻歴の比較から、クリープひずみを発生させる Mises 応力に大差はなく、時間経過と共にクリープ損傷が進むことが確認できる。

これらの結果は、CRD 貫通孔周りの応力集中等の構造不連続の影響を考慮せずとも、受圧面積に関する補正圧力による一次応力のみでクリープ破断時間の予測が可能であることを示唆している。また、計装配管よりも原子炉圧力容器の下鏡部の破損が先行することを確認した。

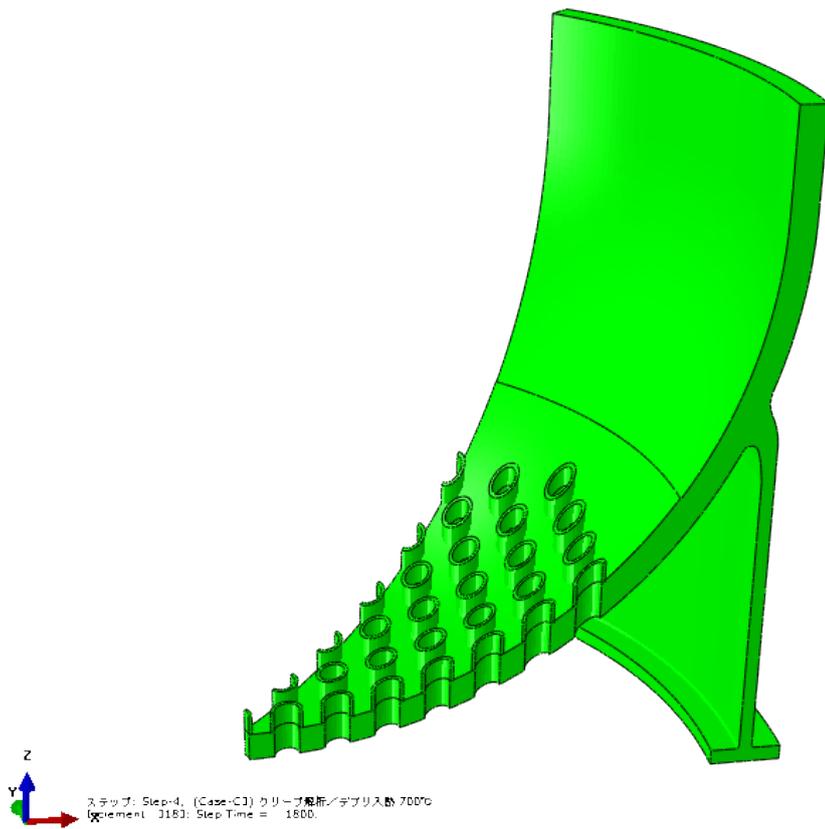


図 3.2.2(1)-11 実機模擬解析の 3D 解析モデル (RPV 下鏡、CRD スタブチューブ有り)

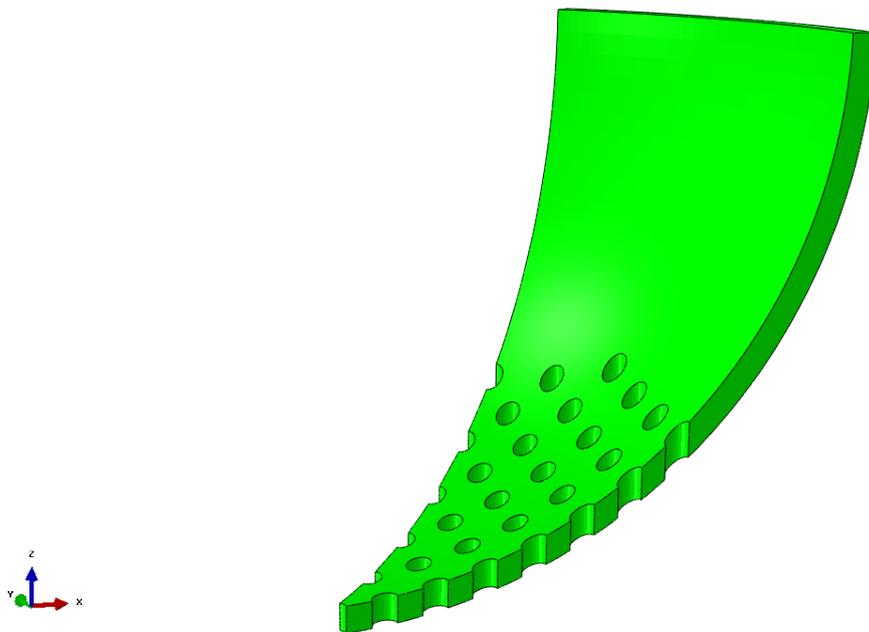
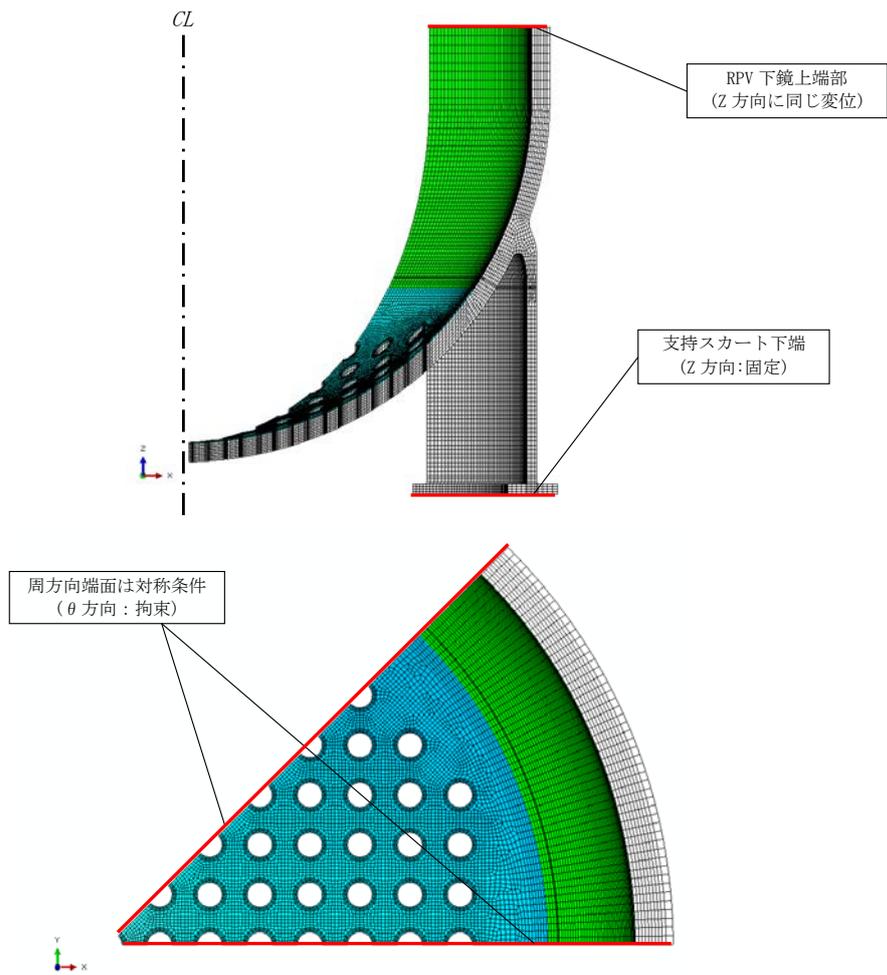
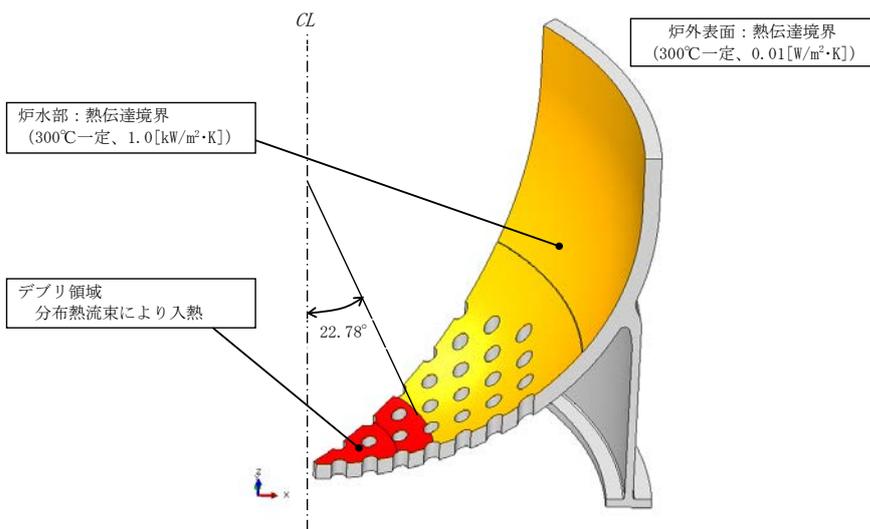


図 3.2.2(1)-12 実機模擬解析の 3D 解析モデル (RPV 下鏡、簡素化モデル)

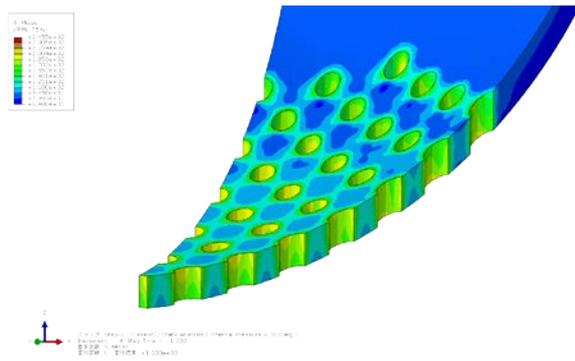


変位境界条件

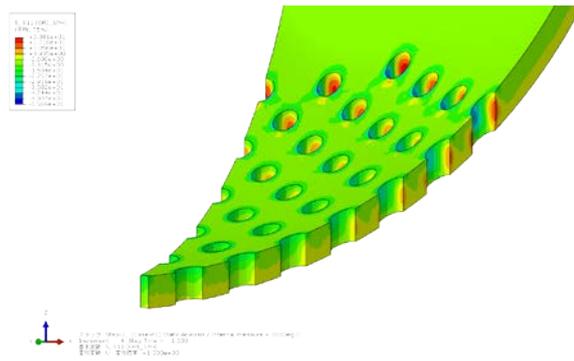


熱的境界条件

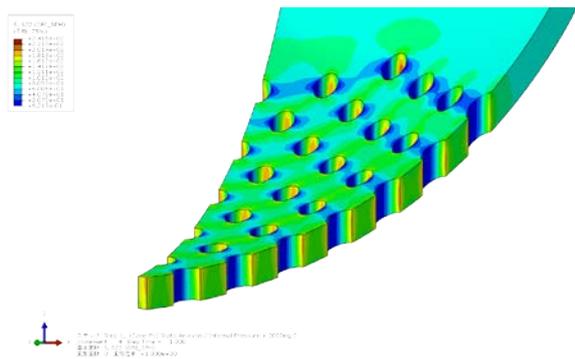
図 3.2.2(1)-13 実機模擬解析の 3D 解析モデル 境界条件



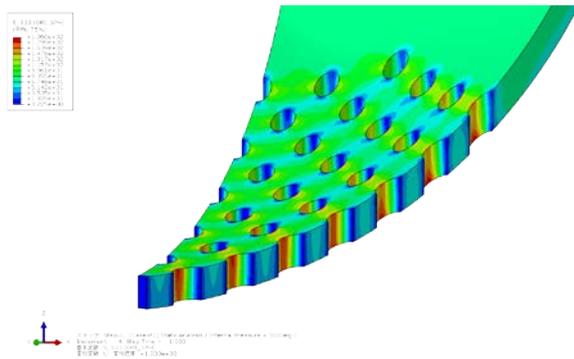
(a) Mises 相当応力



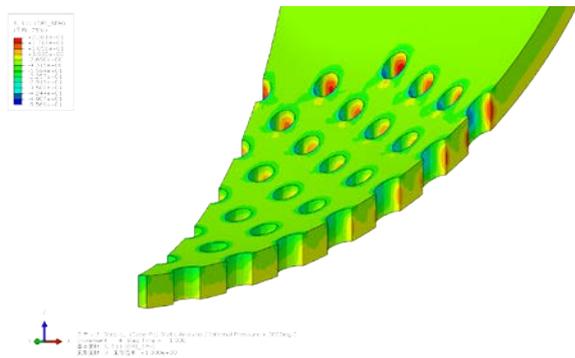
(b) 板厚方向応力成分 S11



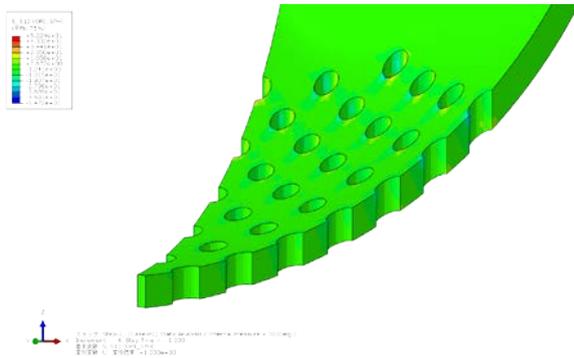
(c) 周方向応力成分 S22



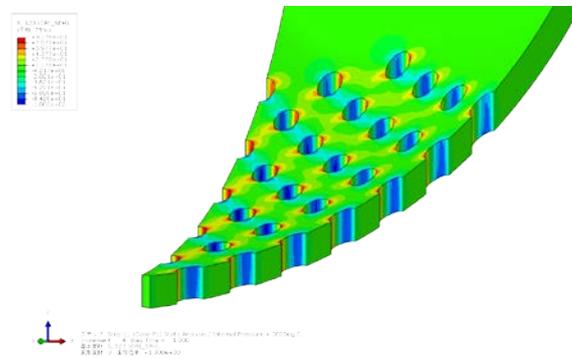
(d) 子午線方向応力成分 S33



(e) せん断応力成分 S12

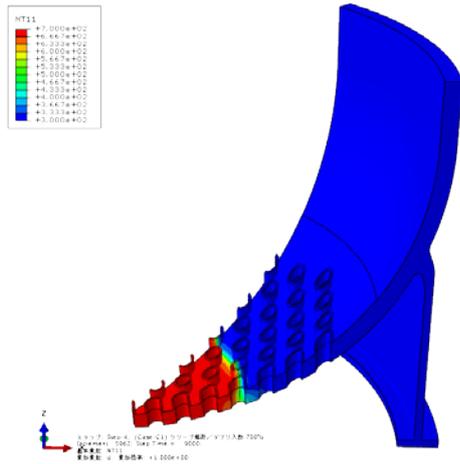


(f) せん断応力成分 S13

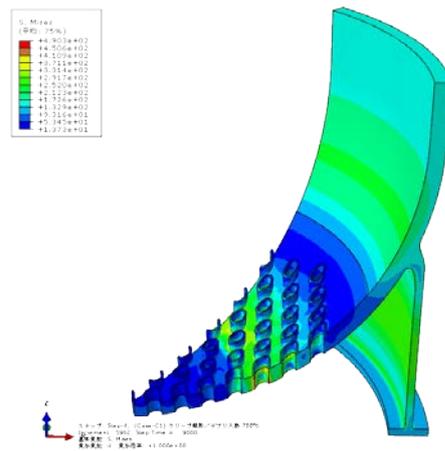


(g) せん断応力成分 S23

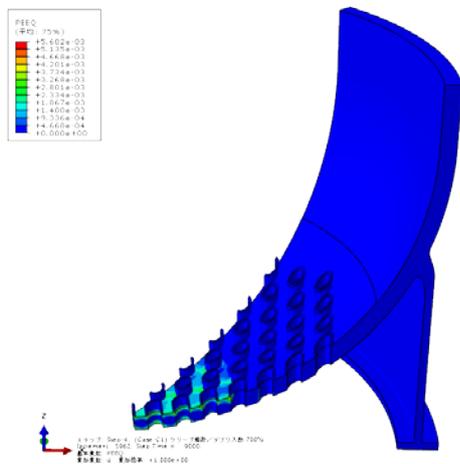
図 3.2.2(1)-14 内圧作用時の応力解析結果 (MPa)



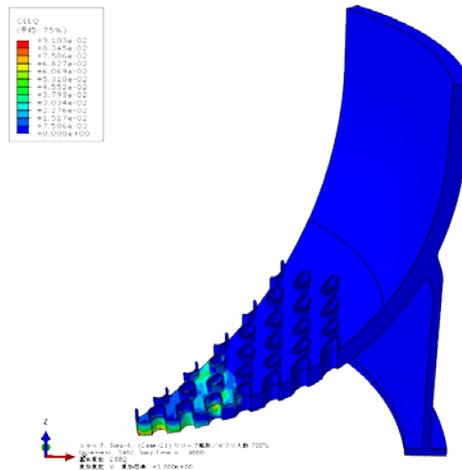
(a) 温度コンター(°C)



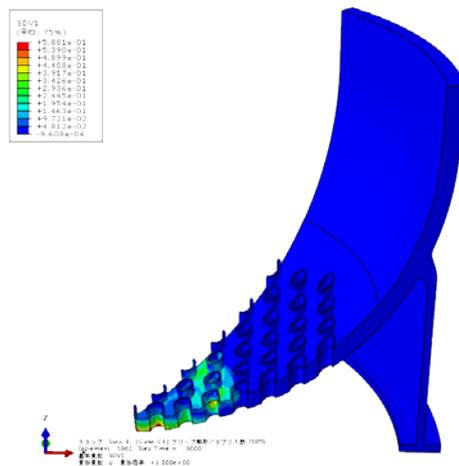
(b) Mises 相当応力(MPa)



(c) 相当塑性ひずみ(mm/mm)

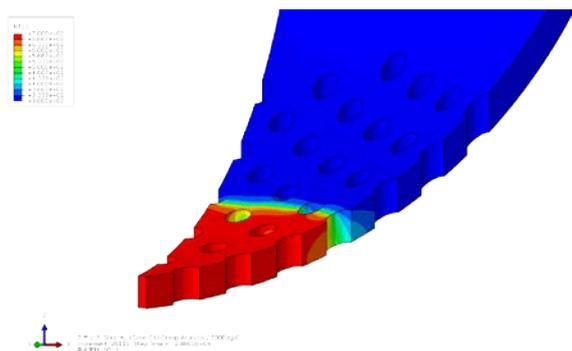


(d) 相当クリープひずみ(mm/mm)

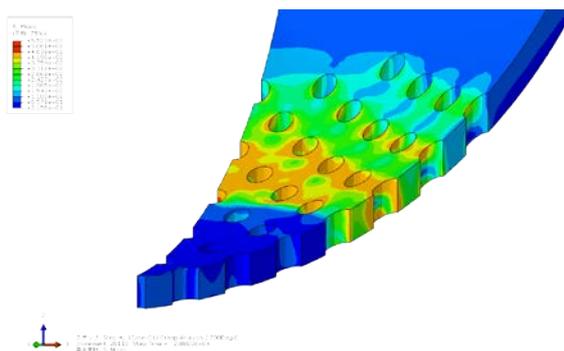


(e) クリープ損傷(-)

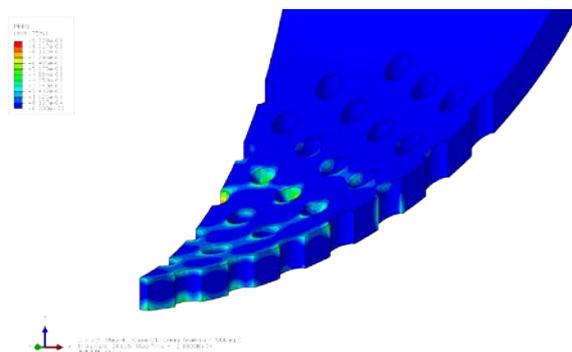
図 3.2.2(1)-15 3Dモデルによるクリープ損傷解析結果 各種コンター(経過時間:3.5h)



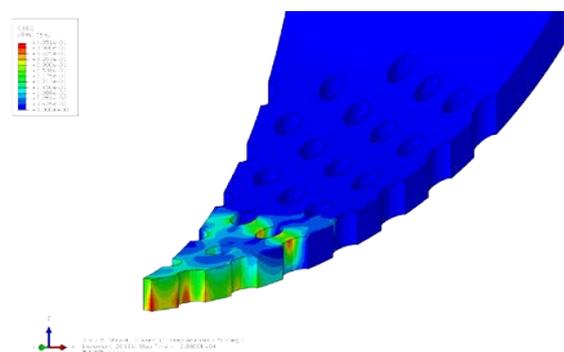
(a) 温度コンター(°C)



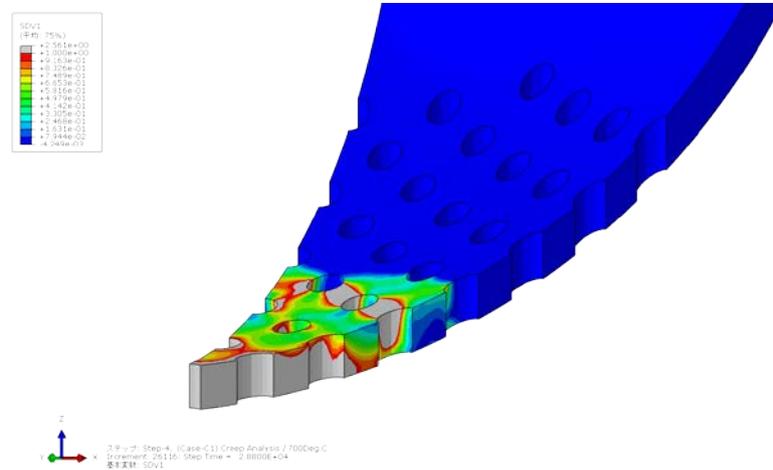
(b) Mises 相当応力(MPa)



(c) 相当塑性ひずみ(mm/mm)



(d) 相当クリープひずみ(mm/mm)



(e) クリープ損傷(-)

図 3.2.2(1)-16 3D 簡素化モデルによるクリープ損傷解析結果 各種コンター(破断時間: 9h)

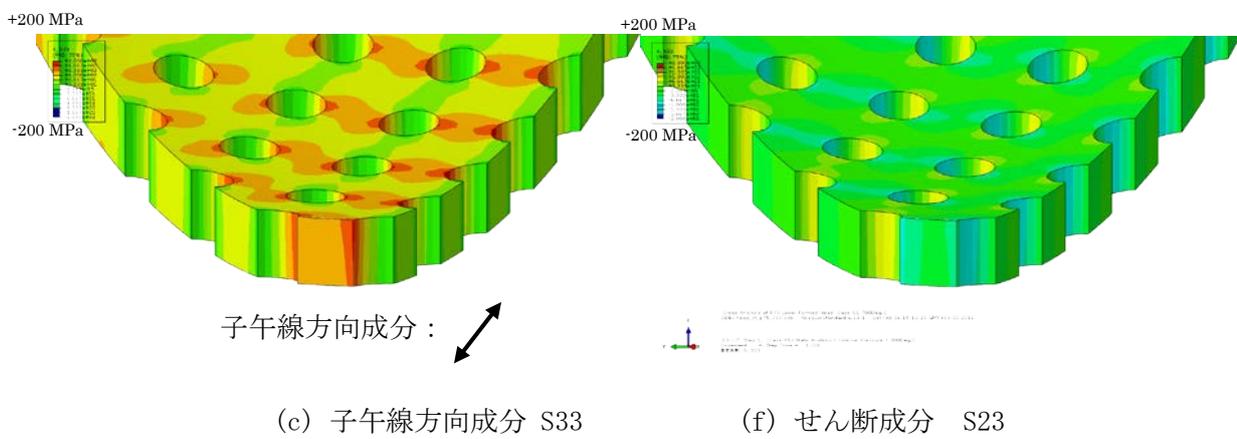
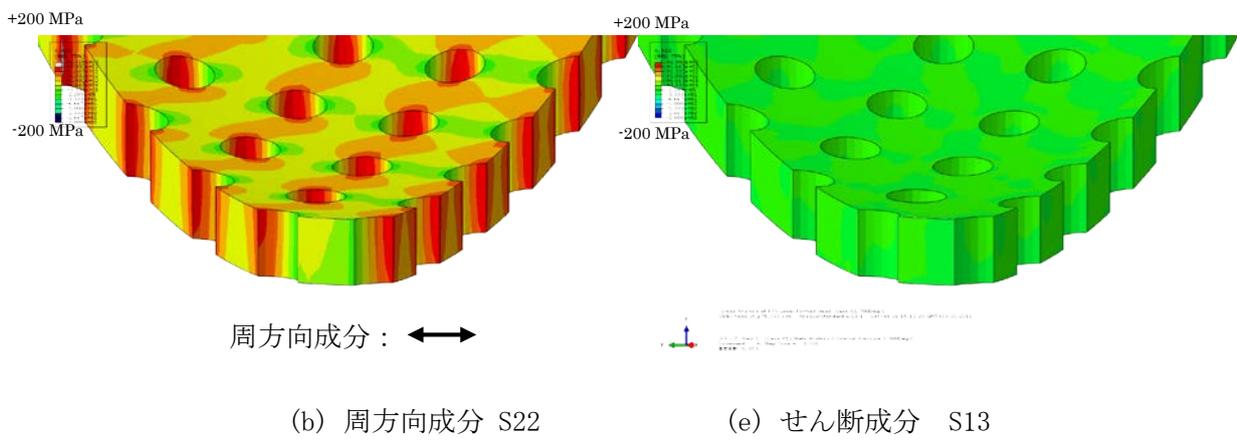
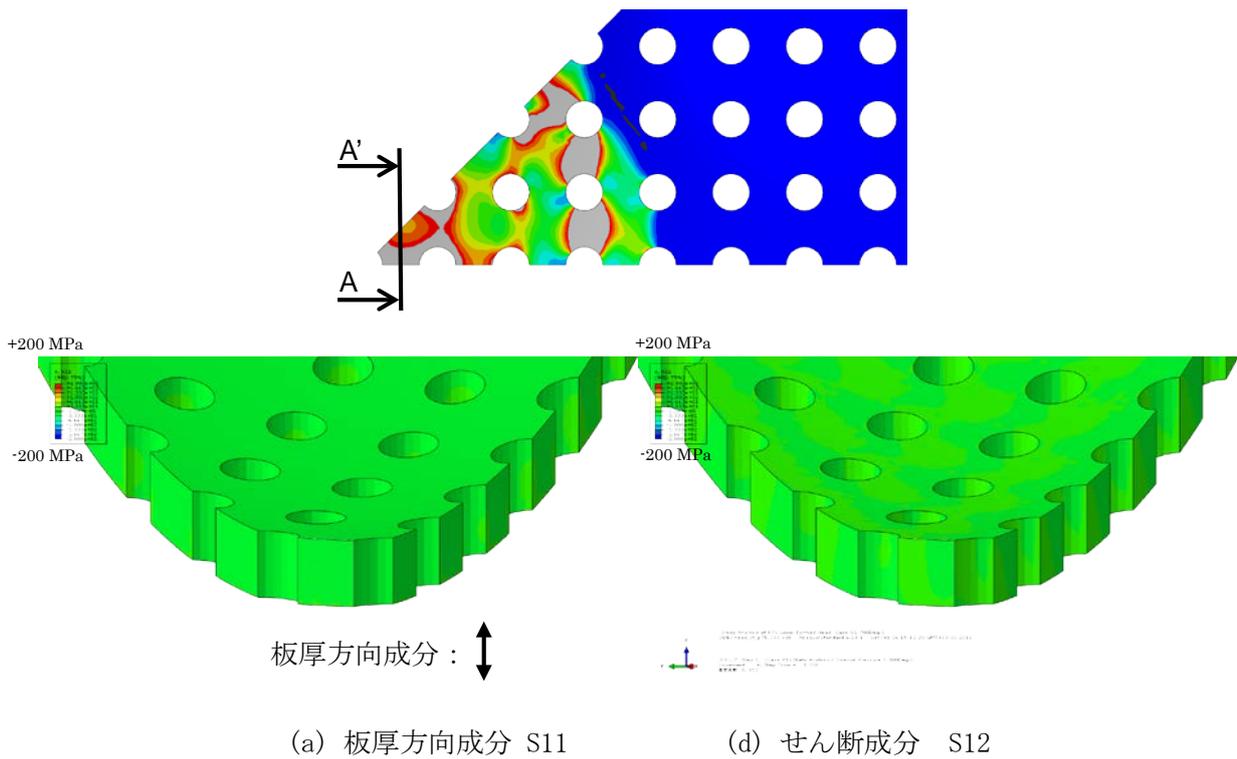
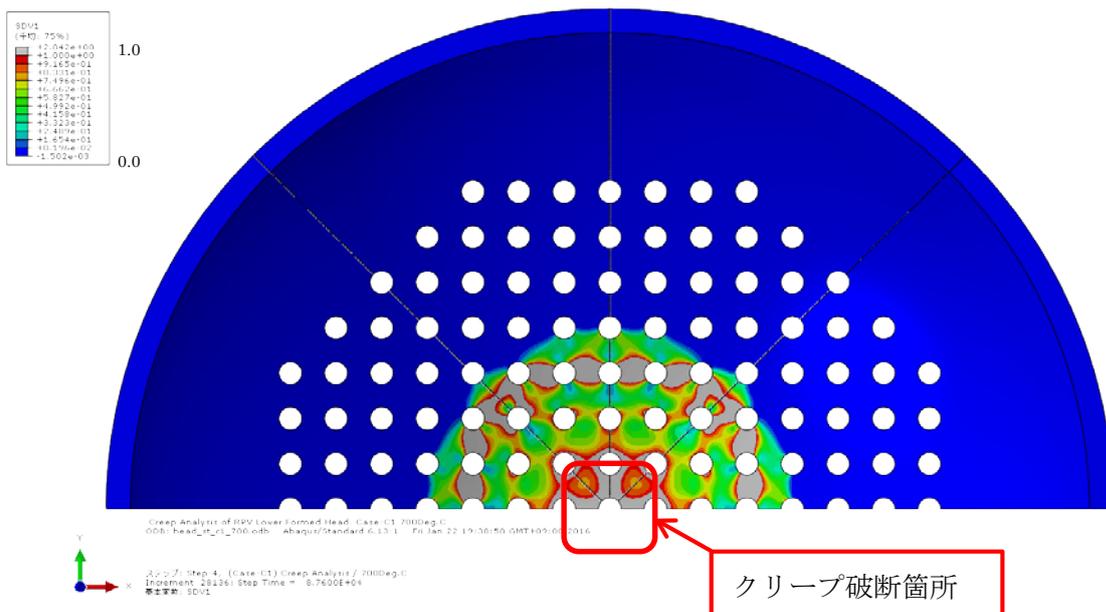
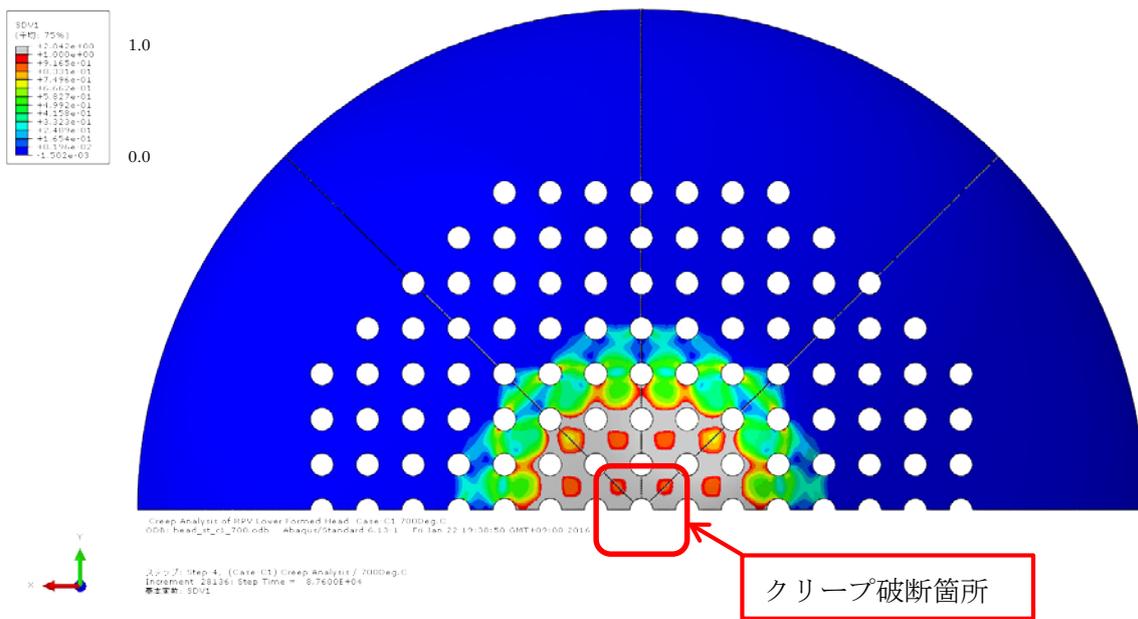


図 3.2.2(1)-17 下鏡リガメントの板厚内の応力成分 (A-A' 矢視断面)



内面側



外面側

図 3.2.2(1)-18 クリープ破断想定箇所 (180° 鏡面表示)

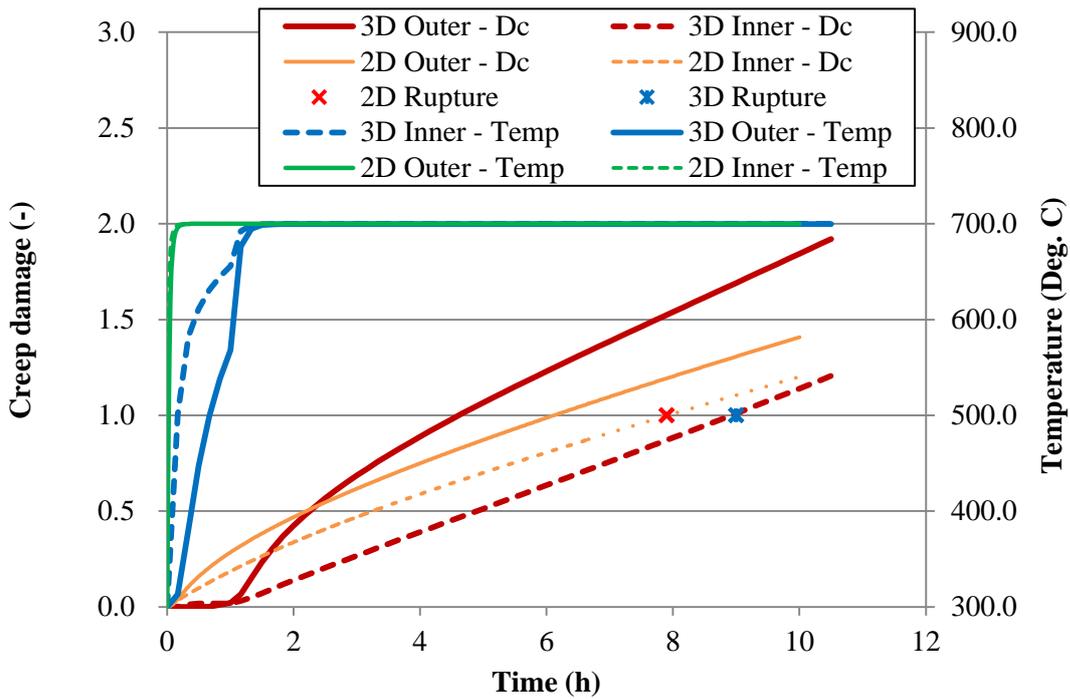


図 3. 2. 2(1)-19 温度及びクリープ損傷の時刻歴

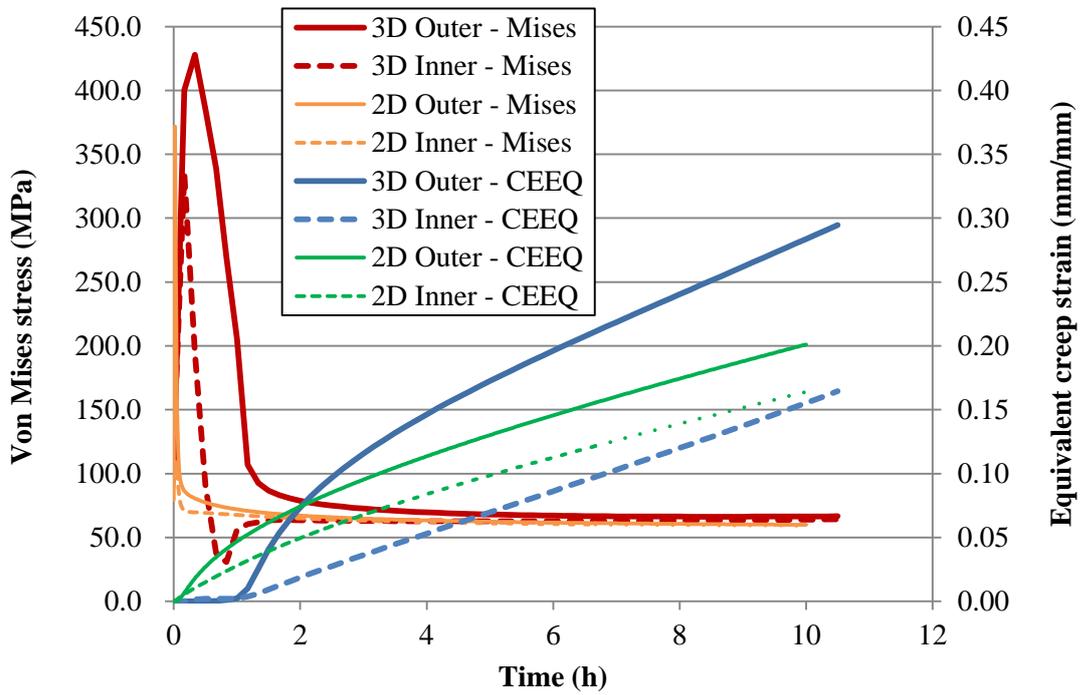


図 3. 2. 2(1)-20 Mises 応力と相当クリープひずみの関係

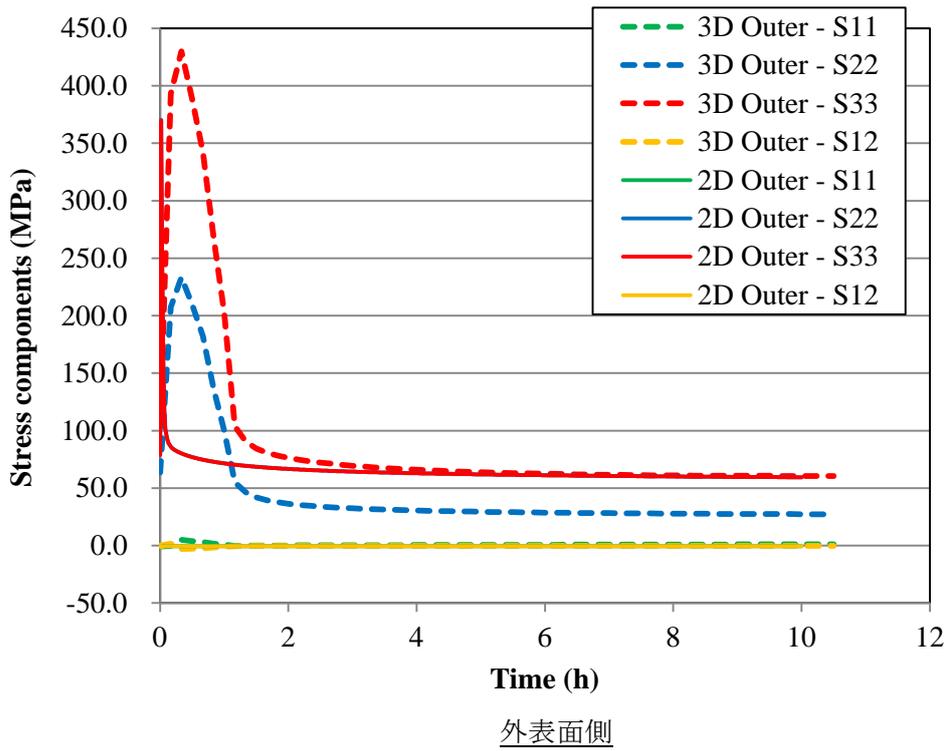
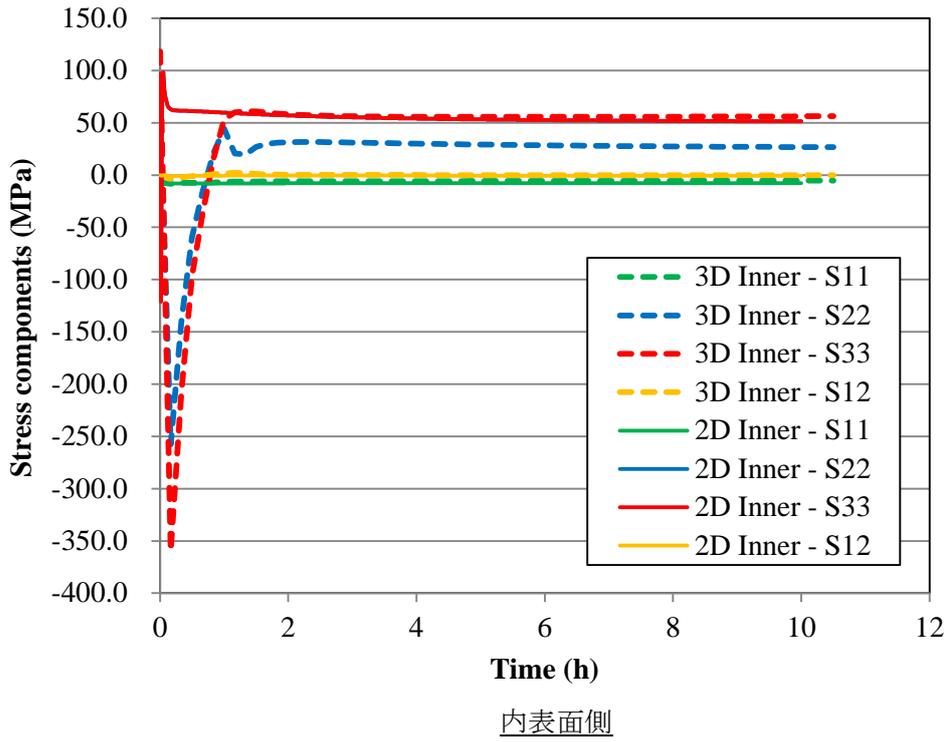


図 3.2.2(1)-21 クリープ損傷に寄与する応力成分の比較

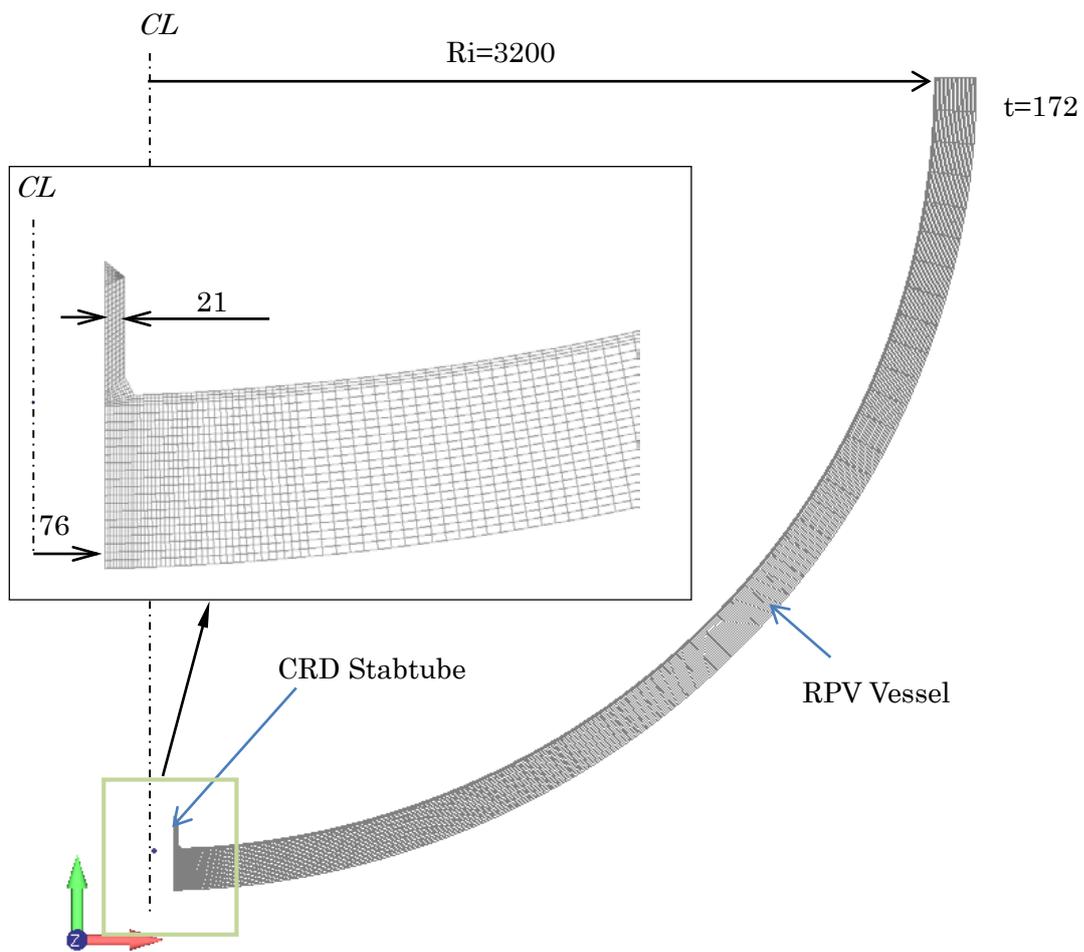


図 3.2.2(1)-22 実機模擬解析の 2D 解析モデル (RPV 下鏡、CRD スタブチューブ有り)

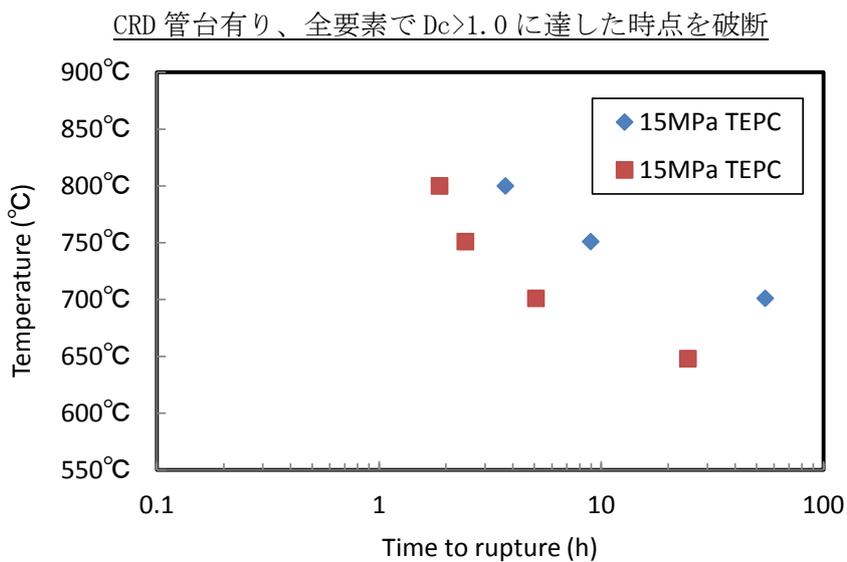
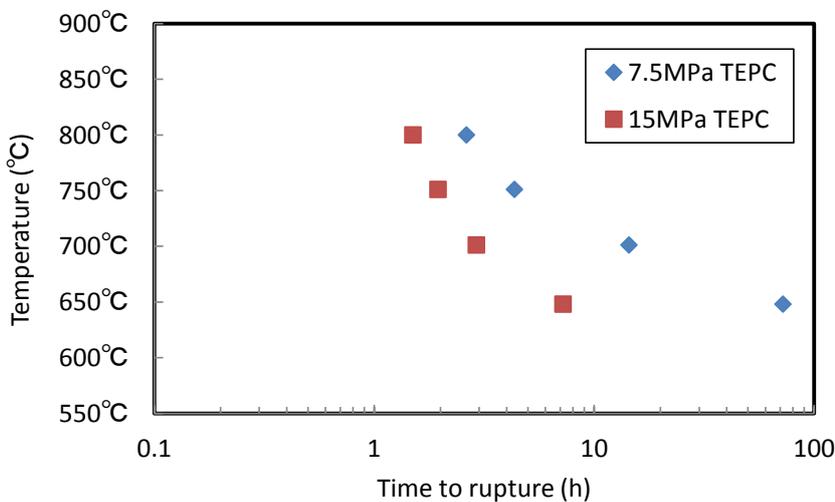
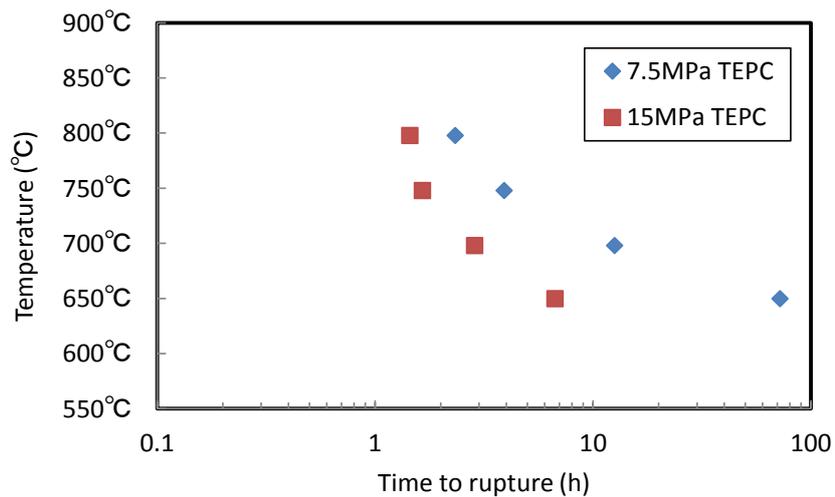


図 3.2.2(1)-23 CRD 管台有無に対する評価温度とクリープ破断時間の関係 (2D)

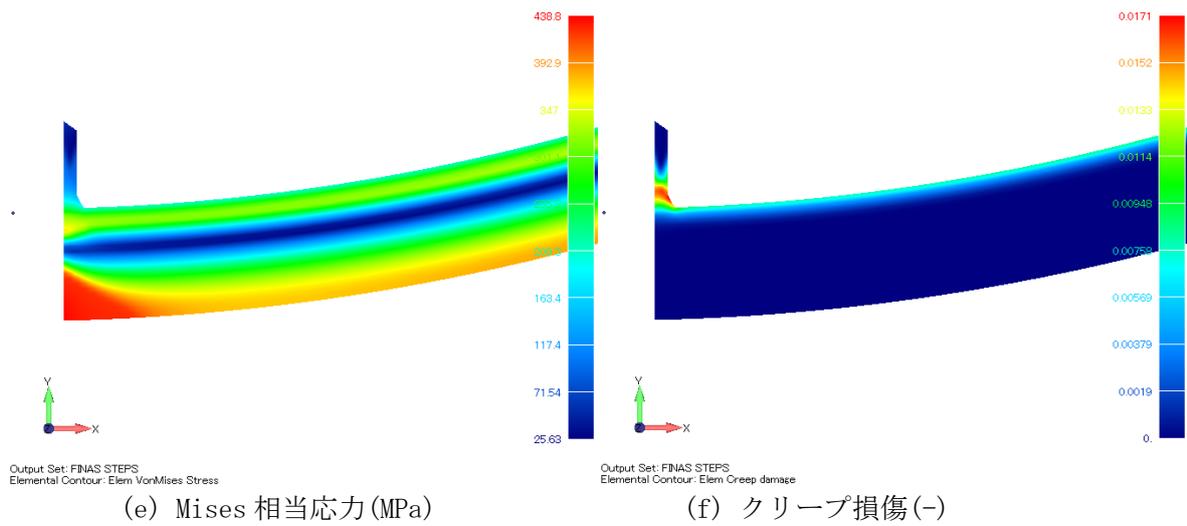
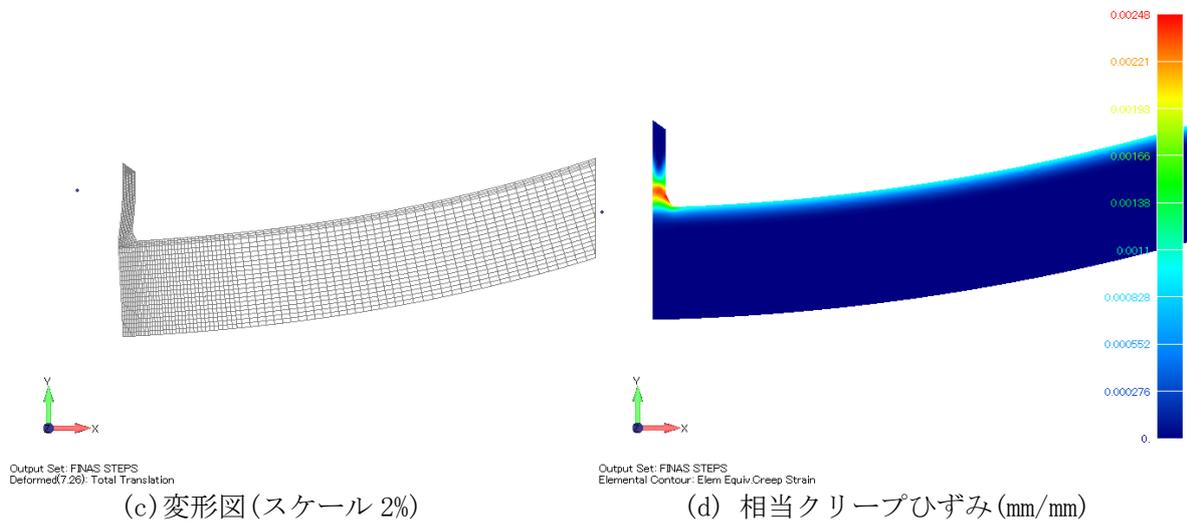
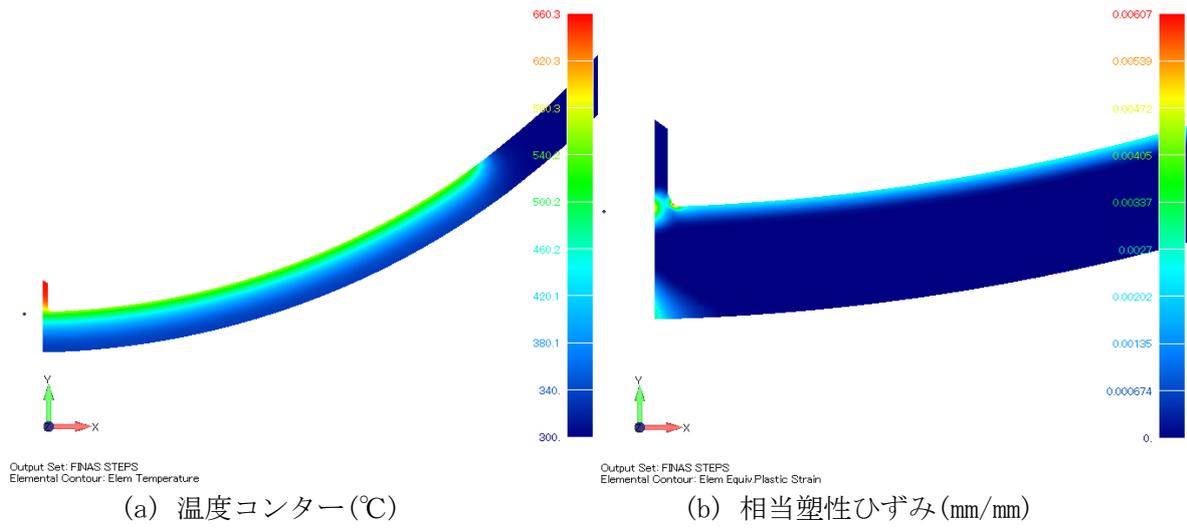
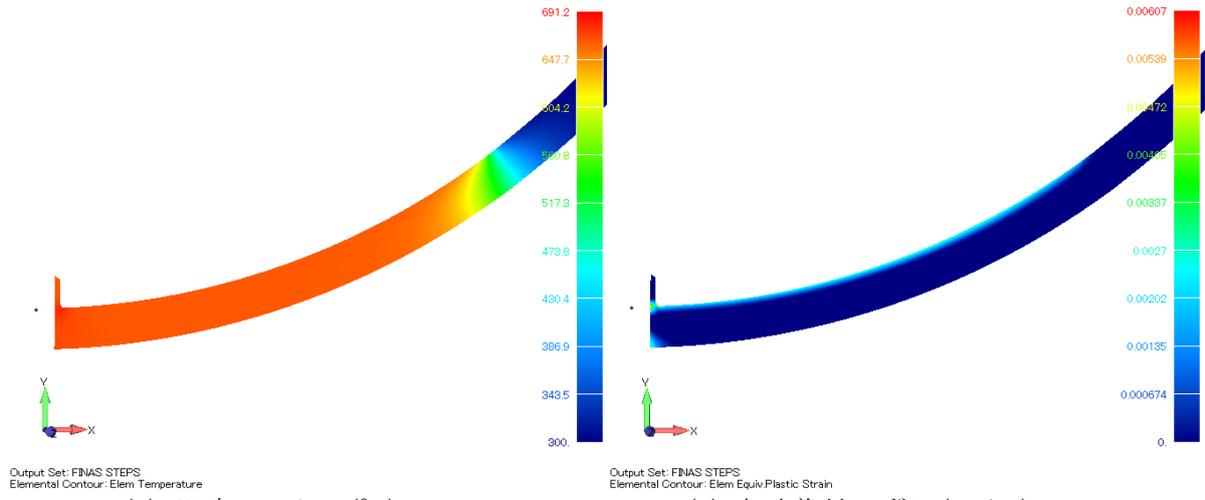
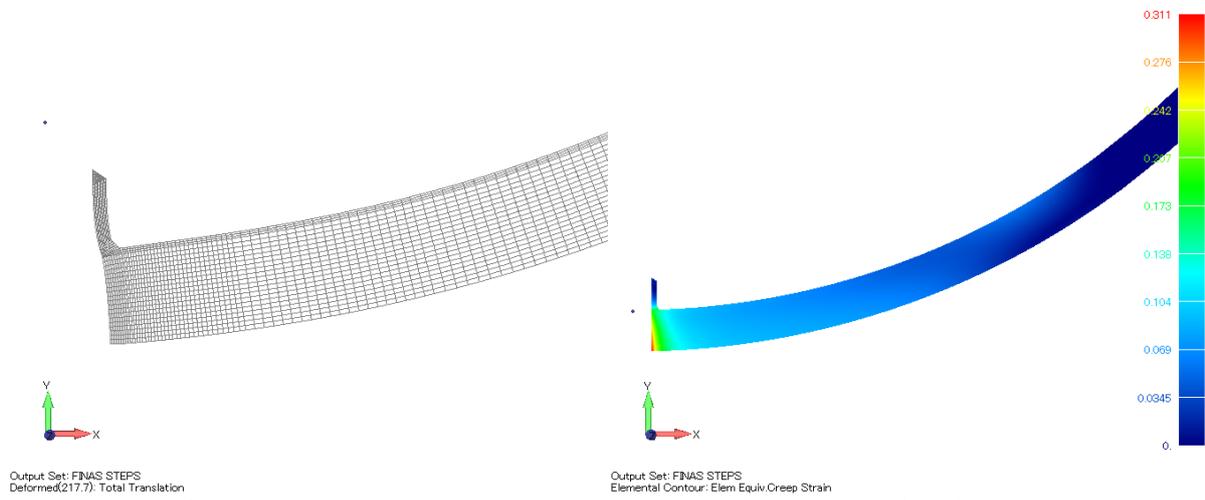


図 3.2.2(1)-24 RPV-管台 最大応力発生時刻における各種コンター(t=0.25h)



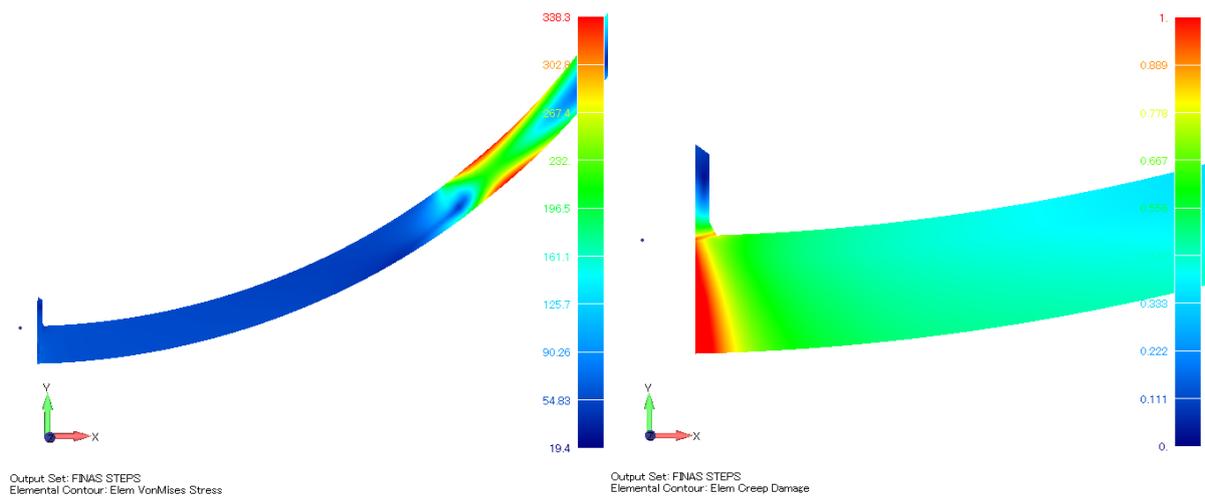
(a) 温度コンター(°C)

(b) 相当塑性ひずみ(mm/mm)



(c) 変形図(スケール 2%)

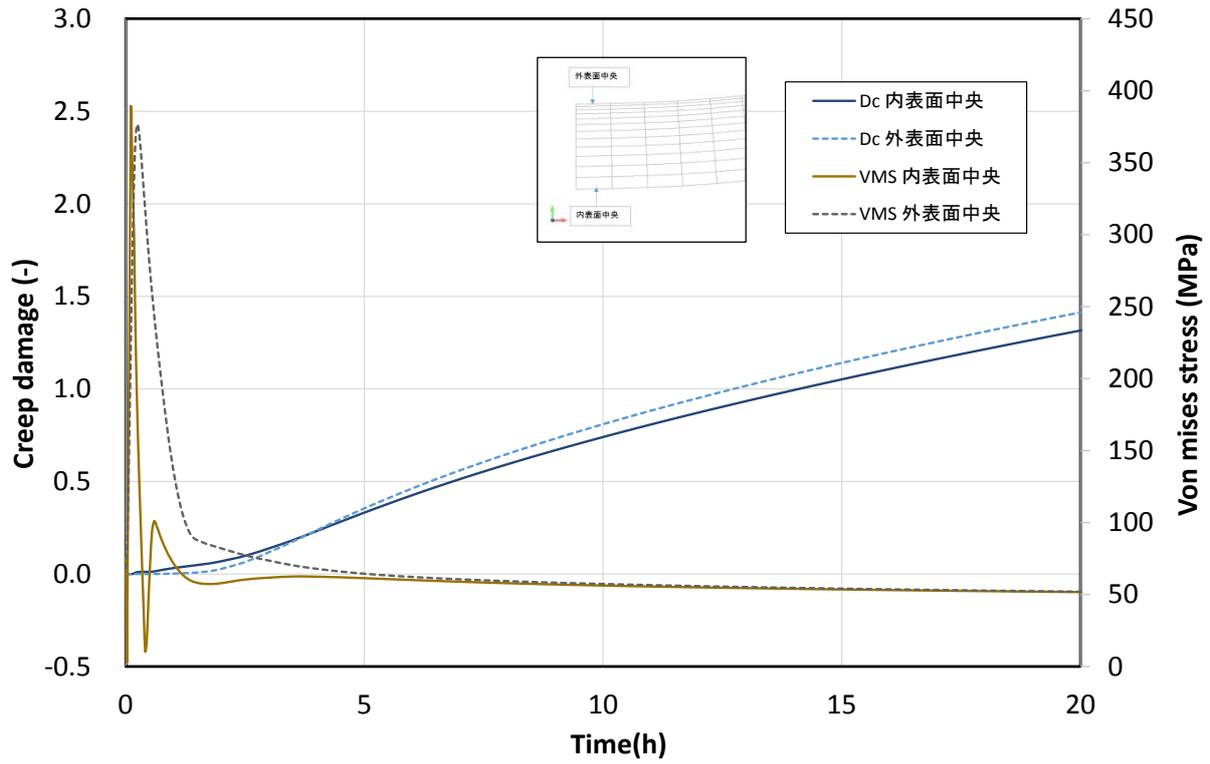
(d) 相当クリープひずみ(mm/mm)



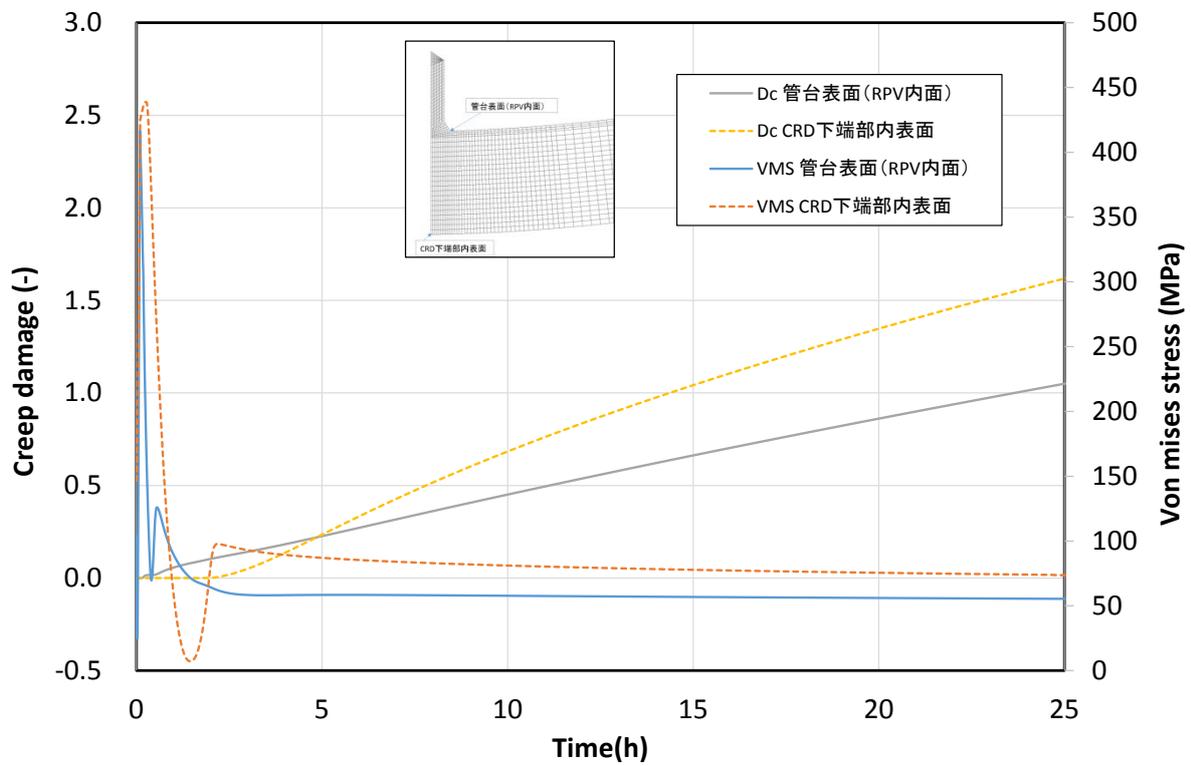
(e) Mises 相当応力(MPa)

(f) クリープ損傷(-)

図 3.2.2(1)-25 RPV-管台 管台板厚部 Dc=1.0 時の各種コンター(t=48.9h)



CRD 管台無し



CRD 管台有り

図 3.2.2(1)-26 評価点の温度及びクリープ損傷値の時刻歴

(b) PCV 構造不連続部 (過圧)

過圧荷重に対しては、原子炉格納容器を評価対象とした。まずは、原子炉格納容器全体の強度を確認し、次に構造不連続部の代表として開口部が全体の強度に及ぼす影響について確認した。

「BWR 鋼製格納容器 GL」^[2]では主に評価対象部位に発生する相当塑性ひずみ (FEM 等により算出) が、当該部の応力の多軸度を考慮して求められた限界 3 軸ひずみとの比較で破損判定を行っている。ただし、形状・溶接などの不連続部の影響を考慮する補正係数 β が導入されているが、その理論的根拠は必ずしも明らかではない。

$$\varepsilon_L = \beta \cdot \varepsilon_{Lu} \cdot \exp \left[- \left(\frac{\alpha_{Sl}}{1+m_2} \right) \left\{ \left(\frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3\sigma_e} \right) - \frac{1}{3} \right\} \right]$$

$$\sigma_e = \sqrt{\frac{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}{2}}$$

$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$: 主応力

$\varepsilon_{Lu} = m_2 = 0.60 \cdot (1.00 - R)$, $\alpha_{Sl} = 2.2$: フェライト鋼

$\varepsilon_{Lu} = m_2 = 0.75 \cdot (1.00 - R)$, $\alpha_{Sl} = 0.6$: オーステナイト系ステンレス鋼

$$R = \frac{\sigma_{ys}}{\sigma_{uts}}$$

β : 補正係数 (ここでは、 $\beta = 1.0$ とした)

補正係数 β の設定は、(財) 原子力発電技術機構で行われた鋼製格納容器のスケール試験体の試験結果と解析結果の差を補正したものである。この補正係数 β には、解析的に模擬することが困難である溶接部などの構造、材料不連続部を考慮した値であるが、先に述べた各因子が補正係数 β に対し、それぞれどの程度寄与しているかは確認されていない。

そこで、この補正係数 β の因子であると考えられる溶接部について、解析的に検討する。検討方法は、先ず「BWR 鋼製格納容器 GL」に沿ったモデル化、及び溶接部を考慮したモデル化の条件にて解析し、両条件で得られた結果を比較し、その影響について検討する。

a) 「BWR 鋼製格納容器 GL」に沿った解析

i 原子炉格納容器全体の強度確認

解析モデルを図 3.2.2(1)-27 に示す。解析は 2 次元軸対称ソリッド要素を用いた解析体系とした。原子炉格納容器は Mark-I 改、Mark-II 改の両型式を選定し、図中の○で印した点を特徴的な構造不連続部として内圧破損に対する限界圧力を評価した。ここでは構造材料として STS410 を選定した。図 3.2.2(1)-28 に評価結果を示す。一般的に薄肉部位が最弱部位となるが、構造不連続の影響で I-6 (円筒から球形への接続部) 及び II-6 (円錐から円筒への接続部) が最弱部位であることが分かった。なお、実構造の II-6 近傍には機器搬入用の貫通口が設置されている場合が多いので、貫通口の影響と合わせて評価が必要と考えられる。

ii 開口部の影響確認

解析モデルを図 3.2.2(1)-29 に示す。解析は 3 次元ソリッド要素を用いて、対称性を考慮して円筒容器の場合は 1/4、円錐容器の場合は 1/8 カットモデルの解析体系とした。図中の赤ポイントが評価点である。円錐容器は Mark-II 改の原子炉格納容器に相当し、機器搬入口の貫通部を評価対象としている。一般的に円筒容器などに開口部を設ける場合には、開口面積に相当する補強を開口周りに施すが、この補強部が構造不連続部となるためその影響を確認した。図 3.2.2(1)-30 に評価点における内表面及び外表面における破損限界圧力の評価結果を示す。内表面側は補強による板厚増加の影響を受けないため、破損限界圧力は内圧バースト破損式による限界圧力よりも高い結果となった。一方、表面側は構造不連続部の影響として応力集中を受ける。特徴的なのは 45 度位置において多軸度の効果による限界破断ひずみの低下により破損限界圧力が評価式の値に近づくという点である。図 3.2.2(1)-31 に円筒容器の評価点におけるひずみの評価結果を示す。内表面側に比べ外表面側が多軸度の影響により限界 3 軸ひずみが低下していることが確認できる。

b) 溶接部を考慮したモデル化

先で述べたように補正係数 β は、解析的に模擬することが困難である溶接部などの構造、及び材料不連続部を考慮した値である。ここでは、補正係数 β を解析的に確認する。構造材料は SGV480 を選定した。温度条件は 300 °C とした。表 3.2.2(1)-2 に解析条件の一覧を、図 3.2.2(1)-32 に解析モデルを示す。図 3.2.2(1)-32 に示すように、評価対象部位は 3 か所とした。解析的に検討した項目を次に示す。

- i 一般部：構造不連続部がない構造とした。
- ii 溶接形状：開先形状を 5° と 10° とした。
- iii 溶接部の材質：溶接部の降伏応力を母材の 1.5 倍とした。
- iv 溶接加工により生じた形状不連続部
 - (ア) 発電用原子力発電規格溶接規格^[3]（以降、溶接規格と呼ぶ）によると、クラス 2 容器の継手区分 A、及び継手区分 B、C、D の母材の厚さ 20 mm から 120 mm 以下の条件では、継手面の食違いは母材の厚さの 5% 及び 10% まで許容している。そのため、本検討では、溶接加工により生じる板厚方向の食違いを 5% と 10% と仮定した条件にて検討した。
 - (イ) 食違いがある領域については表面仕上げの影響を確認するため、食違いに段が有るケースと段が無いケースを解析条件とした。
 - ※HAZ (Heat affected zone) については、本検討で考慮しない。

破断判定は、要素内面、外面、中央の何れかの相当塑性ひずみ（以降、表面相当塑性ひずみと呼ぶ）か、又は板厚断面内で平均化した相当塑性ひずみが多軸応力場の影響を補正した破断ひずみに達するかにより実施した。

(c) 解析結果

溶接形状の影響を確認するため、図 3.2.2(1)-33 に各部位（ケース 1～3）のミーゼス応力を許容引張り応力で除した値（以降、標準化ミーゼス応力）と多軸度（ASME sec. V111, Div2）の関係を示す。ここでのミーゼス応力は、表面あるいは膜相当塑性ひずみが破断するひずみに達した時の値を示している。ケース 3-*の破断時の標準化ミーゼス応力及び多軸度は、ケース 1-*のそれと同程度であり、溶接形状が多軸応力場に及ぼす影響は小さいと考えられる。また、破断時の表面相当塑性ひずみと膜相当塑性ひずみがほぼ同程度であることを確認した。溶接加工により生じた形状不連続部の影響を確認するため、図 3.2.2(1)-34 に各部位（ケース*-1～*-3）の標準化ミーゼス応力と多軸度（ASME sec. V111, Div2）の関係を、図 3.2.2(1)-35 に破断時の相当塑性ひずみと多軸度（ASME sec. V111, Div2）の関係を示す。また、図 3.2.2(1)-36 から図 3.2.2(1)-37 に各部位の相当塑性ひずみのコンター図を示す。ケース 1 と 4、ケース 1 と 6 を比較すると形状不連続部が多軸度へ及ぼす影響は相対的に小さい。一方で、ケース 2、3（図 3.2.2(1)-33）では溶接材料の硬さによる多軸度への影響は確認されなかったが、ケース 4 と 5、及びケース 6 と 7 を比較すると、溶接材料を硬くすることにより多軸度が相対的に小さくなる傾向を確認した。また、参考として溶接後に段差が発生した（ケース 8）と仮定し、その影響を確認した。ケース 4 と 5、及びケース 6 と 7 の比較した結果からケース 8 にてその影響を考慮すると破断時の表面相当塑性ひずみは 0.134 になると考えられる。これは一般部のものと比較すると、約 15 %（ケース 8 は 20 %）小さくなる傾向にある。

破断判定における破断限界ひずみの評価式においては、溶接形状あるいは構造不連続部により生じる応力集中に関する補正項がないため検討した。図 3.2.2(1)-40 に応力集中係数と多軸度の関係を示す。応力集中係数は、図 3.2.2(1)-33 から図 3.2.2(1)-35 にて抽出した点の最大主応力と一般部の応力を除して求めた。図 3.2.2(1)-42 から図 3.2.2(1)-45 に各部位の最大主応力のコンター図を示す。ケース 1 とケース 4、ケース 1 とケース 6 を比較すると、構造不連続部により応力が集中している傾向にあることがわかる。一方で、ケース 4 とケース 5 およびケース 6 とケース 7 を比較すると、溶接材を固くすると応力集中係数が小さくなる傾向にある。したがって、溶接形状に基づく応力集中係数の影響は最大でも約 1.4 倍（ケース 8 は 1.8 倍）になると想定される。

本検討において従来モデル化されていない溶接部の影響、すなわち補正係数 β は最大で 1.4（ケース 8 は 1.8）であり、2.1 に対して小さくなる結果となった。なお、本検討では、HAZ（Heat affected zone）と溶接線が交差する領域については検討していない。

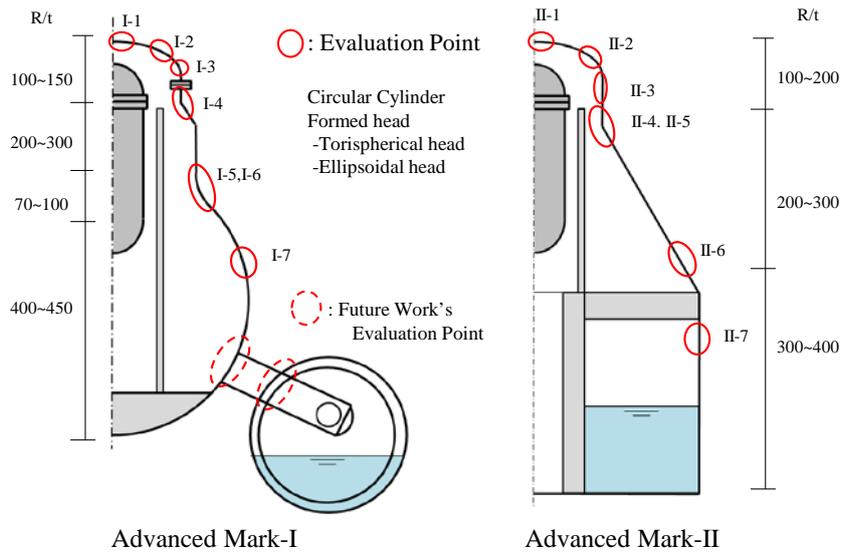


図 3.2.2(1)-27 原子炉格納容器の内圧破損 解析モデル体系

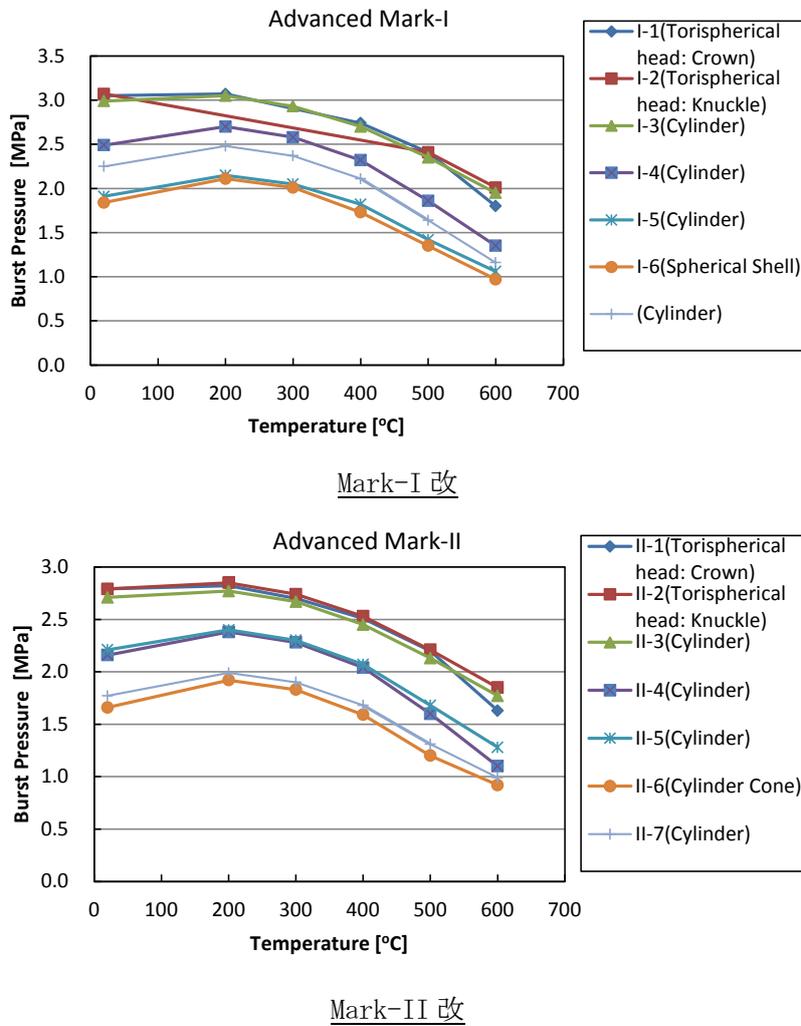
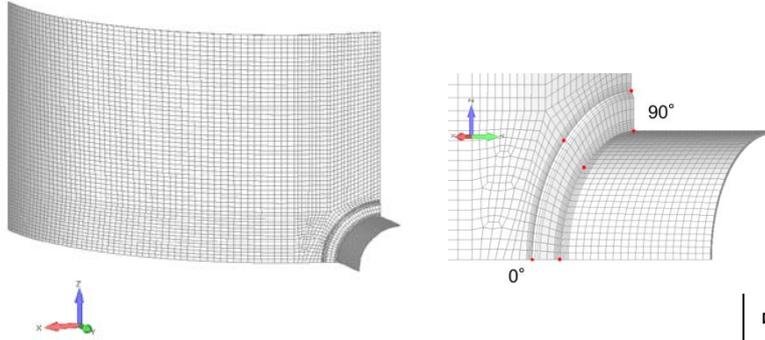
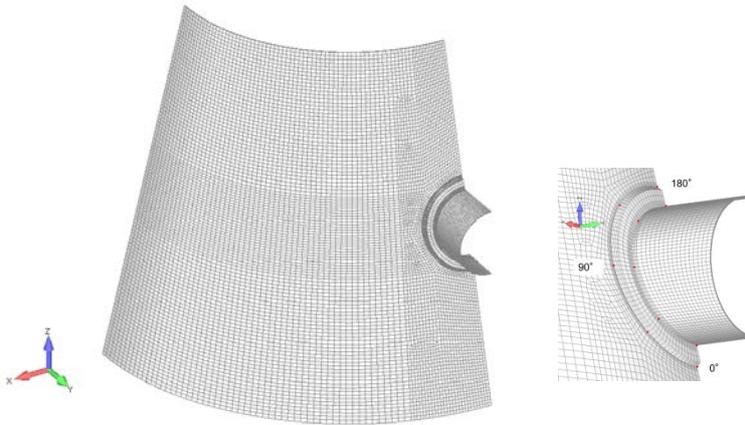


図 3.2.2(1)-28 原子炉格納容器の内圧破損評価結果



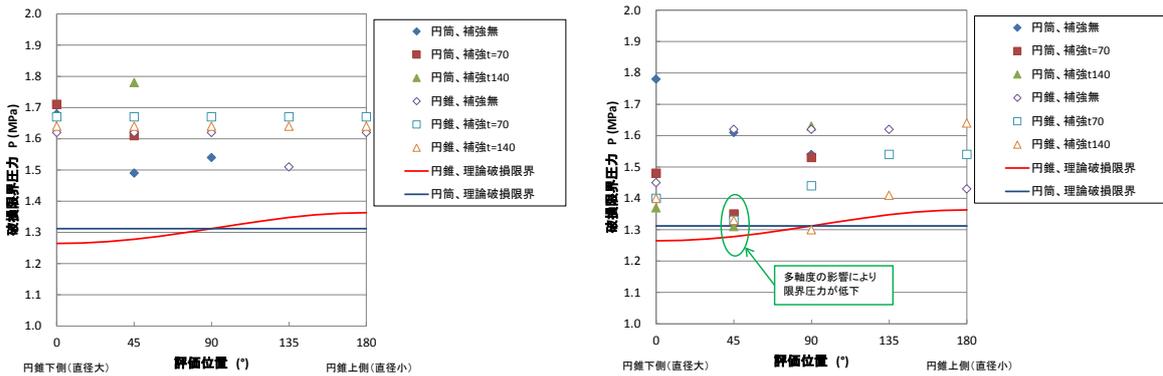
円筒容器貫通部 (1/8 カットモデル)

中心外径 D1=20,000mm
 板厚 t=32mm
 補強部板厚 t2=70,140mm
 開口部径 D2=3,000mm
 内圧 P=漸増 MPa



円錐容器貫通部 (1/4 カットモデル)

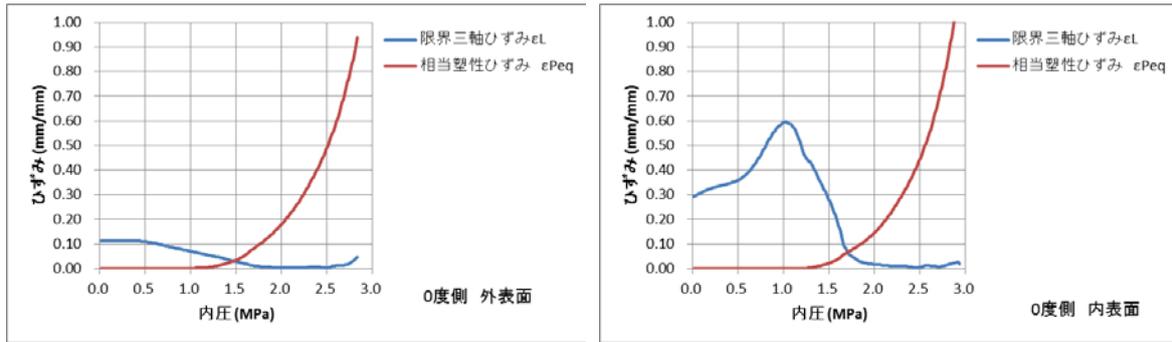
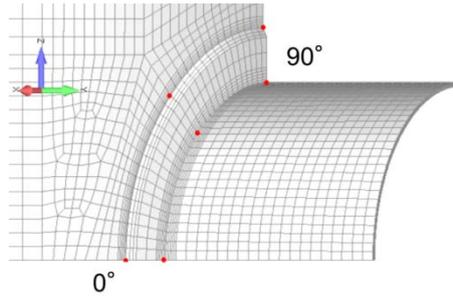
図 3.2.2(1)-29 開口形状不連続部と内圧破損の関係 解析モデル



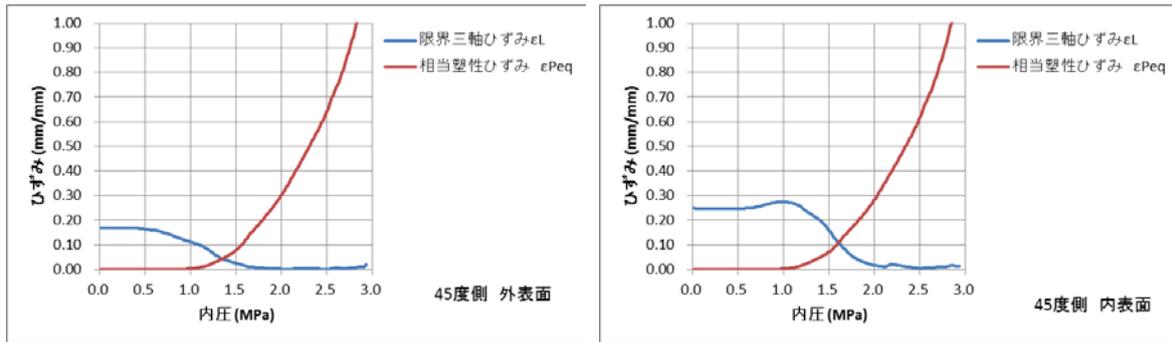
内表面

外表面

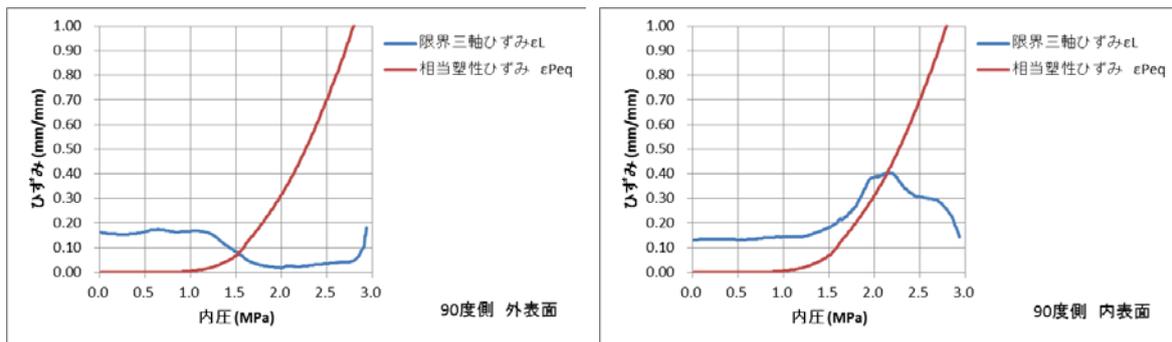
図 3.2.2(1)-30 開口形状不連続部と内圧破損の関係



0 度側評価点



45 度側評価点



90 度側評価点

図 3.2.2(1)-31 開口形状不連続部（板厚補強）の限界ひずみ

表 3.2.2(1)-2 溶接部を考慮した解析ケース一覧

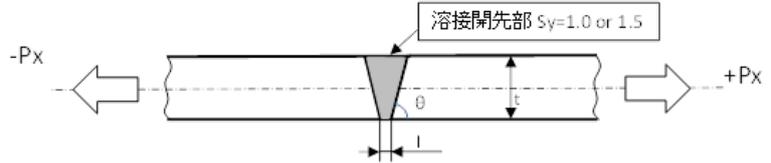
解析モデル の想定部位	解析ケース	全長	板厚	溶接範囲	荷重比率		開先形状の有無		溶接金属	溶接形状の食違い			備考		
		L(mm)	t (mm)	l [mm]	PX	PY	有無	中央からの 角度	母材降伏応力 に対する比率	有無	板厚に対する 比率	表面仕上げ			
1	1-1	160.0	30.0	-	0.50	0.50	-	-	1.0	-	-	-			
	2-1			5	0.50	0.50	○	5	1.5	-	-	-			
	3-1			5	0.50	0.50	○	10	1.5	-	-	-			
	4-1			20	0.50	0.50	-	-	1.0	○	0.05	滑らか			
	5-1			20	0.50	0.50	-	-	1.0	○	0.10	滑らか			
	6-1			20	0.50	0.50	-	-	1.5	○	0.05	滑らか			
	7-1			20	0.50	0.50	-	-	1.5	○	0.10	滑らか			
2	1-2					-	0.60	0.40	-	-	1.0	-	-	-	
	2-2					5	0.60	0.40	○	5	1.5	-	-	-	
	3-2					5	0.60	0.40	○	10	1.5	-	-	-	
	4-2					20	0.60	0.40	-	-	1.0	○	0.05	滑らか	
	5-2					20	0.60	0.40	-	-	1.0	○	0.10	滑らか	
	6-2					20	0.60	0.40	-	-	1.5	○	0.05	滑らか	
	7-2					20	0.60	0.40	-	-	1.5	○	0.10	滑らか	
3	1-3					-	0.67	0.33	-	-	-	-	-	-	
	2-3					5	0.67	0.33	○	5	1.5	-	-	-	
	3-3					5	0.67	0.33	○	10	1.5	-	-	-	
	4-3					20	0.67	0.33	-	-	1.0	○	0.05	滑らか	
	5-3					20	0.67	0.33	-	-	1.0	○	0.10	滑らか	
	6-3					20	0.67	0.33	-	-	1.5	○	0.05	滑らか	
	7-3					20	0.67	0.33	-	-	1.5	○	0.10	滑らか	
	8-3			20	0.67	0.33	-	-	1.0	○	0.10	段あり			

解析ケース1-1~1-4



○ 溶接部の形状

解析ケース2-1~2-3 ($\theta = 5$)
解析ケース3-1~3-3 ($\theta = 10$)

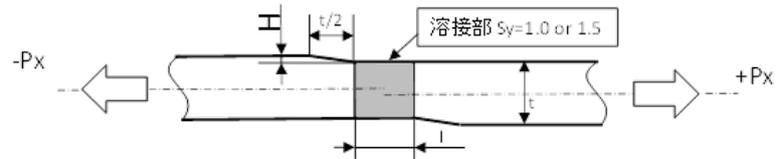


○ 継手面の食違い

解析ケース4-1~4-3
解析ケース5-1~5-3

○ 継手面の食違い + 溶材の硬さ

解析ケース6-1~6-3
解析ケース7-1~7-3



○ 継手面の食違い + 表面の仕上げ

解析ケース8-1

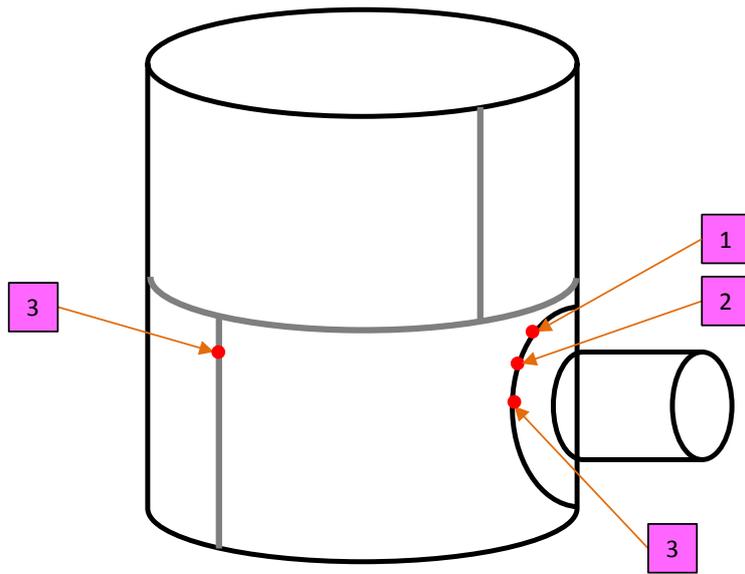
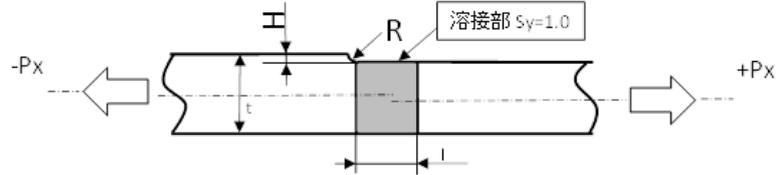


図 3.2.2(1)-32 溶接部を想定した解析モデル

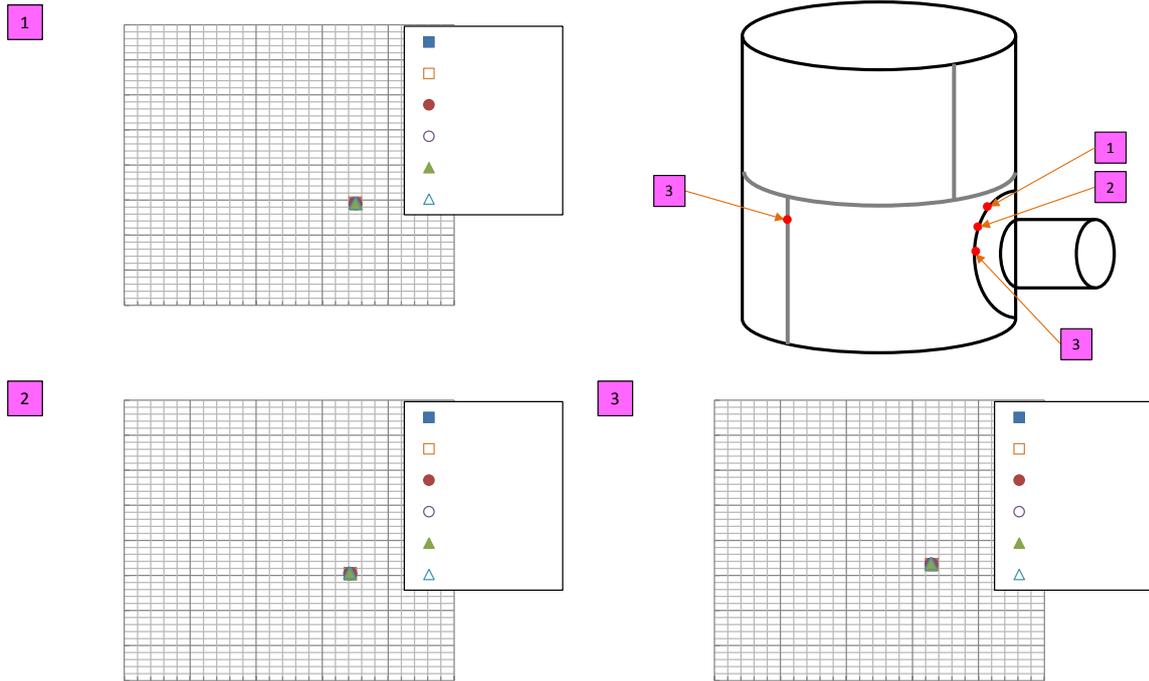


図 3.2.2(1)-33 溶接形状の影響（ミーゼス応力）

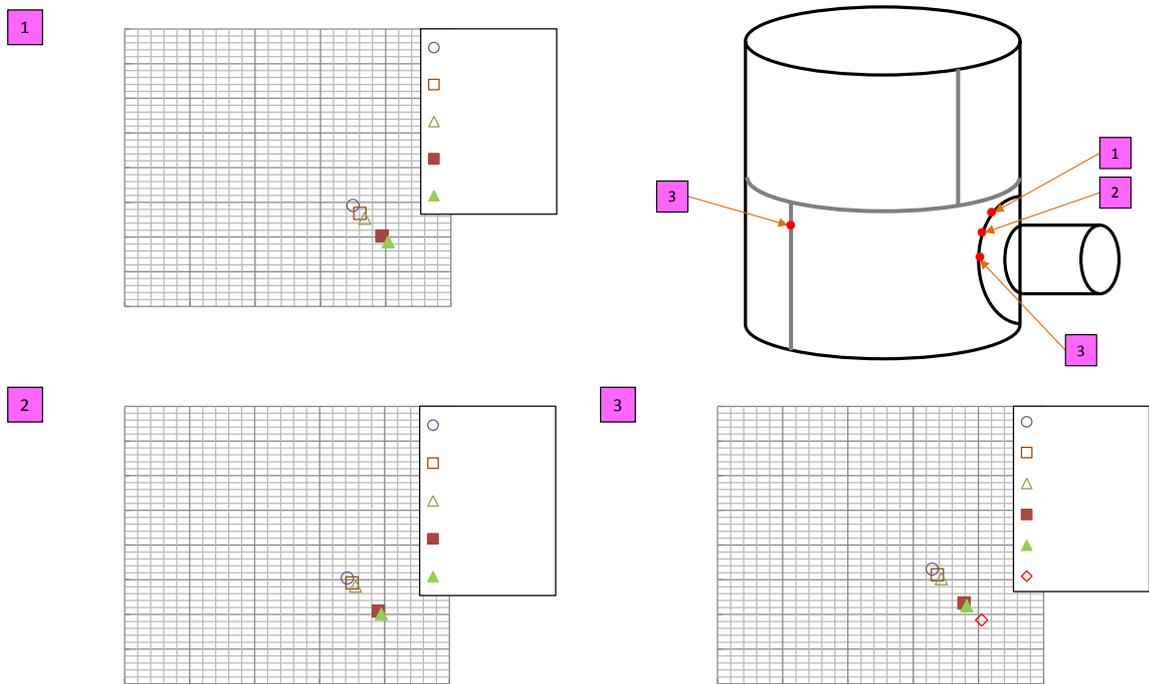


図 3.2.2(1)-34 溶接部の継手面の食違い+溶接材料の影響（ミーゼス応力）

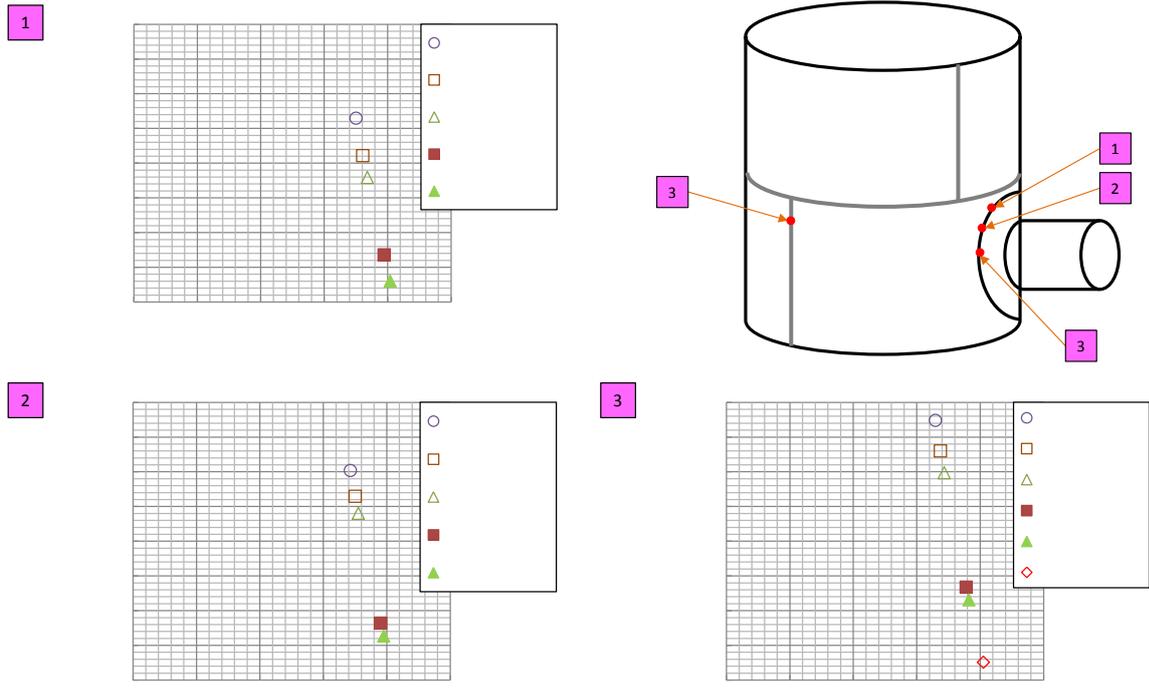


図 3.2.2(1)-35 溶接部の継手面の食違い+溶接材料の影響 (相当塑性ひずみ)

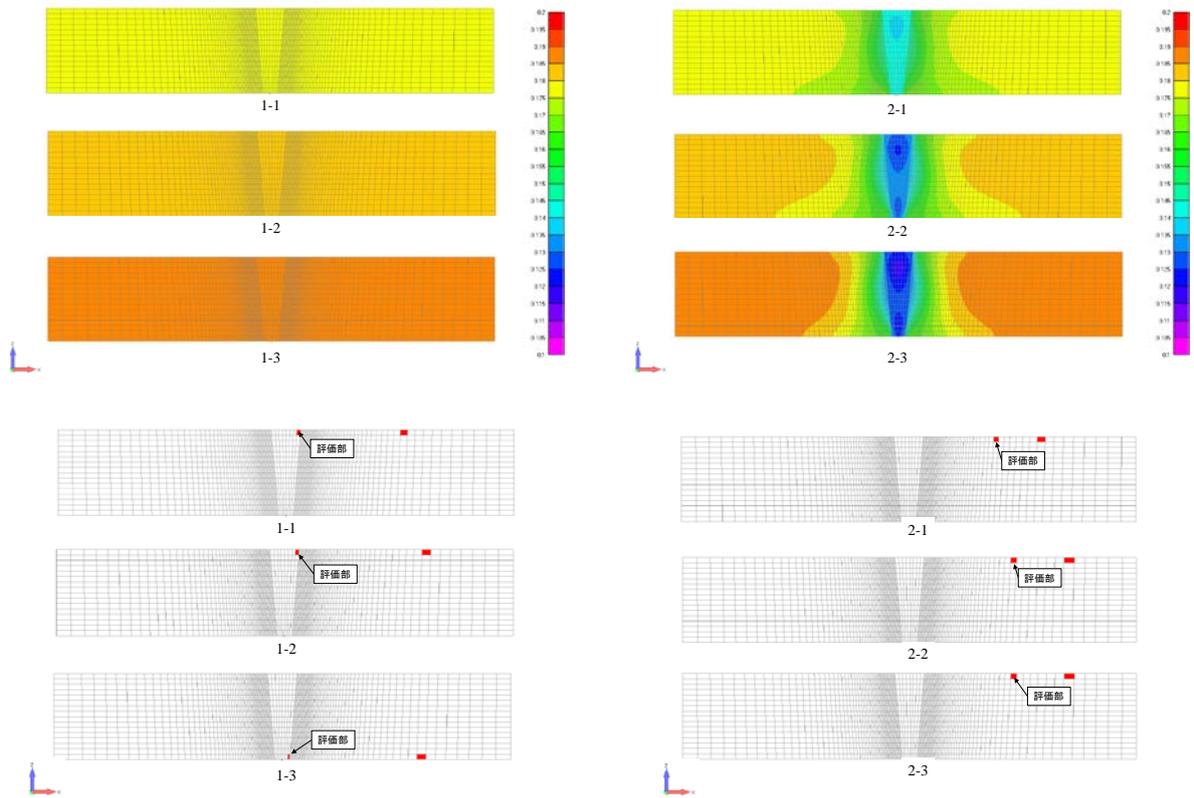


図 3.2.2(1)-36 相当塑性ひずみのコンター図 (1/4)

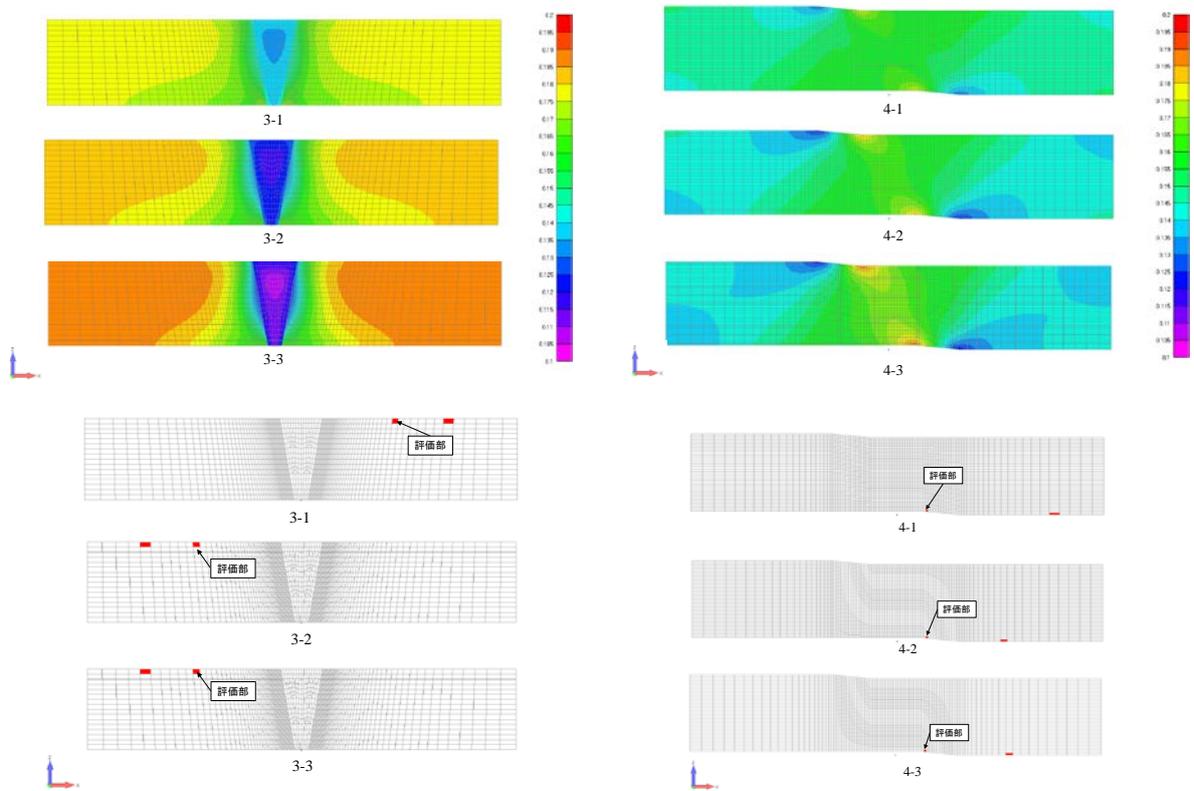


図 3.2.2(1)-37 相当塑性ひずみのコンター図 (2/4)

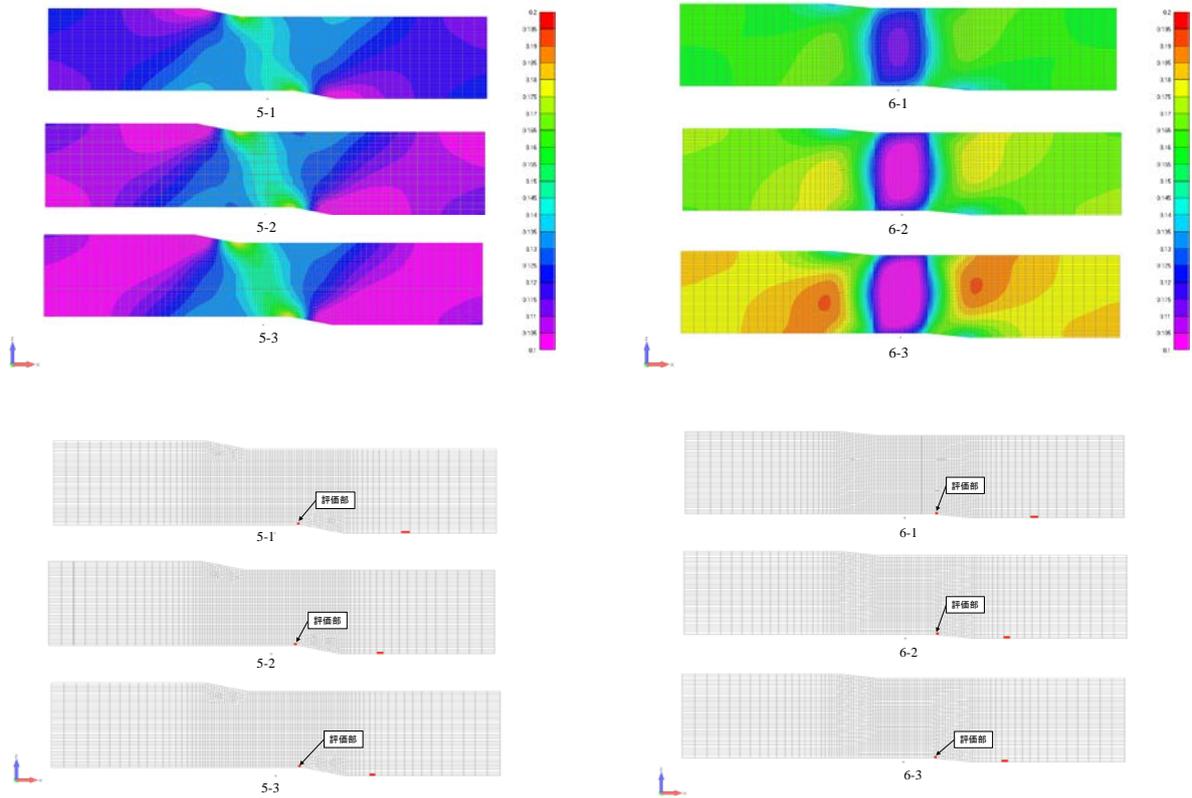


図 3.2.2(1)-38 相当塑性ひずみのコンター図 (3/4)

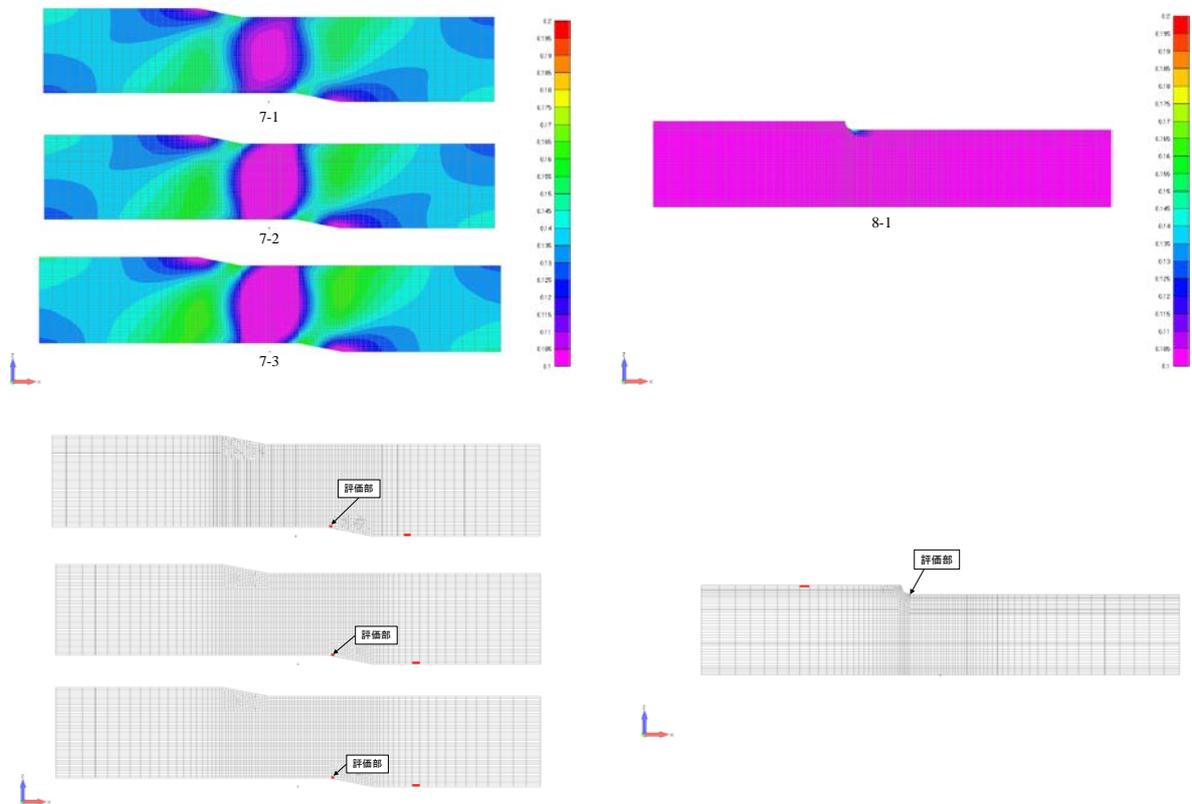


図 3.2.2(1)-39 相当塑性ひずみのコンター図 (4/4)

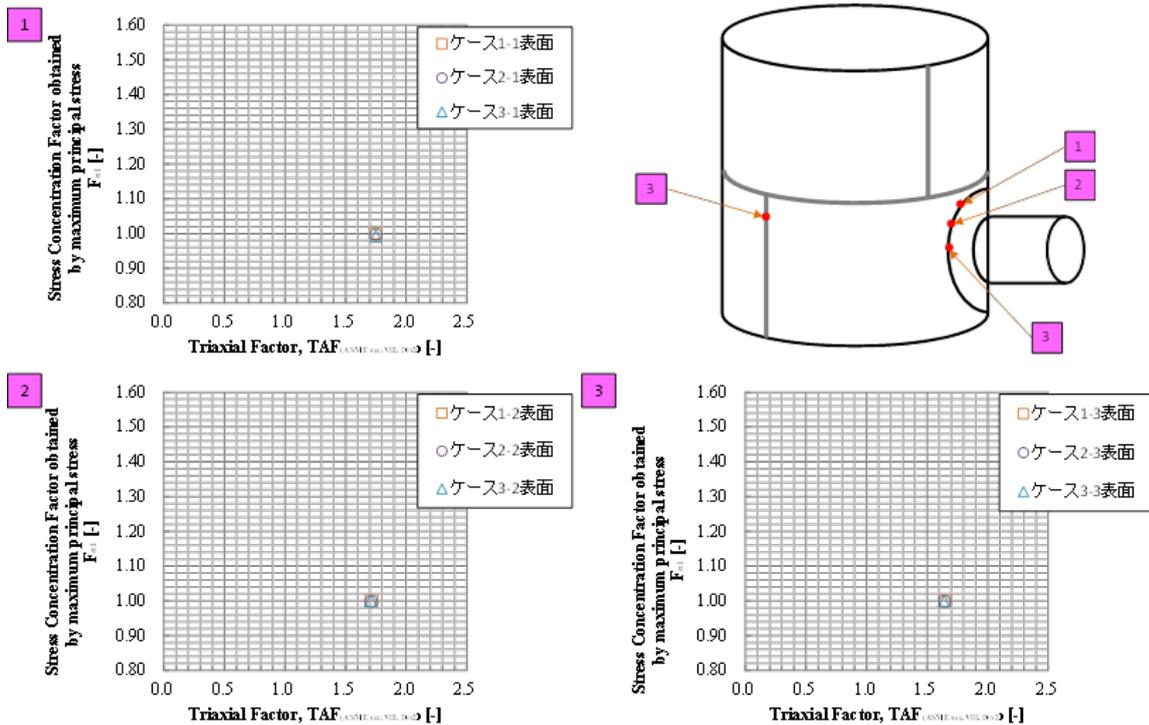


図 3.2.2(1)-40 多軸度と応力集中の関係 (溶接形状による影響)

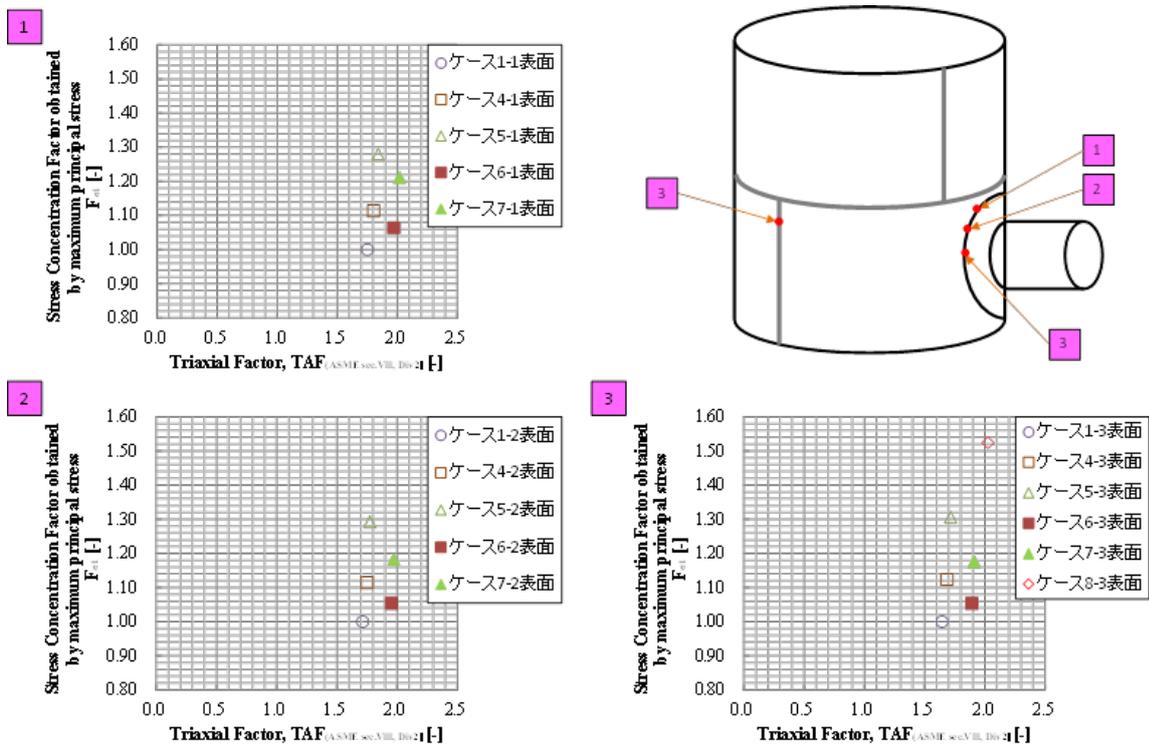


図 3.2.2(1)-41 多軸度と応力集中の関係 (溶接部の継手面の食違い+溶接材料の影響)

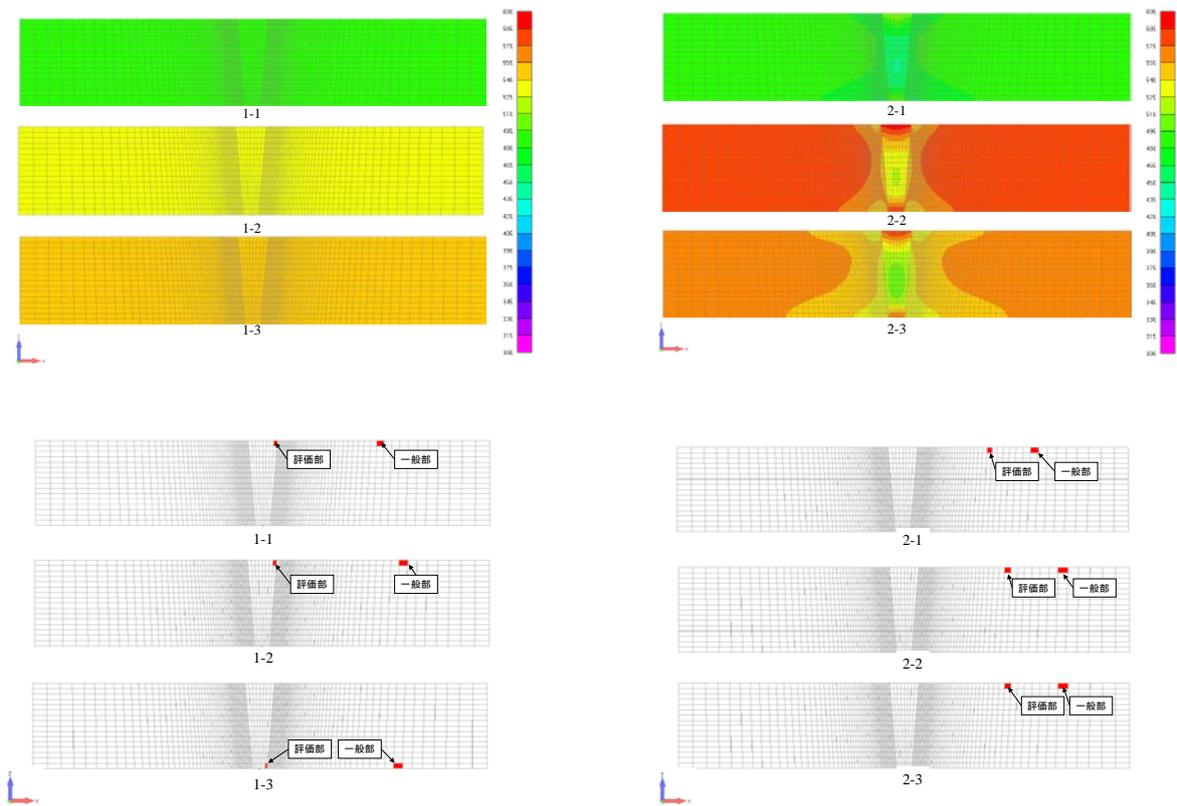


図 3.2.2(1)-42 最大主応力のコンター図 (1/4)

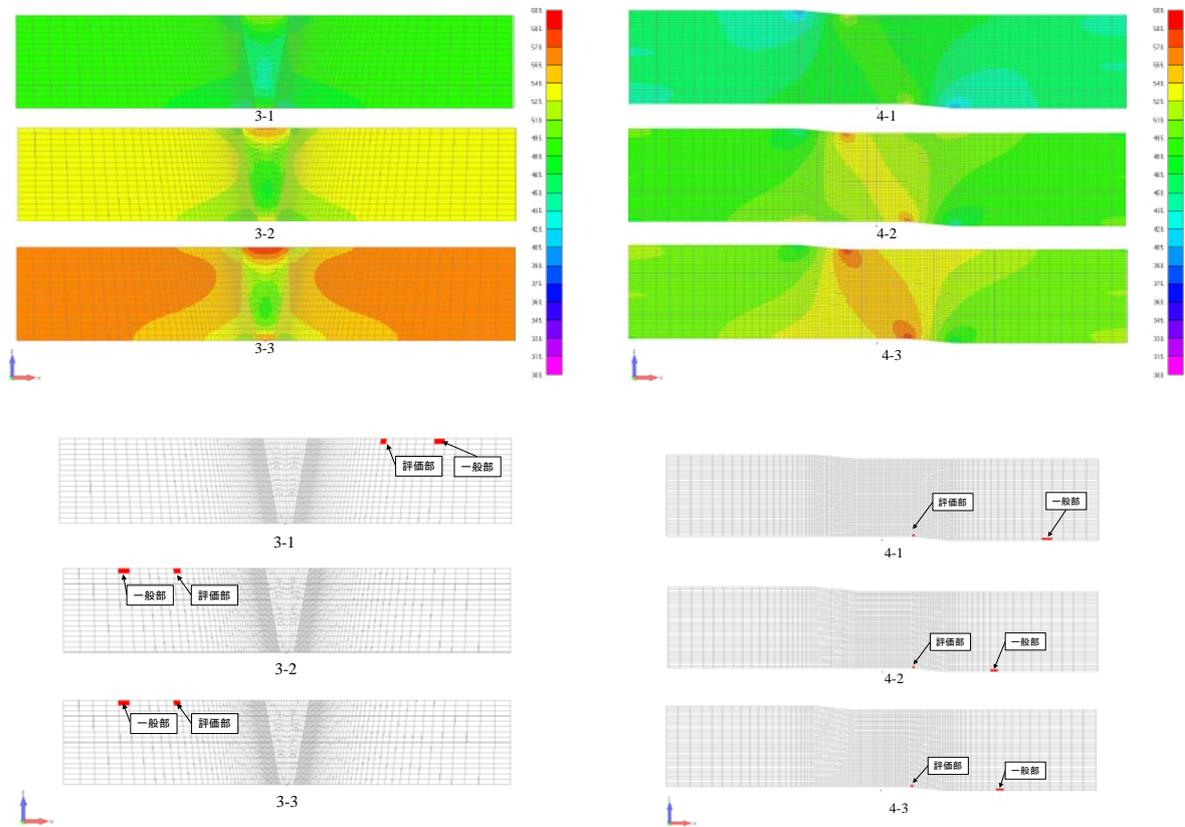


図 3.2.2(1)-43 最大主応力のコンター図 (2/4)

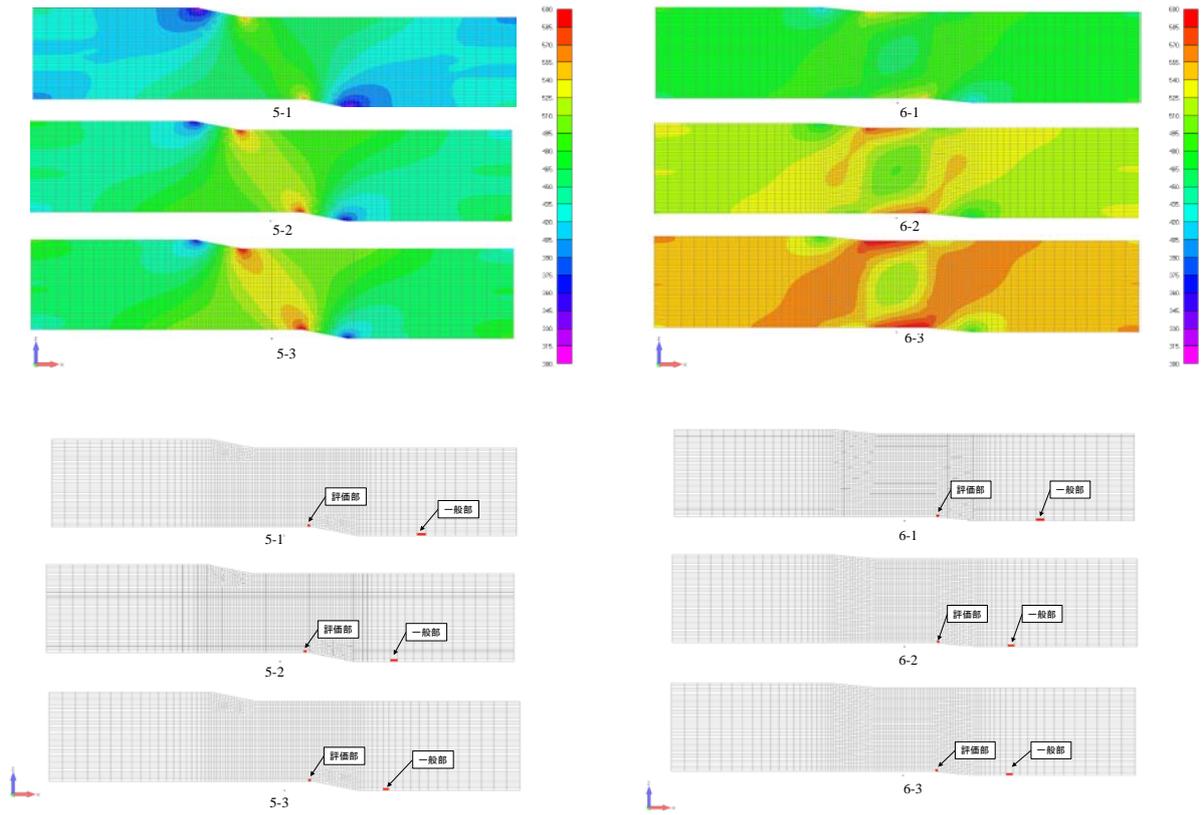


図 3.2.2(1)-44 最大主応力のコンター図 (3/4)

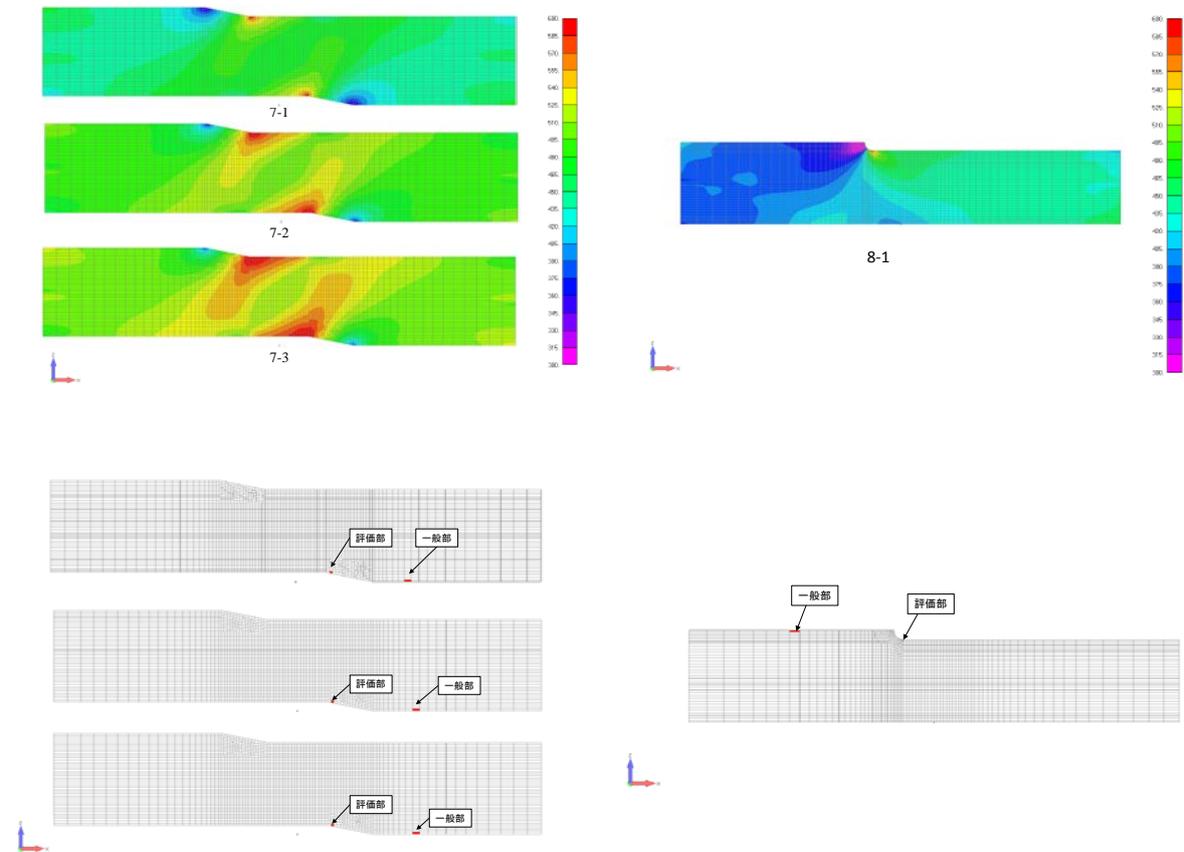


図 3.2.2(1)-45 最大主応力のコンター図 (4/4)

③ 配管（過大地震）

原子力発電所におけるクラス1配管は、日本電気協会発行の「原子力発電所耐震設計技術規程（JEAC4601-2008）」^[4]に従い、スペクトルモーダル解析を用いた設計が行われている。また、ノンクラス配管も、剛な構造（固有振動周波数が20 Hz以上）の設計となるように規定された簡易設計手法により設計が行われているため、原子力発電所施設内の配管の殆どは比較的剛な構造であり、配管系として十分な耐力を有していると考えられる。これは、これまでに国内で経験した大規模な地震に被災した場合でも、クラス1配管が損傷した事例は報告されていないことから裏付けられる。

ここでは、配管系の弾塑性挙動による地震応答の変化と仮に配管系でサポートの機能が喪失した場合の配管系の応答挙動について解析的に検討する。

1) 配管系の弾塑性応答挙動による地震応答の変化

地震動により構造物が弾塑性挙動を示すと、一般的には剛性低下と共に構造減衰が大きくなる。そのため、原子炉構造物の応答は低下し、相対的に慣性力が小さくなることから慣性力による破損の可能性は低いと考えられる。ここでは、その効果について解析的な検討を実施した。

図 3.2.2(1)-3 と図 3.2.2(1)-4 に検討条件（計算条件）と入力加速度の最大値及び入力波形を示す。入力加速度は配管材料が降伏（ S_y ）する荷重が入力される加速度レベルであり、配管モデルの固有値により加速度の絶対値は異なる。

図 3.2.2(1)-5 に最大変位と最大塑性ひずみを示す。図に示すように、共振周波数の10 Hzモデルでは変位と塑性ひずみはほとんど増加せず、5 Hz、15 Hz、20 Hzの順に変位と塑性ひずみの増加率が急増した。また、内圧があると塑性歪の増加率が大きくなった。以上の結果から以下の結論が得られる。

- ・片持ちモデルでも $5S_y$ までは入力に対して地震応答は上凸になり、発散や塑性崩壊は生じない。つまり、変位制御的な応答挙動の傾向は明らかである。
- ・ S_y ベースの入力に対する地震応答はモデルの剛度（固有振動数と加振振動数の比）によって非常に異なる。
- ・弾性応答解析結果を用いる場合、FRSのピークより柔側にある機器は塑性の影響で応答が大きく低下するため、弾性応答解析結果を用いた評価が可能である。
- ・内圧の効果は、塑性歪には相当の影響があるため、評価の際は地震荷重だけを考慮するのは、非保守的である。

以上のことから、一般的には慣性力により配管破損が起こる可能性は低いと考えられる。しかし、過大地震を考えた場合、前述の東北大地震時における石油精製プラントの球形タンクの倒壊による火災、爆発事故と同様に、本震である程度の数の配管サポートが破損し、余震で配管、特にエルボが損傷するというようなシナリオが想定される。この場合、配管には極めて大きな慣性力が作用することになり、従来の研究とは異なる破損モードが生じる可能性がある。

一方、機器同士、機器と建屋及び建屋間には相対変位が発生するため、この相対変位により配管が破壊する可能性が考えられる。そのため、相対変位に着目した破損モードの検討も必要である。

2) サポート機能が喪失した配管系の応答挙動

地震動により構造物が弾塑性挙動を示すと、一般的には剛性低下と共に構造減衰が大きくなる。そのため、原子炉建造物の応答は低下し、相対的に慣性力が小さくなることから慣性力による破損の可能性は低いと考えられる。ここでは配管系を対象に検討した。また、相対変位についても検討した。

解析には弾塑性梁を用いる。まず、曲管の特性すなわち外力が作用すると断面が大きく変形し扁平化することを梁要素で模擬するため、ソリッド要素により作成した曲管に対して面内・面外方向へ強制変位を与え、その荷重変位特性を取得する。次に取得した荷重変位特性を弾塑性梁にて表現する。図 3.2.2(1)-6 に配管系モデルを示す。この配管系モデルの材料は STS410 を用いる。配管系における外径 D は 216.3 mm とし、板厚 t は 12.7mm とする。曲管の曲率半径はすべて 304.8 mm とする。なお、応力ひずみ関係は引用文献[2]に基づいて設定した。図 3.2.2(1)-7 に地震条件を示す。加振方向は図 3.2.2(1)-6 における Y 軸とした。

表 3.2.2(1)-1 に固有値を、図 3.2.2(1)-と図 3.2.2(1)-にモード図を示す。

Node	Fx	Fy	Fz	Mx	My	Mz	合成モーメント	断面係数	応力係数	発生応力
	N	N	N	N	N	N	Nmm	mm ³	-	MPa
3	8.61E+04	8.42E+04	6.32E+04	6.94E+07	5.17E+07	6.00E+07	1.05E+08	3.91E+05	2.51	675
6	8.61E+04	8.41E+04	6.32E+04	7.88E+07	6.08E+07	3.90E+07	1.07E+08	3.91E+05	2.51	686
10	5.67E+04	4.76E+04	1.13E+05	1.16E+08	1.46E+07	5.06E+07	1.27E+08	3.91E+05	2.51	817
15	5.86E+04	1.13E+05	3.80E+04	9.18E+07	4.42E+07	9.07E+07	1.36E+08	3.91E+05	2.51	875
22	1.38E+05	8.04E+04	2.91E+04	7.71E+07	3.54E+07	1.49E+08	1.71E+08	3.91E+05	2.51	1098
32	1.62E+05	8.62E+04	4.14E+04	3.40E+07	2.14E+07	1.27E+08	1.33E+08	3.91E+05	2.51	856
41	1.46E+05	2.29E+04	3.94E+04	5.22E+07	2.17E+07	1.03E+08	1.18E+08	3.91E+05	2.51	754
46	1.48E+05	2.40E+04	3.86E+04	1.66E+07	3.07E+07	1.13E+07	3.67E+07	3.91E+05	2.51	236
49	1.48E+05	2.45E+04	3.83E+04	2.72E+07	5.04E+07	4.48E+07	7.27E+07	3.91E+05	2.51	466
52	1.13E+05	5.99E+04	8.94E+04	4.28E+07	2.86E+07	3.34E+07	6.13E+07	3.91E+05	2.51	393
55	1.13E+05	6.05E+04	8.95E+04	7.81E+06	3.03E+07	5.04E+07	5.93E+07	3.91E+05	2.51	381
58	1.50E+05	2.60E+04	3.80E+04	1.06E+07	3.94E+07	8.16E+07	9.12E+07	3.91E+05	2.51	585

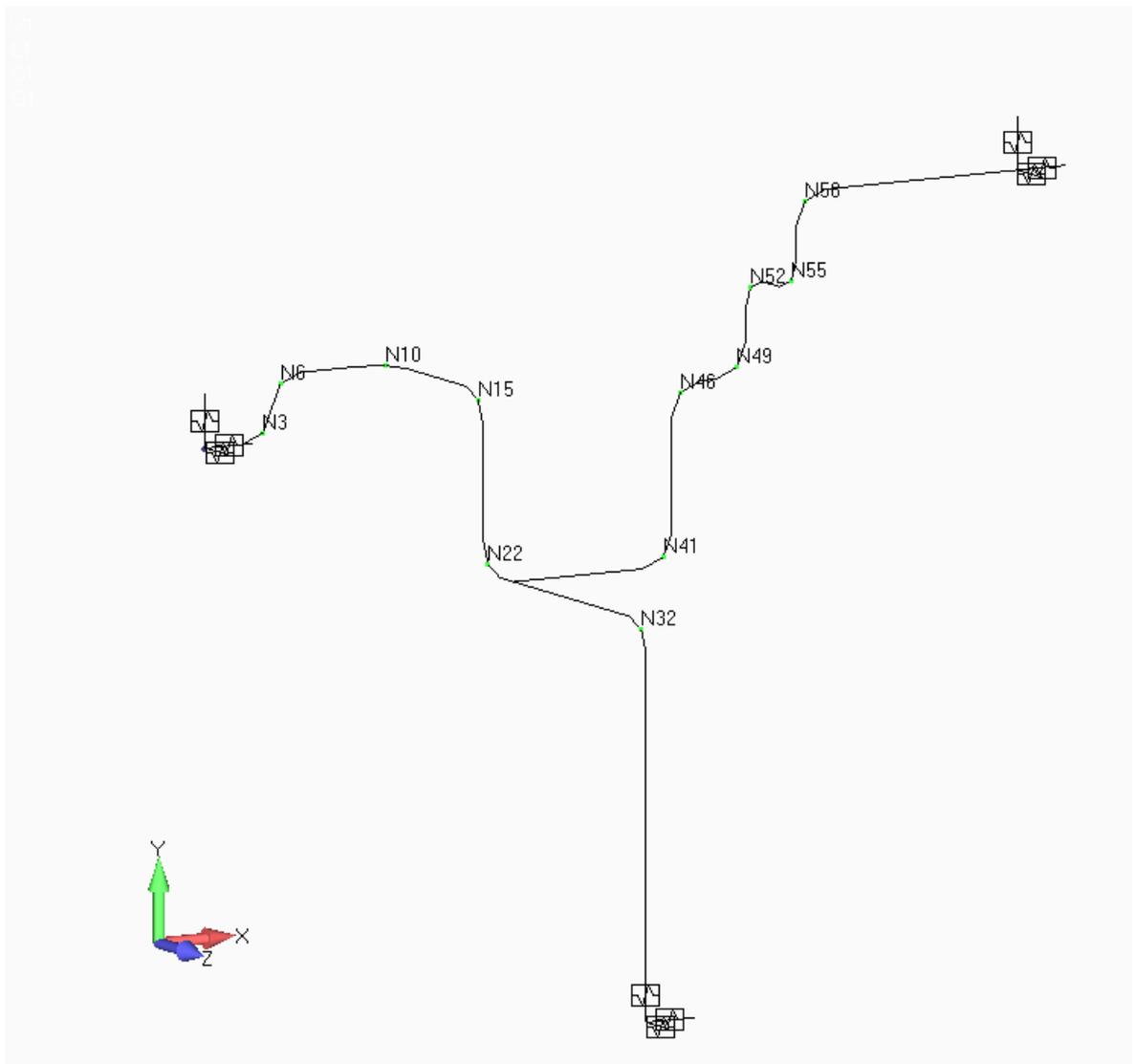


図 3.2.2(1)-に弾性解析のエルボの応力評価結果を示す。

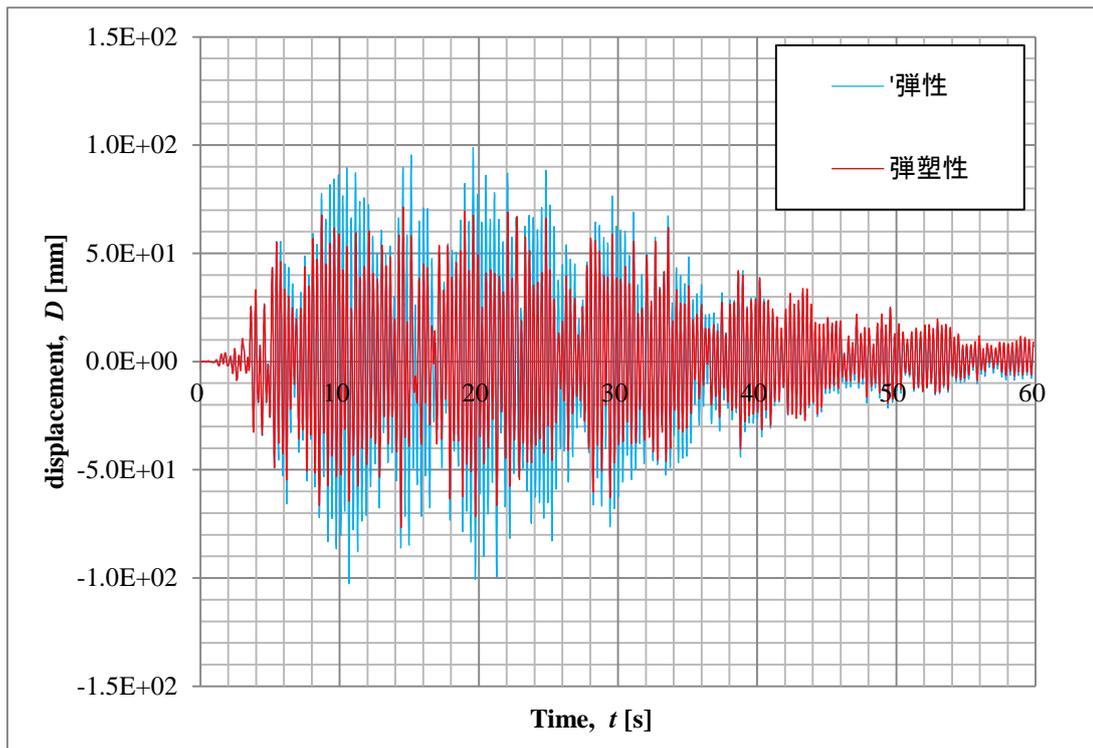


図 3.2.2(1)-8 と図 3.2.2(1)-9 に弾性解析及び弾塑性解析から得られた応答変位と応答加速度を示す。抽出点は、弾性解析において最も高い応力が発生している部位とした。

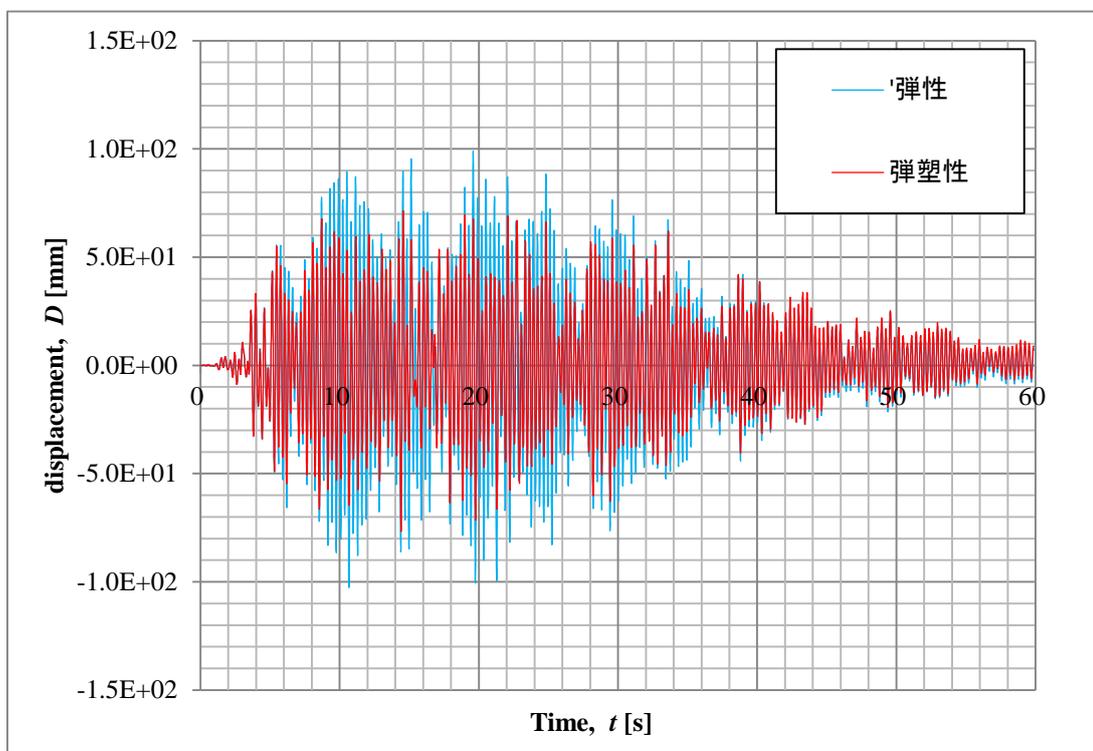
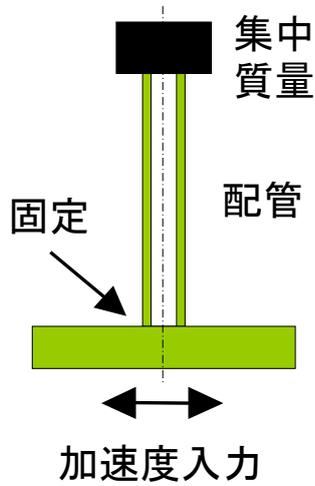


図 3.2.2(1)-8 と図 3.2.2(1)-9 に示すように、塑性域に到達することにより、応答変位と応答加速度が小さくなる傾向にあった。このことから過大地震に対して、慣性力による配管

破損が生じる可能性は低いと考えられる。参考に図 3.2.2(1)-7 に示す地震条件を 2.5 倍にした条件にて弾塑性解析を実施したところ、塑性崩壊には至らなかった。

次に相対変位について、配管サポートの有無によるアンカー点の反力を求めた。その結果、アンカー点の反力は配管サポートがある場合は 7275 N、機能が喪失した場合は 1273 N となり、相対変位に対してはサポート機能が喪失する方が配管系としては破損する可能性が低くなると考えられる。

上記の結果から、過大地震に対し、慣性力による配管破損は比較的柔な構造であってもその可能性は低く、一方で、相対変位に対しては剛な構造である方が配管破損の可能性が高くなることを解析的に確認した。

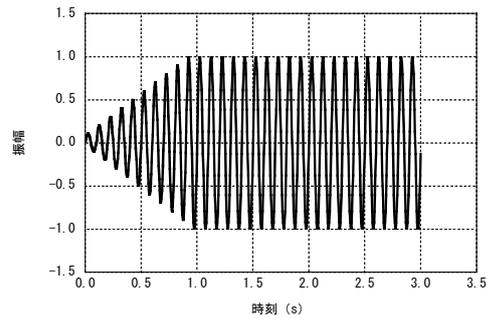


管外径	183.4 mm
管板厚	11.0 mm
管長さ	800.0 mm
固有振動数	20, 15, 10, 5 Hz
集中質量	固有振動数より
ヤング係数	19840 kg/mm ²
降伏点	15.87 kg/mm ²
硬化係数	444.2 kg/mm ²
内圧	・なし(5 Hz、10 Hz) ・73.9 kg/cm ²
減衰比	1 %
加振振動数	10 Hz連続正弦波 (20Hzは2重正弦波)

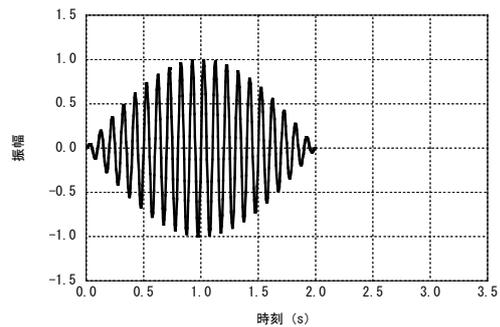
SUS304, RT

図 3.2.2(1)-46 巨大地震に関する検討 (計算条件)

固有振動 (Hz)	内圧	Sy加速度 (G)
5	なし	0.749
10	なし	0.0259
15	なし	1.218
15	あり	1.193
20	なし	2.93
20	あり	2.85



連続正弦波



2重正弦波

図 3.2.2(1)-47 巨大地震に関する検討 (入力加速度)

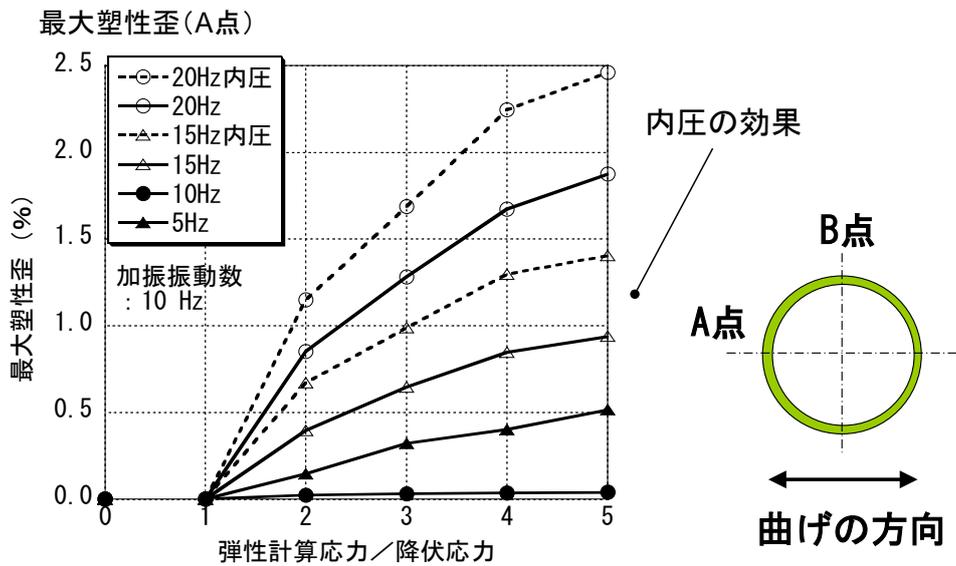
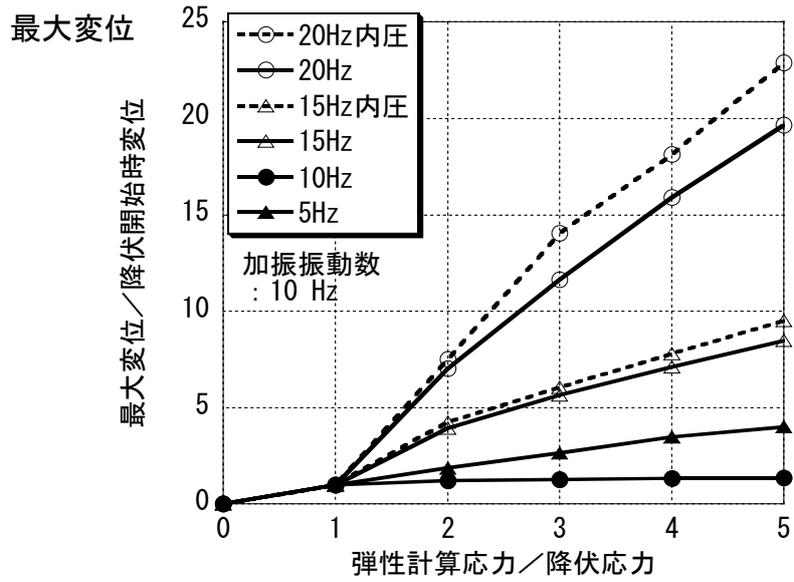


図 3.2.2(1)-48 巨大地震に関する検討 (検討結果)

表 3.2.2(1)-1 固有値

モード	固有周波数 (Hz)	固有周期 (Sec)	最大ノルム	項目	X	Y	Z	θ_x	θ_y	θ_z
1	2.0	0.4993	0.239	刺激係数	-2.79E+00	6.90E-01	2.01E+00	-2.44E-02	-5.54E-02	-1.68E-03
				有効質量	7.80E+00	4.77E-01	4.03E+00	5.95E-04	3.07E-03	2.82E-06
				有効質量比率	6.22E-01	3.66E-02	3.04E-01	7.64E-06	1.23E-05	5.86E-08
2	2.8	0.3547	0.277	刺激係数	-1.79E+00	6.92E-01	-2.76E+00	6.46E-02	-1.42E-01	1.04E-01
				有効質量	3.19E+00	4.79E-01	7.61E+00	4.17E-03	2.01E-02	1.08E-02
				有効質量比率	2.54E-01	3.68E-02	5.75E-01	5.36E-05	8.04E-05	2.24E-04
3	3.2	0.3121	0.341	刺激係数	9.65E-01	3.13E+00	2.10E-01	1.08E-01	3.29E-01	-1.59E-01
				有効質量	9.31E-01	9.79E+00	4.41E-02	1.17E-02	1.08E-01	2.52E-02
				有効質量比率	7.43E-02	7.53E-01	3.34E-03	1.50E-04	4.32E-04	5.23E-04
4	5.2	0.1927	0.395	刺激係数	3.58E-01	3.97E-01	1.96E-01	-5.07E-01	-2.38E-01	-3.35E-01
				有効質量	1.28E-01	1.58E-01	3.85E-02	2.57E-01	5.65E-02	1.12E-01
				有効質量比率	1.02E-02	1.21E-02	2.91E-03	3.30E-03	2.26E-04	2.34E-03
5	8.0	0.1246	0.475	刺激係数	-4.75E-01	1.44E-01	-8.31E-01	-3.80E-01	6.37E-01	-6.84E-01
				有効質量	2.26E-01	2.08E-02	6.91E-01	1.45E-01	4.05E-01	4.68E-01
				有効質量比率	1.80E-02	1.60E-03	5.22E-02	1.86E-03	1.62E-03	9.71E-03
6	13.6	0.0733	0.598	刺激係数	-1.03E-02	-1.14E+00	1.08E-01	3.27E-01	1.32E+00	-1.25E+00
				有効質量	1.06E-04	1.30E+00	1.16E-02	1.07E-01	1.74E+00	1.55E+00
				有効質量比率	8.49E-06	9.96E-02	8.77E-04	1.37E-03	6.96E-03	3.23E-02
7	14.5	0.0690	1.091	刺激係数	6.72E-02	1.08E-01	-1.61E-01	-2.45E-01	6.96E-01	-1.64E+00
				有効質量	4.52E-03	1.16E-02	2.60E-02	5.98E-02	4.85E-01	2.70E+00
				有効質量比率	3.60E-04	8.89E-04	1.97E-03	7.67E-04	1.94E-03	5.61E-02
8	18.4	0.0545	1.468	刺激係数	-3.63E-02	1.64E-01	1.16E-02	4.83E-01	1.80E+00	-1.37E+00
				有効質量	1.32E-03	2.70E-02	1.35E-04	2.34E-01	3.25E+00	1.88E+00
				有効質量比率	1.05E-04	2.07E-03	1.02E-05	3.00E-03	1.30E-02	3.90E-02
9	18.6	0.0537	1.896	刺激係数	4.53E-02	1.82E-01	4.13E-01	3.33E-01	6.58E-01	-3.33E-01
				有効質量	2.05E-03	3.32E-02	1.70E-01	1.11E-01	4.32E-01	1.11E-01
				有効質量比率	1.64E-04	2.55E-03	1.29E-02	1.42E-03	1.73E-03	2.30E-03

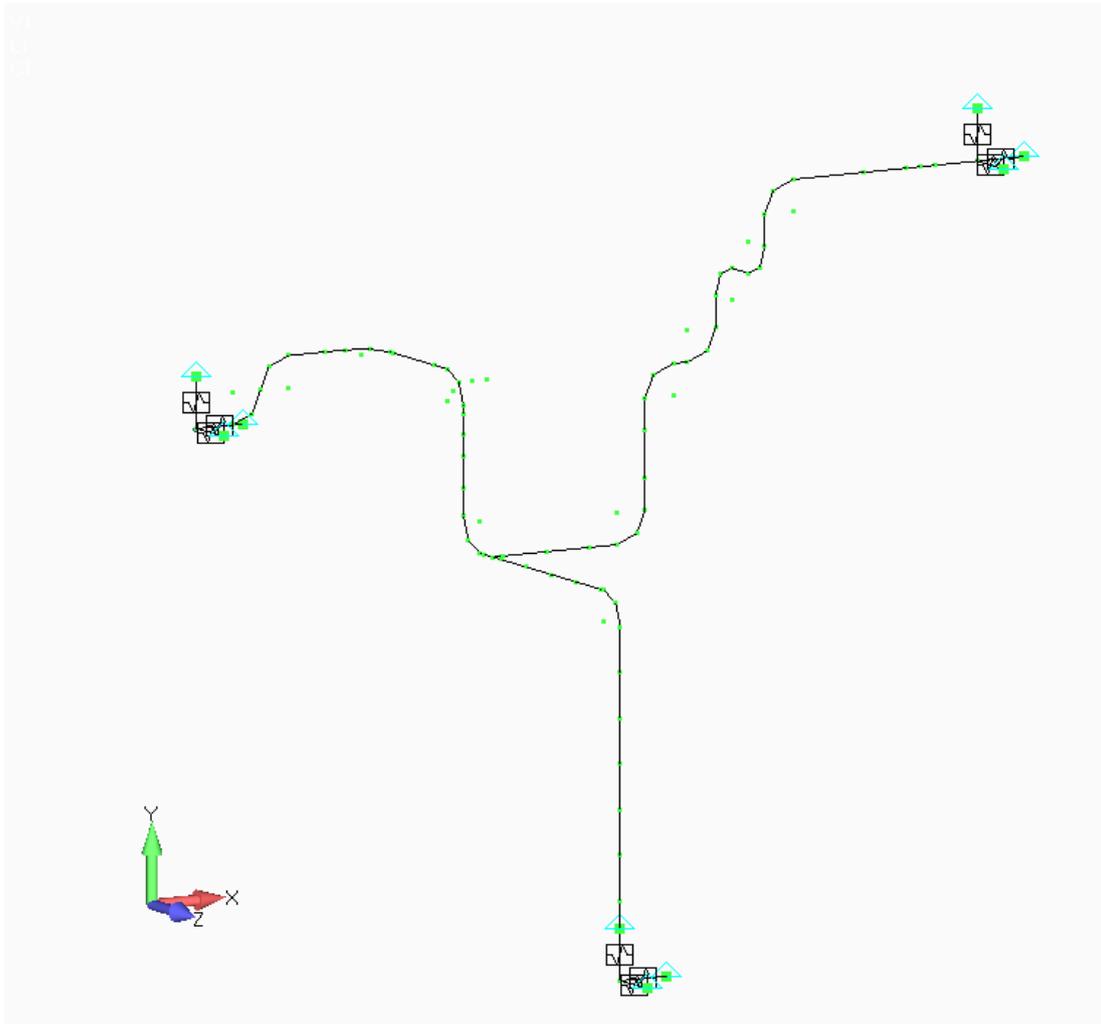
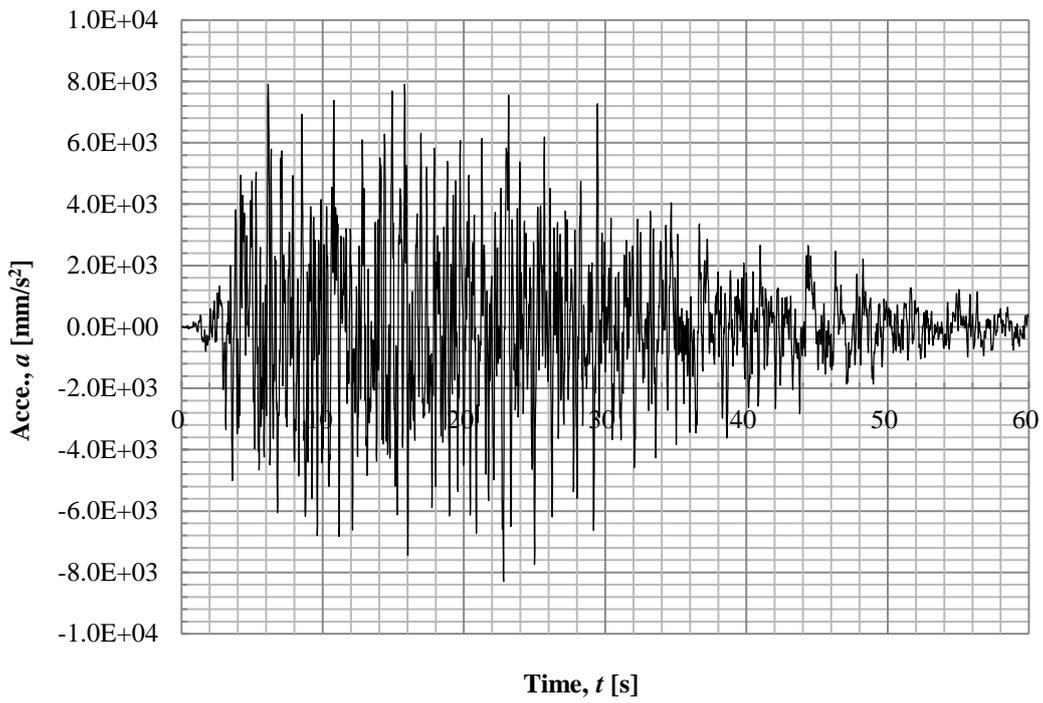
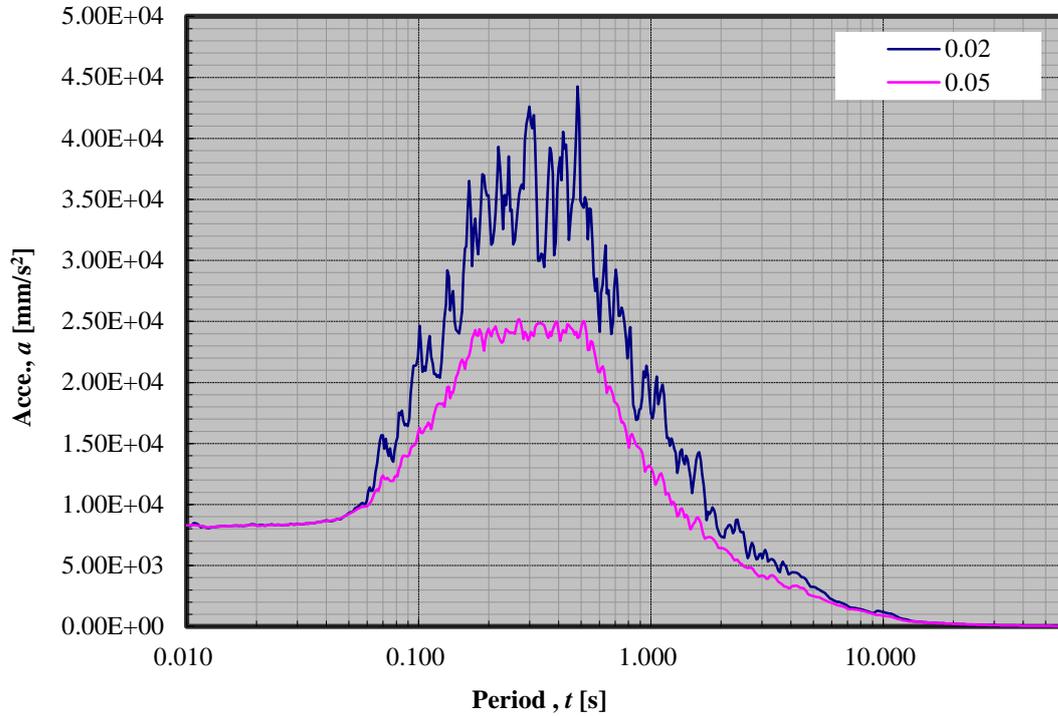


図 3.2.2(1)-49 配管系モデル

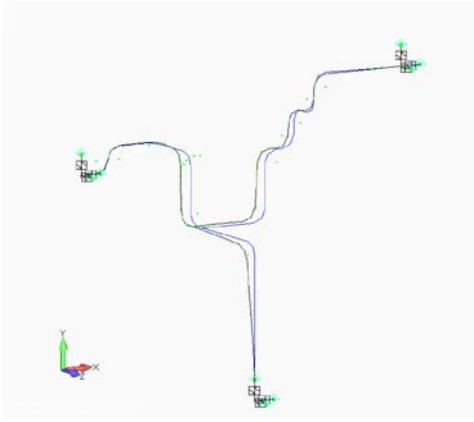


(a) 時刻歴波形

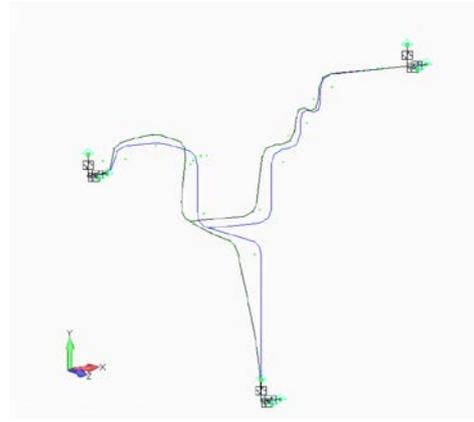


(b) 床応答曲線

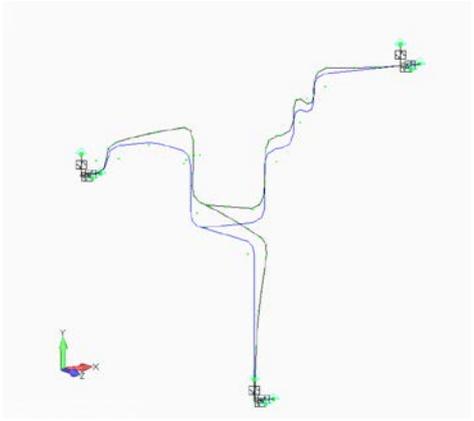
図 3.2.2(1)-50 地震条件



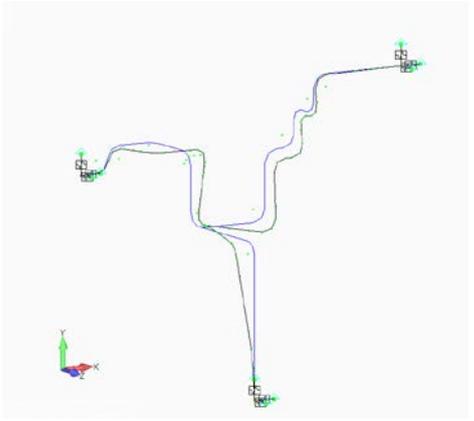
2.00 Hz



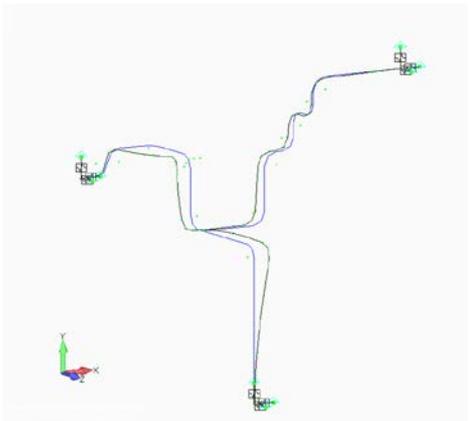
2.82 Hz



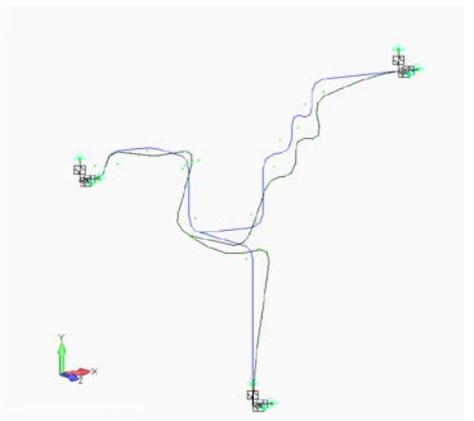
3.20 Hz



5.19 Hz

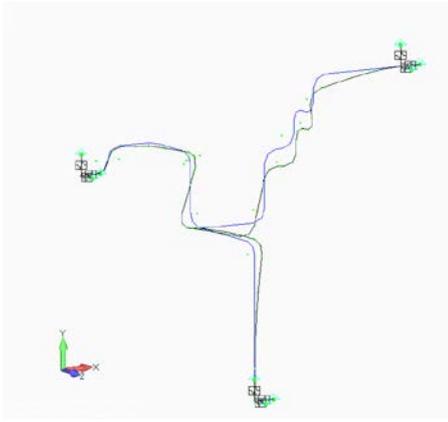


8.02 Hz

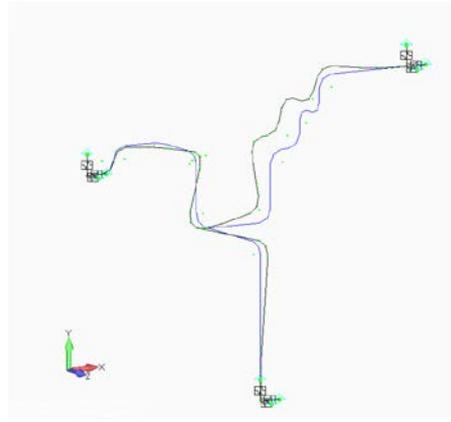


13.6 Hz

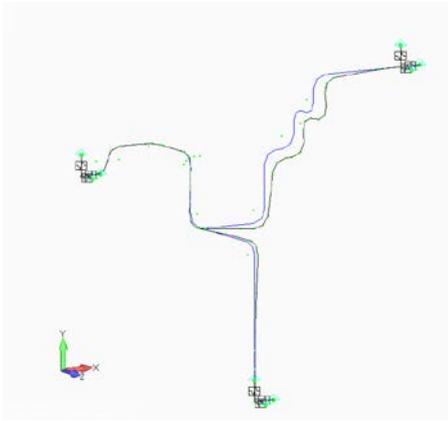
図 3.2.2(1)-51 モード図 (1/2)



14.5 Hz



18.4 Hz



18.6 Hz

図 3.2.2(1)-52 モード図 (2/2)

Node	Fx	Fy	Fz	Mx	My	Mz	合成モーメント	断面係数	応力係数	発生応力
	N	N	N	N	N	N	Nmm	mm ³	-	MPa
3	8.61E+04	8.42E+04	6.32E+04	6.94E+07	5.17E+07	6.00E+07	1.05E+08	3.91E+05	2.51	675
6	8.61E+04	8.41E+04	6.32E+04	7.88E+07	6.08E+07	3.90E+07	1.07E+08	3.91E+05	2.51	686
10	5.67E+04	4.76E+04	1.13E+05	1.16E+08	1.46E+07	5.06E+07	1.27E+08	3.91E+05	2.51	817
15	5.86E+04	1.13E+05	3.80E+04	9.18E+07	4.42E+07	9.07E+07	1.36E+08	3.91E+05	2.51	875
22	1.38E+05	8.04E+04	2.91E+04	7.71E+07	3.54E+07	1.49E+08	1.71E+08	3.91E+05	2.51	1098
32	1.62E+05	8.62E+04	4.14E+04	3.40E+07	2.14E+07	1.27E+08	1.33E+08	3.91E+05	2.51	856
41	1.46E+05	2.29E+04	3.94E+04	5.22E+07	2.17E+07	1.03E+08	1.18E+08	3.91E+05	2.51	754
46	1.48E+05	2.40E+04	3.86E+04	1.66E+07	3.07E+07	1.13E+07	3.67E+07	3.91E+05	2.51	236
49	1.48E+05	2.45E+04	3.83E+04	2.72E+07	5.04E+07	4.48E+07	7.27E+07	3.91E+05	2.51	466
52	1.13E+05	5.99E+04	8.94E+04	4.28E+07	2.86E+07	3.34E+07	6.13E+07	3.91E+05	2.51	393
55	1.13E+05	6.05E+04	8.95E+04	7.81E+06	3.03E+07	5.04E+07	5.93E+07	3.91E+05	2.51	381
58	1.50E+05	2.60E+04	3.80E+04	1.06E+07	3.94E+07	8.16E+07	9.12E+07	3.91E+05	2.51	585

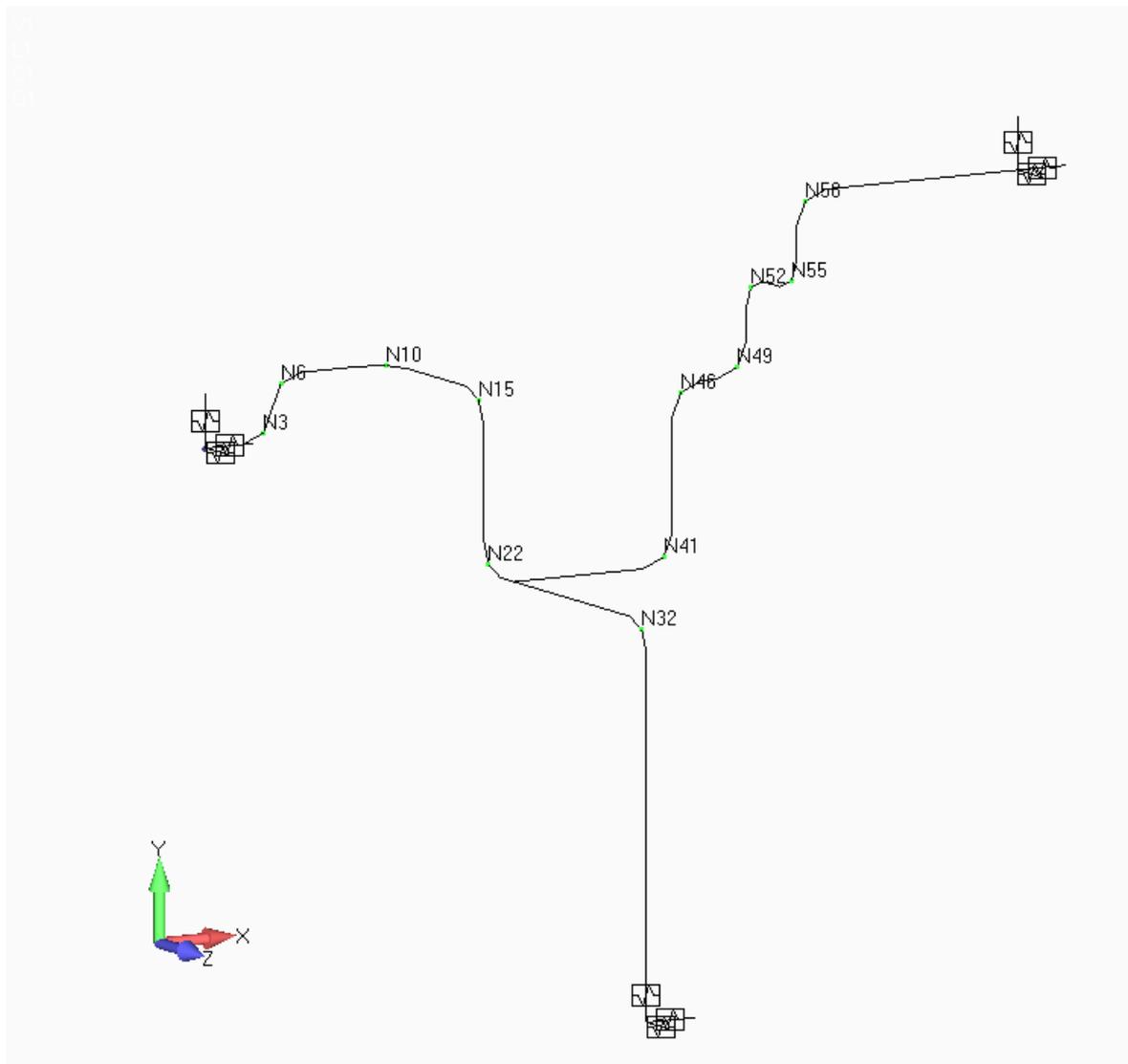


図 3. 2. 2(1)-53 弾性応力評価結果

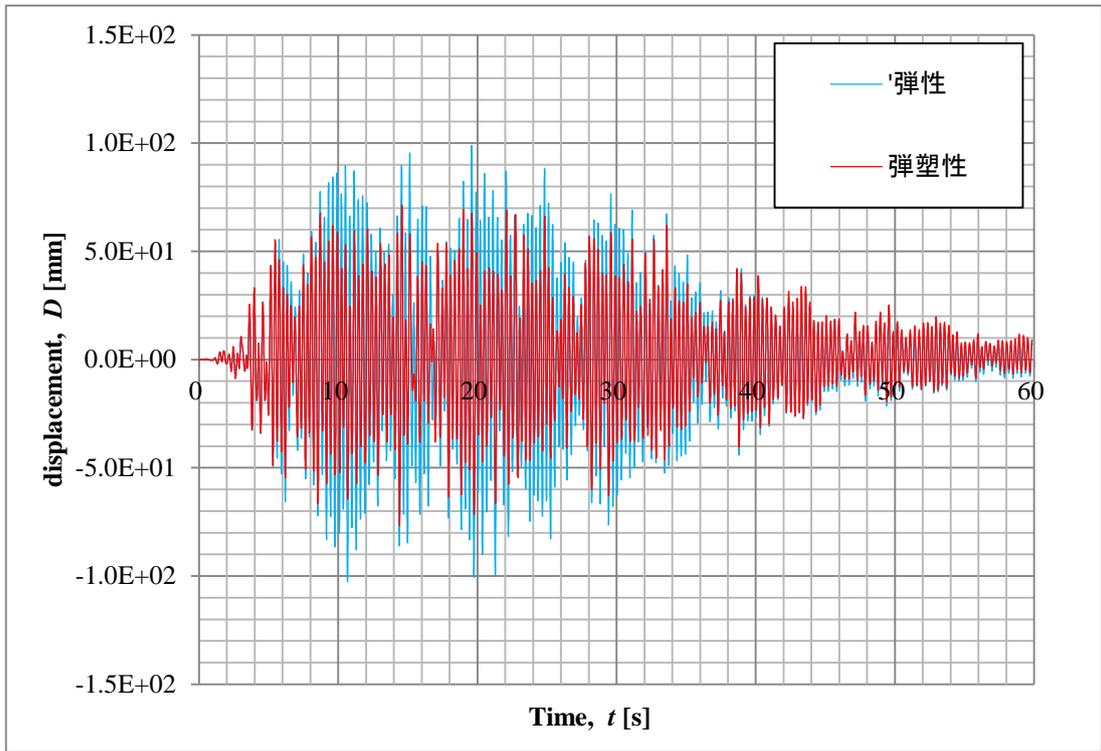


图 3.2.2(1)-54 应答变位

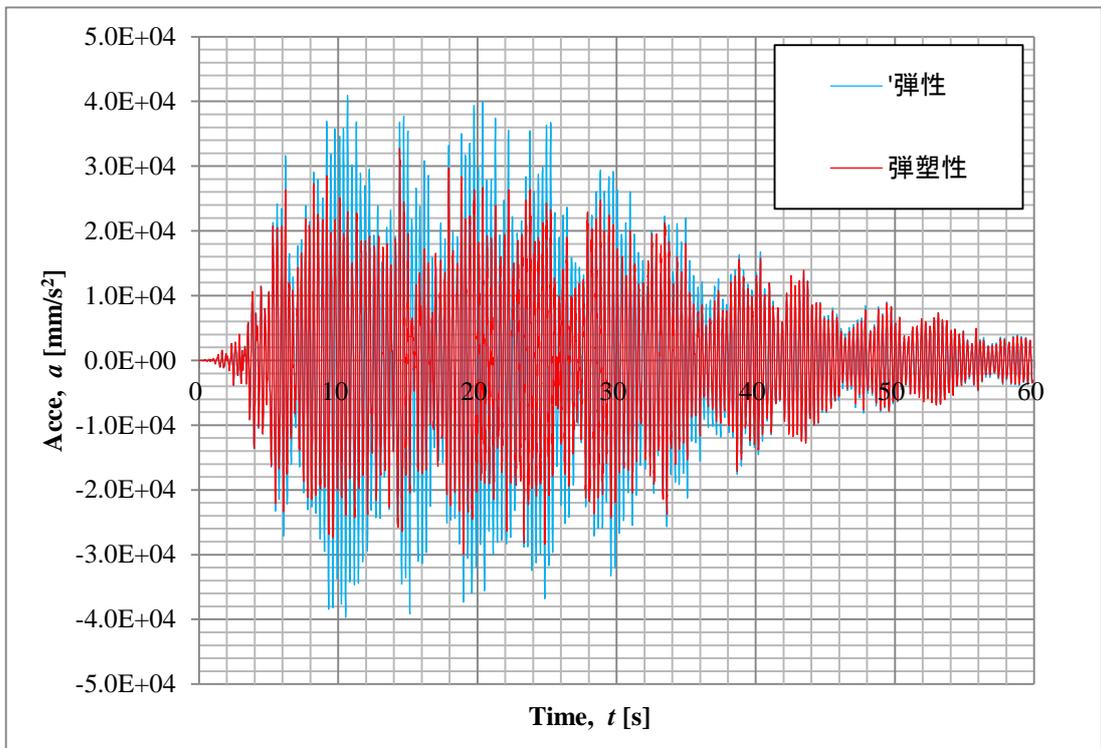


图 3.2.2(1)-55 应答加速度

<参考文献>

- [1] “狭隘流路における伝熱モデルの検証”、岡野等、原子力安全システム研究所技術システム研究所、2004年
- [2] “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年版）”、JSME S NX2-1014、日本機械学会、2014年7月
- [3] “発電用原子力設備規格溶接規格（2012年版）”、JSME S NC1-2012、日本機械学会、2013年3月
- [4] “原子力発電所耐震設計技術規程”、JEAC4601-2008、日本電気協会、2008年

(2) 破損モードの判定（破損モードマップによる判定）

① 破損モードマップの概念

これまでに、安全上重要な設備である原子炉圧力容器と一次系配管および原子炉格納容器を評価対象として、極限荷重であるシビアアクシデント時に発生する過温過圧、並びに過大地震を荷重源とした強振動荷重に対する破損メカニズムについて明らかにしてきた。ここでは、明らかになった破損メカニズムを基に、破損モードマップを作成する。

破損モードマップとは、評価対象設備に作用する荷重と形状をパラメータとして、過温過圧又は過大地震によって発生する破損モードを判別するためのマップである。この破損モードマップを精緻に作成できれば、壊れる場所、順番、破損モードの特定が可能となり、既存の原子力プラントあるいは新規原子力プラントに対し、より安全性を増す原子炉構造物の破局的破壊防止策の提案が可能になると考えられる。この破損モードマップの概念について、円筒形の過温過圧に対する概念を図 3.2.2(2)-1 に、配管の地震荷重に対する概念を図 3.2.2(2)-2 に示す。

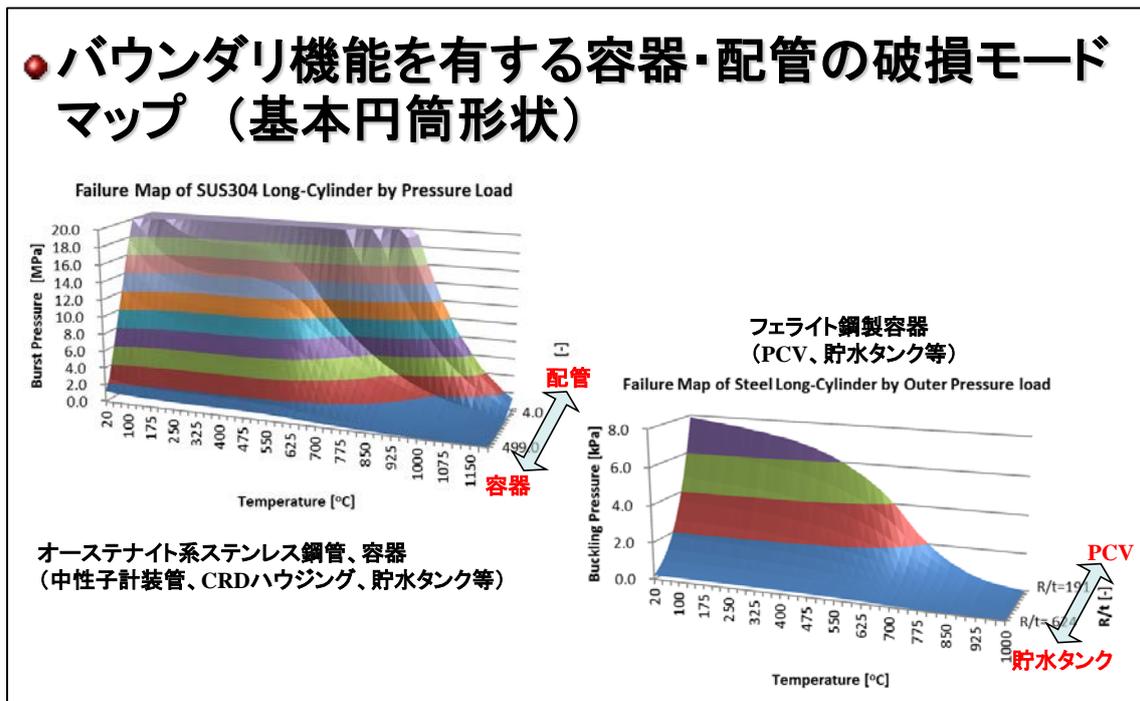


図 3.2.2(2)-1 破損モードマップの例（円筒形状の内圧荷重）

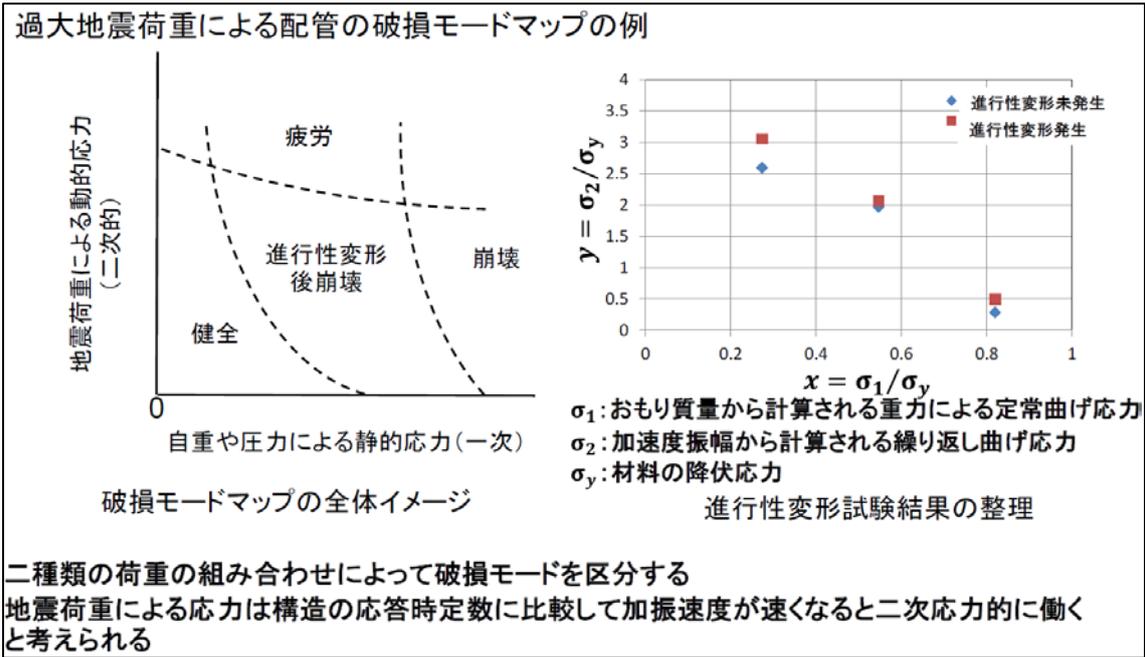


図 3.2.2(2)-2 破損モードマップの例 (配管の地震荷重)

② 破損モードマップの具体化

1) 過温過圧

過温過圧に対する破損モードマップとして、原子炉压力容器下鏡を例に具体化を試みた。原子炉压力容器ではシビアアクシデントの炉心損傷で発生した炉心溶融燃料が炉底部に堆積し、下鏡を加熱する。この下鏡には制御棒駆動機構のための貫通孔、炉心核計装管用の貫通孔などを有し複雑な形状となっている。しかしながら、複雑な構造物であるが、先に示した様に基本的な破損メカニズムが明らかになったため、荷重モードと形状パラメータで破損モードを判断することが可能である。

原子炉压力容器下鏡の炉心溶融燃料による破損メカニズムの概要は次のとおり。

<貫通孔が無い場合>

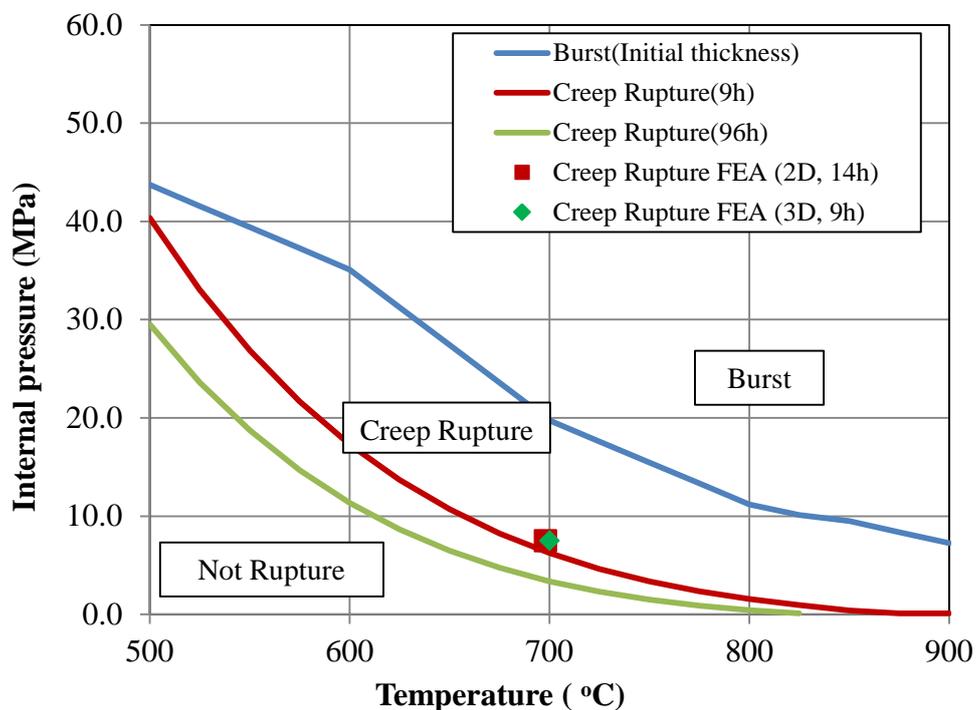
- ・内圧により下鏡全体に一次膜応力が発生する。
- ・炉心溶融燃料の堆積により、下鏡が加熱される。
- ・鏡内表面の温度上昇により熱応力が発生し、塑性・クリープひずみが増加する。
- ・加熱部全体がほぼ均一の温度になり、熱膨張変形で内表面の応力は緩和される。
- ・加熱部は高温のため、外表面側からクリープ損傷が進行し、下鏡頂部で破断する。

<貫通孔が有る場合>

- ・内圧により下鏡全体に一次膜応力が発生する。
- ・炉心溶融燃料の堆積により、下鏡、CRD スタブチューブが加熱される。
- ・鏡内表面の温度上昇により熱応力が発生し、塑性・クリープひずみが増加する。
- ・周りに比べ CRD スタブチューブ付根部に集中して発生する。
- ・加熱部全体がほぼ均一の温度になり、熱膨張変形で CRD スタブチューブを含め内表面の応力は緩和される。
- ・加熱部は高温のため、外表面側からクリープ損傷が進行する。

- ・クリープ損傷が CRD スタブチューブ付根部に近づく初期に発生したクリープ損傷領域と繋がり、破断する。

上記の破損メカニズムを考慮すると、温度をパラメータとしたクリープ損傷が主体であるが、温度上昇による構造材の強度低下（内圧バースト破損）も考慮する必要がある。そこで、温度と内圧をパラメータとした破損モードマップを検討した。クリープ損傷は内圧による一次膜応力と評価温度でクリープ破断時間を算出する。内圧バースト破損は球殻の理論式から求まる周方向応力が引張強さに達した時点で破損とした。破損モードマップの例を図 3.2.2(2)-3 に示す。



評価対象：原子炉压力容器下鏡部

構造材料：JIS SQV2A

形状パラメータ：内半径/板厚比 $R/t=20$

荷重パラメータ：炉心溶融デブリによる過温・過圧

(事故後、過温・過圧状態が定常的に作用すると仮定)

図 3.2.2(2)-3 RPV 下鏡を対象とした破損モードマップの具体例

2) 過大地震

過大地震に対する破損モードマップとして、原子炉発電設備の配管系を念頭に具体化を試みた。

これまでの耐震強度試験や平板振動試験等で得られた配管要素及び配管系の破損メカニズムの概要は次のとおりである。

<実機配管要素の破損挙動>

- ・ 振動荷重に対して配管要素は崩壊せず、疲労破損が発生する。
- ・ 荷重条件の一次応力/降伏応力比は 0.2 未満

<模擬材配管要素の破損挙動>

- ・ 錘付き配管要素試験体では、大変形又は進行性変形が発生し崩壊する。
- ・ 崩壊した荷重条件の一次応力/降伏応力比は 0.6 以上

<配管系の応答挙動>

- ・ 過大地震に対して弾塑性特性を考慮すると応答変位及び応答加速度は低下する。
- ・ 応答加速度の低下は慣性力による崩壊の可能性を低下させる。
- ・ サポート機能喪失でも、弾塑性特性の効果で応答変位及び応答加速度の増加は抑制される。

上記の検討結果を基に推定した原子力発電設備配管系に過大地震が作用した場合の破損挙動の具体的事象例を次に示す。

- ・ 地震動が作用すると配管系全体が応答するが、配管支持構造物がこれらの応答挙動を拘束し、応答変位及び応答加速度の発生を抑制している。(設計領域の挙動)
- ・ 地震動が過大に作用すると、配管本体よりも先に配管支持構造物(アンカーを除く)が損傷又は機能喪失する可能性が高くなる。
- ・ 配管支持機能が喪失すると、配管系の応答変位及び応答加速度は増加する。
- ・ 増加した応答変位及び応答加速度で配管系の最弱部(エルボやティなど)が塑性化する。その後、当該部が塑性ヒンジとなり、配管系全体の剛性が低下すると共に応答変位及び応答加速度も低下する。
- ・ 応答加速度と対になる慣性力が低下するため、慣性力に起因する塑性崩壊の可能性は低下する。
- ・ 一方、交番荷重は作用し続けるため、疲労損傷が進行して貫通亀裂が発生し、内部流体が漏えいする。

上記の破損挙動を網羅する配管系の破損モードマップには、配管系としての応答挙動に基づく破損モードと配管要素単体に対する破損モードの2つの異なる破損モードマップが必要である。

配管系の応答挙動に基づく破損モードマップのイメージ例を図 3.2.2(2)-4 に示す。横軸は入力加速度の大きさ、縦軸は応答値を示している。配管支持機能が維持されていれば応答加速度は線形的に増加するが、配管支持機能喪失で応答変位および応答加速度が一時的に増加する。しかし配管系の最弱部が塑性化して配管系の応答が低下する。これは、配管系の応答は地震動の大きさに比例して際限無く増加することはないことを示している。ここで示した応答率線が

崩壊発生の限界線とみなすことが可能であり、この限界線を超える領域が塑性崩壊を起こす可能性が高いと考えられる。

次に配管要素（エルボ）の破損モードマップの例を図 3.2.2(2)-5 に示す。横軸に加振振動数と卓越振動数の比を、縦軸に内圧や自重等による一次応力の降伏応力に対する比率を示している。実験検討から、100 回未満で崩壊するのは一次応力比が 0.6 以上の場合で、かつ加振振動数比が 1.0 未満のである。この荷重領域で崩壊が発生する可能性が高いといえる。図 3.2.2(2)-6 は平板の破損モードマップの例であり、横軸に降伏応力に対する一次応力の比、縦軸に同様に二次応力の比を示している。静的理論解を越える領域で崩壊が発生する可能性が高いことを示している。

この様に、過大地震による配管系の破損モードは、配管系としての応答と配管要素の応答を組み合わせる事で、破損モード、特に崩壊の可能性を判定することが可能である。なお、疲労に関しては従来の設計手法に基づき、配管要素表面の繰返しピーク応力強さと繰返し回数から疲労損傷の評価が可能である。また、疲労により貫通亀裂が発生したとしても配管破断などの大規模破損を伴うバウンダリ破損には至らない。

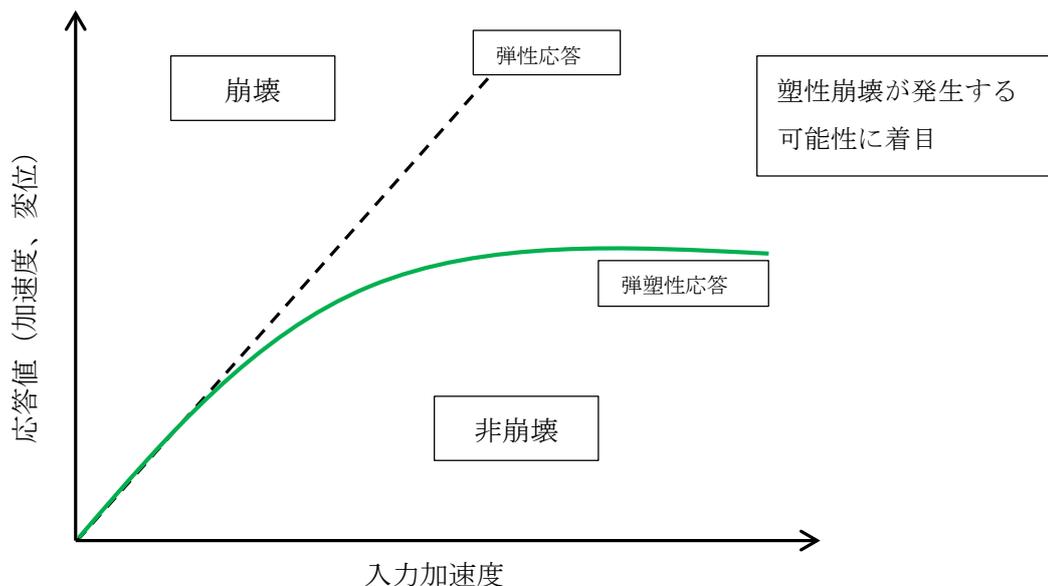


図 3.2.2(2)-4 配管系の破損モードマップのイメージ例（崩壊のみ）

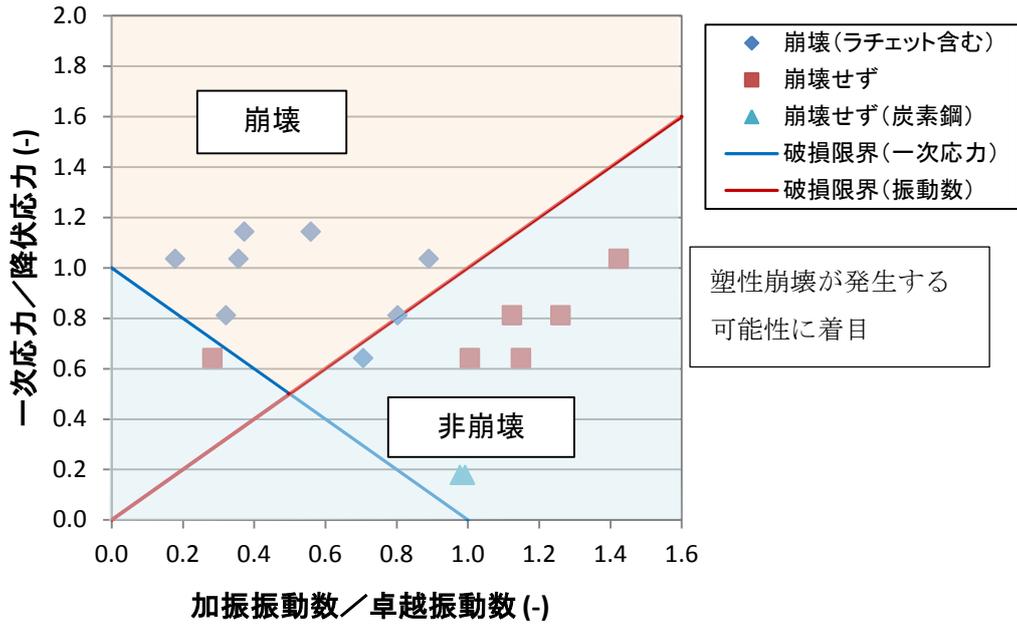


図 3.2.2(2)-5 配管要素（エルボ）の崩壊発生に関する破損モードマップの具体例

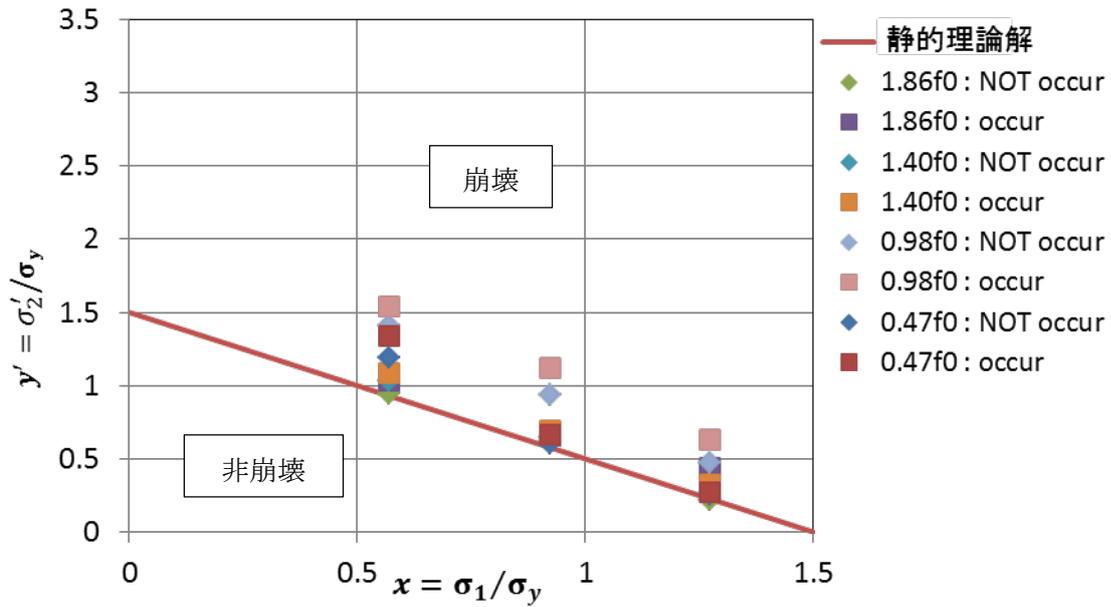


図 3.2.2(2)-6 平板の崩壊発生に関する破損モードマップの具体例

(3) 破損モード毎の強度支配因子とクライテリア

3.1 節ではプラントの安全機能上重要な原子炉構造物から評価対象設備を抽出し、これら評価対象設備に作用する荷重モードと破損モードを調査・整理し、限界強度評価法として検討すべき荷重モードおよび破損モードを提案した。この限界強度評価法に基づき、応力解析等により破損挙動および限界荷重を確認し、3.2.2(1)及び(2)項では破損モードマップの概念を検討した。

これまでの検討を踏まえ、極限荷重に対する限界強度評価法を検討した。各荷重モードに対する破損モード毎の強度支配因子とクライテリアを、現行の設計基準事象に対する限界強度評価法との違いを合わせて表 3.2.2(3)-1 に示す。現行の設計基準は原子炉構造物に安全率を考慮した応力ベースの評価体系だが、極限荷重に対してはバウンダリ破損の防止が前提となることから、構造材料の限界を考慮した真破断ひずみをベースとした評価体系とすることができる。この評価体系を適用するためには、極限荷重に対する原子炉構造物の応答挙動を精度良く詳細に予測する高精度な大規模非線形解析手法が必要不可欠となるが、3.2.1 項で開発した解析評価手法が適用できる。さらに、構造材料の高温側の真破断ひずみやクリープ特性等の材料データベースの構築が今後必要である。

ここでは、原子炉構造物の代表的な評価対象である原子炉圧力容器ノズル（下鏡ハウジング管台）、中性子計測管／制御棒駆動ハウジング、格納容器貫通／開口部、冷却系配管について、それぞれの構造上の特徴および破損モードに応じた限界強度評価法と限界状態関数の例を検討した。検討結果を表 3.2.2(3)-2 から表 3.2.2(3)-5 に示す。

表から明らかなように、評価対象とした設備、部位によって破壊シナリオが異なるため、破損モードが異なり、限界強度評価法を検討する際に考慮しなければならない支配パラメータも異なる。例えば、原子炉下部鏡のノズル（ハウジング管台を含む）及び中性子計測管、制御棒駆動ハウジングなどは、炉底部に堆積した炉心溶融デブリの影響で非常に高温になるので、クリープの影響を強く受けることになる。また、構造によって、炉内に発生した高圧が内圧として作用するものと外圧として作用するものがあり、それによって破損モードも異なる。これに対して、格納容器は温度が上昇したとしてもクリープ領域までは上昇しないので、支配パラメータとしては弾塑性ひずみが主体となる。また、冷却系配管は、大きな余震を伴う過大地震を考えた場合、建屋間あるいは機器間の相対変位による配管破断や地震荷重の繰返しによる疲労破壊が破損モードとなるので、変位量及び弾塑性ひずみ範囲が支配パラメータとなる。

以上の検討結果に基づいて、それぞれの表に、破損モード毎に限界状態関数の一般式を示した。これらの具体的な関数形は、後述の信頼性評価を用いた限界強度評価法の開発において検討される。

表 3.2.2(3)-1 設計基準事象と極限荷重に対する限界強度評価法の違い

荷重モード	設計基準事象（第1層～第3層）に対する限界強度評価法 全ての破損モードを保守的に評価			極限荷重（第4層）に対する限界強度評価法 実際に起こる破損モードを破損モードマップで判定		
	破損モード	強度因子と評価法	クライテリア	破損モード	強度因子と評価法	クライテリア
高温内圧	延性破壊	弾性解析による応力	引張強さ	延性破壊	非弾性解析による弾塑性ひずみ	真破断ひずみ
	クリープ破断	弾性解析による応力	クリープ損傷 クリープ破断伸び	クリープ破断	非弾性解析によるクリープひずみ（応力履歴）	クリープ損傷 クリープ破断伸び
	—	—	—	局部破損	非弾性解析によるクリープひずみ、多軸度	多軸度を考慮した真破断ひずみ
高温外圧	弾性座屈	弾性解析による座屈圧力	座屈圧力	弾塑性座屈	非弾性解析による座屈荷重	構造不安定変形開始荷重
	—	—	—	クリープ座屈	非弾性解析によるクリープ座屈荷重、時間、温度	構造不安定変形開始荷重
	—	—	—	座屈後破断	非弾性解析による弾塑性ひずみ	真破断ひずみ
過大地震	（低サイクル疲労）	弾性解析による応力	応力範囲 疲労損傷係数	低サイクル疲労 （進行性変形を含む）	非弾性解析による弾塑性ひずみ	疲労損傷係数
	塑性崩壊	弾性解析による応力	流動応力	塑性崩壊 （進行性変形を含む）	非弾性解析による変形	構造不安定変形開始荷重
	延性崩壊	弾性解析による応力	引張強さ	延性破壊 （進行性変形を含む）	非弾性解析による弾塑性ひずみ	真破断ひずみ

表 3.2.2(3)-2 評価対象部位と限界強度評価法の例(1/4)

項目	内容		
評価部位	No.1 原子炉容器下部鏡ノズル (ハウジング管台)		
破損想定実機構造 構造図・解析例	<p style="text-align: center;">中性子計測ハウジング 制御棒駆動ハウジング スタブチューブ</p>		
破壊シナリオ	炉心溶融デブリが炉底部に堆積し、その発熱による熱膨張変形やクリープ変形等を伴い破壊する。		
強度評価法	破損モード	支配パラメータ	限界強度評価法 限界状態関数
	【高温内圧】 弾塑性座屈	座屈荷重	【弾塑性座屈】 $G = G(P', P_C)$
	クリープ破断	クリープひずみ	【クリープ破断】 $G = G(\epsilon_c, \epsilon_{c,C})$
局部破損	弾塑性ひずみ	【局部破断】 $G = G(\epsilon_{peq.}, \epsilon_{peq.,C})$	
備考			

表 3.2.2(3)-3 評価対象部位と限界強度評価法の例(2/4)

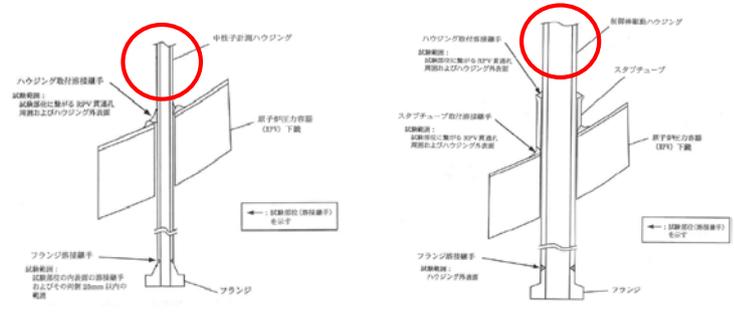
項目	内容		
評価部位	No. 2 中性子計測管／制御棒駆動ハウジング		
破損想定実機構造 構造図・解析例	 <p style="text-align: center;">中性子計測管 制御棒駆動ハウジング</p>		
破壊シナリオ	炉内の温度・圧力上昇に伴い管の外側が高圧となる場合に、管が破壊する。		
強度評価法	破損モード	支配パラメータ	限界強度評価法 限界状態関数
	【高温外圧】 弾性／弾塑性座屈	座屈荷重	【弾性・弾塑性座屈】 $G = G(P', P_C)$
	クリープ座屈	クリープひずみ	【クリープ破損】 $G = G(\epsilon_c, \epsilon_{c,C})$
局部破損	弾塑性ひずみ	【局部破損】 $G = G(\epsilon_{peq.}, \epsilon_{peq.,C})$	
備考			

表 3.2.2(3)-4 評価対象部位と限界強度評価法の例(3/4)

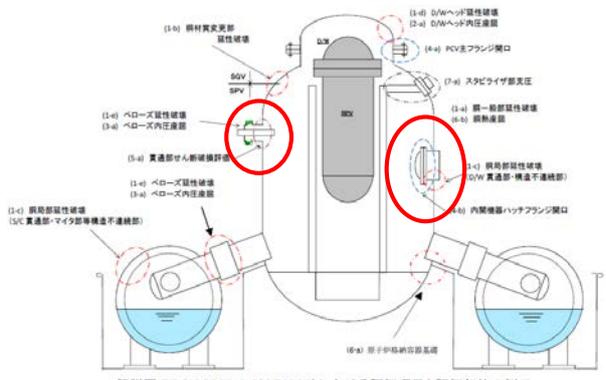
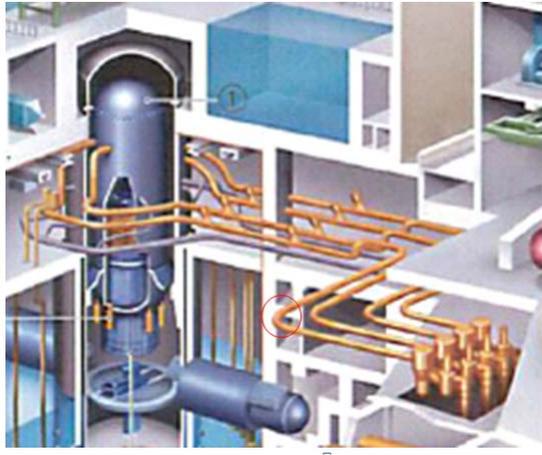
項目	内容		
評価部位	No.3 原子炉格納容器開口部		
破損想定実機構造 構造図・解析例	 <p style="text-align: center;">解説図 BSCV-2300-1: MARK-I 改における評価項目と評価部位の例示</p> <p style="text-align: center;">配管等の貫通部 機器搬入口の開口部等</p>		
破壊シナリオ	SR 弁作動、炉心溶融デブリの炉外放出等により PCV 内の温度・圧力が上昇し、構造不連続部となる PCV 開口部周りが破壊する。		
強度評価法	破損モード	支配パラメータ	限界強度評価法 限界状態関数
	【高温内圧】 (非クリープ) 局部破損	弾塑性ひずみ	【局部破損】 $G = G(\varepsilon_{peq.}, \varepsilon_{peq.,C})$
備考			

表 3.2.2(3)-5 評価対象部位と限界強度評価法の例(4/4)

項目	内容		
評価部位	No. 4 冷却系配管		
破損想定実機構造 構造図・解析例	 <p data-bbox="791 898 1098 927">BWRの主蒸気系配管の例</p>		
破壊シナリオ	強地震に対して配管系の応答変位は漸増せず、余震等を含めた繰り返し回数の増加により破壊する。		
強度評価法	破損モード	支配パラメータ	限界強度評価法 限界状態関数
	【地震動】 配管破断 (相対変位) 疲労破断	変位量 弾塑性ひずみ範囲	【配管破断】 $G = G(\delta_{\max}, \delta_{\max,C})$ 【疲労破断】 $G = G(\Delta\varepsilon_{\text{peq.}}, \Delta\varepsilon_{\text{peq.,C}})$
備考			

(4) 強度支配因子のばらつきの評価

① 序論

福島原子力発電所事故以降、設計想定外事象に対する影響緩和への重点的取り組みが求められている。低頻度で不確実性の大きい設計想定外事象に対して合理的な対策を講じるには、最適評価に不確実性を考慮した現実的事故シナリオに基づき脆弱点を解明し改善する必要がある。

設計想定を超えた事故条件のように荷重や応答、強度のいずれにも多数の不確実性が存在する場合には、荷重－破損組み合わせモード毎に荷重・応答・強度の支配因子を抽出し、各々の実力および不確実性をバランス良く考慮した限界強度評価が求められる。不確実性を考慮しない決定論的強度評価において、強度評価式 $R/SF > L$ (R ：強度、 SF ：安全係数、 L ：荷重) の成立はただちに健全を意味し、強度評価結果は「健全」or「不健全」の二値評価である。一方、荷重や強度の不確実性を考慮した確率論的強度評価においては、式 $R_{\mu}/SF > L_{\mu}$ (R_{μ} ：強度の平均値、 L_{μ} ：荷重の平均値) の成立は必ずしも健全を意味しない。強度評価結果は二値的ではなく、「健全性の程度」、すなわち信頼性を示すものとなる。信頼性は、一般に、破損確率値あるいは後述する信頼性指標値で表現される。また、その値は各荷重・応答・強度因子の不確実性の程度に依存する。

不確実性を考慮した構造物の信頼性評価手順は、一般に図 3.2.2(4)-1 のように書ける（例えば[1]など）。ステップⅠでは、評価対象構造物について要求機能を考慮して限界状態を設定し、破損モードを適切に選択して、限界状態に至るシナリオを決定する。ステップⅡでは、ステップⅠで同定した破損モードを数学的に記述して、限界状態を表現する数学モデルである限界状態関数を設定し、限界状態関数式中で不確実性を有する変数を確率変数としてその確率分布を設定する。ステップⅢではモンテカルロ法をはじめとする破損確率算定法により破損確率を算定し、感度解析等を実施する。

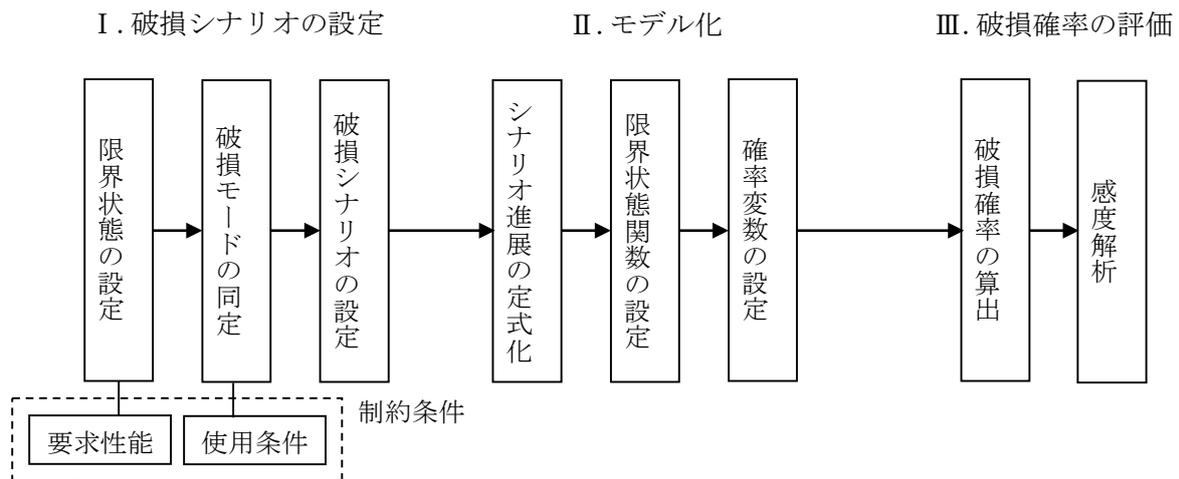


図 3.2.2(4)-1 信頼性評価手順[1]

本章では、設計想定を超える極限荷重下で考えられる原子炉構造物の破損モードに対して、強度理論および非弾性解析を活用した最適評価に荷重・応答・強度の不確実性を考慮した、信頼性に基づく限界強度評価の枠組みを提示することを目的とする。そのために、原子炉構

造物材料の代表的鋼種の材料データ等を調査し、基本的材料特性の確率分布モデルや母数、相関係数等を推定してばらつき特性を評価し整理する。「極限荷重の性質と破損メカニズムの解明」で摘出された主要な荷重-破損組み合わせモードおよび代表基本形状を対象として、荷重・応答・強度の不確実性を考慮した限界強度評価式の導出（信頼性照査式の導出）、破損確率の算定を行い、また、感度評価により支配的なばらつき因子を抽出する。

② 基本的材料特性のばらつき評価

原子炉構造物材料として SUS304 鋼を対象として、公開文献、国内の材料データベースを中心に調査した。参照したデータの概要を表 3.2.2(4)-1 に示す。

表 3.2.2(4)-1 参照データ概要

「高速原型炉高温構造設計方針 材料強度基準等」[2, 3]
450～800℃、クリープ試験
「SUS304, SUS321 および 2.25Cr-1Mo 鋼の高温および超高温引張試験」[4]
室温～900℃、引張り試験
「SUS304 鋼の材料試験データ集 (Ⅲ)」[5]
室温～900℃、引張試験、クリープ試験、疲労試験、クリープ疲労試験、大気中データを抜粋
「異常高温時における SUS304 のクリープ強度評価」[6]
800～900℃、クリープ試験

1) 引張り特性

引張り特性として、図 3.2.2(4)-2 に文献[5]データにおける SUS304 の 0.2%耐力の温度依存性を示す。図中には、「高速原型炉高温構造設計方針材料強度基準等」[2, 3]（以下 BDS）の SUS304 の降伏点の平均曲線（実線）とファクター1.3 のばらつき（破線）とを合わせて示した（データ点数 247 点）。ここで、上記 BDS 式の適用温度（425～650℃）外まで外挿して示している。BDS 式を平均値とした際の標準偏差は 18.28 であった。図 3.2.2(4)-3 には BDS 式による推定値と文献[5]データとの関係を示す。次式により求めた推定標準誤差は 0.137 であった。

$$SEE = \sqrt{\left(\sum(X - \bar{X})^2\right) / (N - 1)} \quad (3.2.2(4)-1)$$

ここで、 SEE は推定標準誤差、 $X=X_{obs}/X_{cal}$ 、 X_{obs} は実測値、 X_{cal} は推定値、 N はデータ数である。また、図 3.2.2(4)-4 に文献[5]データにおける SUS304 の引張り強さの温度依存性を示す。図中には、「ボイラ・熱交換器用ステンレス鋼管 SUS304H TB(18Cr-8Ni)のクリープデータシート」[7]（以下 NRIM）の SUS304 の引張り強さの平均曲線（実線）と 95%上下限信頼性（破線）とを合わせて示した。ここで、上記 NRIM 式の適用温度（室温～750℃）外まで外挿して示している。NRIM 式を平均値とした際の標準偏差は 39.42 であっ

た。図 3.2.2(4)-5 には NRIM 式による推定値と文献[5]データとの関係を示す。式 (3.2.2(4)-1) により求めた推定標準誤差は 0.119 であった。図 3.2.2(4)-6 に 0.2%耐力と引張り強さの温度依存性を合わせて示す。900°C付近で両者の数値が接近している。

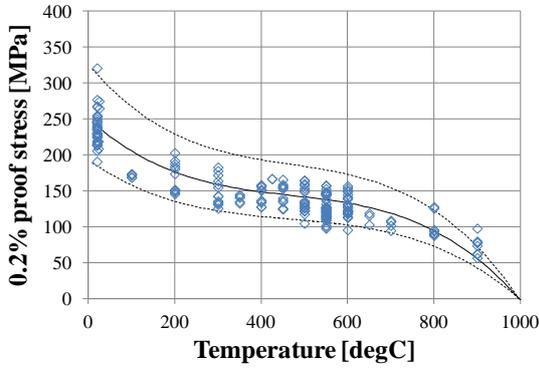


図 3.2.2(4)-2 SUS304 の 0.2%耐力：
文献[5]データ

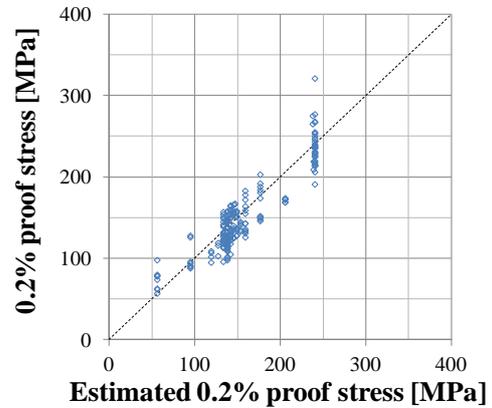


図 3.2.2(4)-3 0.2%耐力の推定値と
実測値との関係：文献[5]データ

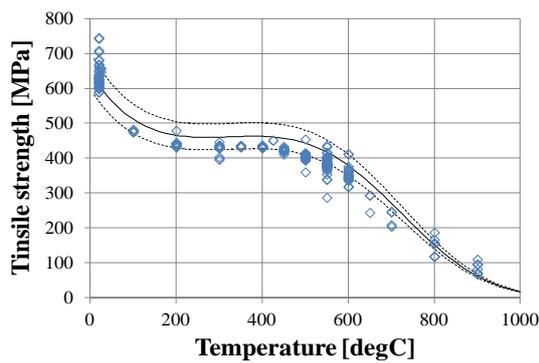


図 3.2.2(4)-4 SUS304 の
引張り強さ：文献[5]データ

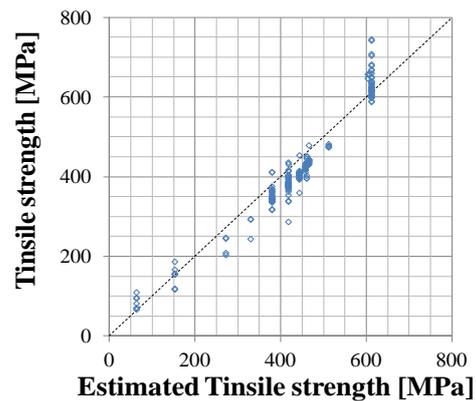


図 3.2.2(4)-5 引張り強さの推定値と
実測値との関係：文献[5]データ

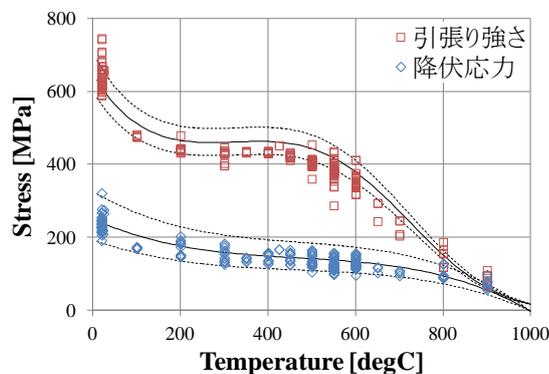


図 3.2.2(4)-6 0.2%耐力と引張り強さの温度依存性：文献[5]データ

母集団の確率・統計的性質の推定にあたって、まず、各特性データに対して本研究で新たに平均曲線を定め、その後に確率分布モデルを評価・推定し、（標準偏差／平均値）として定義される変動係数を推定する。降伏点および引張り強さの母集団推定について、平均曲線としては両者ともに「大規模非線形解析法の開発」にて決定された以下の平均強度式を用いた。

$$\sigma_{uts}^{mean}(T) = \begin{cases} -5.5734 \times 10^{-6} T^3 + 5.7829 \times 10^{-3} T^2 - 2.0026 T + 663.12 & (20 \leq T \leq 600) \\ -7.8066 \times 10^{-7} T^3 + 3.0591 \times 10^{-3} T^2 - 4.0958 T + 1864.4 & (600 < T \leq 1200) \end{cases} \quad (3.2.2(4)-2)$$

$$\sigma_y^{mean}(T) = \begin{cases} -6.9435 \times 10^{-7} T^3 + 1.0887 \times 10^{-3} T^2 - 0.60709 T + 253.71 & (20 \leq T \leq 800) \\ (-2.9852 \times 10^{-6} T^2 + 6.5333 \times 10^{-3} T - 2.5668) \sigma_u^{mean}(T) & (800 < T < 1040) \\ \sigma_u^{mean}(T) & (1040 \leq T \leq 1200) \end{cases} \quad (3.2.2(4)-3)$$

確率分布型をまず簡易に推定するため、図 3.2.2(1)-7 に示すように、サンプルデータ値を正規確率紙にプロットし正規性を評価した。降伏点、引張り強さともに概ね直線になっていることから正規分布で近似可能であると推定できる。各規格化標準偏差（平均値で規格化した標準偏差）の点推定値 σ'_{σ_y} 、 $\sigma'_{\sigma_{su}}$ を求めたところ、それぞれ $\sigma'_{\sigma_y}=0.121$ 、 $\sigma'_{\sigma_{su}}=0.126$ と評価された。図 3.2.2(1)-8 に降伏点および引張り強さのサンプルデータ、平均曲線、および平均曲線 $\pm 2\sigma$ の値をプロットして示す。データは概ね $\pm 2\sigma$ のばらつき内である。

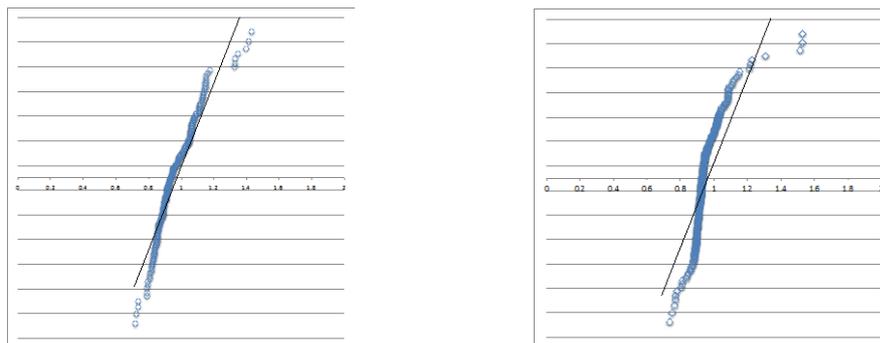


図 3.2.2(4)-7 降伏点および引張り強さサンプルデータの正規確率紙プロット
(左：降伏点、右：引張り強さ)

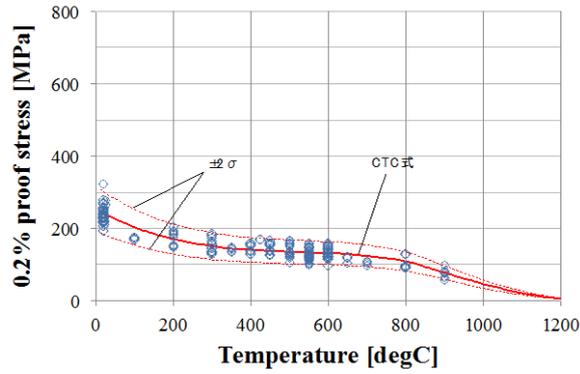


図 3. 2. 2(4)-8 降伏点の母集団推定データ (SUS304) と評価された規格化標準偏差

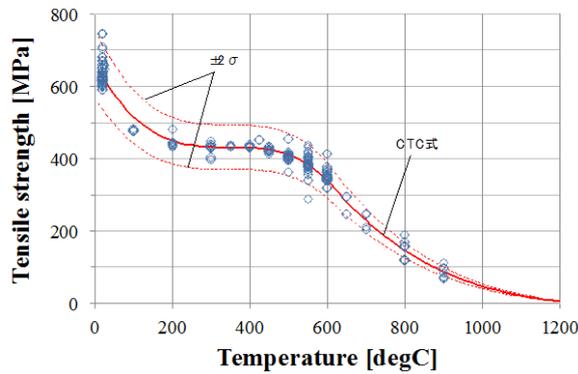


図 3. 2. 2(4)-9 降伏点 (上) および引張り強さ (下) の母集団推定データ (SUS304) と評価された規格化標準偏差

図 3. 2. 2(1)-9 は、図 3. 2. 2(1)-7. 8 と同じ試験データについて、降伏点と引張り強さの相関を示したものである。降伏点が高くなるほど引張り強さも高くなる傾向があり、相関係数 $\rho = 0.905$ であって、強い正の相関がある。一般に、実用上、相関係数が 0.8 以上では完全相関として扱うことが有効であるが、ここでは同時正規分布によりモデル化したものを示す (図 3. 2. 2(4)-10)。

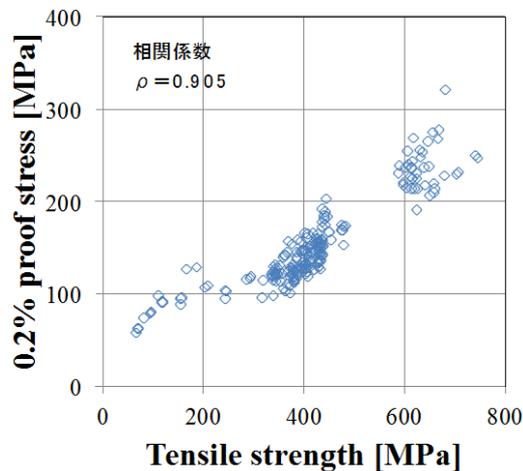


図 3. 2. 2(4)-10 降伏点と引張り強さの相関

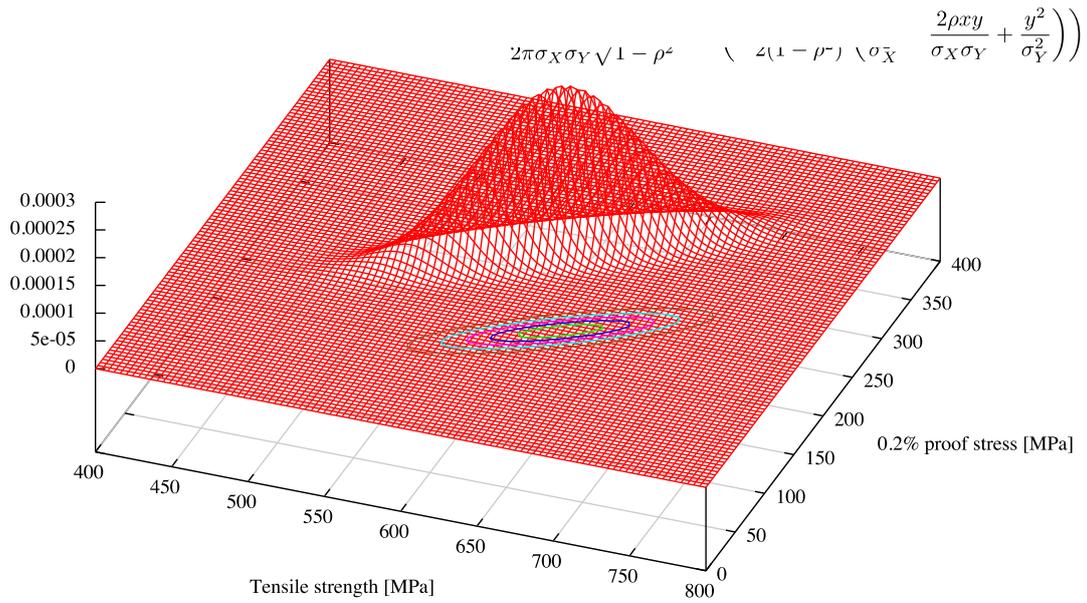


図 3. 2. 2(4)-11 降伏点と引張り強さの同時正規分布

大ひずみ域まで適用できる単調応力ひずみ関係式が、ASME Code Sec. VIII, Div. 2, ANNEX 3. D の式を変形して「大規模非線形解析法の開発」にて提案されている。提案式は各温度の降伏点および引張り強さのデータを必要とする。ここまでに評価・設定した降伏点および引張り強さの確率モデルを用いて、提案式による SUS304 の単調応力ひずみ曲線のばらつき特性を評価した。図 3. 2. 2(4)-11 に室温における評価例を示す。

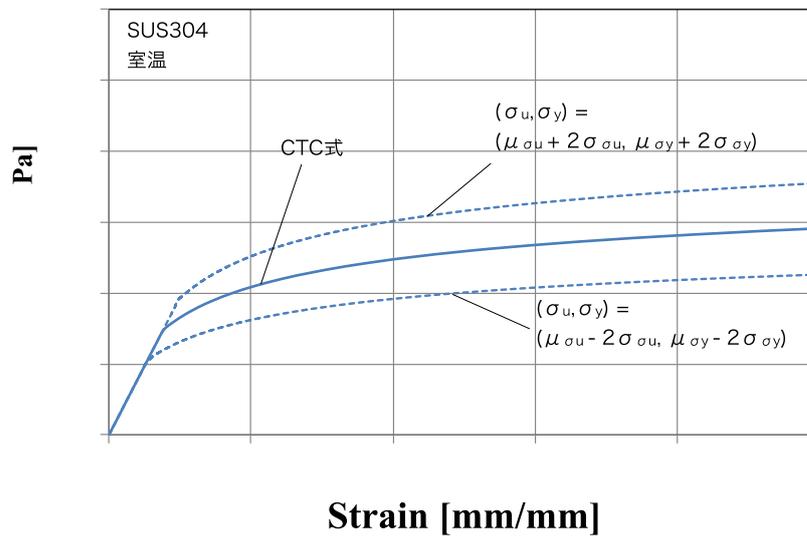


図 3. 2. 2(4)-12 SUS304 の単調応力ひずみ曲線のばらつき特性（室温）

2) クリープ特性

クリープ特性として、図 3.2.2(4)-12 に文献[2, 3]データにおける SUS304 のクリープ破断強さを示す。図中には、BDS の SUS304 の主クリープ破断関係式により平均値（実線）とファクター5 のばらつき（破線）とを合わせて示した（データ点数 251 点）。なお、文献[2, 3]データは BDS 式の策定データそのものである。BDS 式を平均値とした際の対数標準偏差は 0.561 であった。図 3.2.2(4)-13 には BDS 式による推定値と文献[2, 3]データとの関係を示す。式(3.2.2(4)-1)により求めた推定標準偏差は 0.559 であった。

同様に、図 3.2.2(4)-14 に文献[5]データにおける SUS304 のクリープ破断強さを示す（データ点数 205 点）。BDS 式を平均値とした際の対数標準偏差は 0.724 であった。図 3.2.2(4)-15 には BDS 式による推定値と文献[5]データとの関係を示す。式(3.2.2(4)-1)により求めた推定標準偏差は 0.663 であった。

同様に、図 3.2.2(4)-16 に文献[6]データにおける SUS304 のクリープ破断強さを示す（データ点数 30 点）。BDS 式を平均値とした際の対数標準偏差は 0.760 であった。図 3.2.2(4)-17 には BDS 式による推定値と文献[6]データとの関係を示す。式(3.2.2(4)-1)により求めた推定標準偏差は 0.328 であった。

図 3.2.2(4)-18 には、各データのクリープ破断強さを合わせて示す。本項で参照したデータのクリープ破断強さは、BDS 式に対していずれもファクター5 のばらつき内であった。

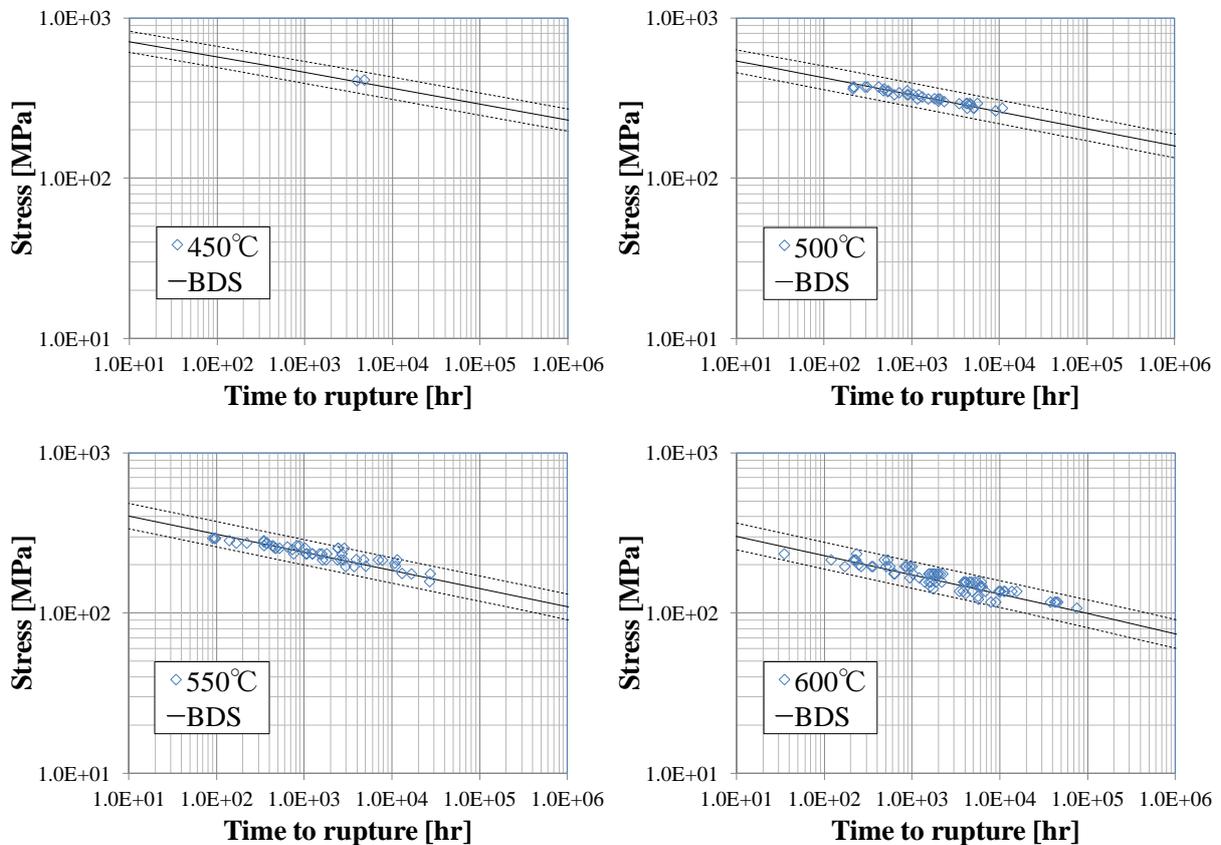


図 3.2.2(4)-13 SUS304 のクリープ破断強さ：文献[2, 3]データ

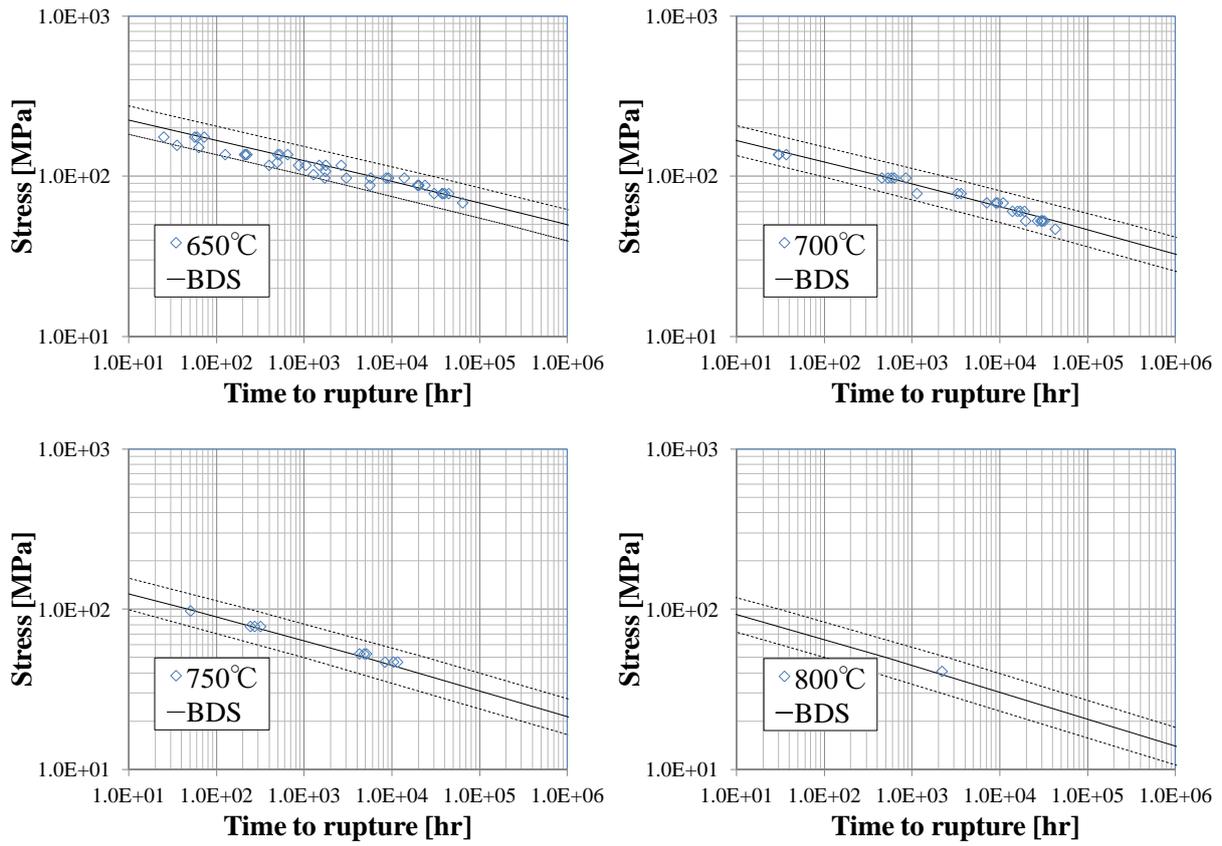


図 3. 2. 2(4)-13 (続き) SUS304 のクリープ破断強さ：文献[2, 3]データ

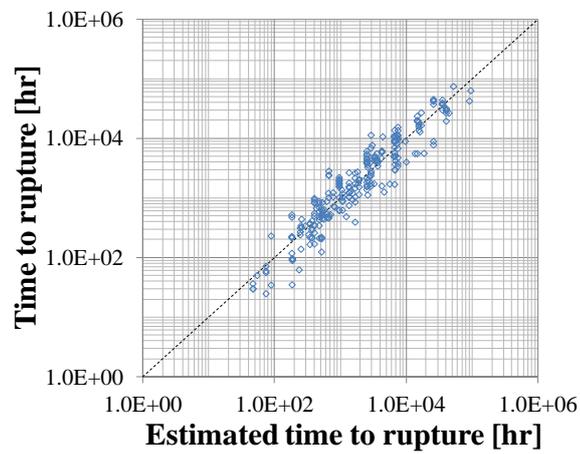


図 3. 2. 2(4)-14 クリープ破断時間の推定値と実測値との関係：
文献[2, 3]データ

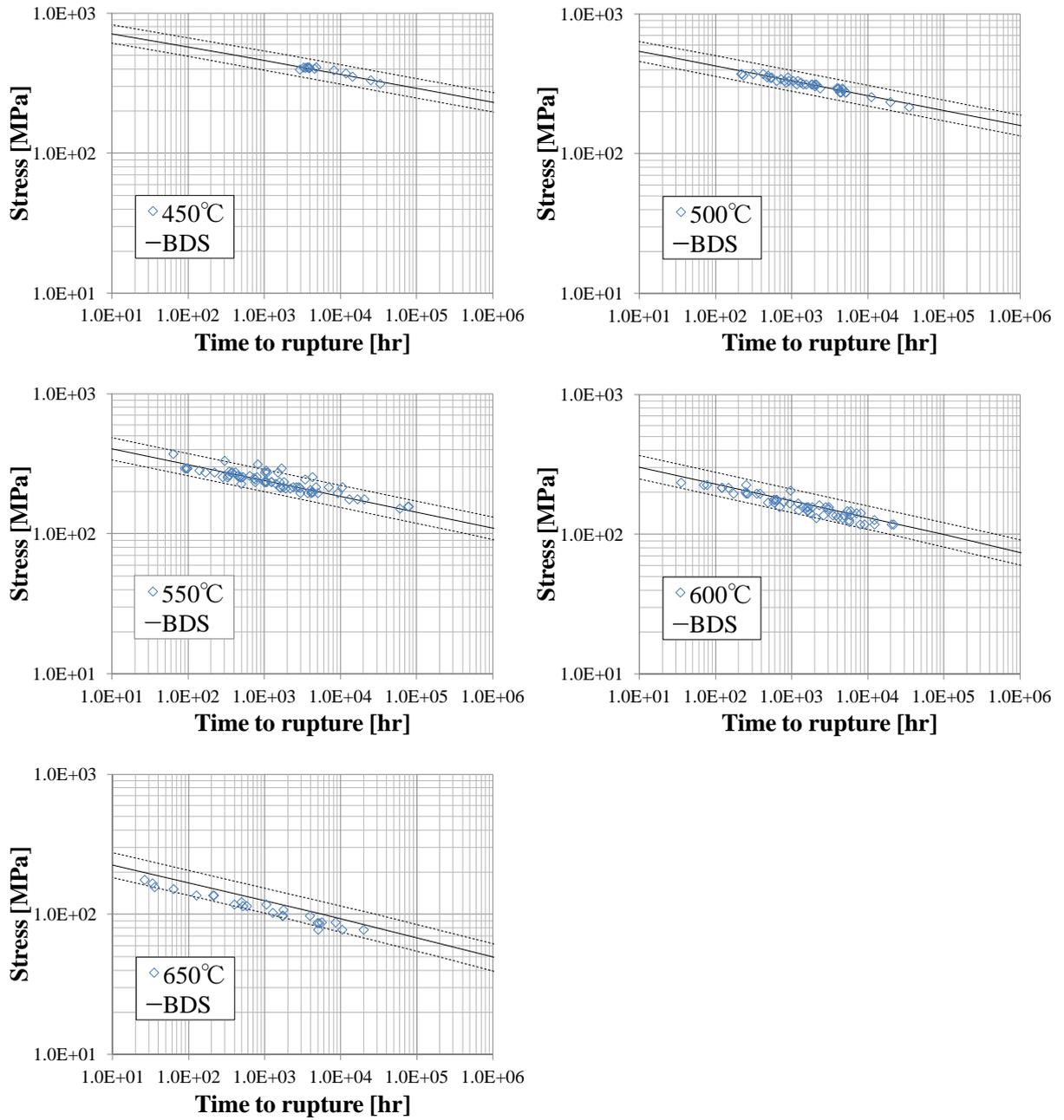


図 3.2.2(4)-15 SUS304 のクリープ破断強さ：文献[5]データ

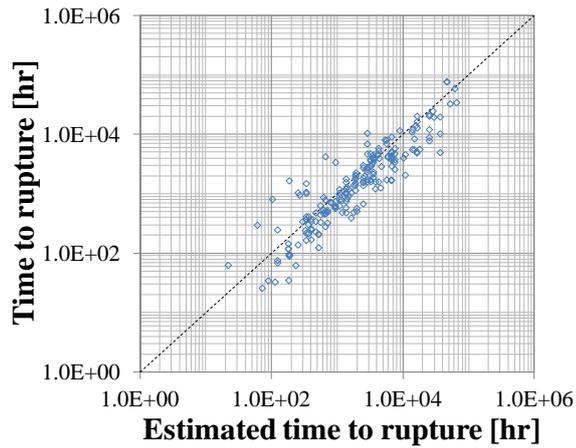


図 3.2.2(4)-16 クリープ破断時間の推定値と実測値との関係：
文献[5]データ

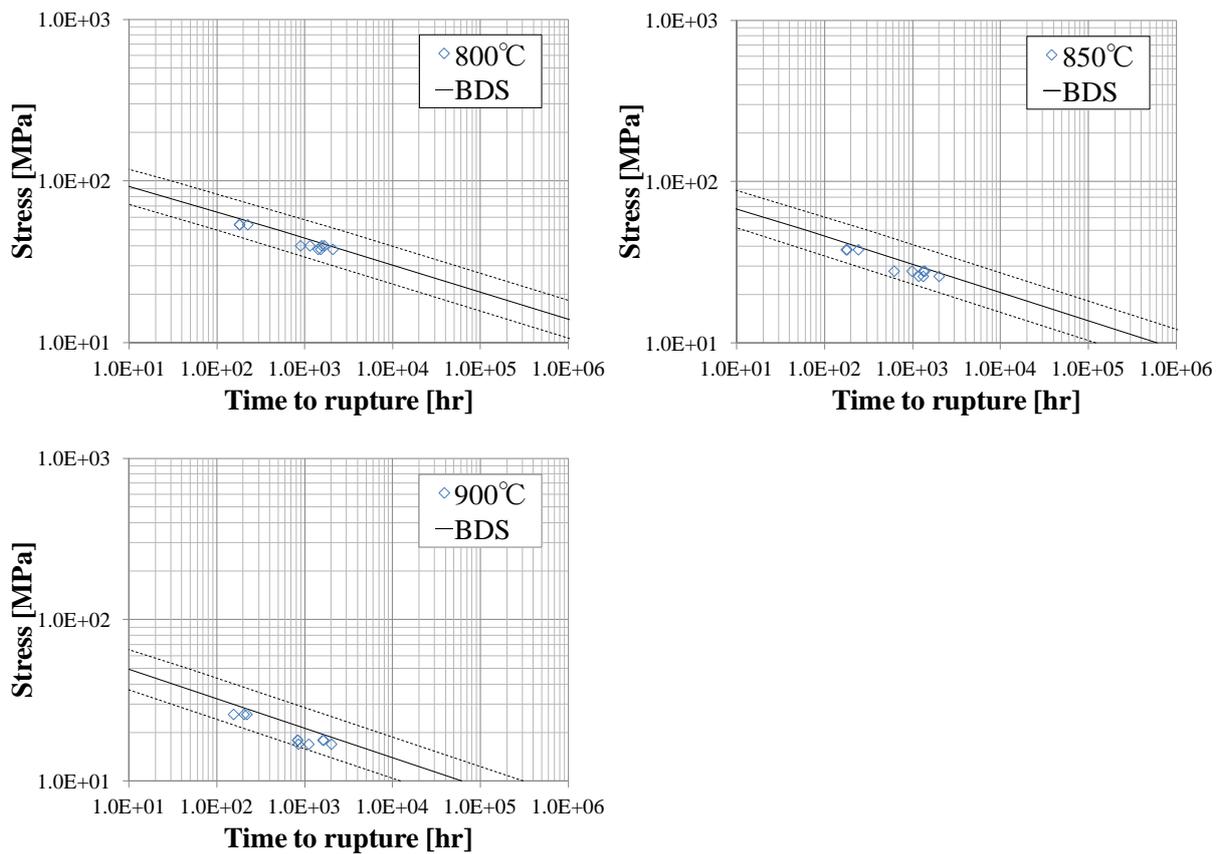


図 3.2.2(4)-17 SUS304 のクリープ破断強さ：文献[6]データ

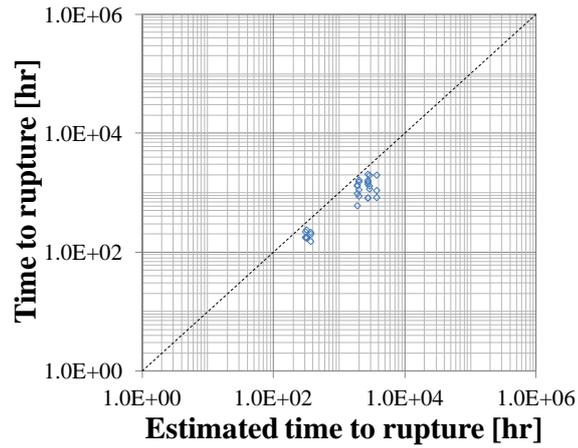


図 3.2.2(4)-18 クリープ破断時間の推定値と実測値との関係：
文献[6]データ

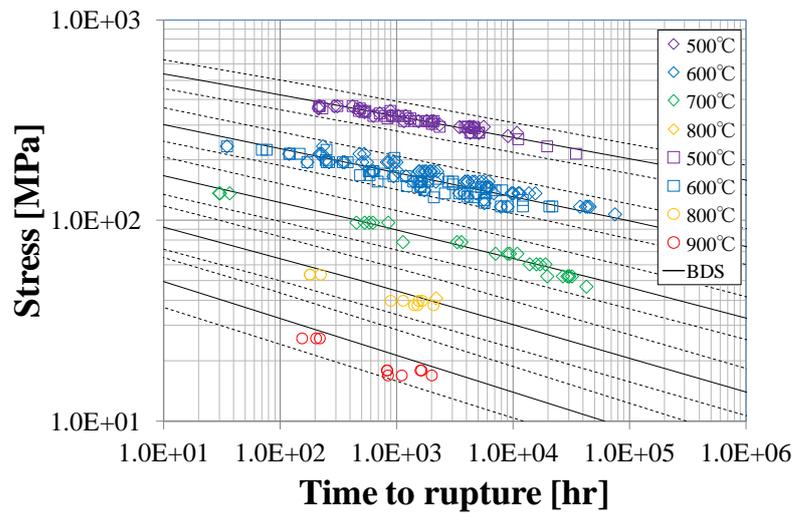


図 3.2.2(4)-19 SUS304 のクリープ破断強さ
(◇ : 文献[2, 3]、□ : 文献[5]、○ : 文献[6])

図 3.2.2(4)-19 にクリープ破断強さの母集団推定の対象としたサンプルデータを示す。ここで、平均曲線として日本機械学会高速炉規格[8]のクリープ破断関係式をとり、図中に合わせて示している（適用温度（425～825℃）外まで外挿して表示）。

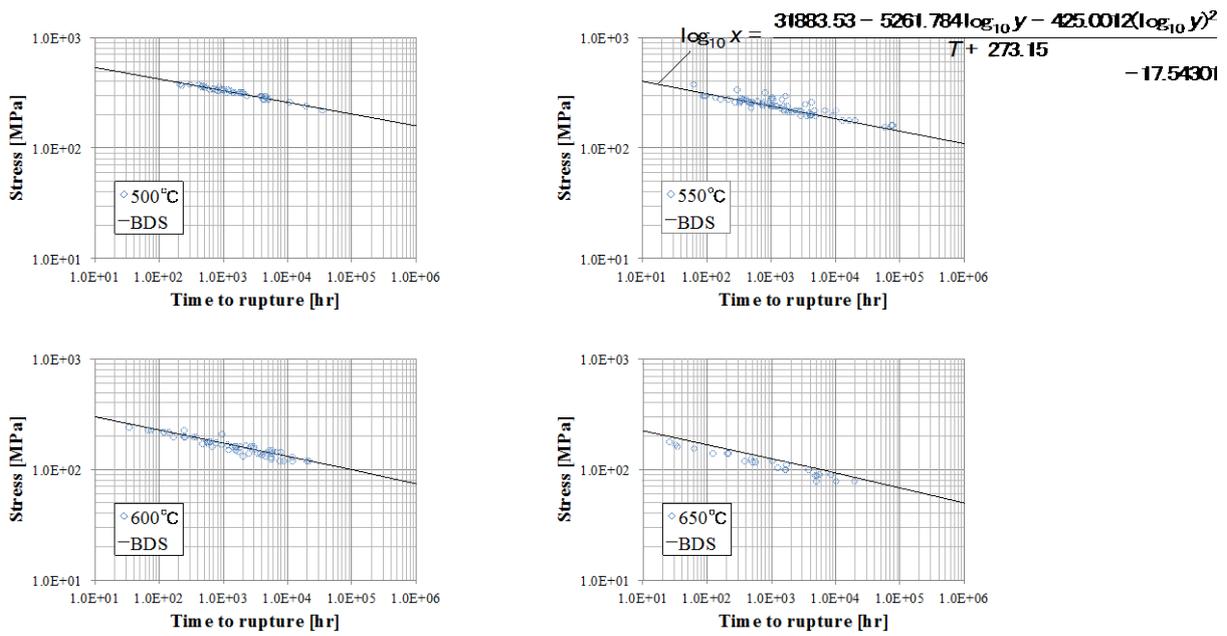


図 3.2.2(4)-20 クリープ破断強さの母集団推定の対象データ (SUS304) [6]

このときの確率分布の型をまず簡易に推定するため、図 3.2.2(4)-20 に示すように、サンプルデータ値を対数正規確率紙にプロットし対数正規性を評価した。概ね直線上になっていることから対数正規分布で近似可能であると推定できる。ここでは対数正規分布関数であると考えて矛盾は無いとの結果が得られた。規格化対数標準偏差（平均値で規格化した対数標準偏差）の点推定値 σ' ($= \sigma/\mu$) を求めたところ、0.112 であった。図 3.2.2(4)-21 にサンプルデータ、平均曲線、および平均曲線 $\pm 2\sigma$ の値をプロットして示す。データは概ね $\pm 2\sigma$ のばらつき内である。

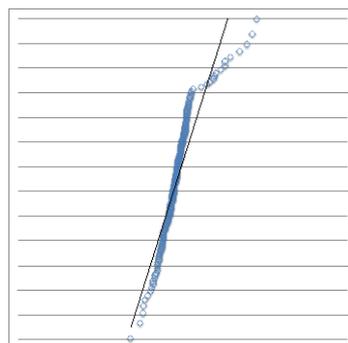


図 3.2.2(4)-21 クリープ破断強さサンプルデータの対数正規確率紙プロット

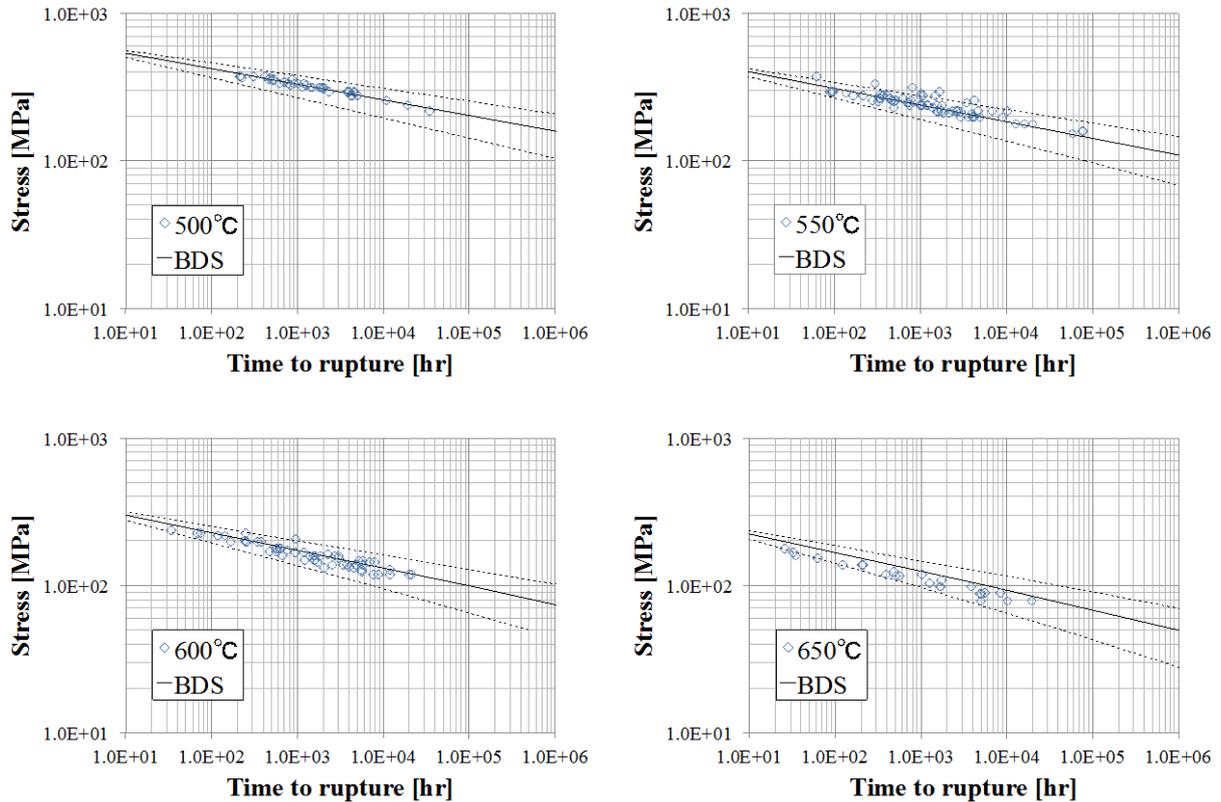


図 3.2.2(4)-22 クリープ破断強さの母集団推定データ (SUS304) と
評価された規格化対数標準偏差

③ 信頼性に基づく限界強度評価

構造物の信頼性評価では、構造物が機能喪失に至る限界の状態、および限界状態をもたらす破損モードを抽出し、各々の限界状態の生起に対する信頼性を個々に評価する。当該破損モードによる限界状態の生起を表現する限界状態関数 Z を定義する。

$$(3.2.2(4)-4)$$

ここで、 X_{L_i} 、 X_{R_j} ($i = 1, \dots, N_L, j = 1, \dots, N_R$) はそれぞれ荷重に関する確率変数、強度に関する確率変数 (N_L 、 N_R はそれぞれ各確率変数の個数) である。限界状態関数に基づく構造物の信頼性評価手法は、その精度や実用性に依じて大きく以下の 3 つのレベルに分類できる。

- ・レベル III：モンテカルロ法などの、確率変数の詳細な分布特性に基づき、破損確率 P_f を求める詳細評価手法。

$$(3.2.2(4)-5)$$

- ・レベル II：拡張一次近似二次モーメント法[9] (AFOSM 法：Advanced First-Order Second-Moment method) などの、確率変数の平均値と標準偏差に基づき、破損確率と対応関係を持つ信頼性指標 β を求める近似評価手法。ここで、信頼性指標 β とは、図 3.2.2(4)-22 (左) に示

すように標準正規化された確率変数空間において原点と限界状態曲面 $Z'(U_R, U_L)=0$ との最短距離に相当する、安全性の尺度である。また、信頼性指標 β と破損確率 P_f には次式に示す近似関係がある (図 3.2.2(4)-22 (右))。

$$P_f \approx 1 - \Phi(\beta) \quad (3.2.2(4)-6)$$

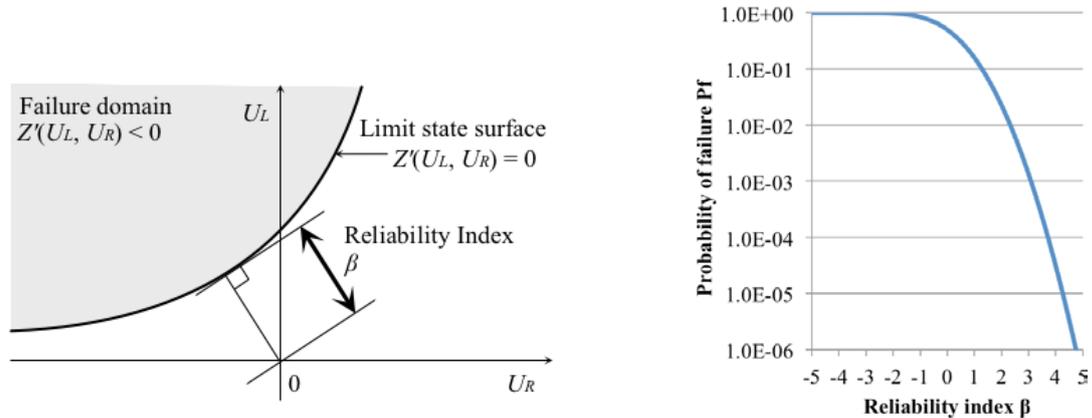


図 3.2.2(4)-23 信頼性指標 β の定義

(左：標準正規化空間 (2 変数)、右：信頼性指標 β と破損確率 P_f の関係)

標準正規空間において、限界状態曲面 $Z'=0$ 上で原点に最も近い点は設計点 (あるいは破壊点) と呼ばれ、 \mathbf{U}^* と書けば信頼性指標 β との間に次式の関係がある (図 3.2.2(4)-23)。

$$\mathbf{u}^* = -\beta \boldsymbol{\alpha}^* \quad (3.2.2(4)-7)$$

ここで、 $\boldsymbol{\alpha}^*$ は設計点 (破壊点) における限界状態曲面 $Z'=0$ の単位勾配ベクトルであり、その成分は、確率変数間に相関が無い場合には次式によって定義される。

$$\alpha_{X_i} = \left(\frac{\partial Z}{\partial X_i} \bigg|_{X^*} \right) \cdot \frac{\sigma_{X_i}}{\sigma_Z} \quad (i=1, 2, \dots, n) \quad (3.2.2(4)-8)$$

$\boldsymbol{\alpha}^*$ は感度係数とも呼ばれ、感度係数の絶対値が 1 に近い確率変数ほど、信頼性に及ぼす影響が大きいことを意味する。

図 3.2.2(4)-24 設計点 (破壊点) \mathbf{X}^* と感度係数 $\boldsymbol{\alpha}^*$

・レベル I：部分安全係数法[10]などの、確率変数の平均値と標準偏差、および目標破損確率値 $P_{f,T}$ （あるいは目標信頼性指標値 β_T ）に応じて算定した各荷重・強度ごとの安全係数（部分安全係数）を用いて、 $\gamma L < R/\phi$ （ L ：荷重、 R ：強度）の形式で信頼性を照査する、最も実用性の高い評価手法。部分安全係数 γ 、 ϕ は、各荷重・強度因子の不確実性（統計的特性）が所与のときに、ある健全性の程度（破損確率）の達成を照査する際の評価係数といえる。したがって、その値は荷重・強度の不確実性の程度および照査信頼性水準と対応して導出される。各部分安全係数値の大小は各荷重・強度の不確実性による信頼性への影響度と対応している。

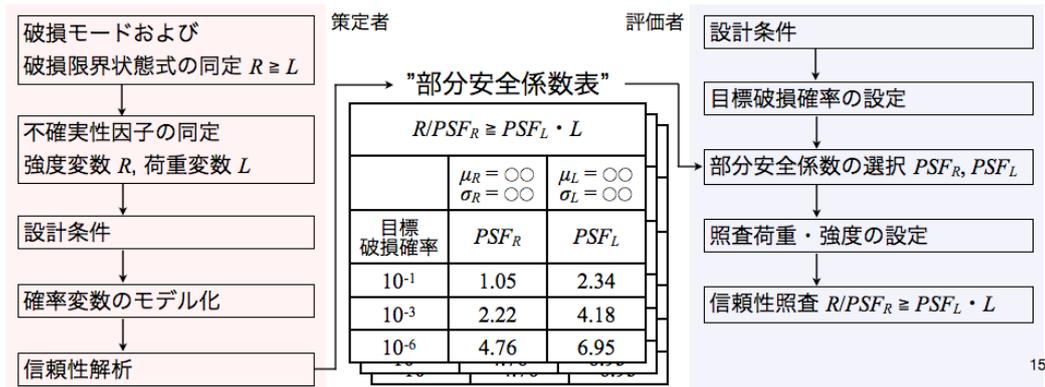


図 3.2.2(4)-25 部分安全係数法の概要

1) 高温内圧荷重

(a) 対象とする破損モード

ここでは高温内圧荷重下の延性破壊モードを対象として、信頼性に基づく限界強度評価について示す。

(b) 強度評価式の設定

内圧バースト破損は、一般部については以下の理論式で評価できる（図 3.2.2(4)-25）。

$$\sigma_{\theta} = \frac{D}{2t} P \tag{3.2.2(4)-9}$$

ここで、 D は円筒の内直径、 t は板厚、 P は圧力である。材料の引張り応力強さを σ_u として、限界状態関数は以下のように書ける。

$$Z = \sigma_u - \frac{D}{2t} P \tag{3.2.2(4)-10}$$

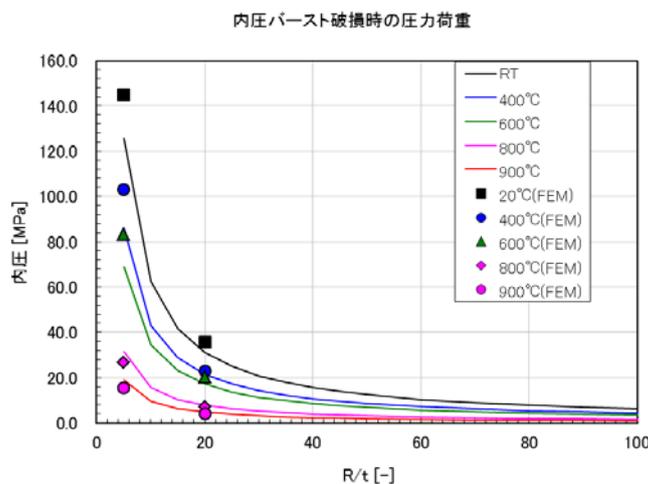


図 3.2.2(4)-26 破損圧力と円筒形状（半径板厚比）の関係

(c) 強度支配因子のばらつき

ここでは式(3.2.2(4)-10)中、引張り強さ σ_u および圧力 P を確率変数として、また、温度および $(D/2t) = (R/t)$ （半径板厚比）をパラメータとして解析を行った。確率変数の設定を表 3.2.2(4)-2 に示す。材料は SUS304 とし、引張り強さの確率特性については前項までの評価・推定結果を用いた。

表 3.2.2(4)-2 確率変数の設定

確率変数	分布形	平均値	変動係数
引張り強さ σ_u [MPa]	Normal	式 3.2.2(4)-2	0.126
圧力 P [MPa]	Normal	1.0, 10.0	0.1

(d) 信頼性および感度評価

AFOSM 法による信頼性および感度評価について示す。各温度、半径板厚比に対する信頼性指標を図 3.2.2(4)-26 に、式(3.2.2(4)-6)に基づき信頼性指標を破損確率へ変換した結果を図 3.2.2(4)-27 にそれぞれ示す。半径板厚比の増加に伴い信頼性指標が減少（破損確率が増加）しており、これは図 3.2.2(4)-25 における破損限界圧力の低下に対応している。また、高温においても引張り強さの低下に伴い信頼性指標が減少（破損確率が増加）する。図 3.2.2(4)-28 には、標準正規空間における各条件に対する限界状態曲面 $Z'=0$ を示す。図中、各限界状態曲面の左もしくは上側（第 2 象限側）が破損領域、逆側が非破損領域を表す。室温、平均圧力=1.0[MPa]（図 3.2.2(4)-28 左上）においては破損領域が標準正規空間の原点（荷重・強度に関する確率変数がいずれも平均値をとる状態）から十分に離れている一方で、高温・高圧（図 3.2.2(4)-28 右下）下では原点近傍がほぼ破損領域に含まれていることがみてとれる。さらに、設計点（破壊点）における限界状態曲面の単位勾配ベクトルの成分として定義される感度係数 α^* に着目すれば、半径板厚比が大きいほど／温度が高いほど／平均圧力が高いほど限界状態曲面が x 軸に平行に近付いており（従って圧力に関する感度係数が大きい）、

そのような条件では圧力のばらつきが信頼性に及ぼす影響が大きいことを示している。

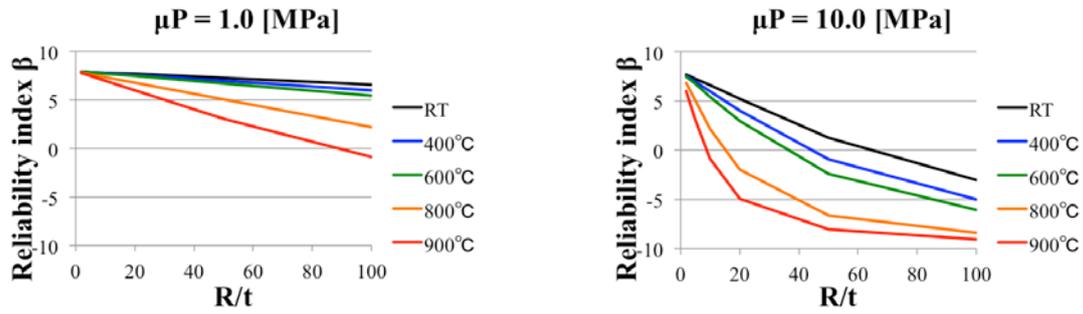


図 3.2.2(4)-27 温度および半径板厚比と信頼性指標の関係

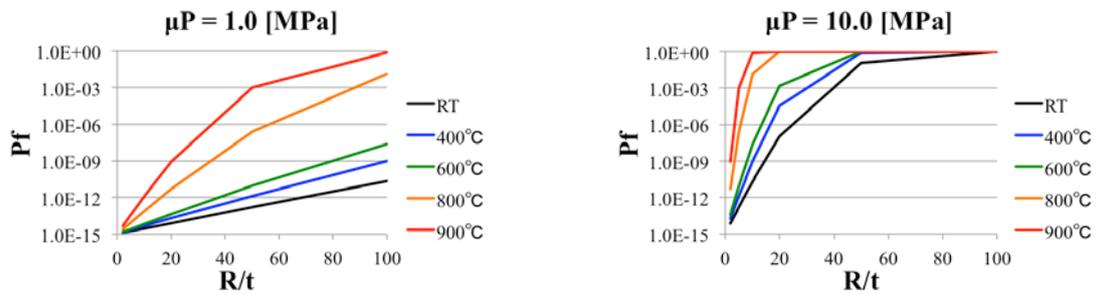


図 3.2.2(4)-28 温度および半径板厚比と破損確率の関係

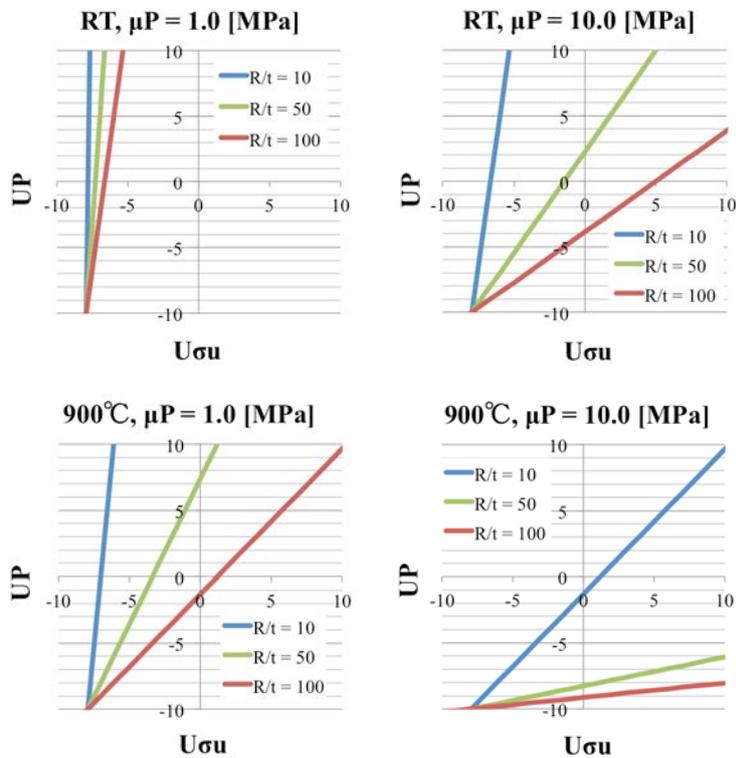


図 3.2.2(4)-29 標準正規空間における各条件に対する限界状態曲面
 (左上：室温、平均圧力=1.0[MPa]、右上：室温、平均圧力=10.0[MPa]、
 左下：900°C、平均圧力=1.0[MPa]、右下：900°C、平均圧力=10.0[MPa])

2) 高温外圧荷重

(a) 対象とする破損モード

ここでは高温外圧荷重下の弾塑性座屈モードを対象として、信頼性に基づく限界強度評価について示す。

(b) 強度評価式の設定

炉内温度・圧力の上昇に伴う中性子計測管等の破損を想定し、高温外圧荷重下の弾塑性座屈破損モードを対象とした信頼性照査式の導出例を示す。外圧を受ける円管の弾性・塑性座屈圧力 P_{cr} は弾性座屈理論式および換算係数理論より得られる。例えば、両端が解放された無限長の円管の場合、弾性座屈圧力 P_{cr}^e について次式が得られる。

$$P_{cr}^e = \frac{(n^2-1)E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{R}\right)^3 \quad (n = 2, 3, 4, \dots) \quad (3.2.2(4)-11)$$

ここで、 E は縦弾性係数、 ν はポアソン比、 R は円管の板厚中心半径、 t は円管板厚、 n は周方向波数であり、座屈圧力は $n=2$ で次の最小値をとる。

$$P_{cr}^e = \frac{E}{4(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{R}\right)^3 \quad (3.2.2(4)-12)$$

塑性座屈圧力 P_{cr}^p については基本式が次式で表される。

$$P_{cr}^p = \frac{E_r}{4(1-\nu_p^2)} \left(\frac{t}{R}\right)^3 \quad (3.2.2(4)-13)$$

ただし、 E_r は換算係数、 ν_p は弾塑性ポアソン比 (0.4 と仮定) である。換算係数 E_r は、 E_t を接線係数として、次式で与えられる。

$$E_r = \frac{4EE_t}{(\sqrt{E} + \sqrt{E_t})^2} \quad (3.2.2(4)-14)$$

塑性座屈時の相当応力が次式の非線形方程式を解くことにより求まる。

$$\bar{\sigma}_{cr} = \frac{1}{4(1-\nu_p^2)} \left(\frac{t}{R}\right)^2 E_r(\bar{\sigma}_{cr}) \quad (3.2.2(4)-15)$$

上式の解を用いて、塑性座屈荷重 P_{cr}^p は次式により得られる。

$$P_{cr}^p = \left(\frac{t}{R}\right) \bar{\sigma}_{cr} \quad (3.2.2(4)-16)$$

図 3.2.2(4)-29 は両端解放の無限長円管の $R/t=10$ における外圧座屈荷重と温度との関係を示している。

作用外圧を P_{ap} 、部分安全係数を ϕ 、 γ として、強度評価式（信頼性照査式）は以下のように書ける。

$$\gamma P_{ap} < \frac{P_{cr}}{\phi} \quad (3.2.2(4)-17)$$

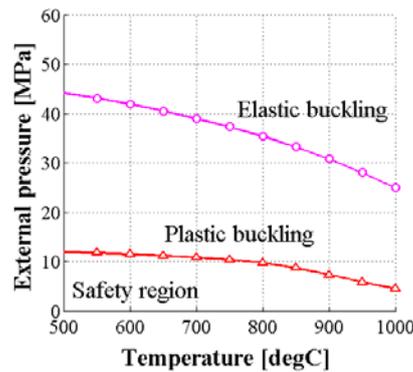


図 3.2.2(4)-30 弾性・塑性座屈圧力（無限長円管、半径板厚比=10、SUS304）

(c) 強度支配因子のばらつき

ここでは荷重の不確実性として作用外圧および温度の、強度の不確実性として各材料特性のばらつきを考慮する。また、作用外圧および温度をパラメータとして解析を行った。確率変数の設定を表 3.2.2(4)-3 に示す。材料は SUS304 とした。なお、ヤング率 $E[10^3 \text{ MPa}]$ の平均値について「大規模非線形解析法の開発」にて決定された次式を用いた。

$$E = -4.962 \times 10^{-11}T^4 + 1.133 \times 10^{-8}T^3 - 3.880 \times 10^{-6}T^2 - 6.591 \times 10^{-2}T + 196.1 \quad (3.2.2(4)-18)$$

表 3.2.2(4)-3 確率変数の設定

確率変数	分布形	平均値	変動係数
作用外圧 [MPa]	Normal	パラメータ	0.1
温度 [degC]	Normal	パラメータ	0.1
ヤング率	Normal	式 3.2.2(4)-18	0.05
引張り強さ [MPa]	Normal	式 3.2.2(4)-2	0.126
降伏点 [MPa]	Normal	式 3.2.2(4)-3	0.121

(d) 信頼性および感度評価

作用外圧および温度をパラメータとした、信頼性に基づく破損評価線図（等破損確率曲線図）を図 3.2.2(4)-30 に示す。さらに、部分安全係数値を導出すると（図 3.2.2(4)-31）、ここでは複数のばらつき因子を含む座屈圧力 P_{cr} の不確実性による信頼性への影響が大きいことが見てとれる。

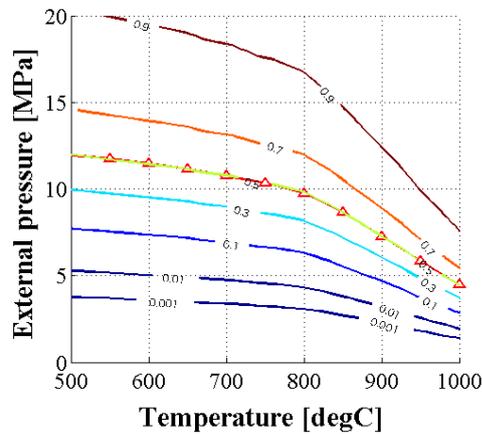


図 3.2.2(4)-31 信頼性に基づく破損評価線図（等破損確率曲線図）：
半径板厚比=10

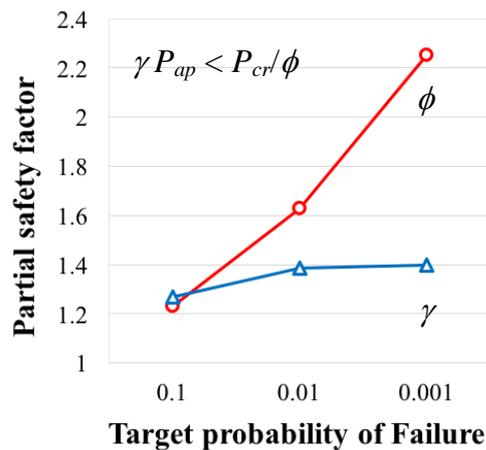


図 3.2.2(4)-32 部分安全係数値

3) 過大地震荷重

(a) 対象とする破損モード

ここでは過大地震荷重下の疲労破損モードを対象として、信頼性に基づく限界強度評価について示す。

(b) 強度評価式の設定

全ひずみ範囲 $\Delta \epsilon_t$ から求められる疲労損傷 D_f とともに、累積ひずみ ϵ_f の存在に伴う延性消耗 D_d を考慮する。朝田の実験式[11]を用いれば、ひずみの累積を伴う低サイクル疲労破損に対する限界状態は次式で記述される。

$$F \equiv D_f + 2 \sqrt{D_f \cdot D_d} + D_d = 1 \quad (3.2.2(4) - 19)$$

ここで、 $D_f = \eta^{0.6}$ 、 $\eta = \Sigma \{n(\Delta \varepsilon_{t,i})/N_{f,i}\}$ 、 $D_d = \varepsilon_f / \varepsilon_{f0}$ 、 $\varepsilon_{f0} = \ln(100/(100 - \phi))$ 。但し、 η ：損傷率、 n ：繰り返し数、 N_f ：破断寿命、 ε_{f0} ：真破断延性、 ϕ ：破断絞りである。すなわち、 $F = 1$ のとき破損となる。このとき、過大地震荷重下の疲労破損モードによる限界状態の生起を表現する限界状態関数 Z は次式で定義される。

$$Z = 1 - F \begin{cases} > 0 & \text{Safe} \\ \leq 0 & \text{Failure} \end{cases} \quad (3.2.2(4) - 20)$$

また、延性消耗を考慮しない場合の限界状態関数 $Z=1-\eta$ を考え、両者を比較する。

低サイクル疲労曲線として、ここでは原子力発電技術機構[12]にて求められた結果を用いることとする。室温の炭素鋼 STS410 に対する疲労曲線は次式で与えられる。

$$\Delta \varepsilon_t = 0.6158 N_f^{-0.0746} + 89.08 N_f^{-0.5414} \quad (3.2.2(4) - 21)$$

(c) 強度支配因子のばらつき

配管の地震応答挙動の非線形解析に「構成モデルの開発」にて開発された構成モデルを用いることとすると、荷重変数（発生ひずみ範囲、累積ひずみ量に影響する変数）として降伏応力、引張り強さ、一様伸び、縦弾性係数、温度などが挙げられる。また、強度に関する変数として最適疲労曲線、寸法効果、表面粗さ効果による強度低減、破断絞り、温度などが挙げられる。ここでは配管の疲労破損確率評価に際して、強度変数、特に疲労試験データのばらつきや寸法、表面粗さによる強度低減効果のばらつき、および破断絞り ϕ の（したがい、真破断延性 ε_{f0} の）ばらつきを考慮し、それぞれ以下に示す通りモデル化した。

a) 強度の不確実性

疲労曲線の不確実性

ASME B&PV Code, Sec. III や JSME 設計・建設規格では、最適疲労曲線に対して繰り返し数に関する設計係数（寿命係数） F_N および応力に関する設計係数（応力係数） F_S を考慮することで設計疲労曲線を定めている。今、極低サイクル領域を考え、寿命係数 F_N のみを考慮して、式(3.2.2(4)-21)の疲労曲線を次式で表す。

$$\Delta \varepsilon_t = 89.08 (F_N \cdot N_f)^{-0.5414} \quad (3.2.2(4) - 22)$$

設計疲労曲線における寿命係数 F_N は、サブファクター— F_{DS} ：データばらつきに対する設計係数、 F_{SE} ：寸法効果による強度低減に対する設計係数、 F_{SR} ：表面粗さ効果による強度低減に対する設計係数—の積と考えられている[13, 14]。

$$F_N = \frac{F_{DS}}{F_{SE} \cdot F_{SR}} \quad (3.2.2(4) - 23)$$

ここでは疲労試験データばらつき、寸法、表面粗さによる強度低減効果を確率変数として各々に確率分布を設定し、それら変数の積をモンテカルロ計算により求め、式(3.2.2(4)-23)における寿命係数 F_N の確率分布を設定することで疲労曲線に関する不確実性をモデル化した。このとき寿命係数 F_N は、最適疲労曲線から疲労強度を割り下げる ($F_N > 1$ のとき)、あるいは割り増す ($F_N < 1$ のとき) 係数となる。配管材料を炭素鋼とし、文献[15]に基づき設定した各々の確率変数のパラメータを表3.2.2(4)-4に、サンプル数10,000の時の確率分布を図3.2.2(4)-32にそれぞれ示す。

表3.2.2(4)-4 各サブファクターの確率分布パラメータ (炭素鋼) [15]

確率変数	平均	標準偏差	変動係数	分布形
データバラつき F_{DS} [-]	1.14	0.55	0.49	Log-normal
寸法効果 F_{SE} [-]	1.5	0.25	0.17	Normal
表面粗さ効果 F_{SR} [-]	2.5	0.75	0.3	Normal

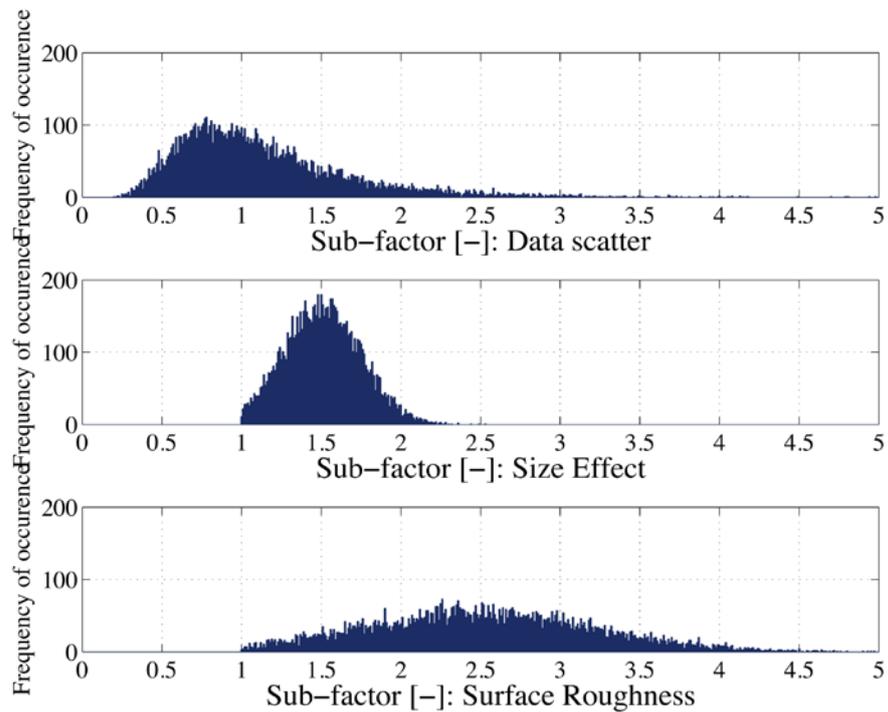


図3.2.2(4)-33 寿命係数 F_N の各サブファクターの確率分布

図3.2.2(4)-33に10,000サンプルのモンテカルロ計算より求めた寿命係数 F_N の確率分布を、また、求められた各々の寿命係数 F_N の値を式(3.2.2(4)-22)に代入して得られた疲労曲線を図3.2.2(4)-34にそれぞれ示す。図3.2.2(4)-34中、白丸で最適疲労曲線 ($F_N = 1$ に相当) を合わせて示している。なお、図3.2.2(4)-33の寿命係数

F_N の確率分布において95%点を求めるとおよそ9.4であり、NUREG[16]の12と比較的近い値が得られている。文献[15]では、NUREG[16]との差異について雰囲気効果を考慮していないためと述べている。

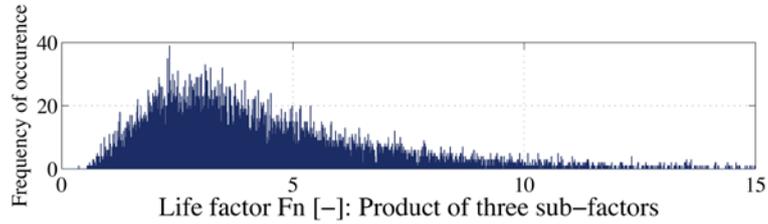


図 3. 2. 2 (4)-34 寿命係数 F_N の確率分布

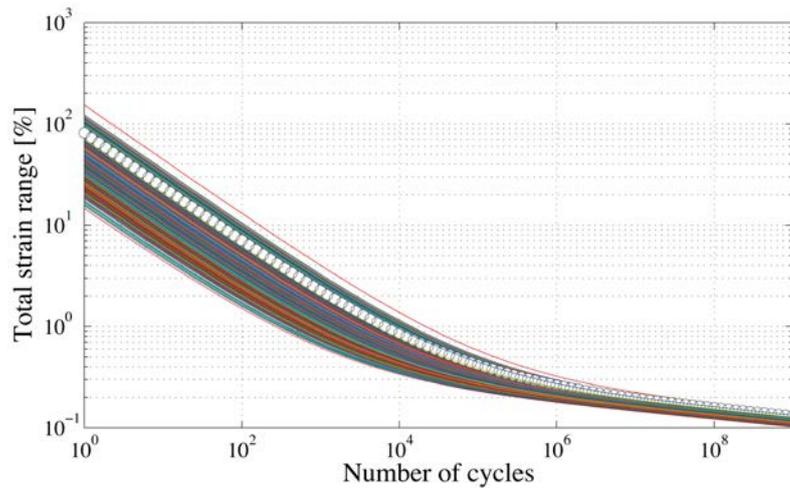


図 3. 2. 2 (4)-35 寿命係数 F_N の不確実性を考慮した疲労曲線
(白丸は最適疲労曲線)

破断絞り ϕ の不確実性

破断絞り ϕ の確率分布として、ここでは炭素鋼 STS410 に対して原子力発電技術機構[12]にて求められた値(67.5%)を平均値として、変動係数(=標準偏差/平均値) = 0.2、正規分布を仮定して用いた。図 3.2.2(4)-35 に破断絞り ϕ および真破断延性 ϵ_{f0} の確率分布をともに示す。

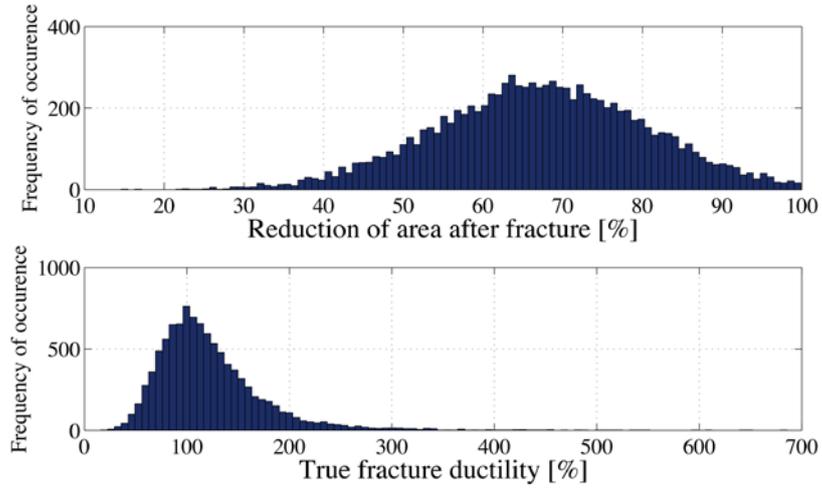


図 3.2.2(4)-36 破断絞り ϕ (上) および真破断延性 ϵ_{f0} (下) の確率分布

b) 応答の不確実性

日本機械学会耐震許容応力検討タスクフェーズ 2 において実施されている配管試験ベンチマーク解析[17]の①配管要素試験 (ELB01) を対象として、疲労寿命および疲労破損確率の試評価を行った。解析対象とした試験の内容として、試験体形状を図 3.2.2(4)-36 に、試験条件を表 3.2.2(4)-5 に、入力負荷波形を図 3.2.2(4)-37 にそれぞれ示す。

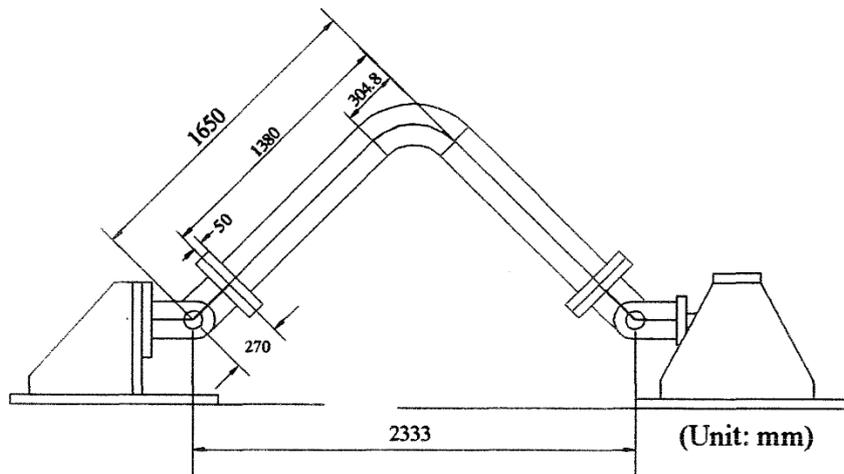


図 3.2.2(4)-37 配管要素試験体形状
(曲管面内曲げ試験、試験体名称：ELB01) [17]

表 3.2.2(4)-5 試験条件[17]

項目	値
呼び径	200A, sch80
外径 [mm]	216.3

肉厚 [mm]	12.7
材料	高圧配管用炭素鋼配管 STS410
減肉条件	減肉なし (健全)
負荷方法	面内曲げ
荷装置の支持条件	両端ピン
内圧 [MPa]	10 (水圧による負荷)
負荷制御	変位制御
負荷波形	正弦波
負荷変位 [mm]	±70

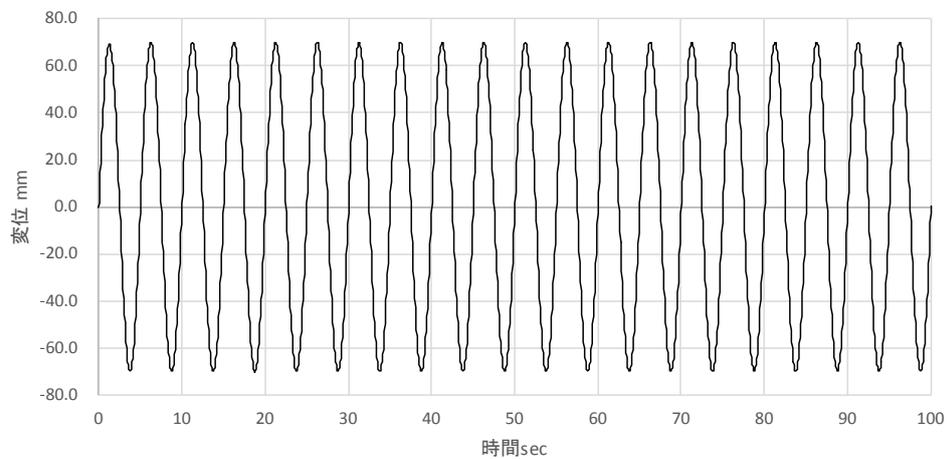


図 3. 2. 2(4)-38 入力変位負荷波形 (振幅±70mm、0.2Hz、20cycle/block)

評価には、「大規模非線形解析法の開発」にて開発された解析法を適用して得られた、評価位置：P2 (図 3. 2. 2(4)-38 中、エルボ中央断面の脇部内面)、塑性構成モデル：MK モデルにおける周方向全ひずみ履歴を用いた。ひずみ履歴を図 3. 2. 2(4)-39 に示す。当該ひずみ履歴を最適評価値 $\varepsilon(t)$ として、確率変数 α (正規分布を仮定)を導入し、ひずみ履歴のばらつきを $\varepsilon = \alpha \varepsilon(t)$ で表すこととする。

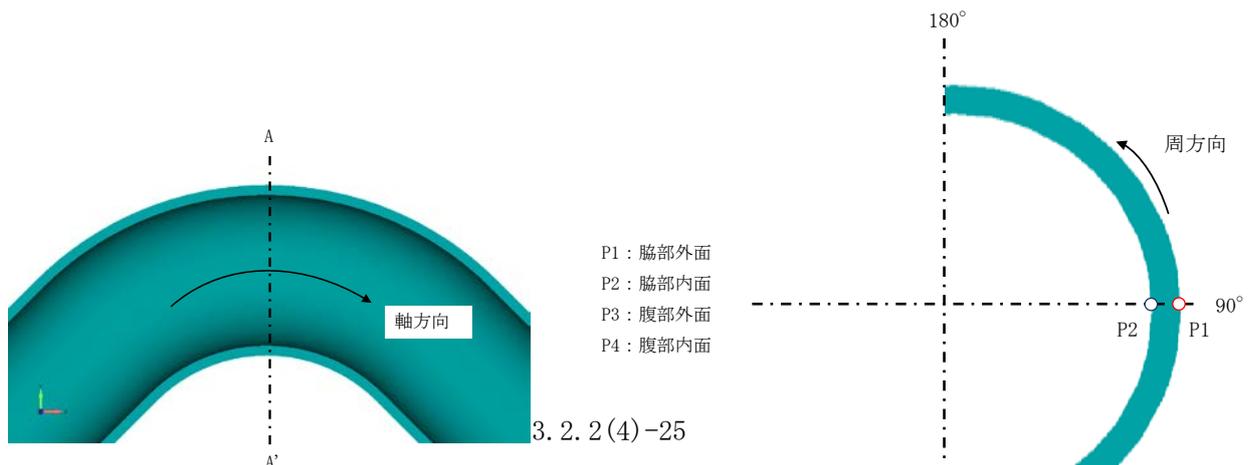


図 3.2.2(4)-39 エルボ中央断面のひずみ評価位置

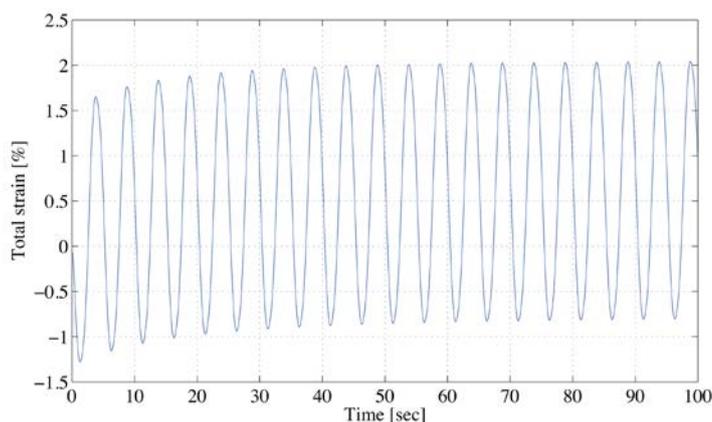


図 3.2.2(4)-40 評価位置におけるひずみ履歴
(位置 : P2、MK モデル、周方向全ひずみ)

(d) 信頼性および感度評価

ここでは応答、強度変数について前述の不確実性を考慮したモンテカルロ計算を実施し、配管の疲労破損確率を評価した。

a) 疲労評価モデルに対する感度

図 3.2.2(4)-40 に、モンテカルロサンプル数 50,000 の場合の、変位負荷 20 サイクル終了時点 (FEM 解析終了時点) での F 値の分布を示す。このとき、F 値の平均値 $\mu_F = 0.35$ 、標準偏差 $\sigma_F = 0.11$ 、変動係数 $COV_F = 0.31$ であった。同様に、損傷率 η の分布を図 3.2.2(4)-41 に示す。このとき、 η の平均値 $\mu_\eta = 0.12$ 、標準偏差 $\sigma_\eta = 0.07$ 、変動係数 $COV_\eta = 0.61$ であった。

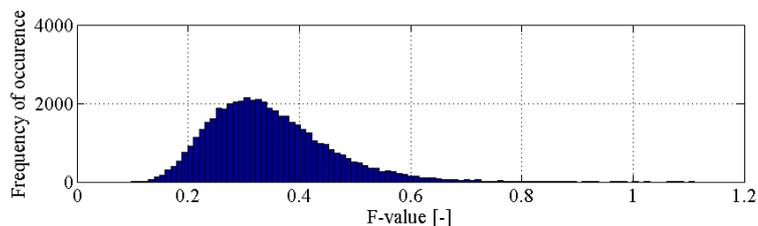


図 3.2.2(4)-41 変位負荷 20 サイクル終了時点 (FEM 解析終了時点) での F 値の分布

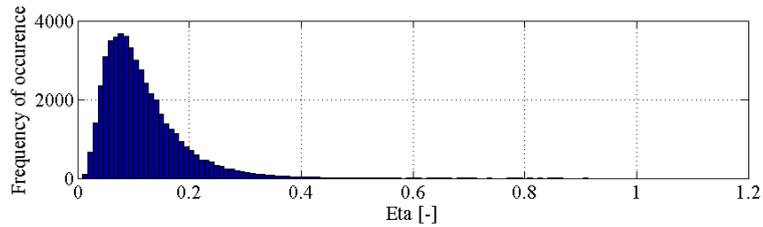


図 3.2.2(4)-42 変位負荷 20 サイクル終了時点 (FEM 解析終了時点) での η の分布

さらに、FEM 解析サイクル数 (20 サイクル) を基準として $20 \times m$ サイクル ($m = 2, 3, \dots$) のように変位負荷サイクル数を変化させながら破損確率を評価した。その際、FEM 解析を実行したサイクル数 (20 サイクル) を超えるサイクル数での F 値評価においては、疲労損傷 $D_f (= \eta^{0.6})$ について次式を仮定した。

$$\eta|_{20 \cdot m \text{ steps}} = m \cdot \eta|_{20 \text{ steps}} \quad (3.2.2(4) - 24)$$

また、延性消耗 D_d について、FEM 解析での最終 2 サイクル (19, 20 サイクル) から平均ひずみ増分割合 $d\varepsilon/dN$ を算出し、次式を仮定して評価した。

$$\varepsilon_f|_{20 \cdot m \text{ steps}} = \varepsilon_f|_{20 \text{ steps}} + (m - 1) \cdot \frac{d\varepsilon}{dN} \quad (3.2.2(4) - 25)$$

図 3.2.2(4)-42, 43 に変位負荷 200 サイクル終了時点での F 値および損傷率 η の分布を、同様に図 3.2.2(4)-44, 45 に 400 サイクル終了時点での F 値および損傷率 η の分布をそれぞれ示す。

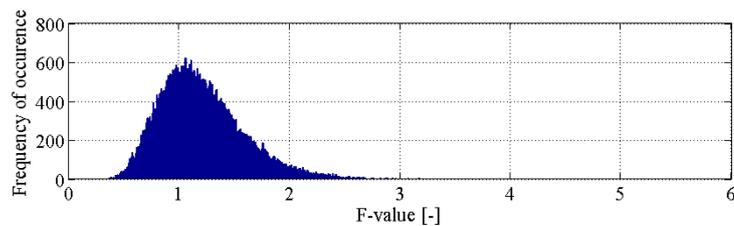


図 3.2.2(4)-43 変位負荷 200 サイクル終了時点での F 値の分布
(平均値 $\mu_F = 1.21$ 、標準偏差 $\sigma_F = 0.39$ 、変動係数 $COV_F = 0.32$)

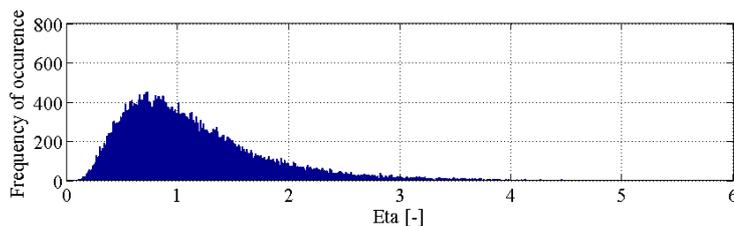


図 3.2.2(4)-44 変位負荷 200 サイクル終了時点での η の分布
(平均値 $\mu_\eta = 1.15$ 、標準偏差 $\sigma_\eta = 0.70$ 、変動係数 $COV_\eta = 0.61$)

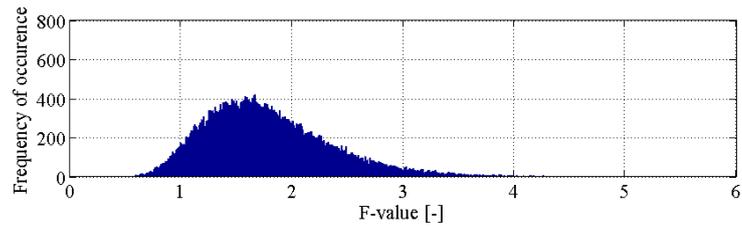


図 3.2.2(4)-45 変位負荷 400 サイクル終了時点での F 値の分布
(平均値 $\mu_F = 1.79$ 、標準偏差 $\sigma_F = 0.59$ 、変動係数 $COV_F = 0.33$)

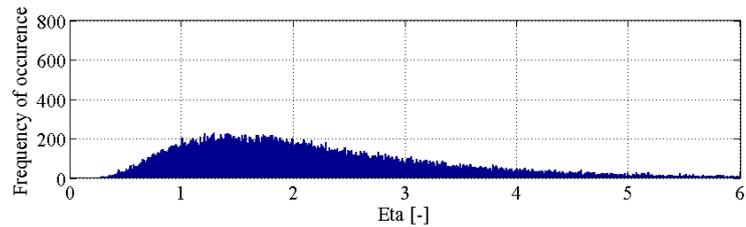


図 3.2.2(4)-46 変位負荷 400 サイクル終了時点での η の分布
(平均値 $\mu_\eta = 2.31$ 、標準偏差 $\sigma_\eta = 1.41$ 、変動係数 $COV_\eta = 0.61$)

図 3.2.2(4)-46 に、変位負荷サイクル数に対する配管の疲労破損確率の変化を示す。図中、F 値に基づく評価 (Pf-F、青色プロット点) と損傷率 η に基づく評価 (Pf- η 、赤色プロット点、 $\eta = 1$ のとき破損) をともに示している。また、防災科研における実際の配管要素試験での破損サイクル数 (N-exp) および解析評価による破損サイクル数 (N-F : F 値に基づく評価、N-Df : D_f に基づく評価) [18]、さらに「大規模非線形解析法の開発」節での解析評価 (MK モデル) による破損サイクル数 (N-Df-MK) を図中に加えた。各評価の主な条件を表 3.2.2(4)-6 に示す。

表 3.2.2(4)-6 各評価の主な条件

	評価手法	評価指標	評価位置	疲労曲線	破損サイクル数
N-exp	試験	---	---	---	179
Pf-F	確率論的	F 値	脇部内面 (P2)	[12]+強度低減、	150 (50%点)
Pf- η	評価	η		ばらつき考慮	200 (50%点)
N-F	決定論的	F 値	最大 F 値位置	最適疲労曲線[12]	206
N-Df	評価	D_f			453
N-Df-MK	決定論的	D_f	最大累積相当	最適疲労曲線[19]	400
	評価		塑性ひずみ位置		

本評価における F 値に基づく評価 Pf-F と損傷率 η に基づく評価 Pf- η とを比較すると、F 値に基づく評価 Pf-F がサイクル数についておおよそ 25%程度保守側の評価となっている。ここでは試験結果 N-exp (= 179 サイクル) は、Pf-F の 50%点 (=おおよそ

150 サイクル) と $Pf-\eta$ の 50%点 (=およそ 200 サイクル) のほぼ中間的な値になっている。

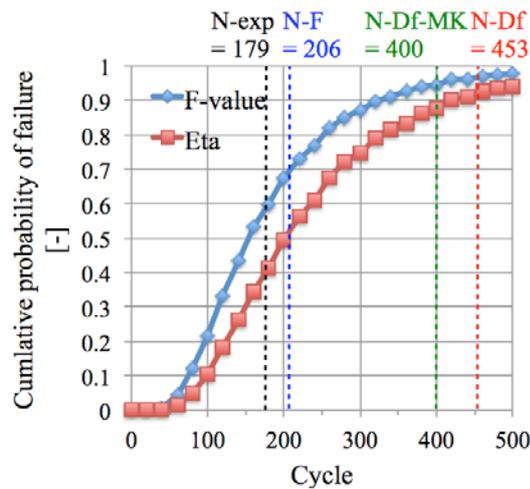


図 3.2.2(4)-47 負荷変位サイクル数と疲労破損確率との関係

b) 各確率変数に対する感度

各確率変数に関する疲労破損確率の感度解析を実施し、支配的ばらつき因子の評価を行った。まず、各確率変数の平均値に対する疲労破損確率の感度を図 3.2.2(4)-47 に示す。ここで、例えば確率変数 X に対する感度を見る際には、 X 以外の各確率変数の確率パラメータは前節でモデル化した値（以後、基準値と呼ぶ。表 3.2.2(4)-7 参照）で固定し、 X については $COV = COV_{ref} =$ 一定の条件のもとで平均値を $\mu_{ref} \pm 20\%$ の範囲で変化させ、感度を観察した。図より、平均値については、全ひずみ範囲に対して最も感度が高く、次いで疲労曲線に関する 3 つのサブファクターに対して感度が高い。3 つのサブファクター間での差異は小さいことが見てとれる。また、破断絞り ϕ に対しては鈍感であることが分かる。

表 3.2.2(4)-7 各確率変数の確率分布パラメータの基準値

確率変数	平均 μ_{ref}	標準偏差 σ_{ref}	変動係数 COV_{ref}
データばらつき F_{DS} [-]	1.14	0.55	0.49
寸法効果 F_{SE} [-]	1.5	0.25	0.17
表面粗さ効果 F_{SR} [-]	2.5	0.75	0.3
破断絞り ϕ [%]	67.5	13.5	0.2
ひずみばらつき係数 α [-]	1	0.2	0.2

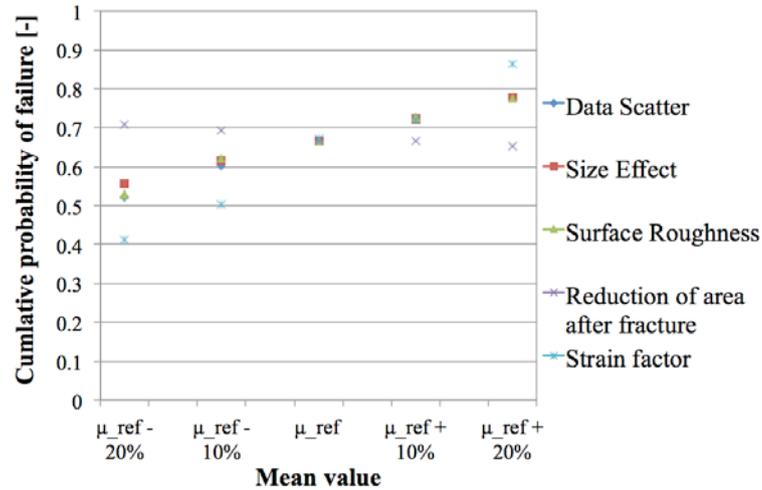


図 3.2.2(4)-48 各確率変数の平均値に対する疲労破損確率 Pf-F の感度
($COV_{ref} = 一定$ 、変位負荷 200 サイクル)

次に、各確率変数の変動係数に対する疲労破損確率の感度を図 3.2.2(4)-48 に示す。ここで、確率変数 X に対する感度を見る際には、 X 以外の各確率変数の確率パラメータは基準値で固定し、 X については $\mu = \mu_{ref} = 一定$ の条件のもとで変動係数を 0.1 ~ 0.5 の範囲で変化させ、感度を観察した。図より、変動係数については、特に疲労試験データのばらつきに対して感度が高いことが分かる。

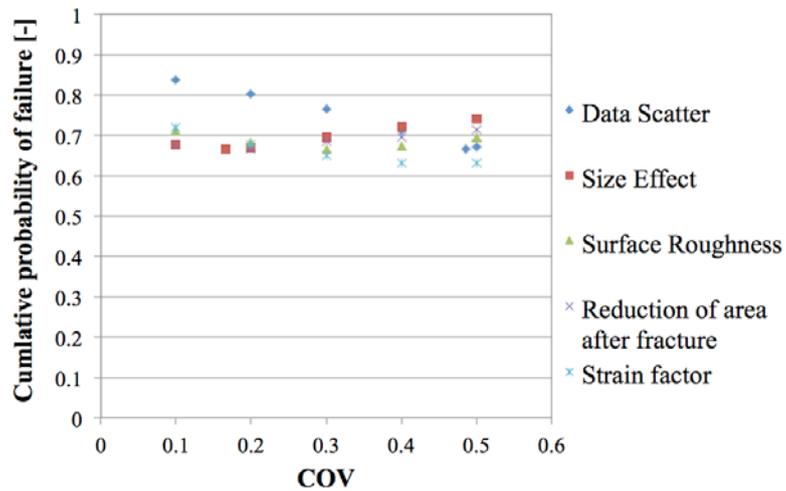


図 3.2.2(4)-49 各確率変数の変動係数に対する疲労破損確率 Pf-F の感度
($\mu_{ref} = 一定$ 、変位負荷 200 サイクル)

図 3.2.2(4)-49 に繰り返し数およびひずみ範囲をパラメータとした、信頼性に基づく破損評価線図（等破損確率曲線図）を示す。さらに、部分安全係数値を導出すると（図 3.2.2(4)-50）、ここでも疲労試験データの不確実性による信頼性への影響が大きいことが見てとれる。

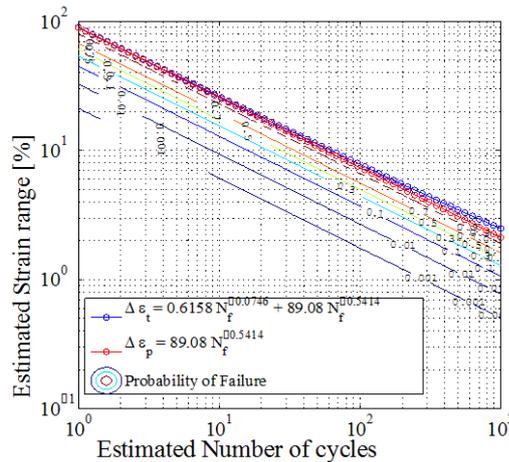


図 3.2.2(4)-50 信頼性に基づく破損評価線図（等破損確率曲線図）

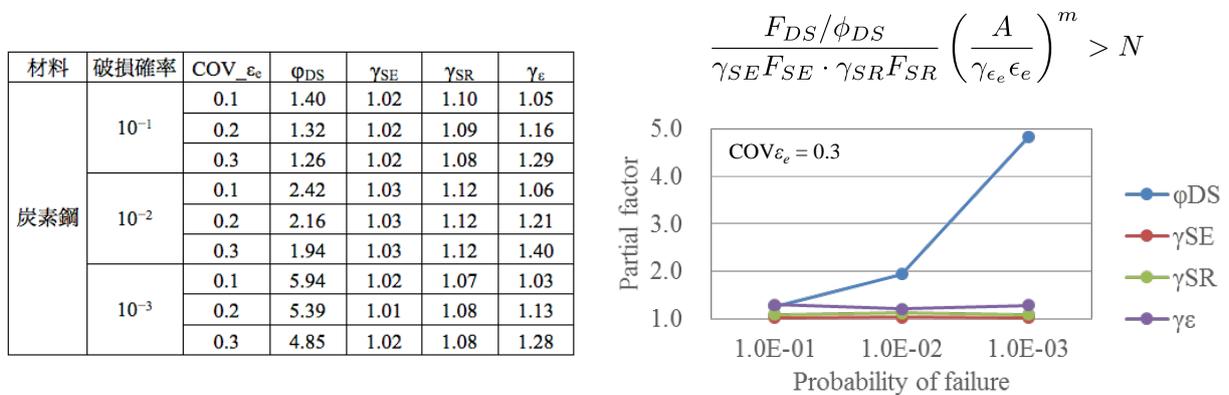


図 3.2.2(4)-51 部分安全係数值

④ 結論

原子炉構造物材料の代表的鋼種として SUS304 材料データ等を調査し、基本的材料特性のばらつき特性を評価し整理した。「極限荷重の性質と破損メカニズムの解明」で抽出された主要な荷重－破損組み合わせモードのうち、高温内圧荷重－延性破壊モード、高温外圧荷重－弾塑性座屈破損モード、過大地震荷重－疲労破損モードを対象として、荷重・応答・強度の不確実性を考慮した限界強度評価式（信頼性照査式）の導出、部分安全係数の算定を行い、信頼性および感度評価により支配的ばらつき因子を抽出した。限界強度評価にあたっては、破損モードマップおよび大規模非弾性解析法を活用する。まず、破損モードマップを用いて荷重と形状から破損モードを判定する。次に、モード毎の強度支配因子に対して、強度理論や大規模非弾性解析法により最適評価を行う。最適評価値と照査信頼性水準、および対応する部分安全係数に基づき信頼性を照査する。

<参考文献>

- [1] 日本機械学会 材料力学部門 荷重・耐力係数法による信頼性評価の実用化に関する研究分科会、「機械構造物の信頼性設計ガイドライン」、2013.
- [2] 動力炉・核燃料開発事業団、「高速原型炉高温構造設計方針 材料強度基準等」、PNC

- TN241 84-08(2)、1984.
- [3] 動力炉・核燃料開発事業団、「解説 高速原型炉高温構造設計方針材料強度基準等」、PNC TN241 84-10、1984.
 - [4] 土田豊、加藤章一、平野正敦、二瓶勲、「SUS304, SUS321 および 2.25Cr-1Mo 鋼の高温および超高温引張試験」、動力炉・核燃料開発事業団 PNC SN941 85-128、1985.
 - [5] 小高進、加藤章一、川上朋広、鈴木高一、高森裕二、「SUS304 鋼の材料試験データ集(Ⅲ)」、核燃料サイクル開発機構 JNC TN9450 2003-002、2003.
 - [6] 加藤章一、長谷部慎一、吉田英一、「異常高温時における SUS304 のクリープ強度評価」、日本原子力研究開発機構 JAEA-Research 2007-091、2007.
 - [7] 金属材料技術研究所、「ボイラ・熱交換器用ステンレス鋼管 SUS304H TB(18Cr-8Ni)のクリープデータシート」、金属材料技術研究所クリープデータシート、No. 4B、1986.
 - [8] 日本機械学会、「発電用原子力設備規格 設計・建設規格(2009年版)第Ⅱ編 高速炉規格」、日本機械学会、JSME S NC2-2009、2009.
 - [9] Hasofer, A.M. and Lind, N.C., “Exact and Invariant Second-Moment Code Format”, Journal of the Engineering Mechanics Division, ASCE, Vol.100, No.1, pp.111-121, 1974.
 - [10] Ellingwood, B. et al., “Probability Based Load Criteria: Load Factors and Load Combinations”, Journal of the Structural Division, ASCE, Vol.108, No.5, pp.978-997, 1982.
 - [11] Asada, Y., “Fatigue criterion on low-cycle fatigue with excessive progressive deformation”, Proceedings of 3rd German-Japanese Joint Seminar, II 2.2, 3-11, 1985.
 - [12] 原子力発電技術機構、「平成 11 年度原子力発電施設耐震信頼性実証試験に関する報告書 その3 配管系終局強度耐震実証試験」、2000.
 - [13] Harvey, J. E., “Pressure component construction: Design and materials applications”, Van Nostrand Reinhold Company, New York, 1980.
 - [14] Cooper, W. E., “The initial scope and intent of the section III fatigue design procedure”, Welding Research Council, Inc., Technical Information from Workshop on Cyclic Life and Environmental Effects in Nuclear Applications, 1992.
 - [15] Higuchi, M. et al., “A consideration of margin on fatigue design curves for carbon and low-alloy steels”, Proceedings of PVP2011, PVP2011-57083, 2011.
 - [16] Chopra, O.K. and Shack, W.J., “Effect of LWR coolant environments on the fatigue life of reactor materials”, NUREG, NUREG/CR-6909, ANL-06/08, 2007.
 - [17] 日本機械学会 発電用設備規格委員会 原子力専門委員会、「第 1 回 耐震許容応力検討タスク フェーズ 2 会合配布資料」、2014.
 - [18] 中村いずみら、「地震荷重を受ける減肉配管の破壊過程解明に関する研究報告書」、防災科学技術研究所研究資料、第 306 号、2007.
 - [19] 日本原子力技術協会、「中越沖地震後の原子炉機器の健全性評価 平成 22~23 年度報告」、2012.

3.3 破局的破壊防止策の提案

(1) 破壊制御の考え方の提示

現在の原子力の設計は、設計基準内において保守的に設計しており新規基準によりさらに厳しい条件に耐える剛な設計を指向しているが、こうした構造は荷重をまともに受けて限界を超えると破局的な破壊に至る可能性がある。このため最悪を避けるためには、限界を超えても周辺から徐々に壊れていくことで荷重エネルギーを散逸させ、肝心な部分を護れるような、破壊制御(Fracture Control)の考え方が有効である。

本研究の成果である破損メカニズムに基づく実強度評価を応用すると、破損の場所と順番を制御する破壊制御設計が可能となる。

こうした考え方は原子力の分野では新しいものであり実用化には時間がかかると思われるが、既に適用されている例として図 3.3-1 に示す LBB (Leak Before Break) 思想がある。

配管系に大きな荷重が作用した場合でも、破断より前にき裂が貫通するため、荷重が低下すると共に、漏洩を検知することで荷重を下げるのが可能で、破断を起こさない。

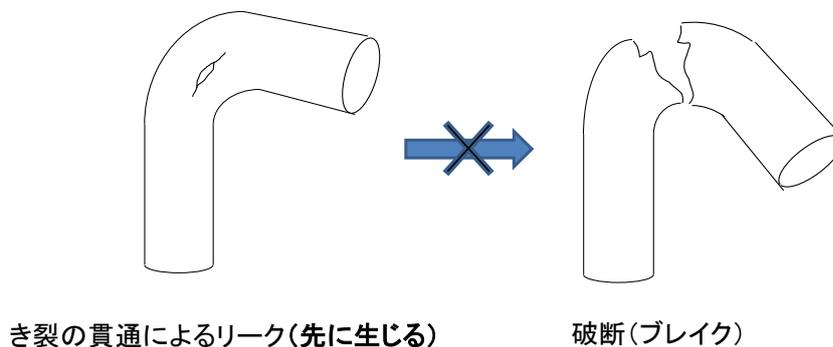


図 3.3-1 LBB 思想

化学プラントの分野では、以下のような例がある。

図 3.3-2 に示すコーンルーフタンクの屋根と側板の取付け部の強度は、側板自体や側板と底板の取付け強度より、相対的に弱いものにしてある。これにより、内圧が上昇した場合、屋根との接続部が壊れて減圧して側板を守ることで、液を外部に漏らさない[1]。

図 3.3-3 に示す緊急遮断弁の目的は、配管系に破損が生じてても大規模な漏洩を防ぐことにある。このため図の A 点および B 点の強度を、C 点や D 点より強くしてある。配管系に大きな荷重が作用した場合でも C 点や D 点が破損して荷重を伝達させず緊急遮断弁を守る[1]。

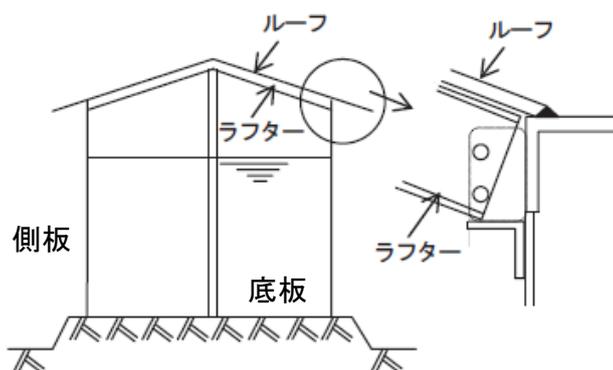


図 3.3-2 コーンルーフタンク [1]

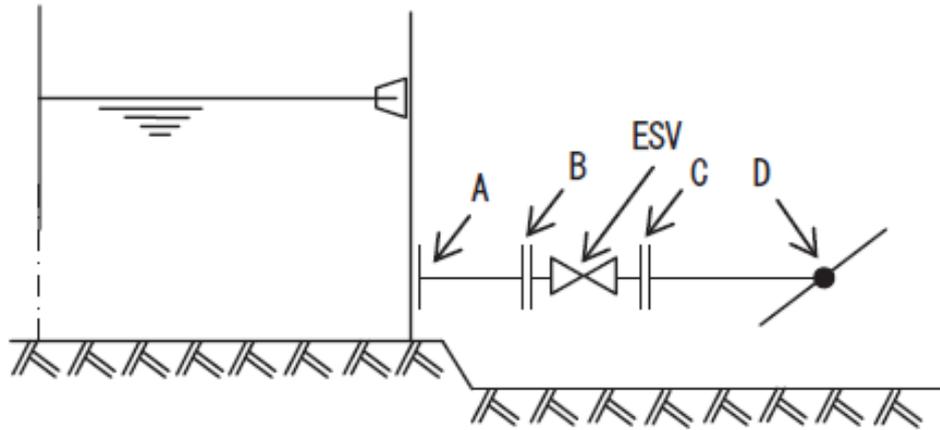


図 3.3-3 緊急遮断弁周りの相対強度[1]

(2) 破壊制御の具体策の検討例

原子力分野の具体策として高温内圧と外圧荷重による破損メカニズム研究を応用して、炉内計装ガイドチューブの高温外圧破損を原子炉圧力容器の高温内圧破損より先行させることで、圧力容器の破局的破壊を防ぐ受動的破壊防止の可能性を検討した。

① 事故時系列と入力条件

1) 福島原子力発電所一号機の概要

福島原子力発電所一号機（1F1）はゼネラルエレクトリック（GE）によって当初設計されたBWR-3タイプ原子炉であり、マークI格納容器が採用されている。1F1の仕様を表3.3-1に示す[2]。1F1は、1971年3月に運転を開始し、定格電気出力は460MWである。1F1はSB0の場合動くように設計された非常用復水器（IC）を備えている。IC熱交換器の冷却プールは、原子炉格納容器の外部7に位置しており、熱交換器配管の破断が生じた場合、格納容器バイパスの可能性を有している。

BWRマークI格納容器システムは、鉄筋コンクリート・シェルでバックアップされた自立した電球形のドライウエルで構成され、円環体形のウェットウエルに接続する。ウェットウエルは、圧力抑制プールを含む。圧力抑制プールの水は、冷却材喪失事故の最初の段階に、エネルギー吸収媒体の働きをするが、残留熱除去（RHR）システムによって冷却される必要がある。ウェットウエルは、降下管ベントラインのシステムによって、ドライウエルに接続している。ドライウエルの圧力がウェットウエルより高くなると、ドライウエルはウェットウエルに蒸気を排出する。ウェットウエルはSRVから放出されたRPVの蒸気を吸収する。格納容器の設計圧力は427kPaであり、破断圧力は設計圧力のおよそ1.8-2倍と推定される[3]。

表 3.3-1 福島原子力発電所一号機の仕様概要[2]

燃料アセンブリの全長		4.35 m	
燃料アセンブリの数	400	圧力抑制プール容積	2620 m ³
制御棒	97	圧力抑制プール水の容積	1750 m ³
最高設計圧力	8.24 MPa	最高設計圧力	427 kPa
最高設計温度	300 °C	最高設計温度	140 °C
燃料アセンブリの全長	4.35 m	ドライウエル容積	3410 m ³

2) 事故シーケンス

表 3.3-2 [4]に示すように、1F1は高い地震加速度により原子炉がスクラムし、ほとんど同時に外部電源が喪失した。スクラム後に、14:52に原子炉圧力高によりIC系が自動的に作動したが、15:03に電動弁(MOVs: M0-3AとM0-3B)を閉じることにより手動停止した。この操作は、運転マニュアルに従ってRPVの冷却速度が55K/hを上回るのを防ぐためになされた。その後、オペレーターはA系(IC-A)だけを使うことに決め、類似した自動作動と手動停止が15:17から15:34まで3回繰り返された。その後、津波が襲来し、15:37に交流電源も直流電源も喪失し、弁の操作が不可能となった。電源が失われたとき、M0-3AとM0-3Bは閉、他の弁は開の状態であった。

全電源喪失後、原子炉の圧力が最初に測定されたのは3月11日の20:07で、圧力は7.04MPaであった。しかし、3月12日の午前2:43には、原子炉容器内の圧力が0.83MPaと測定された。一方、ドライウェル圧の最初のデータは、3月12日0:49に

0.64MPaと測定され、すでに設計圧力を上回っていた。3月12日2:30にはドライウェル圧力が0.84MPaで、原子炉圧力とほとんど同じ値と分かった。この圧力は設計圧力のほとんど倍の高圧であり、環境への漏出を引き起こすには十分に高い圧力であった。

表 3.3-2 福島原子力発電所一号機的主要時系列[4]

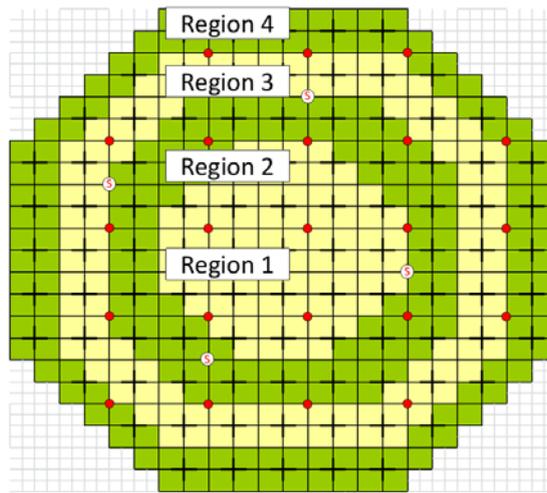
時間	時間経過 (hh:mm)	解析上のイベント
3/11 14:46	00:00	原子炉スクラム、再循環ポンプトリップ、主給水ポンプトリップ、主蒸気隔離弁閉止
14:52	00:06	非常用復水器 (ICs) 起動
15:03 頃	00:17 頃	IC (A) 停止、IC (B) 停止
15:17	00:31	IC (A) 起動
15:19	00:33	IC (A) 停止
15:24	00:38	IC (A) 起動
15:26	00:40	IC (A) 停止
15:32	00:46	IC (A) 起動
15:34	00:48	IC (A) 停止
20:07	05:21	実機で約7.0[MPa]の原子炉圧力が計測された時刻
23:50 頃	9時間程度	実機で約600[kPa]のドライウェル圧力が計測された時刻
3/12 02:45	12時間程度	実機で約0.9[MPa]の原子炉圧力が計測された時刻

3) 起こりうる蒸気リーク流路

減圧プロセスをシミュレーションするためのキーポイントは、起こりうる蒸気リーク流路(可能な蒸気リーク流路面積)を見つけて、破損基準(リークスタート時間)をモデル化することである。事故プロセスの間に、冷却材温度及び幾つかの構造材(その幾つかは圧力境界の役割)の温度は設計温度を超えて上昇(さらには融解温度にまで)し、これらの構造物の損傷を引き起こした。現在の解析によれば、ありうるリーク流路として以下が考えられる:

- (a) 中性子計装管(SRMガイドチューブ)[図3.3-4[5]と図3.3-に示す]
- (b) 逃し安全弁ガスケット[6]
- (c) 原子炉圧力容器(RPV)
- (d) いろいろなシール

本研究においては、中性子計装管と逃し安全弁ガスケットからのリークを想定した。



Ⓢ Neutron source monitor

図 3.3-4 福島原子力発電所一号機の炉心配列(東電による)

4) 極限荷重

SRM と逃し安全弁ガasketの極限荷重は以下の表にまとめられます。

表 3.3-3 極限荷重のまとめ

SRM		逃し安全弁ガasket	
温度 (K)	圧力 (MPa)	温度 (K)	圧力 (MPa)
1374.3~1428.1	7.0	723.15~748.15	7.0

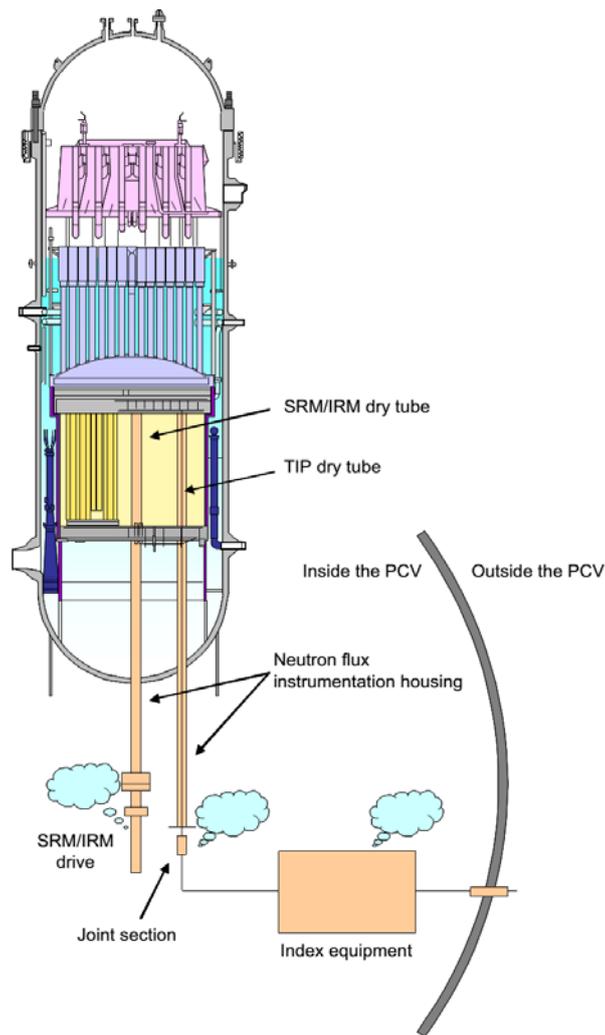


図 3.3-5 中性子計装管[5]

② 中性子計装管の感度解析

SRM 案内管の外側には原子炉圧力が作用し、SRM の内部は大気圧を受けるため、SRM 案内管には圧縮応力が生ずる。圧縮応力を受けるステンレス鋼管（外圧大、内圧小）のクリープ破損条件は明確でない。ジルカロイ管に関する Picklesimer [7], Lucas and Bement [8], and Stehle [9]らの過去の実験では、圧縮応力下での変形挙動は引張応力条件とは異なることが指摘されている。従って、本研究では、SRM 案内管の破損時間と破損後の有効リーク流路面積の2つが主な不確実性である。事故進展の上で漏出域の影響を調査するために、表 3.3-4 に示すように異なる漏出面積による9のケースで感度解析を行った。ケース1は、SRM 破損の後、漏出領域が無い(0)とした参照ケースである。その他の9つのケースは、漏出域の影響を比較するために、漏出面積を変えている。

表 3. 3-4 中性子計装管のリーク面積

	SRM の数	破壊モード	総漏出面積 (cm ²)
	SRM の数	破壊モード	総漏出面積 (cm ²)
Case 1 (参考)	4	圧縮ストレスクリープ	0.00
Case 2	4	圧縮ストレスクリープ	0.75
Case 3	4	圧縮ストレスクリープ	1.51
Case 4	4	圧縮ストレスクリープ	1.81
Case 5	4	圧縮ストレスクリープ	2.26
Case 6	4	圧縮ストレスクリープ	3.01
Case 7	4	圧縮ストレスクリープ	3.32
Case 8	4	圧縮ストレスクリープ	3.77
Case 9	4	圧縮ストレスクリープ	4.52

図 3. 3-6 と図 3. 3-7 に示すように、炉心が露出後、燃料外装材温度と制御棒外装材温度は崩壊熱によって上がり始める。そして、4.1 時間後から水素生成を伴うことで、ボイルオフ蒸気によってジルカロイ被覆管の顕著な過渡的酸化発熱の始まりにより燃料被覆管温度は急速に上昇する。SRV に加え、SRM 案内管が破損すると、炉心から格納容器までさらに 1 本の蒸气流路が形成され、炉心機器の酸化反応は SRV と SRM からの蒸气流により影響される。

ジルコニウム構造の酸化には、中心的な温度の全体的な作用のために、重要な結果がある。図 3. 3-6 と図 3. 3-7 で示すように、炉心ピーク温度は一旦それが 1500K を超えると漏出フロー面積に強く依存している。ケース 1 に比べ、ケース 9 とケース 10 では SRM 案内管からの蒸気流出流量が多く、炉心上部においても酸化反応に十分な蒸気量となるため、炉心ピーク温度はより速く増加した。しかし、ケース 3 とケース 6 では、炉心上部の蒸気窮乏により温度上昇率は参照ケースよりずっと低い。図 3. 3-8 で示されるように、ケース 9 とケース 10 の特定の時間に酸化反応によって発生する水素の合計質量は他のケースより大きく、ケース 3 とケース 6 の水素発生量は参照ケースよりも少ない。

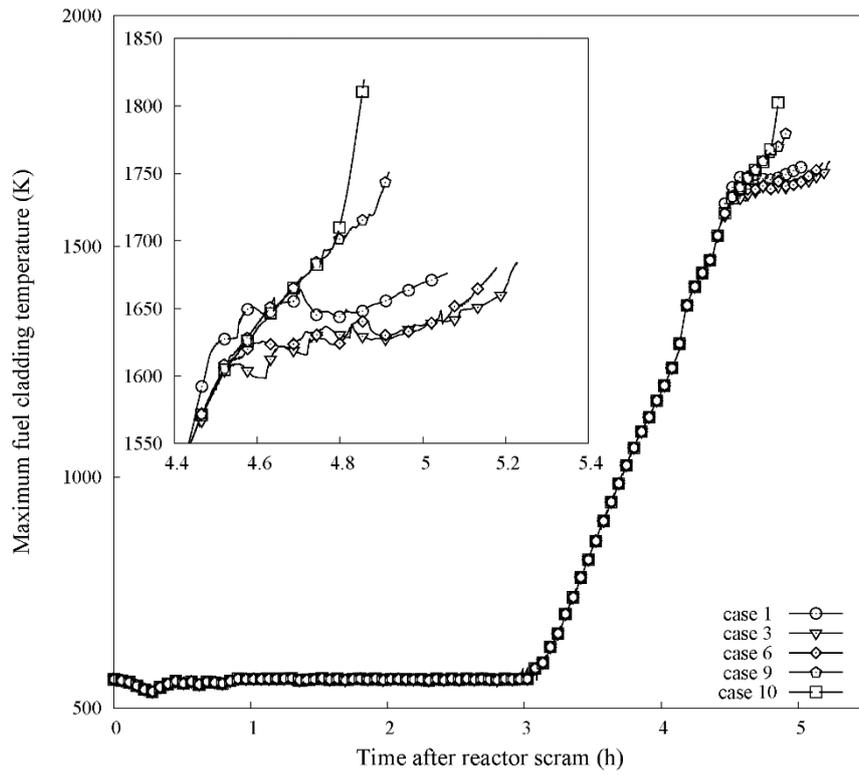


图 3.3-6 燃料被覆管最高表面温度

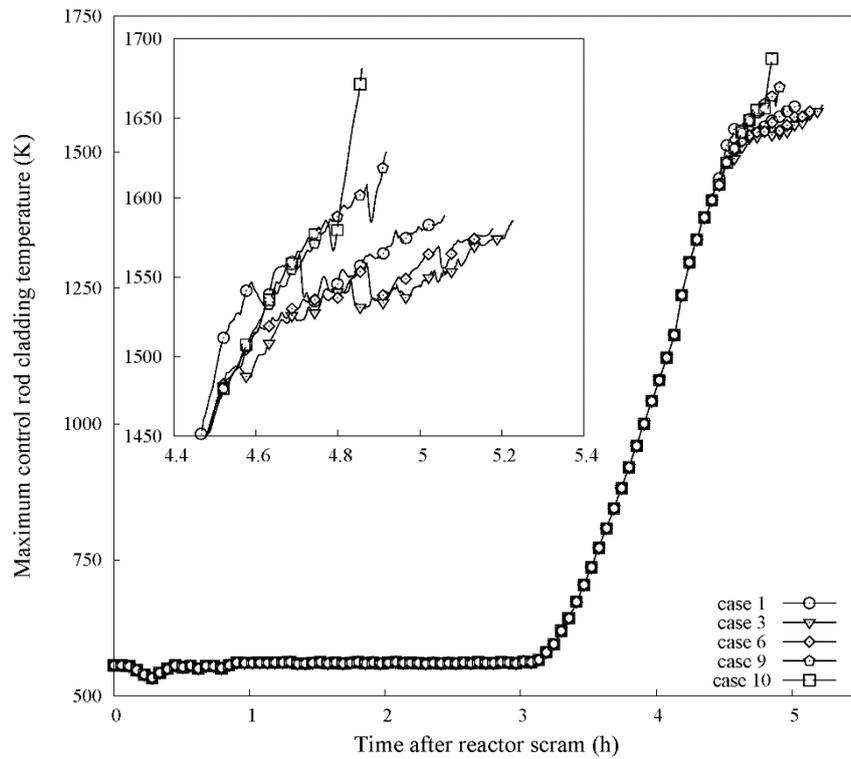


图 3.3-7 制御棒被覆管最高温度

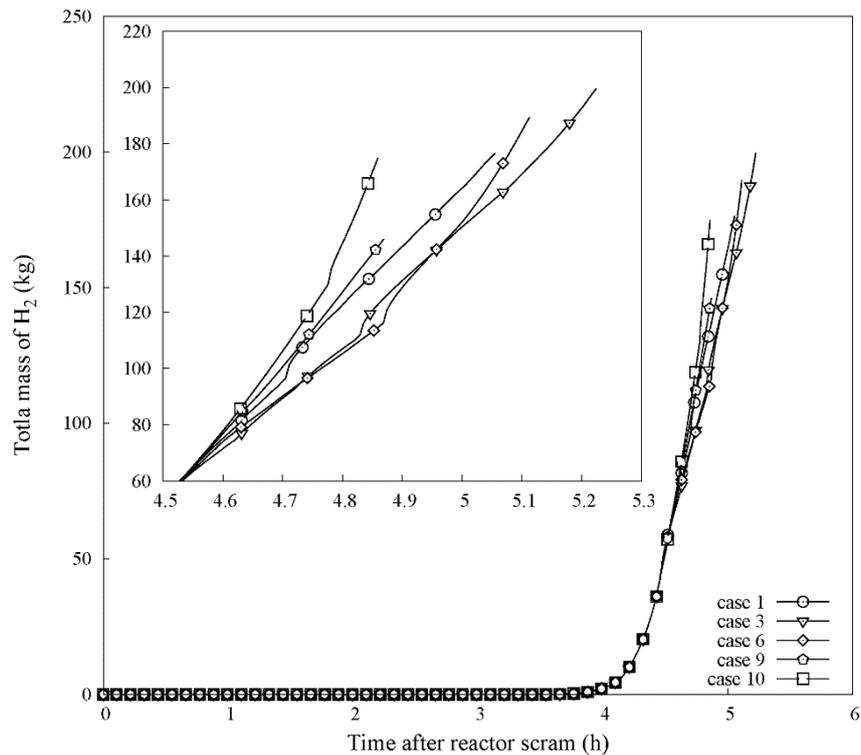


図 3.3-8 酸化反応による総水素発生量

図 3.3-と図 3.3-は、炉心溶融開始時点の燃料被覆管と制御棒被覆管の温度分布を示す。蒸気流量が大きいならば、被覆管の頂部において酸化反応のための蒸気供給は十分である。このため、被覆管温度が最高となる位置は、頂部となる。気流量が少ない場合には、チャンネルの蒸気は底部と中央部で消費され、被覆管の上部には酸化反応のための蒸気が存在しない。この結果、被覆管の最大温度の位置は、被覆管の頂部から中央部に移動する。

図 3.3-で示すように、他のケースに比べケース 3 とケース 4 では、炉心溶融時間が遅くなる。このことから、炉心加熱の間、原子炉圧力境界からの漏出面積を最適化することにより、事故の進展を遅らせることができると結論される。これに加えて、図 3.3-で示すように、あまりに大きな流路面積からの圧力境界を通しての漏出は、炉心溶融を速めることがわかる。それゆえに、福島ように長期間の SBO 事故管理においては、原子炉を冷却するための新たなヒートシンクが利用できない場合には、炉心加熱の間、SRV を開にすることは最良のオプションではない。

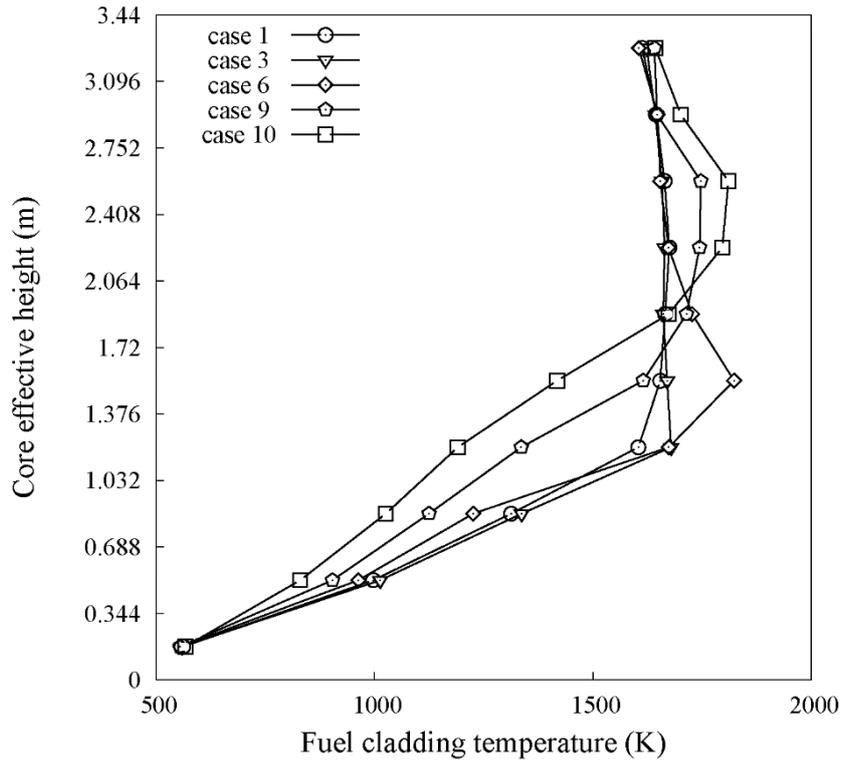


図 3.3-9 燃料被覆管温度分布

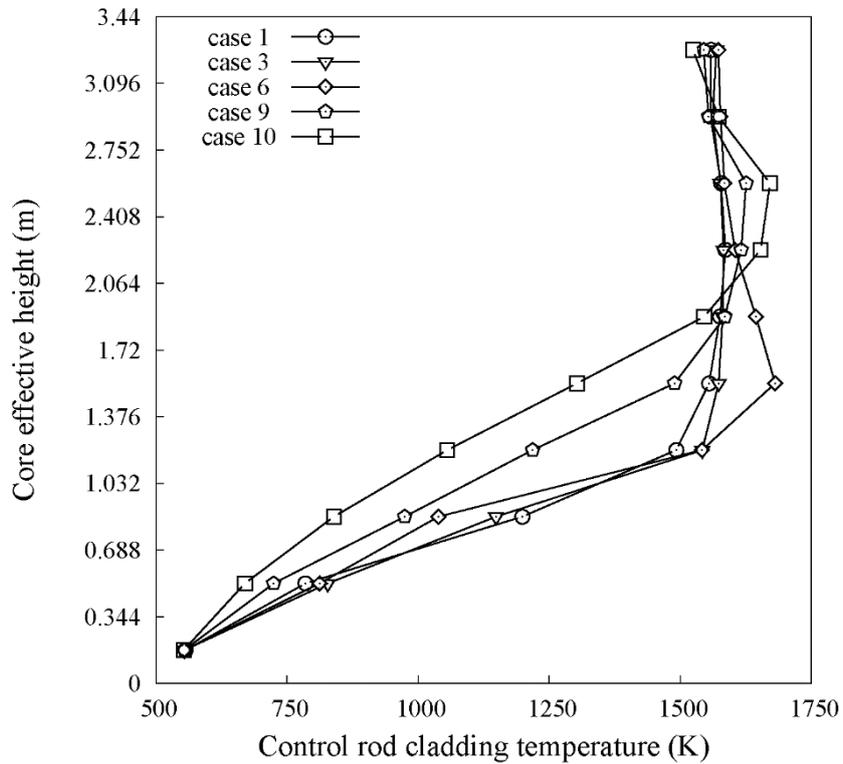


図 3.3-10 制御棒被覆管温度分布

図 3.3-、図 3.3-に、それぞれ原子炉圧力と格納容器圧力のシミュレーション結果を示す。SBO 後は、原子炉圧力は SRV によってコントロールされ、SRV セット圧力となる。一方、RPV からの蒸気は SRV を通して圧力抑制プールに排出されるため、ウェットウェルとドライウェ

ルの圧力と温度が上昇する。炉心の計装管が破損すると、ドライウェルに直接 RPV から漏出するため、炉心の加熱の間、格納容器圧力の上昇が加速される。

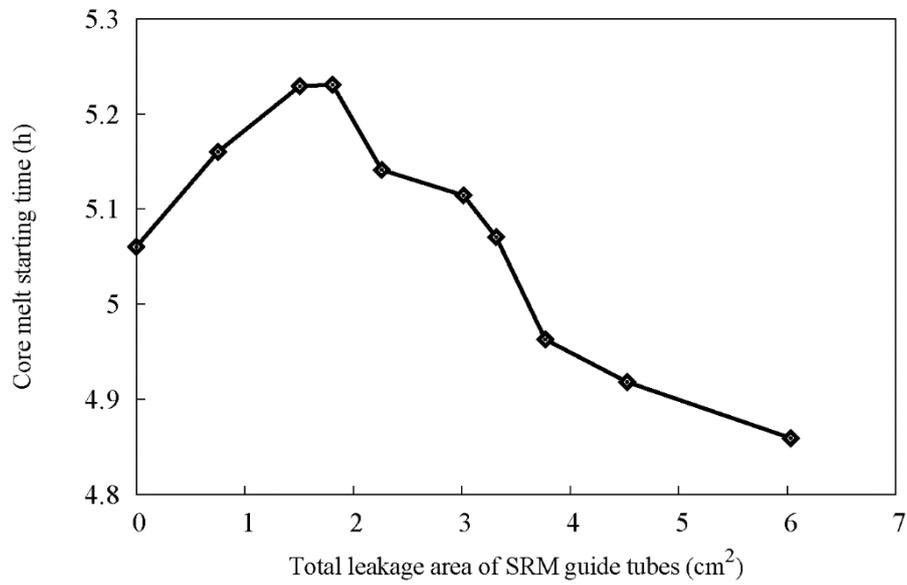


図 3. 3-11 炉心溶融時刻

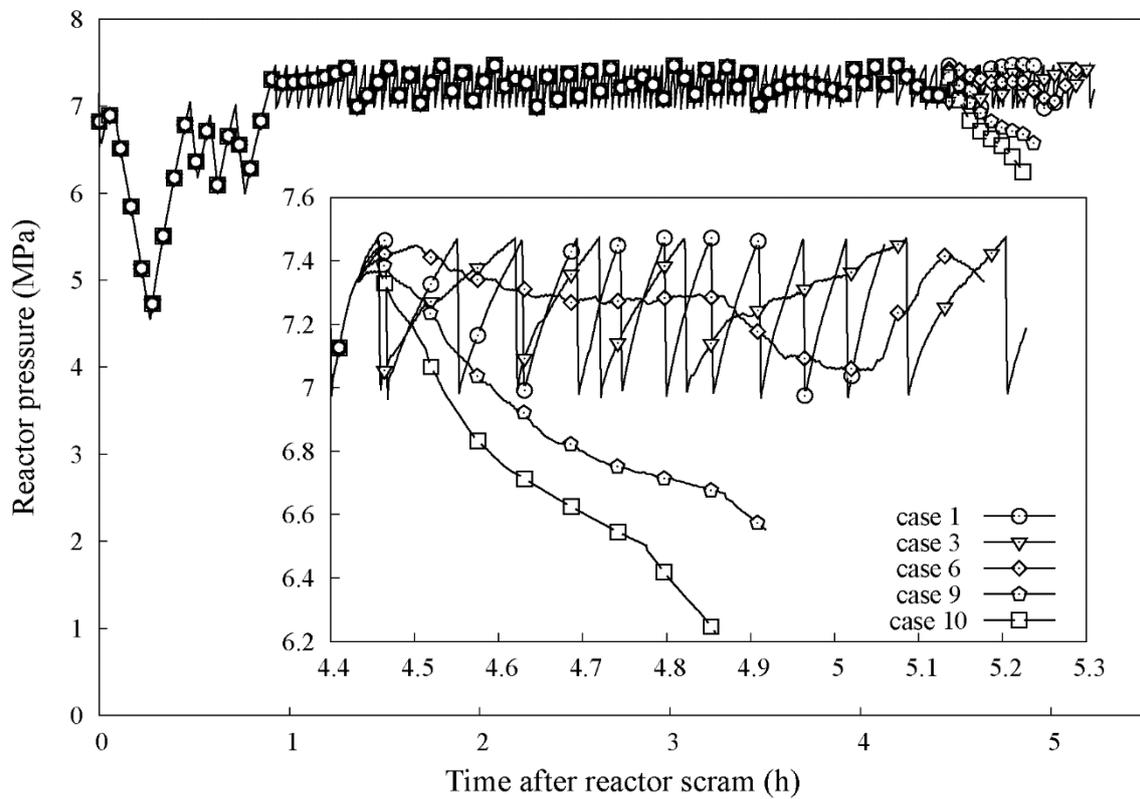
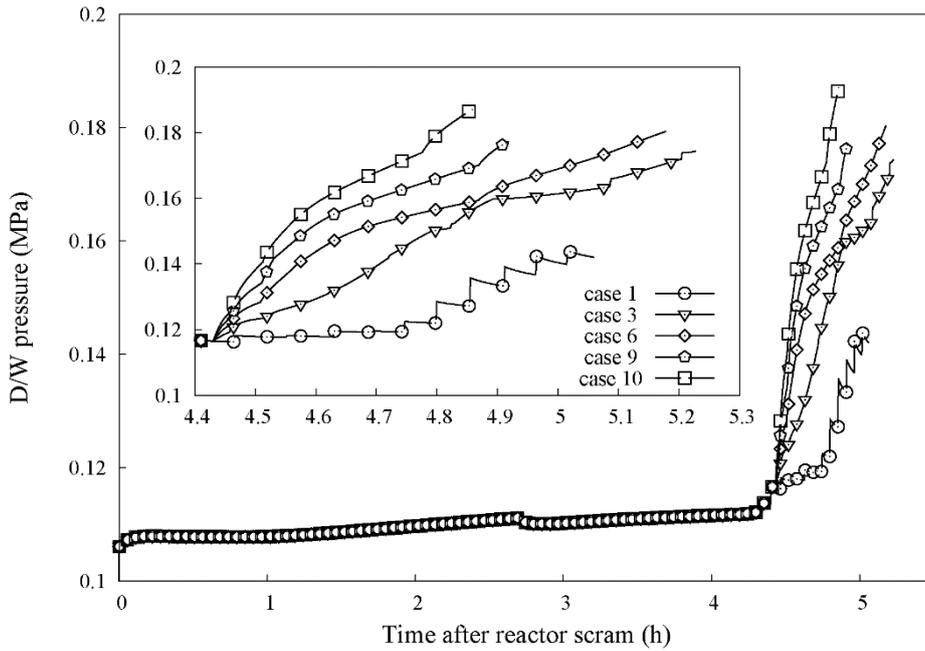
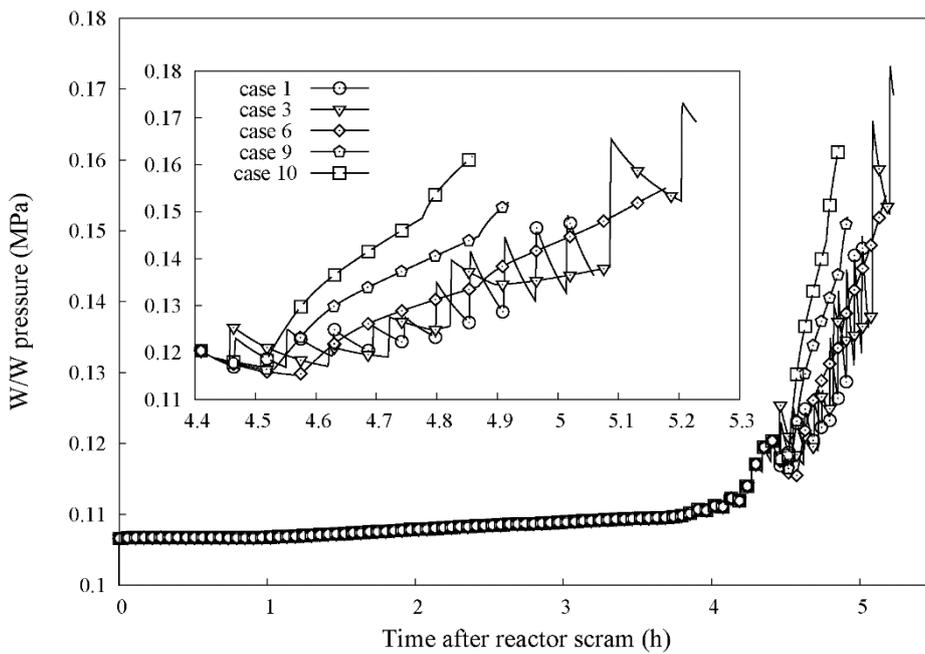


図 3. 3-12 原子炉容器圧力



(a) ドライウェル圧力



(b) ウェットウェル圧力

図 3. 3-13 格納容器圧力

SRM からの漏出によって早い段階で格納容器が破損するのを防ぐために、SRM はウェットウェルに接続し、シビアアクシデント事故時の自動減圧システムとして機能することが期待される。

破壊制御技術が進み、SRM からの漏洩面積をある程度制御できるようになると、SRV に頼らない受動的な安全機能を実現できる可能性がある。

<参考文献>

- [1] 佐藤拓哉, 圧力設備の破損モードと応力, 日刊工業 (2013)
- [2] "Special Report on the Nuclear Accident at the Fukushima Daiichi Nuclear Power Station", INPO 11-005, The Institute of Nuclear Power Operations (2011)
- [3] D' Auria, F., et al., "The Fukushima Event: The Outline and the Technological Background", *Science and Technology of Nuclear Installations*, 2012, 1-25 (2012)
- [4] "Report of Japanese Government to the IAEA Ministerial Conference on Nuclear Safety - The Accident at TEPCO's Fukushima Nuclear Power Stations", Government of Japan (2011)
- [5] Arai, T., "In-core monitor housing replacement at Fukushima Daiichi Unit #4", *ICONE-7*, Tokyo, Japan, April 19-23, 1999.
- [6] Koshizuka, S., "Report from Investigation Committee on the Accident at the Fukushima Nuclear Power Stations of Tokyo Electric Power Company", *Journal of the Atomic Energy Society of Japan*, 54, 642 (2012)
- [7] Picklesimer, M., "Deformation, creep, and fracture in alpha-zirconium alloys", ORNL-P-1753, Oak Ridge National Lab. (1965)
- [8] Lucas, G. and A. Bement, "Temperature dependence of the zircaloy-4 strength-differential", *Journal of Nuclear Materials*, 58, 163-170 (1975)
- [9] Lowe, P., "Zirconium in the Nuclear Industry: Proceedings of the Third International Conference", American Society for Testing and Materials, Pennsylvania (2005)

3.4 今後の展開

深層防護の「第1層から第3層（設計）」と明確に異なる「第4層（設計を超える状態）」に関する新しい構造強度評価の枠組みを提示した。これを実際の規制に反映するための第一歩として、世界の構造規格の方向性に対して大きな影響を与えている米国機械学会（ASME）の国際会議に新しいセッションを設置した。

現在の原子力の設計は、設計基準内において保守的である反面、限界を超えると破局的な破壊に至る可能性がある。

第4層（設計を超える状態）を強化するため、本研究成果を展開し、限界を越えても周辺から徐々に壊れていくことで荷重エネルギーを散逸させ、肝心な部分を護るようにする破壊制御（Fracture Control）の考え方に基づく、安全設計と事故時の緊急対応策の研究を計画している。

4. 結言

4.1 極限荷重の性質と破損メカニズムの解明

4.1.1 荷重モードと破損モードの整理

実機を想定した原子炉構造物に対する荷重モードと破損モードの関係を整理し、以下の2)～4)の破損メカニズムの解明結果の反映とともに、破損マップを作成した。この破損マップの適用性を実機で破損が想定される構造物（原子炉容器構造不連続部、炉内計装管、原子炉格納容器貫通部、冷却系配管など）の応用解析で確認した。

実機を想定した極限荷重に対する応用解析で、原子炉圧力容器下鏡は炉心溶融デブリによる過温・過圧に対して、内圧の一次荷重が支配要因となりクリープ破断が発生すること、原子炉格納容器の過圧に対する溶接等の構造不連続部では応力集中及び応力の多軸度が破断ひずみに影響すること、配管系では過大地震に対して一部配管要素の塑性化により応答変位が低下し慣性力による破損の可能性が低いことを確認した。

4.1.2 高温内圧荷重による破損メカニズム解明

高温内圧荷重による主要な破損モードとして延性破壊と局部破損がある。この中で、原子炉構造物の設計では評価してこなかった局部破損について、破損のメカニズムと支配因子を明らかにした。

(1) 基礎試験の実施

ステンレス鋼、炭素鋼、鉛・鉛合金を材料とする切り欠き丸棒試験片を作成し、引張りおよびクリープ試験を実施し、引張条件、切り欠き寸法、応力などと破損モードの関係を明らかにするためのデータを得た。

ステンレス鋼、炭素鋼、鉛・鉛合金の間には、延性破壊と局部破損に相似則が成立し鉛・鉛合金でステンレス鋼等の模擬が行えることを確認した。また、延性破壊から局部破損に破損モードが変化するメカニズムと支配パラメータを明らかにした。

(2) 小規模構造物試験の実施

炉心溶融事故の炉容器下部を模擬した鉛製容器を用いた内圧ラプチャー試験を行った。鉛を用いることで、室温付近の温度条件にて高温ラプチャー破壊の挙動を詳細に把握し、解析による限界強度評価法の開発における検証データとした。

計装管等の構造不連続部の有り無しに依って、破壊メカニズムが異なり、構造不連続部が有る場合は、狭い範囲でクリープ変形が生じる局所型のクリープ破壊が、構造不連続部が無い場合は、広い範囲でクリープ変形が生じるバルーン型のクリープ破壊となることを確認した。

(3) 試験解析

本研究で得られた材料データを用い、試験結果を再現可能な解析モデルを作成した。

試験では不明確であった最終的な試験体の変形形状の発生過程が、解析により明らかとなった。また試験で生じた破断位置に対応する部位の板厚減少が顕著となる変形メカニズムを解析によりとらえることができた。

4.1.3 高温外圧荷重による破損メカニズム解明

シビアアクシデント時に想定される円筒の外圧座屈を模擬した試験を行い、高温における座屈およびクリープ座屈と、そこからバウンダリ破損に発展するメカニズムを明らかにした。

(1) 基礎試験の実施

ステンレス鋼、炭素鋼、鉛・鉛合金を材料とする平板試験片を作成し、曲げ試験を実施し、曲げ条件、切り欠き寸法、圧縮条件などと破損モードの関係を明らかにするためのデータを得た。

2種類の模擬材を使用した曲げ試験を実施した。曲げ試験は引張試験に比較して平均的に3軸応力度が低くなる。3軸応力度と応力集中係数を変化させたところ、最大曲げ荷重は3軸応力度が高いほど大きく、応力集中係数とはあまり関係が無いことが分かった。また、材料を変えてもこの傾向は同じであった。これらの結果は、引張試験の結果とも整合するものである。

(2) 高温座屈試験の実施

バウンダリ破損が起こり得るかどうかなを確認するため、座屈後も高温または荷重を維持することにより、座屈後の挙動データを得る。結果をまとめて高温座屈に関する評価を行った。

具体的には、座屈後に発生するバウンダリ破損を高速度カメラで可視化することができた。さらに、座屈後も加熱を継続する事で発生するバウンダリ破損の温度は、材料の融点よりも100～200度低い事がわかった。このバウンダリ破損温度を半径/肉厚でパラメータとして求めた。

4.1.4 過大地震荷重による配管の破損メカニズム解明

地震荷重下における疲労以外の破損モードが生じる条件を明らかにした。また、疲労以外のモードとして、ラチェット変形とそれに続く崩壊と破断のメカニズムを明らかにした。

(1) 基礎試験の実施

鉛・鉛合金を材料とする試験片を作成し、基礎試験を実施し、自重、波形といった試験条件に対する破損モードの依存性を明らかにするためのデータを得た。

地震荷重による破損モードには、疲労、ラチェット変形、塑性崩壊が考えられるが、自重等による定常1次応力が増加し、降伏応力に近づくと、ラチェット変形や塑性崩壊が生じやすくなることが分かった。また振動周波数が固有振動数に比較して低いほど生じやすい。

(2) 小規模構造物試験の実施（再委託先：防災科研）

平成26年度までに実施した耐震強度基礎試験、耐震強度構造要素試験、小規模構造物試験（その1）の結果を踏まえ、主に鉛配管等の模擬材料を使用した配管試験体による小規模構造物試験（その2）を実施し、過大地震荷重による破損モード解明のためのデータ拡充を行った。また、本研究で得られた試験結果を総括した。

重錘質量や入力波の加振振動数をパラメータとした加振試験を実施し、ラチェット崩壊モ

ードに影響を与える因子を調査した。その結果、破損モードに影響を与える因子として自重の作用方向や初期一次応力の影響が考えられることを明らかにした。本研究の実施により、疲労損傷、ラチェット崩壊、大変形という3種類の破損モードを配管系で再現し、極限状態における配管系の破損挙動に新たな知見を得た。

(3) 試験解析

本研究で得られた材料データを用い、試験結果を再現可能な解析モデルを作成した。

小規模構造物試験で得られた試験結果を検証するため、試験体モデルによる試験と同条件での解析を実施し、多くのケースで試験結果と良好な相関を得たことにより、試験結果の妥当性を裏付けるとともに、解析モデルの信頼性を確認できた。

4.2 解析による限界強度評価法の開発

4.2.1 大規模非線形解析法の開発

(1) 構成モデルの開発

実機の代表的鋼種SUS304、STS410及び鉛・鉛合金について非弾性構成モデルを国産の汎用解析コードFINAS/FINAS-STARに実装した。これにより、現段階で破壊に対する最も重要な強度因子と考えられる非弾性ひずみを、単調荷重および繰り返し荷重下で精度良く予測できるようにした。また、開発したプログラムを、配管エルゴおよび配管体系の非線形地震応答ベンチマーク解析や配管エルゴ試験解析に適用して、検証した。

地震荷重を受ける3次元配管系の弾塑性動的応答に関して、提案した塑性構成モデルを用いた非線形動的解析法が良好な予測を与えることが、実験結果との比較により実証されたこと、並びに、シビアアクシデント時に想定される超高温下の炉内構造物の座屈解析法が整備されたことは本年度の主要な成果である。

4.2.2 限界強度評価法の開発

(1) 限界強度評価法の枠組み作成

非弾性ひずみに着目した限界強度評価法として、以下の枠組みを作成した。

① 破損モードの判定

荷重と形状から破損モードを判定した。例えば地震荷重であれば、地震荷重と機械荷重の組合せと形状から、疲労、ラチェット崩壊、破断の判定を行った。

過温・過圧に対しては、原子炉压力容器下鏡を対象に、温度と圧力の組合せと形状から、バースト破損（延性破壊）、クリープ破断／破断時間の判定が可能な破損モードマップの概念を作成した。

② 破損モード毎の強度支配因子の影響解析

判定された破損モードの強度支配因子を特定し、その影響を解析で確認した。

例えば、疲労であれば、繰り返し荷重下の弾塑性ひずみ範囲と繰り返し数を解析から予測した。

原子炉压力容器下鏡の破損モードと判定されたクリープ破断について、強度支配因子であ

る圧力と温度荷重をパラメータとした過渡解析からクリープ破断時間を予測した。原子炉格納容器を対象とした構造不連続部の延性破壊については、評価対象箇所の変力の多軸度及び形状に起因する変力集中を弾塑性解析から予測した。

③ 強度支配因子のばらつきの評価

上記強度支配因子のばらつきを整理し、破損確率を考慮した信頼性評価手法の枠組みを整理した。例えば、疲労であれば、ひずみ範囲に影響を与える降伏変力のばらつきや疲労曲線のばらつきを考慮した。

強度理論および非弾性解析を活用した最適評価に荷重・応答・強度の不確実性を考慮した、信頼性に基づく限界強度評価の枠組みを提示した。高温内圧荷重下の延性破壊モード／高温外圧荷重下の弾塑性座屈破損モード／過大地震荷重下の疲労破損モードを例として、部分安全係数形式の信頼性照査式および部分安全係数値を導出した。

4.3 破局的破壊防止策の提案

破損メカニズムに基づく限界強度評価により破壊の場所と順番を制御する破壊制御設計が可能となる。例として、計装管とSR弁の受動破壊により内圧を低減させて、容器や主配管の破損を防止（破壊制御設計）する、受動減圧のアイデアを提示し、その有効性を確認した。

深層防護第4層の対策として、破損メカニズムに基づく限界強度評価により破壊の場所と順番を制御する破壊制御設計の適用を提案した。例として、原子炉容器内の計装管を容器壁より先に破損させることで内圧を低減させて、容器自体の破損を防止するアイデアを提示し、その有効性を確認した。

4.4 研究推進

研究代表者の下で各研究項目間における連携を密にして研究を進めるとともに、広く意見を聴きながら研究を進めるための委員会を開催した。

原子力分野外の専門家を含む全体委員会を4回開催した。委員会では活発な議論が行われ、過酷条件下の破壊モードとメカニズム解明のために実施した実験および解析結果の解釈について参加者全体で確認した。これらの結果をまとめ、深層防護第4層用の強度評価の在り方や、破壊制御技術の応用などの新しい対策法について、意見交換を行い、新たな方針を見出した。

4.5 今後の計画

本プロジェクトにおいて、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、破損モードの特定と各破損モードに対する最適強度評価から構成される「第1層から第3層（設計）」と明確に異なる「第4層（設計を超える状態）」に関する新しい構造強度評価の枠組みを提案した。

今後は、この新しい評価法に基づき、壊れる場所、順番、破損モードをコントロールする破壊制御技術を開発する。

具体的には、事故時の高温・高圧荷重下において、ねら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の冷却材漏洩につながる大規模破損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。

次に、上記構造を応用して、第4層（設計を超える状態）に相当する事故が生じた時に、影響の拡大をサイト内で防止して復旧を早めるための方策を検討する。

4.6 本プロジェクトの成果に関わる外部発表

平成25年度

- [1] 鈴木正昭、“熱伝達係数の不確実性に対する T 字合流配管の熱疲労破損確率の感度評価”、計算工学講演会論文集、第 18 巻、2013 年 6 月
- [2] 笠原直人、“熱荷重の評価と耐熱応力設計” 日本材料学会 第 62 期 第 1 回高温強度部門委員会講演会 2013 年 7 月
- [3] 笠原直人、“原子炉構造設計の基本思想と設計基準” 日本船舶海洋工学会 構造研究会、2013 年 7 月
- [4] 國府田敏明、笠原直人、“高温構造物の応力再配分と熱ラチェット現象の基本メカニズムに関する研究” 日本原子力学会秋の大会 2013 年 9 月
- [5] 佐川渉、Byeongnam JO、岡本孝司 “シビアアクシデント時の材料挙動試験 (1) 背景および高温座屈試験装置” 日本原子力学会秋の大会 2013 年 9 月
- [6] Byeongnam JO、佐川渉、岡本孝司 “シビアアクシデント時の材料挙動試験 (2) 板状試験片の高温座屈試験” 日本原子力学会秋の大会 2013 年 9 月
- [7] 國府田敏明、笠原直人、“円筒容器の応力再配分と熱ラチェット現象の基本メカニズムに関する研究” 日本機械学会 M&M2013 材料力学カンファレンス 2013 年 10 月
- [8] 鈴木正昭、“熱伝達係数の不確実性に対する T 字合流配管の熱疲労破損確率の感度評価”、計算工学講演会論文集、第 18 巻、2013 年 6 月
- [9] Masaaki SUZUKI and Rui CHIHARA, “Evaluation of Thermal Fatigue Failure Probability at a Mixing Tee Subjected to Random Fluid Temperature Fluctuation”, Proc. Joint International Conference on Supercomputing in Nuclear Applications and Monte Carlo 2013, October 2013.
- [10] 鈴木正昭、“不規則流体温度ゆらぎによる配管熱疲労に関する信頼性評価”、日本機械学会第 26 回計算力学講演会講演論文集、2013 年 11 月
- [11] 笠原直人、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、原子力システム成果報告会、JST、2014 年 2 月
- [12] 笠原直人、“構造健全性確保の考え方 –筋肉質の社会をつくる–”、溶接技術、2 月号、pp89/93、(2014)
- [13] 前田淳、笠原直人、岡島智 “オーステナイト系ステンレス鋼の繰り返し硬化特性回復に関するメカニズム解明および熱ラチェット現象に対する影響評価” 日本原子力学会春の大会 2014 年 3 月
- [14] Byeongnam JO、佐川渉、岡本孝司 “シビアアクシデント時の材料挙動試験 (3) Creep buckling of metallic columns under compressive stress” 日本原子力学会春の大会 2014 年 3 月

平成26年度

- [15] Byeongnam JO, Wataru SAGAWA, Koji OKAMOTO, “Experimental investigation into buckling failure of slender metal plates in severe accident conditions” 22nd International Conference on Nuclear Engineering, July 2014.
- [16] Naoto KASAHARA, Izumi NAKAMURA, Hideo MACHIDA, Hitoshi NAKAMURA, “Research Plan on Failure Modes by Extreme Loadings Under Design Extension Conditions” ASME 2014 Pressure Vessels & Piping Conference, July 2014.
- [17] Toshiaki KOKUFUDA, Naoto KASAHARA, “Study on Simplified Prediction Method of Thermal Ratchet Deformation Based on Parallel Bar Model” ASME 2014 Pressure Vessels & Piping Conference, July 2014.
- [18] Byeongnam JO, Wataru SAGAWA, Koji OKAMOTO, “Buckling behaviors of metallic columns under compressive load at extremely high temperatures” ASME 2014 Pressure Vessels & Piping Conference, July 2014.
- [19] Byeongnam JO, Wataru SAGAWA, Koji OKAMOTO, “Buckling failure of stainless steel columns in severe accident conditions” International Workshop on Nuclear Safety and Severe Accident 2014, September 2014.
- [20] 國府田敏明、笠原直人、“弾性解析に基づく円筒容器の熱ラチェットひずみ予測法の開発” 日本原子力学会秋の大会 2014年9月
- [21] Byeongnam JO, Wataru SAGAWA, Koji OKAMOTO, “Buckling failure of stainless steel tube columns under external pressure” 7th Joint International Symposium on Nuclear Science and Technology, October 2014.
- [22] 中村いずみ、笠原直人、“重錘付きエルボ配管の弾塑性振動応答挙動” 第14回日本地震工学シンポジウム（ポスター発表）、2014年12月
- [23] 笠原直人、中村いずみ、町田秀夫、中村 均、“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（1）全体計画”、日本原子力学会 2015春の年会、2015年3月
- [24] 桂也真人、出町和之、國府田敏明、堀籠達也、笠原直人、“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（2）強震動荷重下における平板の破損現象の観察”、日本原子力学会 2015春の年会、2015年3月
- [25] 小川博志、嘉村明彦、町田秀夫、笠原直人、“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（3）極限荷重下の破壊モード解明のための解析的検討”、日本原子力学会 2015春の年会、2015年3月
- [26] 嘉村明彦、小川博志、町田秀夫、笠原直人、“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（4）局部破損に対する構造不連続部の影響検討”、日本原子力学会 2015春の年会、2015年3月
- [27] 岩田耕司、唐木田泰久、金 伝栄、中村 均、笠原直人 “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（5）炭素鋼構成式と配管要素の非弾性解析”、日本原子力学会 2015春の年会、2015年3月

- [28] Byeongnam JO, Wataru SAGAWA, Koji OKAMOTO, “Measurement of buckling load for metallix plate columns in severe accident conditions” Nuclear Engineering and Design, July 2014.

平成27年度

- [29] Naoto KASAHARA, Izumi NAKAMURA, Hideo MACHIDA and Hitoshi NAKAMURA, Investigation of failure modes of nuclear components under severe accidents and earthquakes, JSME, ICONE, 23-1904(2015)
- [30] Byeongnam JO, Wataru SAGAWA, and Koji OKAMOTO, Buckling failure of tube columns under external pressure at severe accidents, JSME, ICONE23-1712(2015)
- [31] Maolong LIU, NejdeterKAN, Koji OKAMOTO, Naoto KASAHARA, Sensitivity analysis of the BWR passive depressurization system under severe accident conditions, JSM, EJAM, Vol. 6-4, pp118/130(2015)
- [32] Identification of failure modes under design extension conditions, Naoto KASAHARA, Izumi NAKAMURA, Hideo MACHIDA, Hitoshi NAKAMURA and Koji OKAMOTO, ASME, PVP2015-45381(2015)
- [33] Izumi NAKAMURA, Naoto KASAHARA, Excitation tests on elbow pipe specimens to investigate failure behavior under excessive seismic loads, ASME, PVP2015-45711(2015)
- [34] Hiroshi OGAWA, Akihiko KAMURA, Hideo MACHIDA and Naoto KASAHARA, Analytical Study on Failure Mechanisms by Extreme Loadings Under Design Extension Conditions, ASME, PVP2015-45553(2015)
- [35] Koji IWATA, Yasuhisa KARAKIDA, Chuanrong JIN, Hitoshi NAKAMURA and Naoto KASAHARA, Multilayer Kinematic Hardening Model for Carbon Steel and its Application to Analyses of an Elbow Subjected to Cyclic In-Plane, ASME, PVP2015-45853(2015)
- [36] Izumi NAKAMURA, Kazuyuki DEMACHI, and Naoto KASAHARA, An Experimental Investigation on Failure Modes of Piping Components under Excessive Seismic Load, SMiRT23, Division V, Paper 437(2015)
- [37] 中村いずみ、笠原直人、鉛配管を用いた振動荷重による崩壊モード実現の試み, D&D2015(2015)
- [38] 笠原直人, 出町和之, 鈴木正昭, 佐藤拓哉, 中村いずみ, 岩田耕司, 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 (6) 模擬材料を使用した破損実験技術の提案, 原子力学会, 秋の大会, D08(2015)
- [39] 桂也真人, 國府田敏明, Bari Md Abdullah Al, 出町和之, 佐藤拓哉, 笠原直人, 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 (7) 地震荷重によって発生する機器・構造物の進行性変形機構に関する研究, 原子力学会, 秋の大会, D09(2015)
- [40] Jo Byeongnam, 岡本孝司, 笠原直人, 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 (8) 外圧座屈及び座屈後挙動に関する研究, 原子力学会,

秋の大会, D10(2015)

- [41] 小川博志, 町田秀夫, 笠原直人, 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 (9) 原子炉圧力容器の破損モードマップに関する検討, 原子力学会, 秋の大会, D11(2015)
- [42] 唐木田泰久, 岩田耕司, 金伝栄, 笠原直人, 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 (10) 炭素鋼配管系の大変形弾塑性動的解析, 原子力学会, 秋の大会, D12(2015)
- [43] 鈴木正昭, 笠原直人, 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 (11) 過大地震荷重下の配管疲労強度の信頼性評価, 原子力学会, 秋の大会, D13(2015)
- [44] 窪田穰穂, 佐藤拓哉, 笠原直人, 3 軸応力度を考慮した局部破損メカニズムに関する研究, 機械学会, 2015 年度年次大会, G0300704(2015)
- [45] 笠原直人, 鈴木正昭, マルチフィジックス解析による荷重と強度の一貫評価, 機械学会, M&M2015, OS601-300(2015)
- [46] 桂也真人, 國府田敏明, Bari Md Abdullah, 出町和之, 佐藤拓哉, 笠原直人, 地震荷重によって発生する構造物の進行性変形に関する研究, 機械学会, M&M2015, OS0612-266(2015)
- [47] 中村いずみ, 笠原直人, 過大地震時のエルボ配管破壊モードに関する考察, 機械学会, M&M2015, OS611-460(2015)
- [48] 小川博志, 町田秀夫, 笠原直人, 極限荷重下の原子炉構造物の破損モードマップに関する検討, 機械学会, M&M2015, OS603-352(2015)
- [49] 岩田耕司, 唐木田泰久, 金伝栄, 笠原直人, 炭素鋼の繰返し塑性構成式と配管構造物ベンチマーク解析, 機械学会, M&M2015, OS0614-144(2015)
- [50] 笠原直人, 佐藤拓哉, 中村いずみ, 町田秀夫, 金伝栄, 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 (12) 深層防護 1 層～3 層 (設計) とは異なる第 4 層以降のための構造強度研究, 日本原子力学会 2016 春の年会
- [51] 窪田穰穂, 小木曾真, 佐藤拓哉, 笠原直人, 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 (13) 試験と解析による局部破損メカニズムに関する研究, 日本原子力学会 2016 春の年会
- [52] 酒見亮太, Bari Md Abdullah Al, 桂也真人, 笠原直人, 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 (14) 地震荷重を受ける構造物の伝達特性に対する塑性変形の影響, 日本原子力学会 2016 春の年会
- [53] Bari Md Abdullah Al, 酒見亮太, 桂也真人, 笠原直人, 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 (15) 「Numerical study on ratcheting and collapse failure due to seismic loading」, 日本原子力学会 2016 春の年会
- [54] 小川博志, 町田秀夫, 笠原直人, 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 (16) 破損モードマップを用いた限界強度評価法に関する提案, 日本原子力学会 2016 春の年会

- [55] 岩田耕司, 唐木田泰久, 金伝栄, 笠原直人, 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 (17) SUS304 円管の超高温外圧座屈, 日本原子力学会 2016 春の年会
- [56] 鈴木正昭, 笠原直人, 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 (18) 信頼性に基づく限界強度評価, 日本原子力学会 2016 春の年会
- [57] 熱成層界面ゆらぎに対する周波数応答関数に基づく熱疲労損傷評価法の開発, 栗林、早田、鈴木、笠原, 機械学会, 2015 年度年次大会, J0310401(2015)

平成 28 年度

- [58] Naoto KASAHARA, Izumi NAKAMURA, Hideo MACHIDA, Hitoshi NAKAMURA, Koji OKAMOTO, Takuya SATO, Structural analysis approach for risk assessment under BDBE, ASME, PVP2016-63416 (発表申込済み)
- [59] Byeongnam Jo, Koji Okamoto, Naoto Kasahara, Creep buckling and post buckling behaviors of stainless steel tube columns under external pressure at extremely high temperatures, ASME, PVP2016-63226 (発表申込済み)
- [60] Izumi NAKAMURA, Naoto KASAHARA, Trial model tests with simulation material to obtain failure modes of pipes under excessive seismic loads ASME, PVP2016-63422 (発表申込済み)
- [61] Hiroshi OGAWA, Hideo MACHIDA, and Naoto KASAHARA, Analytical Study on Failure Mode Map for Lower Formed Head of Reactor Pressure Vessel under BDBE, ASME, PVP2016-63487 (発表申込済み)
- [62] Koji IWATA, Chuanrong JIN, Yasuhisa KARAKIDA and Naoto KASAHARA, Validation of the Multilayer Kinematic Hardening Model for Predicting Inelastic Behavior of Piping Systems under Excessive Seismic Loading ASME, PVP2016-63216 (発表申込済み)
- [63] Koji IWATA, Yasuhisa KARAKIDA, Chuanrong JIN and Naoto KASAHARA, Multilayer Kinematic Hardening Model for Carbon Steel and its Application to Inelastic Analyses of an Elbow subjected to Cyclic In-plane Bending ASME, Journal of Pressure Vessel Technology (Accepted)
- [64] Byeongnam Jo and Koji Okamoto, Creep buckling of stainless steel column under axial compression at extremely high temperatures, ASME, Journal of Pressure Vessel Technology (Accepted)

Appendix 目次

- Appendix A 原子炉の事故シナリオと構造物の破損モード(再委託先：TEPSYS)
- Appendix B 鉛・鉛合金の材料データ取得試験
- Appendix C SUS304, SS400 の材料データ取得試験
- Appendix D 平滑及び切欠き付き丸棒試験片の引張り試験
- Appendix E 実機材料を用いたエルボ配管に対する振動実験（再委託先：防災科研）
- Appendix F 模擬材料を用いたエルボ配管の振動試験（再委託先：防災科研）
- Appendix G ASME 単調応力-ひずみ関係式（MPC 式）概説（再委託先：CTC）
- Appendix H 円管の外圧座屈理論解（再委託先：CTC）
- Appendix I 代表部位の破損メカニズム解明に用いた材料特性について
（再委託先：TEPSYS）

Appendix A

原子炉の事故シナリオと構造物の破損モード

表 A-1 ドミナントシーケンスの例（サイト A、BWR4）

順位	起因事象	シナリオ	寄与割合 [%]
1	外部電源喪失	スクラム成功、非常用 DG-A/B 機能喪失（全交流電源喪失）	24
2	外部電源喪失	スクラム成功、HPCI/RCIC 炉心冷却失敗、手動減圧成功、CS/LPCI 炉心冷却失敗（外部電源喪失後の炉心冷却失敗）	12
3	外部電源喪失	スクラム失敗、RPT 成功、非常用 DG-A/B 起動成功、SLCS 原子炉未臨界成功、SRV 原子炉減圧成功、HPCI 炉心冷却失敗（スクラム失敗後の炉心冷却失敗）	8
4	小 LOCA + 外部電源喪失	スクラム失敗（LOCA+外部電源喪失後のスクラム失敗）	5
5	過渡事象	スクラム成功、HPCI/RCIC 炉心冷却失敗、手動減圧成功、CS/LPCI 炉心冷却失敗（過渡事象後の炉心冷却失敗）	5
6	小 LOCA + 外部電源喪失	スクラム成功、非常用 DG-A/B 機能喪失（LOCA+外部電源喪失後の全交流電源喪失）	5
7	外部電源喪失	スクラム失敗、RPT 成功、非常用 DG-A/B 起動成功、SLCS 原子炉未臨界失敗（スクラム失敗後の原子炉未臨界失敗）	5
8	中 LOCA + 外部電源喪失	スクラム失敗（LOCA+外部電源喪失後のスクラム失敗）	4
9	ISLOCA + 外部電源喪失	スクラム失敗（LOCA+外部電源喪失後のスクラム失敗）	4
10	外部電源喪失	スクラム失敗、非常用 DG-A/B 機能喪失（スクラム失敗後の全交流電源喪失）	4

出典：“平成 22 年度 地震に係る確率論的安全評価手法の改良＝BWR の事故シーケンスの試解析＝”、原子力安全基盤機構、2012 年 3 月

表 A-2 ドミナントシーケンスの例（サイト B、BWR5）

順位	起因事象	シナリオ	寄与割合 [%]
1	外部電源喪失	スクラム成功、非常用 DG-A/B/HPCS 機能喪失、RCIC 炉心冷却失敗（全交流電源喪失）	29
2	外部電源喪失	スクラム成功、非常用 DG-A/B/HPCS 機能喪失、RCIC 継続運転失敗（全交流電源喪失）	17
3	格納容器損傷	格納容器損傷（構造物損傷）	10
4	過渡事象	スクラム成功、HPCS/RCIC 炉心冷却失敗、手動減圧成功、CS/LPCI 炉心冷却失敗（過渡事象後の炉心冷却失敗）	3
5	外部電源喪失	スクラム成功、非常用 DG-A/B/HPCS 起動成功、HPCS 炉心冷却成功、RHRPCVS 格納容器熱除去失敗（外部電源喪失後の格納容器熱除去失敗）	6
6	過渡事象	スクラム成功、HPCS 炉心冷却成功、RHR/PCVS 格納容器熱除去失敗（過渡事象後の格納容器熱除去失敗）	4
7	外部電源喪失	スクラム成功、非常用 DG-A/B 機能喪失、非常用 DG-HPCS 起動成功、HPCS 炉心冷却成功、電源復帰不能により格納容器熱除去失敗 RCIC 炉心冷却失敗（全交流電源喪失）	5
8	原子炉建屋損傷	原子炉建屋損傷（構造物損傷）	2
9	外部電源喪失	スクラム失敗、非常用 DG-A/B 機能喪失（外部電源喪失後のスクラム失敗後の全交流電源喪失）	1
10	外部電源喪失	スクラム成功、非常用 DG-A/B/HPCS 機能喪失、逃し安全弁 1 弁再開失敗、RCIC 炉心冷却失敗（全交流電源喪失）	1

出典：“平成 22 年度 地震に係る確率論的安全評価手法の改良＝BWR の事故シーケンスの試解析＝”、原子力安全基盤機構、2012 年 3 月

表 A-3 ドミナントシーケンスの例（津波）

順位	起因事象	シナリオ	寄与割合 [%]
1	津波発生	防潮堤超過による敷地内海水侵入 海水ポンプ損傷によるサポート系機能喪失 起動変圧器損傷による外部電源喪失発生 電源盤／バッテリー損傷による電源供給不能	92
2	津波発生	防潮堤超過による敷地内海水侵入 海水ポンプ損傷によるサポート系機能喪失 起動変圧器損傷による外部電源喪失発生 電源盤／バッテリー損傷なし（電源供給可能） タービン駆動ポンプ損傷なし（短期間の炉心冷却機能成功） 外部電源回復失敗による長期間の炉心冷却機能喪失	4
3	津波発生	防潮堤超過による敷地内海水侵入 海水ポンプ損傷によるサポート系機能喪失 起動変圧器損傷による外部電源喪失発生 電源盤／バッテリー損傷なし（電源供給可能） タービン駆動ポンプ損傷による炉心冷却機能喪失	4

出典：“平成 22 年度 地震に係る確率論的安全評価手法の改良＝BWR の事故シーケンスの試解析＝”、原子力安全基盤機構、2012 年 3 月

表 A-4 国内で使用されている主なシビアアクシデント事象進展解析コードの概要

コード名	概要	備考
MAAP (EPRI/FAI) *	米国産業界が協力して開発したシビアアクシデント時の総合解析コード。NRC の要請で実施された個別プラントの PSA 評価に際して、全実機プラントの事象進展評価に適用された。国内では主に産業界で使用されている。	原子炉施設を複数の領域に分割して、それらを流路で連結し、領域内の物理量を一点集中定数型近似で解析する。施設内の物理現象を簡素化して扱うことで、比較的短時間の評価が可能。
THALES (JAEA)	日本原子力研究開発機構が開発を進めているシビアアクシデント時の総合解析コード。実機の評価にも適用され、評価結果は OECD/NEA 及び国際会議で報告されている。	
MELCOR (NRC/SNL)	米国規制委員会が開発したシビアアクシデント時の総合解析コード。CSARP 計画の一環として、シビアアクシデント時の最適予測解析コードを国際協力で進めているもの。国内では主に規制機関において使用されている。	
SAMPSON (NUPEC/IAE)	NUPEC が開発したシビアアクシデント時の総合解析コード（現在は IAE に移管）。福島第一原子力発電所の廃止措置に向け、炉内の事故進展シナリオを把握するための改良が進められている。	事故時のデブリ挙動が複雑となりうる領域を 3 次元の分布定数型モデルで構築。機構論的コードと称され、基本的にモデルのチューニング係数に依らない評価が可能。

① *()内は、コード所有機関及び開発機関

表 A-5 MAAP 及び SAMPSON コードにおける各構造物、バウンダリ破損評価について (1/4)

破損構造物	破損モード	破損により生じる 可能性がある事象	解析コードでの扱い	
			MAAP	SAMPSON
炉心支持板 破損	高温による構造物の 溶融	圧力容器下部プレナムへの コリウム移行	3つの破損モードを扱う ・炉心領域側部から下部プレナムへの 移行(高温によるデブリクラストの溶 融、シュラウド溶融) ・制御棒案内管へのデブリリロケーシ ョン→制御棒案内管破損 ・炉心支持板のクリープ破損	炉心支持板の溶融を扱う
	クリープ破損			—
圧力容器 破損	CRD 配管、計装配管圧 力容器貫通配管の溶 融	格納容器内へのコリウム移 行	配管内へのデブリの侵入を仮定。配管 内のデブリの温度分布、凝固コリウム による流路閉塞等を考慮し、周方向応 力依存の溶融温度により破損の有無 を評価。	圧力容器下部プレナムにおけ るデブリ分布を機構論的に扱 い、貫通配管の溶融を扱う。 破損温度、破損口径を入力で 指定。破損位置は下部ヘッド の最下端部。
	貫通配管の飛び出し			—

表 A-6 MAAP 及び SAMPSON コードにおける各構造物、バウンダリ破損評価について (2/4)

破損構造物	破損モード	破損により生じる 可能性がある事象	解析コードでの扱い	
			MAAP	SAMPSON
圧力容器 破損	圧力容器下鏡のクリープ破損	格納容器内へのコリウム移行	下部ヘッドの各ノードにおける周方向応力と温度分布より、クリープ破損を判定	下部ヘッドの各ノードにおける温度、応力よりクリープ破損を判定。破損口径は入力で指定
	ジェット浸食		リロケーション初期に、下部プレナム内の水中を落下する溶融デブリのジェットのうち、冷却されてクラストにならずに下部ヘッドに到達したもの（高温デブリ）による浸食量を評価	—
	RPV 壁へのデブリ金属層アタック		下部プレナム内に落下したデブリ上部における金属層デブリの成層化を考慮。金属層デブリと下部ヘッド側面の熱伝達率を評価し、別途温度を評価して破損を判定	—
格納容器内 構造物破損	過圧破損	原子炉建屋への気相・液相・放射性物質移行	圧力・温度の破損しきい値のテーブル（温度依存性考慮可）を入力で設定。格納容器圧力からバウンダリへの破壊応力への余裕を評価するモデルも存在するが適用できる対象が限定的。	圧力、温度の破損しきい値（一定値）を入力で設定
	過温破損			

表 A-7 MAAP 及び SAMPSON コードにおける各構造物、バウンダリ破損評価について (3/4)

破損構造物	破損モード	破損により生じる 可能性がある事象	解析コードでの扱い	
			MAAP	SAMPSON
格納容器内 構造物破損	水素燃焼（爆燃・爆轟） （格納容器内だけではなく建屋、配管等における水素燃焼を含む）	<ul style="list-style-type: none"> ・過圧、過温破損 ・エアロゾル発生・圧力容器支持機能喪失 	化学反応で発生したエネルギーによる圧力・温度上昇を評価。爆轟による衝撃波発生は扱わない。	事象進展と併せた一気通貫評価はできないものの、オフラインコードにより燃焼モデル（渦消散）、乱流モデル（ $k-\epsilon$ ）等を考慮した爆轟評価が可能。
	格納容器直接加熱（DCH）		圧力容器と格納容器の圧力差に応じた細粒化を扱う。また、細粒化による酸化反応の促進、伝熱量増大、水素燃焼の発生を模擬。	圧力容器と格納容器の圧力差に応じた細粒化を扱う。細粒化により格納容器への伝熱量が増大する現象を模擬。
	水蒸気爆発（FCI）		水中でのコリウム細粒化と、熔融状態で水中を移行する時間を評価して、水蒸気爆発による圧力上昇量を評価。	水、蒸気、コリウム液滴、粒子の4相、4速度場モデルにより、水蒸気爆発の祖混合仮定、圧力伝播仮定を評価。トリガリングは簡易モデルにて判定。
	再臨界	急激な反応度上昇	—	—

表 A-8 MAAP 及び SAMPSON コードにおける各構造物、バウンダリ破損評価について(4/4)

破損構造物	破損モード	破損により生じる可能性 が考えられる事象	解析コードでの扱い	
			MAAP	SAMPSON
格納容器内 構造物破損	格納容器直接接触 (シェルアタック)	格納容器ライナ破損	格納容器内におけるコリウムの流動・移行を機構論的に扱わないため、デブリエントレインメント条件及びデブリ広がり面積を入力で指定する必要あり。	格納容器内におけるコリウムの分布変化→シェルアタックを機構論的に評価。
	溶融炉心-コンクリート相互作用(MCCI)	<ul style="list-style-type: none"> ・格納容器ベースマットの貫通 ・格納容器バイパス ・格納容器ドライウエルとウェットウエル間のバウンダリ破損(BWR MARK-I, II等) ・圧力容器支持機能喪失 	側面方向、床面方向の2次元のコンクリート浸食モデル。コリウムの組成・性状は均一の仮定。浸食深さを評価するが、それによる圧力容器等の支持機能については、評価判定しない。	
その他	一酸化炭素燃焼	格納容器、建屋内の圧力、温度上昇	MCCI で生じる CO の燃焼を考慮。	—
	格納容器リーク	圧力の微小な低下、放射性物質漏洩。	漏えい率等を再現する漏洩口、漏えい個所を入力で設定する必要あり。分子径の小さい水素等の選択的リーク評価はできない。	
	配管、弁のシール部リーク	格納容器等への液相、気相漏洩		

表 A-9 原子炉構造物と破損モードの関係

原子炉構造物	破損モード	破損により生じる可能性のある事象	検討対象
炉心支持板	高温による構造物の溶融	圧力容器下部プレナムへのコリウム移行	—
	クリープ破損		
圧力容器	CRD 配管、計装配管圧力容器貫通配管の溶融	格納容器内へのコリウム移行	○
	貫通配管の飛び出し		
圧力容器	圧力容器下鏡のクリープ破損	格納容器内へのコリウム移行	○
	ジェット浸食		
	RPV 壁へのデブリ金属層アタック		
格納容器内構造物	過圧破損	原子炉建屋への気相・液相・放射性物質移行	○
	過温破損		
格納容器内構造物	水素燃焼（爆燃・爆轟） （格納容器内だけではなく建屋、配管等における水素燃焼を含む）	・ 過圧、過温破損 ・ エアロゾル発生・圧力容器支持機能喪失	—
	格納容器直接加熱 (DCH)		
	水蒸気爆発 (FCI)		
	再臨界	急激な反応度上昇	—
格納容器内構造物	格納容器直接接触 （シェルアタック）	格納容器ライナ破損	○
	溶融炉心-コンクリート相互作用 (MCCI)	・ 格納容器ベースマットの貫通 ・ 格納容器バイパス ・ 格納容器ドライウェルとウェットウェル間のバウンダリ破損 (BWR MARK-I, II 等) ・ 圧力容器支持機能喪失	—
その他	一酸化炭素燃焼	格納容器、建屋内の圧力、温度上昇	—
	格納容器リーク	圧力の微小な低下、放射性物質漏洩。	
	配管、弁のシール部リーク	格納容器等への液相、気相漏洩	

Appendix B

鉛・鉛合金の材料データ取得試験

1. 目的

本試験は、原子炉構造物の破損メカニズムを解明するための、模擬材料による破壊試験の評価に資するため、鉛・鉛合金の材料データを取得することを目的とする。

2. 供試材

- ・材質：鉛 100%、鉛 96%Sb4%、鉛 90%Sb10%
- ・形状：Φ30mm×ℓ150mm

3. 試験片

- ・引張り試験片形状：図 B-1 に示す。
- ・クリープ試験片形状：図 B-2 に示す。
- ・低サイクル疲労試験片形状：図 B-3 に示す。
- ・ヤング率測定試験片：15mm×15 mm×t5 mmで加工した。

4. 試験方法

① 引張り試験

試験方法は、JIS Z2241（室温）、JIS G0567（高温）に準拠した。

ただし、試験片形状は規格外。

- ・使用試験機：精密万能試験機（島津製オートグラフ、型式：AG-X、容量：100kN）
- ・試験数量：12本（試験片符号：100T-S-1～4、96T-S-1～4、90T-S-1～4）
- ・試験温度・環境：室温・大気中、100℃・電気炉中
- ・試験制御：ストローク制御
- ・試験速度：7.5%/min（2.25mm/min）破断迄一定。

② クリープ試験

試験方法は、JIS Z2271（2010）に準拠した。

- ・使用試験機：シングルタイプクリープラプチャー試験機（てこ比：1対10）
（神港科学器械(株)製、型式：SK-3、容量：3ton）
なお、加熱には、恒温槽（(株)橋本製作所製）を用いた。
- ・試験数量：10本（試験片符号：100C-1～8、96C-1、96C-2）
- ・試験温度・環境：室温・大気中、50℃、70℃、80℃・恒温槽中

③ 低サイクル疲労試験

- ・使用試験機：島津サーボパルサー EHF-ED10（容量：10ton）
- ・使用伸び計：MTS 632.11C-23
- ・試験数量：18本（試験片符号：100L-1～6、96L-1～6、90L-1～6）
- ・試験温度・雰囲気：室温・大気中
- ・試験制御：軸方向歪み制御
- ・目標全歪み範囲： $\Delta \epsilon_t = 1.0\%、2.0\%、3.0\%$

- ・歪み比： $R_{\epsilon} = -1$
- ・繰返し波形：三角波
- ・試験速度：0.1%/sec
- ・破損繰返し数 N_f ：引張り側ピーク応力が疲労寿命中期の 3/4 に減少した繰返し数または試験片破断時の繰返し数

④ ヤング率測定

- ・測定装置：RITEC 製バースト波音速測定装置 RAM-5000 型
- ・測定試料数：鉛 100%-1、2, 鉛+アンチモン 4%-1、2, 鉛+アンチモン 10%-1、2 の 6 体
- ・測定温度：室温～100°C
- ・測定方法：超音波法

5. 試験結果

① 引張り試験

- ・引張り試験結果一覧…表 B-1
- ・応力-ひずみ線図、応力-ストローク線図、真応力 - 真ひずみ線図(試験片 100T-S-1)
…図 B-4, 5, 6, 7

材料と温度を変えて、同じ条件に対して 2 本ずつ試験を実施し、他の試験片に対しても図 B-4, 5, 6, 7 と同じ整理を実施した。いずれも同様の傾向を示したことから、ここでは図を省略する。

② クリープ試験

- ・クリープ試験結果一覧…表 B-2
- ・クリープ曲線（時間とクリープひずみの関係）…図 B-8～17

③ 低サイクル疲労試験

- ・低サイクル疲労試験結果一覧…表 B-3, 4, 5

④ ヤング率測定

- ・ヤング率測定結果一覧…表 B-6
- ・ヤング率と温度の関係…図 B-18, 19, 20

⑤ 試験後試験片外観写真

- ・試験別、材料別の試験後の外観写真…図 B-24～33

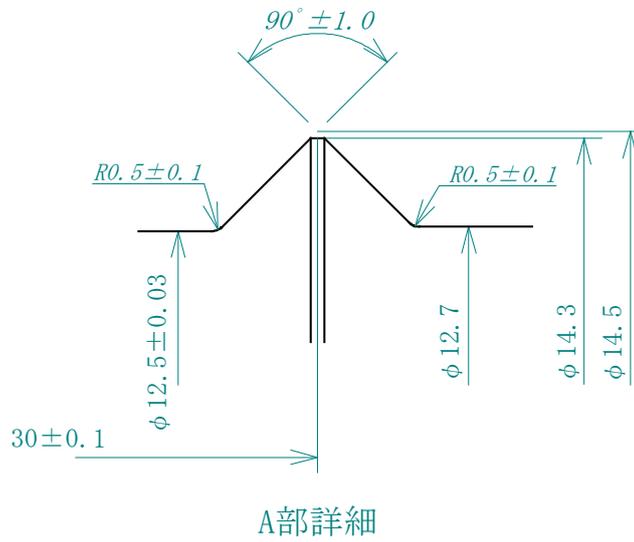
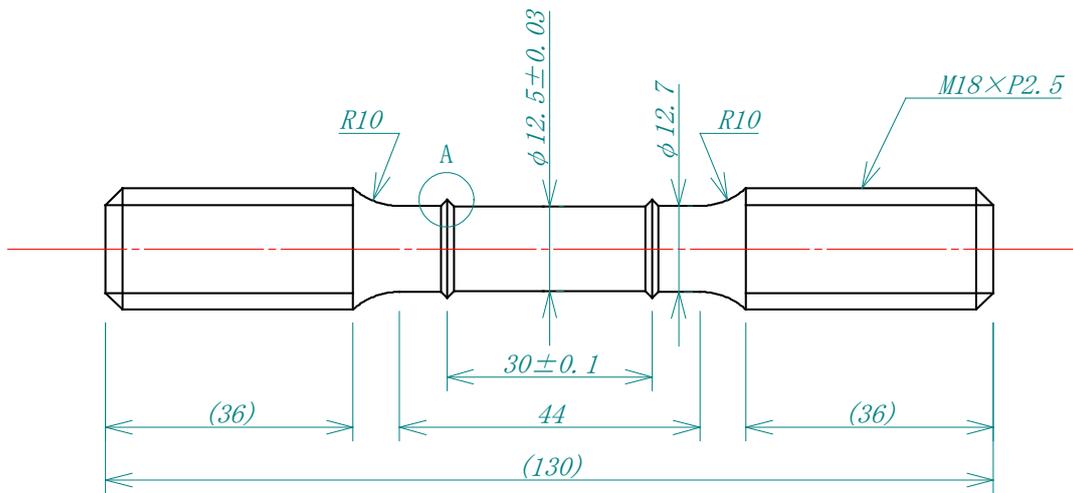
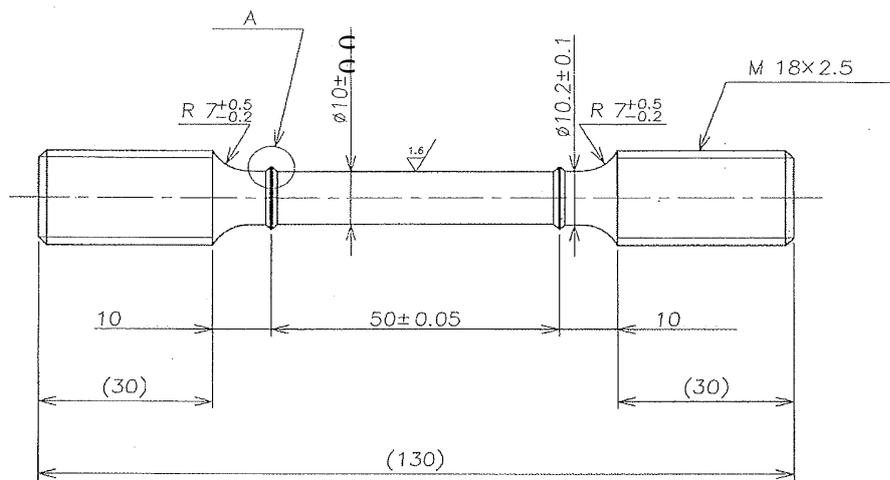


図 B-1 引張り試験片形状



センター穴可。

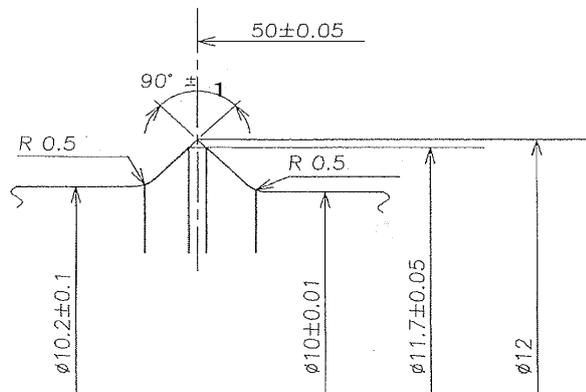


図 B-2 クリープ試験片形状

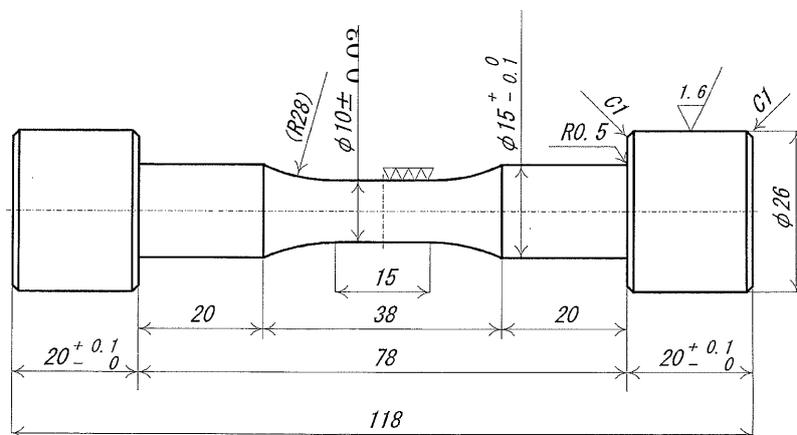


図 B-3 低サイクル疲労試験片形状

表 B-1 引張り試験結果一覧

材質	試験温度	試験片符号	試験片寸法		引張試験					記事	
			直径 (mm)	標点距離 (mm)	0.2%耐力 (MPa)	引張強さ (MPa)	伸び (%)	絞り (%)	破断位置		素材
鉛	R.T (23℃)	100T-S-1	12.50	30.0	5.2	10.2	108.3	98.4	A	鉛100%	
		100T-S-2	12.50	30.0	4.8	10.9	66.0	98.8	A		
	100℃	100T-S-3	12.50	30.0	3.5	4.6	115.0	99.7	A		
		100T-S-4	12.50	30.0	2.8	5.0	107.3	99.7	A		
鉛・アンチモン 合金	R.T (23℃)	96T-S-1	12.51	30.0	24.7	34.1	31.3	59.2	A	鉛96%アンチモン4%	
		96T-S-2	12.50	30.0	25.6	34.8	30.0	57.7	A		
	100℃	96T-S-3	12.51	30.0	15.8	19.4	32.3	53.1	B		
		96T-S-4	12.51	30.0	19.3	21.1	37.7	67.2	A		
	R.T (23℃)	90T-S-1	12.50	30.0	29.6	44.8	16.7	17.6	A	鉛90%アンチモン10%	
		90T-S-2	12.51	30.0	29.8	45.2	16.7	16.7	A		
	100℃	90T-S-3	12.50	30.0	20.4	26.0	26.7	29.7	B		
		90T-S-4	12.50	30.0	22.9	28.0	24.3	28.1	A		
適用規格	JIS Z 2241 (11) JIS G 0567 (12)	備考 試験実施日:平成 26年 9月 5日~9月 19日							0.2%耐力測定方法:オフセット法		
試験機名称	100kN精密万能試験機	試験速度:7.5%/min (2.25mm/min) 破断迄一定。									
管理番号	E2-021										
逸脱事項 なし											

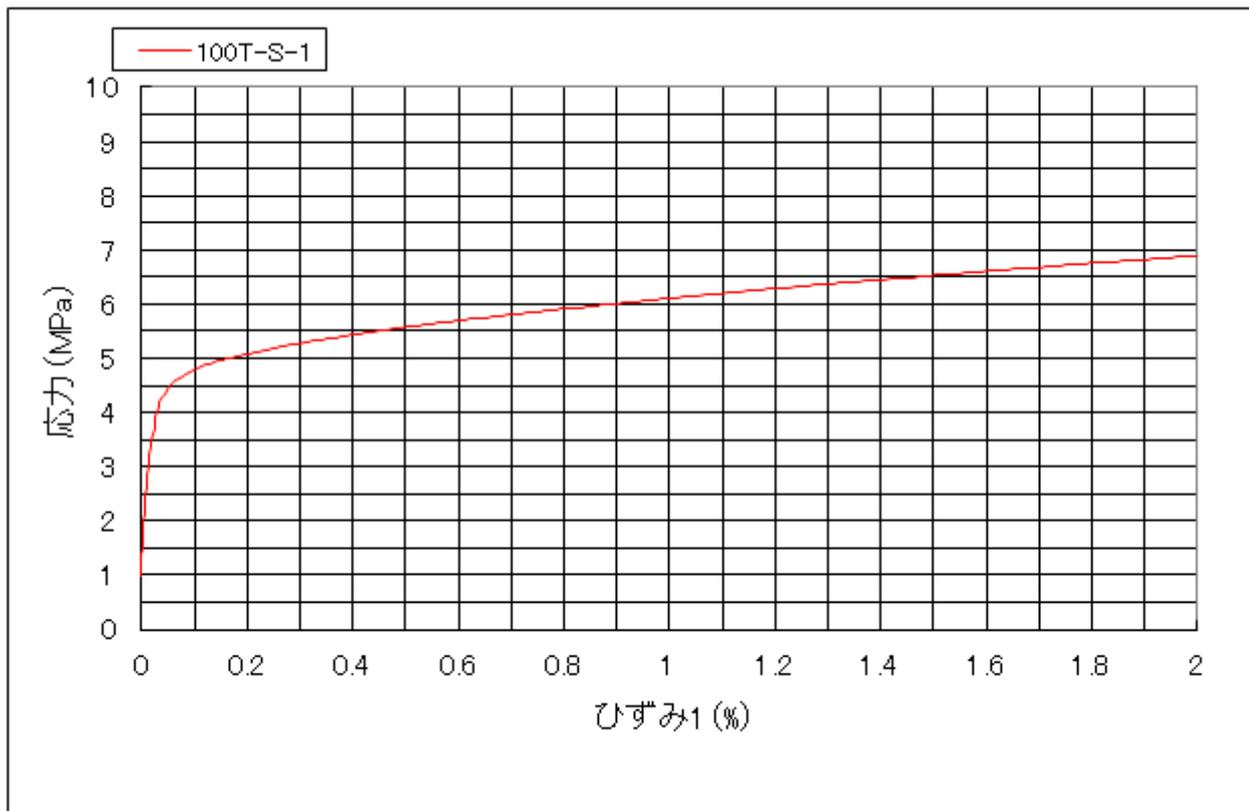


図 B-4 応力-ひずみ線図

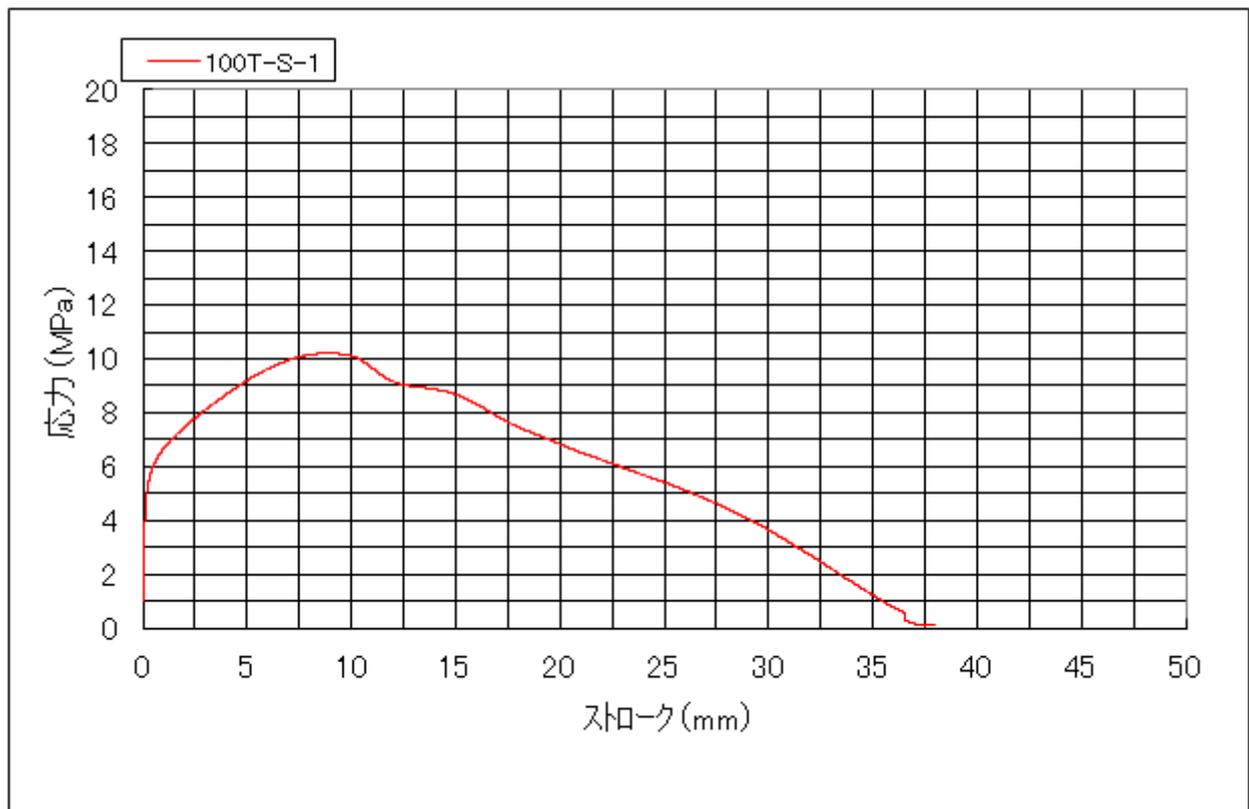


図 B-5 応力-ストローク線図



図 B-6 真応力-真ひずみ線図 1

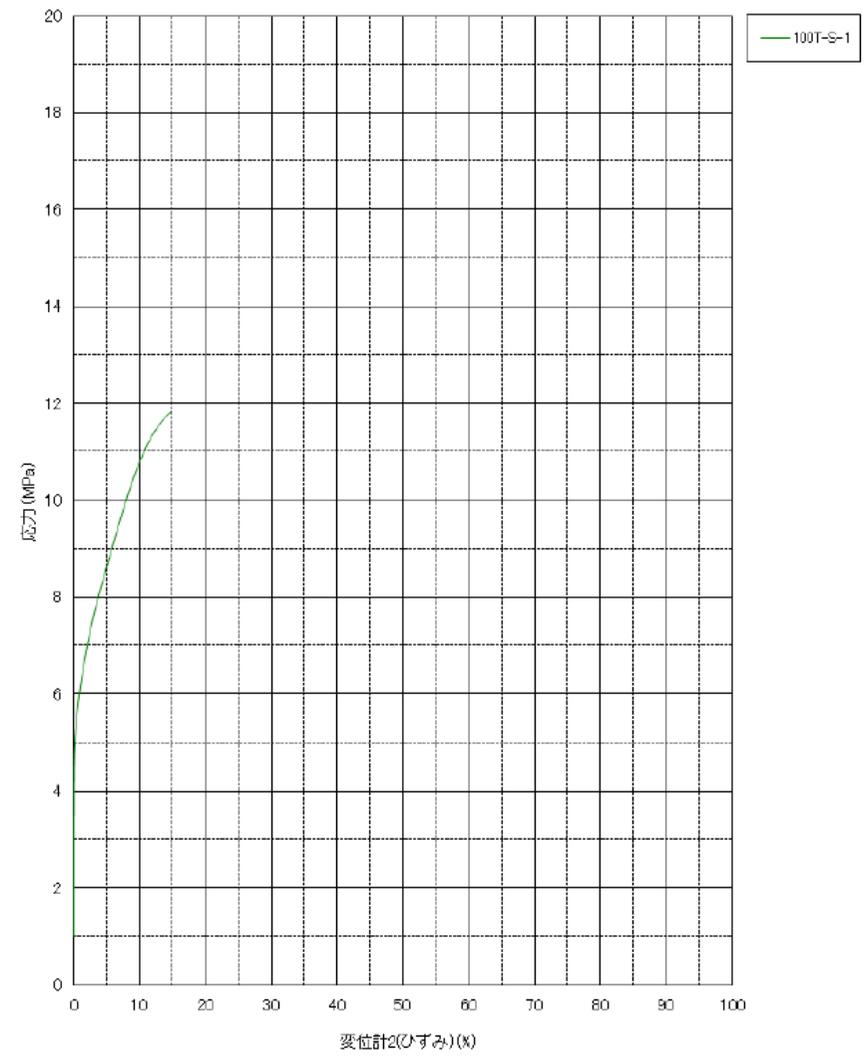


図 B-7 真応力-真ひずみ線図 2

表 B-2 クリープ試験結果一覧

No.	種別 ※	材質	符号	試験片寸法(mm)		温度 (°C)	応力 (MPa)	試験時間 (hr)	伸び (%)	絞り (%)	破断 位置	試験開始日	記事
				直径	標点距離								
01	C	鉛100%	100C-1	10.00	49.94	RT	8	0.2	62.8	97.1	B	2014/7/4	破断
02	C		100C-2	10.01	49.75	RT	6	1.5	51.1	98.0	A	2014/10/14	破断
03	C		100C-3	10.00	49.85	RT	4	32.6	49.8	98.1	A	2014/10/17	破断
04	C	鉛96%・ アンチモン4%	96C-1	10.02	50.01	70	14	506.1	-	-	-	2014/9/19	左記の時間にてSTOP
05	C		96C-2	10.01	49.97	70	8	1327.0	19.5	50.2	A	2014/7/23	破断
06	C	鉛100%	100C-4	10.00	49.99	50	4	5.5	50.4	98.9	A	2014/10/28	破断
07	C		100C-5	9.99	49.95	50	5	0.6	46.9	98.9	A	2014/11/17	破断
08	C		100C-6	10.00	49.89	50	3	20.6	70.2	99.1	A	2014/11/18	破断
09	C		100C-7	10.00	49.85	80	3	2.2	49.8	99.2	A	2014/12/5	破断
10	C		100C-8	10.00	49.86	80	1	644.1	-	-	-	2014/12/10	左記の時間にてSTOP
備考													
逸脱事項:なし													
※種別 C:引張クリープ試験													

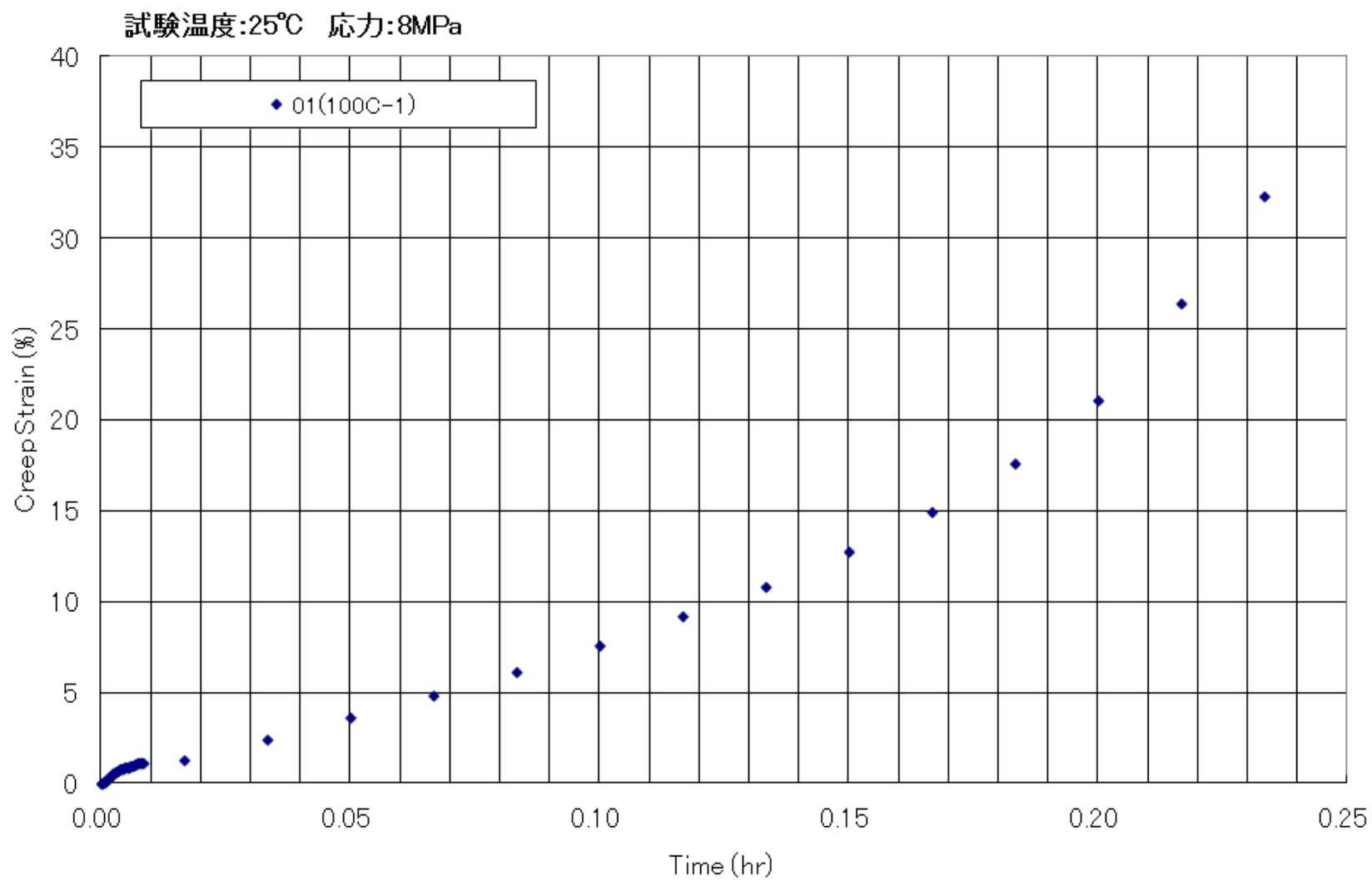


図 B-8 クリープ曲線(温度:25°C 応力:8MPa)

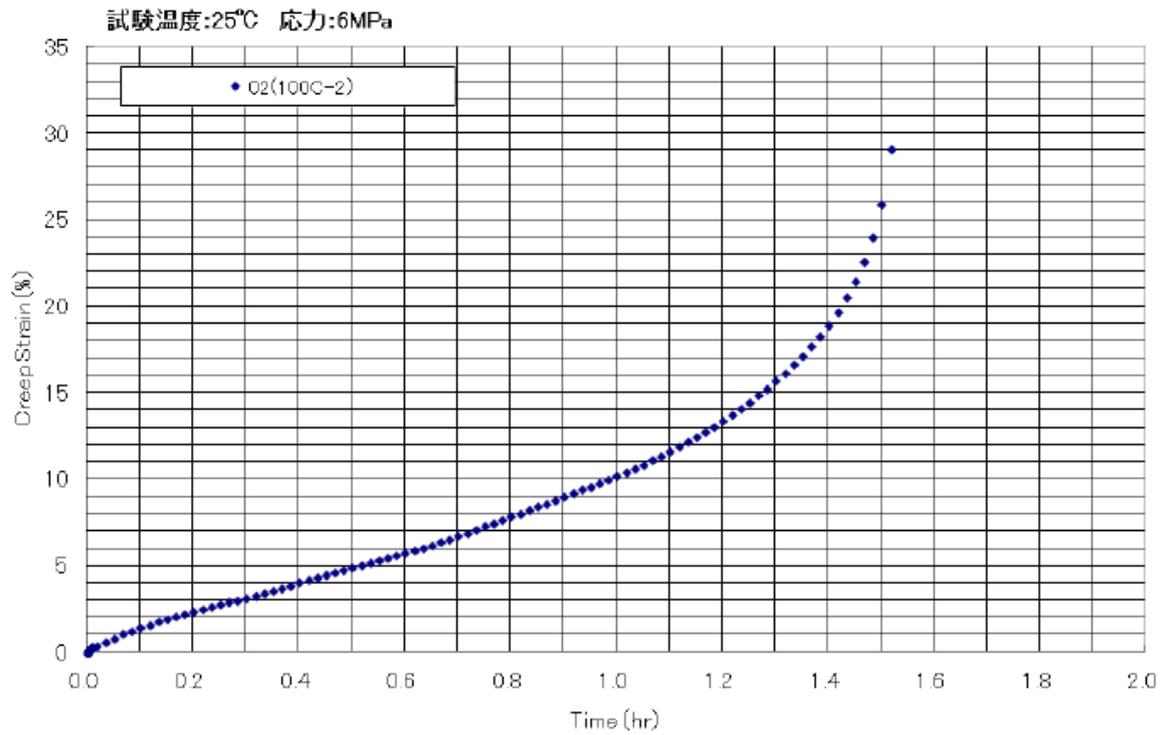


図 B-9 クリープ曲線(試験温度:25°C 応力:6MPa)

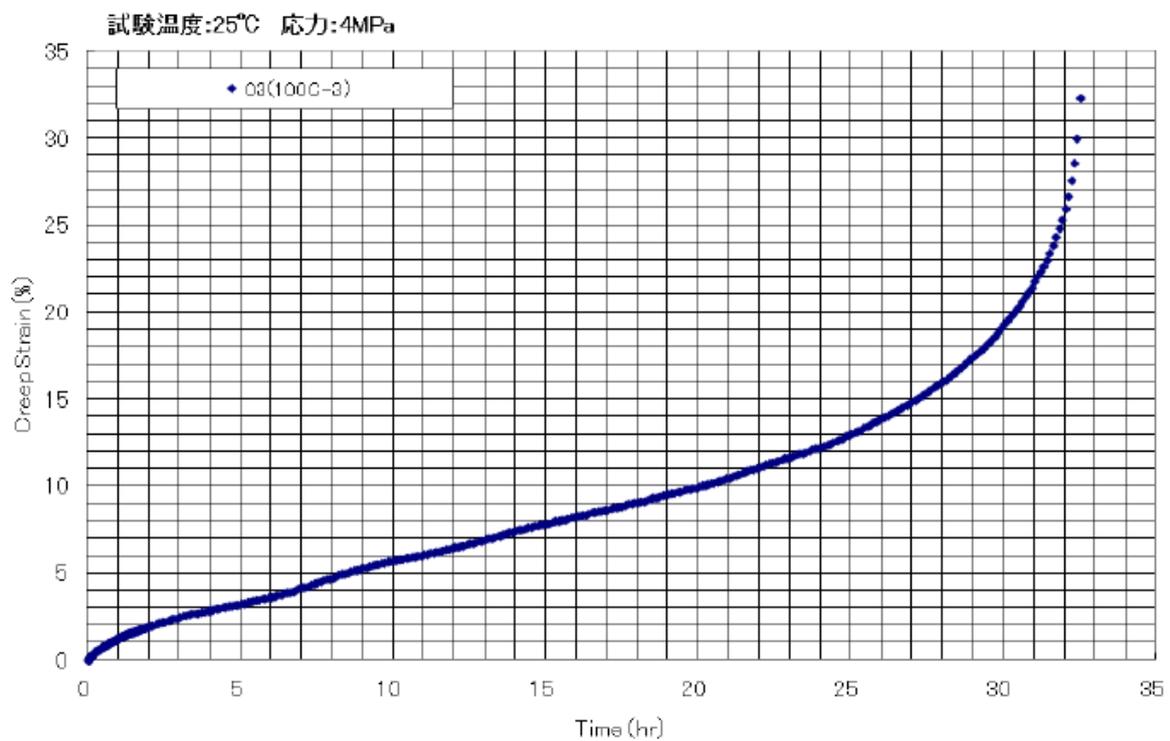


図 B-10 クリープ曲線(試験温度:25°C 応力:4MPa)

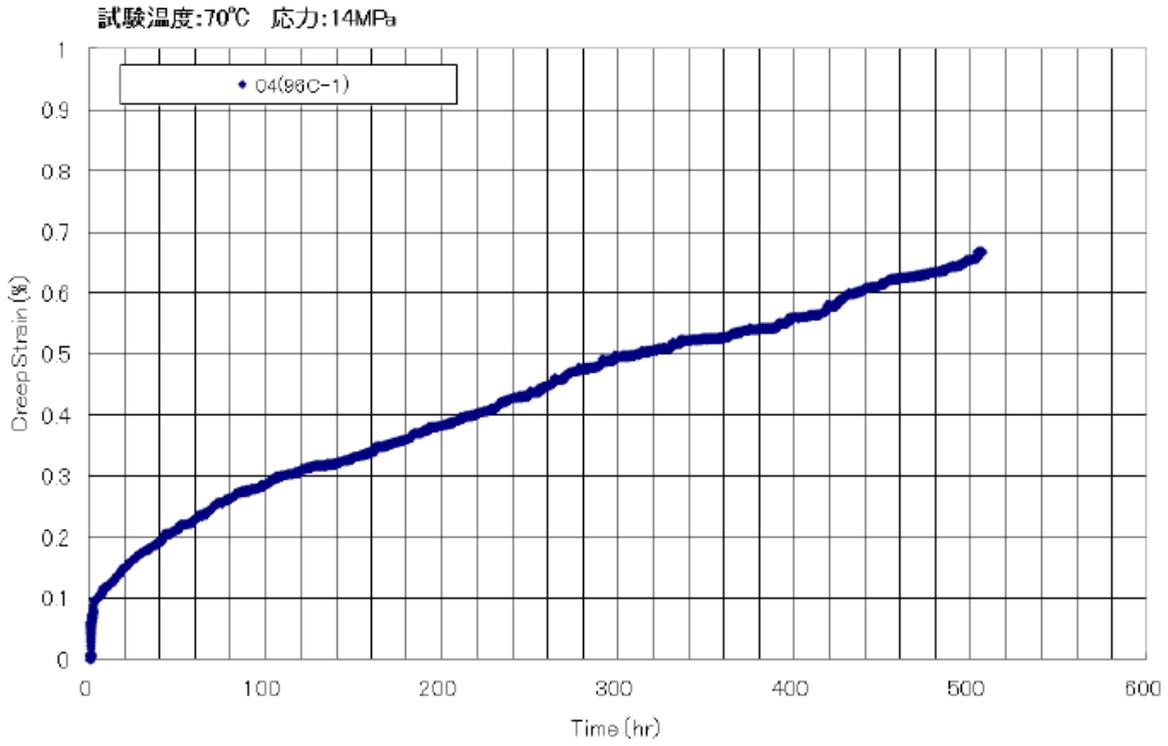


図 B-11 クリープ曲線(試験温度:70°C 応力:14MPa)

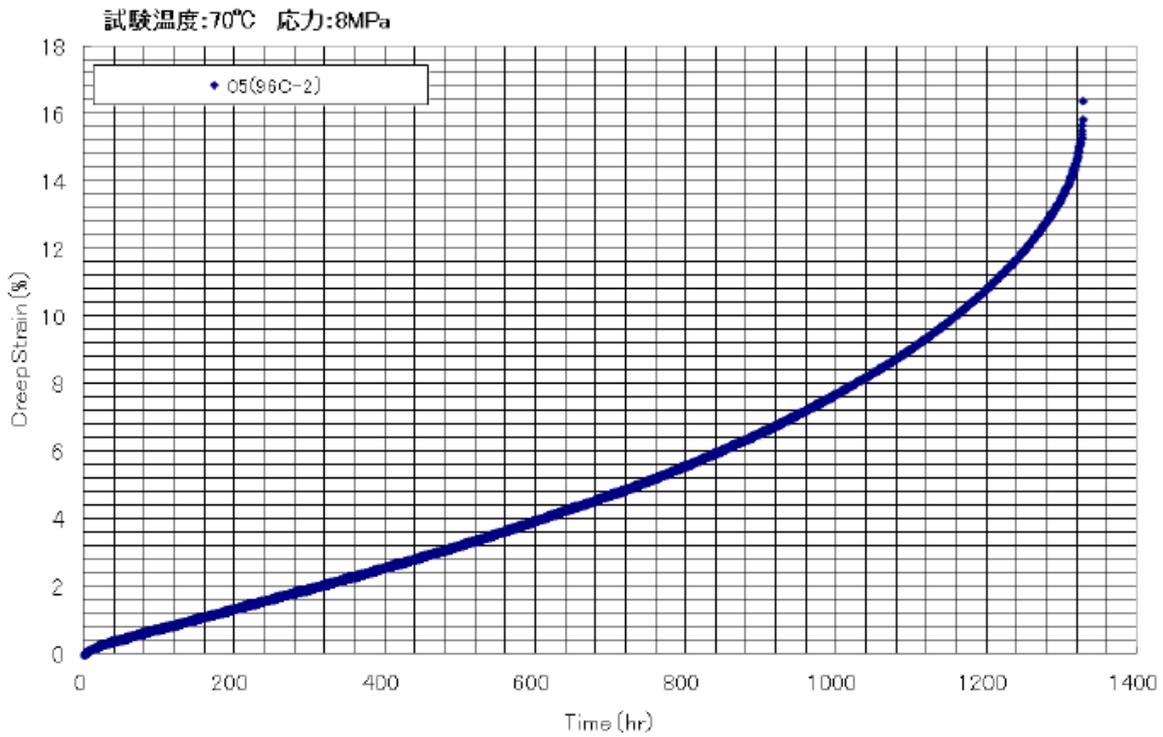


図 B-12 クリープ曲線(試験温度:70°C 応力:8MPa)

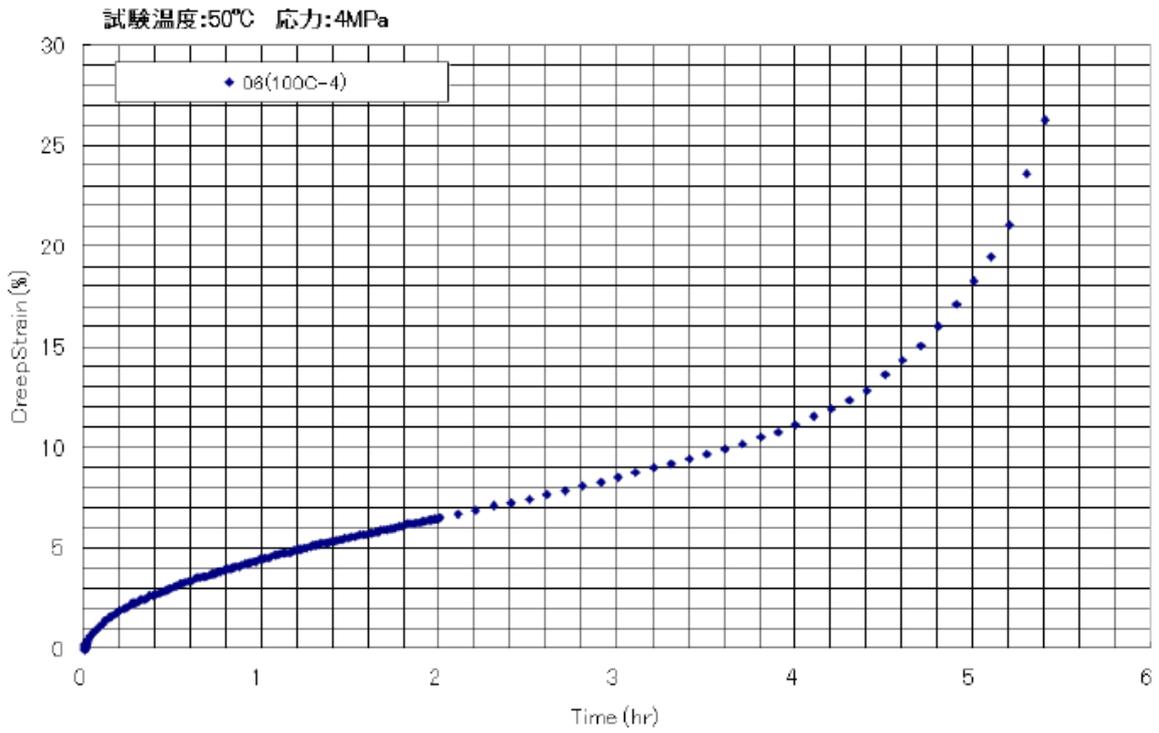


図 B-13 クリープ曲線(試験温度:50°C 応力:4MPa)

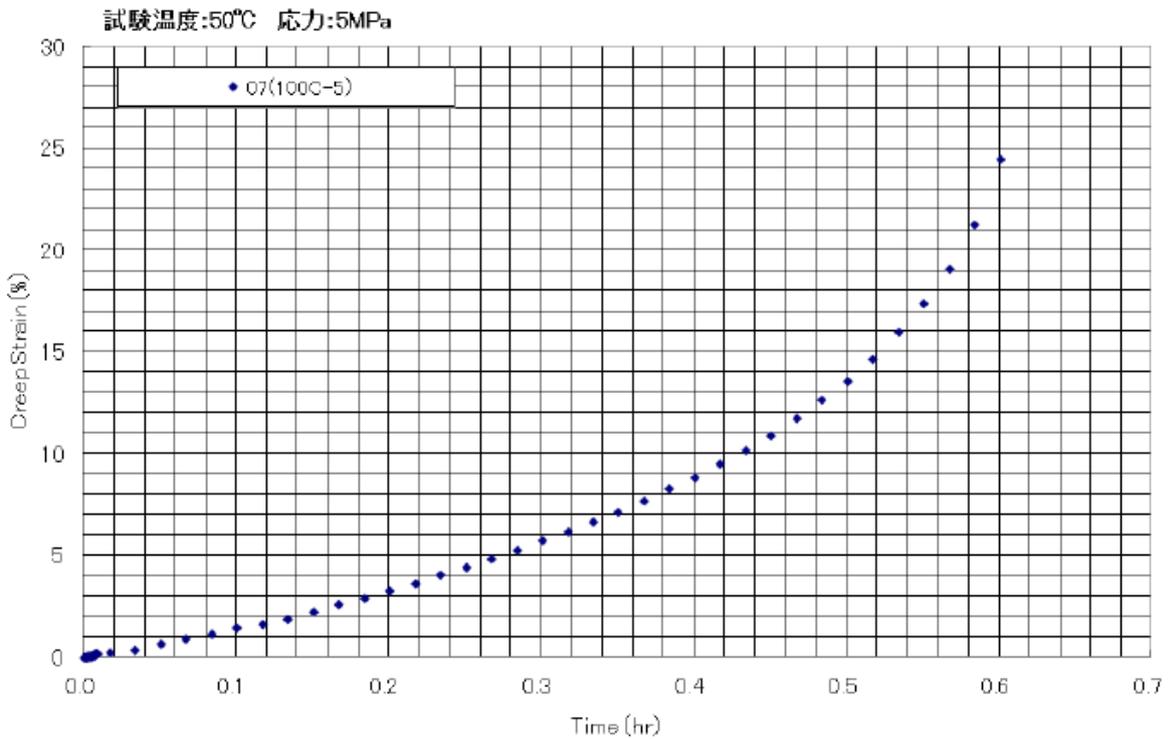


図 B-14 クリープ曲線(試験温度:50°C 応力:5MPa)

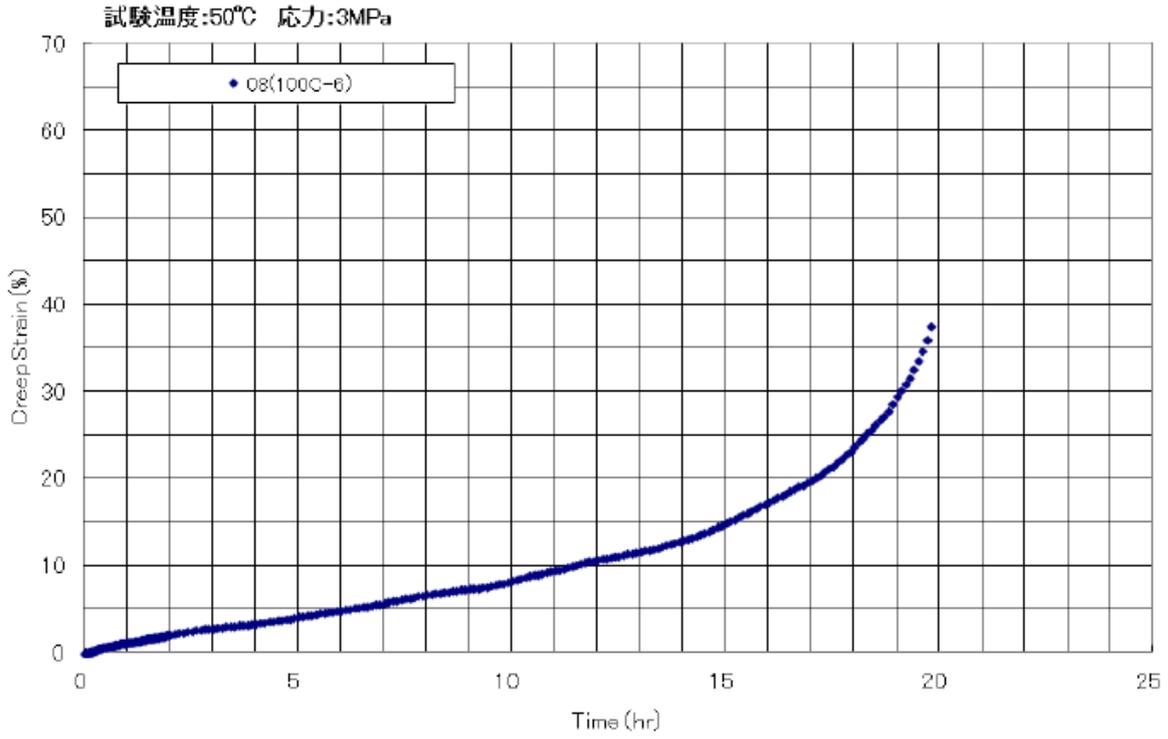


図 B-15 クリープ曲線(試験温度:50°C 応力:3MPa)

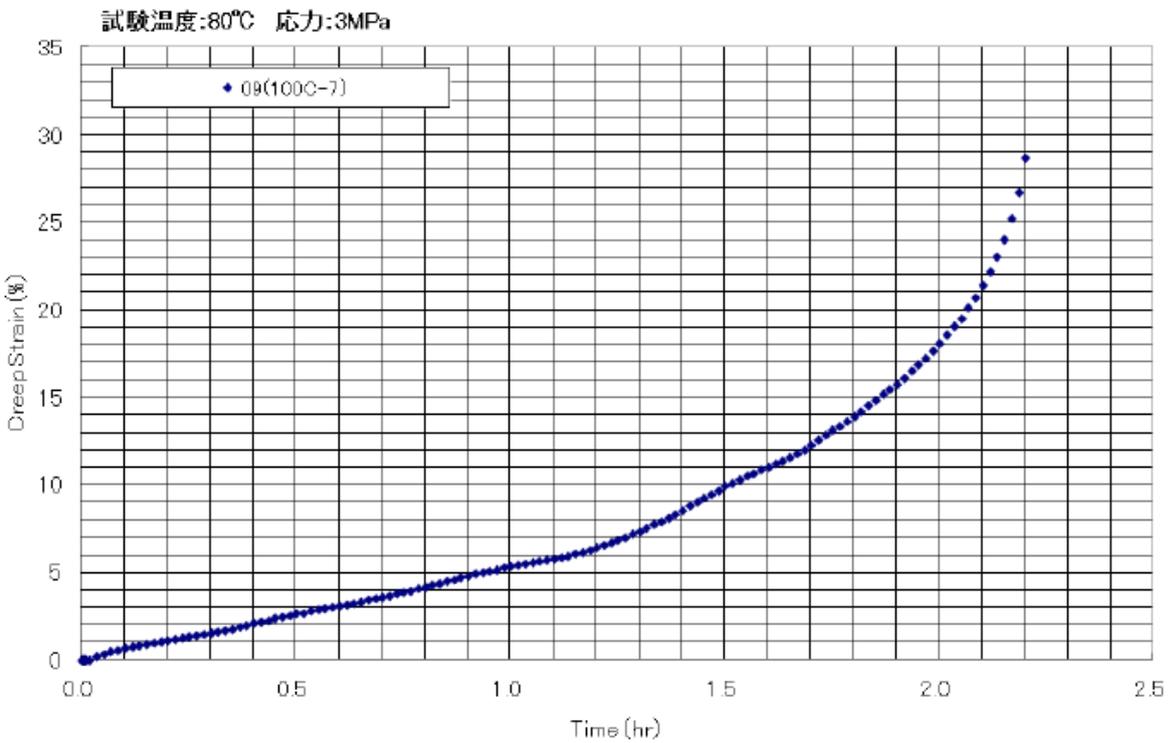


図 B-16 クリープ曲線(試験温度:80°C 応力:3MPa)

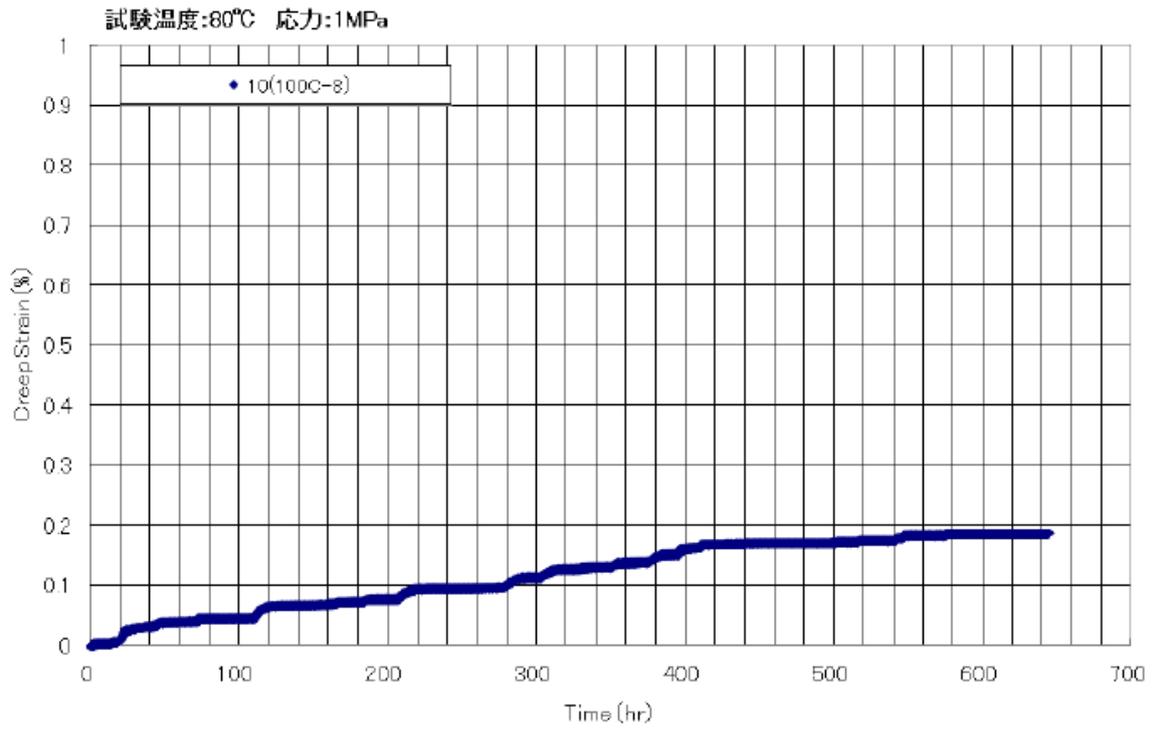


図 B-17 クリープ曲線(試験温度:80°C 応力:1MPa)

表 B-3 低サイクル疲労試験結果一覧 (Pb100%)

材質	試験片符号	直径 d (mm)	試験温度 T (°C)	試験速度 $\dot{\epsilon}$ (%/sec)	N=N _f /2のデータ							破損繰返し数 ※1 N _f (cycles)	破断 位置	記事
					全歪み 範囲 $\Delta \epsilon_t$ (%)	塑性歪み 範囲 $\Delta \epsilon_p$ (%)	弾性歪み 範囲 $\Delta \epsilon_e$ (%)	最大応力 σ_{max} (MPa)	最小応力 σ_{min} (MPa)	応力範囲 $\Delta \sigma$ (MPa)	繰返し数 N (cycles)			
鉛100%	100L-1	10.00	RT	0.1	2.00	1.74	0.26	7	-7	14	800	1,595	標点内	くびれ有り
	100L-2	10.00	RT	0.1	1.00	0.87	0.13	8	-8	16	1,000	2,000	標点外	GL内亀裂有り
	100L-3	9.98	RT	0.1	3.00	2.73	0.27	7	-7	14	300	513	標点内	くびれ有り
	100L-4	10.01	RT	0.1	1.00	0.81	0.19	7	-7	14	2,000	4,809	標点内	-
	100L-5	10.00	RT	0.1	1.99	1.78	0.21	7	-7	14	1,500	2,645	標点外	GL内亀裂有り くびれ有り
	100L-6	10.00	RT	0.1	2.99	2.78	0.21	8	-8	16	200	429	標点内	くびれ有り
備考	波形：三角波 歪み比： $R_\epsilon = \epsilon_{min} / \epsilon_{max} = -1$ 標点距離：GL=12.7mm ※1；破損繰返し数N _f は、引張側ピーク応力が疲労寿命中期の3/4に減少した繰返し数または試験片の破断時の繰返し数													

表 B-4 低サイクル疲労試験結果一覧 (Pb96%-Sb4%)

材質	試験片符号	直径 d (mm)	試験温度 T (°C)	試験速度 $\dot{\epsilon}$ (%/sec)	N=N _f /2のデータ							破損繰返し数 N _f ※1 (cycles)	破断 位置	記事
					全歪み 範囲 $\Delta \epsilon_t$ (%)	塑性歪み 範囲 $\Delta \epsilon_p$ (%)	弾性歪み 範囲 $\Delta \epsilon_e$ (%)	最大応力 σ_{max} (MPa)	最小応力 σ_{min} (MPa)	応力範囲 $\Delta \sigma$ (MPa)	繰返し数 N (cycles)			
鉛96%+ アンチモン4%	96L-1	10.02	RT	0.1	1.00	0.59	0.41	41	-43	84	500	1,038	標点内	-
	96L-2	10.00	RT	0.1	2.00	1.39	0.61	46	-48	94	400	887	標点内	-
	96L-3	10.02	RT	0.1	3.00	2.25	0.75	46	-46	92	150	297	標点内	-
	96L-4	10.02	RT	0.1	1.00	0.50	0.50	38	-38	76	900	1,759	標点外	-
	96L-5	10.02	RT	0.1	2.00	1.23	0.77	38	-38	76	700	1,425	標点内	-
	96L-6	10.01	RT	0.1	3.00	2.56	0.44	43	-45	88	1,000	192	標点内	-
備考	波形：三角波 歪み比： $R_\epsilon = \epsilon_{min}/\epsilon_{max} = -1$ 標点距離：GL=12.7mm ※1：破損繰返し数N _f は、引張側ピーク応力が疲労寿命中期の3/4に減少した繰返し数または試験片の破断時の繰返し数													

表 B-5 低サイクル疲労試験結果一覧 (Pb90%-Sb10%)

材質	試験片符号	直径 d (mm)	試験温度 T (°C)	試験速度 $\dot{\epsilon}$ (%/sec)	N=N _f /2のデータ							破損繰返し数 N _f ^{※1} (cycles)	破断 位置	記事
					全歪み 範囲 $\Delta \epsilon_t$ (%)	塑性歪み 範囲 $\Delta \epsilon_p$ (%)	弾性歪み 範囲 $\Delta \epsilon_e$ (%)	最大応力 σ_{max} (MPa)	最小応力 σ_{min} (MPa)	応力範囲 $\Delta \sigma$ (MPa)	繰返し数 N (cycles)			
鉛90%+ アンチモン10%	90L-1	10.02	RT	0.1	1.00	0.47	0.53	51	-52	103	300	611	標点内	-
	90L-2	10.02	RT	0.1	2.00	1.31	0.69	55	-57	112	100	197	標点外	-
	90L-3	10.02	RT	0.1	3.00	2.29	0.71	54	-55	109	60	130	標点内	-
	90L-4	10.02	RT	0.1	1.00	0.48	0.52	44	-45	89	900	1,740	標点外	-
	90L-5	10.02	RT	0.1	2.01	1.45	0.56	48	-51	99	150	277	標点内	-
	90L-6	10.02	RT	0.1	3.01	2.47	0.54	47	-51	98	30	53	標点内	-
備考	波形：三角波 歪み比：R _e = ε _{min} /ε _{max} = -1 標点距離：GL=12.7mm ※1；破損繰返し数N _f は、引張側ピーク応力が疲労寿命中期の3/4に減少した繰返し数または試験片の破断時の繰返し数													

表 B-6 ヤング率測定結果一覧

鉛100%①										
No. or 温度	厚み cm	密度 g/cc	τ comp μ s	τ shear μ s	縦波音速 m/sec	横波音速 m/sec	ヤング率 N/m ²	剛性率 N/m ²	ポアソン比	
25	0.4963	11.34	4.29	14.88	2310	670	1.48E+10	5.09E+09	0.45	
50	0.4963	11.34	4.31	15.03	2300	660	1.44E+10	4.94E+09	0.46	
100	0.4963	11.34	4.35	15.45	2280	640	1.35E+10	4.64E+09	0.46	
鉛100%②										
25	0.4985	11.32	4.30	14.44	2320	690	1.57E+10	5.39E+09	0.45	
50	0.4985	11.32	4.30	14.69	2320	680	1.52E+10	5.23E+09	0.45	
100	0.4985	11.32	4.30	15.1	2320	660	1.44E+10	4.93E+09	0.46	

ヤング率 MPa	剛性率 Mpa
1.48E+04	5.09E+03
1.44E+04	4.94E+03
1.35E+04	4.64E+03
1.57E+04	5.39E+03
1.52E+04	5.23E+03
1.44E+04	4.93E+03

鉛+アンチモン4%①										
No. or 温度	厚み cm	密度 g/cc	τ comp μ s	τ shear μ s	縦波音速 m/sec	横波音速 m/sec	ヤング率 N/m ²	剛性率 N/m ²	ポアソン比	
25	0.5061	11.00	4.30	9.28	2350	1090	3.56E+10	1.31E+10	0.36	
50	0.5061	11.00	4.32	9.42	2340	1070	3.45E+10	1.26E+10	0.37	
100	0.5061	11.00	4.36	9.7	2320	1040	3.27E+10	1.19E+10	0.37	
鉛+アンチモン4%②										
25	0.5052	10.84	4.33	9.54	2330	1060	3.34E+10	1.22E+10	0.37	
50	0.5052	10.84	4.36	9.68	2320	1040	3.22E+10	1.17E+10	0.37	
100	0.5052	10.84	4.40	10	2300	1010	3.05E+10	1.11E+10	0.38	

ヤング率 MPa	剛性率 Mpa
3.56E+04	1.31E+04
3.45E+04	1.26E+04
3.27E+04	1.19E+04
3.34E+04	1.22E+04
3.22E+04	1.17E+04
3.05E+04	1.11E+04

鉛+アンチモン10%①										
No. or 温度	厚み cm	密度 g/cc	τ comp μ s	τ shear μ s	縦波音速 m/sec	横波音速 m/sec	ヤング率 N/m ²	剛性率 N/m ²	ポアソン比	
25	0.5056	10.61	4.31	10.22	2350	990	2.90E+10	1.04E+10	0.39	
50	0.5056	10.61	4.34	10.39	2330	970	2.79E+10	9.98E+09	0.40	
100	0.5056	10.61	4.38	10.74	2310	940	2.63E+10	9.37E+09	0.40	
鉛+アンチモン10%②										
25	0.5065	10.63	4.33	10.24	2340	990	2.90E+10	1.04E+10	0.39	
50	0.5065	10.63	4.36	10.43	2320	970	2.79E+10	1.00E+10	0.39	
100	0.5065	10.63	4.41	10.79	2300	940	2.63E+10	9.39E+09	0.40	

ヤング率 MPa	剛性率 Mpa
2.90E+04	1.04E+04
2.79E+04	9.98E+03
2.63E+04	9.37E+03
2.90E+04	1.04E+04
2.79E+04	1.00E+04
2.63E+04	9.39E+03

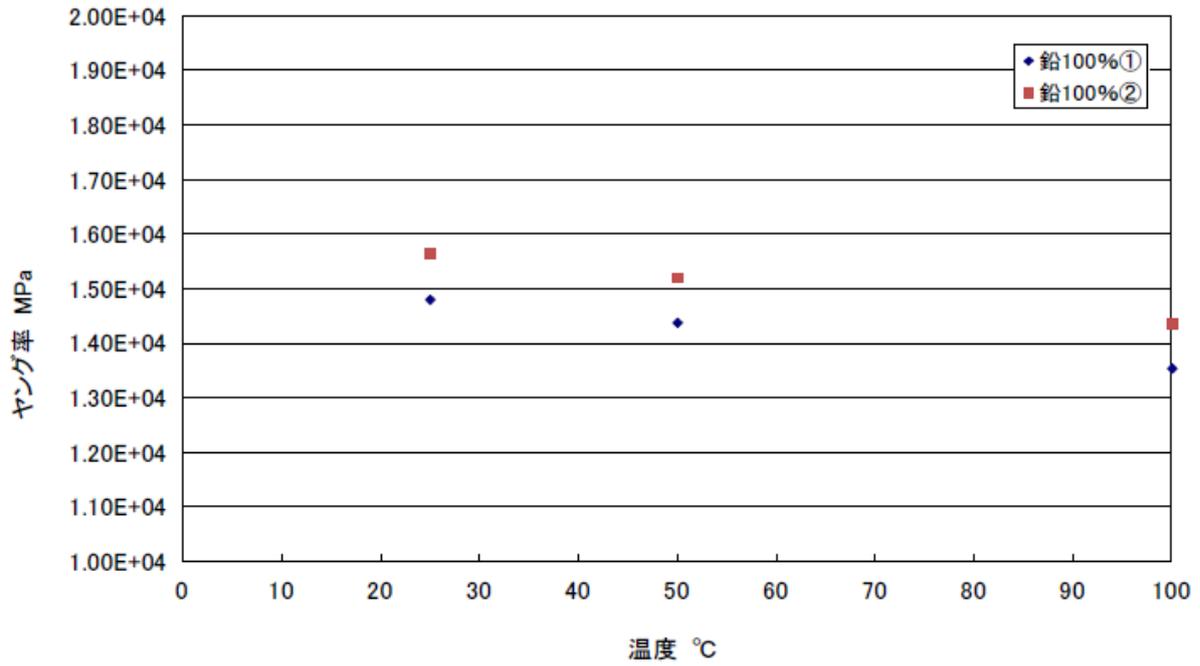


図 B-18 ヤング率と温度の関係(鉛 100%)

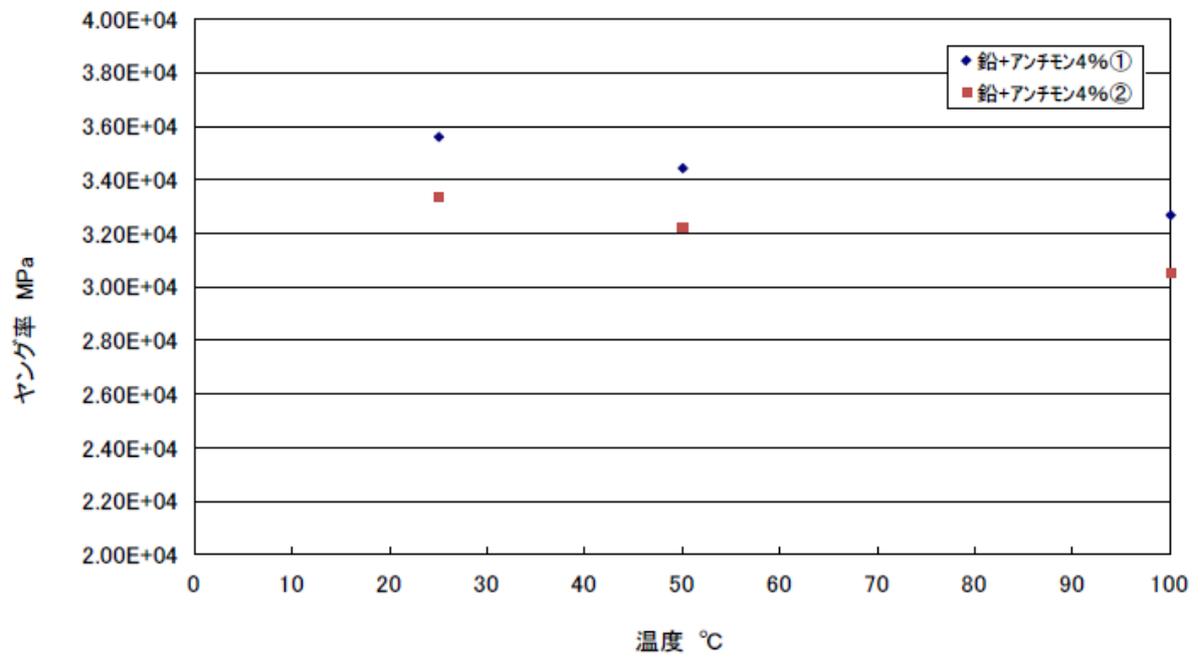


図 B-19 ヤング率と温度の関係(鉛+アンチモン 4%)

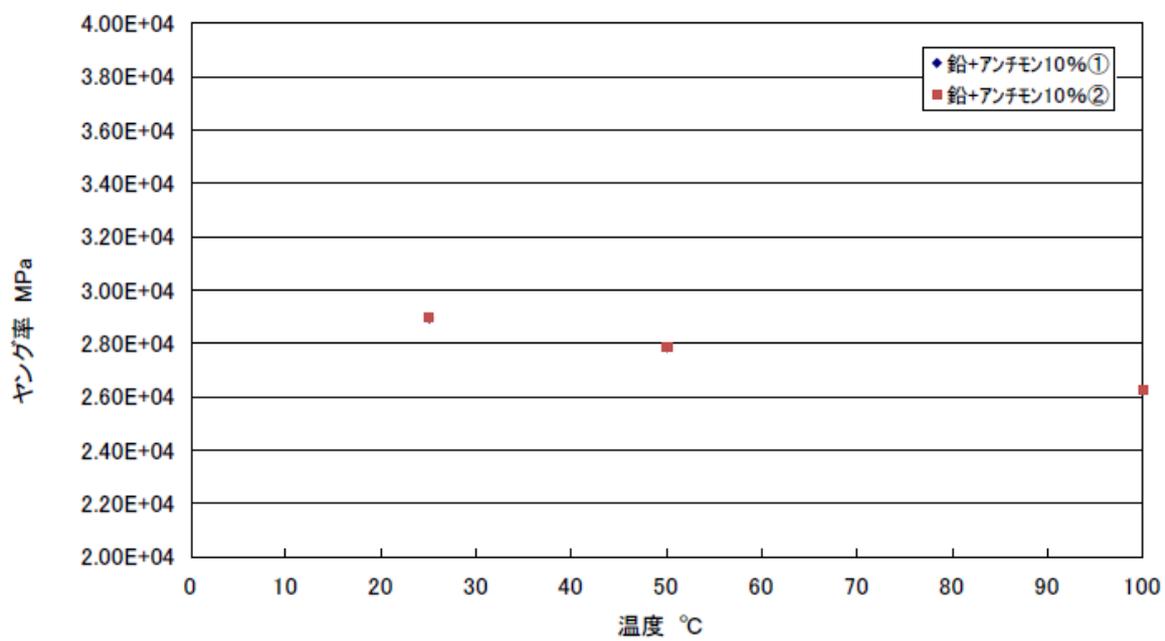


図 B-20 ヤング率と温度の関係(鉛+アンチモン 10%)

試験片符 号	100T-S-1	
試験温 度(℃)	RT	
伸び (%)	108.3	
絞り (%)	98.4	
試験片符 号	100T-S-2	
試験温 度(℃)	RT	
伸び (%)	66.0	
絞り (%)	98.8	
試験片符 号	100T-S-3	
試験温 度(℃)	100	
伸び (%)	115.0	
絞り (%)	99.7	
試験片符 号	100T-S-4	
試験温 度(℃)	100	
伸び (%)	107.3	
絞り (%)	99.7	

図 B-21 引張り試験後試験片外観写真 (鉛 100%)

試験片符 号	96T-S-1	
試験温 度(℃)	RT	
伸び (%)	31.3	
絞り (%)	59.2	
試験片符 号	96T-S-2	
試験温 度(℃)	RT	
伸び (%)	30.0	
絞り (%)	57.7	
試験片符 号	96T-S-3	
試験温 度(℃)	100	
伸び (%)	32.3	
絞り (%)	53.1	
試験片符 号	96T-S-4	
試験温 度(℃)	100	
伸び (%)	37.7	
絞り (%)	67.2	

図 B-22 引張り試験後試験片外観写真 (鉛 96%アンチモン 4%)

試験片符号	90T-S-1	
試験温度 (°C)	RT	
伸び (%)	16.7	
絞り (%)	17.6	
試験片符号	90T-S-2	
試験温度 (°C)	RT	
伸び (%)	16.7	
絞り (%)	16.7	
試験片符号	90T-S-3	
試験温度 (°C)	100	
伸び (%)	26.7	
絞り (%)	29.7	
試験片符号	90T-S-4	
試験温度 (°C)	100	
伸び (%)	24.3	
絞り (%)	28.1	

図 B-23 引張り試験後試験片外観写真 (鉛 90%アンチモン 10%)

試験片符 号	100C-1	
試験温 度 (°C)	RT	
試験応 力 (MPa)	8	
試験時 間 (hr)	0.2	
試験片符 号	100C-2	
試験温 度 (°C)	RT	
試験応 力 (MPa)	6	
試験時 間 (hr)	1.5	
試験片符 号	100C-3	
試験温 度 (°C)	RT	
試験応 力 (MPa)	4	
試験時 間 (hr)	32.6	

図 B-24 クリープ試験後試験片外観写真 (鉛 100%) ①

試験片符 号	100C-4	
試験温 度 (°C)	50	
試験応 力 (MPa)	4	
試験時 間 (hr)	5.5	
試験片符 号	100C-5	
試験温 度 (°C)	50	
試験応 力 (MPa)	5	
試験時 間 (hr)	0.6	
試験片符 号	100C-6	
試験温 度 (°C)	50	
試験応 力 (MPa)	3	
試験時 間 (hr)	20.6	

図 B-25 クリープ試験後試験片外観写真 (鉛 100%) ②

試験片符 号	100C-7	
試験温 度 (°C)	80	
試験応 力 (MPa)	3	
試験時 間 (hr)	2.2	
試験片符 号	100C-8	
試験温 度 (°C)	80	
試験応 力 (MPa)	1	
試験時 間 (hr)	644.1 (STOP)	

図 B-26 クリープ試験後試験片外観写真 (鉛 100%) ③

試験片符 号	96C-1	
試験温 度 (°C)	70	
試験応 力 (MPa)	14	
試験時 間 (hr)	506.1 (STOP)	
試験片符 号	96C-2	
試験温 度 (°C)	70	
試験応 力 (MPa)	8	
試験時 間 (hr)	1327.0	

図 B-27 クリープ試験後試験片外観写真 (鉛 96%アンチモン 4%)

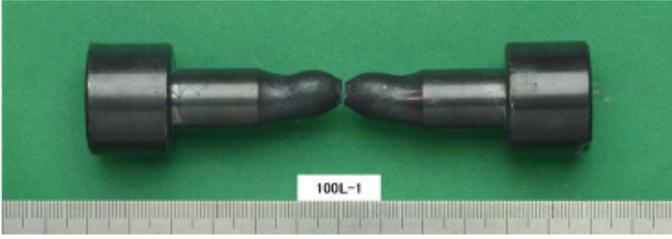
試験片符号	100L-1	
試験温度 (°C)	RT	
全歪み範囲 (%)	2.00	
破損繰返し数 (cycles)	1595	
試験片符号	100L-2	
試験温度 (°C)	RT	
全歪み範囲 (%)	1.00	
破損繰返し数 (cycles)	200 0	
試験片符号	100L-3	
試験温度 (°C)	RT	
全歪み範囲 (%)	3.00	
破損繰返し数 (cycles)	513	

図 B-28 低サイクル疲労試験後試験片外観写真 (鉛 100%) ①

試験片符号	100L-4	
試験温度 (°C)	RT	
全歪み範囲 (%)	1.00	
破損繰返し数 (cycles)	4809	
試験片符号	100L-5	
試験温度 (°C)	RT	
全歪み範囲 (%)	1.99	
破損繰返し数 (cycles)	264 5	
試験片符号	100L-6	
試験温度 (°C)	RT	
全歪み範囲 (%)	2.99	
破損繰返し数 (cycles)	429	

図 B-29 低サイクル疲労試験後試験片外観写真 (鉛 100%) ②

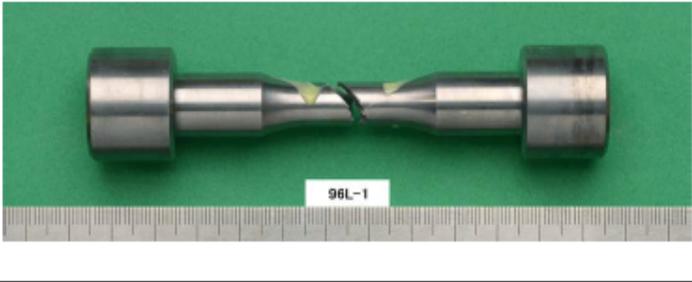
試験片符号	96L-1	
試験温度 (°C)	RT	
全歪み範囲 (%)	1.00	
破損繰返し数 (cycles)	1038	
試験片符号	96L-2	
試験温度 (°C)	RT	
全歪み範囲 (%)	2.00	
破損繰返し数 (cycles)	88 7	
試験片符号	96L-3	
試験温度 (°C)	RT	
全歪み範囲 (%)	3.00	
破損繰返し数 (cycles)	297	

図 B-30 低サイクル疲労試験後試験片外観写真 (鉛 96%アンチモン 4%) ①

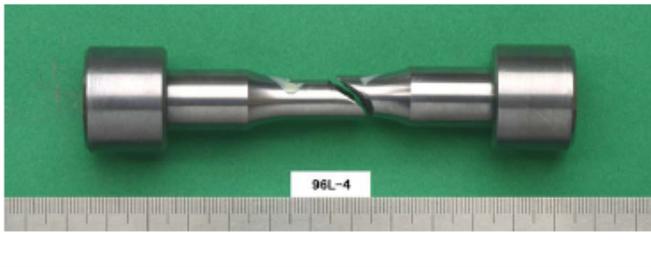
試験片符号	96L-4	
試験温度 (°C)	RT	
全歪み範囲 (%)	1.00	
破損繰返し数 (cycles)	1759	
試験片符号	96L-5	
試験温度 (°C)	RT	
全歪み範囲 (%)	2.00	
破損繰返し数 (cycles)	14 25	
試験片符号	96L-6	
試験温度 (°C)	RT	
全歪み範囲 (%)	3.00	
破損繰返し数 (cycles)	192	

図 B-31 低サイクル疲労試験後試験片外観写真 (鉛 96%アンチモン 4%) ②

試験片符号	90L-1	
試験温度 (°C)	RT	
全歪み範囲 (%)	1.00	
破損繰返し数 (cycles)	611	
試験片符号	90L-2	
試験温度 (°C)	RT	
全歪み範囲 (%)	2.00	
破損繰返し数 (cycles)	19 7	
試験片符号	90L-3	
試験温度 (°C)	RT	
全歪み範囲 (%)	3.00	
破損繰返し数 (cycles)	130	

図 B-32 低サイクル疲労試験後試験片外観写真 (鉛 90%アンチモン 10%) ①

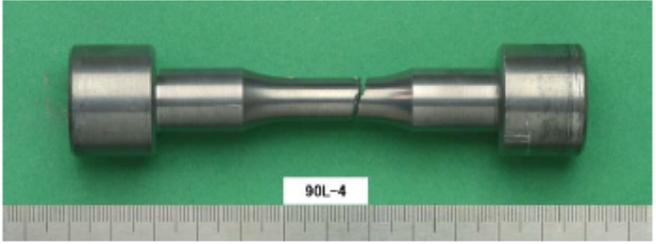
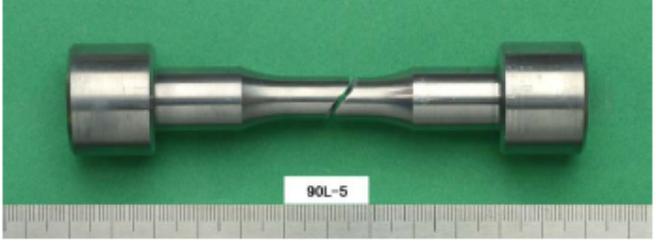
試験片符号	90L-4	
試験温度 (°C)	RT	
全歪み範囲 (%)	1.00	
破損繰返し数 (cycles)	1740	
試験片符号	90L-5	
試験温度 (°C)	RT	
全歪み範囲 (%)	2.01	
破損繰返し数 (cycles)	27 7	
試験片符号	90L-6	
試験温度 (°C)	RT	
全歪み範囲 (%)	3.01	
破損繰返し数 (cycles)	53	

図 B-33 低サイクル疲労試験後試験片外観写真 (鉛 90%アンチモン 10%) ②

Appendix C

SUS304, SS400 の材料データ取得試験

1. 目的

本試験は、東京大学様からのご依頼により、実機材（SUS304 及び SS400）の高温引張試験及び高温クリープ試験、高温クリープ破断試験を実施し、材料データを取得することを目的とする。

2. 供試材

- ・ 材質：SUS304、SS400
- ・ 形状：Φ16×0230

3. 試験片

- ・ 引張試験片形状：図 C-1、図 C-3、図 C-4 に示す。
- ・ クリープ試験片形状：図 C-2 に示す。
- ・ クリープ破断試験片形状：図 C-3、図 C-4 に示す。

4. 試験方法

① 引張試験

試験方法は、JIS G0567（高温）に準拠した。

- ・ 使用試験機：精密万能試験機（島津製オートグラフ、型式：AG-X、容量：100kN）
- ・ 試験数量：12 本（試験片符号：SUS0-1、SUS0-2、SS0-1、SS0-2、SUSH2-1、SUSH2-2、SSH2-1、SSH2-2、SUSH1-1、SUSH1-2、SSH1-1、SSH1-2）
- ・ 試験温度・環境：800℃、900℃・電気炉中
- ・ 試験制御：ストローク制御
- ・ 試験速度：3.5mm/min（破断迄一定）

② クリープ試験、クリープ破断試験

試験方法は、JIS Z2271（2010）に準拠した。

- ・ 使用試験機：シングルタイプクリープラプチャー試験機（てこ比：1 対 1、1 対 10）
（株湊川金属テストピース製作所製、型式：TCM-30N-T、TCM-30N-S、容量：3ton）
- ・ 試験数量：14 本（試験片符号：SS0-3～8…クリープ試験、SUSK1-1、SUSK1-2、SUSK2-1、SUSK2-2、SSK1-1、SSK1-2、SSK2-1、SSK2-2…クリープ破断試験）
- ・ 試験温度・環境：800℃、900℃・電気炉中

5. 試験結果

試験結果をまとめて以下の図表に示す。

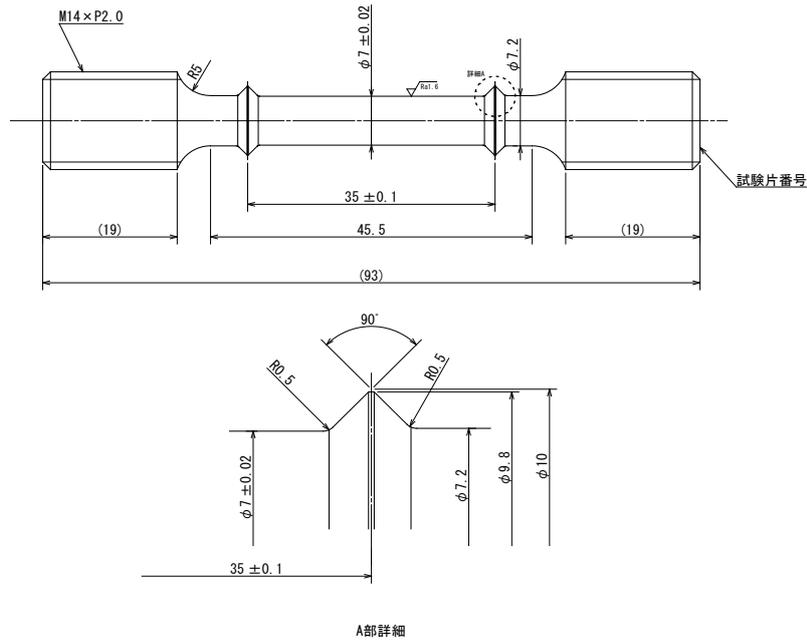
① 引張試験

- ・ 引張試験結果一覧…表 1
- ・ 応力-ひずみ線図、真応力 - 真ひずみ線図、応力-ストローク線図…図 C-5. 1～図 C-5. 24

② クリープ試験

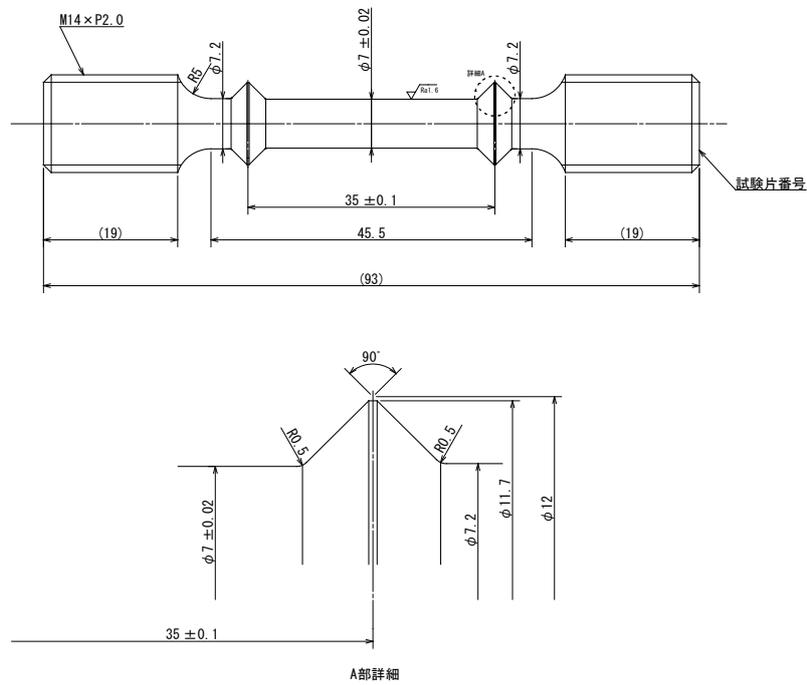
- ・ クリープ試験結果一覧…表 2
- ・ クリープ破断試験結果一覧…表 3
- ・ クリープ曲線（時間とクリープひずみの関係、クリープ速度と時間の関係）
…図 C-6. 1～図 C-6. 12
- ・ クリープ試験データ…表 4～表 9

③ 試験後試験片外観写真…図 C-7. 1～図 C-7. 7



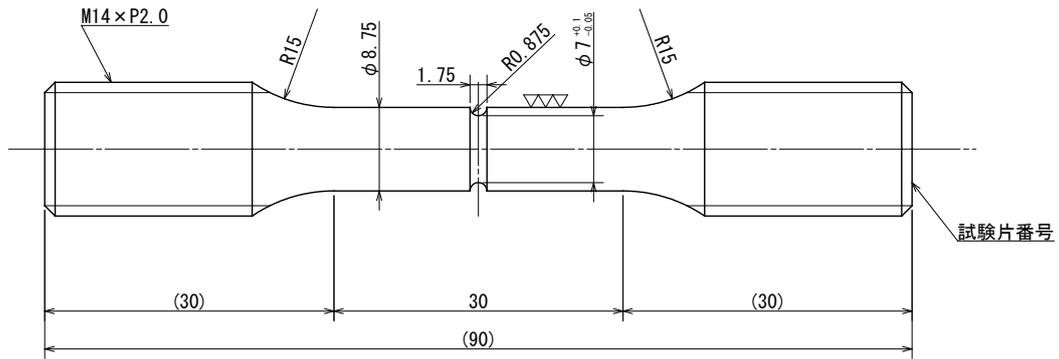
試験片番号：【SUS304】 SUS0-1, SUS0-2 【SS400】 SS0-1, SS0-2

図 C-1 引張試験片(平滑丸棒)



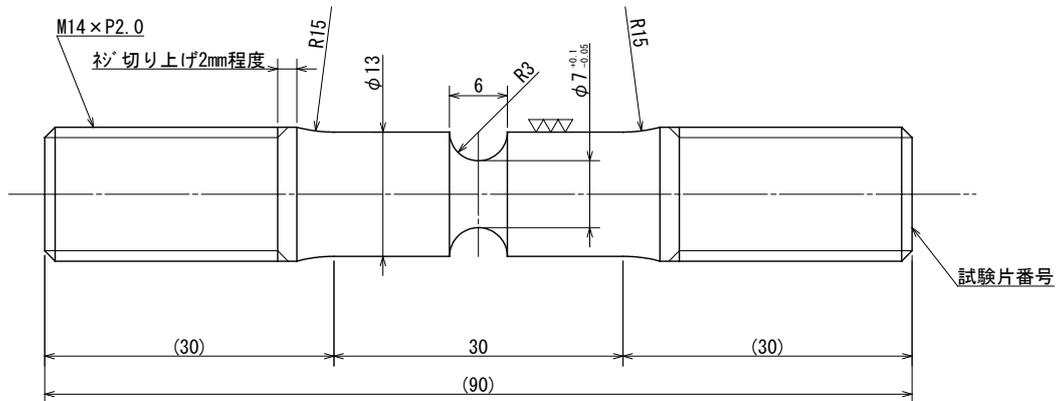
試験片番号：【SS400】 SS0-3～SS0-8

図 C-2 クリープ試験片(平滑丸棒)



試験片番号：【SUS304】 SUSH2-1, SUSH2-2(引張)、SUSK2-1, SUSK2-2(クリープ)
 【SS400】 SSH2-1, SSH2-2(引張)、SSK2-1, SSK2-2(クリープ)

図 C-3 切欠け付き試験片 (ノッチ付き丸棒 Kt=2.0)



試験片番号：【SUS304】 SUSH1-1, SUSH1-2(引張)、SUSK1-1, SUSK1-2(クリープ)
 【SS400】 SSH1-1, SSH1-2(引張)、SSK1-1, SSK1-2(クリープ)

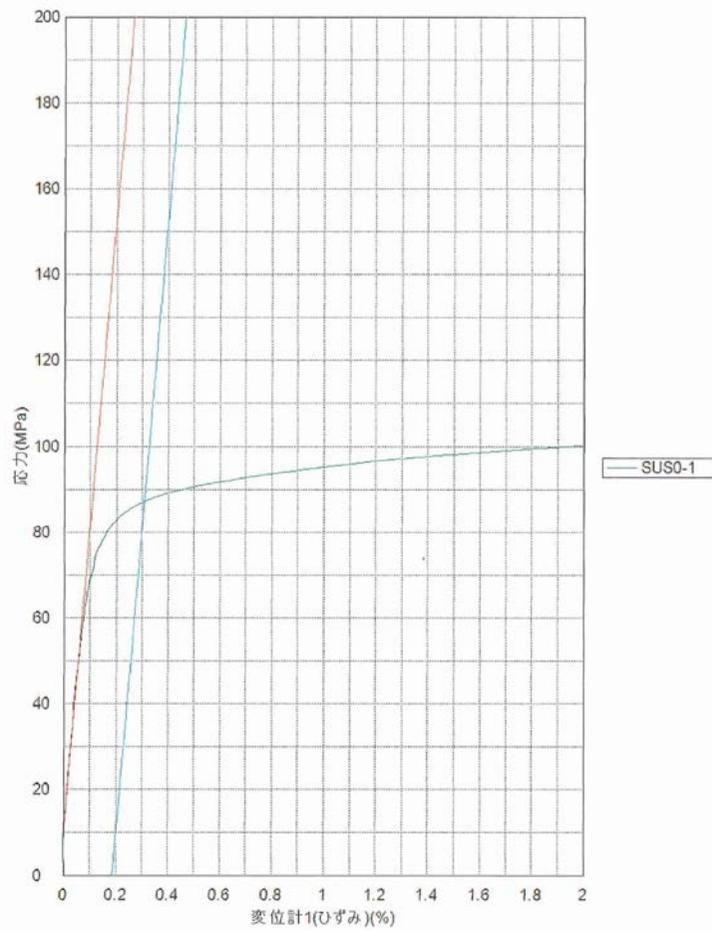
図 C-4 切欠け付き試験片 (ノッチ付き丸棒 Kt=1.37)

表 C-1 引張り試験結果一覧

材 質	試 験 温 度	項 目 規 格 符 号	試験片寸法		引 張 試 験					シャルピー衝撃試験		硬さ試験	記 事				
			直径 (mm)	標点距離 (mm)	0.2%耐力 (MPa)	引張強さ (MPa)	伸び (%)	絞り (%)	破断 位置	試験片 形状	吸収 エネルギー J	衝撃値 J/cm ²		HBW			
			-	-	-	-	-	-	-	-	-	-		-			
SUS304	900℃	SUS0-1	7.01	35.0	87	108	72.0	82.5	B	つば付き 試験片							
		SUS0-2	7.01	35.0	88	108	71.4	83.0	B								
SS400	800℃	SS0-1	7.01	35.0	40	53	71.1	57.9	B								
		SS0-2	7.01	35.0	40	53	62.3	57.9	B								
SUS304	900℃	SUSH2-1	6.99	-	-	163	-	-	-					ノッチ付き 試験片 Kt=2.0			
		SUSH2-2	7.01	-	-	160	-	-	-								
SS400	800℃	SSH2-1	7.01	-	-	77	-	-	-								
		SSH2-2	7.02	-	-	79	-	-	-								
SUS304	900℃	SUSH1-1	7.00	-	-	193	-	-	-	ノッチ付き 試験片 Kt=1.37							
		SUSH1-2	6.98	-	-	193	-	-	-								
SS400	800℃	SSH1-1	7.00	-	-	93	-	-	-								
		SSH1-2	7.01	-	-	93	-	-	-								

適用規格	試験機番号(No.)	備考	試験実施日:平成 27年 7月 15日~7月 24日	0.2%耐力測定方法:オフセット法
引張試験	JIS G 0567 (12)	E2-021	試験速度:破断迄3.5mm/min	
衝撃試験	-	-		室温 23℃
硬さ試験	-	-	発行機関の事前の承認なしに、この試験成績書の一部のみを複製して用いることは禁じられています。	
			逸脱事項 なし	

応力-ひずみ線図



コメント
 報告書番号 : I115-0486
 試験機 : AG-X plus (E2-021)
 材質 : SUS304
 試験温度 : 900°C
 試験速度 : 3.5mm/min
 破断迄 :

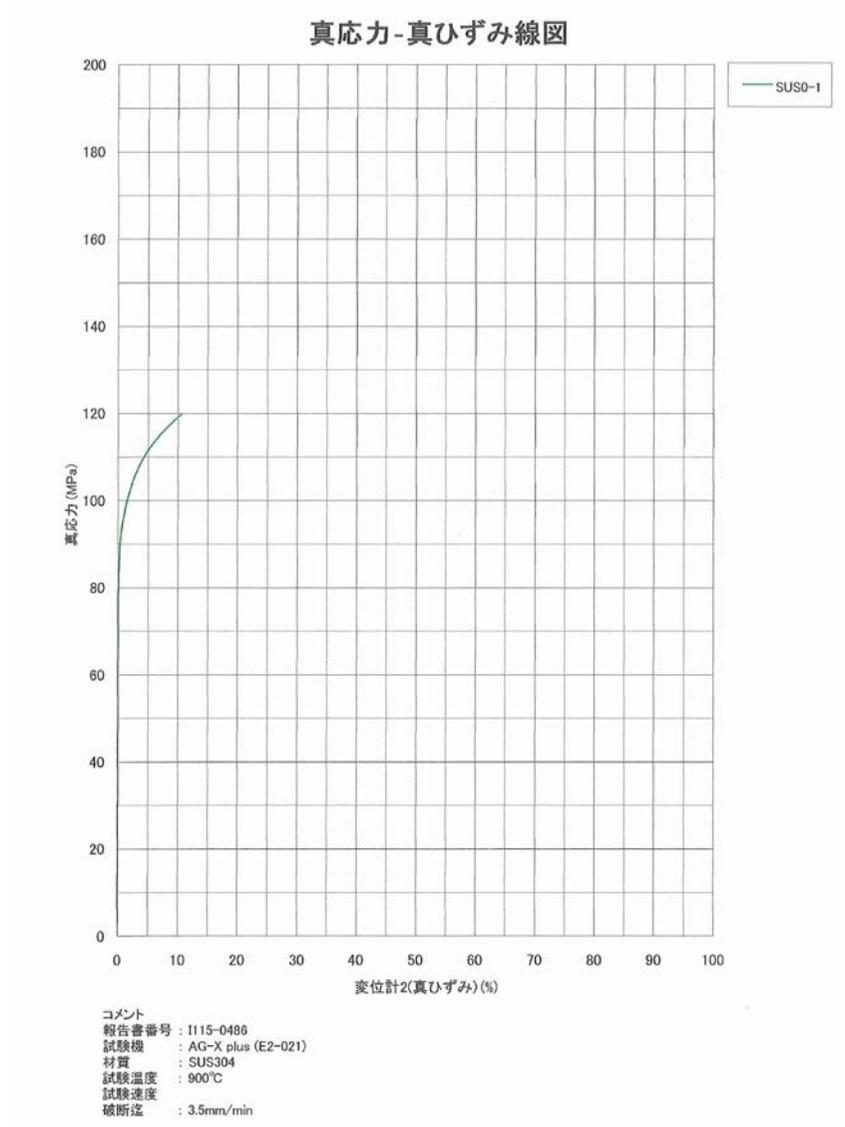
図 C-5.1

応力-ひずみ線図

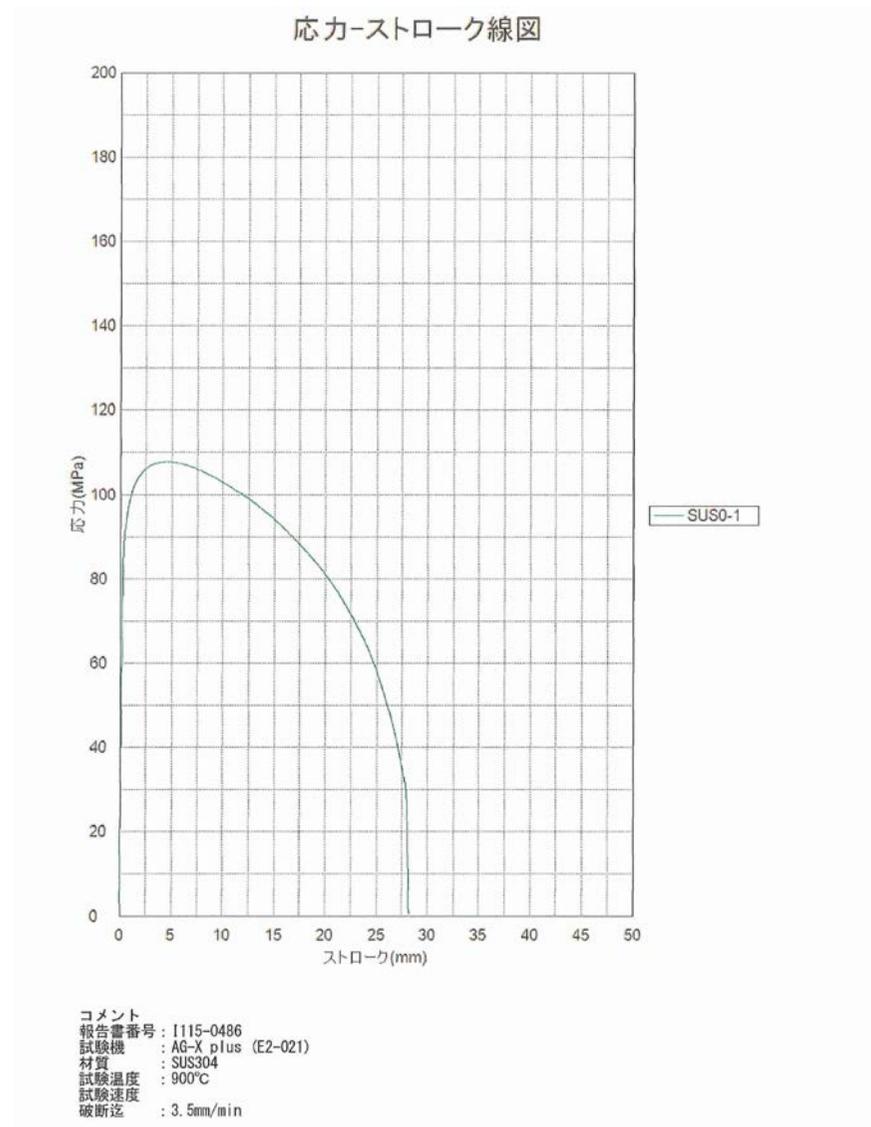


コメント
 報告書番号 : I115-0486
 試験機 : AG-X plus (E2-021)
 材質 : SUS304
 試験温度 : 900°C
 試験速度 : 3.5mm/min
 破断迄 : 3.5mm/min
 ※伸び計の取得範囲(25mm)を超えた為、取得したところまでのひずみ値を示しています。

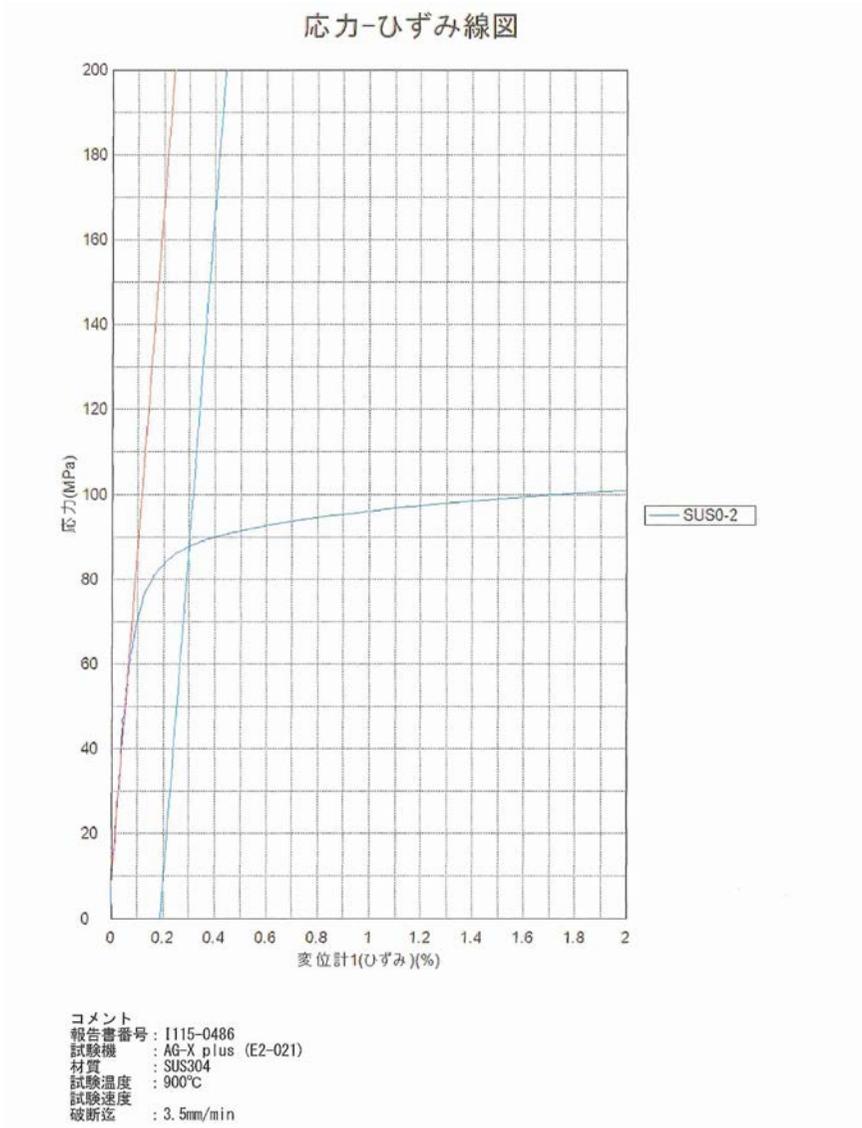
図 C-5.2



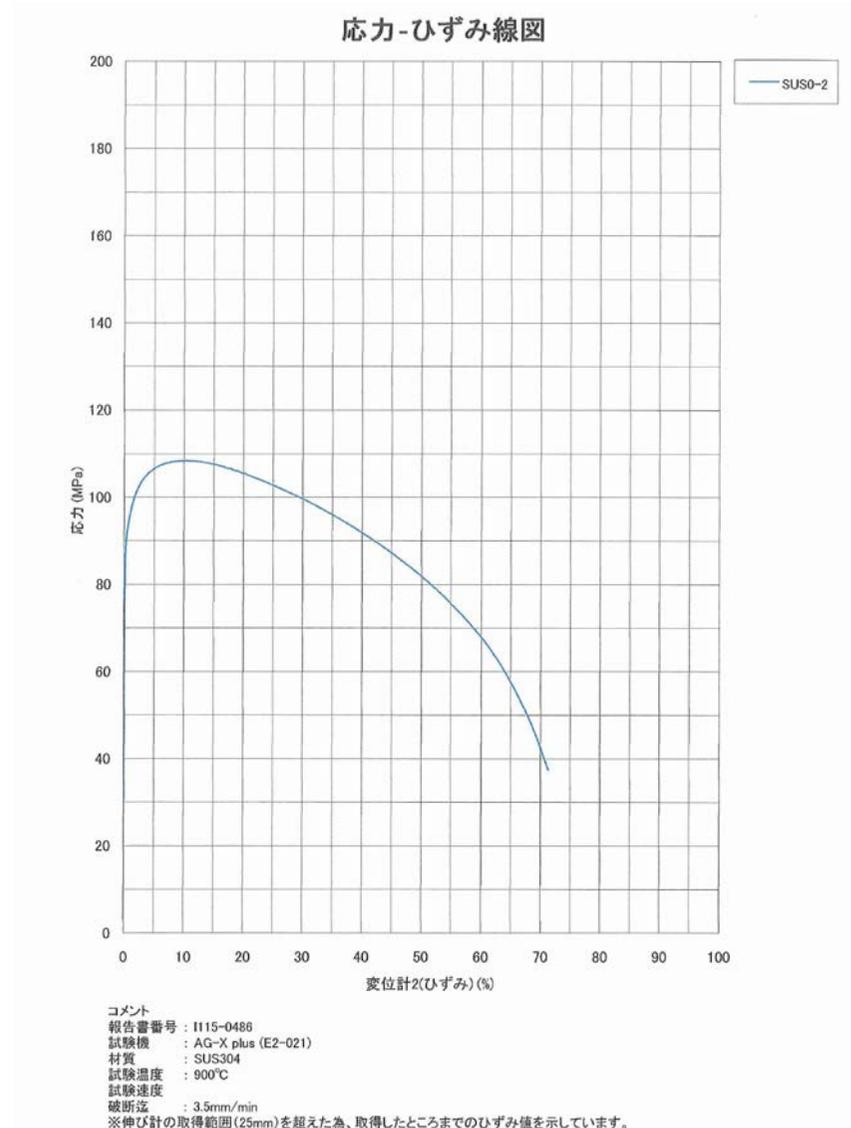
☒ C-5.3



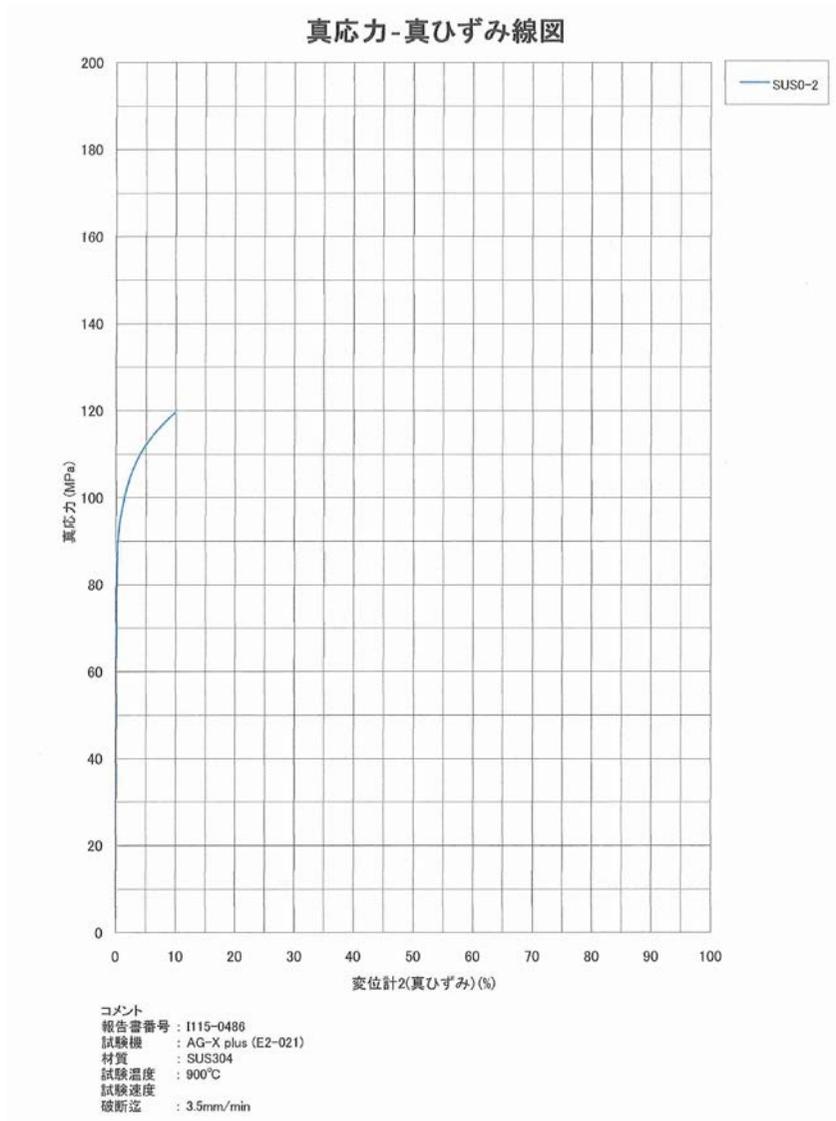
☒ C-5.4



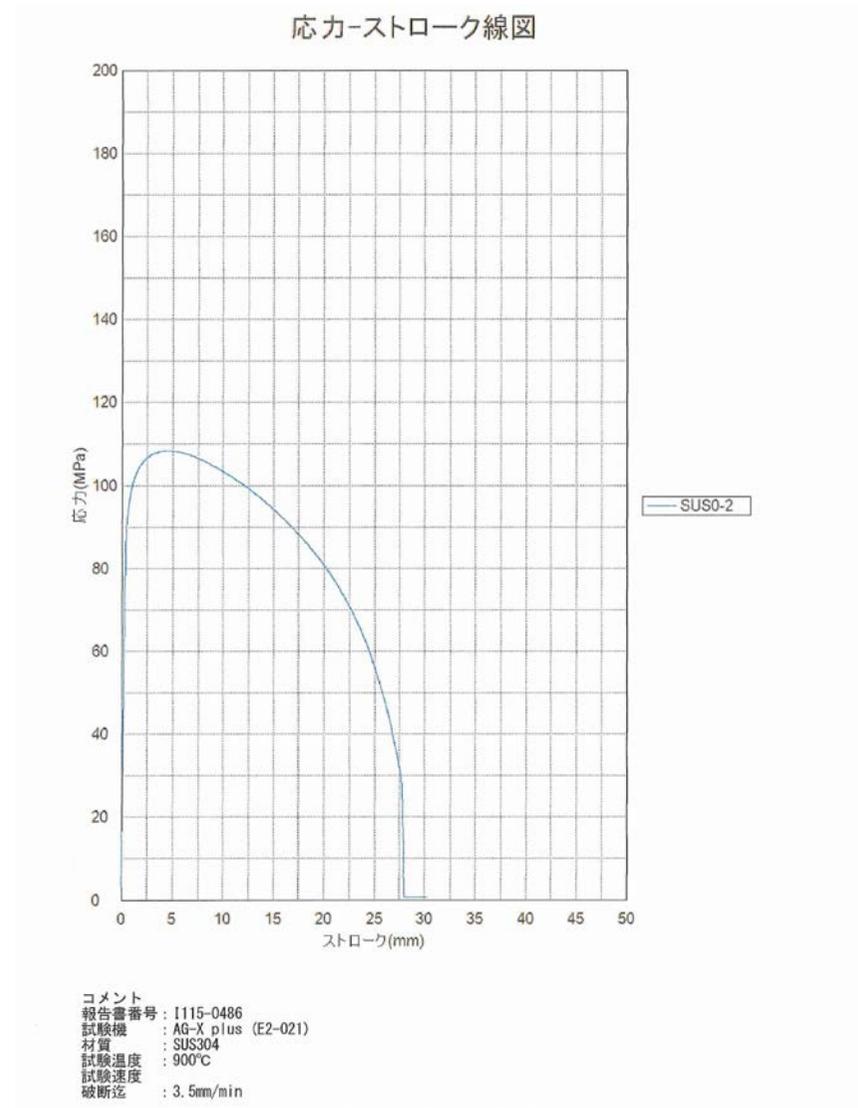
☒ C-5.5



☒ C-5.6



☒ C-5.7



☒ C-5.8

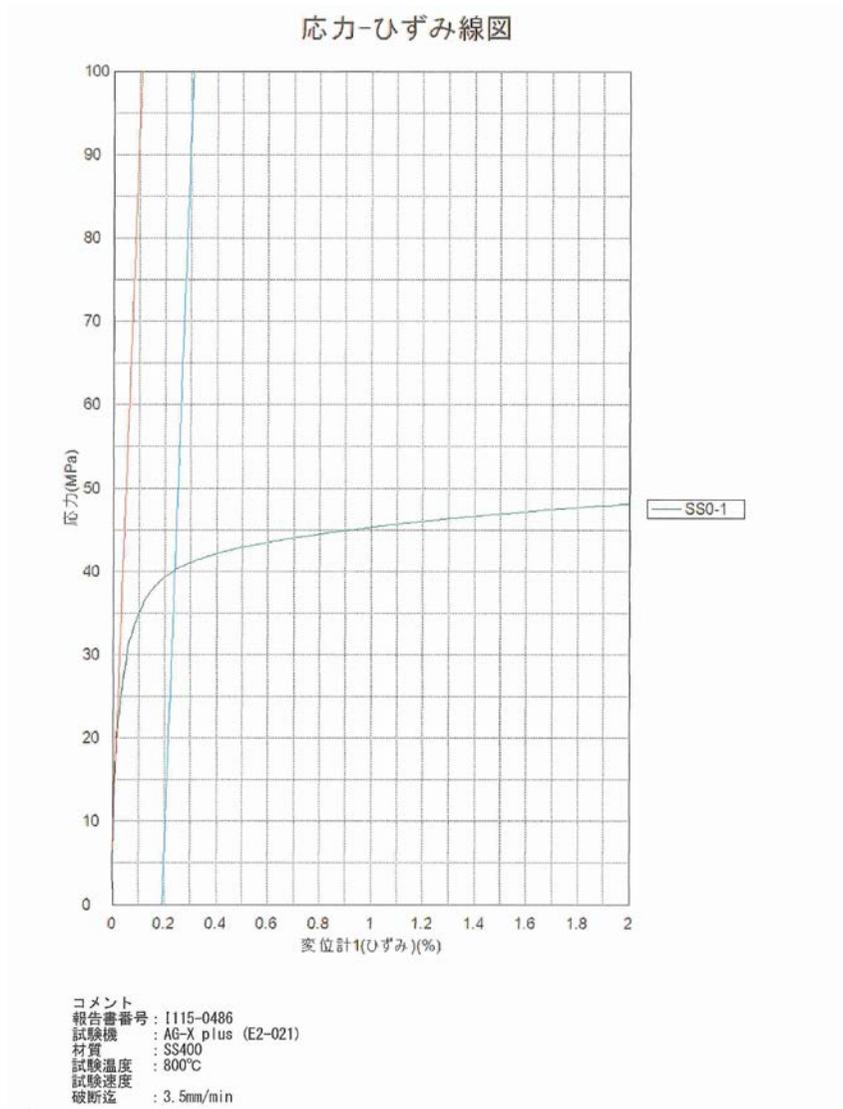


図 C-5. 9

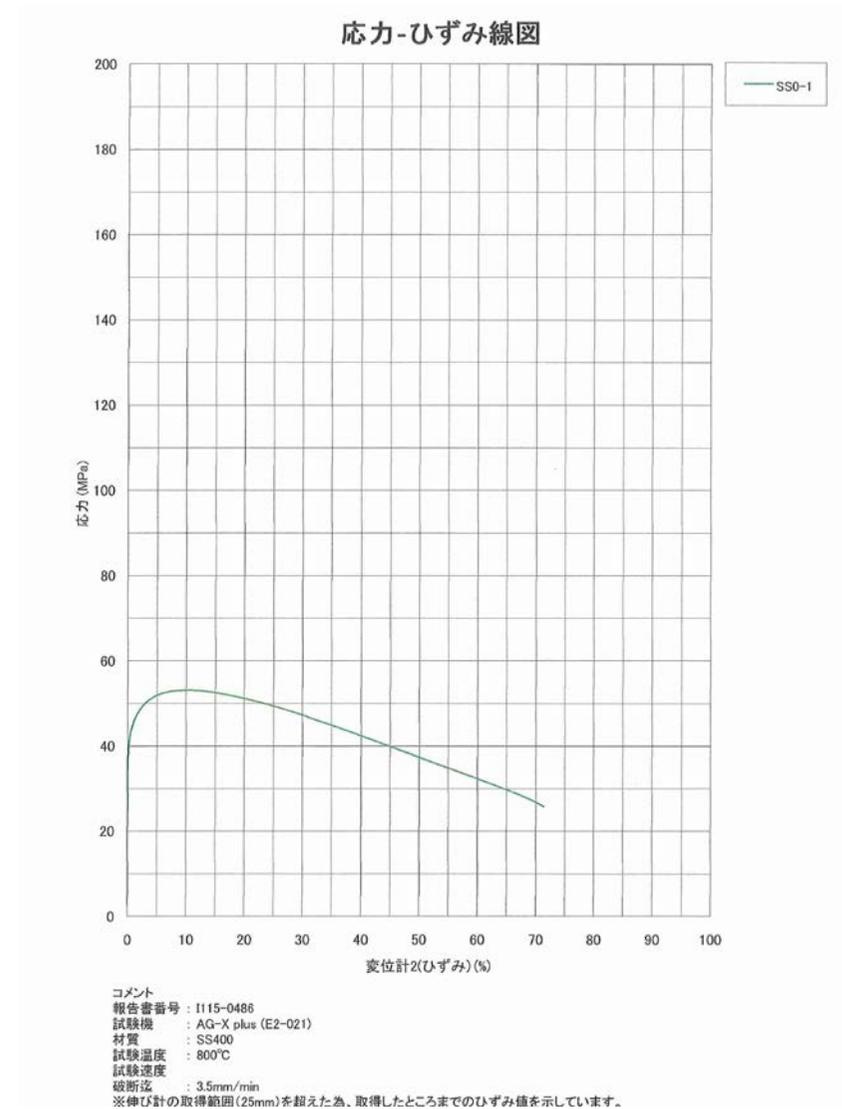
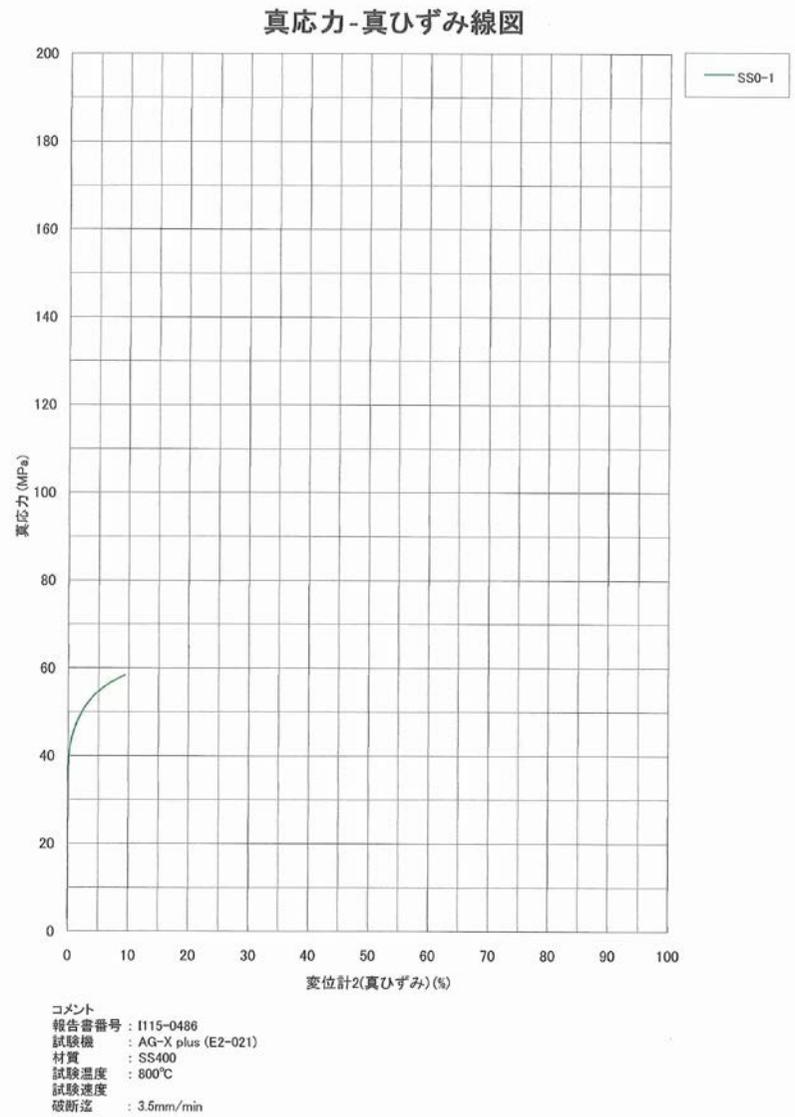
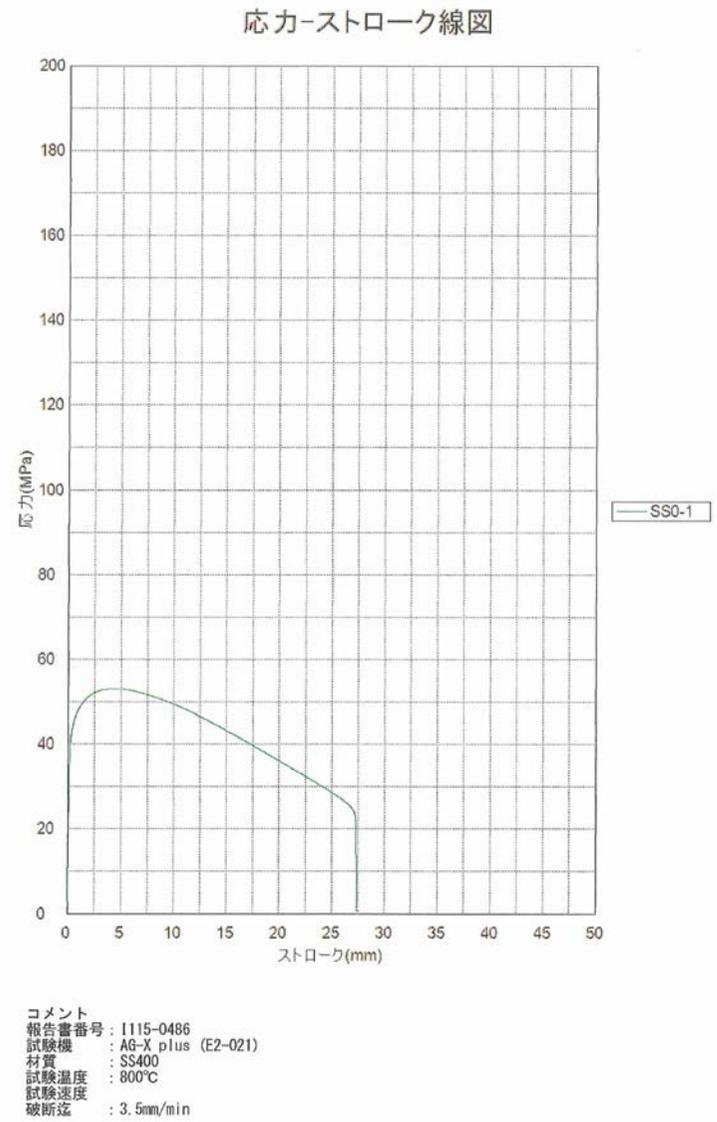


図 C-5. 10



☒ C-5.11



☒ C-5.12

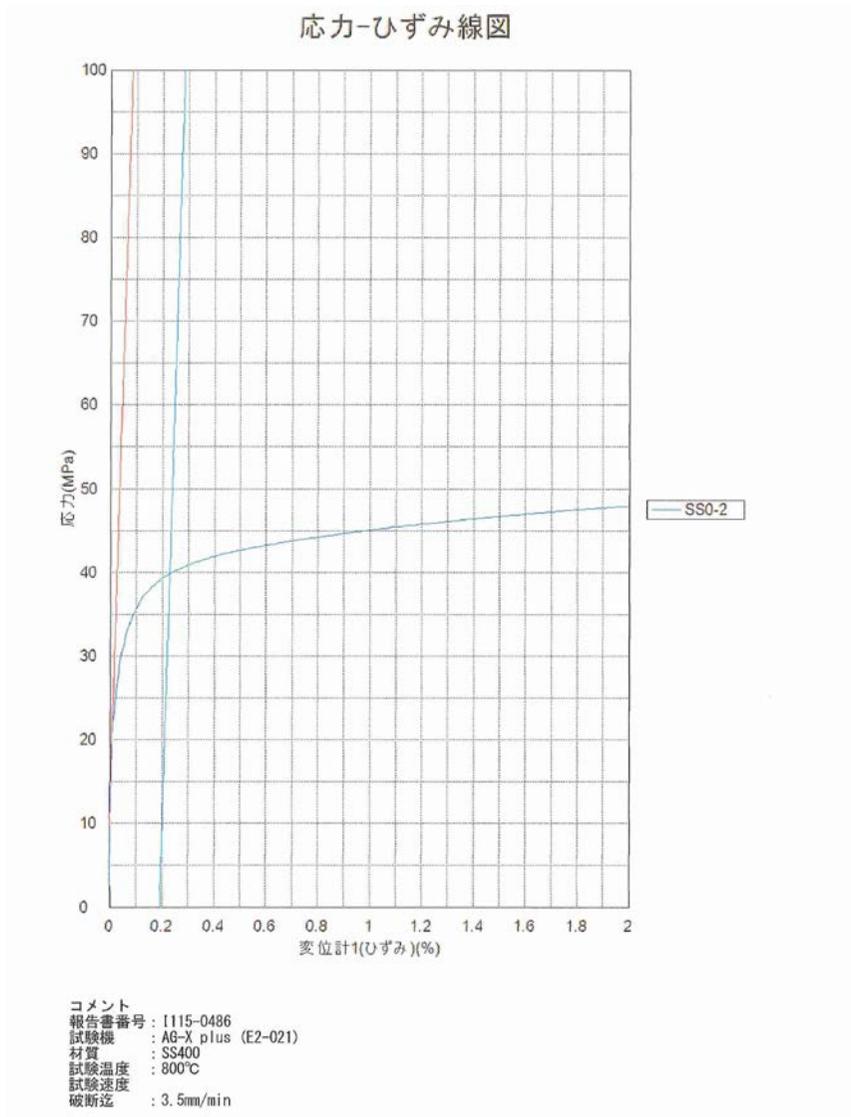


図 C-5.13

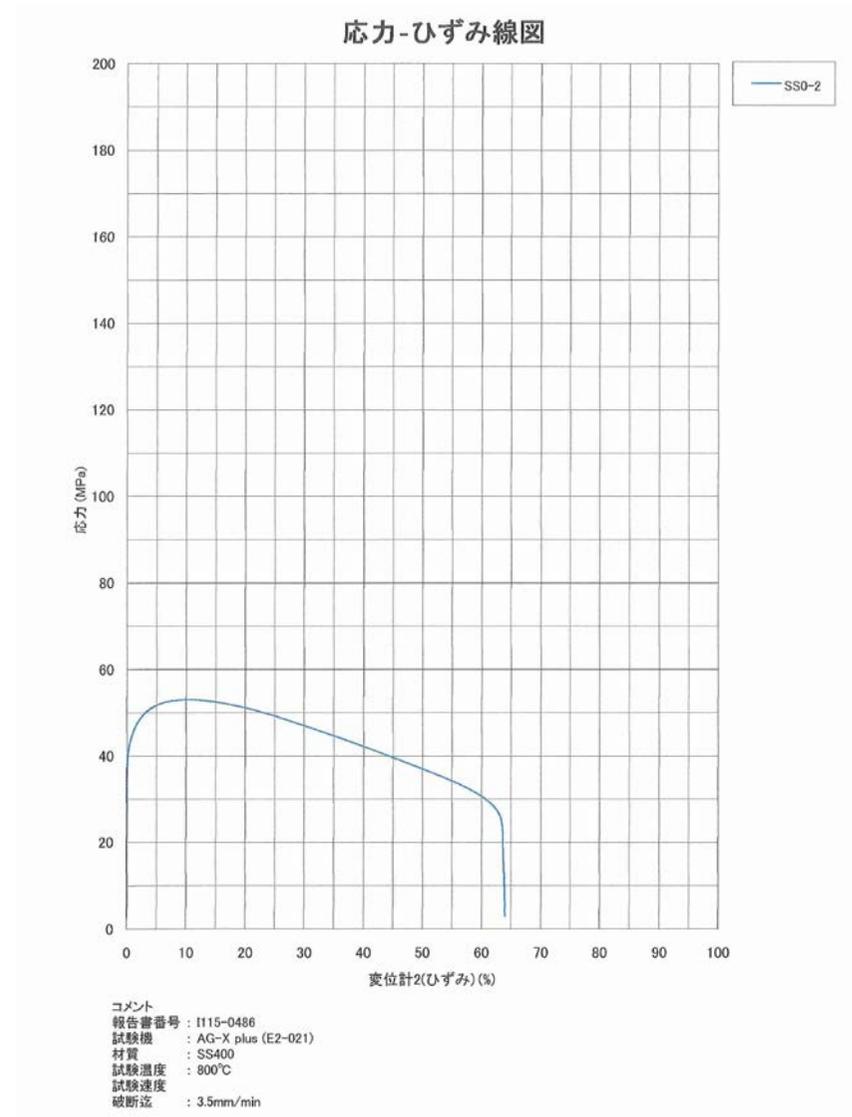


図 C-5.14

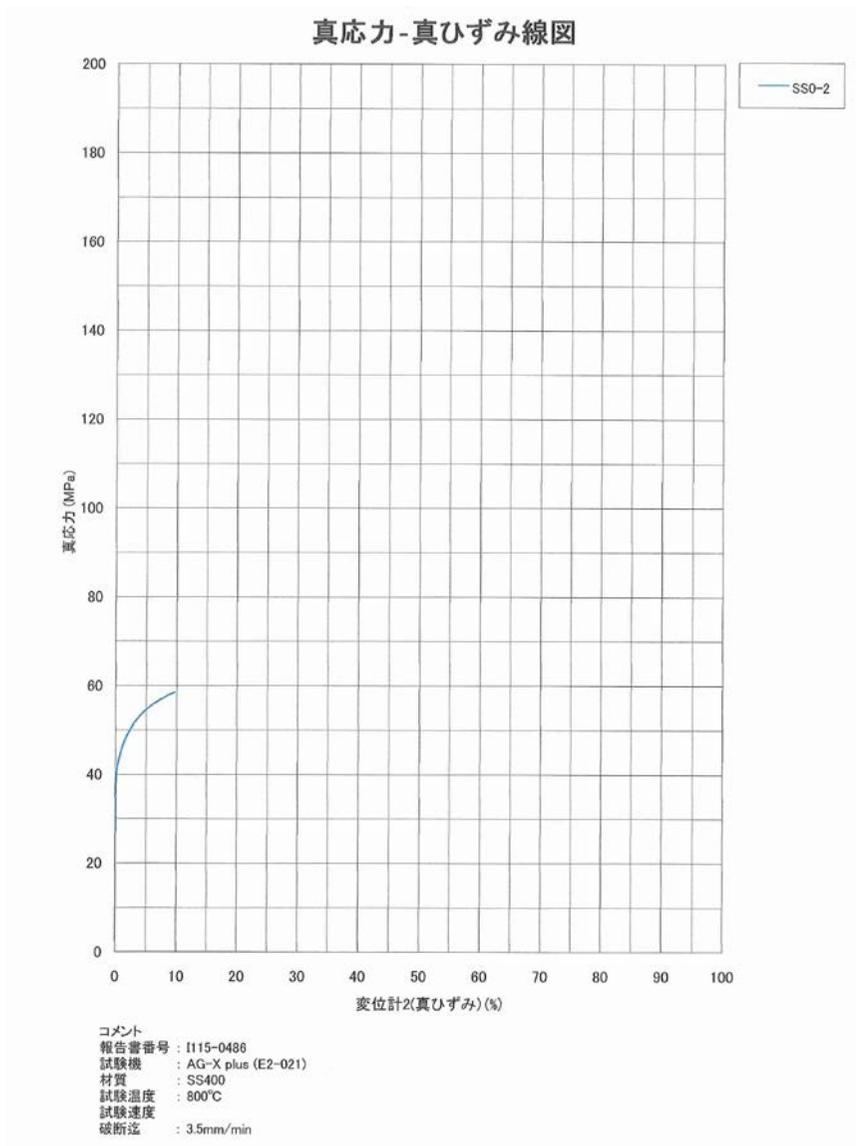


図 C-5. 15

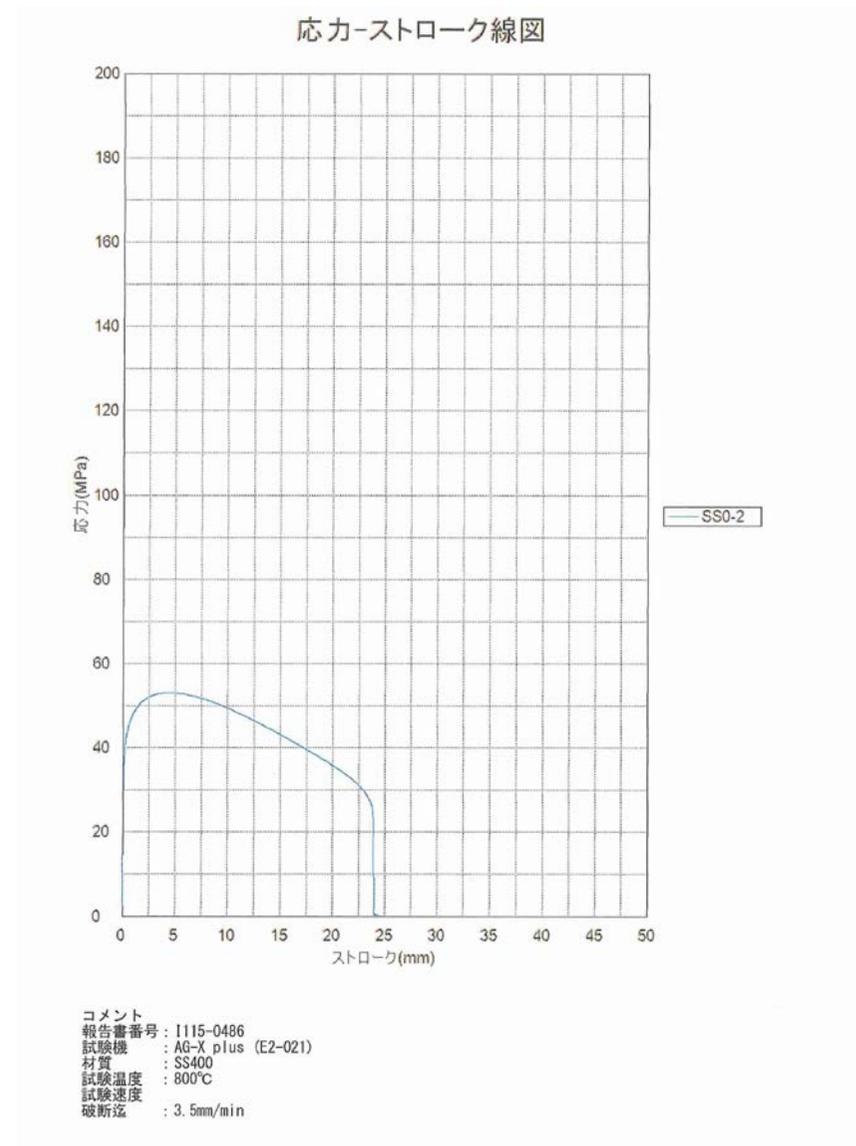
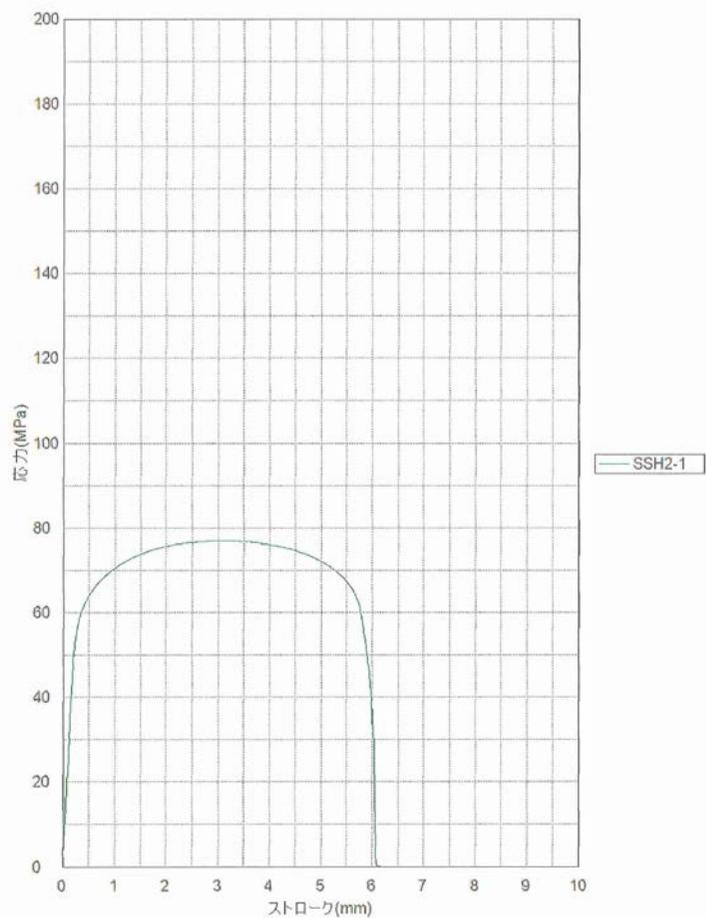


図 C-5. 16

応力-ストローク線図



コメント
 報告書番号 : I115-0486
 試験機 : AG-X plus (E2-021)
 材質 : SS400
 試験温度 : 800°C
 試験速度 : 3.5mm/min
 破断迄

図 C-5. 17

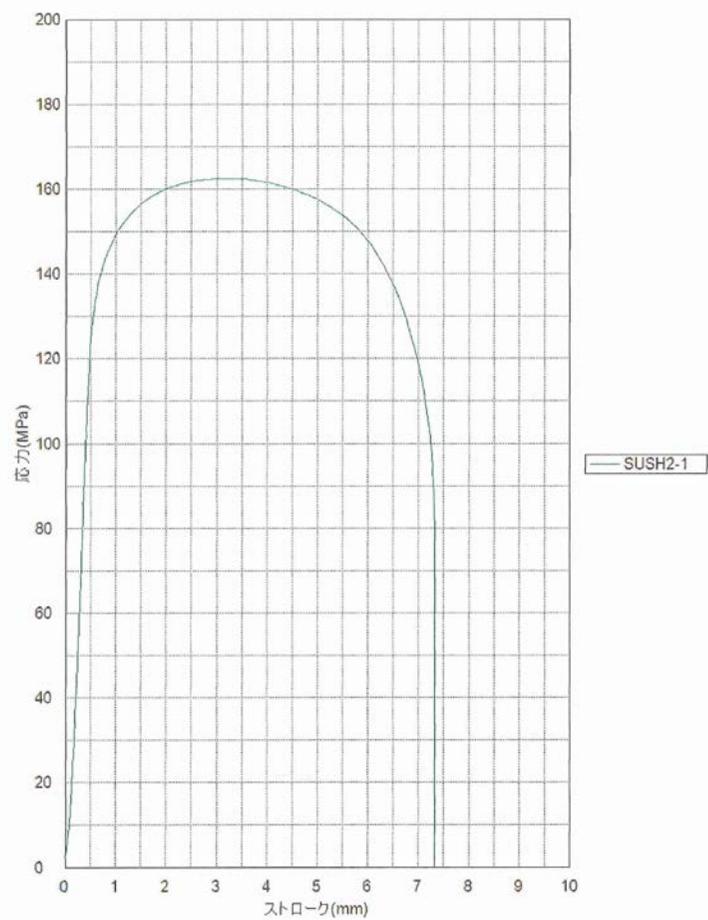
応力-ストローク線図



コメント
 報告書番号 : I115-0486
 試験機 : AG-X plus (E2-021)
 材質 : SS400
 試験温度 : 800°C
 試験速度 : 3.5mm/min
 破断迄

図 C-5. 18

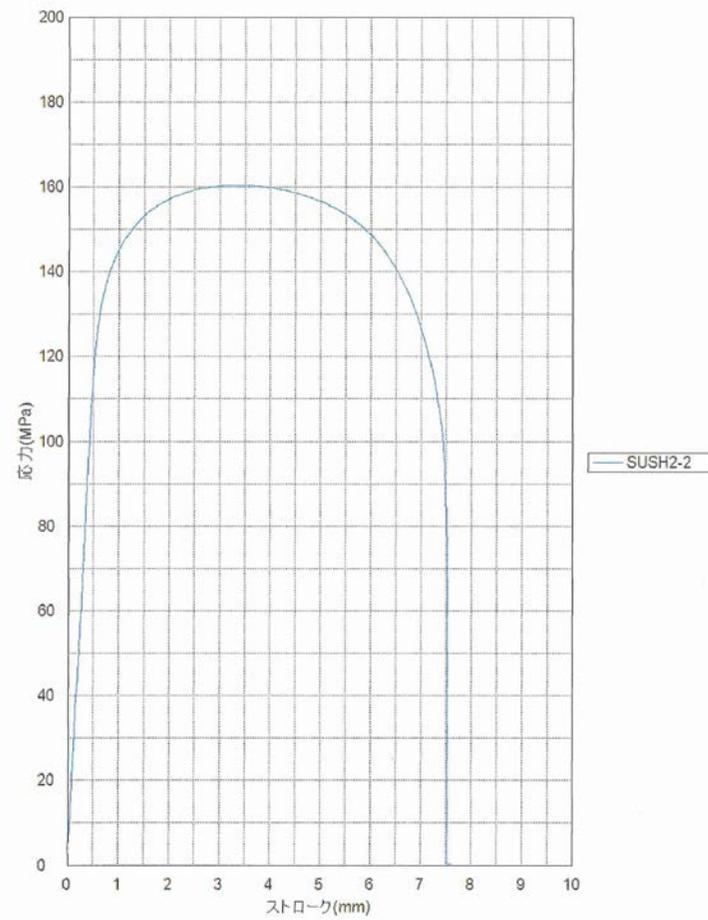
応力-ストローク線図



コメント
 報告書番号 : I115-0486
 試験機 : AG-X plus (E2-021)
 材質 : SUS304
 試験温度 : 900°C
 試験速度 : 3.5mm/min
 破断迄 : 3.5mm/min

図 C-5. 19

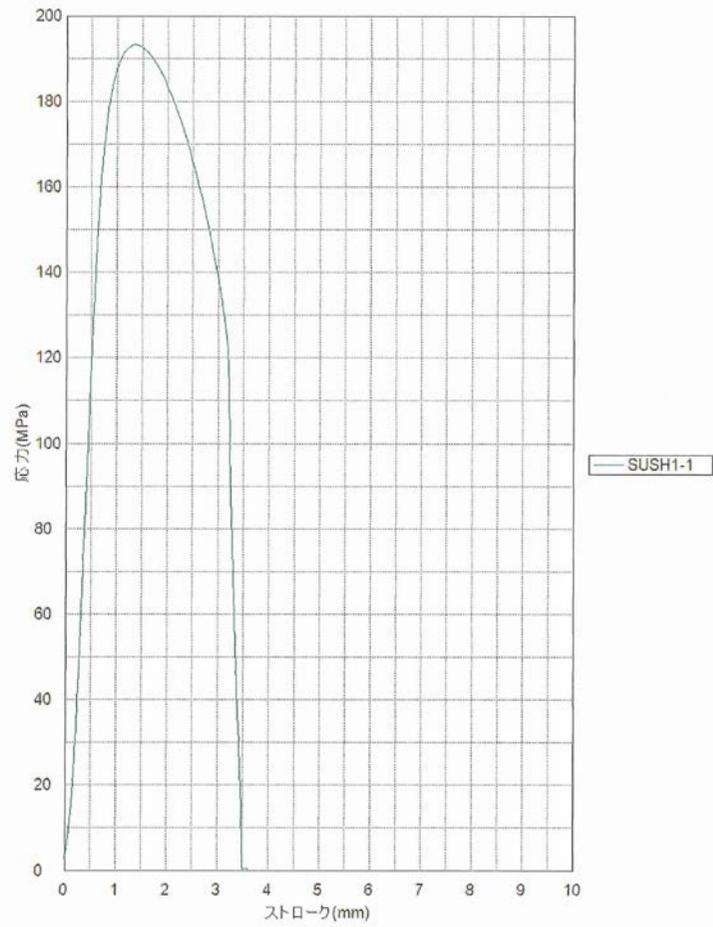
応力-ストローク線図



コメント
 報告書番号 : I115-0486
 試験機 : AG-X plus (E2-021)
 材質 : SUS304
 試験温度 : 900°C
 試験速度 : 3.5mm/min
 破断迄 : 3.5mm/min

図 C-5. 20

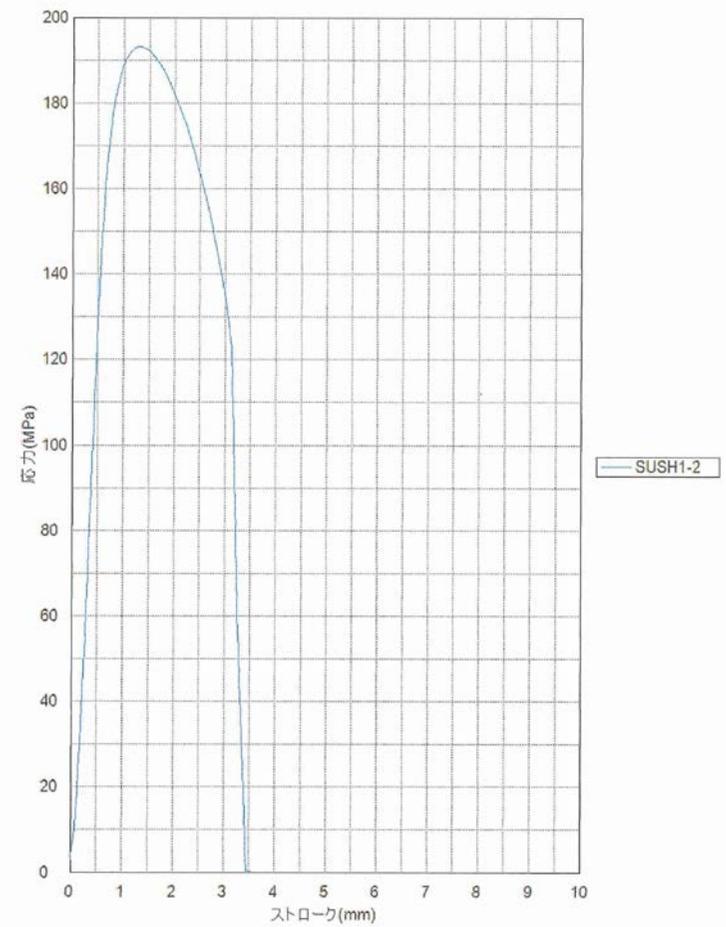
応力-ストローク線図



コメント
 報告書番号 : 1115-0486
 試験機 : AG-X plus (E2-021)
 材質 : SUS304
 試験温度 : 900°C
 試験速度 : 3.5mm/min
 破断迄

☒ C-5.21

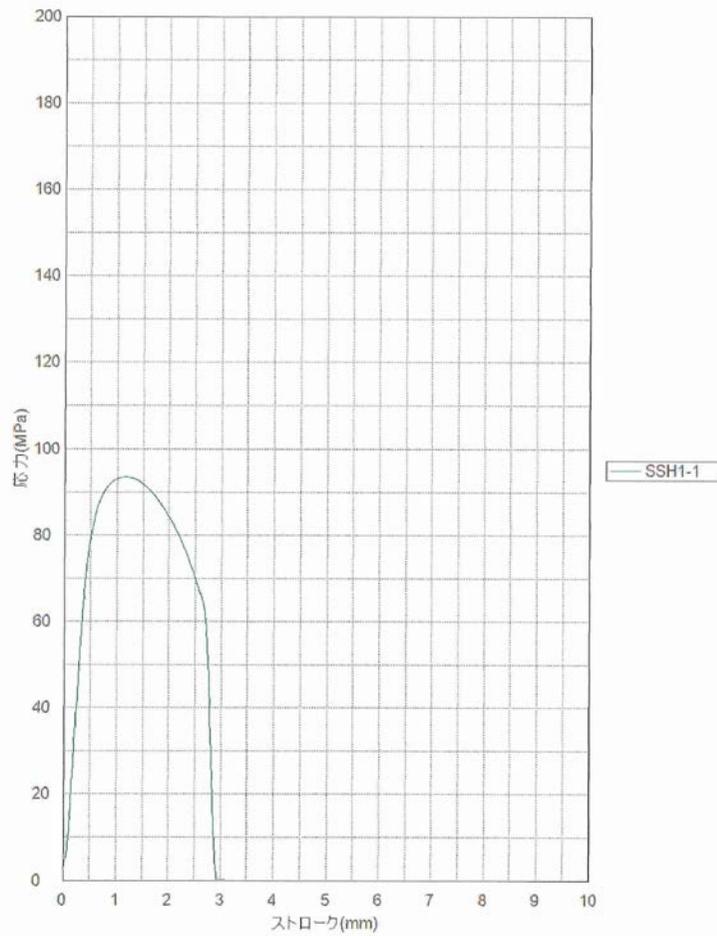
応力-ストローク線図



コメント
 報告書番号 : 1115-0486
 試験機 : AG-X plus (E2-021)
 材質 : SUS304
 試験温度 : 900°C
 試験速度 : 3.5mm/min
 破断迄

☒ C-5.22

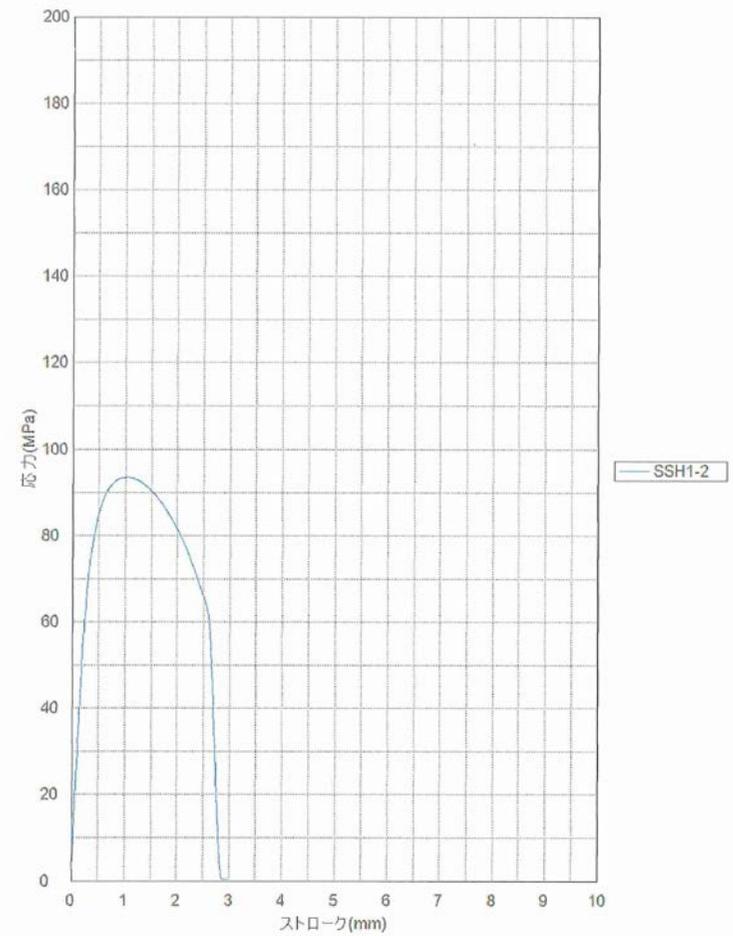
応力-ストローク線図



コメント
報告書番号 : I115-0486
試験機 : AG-X plus (E2-021)
材質 : SS400
試験温度 : 800°C
試験速度 : 3.5mm/min
破断迄

図 C-5. 23

応力-ストローク線図



コメント
報告書番号 : I115-0486
試験機 : AG-X plus (E2-021)
材質 : SS400
試験温度 : 800°C
試験速度 : 3.5mm/min
破断迄

図 C-5. 24

表 C-2 クリープ試験結果一覧

No.	材質	温度 (°C)	符号	試験片寸法(mm)		応力 (MPa)	試験時間 (hr)	伸び (%)	絞り (%)	破断 位置	てこ比	記事
				直径	標点距離							
01	SS400	800	SS0-3	7.00	35.00	10	41.7	32.9	55.6 [※]	B	1:1	破断
02		800	SS0-4	7.00	34.99	15	12.6	68.7	64.5 [※]	A	1:10	破断
03		800	SS0-5	7.00	35.00	20	4.6	78.4	72.1 [※]	A	1:10	破断
04		800	SS0-6	7.00	34.99	10	42.0	45.5	56.7 [※]	A	1:1	破断
05		800	SS0-7	7.01	34.99	15	12.8	64.8	60.1 [※]	A	1:10	破断
06		800	SS0-8	7.00	34.99	20	5.0	96.9	65.4 [※]	B	1:10	破断

備考 ※スケール付着のため、絞りは参考値とする。

・逸脱事項:なし

・破断位置の定義:標点距離を4等分し標点距離中央より左右1/4以内をA、1/4より外側をB、標点距離の外側をCとする。

表 C-3 クリープ破断試験結果一覧（ノッチ付丸棒）

No.	材質	温度 (°C)	符号	切欠部 直径 (mm)	Kt	応力 (MPa)	試験時間 (hr)	伸び (%)	絞り (%)	破断 位置	てこ比	記事
01	SUS304	900	SUSK1-1	7.03	1.37	15	258.4	-	-	-	1:10	STOP
02		900	SUSK1-2	7.03		25	107.4	-	-	切欠部	1:10	破断
03		900	SUSK2-1	7.02	2.0	15	258.4	-	-	-	1:10	STOP
04		900	SUSK2-2	7.02		25	98.6	-	-	切欠部	1:10	破断
05	SS400	800	SSK1-1	7.02	1.37	15	22.6	-	-	切欠部	1:10	破断
06		800	SSK1-2	7.02		15	25.3	-	-	切欠部	1:10	破断
07		800	SSK2-1	7.03	2.0	15	23.9	-	-	切欠部	1:10	破断
08		800	SSK2-2	7.03		15	25.3	-	-	切欠部	1:10	破断
備考 ・逸脱事項:なし												

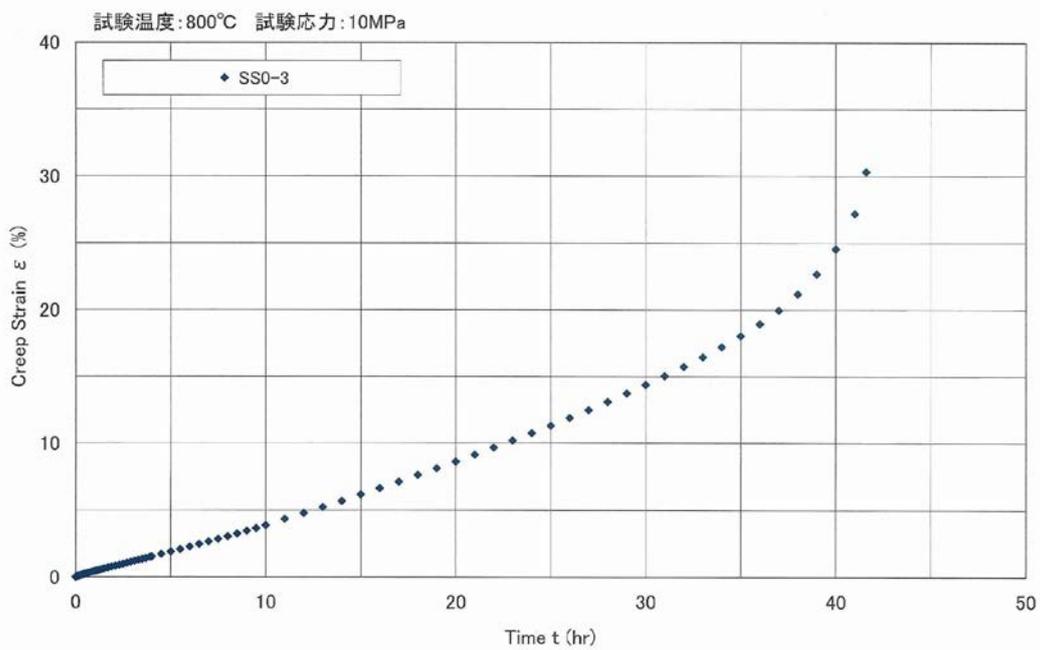


図 C-6.1 クリープ曲線

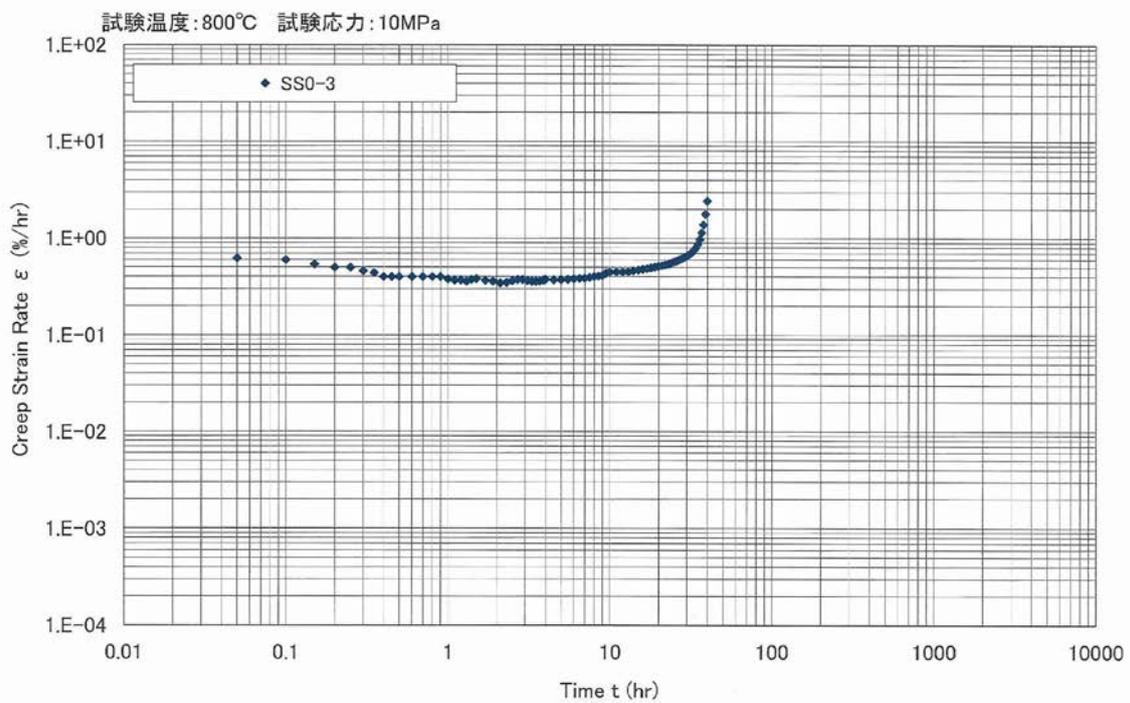


図 C-6.2 クリープ速度—時間曲線

表 C-4 クリープ試験データ (1/2)

T.PNo. (符号)	SS0-3
試験温度	800°C
試験応力	10MPa
基準長さ	35.00mm
負荷時ひずみ	0.05(%)

経過時間 (Hr)	変位 (mm)	全ひずみ (%)	クリープひずみ (%)	クリープ速度 (%/hr)
0.0	0.018	0.05	0.00	
0.02	0.022	0.06	0.01	
0.05	0.030	0.08	0.03	0.6241
0.10	0.042	0.12	0.07	0.5985
0.15	0.050	0.14	0.09	0.5400
0.20	0.060	0.17	0.12	0.5000
0.25	0.068	0.19	0.14	0.5000
0.30	0.076	0.22	0.17	0.4600
0.35	0.084	0.24	0.19	0.4400
0.40	0.090	0.26	0.21	0.4000
0.45	0.098	0.28	0.23	0.4000
0.5	0.104	0.30	0.25	0.4000
0.6	0.118	0.34	0.29	0.4000
0.7	0.135	0.38	0.33	0.4000
0.8	0.147	0.42	0.37	0.4000
0.9	0.161	0.46	0.41	0.4000
1.0	0.175	0.50	0.45	0.3800
1.1	0.189	0.54	0.49	0.3700
1.2	0.201	0.57	0.52	0.3700
1.3	0.215	0.61	0.56	0.3600
1.4	0.227	0.65	0.60	0.3757
1.5	0.239	0.68	0.63	0.3819
1.7	0.267	0.76	0.71	0.3671
1.9	0.293	0.84	0.79	0.3600
2.1	0.317	0.90	0.85	0.3450
2.3	0.341	0.97	0.92	0.3500
2.5	0.365	1.04	0.99	0.3650
2.7	0.394	1.12	1.07	0.3750
2.9	0.418	1.19	1.14	0.3750
3.1	0.444	1.27	1.22	0.3650
3.3	0.468	1.34	1.29	0.3600
3.5	0.494	1.41	1.36	0.3600
3.7	0.520	1.48	1.43	0.3616
3.9	0.546	1.56	1.51	0.3708
4.0	0.558	1.59	1.54	0.3758
4.5	0.622	1.78	1.73	0.3720
5.0	0.689	1.97	1.92	0.3740
5.5	0.753	2.15	2.10	0.3780
6.0	0.819	2.34	2.29	0.3820
6.5	0.888	2.54	2.49	0.3860
7.0	0.956	2.73	2.68	0.3880
7.5	1.024	2.92	2.87	0.3940
8.0	1.092	3.12	3.07	0.4020
8.5	1.165	3.33	3.28	0.4060
9.0	1.235	3.53	3.48	0.4120
9.5	1.307	3.73	3.68	0.4362
10.0	1.382	3.95	3.90	0.4479
11.0	1.546	4.42	4.37	0.4499
12.0	1.701	4.86	4.81	0.4500

表 C-4 クリープ試験データ (2/2)

T.PNo. (符号)	SS0-3			
試験温度	800°C			
試験応力	10MPa			
基準長さ	35.00mm			
負荷時ひずみ	0.05(%)			
経過時間 (Hr)	変位 (mm)	全ひずみ (%)	クリープひずみ (%)	クリープ速度 (%/hr)
13.0	1.855	5.30	5.25	0.4520
14.0	2.016	5.76	5.71	0.4610
15.0	2.181	6.23	6.18	0.4700
16.0	2.347	6.70	6.65	0.4790
17.0	2.514	7.18	7.13	0.4860
18.0	2.687	7.68	7.63	0.4950
19.0	2.859	8.17	8.12	0.5040
20.0	3.040	8.68	8.63	0.5130
21.0	3.219	9.20	9.15	0.5230
22.0	3.406	9.73	9.68	0.5320
23.0	3.592	10.26	10.21	0.5420
24.0	3.785	10.81	10.76	0.5550
25.0	3.980	11.37	11.32	0.5700
26.0	4.183	11.95	11.90	0.5850
27.0	4.391	12.54	12.49	0.6040
28.0	4.602	13.15	13.10	0.6210
29.0	4.827	13.79	13.74	0.6380
30.0	5.052	14.43	14.38	0.6580
31.0	5.283	15.09	15.04	0.6800
32.0	5.526	15.79	15.74	0.7120
33.0	5.779	16.51	16.46	0.7510
34.0	6.050	17.28	17.23	0.7990
35.0	6.337	18.10	18.05	0.8730
36.0	6.646	18.99	18.94	0.9820
37.0	7.006	20.02	19.97	1.1480
38.0	7.432	21.23	21.18	1.3920
39.0	7.952	22.72	22.67	1.7850
40.0	8.612	24.60	24.55	2.4371
41.0	9.540	27.26	27.21	
41.6	10.634	30.38	30.33	
41.7				
(破断)				

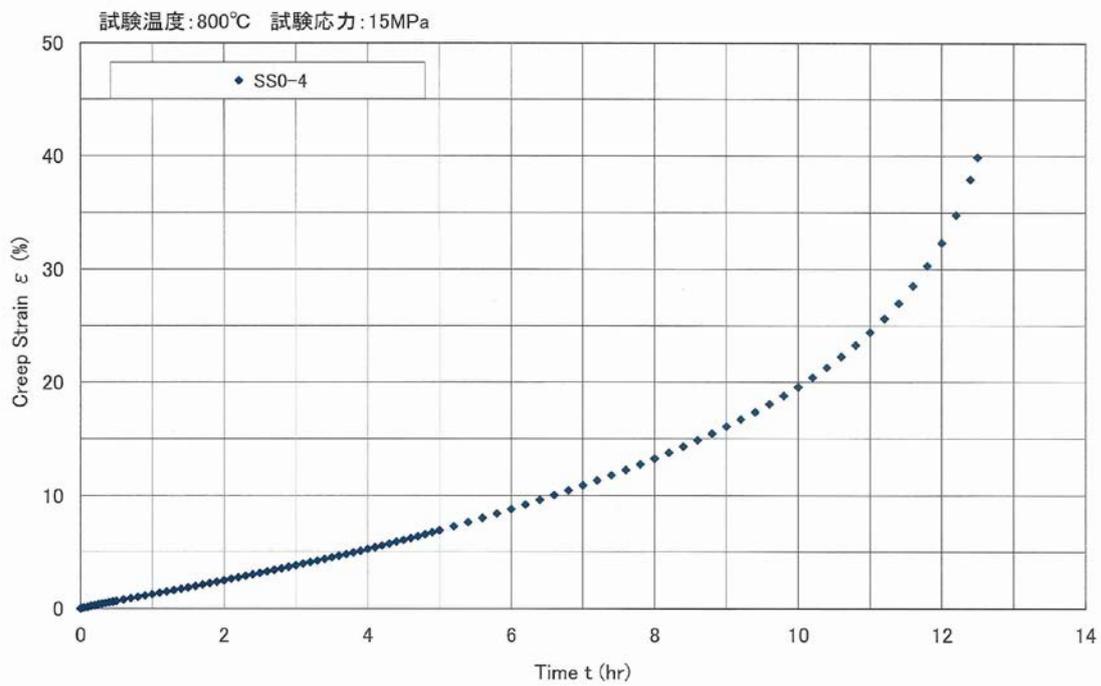


図 C-6.3 クリープ曲線

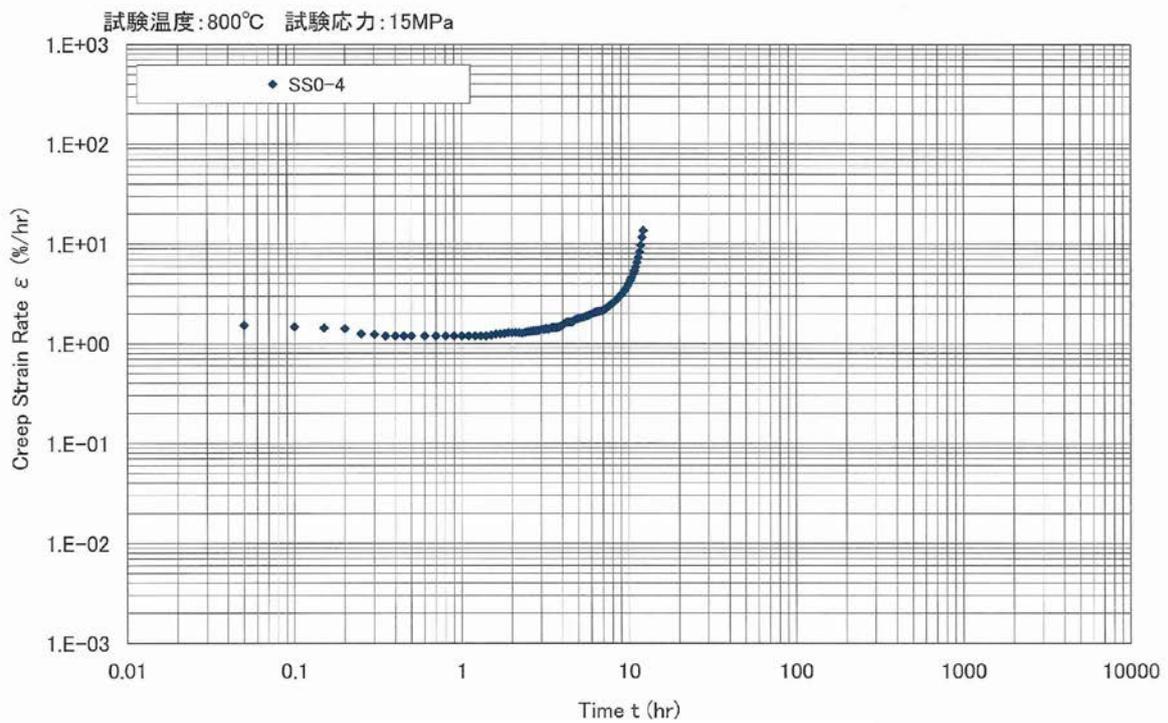


図 C-6.4 クリープ速度-時間曲線

表 C-5 クリープ試験データ (1/2)

T.PNo. (符号)	SS0-4			
試験温度	800°C			
試験応力	15MPa			
基準長さ	34.99mm			
負荷時ひずみ	0.04(%)			
経過時間 (Hr)	変位 (mm)	全ひずみ (%)	クリープひずみ (%)	クリープ速度 (%/hr)
0.0	0.014	0.04	0.00	
0.02	0.024	0.07	0.03	
0.05	0.044	0.13	0.09	1.5328
0.10	0.062	0.18	0.14	1.4772
0.15	0.097	0.28	0.24	1.4400
0.20	0.119	0.34	0.30	1.4200
0.25	0.143	0.41	0.37	1.2600
0.30	0.165	0.47	0.43	1.2400
0.35	0.185	0.53	0.49	1.2000
0.40	0.207	0.59	0.55	1.2000
0.45	0.227	0.65	0.61	1.2000
0.5	0.249	0.71	0.67	1.2000
0.6	0.292	0.83	0.79	1.2000
0.7	0.332	0.95	0.91	1.2000
0.8	0.374	1.07	1.03	1.2000
0.9	0.416	1.19	1.15	1.2000
1.0	0.457	1.31	1.27	1.2000
1.1	0.499	1.43	1.39	1.2000
1.2	0.541	1.55	1.51	1.2000
1.3	0.583	1.67	1.63	1.2000
1.4	0.626	1.79	1.75	1.2000
1.5	0.670	1.91	1.87	1.2200
1.6	0.712	2.03	1.99	1.2500
1.7	0.757	2.16	2.12	1.2600
1.8	0.801	2.29	2.25	1.2700
1.9	0.845	2.41	2.37	1.2900
2.0	0.889	2.54	2.50	1.2900
2.1	0.936	2.68	2.64	1.3000
2.2	0.980	2.80	2.76	1.2900
2.3	1.024	2.93	2.89	1.2800
2.4	1.070	3.06	3.02	1.3000
2.5	1.115	3.19	3.15	1.3200
2.6	1.163	3.32	3.28	1.3300
2.7	1.209	3.46	3.42	1.3500
2.8	1.255	3.59	3.55	1.3500
2.9	1.306	3.73	3.69	1.3700
3.0	1.352	3.86	3.82	1.4000
3.1	1.402	4.01	3.97	1.3900
3.2	1.451	4.15	4.11	1.4100
3.3	1.499	4.28	4.24	1.4000
3.4	1.549	4.43	4.39	1.4300
3.5	1.600	4.57	4.53	1.4500
3.6	1.650	4.72	4.68	1.4500
3.7	1.702	4.86	4.82	1.4500
3.8	1.752	5.01	4.97	1.4700
3.9	1.803	5.15	5.11	1.5000
4.0	1.857	5.31	5.27	1.5300
4.1	1.909	5.46	5.42	1.5900
4.2	1.968	5.62	5.58	1.6300

表 C-5 クリープ試験データ (2/2)

経過時間 (Hr)	変位 (mm)	全ひずみ (%)	クリープひずみ (%)	クリープ速度 (%/hr)
4.3	2.026	5.79	5.75	1.6400
4.4	2.084	5.96	5.92	1.6400
4.5	2.139	6.11	6.07	1.6400
4.6	2.197	6.28	6.24	1.6600
4.7	2.257	6.45	6.41	1.7200
4.8	2.318	6.62	6.58	1.7500
4.9	2.378	6.80	6.76	1.7662
5.0	2.441	6.98	6.94	1.7940
5.2	2.565	7.33	7.29	1.8238
5.4	2.694	7.70	7.66	1.8550
5.6	2.827	8.08	8.04	1.9000
5.8	2.960	8.46	8.42	1.9450
6.0	3.098	8.85	8.81	1.9900
6.2	3.241	9.26	9.22	2.0500
6.4	3.384	9.67	9.63	2.0900
6.6	3.533	10.10	10.06	2.1150
6.8	3.680	10.52	10.48	2.1350
7.0	3.831	10.95	10.91	2.1600
7.2	3.982	11.38	11.34	2.2200
7.4	4.139	11.83	11.79	2.3000
7.6	4.304	12.30	12.26	2.3900
7.8	4.475	12.79	12.75	2.4750
8.0	4.650	13.29	13.25	2.5600
8.2	4.833	13.81	13.77	2.6500
8.4	5.020	14.35	14.31	2.7500
8.6	5.217	14.91	14.87	2.8700
8.8	5.420	15.49	15.45	2.9900
9.0	5.636	16.11	16.07	3.1050
9.2	5.857	16.74	16.70	3.2400
9.4	6.084	17.39	17.35	3.3950
9.6	6.330	18.09	18.05	3.5800
9.8	6.587	18.83	18.79	3.8050
10.0	6.857	19.60	19.56	4.0450
10.2	7.153	20.44	20.40	4.3250
10.4	7.465	21.33	21.29	4.6450
10.6	7.801	22.29	22.25	4.9950
10.8	8.161	23.32	23.28	5.4050
11.0	8.551	24.44	24.40	5.9000
11.2	8.980	25.66	25.62	6.5300
11.4	9.456	27.02	26.98	7.3400
11.6	9.994	28.56	28.52	8.3550
11.8	10.611	30.33	30.29	9.7200
12.0	11.322	32.36	32.32	11.6650
12.2	12.189	34.84	34.80	13.6415
12.4	13.285	37.97	37.93	
12.5	13.967	39.92	39.88	
12.6				
(破断)				

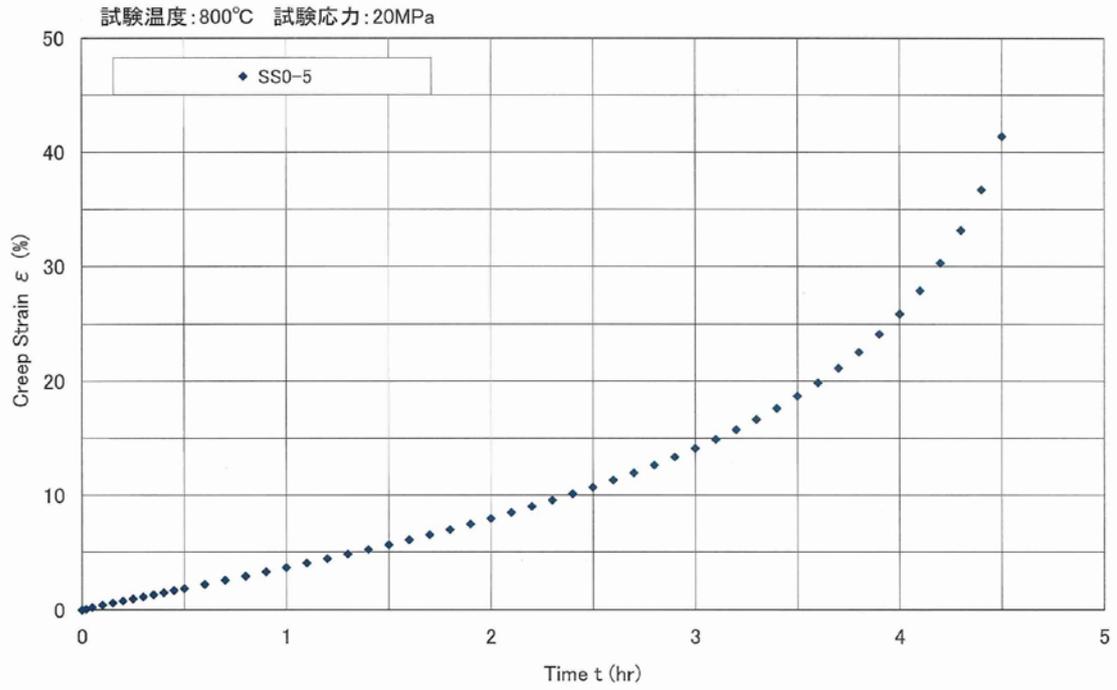


図 C-6.5 クリープ曲線

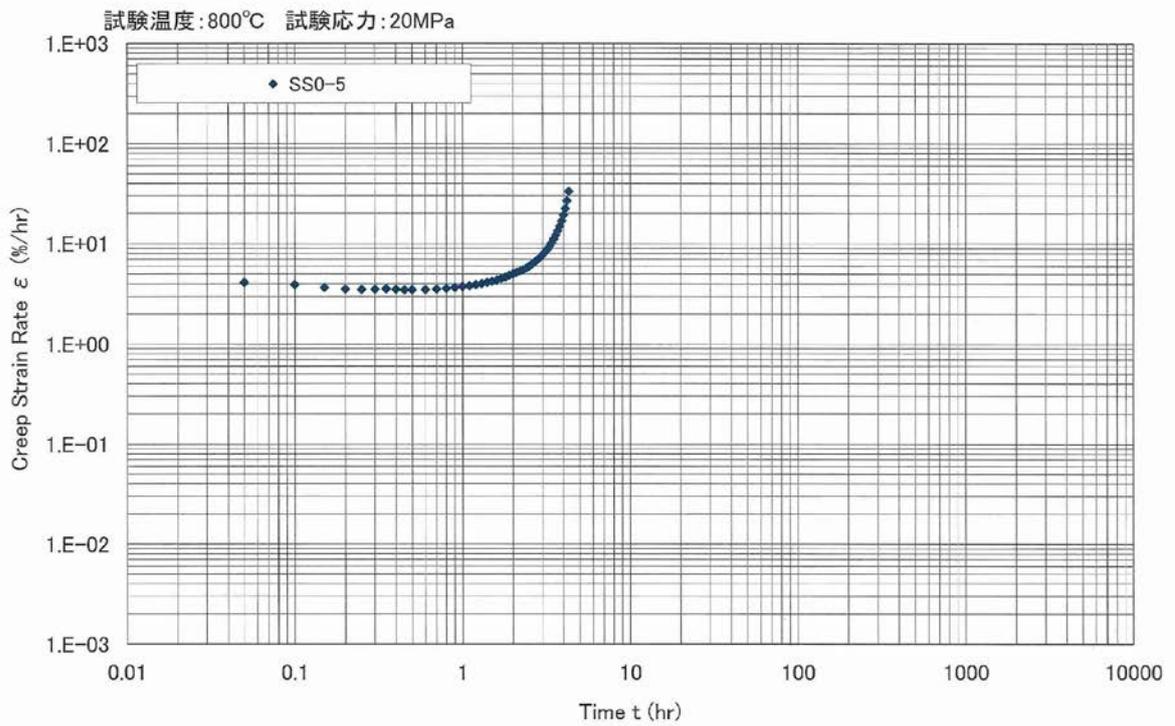


図 C-6.6 クリープ速度-時間曲線

表 C-6 クリープ試験データ (1/2)

T.PNo. (符号)	SS0-5
試験温度	800°C
試験応力	20MPa
基準長さ	35.00mm
負荷時ひずみ	0.06(%)

経過時間 (Hr)	変位 (mm)	全ひずみ (%)	クリープひずみ (%)	クリープ速度 (%/hr)
0.0	0.022	0.06	0.00	
0.02	0.046	0.13	0.07	
0.05	0.104	0.29	0.23	4.1496
0.10	0.174	0.49	0.43	3.9518
0.15	0.239	0.68	0.62	3.7000
0.20	0.303	0.86	0.80	3.5800
0.25	0.363	1.03	0.97	3.5400
0.30	0.425	1.21	1.15	3.5600
0.35	0.487	1.39	1.33	3.6000
0.40	0.549	1.57	1.51	3.5600
0.45	0.612	1.75	1.69	3.5135
0.5	0.672	1.92	1.86	3.5224
0.6	0.794	2.27	2.21	3.5244
0.7	0.920	2.63	2.57	3.5700
0.8	1.045	2.98	2.92	3.6200
0.9	1.173	3.35	3.29	3.7000
1.0	1.303	3.72	3.66	3.7800
1.1	1.438	4.11	4.05	3.8500
1.2	1.574	4.49	4.43	3.9400
1.3	1.714	4.89	4.83	4.0300
1.4	1.857	5.30	5.24	4.1500
1.5	2.003	5.72	5.66	4.2500
1.6	2.153	6.15	6.09	4.3700
1.7	2.308	6.59	6.53	4.5200
1.8	2.468	7.05	6.99	4.6800
1.9	2.637	7.53	7.47	4.8700
2.0	2.809	8.02	7.96	5.0500
2.1	2.989	8.54	8.48	5.2100
2.2	3.174	9.07	9.01	5.3700
2.3	3.364	9.61	9.55	5.5200
2.4	3.561	10.17	10.11	5.7400
2.5	3.765	10.75	10.69	6.0000
2.6	3.982	11.37	11.31	6.3000
2.7	4.206	12.01	11.95	6.6200
2.8	4.443	12.69	12.63	6.9500
2.9	4.690	13.40	13.34	7.3400
3.0	4.954	14.15	14.09	7.7700
3.1	5.235	14.95	14.89	8.2500
3.2	5.530	15.80	15.74	8.7900
3.3	5.847	16.70	16.64	9.4300
3.4	6.185	17.67	17.61	10.2100
3.5	6.558	18.73	18.67	11.1600
3.6	6.963	19.89	19.83	12.2600
3.7	7.410	21.17	21.11	13.5300
3.8	7.904	22.58	22.52	15.0600
3.9	8.453	24.15	24.09	16.9300
4.0	9.077	25.93	25.87	19.3300
4.1	9.788	27.96	27.90	22.5100
4.2	10.620	30.34	30.28	26.9200

表 C-6 クリープ試験データ (2/2)

T.PNo. (符号)	SS0-5			
試験温度	800°C			
試験応力	20MPa			
基準長さ	35.00mm			
負荷時ひずみ	0.06(%)			
経過時間 (Hr)	変位 (mm)	全ひずみ (%)	クリープひずみ (%)	クリープ速度 (%/hr)
4.3	11.621	33.20	33.14	33.3700
4.4	12.870	36.77	36.71	
4.5	14.502	41.43	41.37	
4.6 (破断)				

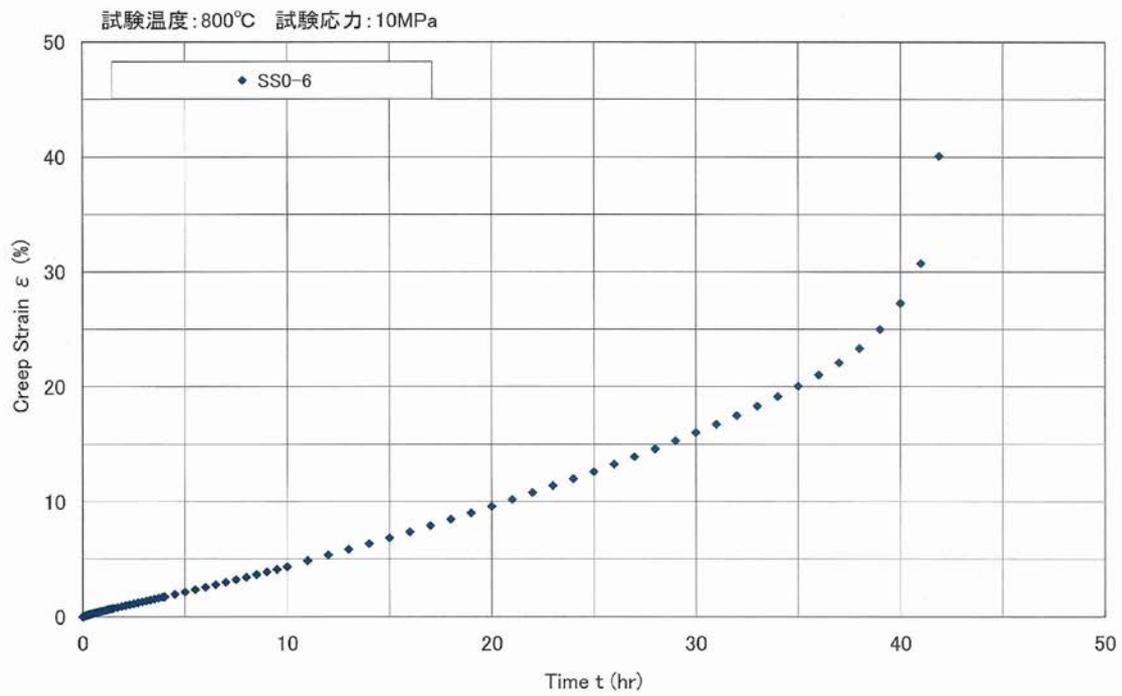


図 C-6.7 クリープ曲線

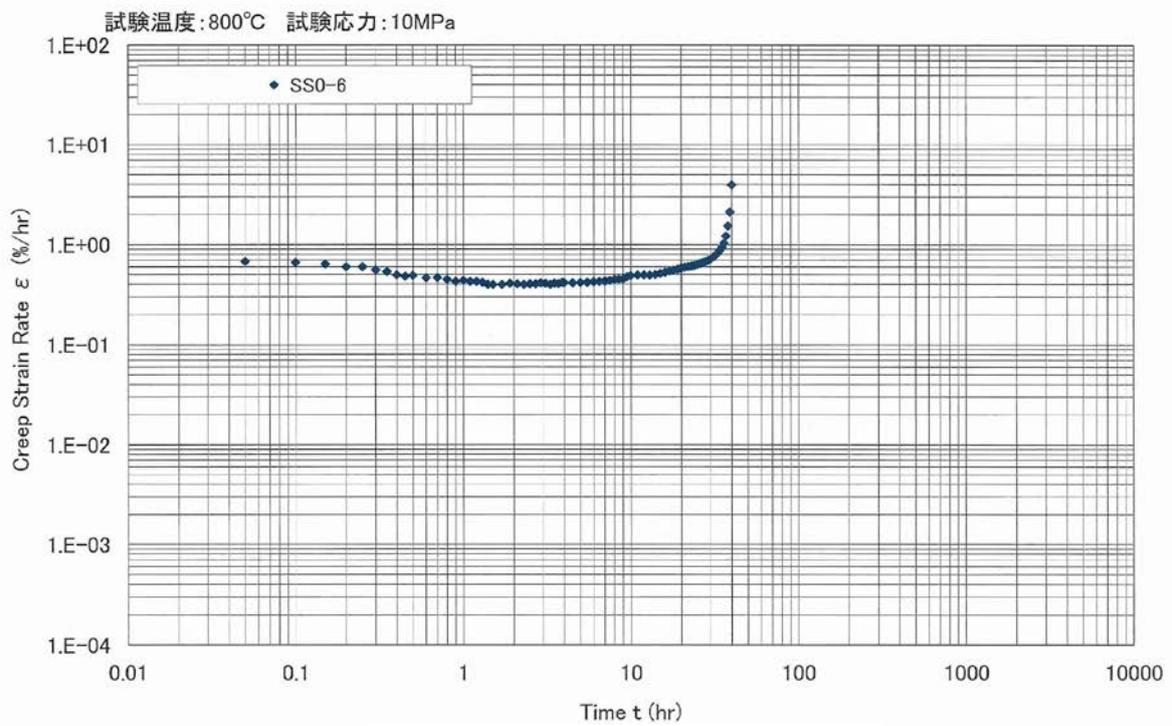


図 C-6.8 クリープ速度-時間曲線

表 C-7 クリープ試験データ(1/2)

T.PNo. (符号)	SS0-6
試験温度	800°C
試験応力	10MPa
基準長さ	34.99mm
負荷時ひずみ	0.03(%)

経過時間 (Hr)	変位 (mm)	全ひずみ (%)	クリープひずみ (%)	クリープ速度 (%/hr)
0.0	0.012	0.03	0.00	
0.02	0.016	0.04	0.01	
0.05	0.024	0.06	0.03	0.6810
0.10	0.036	0.10	0.07	0.6640
0.15	0.048	0.13	0.10	0.6400
0.20	0.058	0.16	0.13	0.6000
0.25	0.068	0.19	0.16	0.6000
0.30	0.078	0.22	0.19	0.5600
0.35	0.088	0.25	0.22	0.5400
0.40	0.096	0.27	0.24	0.5000
0.45	0.106	0.30	0.27	0.4838
0.5	0.114	0.32	0.29	0.4931
0.6	0.131	0.37	0.34	0.4671
0.7	0.147	0.42	0.39	0.4700
0.8	0.163	0.46	0.43	0.4500
0.9	0.179	0.51	0.48	0.4300
1.0	0.193	0.55	0.52	0.4400
1.1	0.209	0.59	0.56	0.4300
1.2	0.225	0.64	0.61	0.4300
1.3	0.239	0.68	0.65	0.4200
1.4	0.253	0.72	0.69	0.4000
1.5	0.267	0.76	0.73	0.4000
1.7	0.297	0.84	0.81	0.4000
1.9	0.323	0.92	0.89	0.4100
2.1	0.353	1.00	0.97	0.4050
2.3	0.382	1.09	1.06	0.4000
2.5	0.408	1.16	1.13	0.4050
2.7	0.436	1.24	1.21	0.4050
2.9	0.466	1.33	1.30	0.4150
3.1	0.496	1.41	1.38	0.4100
3.3	0.524	1.49	1.46	0.4000
3.5	0.552	1.57	1.54	0.4100
3.7	0.580	1.65	1.62	0.4067
3.9	0.610	1.74	1.71	0.4201
4.0	0.622	1.77	1.74	0.4162
4.5	0.697	1.99	1.96	0.4151
5.0	0.769	2.19	2.16	0.4180
5.5	0.841	2.40	2.37	0.4200
6.0	0.916	2.61	2.58	0.4260
6.5	0.990	2.83	2.80	0.4300
7.0	1.064	3.04	3.01	0.4340
7.5	1.143	3.26	3.23	0.4400
8.0	1.219	3.48	3.45	0.4500
8.5	1.299	3.71	3.68	0.4520
9.0	1.379	3.94	3.91	0.4540
9.5	1.458	4.16	4.13	0.4781
10.0	1.538	4.39	4.36	0.4914
11.0	1.721	4.91	4.88	0.4970
12.0	1.892	5.40	5.37	0.4980

表 C-7 クリープ試験データ (2/2)

T.PNo. (符号)	SS0-6
試験温度	800°C
試験応力	10MPa
基準長さ	34.99mm
負荷時ひずみ	0.03(%)

経過時間 (Hr)	変位 (mm)	全ひずみ (%)	クリープひずみ (%)	クリープ速度 (%/hr)
13.0	2.064	5.89	5.86	0.4950
14.0	2.237	6.39	6.36	0.5020
15.0	2.414	6.89	6.86	0.5160
16.0	2.596	7.41	7.38	0.5310
17.0	2.785	7.96	7.93	0.5440
18.0	2.978	8.51	8.48	0.5560
19.0	3.173	9.06	9.03	0.5670
20.0	3.373	9.64	9.61	0.5810
21.0	3.580	10.23	10.20	0.5950
22.0	3.791	10.83	10.80	0.6030
23.0	4.006	11.44	11.41	0.6080
24.0	4.219	12.05	12.02	0.6200
25.0	4.432	12.66	12.63	0.6330
26.0	4.661	13.32	13.29	0.6490
27.0	4.891	13.97	13.94	0.6640
28.0	5.124	14.64	14.61	0.6770
29.0	5.363	15.32	15.29	0.6950
30.0	5.610	16.03	16.00	0.7170
31.0	5.861	16.75	16.72	0.7500
32.0	6.128	17.51	17.48	0.7860
33.0	6.414	18.33	18.30	0.8280
34.0	6.709	19.17	19.14	0.8790
35.0	7.020	20.06	20.03	0.9410
36.0	7.363	21.04	21.01	1.0400
37.0	7.733	22.10	22.07	1.2210
38.0	8.173	23.35	23.32	1.5410
39.0	8.753	25.01	24.98	2.1260
40.0	9.552	27.29	27.26	3.9748
41.0	10.763	30.76	30.73	
41.9	14.036	40.11	40.08	
42.0				
(破断)				

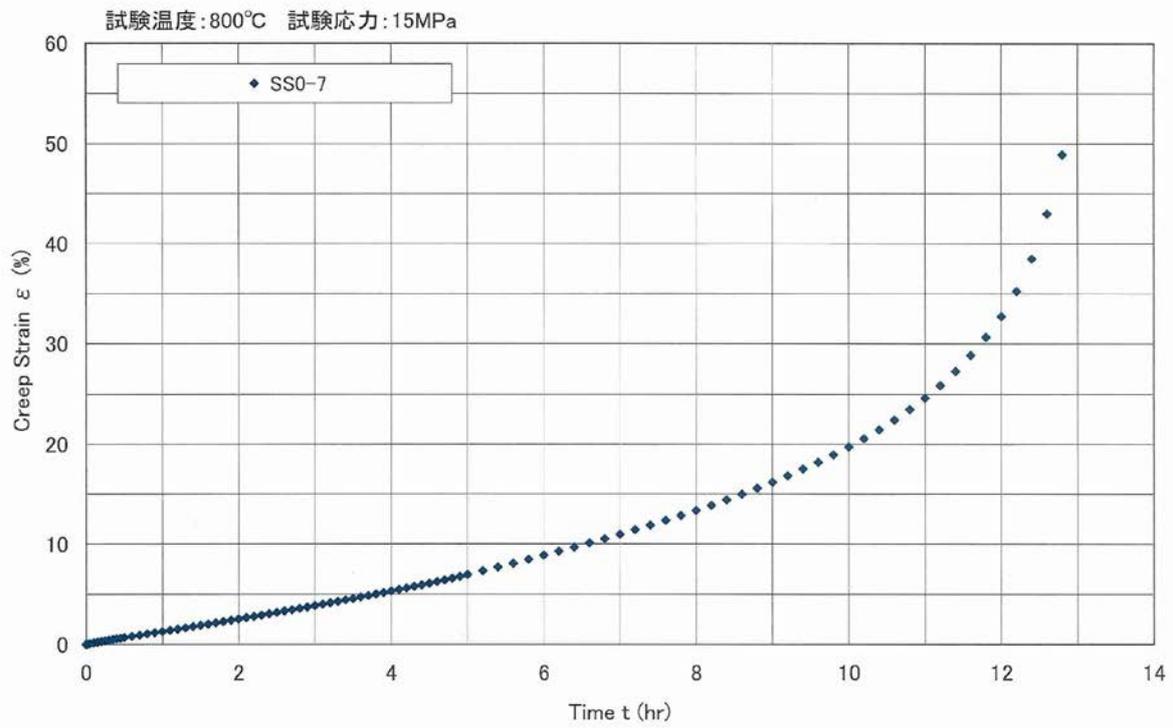


図 C-6.9 クリープ曲線

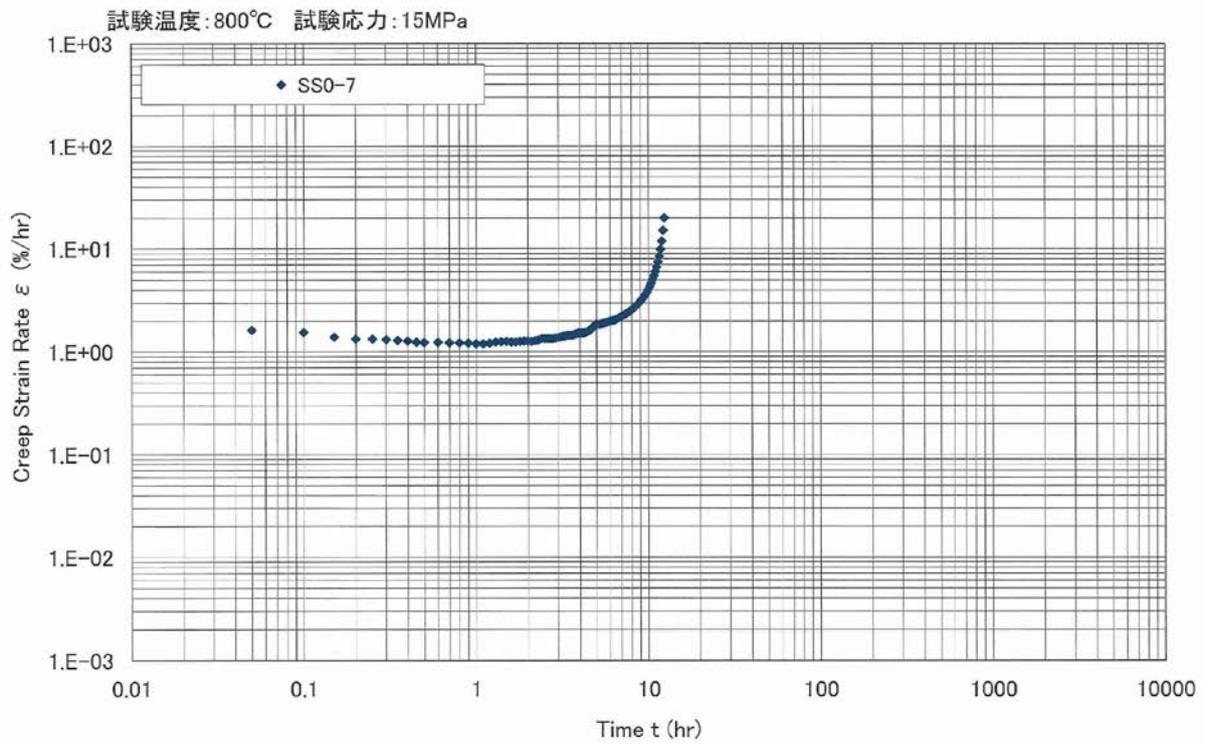


図 C-6.10 クリープ速度-時間曲線

表 C-8 クリープ試験データ (1/2)

T.PNo. (符号)	SS0-7
試験温度	800°C
試験応力	15MPa
基準長さ	34.99mm
負荷時ひずみ	0.04(%)

経過時間 (Hr)	変位 (mm)	全ひずみ (%)	クリープひずみ (%)	クリープ速度 (%/hr)
0.0	0.014	0.04	0.00	
0.02	0.022	0.06	0.02	
0.05	0.044	0.13	0.09	1.6358
0.10	0.072	0.21	0.17	1.5563
0.15	0.099	0.28	0.24	1.4000
0.20	0.123	0.35	0.31	1.3400
0.25	0.145	0.41	0.37	1.3400
0.30	0.169	0.48	0.44	1.3200
0.35	0.191	0.55	0.51	1.3000
0.40	0.213	0.61	0.57	1.2800
0.45	0.235	0.67	0.63	1.2486
0.5	0.260	0.74	0.70	1.2362
0.6	0.302	0.86	0.82	1.2427
0.7	0.344	0.98	0.94	1.2300
0.8	0.388	1.11	1.07	1.2300
0.9	0.431	1.23	1.19	1.2200
1.0	0.471	1.35	1.31	1.2000
1.1	0.515	1.47	1.43	1.2000
1.2	0.555	1.59	1.55	1.2200
1.3	0.600	1.71	1.67	1.2500
1.4	0.644	1.84	1.80	1.2600
1.5	0.688	1.97	1.93	1.2700
1.6	0.730	2.09	2.05	1.2500
1.7	0.777	2.22	2.18	1.2500
1.8	0.819	2.34	2.30	1.2700
1.9	0.863	2.47	2.43	1.2800
2.0	0.909	2.60	2.56	1.2800
2.1	0.954	2.73	2.69	1.2700
2.2	0.998	2.85	2.81	1.2900
2.3	1.044	2.98	2.94	1.3100
2.4	1.093	3.12	3.08	1.3500
2.5	1.137	3.25	3.21	1.3500
2.6	1.185	3.39	3.35	1.3500
2.7	1.231	3.52	3.48	1.3500
2.8	1.280	3.66	3.62	1.3500
2.9	1.326	3.79	3.75	1.3700
3.0	1.374	3.93	3.89	1.3800
3.1	1.424	4.07	4.03	1.4000
3.2	1.473	4.21	4.17	1.4200
3.3	1.523	4.35	4.31	1.4300
3.4	1.573	4.50	4.46	1.4500
3.5	1.624	4.64	4.60	1.4500
3.6	1.676	4.79	4.75	1.4500
3.7	1.726	4.93	4.89	1.4700
3.8	1.779	5.08	5.04	1.5000
3.9	1.831	5.23	5.19	1.5300
4.0	1.885	5.39	5.35	1.5300
4.1	1.938	5.54	5.50	1.5400
4.2	1.992	5.69	5.65	1.5300

表 C-8 クリープ試験データ (2/2)

経過時間 (Hr)	変位 (mm)	全ひずみ (%)	クリープひずみ (%)	クリープ速度 (%/hr)
4.3	2.046	5.85	5.81	1.5500
4.4	2.101	6.00	5.96	1.5700
4.5	2.157	6.16	6.12	1.6000
4.6	2.213	6.32	6.28	1.6300
4.7	2.270	6.49	6.45	1.6900
4.8	2.328	6.65	6.61	1.7700
4.9	2.394	6.84	6.80	1.8176
5.0	2.461	7.03	6.99	1.8586
5.2	2.587	7.39	7.35	1.8555
5.4	2.718	7.77	7.73	1.8850
5.6	2.849	8.14	8.10	1.9350
5.8	2.988	8.54	8.50	1.9600
6.0	3.127	8.94	8.90	1.9950
6.2	3.265	9.33	9.29	2.0200
6.4	3.408	9.74	9.70	2.0550
6.6	3.555	10.16	10.12	2.1100
6.8	3.702	10.58	10.54	2.1700
7.0	3.855	11.02	10.98	2.2300
7.2	4.016	11.48	11.44	2.2900
7.4	4.177	11.94	11.90	2.3550
7.6	4.344	12.41	12.37	2.4150
7.8	4.517	12.91	12.87	2.4900
8.0	4.692	13.41	13.37	2.5800
8.2	4.875	13.93	13.89	2.6650
8.4	5.068	14.48	14.44	2.7750
8.6	5.261	15.04	15.00	2.8850
8.8	5.469	15.63	15.59	3.0000
9.0	5.682	16.24	16.20	3.1350
9.2	5.905	16.88	16.84	3.2650
9.4	6.141	17.55	17.51	3.4200
9.6	6.382	18.24	18.20	3.5950
9.8	6.642	18.98	18.94	3.8000
10.0	6.913	19.76	19.72	4.0550
10.2	7.203	20.59	20.55	4.3550
10.4	7.519	21.49	21.45	4.7000
10.6	7.861	22.47	22.43	5.0850
10.8	8.231	23.52	23.48	5.5150
11.0	8.627	24.66	24.62	6.0350
11.2	9.066	25.91	25.87	6.6850
11.4	9.557	27.31	27.27	7.5050
11.6	10.104	28.88	28.84	8.5350
11.8	10.734	30.68	30.64	9.9200
12.0	11.462	32.76	32.72	11.9450
12.2	12.348	35.29	35.25	15.2200
12.4	13.478	38.52	38.48	20.0450
12.6	15.052	43.02	42.98	
12.8	17.124	48.94	48.90	
12.8 (破断)				

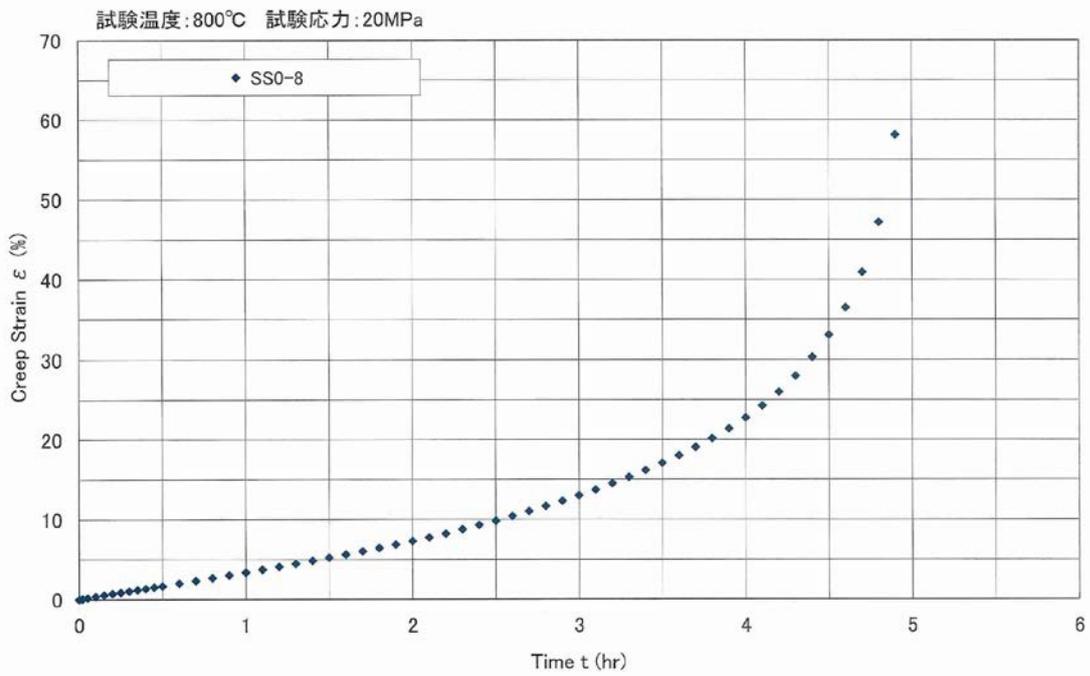


図 C-6.11 クリープ曲線

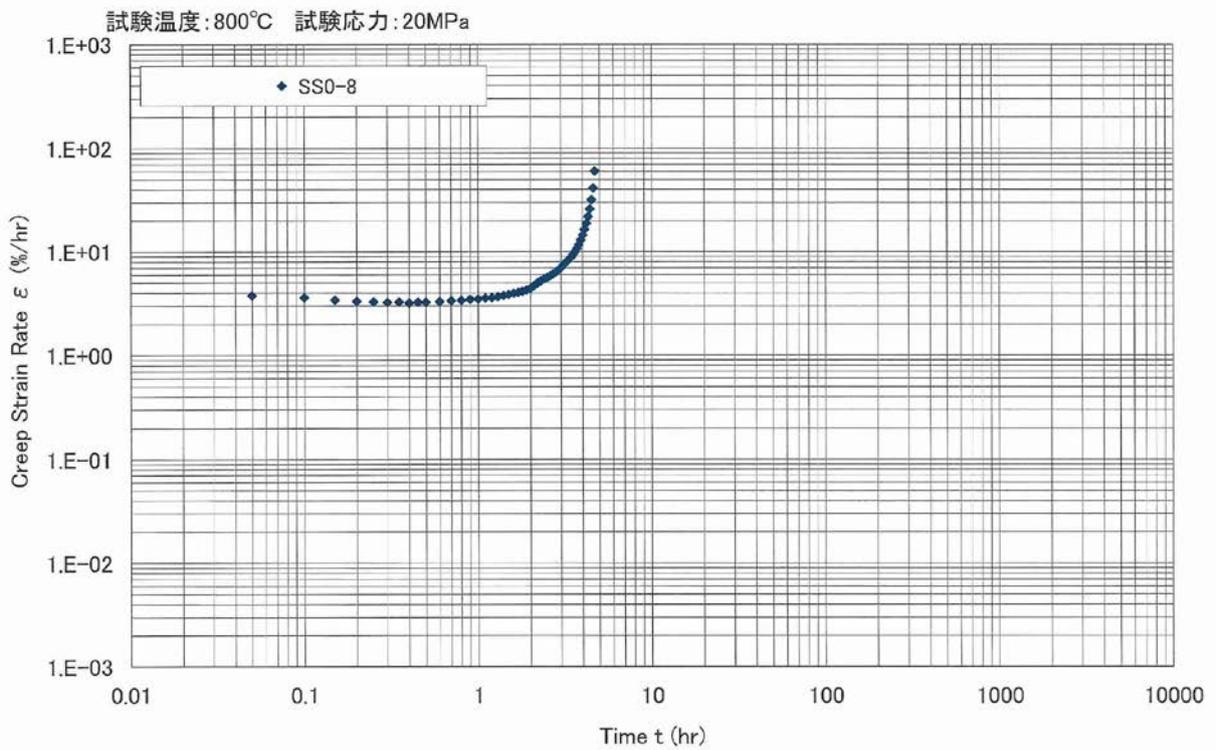


図 C-6.12 クリープ速度-時間曲線

表 C-9 クリープ試験データ (1/2)

T.PNo. (符号)	SS0-8			
試験温度	800°C			
試験応力	20MPa			
基準長さ	34.99mm			
負荷時ひずみ	0.06(%)			
経過時間 (Hr)	変位 (mm)	全ひずみ (%)	クリープひずみ (%)	クリープ速度 (%/hr)
0.0	0.020	0.06	0.00	
0.02	0.044	0.13	0.07	
0.05	0.095	0.27	0.21	3.8102
0.10	0.161	0.46	0.40	3.6335
0.15	0.221	0.63	0.57	3.4400
0.20	0.280	0.80	0.74	3.3400
0.25	0.336	0.96	0.90	3.3000
0.30	0.394	1.13	1.07	3.2600
0.35	0.451	1.29	1.23	3.2800
0.40	0.507	1.45	1.39	3.2200
0.45	0.565	1.62	1.56	3.2730
0.5	0.620	1.77	1.71	3.2690
0.6	0.736	2.11	2.05	3.3159
0.7	0.851	2.43	2.37	3.3700
0.8	0.970	2.78	2.72	3.4100
0.9	1.091	3.12	3.06	3.4900
1.0	1.213	3.47	3.41	3.5100
1.1	1.338	3.83	3.77	3.5900
1.2	1.463	4.18	4.12	3.6300
1.3	1.594	4.56	4.50	3.7000
1.4	1.722	4.92	4.86	3.8100
1.5	1.857	5.31	5.25	3.8900
1.6	1.996	5.71	5.65	4.0000
1.7	2.137	6.11	6.05	4.0700
1.8	2.282	6.52	6.46	4.1700
1.9	2.426	6.94	6.88	4.3000
2.0	2.581	7.38	7.32	4.4500
2.1	2.740	7.83	7.77	4.7200
2.2	2.903	8.30	8.24	5.0100
2.3	3.092	8.84	8.78	5.2600
2.4	3.280	9.38	9.32	5.4800
2.5	3.471	9.92	9.86	5.6600
2.6	3.674	10.50	10.44	5.8900
2.7	3.885	11.11	11.05	6.1300
2.8	4.102	11.73	11.67	6.3800
2.9	4.328	12.37	12.31	6.6700
3.0	4.567	13.06	13.00	7.0900
3.1	4.819	13.78	13.72	7.5100
3.2	5.096	14.57	14.51	7.9100
3.3	5.378	15.37	15.31	8.3500
3.4	5.676	16.22	16.16	8.7800
3.5	5.992	17.13	17.07	9.3400
3.6	6.326	18.08	18.02	9.9600
3.7	6.686	19.11	19.05	10.7500
3.8	7.072	20.21	20.15	11.7700
3.9	7.501	21.44	21.38	13.0300
4.0	7.978	22.80	22.74	14.5900
4.1	8.511	24.33	24.27	16.5200
4.2	9.118	26.06	26.00	18.9200

表 C-9 クリープ試験データ (2/2)

T.PNo. (符号)	SS0-8
試験温度	800°C
試験応力	20MPa
基準長さ	34.99mm
負荷時ひずみ	0.06(%)

経過時間 (Hr)	変位 (mm)	全ひずみ (%)	クリープひずみ (%)	クリープ速度 (%/hr)
4.3	9.819	28.07	28.01	21.9700
4.4	10.631	30.39	30.33	26.0400
4.5	11.599	33.15	33.09	31.9900
4.6	12.786	36.54	36.48	41.5800
4.7	14.342	40.99	40.93	60.8000
4.8	16.537	47.26	47.20	
4.9	20.359	58.19	58.13	
5.0				
(破断)				

試験片符号	SUS0-1	
試験温度 (°C)	900	
伸び (%)	72.0	
絞り (%)	82.5	
試験片符号	SUS0-2	
試験温度 (°C)	900	
伸び (%)	71.4	
絞り (%)	83.0	
試験片符号	SS0-1	
試験温度 (°C)	800	
伸び (%)	71.1	
絞り (%)	57.9	
試験片符号	SS0-2	
試験温度 (°C)	800	
伸び (%)	62.3	
絞り (%)	57.9	

図 C-7.1 引張試験後試験片外観写真 (つば付き試験片)

試験片符号	SUSH2-1	
試験温度 (°C)	900	
伸び (%)	-	
絞り (%)	-	
試験片符号	SUSH2-2	
試験温度 (°C)	900	
伸び (%)	-	
絞り (%)	-	
試験片符号	SSH2-1	
試験温度 (°C)	800	
伸び (%)	-	
絞り (%)	-	
試験片符号	SSH2-2	
試験温度 (°C)	800	
伸び (%)	-	
絞り (%)	-	

図 C-7.2 引張試験後試験片外観写真 (つば付き試験片)

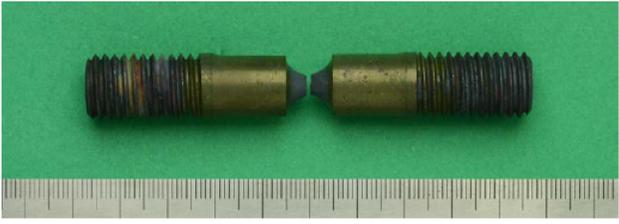
試験片符号	SUSH1-1	
試験温度 (°C)	900	
伸び (%)	-	
絞り (%)	-	
試験片符号	SUSH1-2	
試験温度 (°C)	900	
伸び (%)	-	
絞り (%)	-	
試験片符号	SSH1-1	
試験温度 (°C)	800	
伸び (%)	-	
絞り (%)	-	
試験片符号	SSH1-2	
試験温度 (°C)	800	
伸び (%)	-	
絞り (%)	-	

図 C-7.3 引張試験後試験片外観写真 (つば付き試験片)

試験片符号	SS0-3	
試験温度 (°C)	800	
試験応力 (MPa)	10	
試験時間 (hr)	41.7	
試験片符号	SS0-4	
試験温度 (°C)	800	
試験応力 (MPa)	15	
試験時間 (hr)	12.6	
試験片符号	SS0-5	
試験温度 (°C)	800	
試験応力 (MPa)	20	
試験時間 (hr)	4.6	

図 C-C-7.4 クリープ試験後試験片外観写真 (つば付き試験片)

試験片符号	SS0-6	
試験温度 (°C)	800	
試験応力 (MPa)	10	
試験時間 (hr)	42.0	
試験片符号	SS0-7	
試験温度 (°C)	800	
試験応力 (MPa)	15	
試験時間 (hr)	12.8	
試験片符号	SS0-8	
試験温度 (°C)	800	
試験応力 (MPa)	20	
試験時間 (hr)	5.0	

図 C-7.5 クリープ試験後試験片外観写真 (つば付き試験片)

試験片符号	SUSK1-1	
試験温度 (°C)	900	
試験応力 (MPa)	15	
試験時間 (hr)	258.4 (STOP)	
試験片符号	SUSK1-2	
試験温度 (°C)	900	
試験応力 (MPa)	25	
試験時間 (hr)	107.4	
試験片符号	SUSK2-1	
試験温度 (°C)	900	
試験応力 (MPa)	15	
試験時間 (hr)	258.4 (STOP)	
試験片符号	SUSK2-2	
試験温度 (°C)	900	
試験応力 (MPa)	25	
試験時間 (hr)	98.6	

図 C-7.6 クリープ破断試験後試験片外観写真 (SUS304)

試験片符号	SSK1-1	
試験温度(°C)	800	
試験応力 (MPa)	15	
試験時間 (hr)	22.6	
試験片符号	SSK1-2	
試験温度(°C)	800	
試験応力 (MPa)	15	
試験時間 (hr)	25.3	
試験片符号	SSK2-1	
試験温度(°C)	800	
試験応力 (MPa)	15	
試験時間 (hr)	23.9	
試験片符号	SSK2-2	
試験温度(°C)	800	
試験応力 (MPa)	15	
試験時間 (hr)	25.3	

図 C-7.7 クリーブ破断試験後試験片外観写真 (SS400)

Appendix D

平滑及び切欠き付き丸棒試験片の引張り試験

1. 目的

極限状態における破壊メカニズムを解明するための基礎データを得るために、実材料と模擬材料を用いて、平滑丸棒試験片及び切欠き付き丸棒試験片の引張り試験を行った。

2. 試験概要

試験に用いた実機材と模擬材を表 D-1 に、試験片形状を図 D-1 に示す。表 D-1 のそれぞれの材料に対して図 D-1 に示す 3 種類の形状の試験片を用意し、引張り試験を行った。

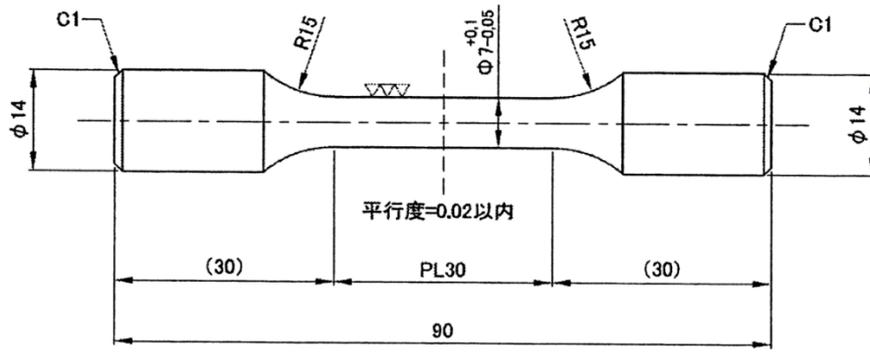
引張り試験機を図 D-2 に、試験条件を表 D-2 示す

表 D-1 試験に用いた実材料及び模擬材料

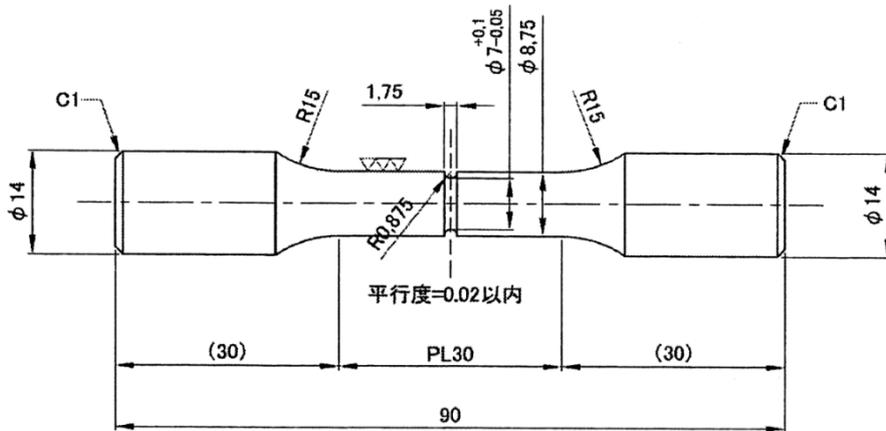
実材料	模擬材 (鉛—アンチモン合金)
SUS304	Pb100%-Sb0%
SS400	Pb96%-Sb4%
-	Pb90%-Sb10%

表 D-2 試験条件

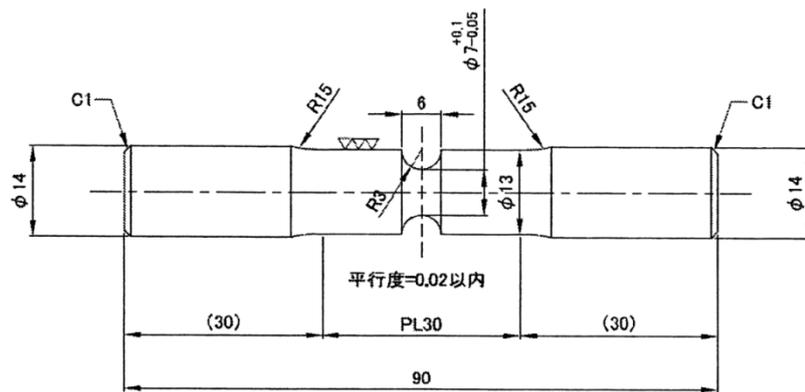
つかみ具間距離 [mm]	50
引張速度 [mm/min]	6.0



試験片形状 1 (平滑)



試験片形状 2 (切欠き小)



試験片形状 3 (切欠き大)

図 D-1 試験片の形状、寸法



図 D-2 引張り試験機

3. 試験結果

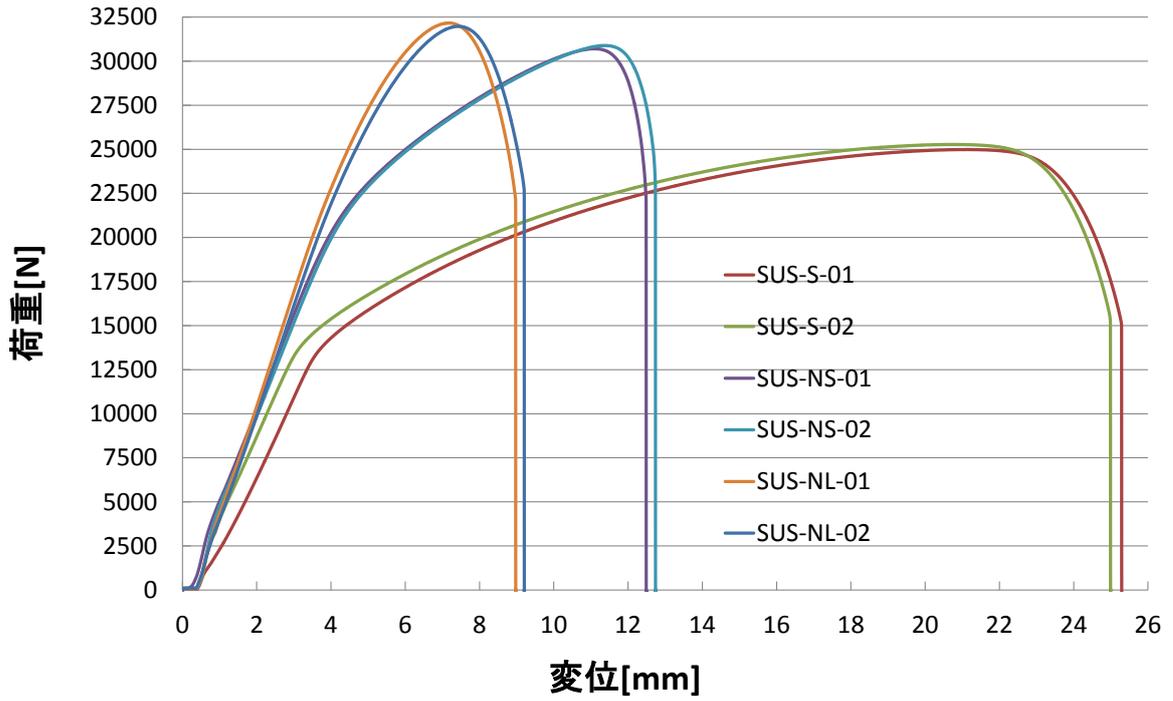
実材料の引張り試験結果を表 D-3 に、荷重—変位曲線を図 D-3 に示す。また、模擬材料の引張り試験結果を表 D-4 に、荷重—変位曲線を図 D-4 に示す。

表 D-3 実機材を用いた切欠き丸棒引張試験結果一覧表 D- (R. T.)

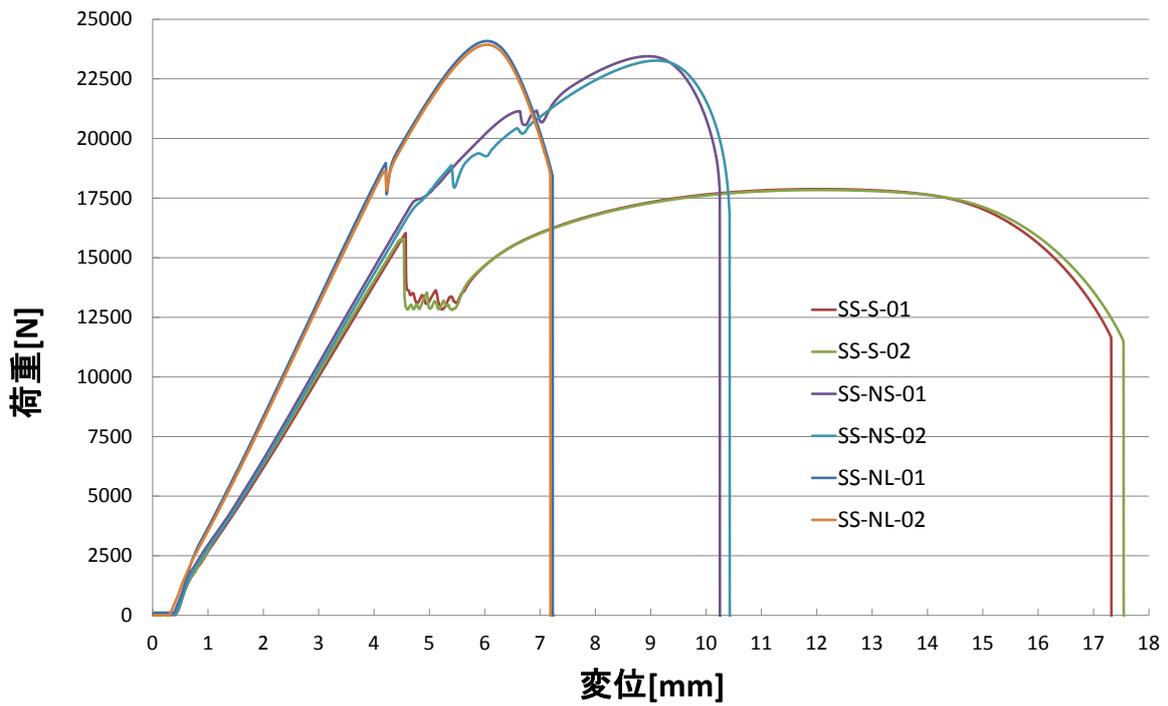
試験片番号	材料	形状	曲率半径	応力集中係数	最大荷重 (N)	破断伸び(%)	絞り(%)	図 D-番号	写真番号
SUS-S-01	SUS304	平滑	-	-	25281	50	79		
SUS-S-02	SUS304	平滑	-	-	25273	51	81		
SUS-NS-01	SUS304	切欠き小	0.875	2.0	30784	25	53		
SUS-NS-02	SUS304	切欠き小	0.875	2.0	30886	27	55		
SUS-NL-01	SUS304	切欠き大	3.0	1.37	31976	18	45		
SUS-NL-02	SUS304	切欠き大	3.0	1.37	31974	18	44		
SS-S-01	SS400	平滑	-	-	17816	30	53		
SS-S-02	SS400	平滑	-	-	17847	28	50		
SS-NS-01	SS400	切欠き小	0.875	2.0	23280	21	40		
SS-NS-02	SS400	切欠き小	0.875	2.0	23449	22	43		
SS-NL-01	SS400	切欠き大	3.0	1.37	24011	14	36		
SS-NL-02	SS400	切欠き大	3.0	1.37	23937	14	36		

表 D-4 鉛—アンチモン合金を用いた切欠き丸棒引張試験結果一覧表 D- (R. T.)

試験片番号	材料	形状	曲率半径	応力集中係数	最大荷重 (N)	破断伸び (%)	絞り (%)	図 D-番号	写真番号
Pb100-S-01	Pb100%-Sb0%	平滑	-	-	404	85	99		
Pb100-NS-01	Pb100%-Sb0%	切欠き小	0.875	2.0	654	24	78		
Pb100-NL-01	Pb100%-Sb0%	切欠き大	3.0	1.37	731	17	73		
Pb96-S-01	Pb96%-Sb4%	平滑	-	-	1327	30	58		
Pb96-NS-01	Pb96%-Sb4%	切欠き小	0.875	2.0	2424	8	22		
Pb96-NL-01	Pb96%-Sb4%	切欠き大	3.0	1.37	2462	7	3		
Pb90-S-01	Pb90%-Sb10%	平滑	-	-	1731	17	17		
Pb90-NS-01	Pb90%-Sb10%	切欠き小	0.875	2.0	2539	6	0		
Pb90-NL-01	Pb90%-Sb10%	切欠き大	3.0	1.37	2655	7	0		

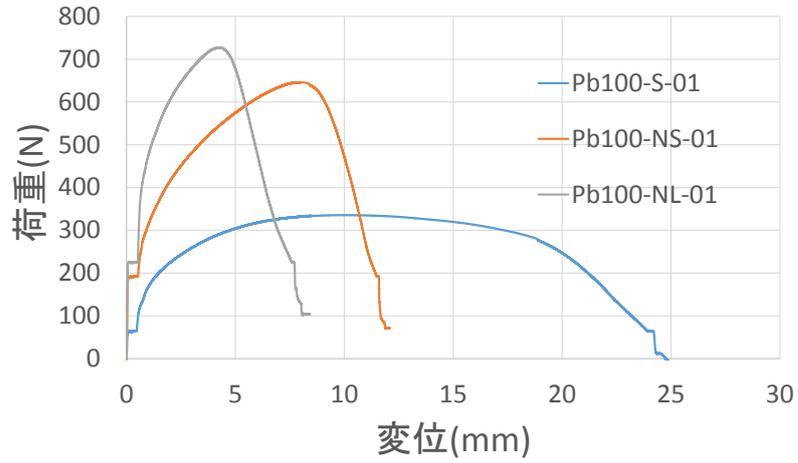


荷重—変位曲線 (SUS304)

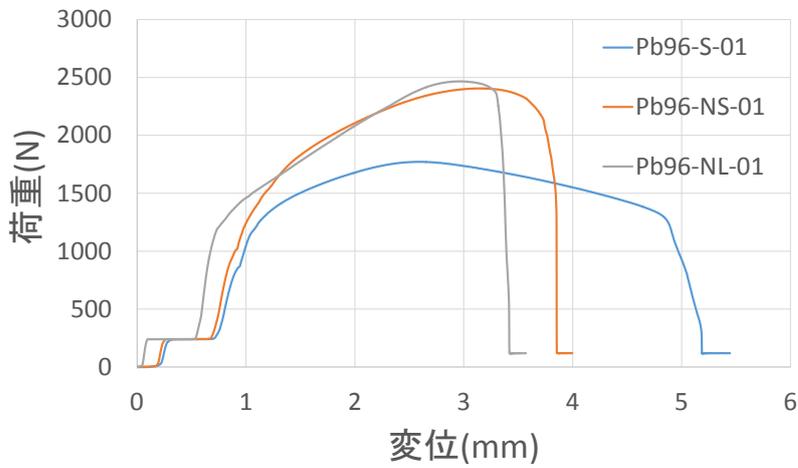


荷重—変位曲線 (SS400)

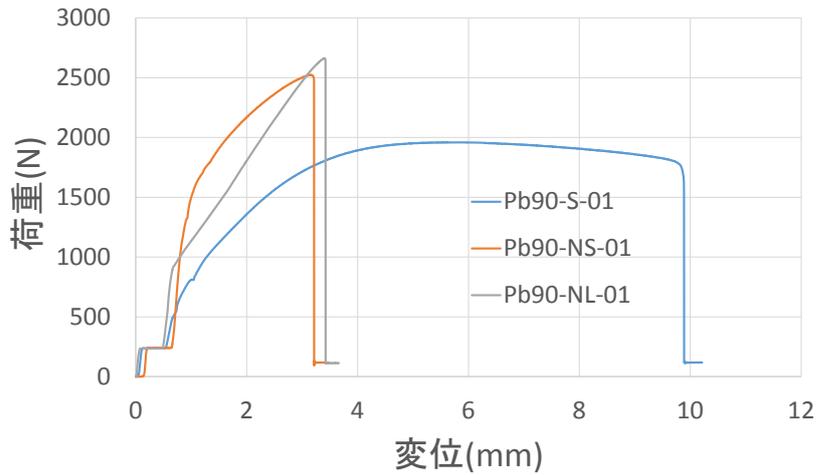
図 D-3 荷重—変位曲線 (実機材)



荷重—変位曲線 (Pb100%-Sb0%)



荷重—変位曲線 (Pb96%-Sb4%)



荷重—変位曲線 (Pb90%-Sb10%)

図 D-4 荷重—変位曲線 (模擬材)

また、それぞれの試験片の破面の写真を以下の図 D-5～25 に示す。



図 D-5 SUS-S-01 の写真



図 D-6 SUS-S-02 の写真



図 D-7 SUS-NS-01 の写真



図 D-8 SUS-NS-02 の写真

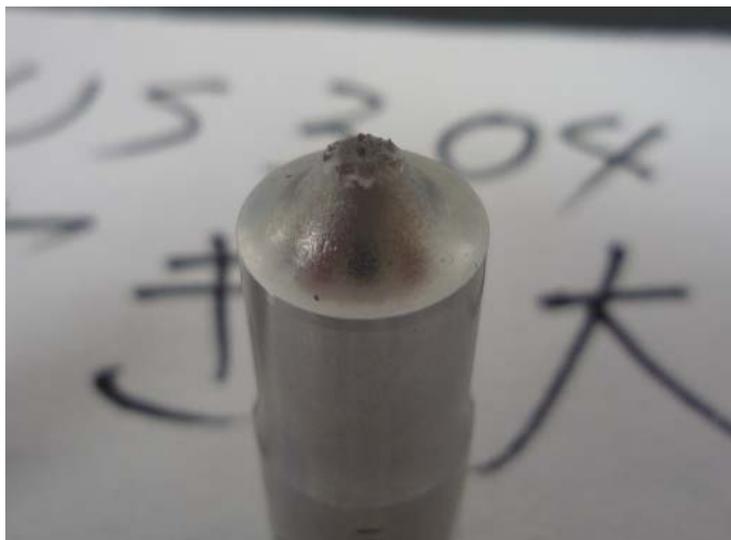
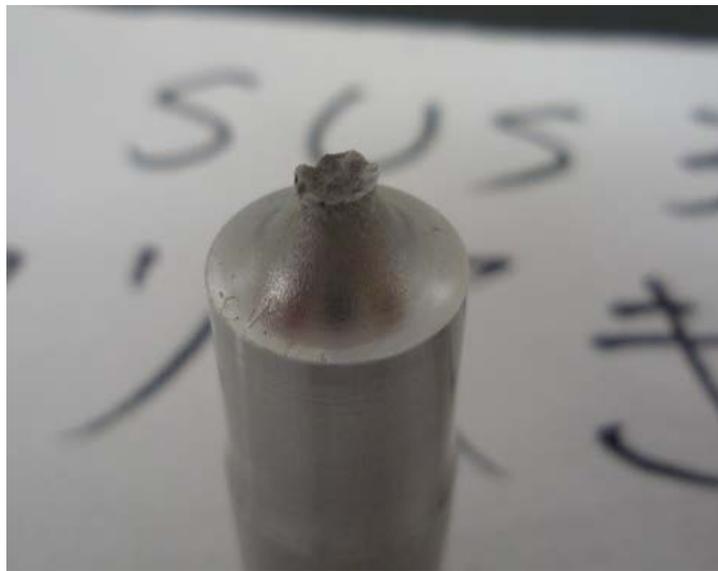


図 D-9 SUS-NL-01 の写真



図 D-10 SUS-NL-02 の写真

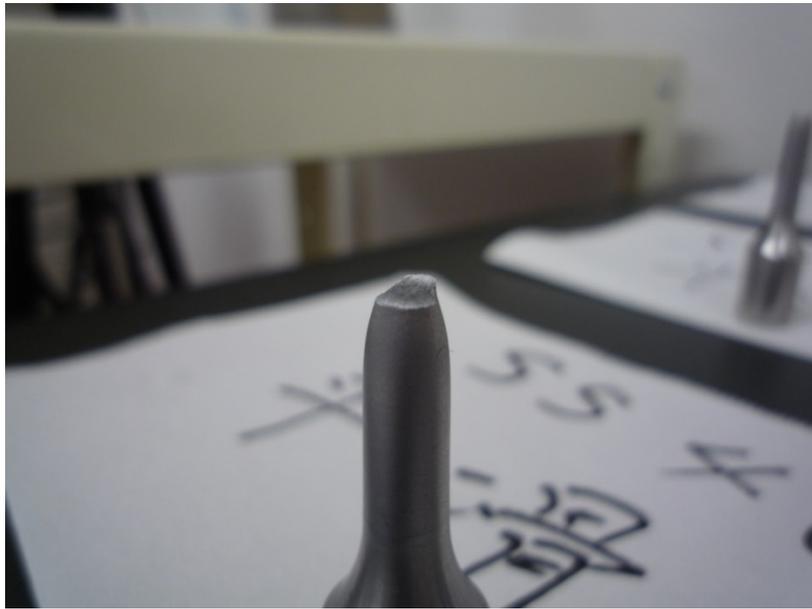


図 D-11 SS-S-01 の写真

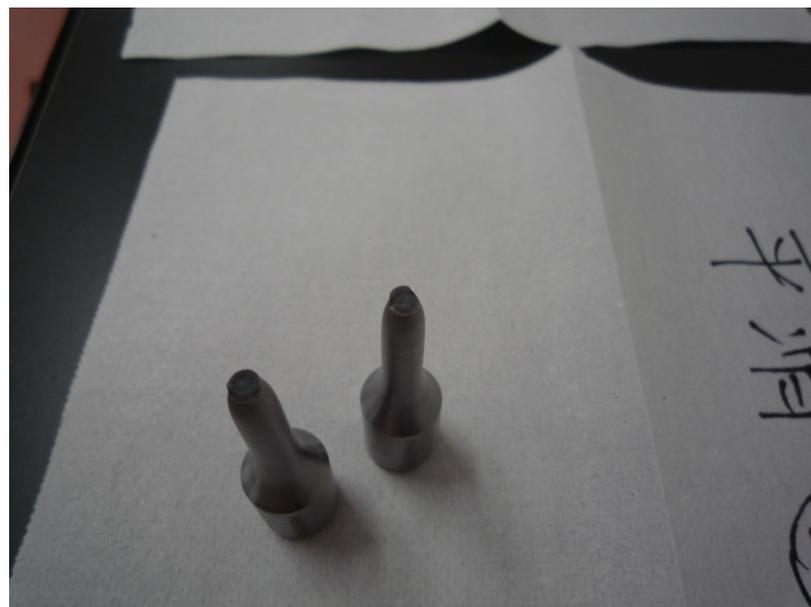


図 D-12 SS-S-02 の写真

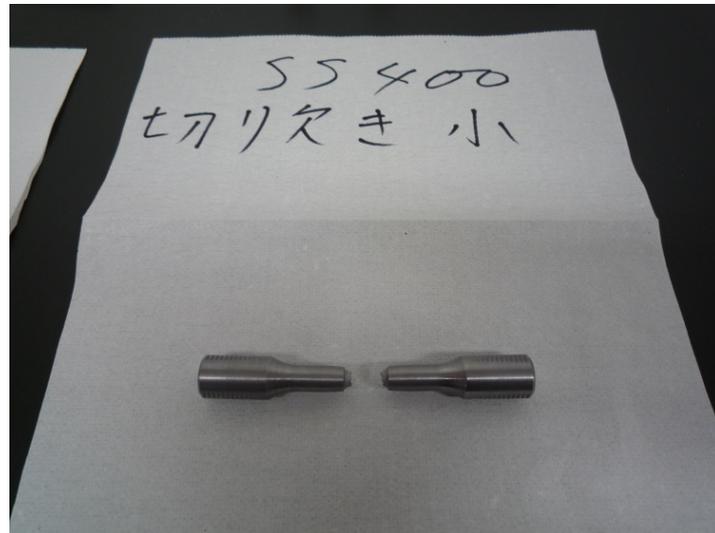


図 D-13 SS-NS-01 の写真



図 D-14 SS-NS-02 の写真



図 D-15 SS-NL-01 の写真



図 D-16 SS-NL-02 の写真

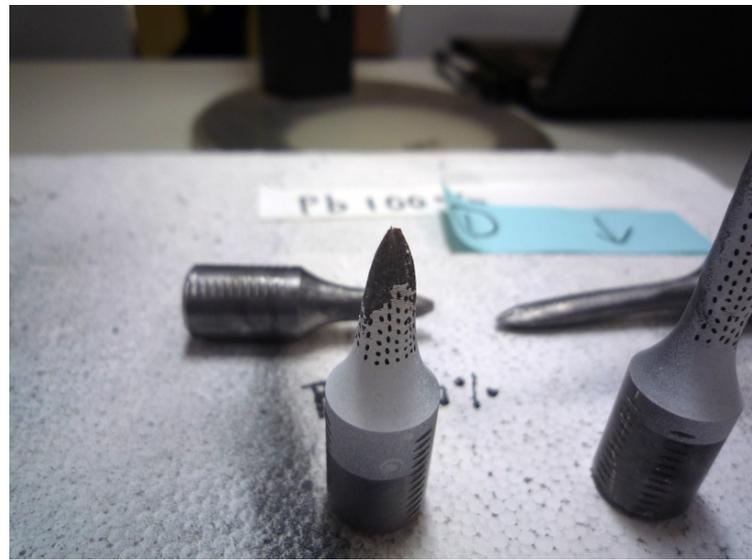
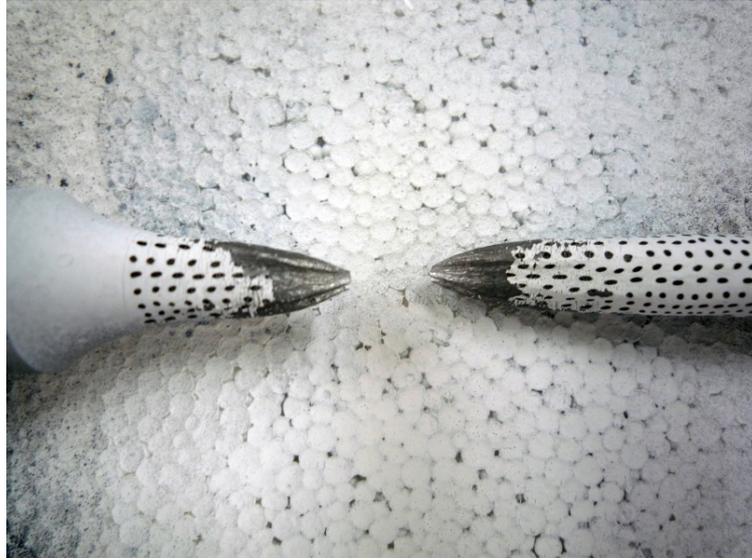
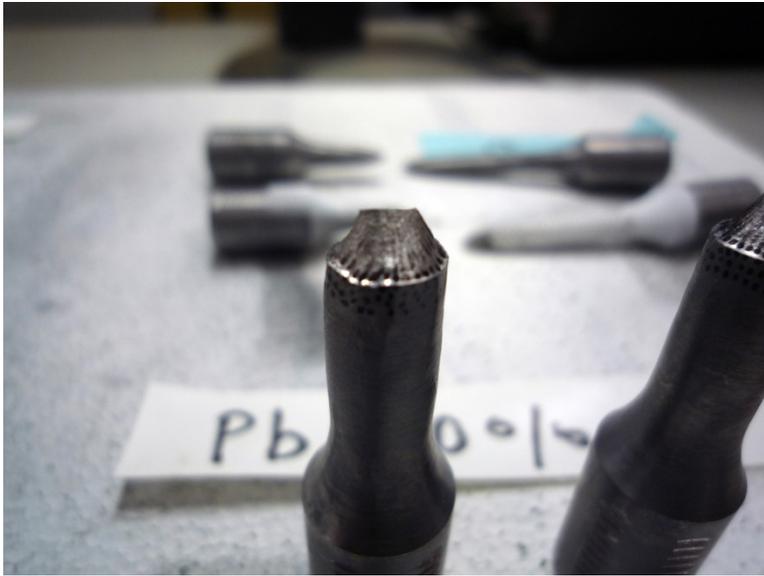
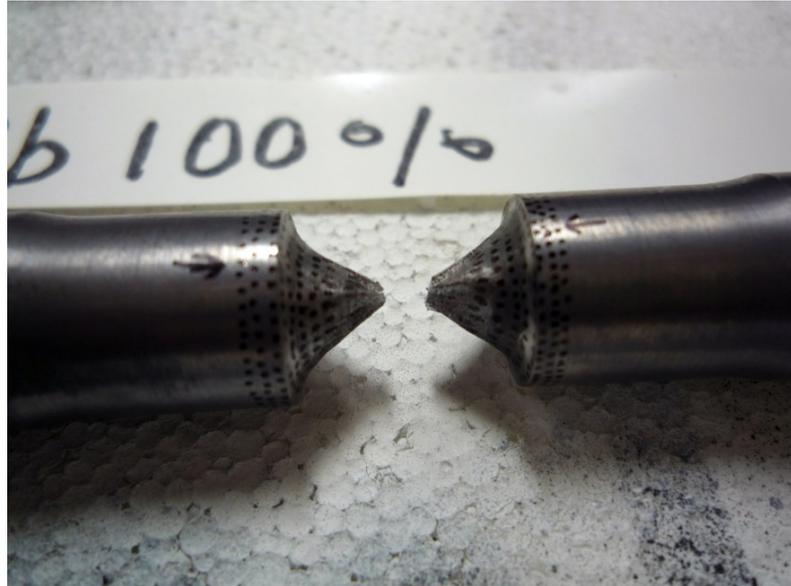


図 D-17 Pb100-S-01 の写真



☒ D-18 Pb100-NS-01



☒ D-19 Pb100-NL-01

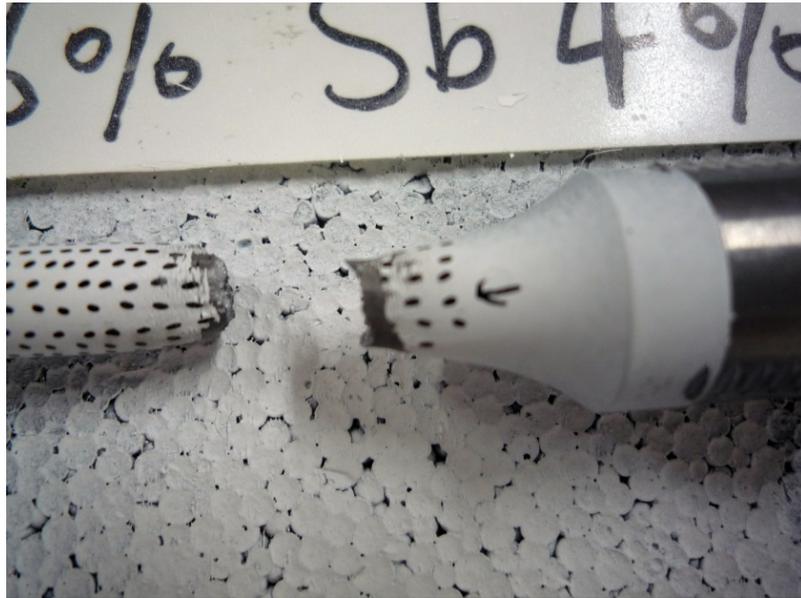
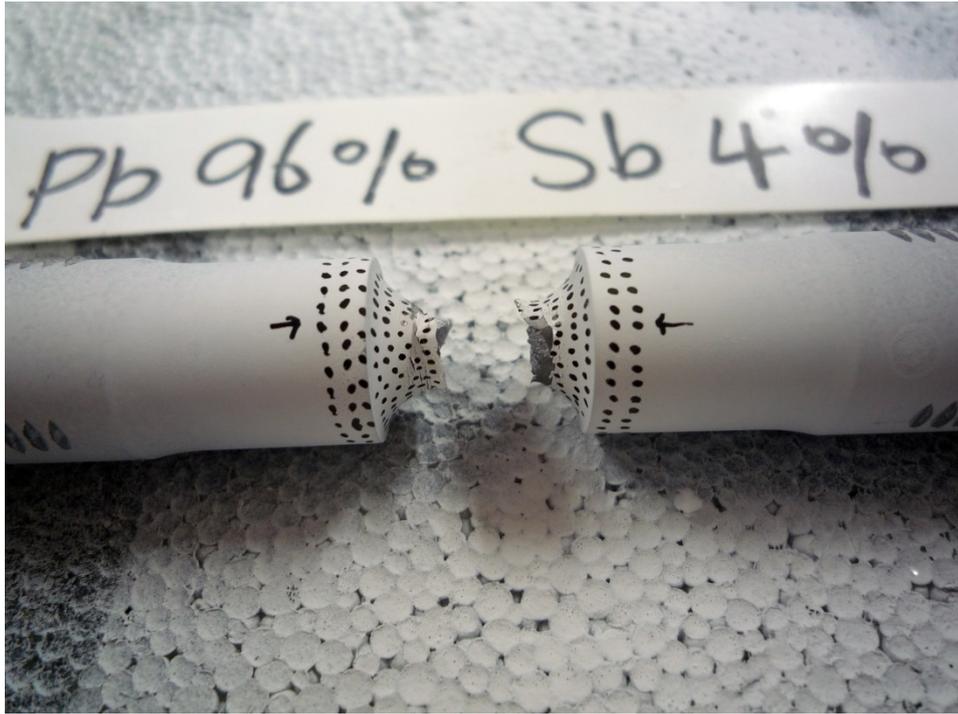


图 D-20 Pb96-S-01



☒ D-21 Pb96-NS-01



☒ D-22 Pb96-NL-01

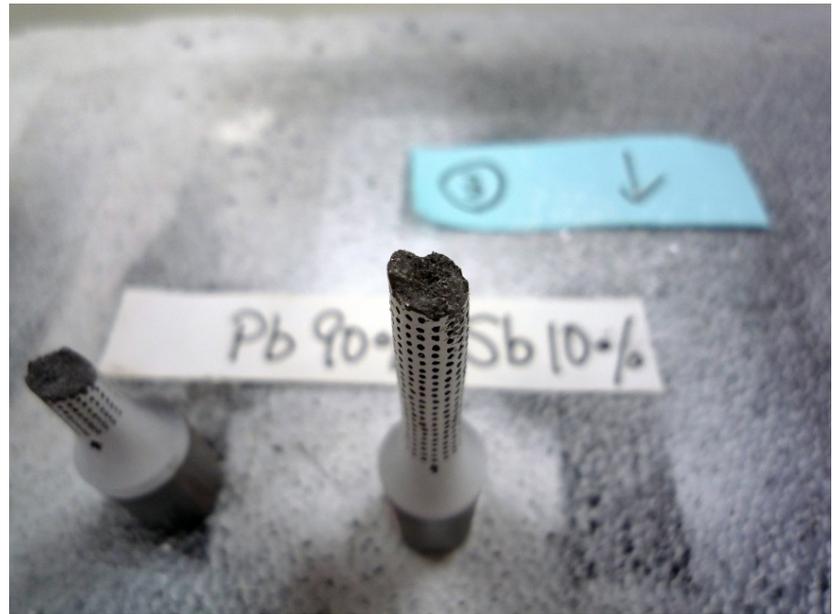
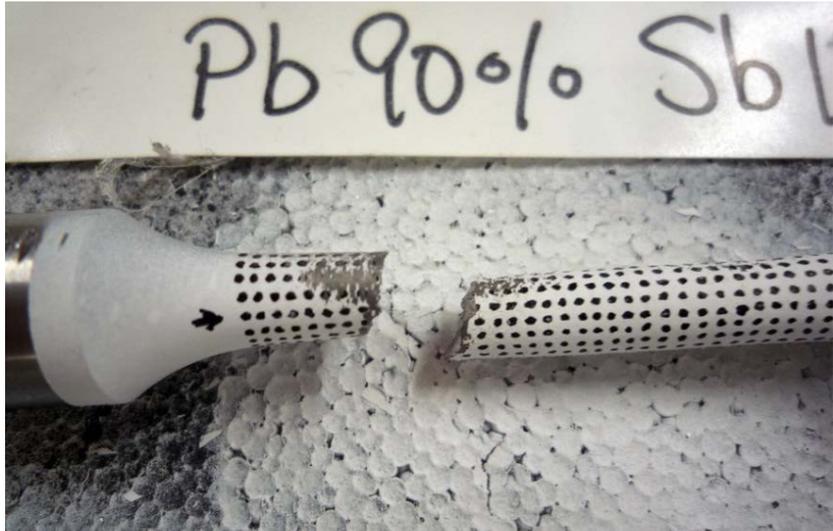
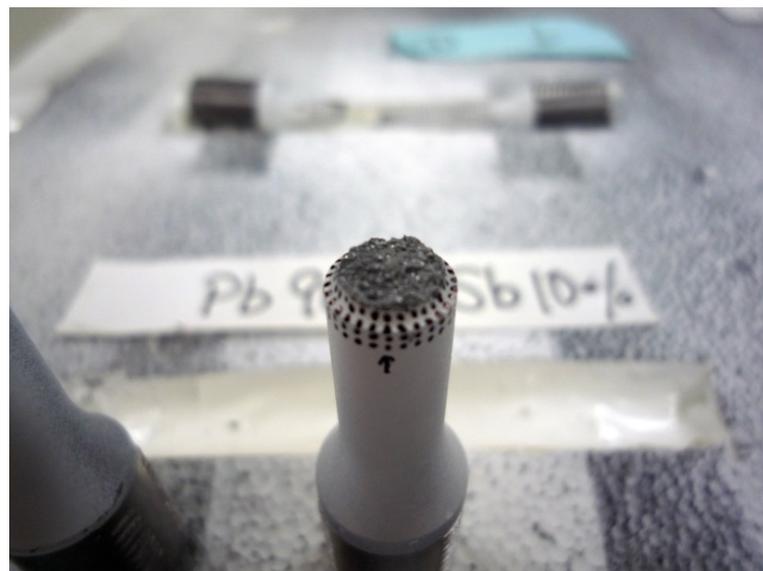
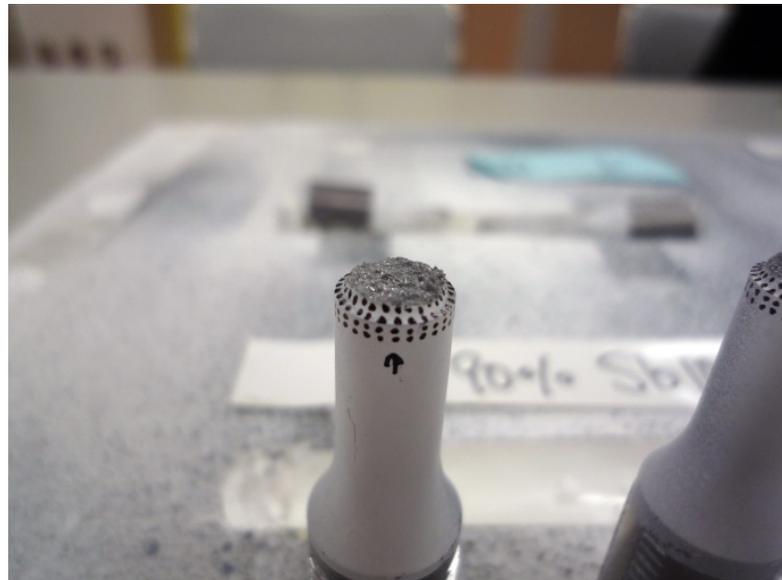
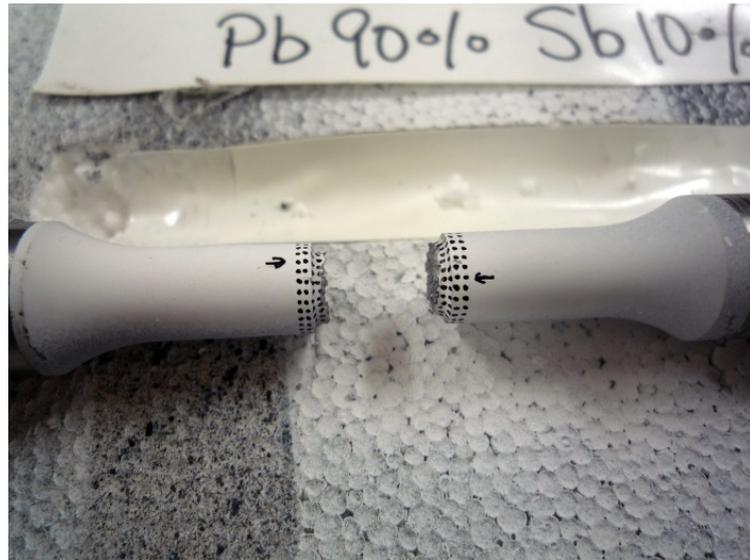
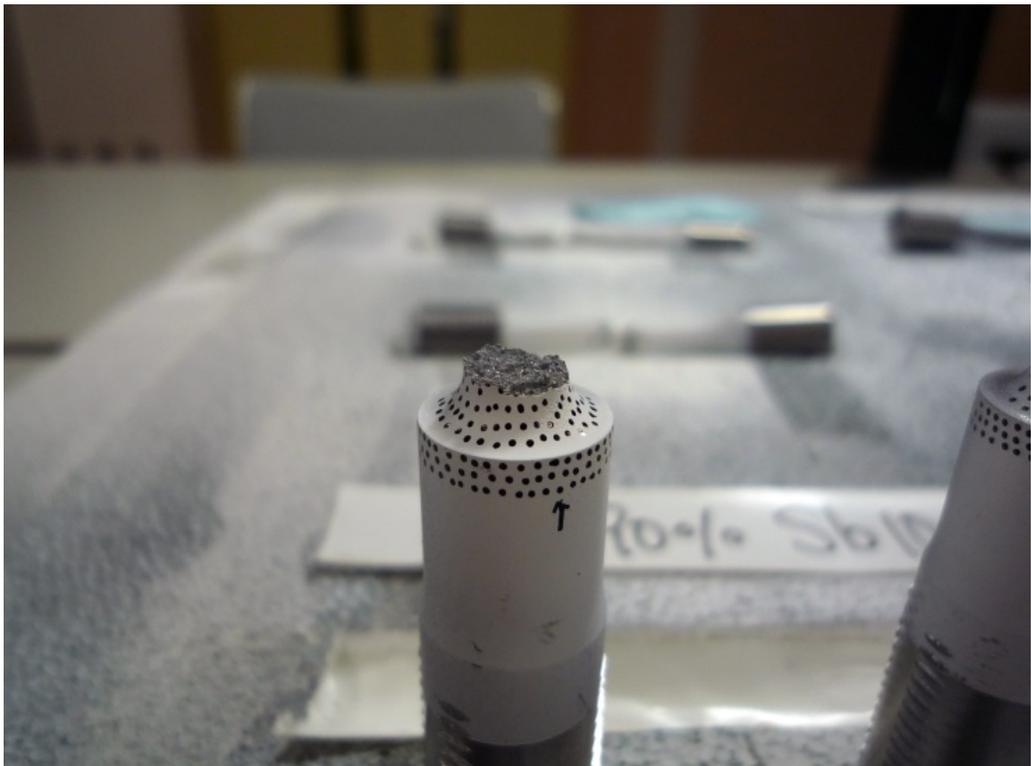
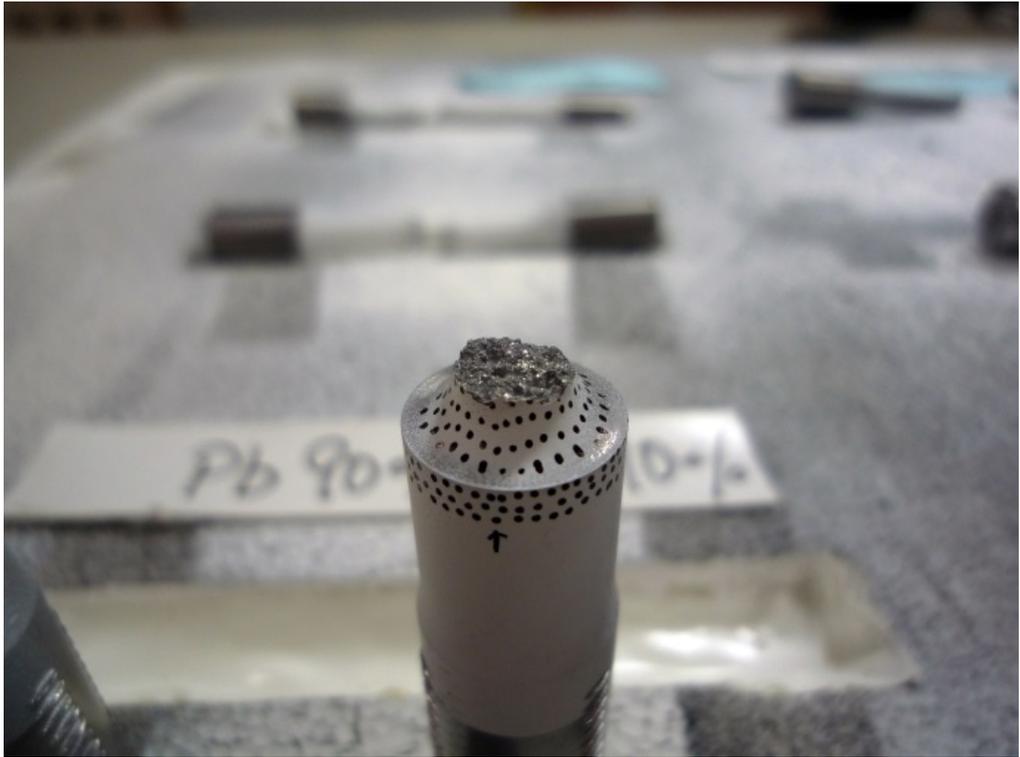


图 D-23 Pb90-S-01



☒ D-24 Pb90-NS-01



☒ D-25 Pb90-NL-01

Appendix E

実機材料を用いたエルボ配管に対する振動実験

1. 各試験体の試験条件詳細

表 E-1 (1/3) 試験条件詳細 (SLS01)

試験体名	鋼材種	内圧	重錘質量	入力波	加振振動数	入力加速度	入力繰り返し数	備考
SLS01	STS410	9MPa	100kg	広帯域ランダム	0.1-20Hz	0.2m/s ²	1	
				正弦波①	2.4Hz	1.5m/s ²	1	
					2.6Hz	1.5m/s ²	1	
					2.65Hz	1.5m/s ²	1	
					2.55Hz	1.5m/s ²	1	
					2.58Hz	1.5m/s ²	1	
					2.6Hz	2.0m/s ²	1	
					2.6Hz	3.0m/s ²	1	
				正弦波掃引	3-2Hz	0.5m/s ²	1	掃引条件:3→2Hz/80sec
				正弦波①	2.5Hz	1.5m/s ²	1	
					2.45Hz	1.5m/s ²	1	
					2.5Hz	3.0m/s ²	2	
				正弦波②	2.5Hz	3.0m/s ²	3	
				正弦波①	2.5Hz	4.0m/s ²	1	
					2.4Hz	4.0m/s ²	1	
					2.35Hz	4.0m/s ²	2	
					2.3Hz	4.0m/s ²	1	
					2.35Hz	5.0m/s ²	1	
					2.3Hz	5.0m/s ²	1	

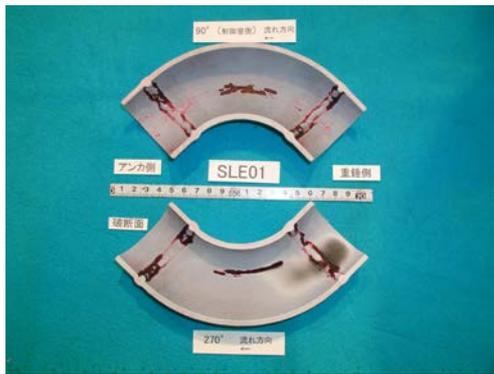
表 E-1 (2/3) 試験条件詳細 (SLS02、SLS03S)

試験体名	鋼材種	内圧	重錘質量	入力波	加振振動数	入力加速度	入力繰り返し数	備考
SLE02	STS410	9MPa	100kg	広帯域ランダム	0.1-20Hz	0.2m/s ²	1	
				正弦波①	2.6Hz	1.5m/s ²	1	
					2.5Hz	2.0m/s ²	1	
					2.4Hz	3.0m/s ²	1	
					2.3Hz	4.0m/s ²	1	
					2.3Hz	5.0m/s ²	6	
SLE03S	SUS304	9MPa	100kg	広帯域ランダム	0.1-20Hz	0.2m/s ²	3	
				正弦波①	2.5Hz	1.5m/s ²	1	
					2.4Hz	2.0m/s ²	1	
					2.4Hz	3.0m/s ²	1	
					2.3Hz	4.0m/s ²	1	
					2.3Hz	5.0m/s ²	4	
					正弦波②	2.3Hz	5.0m/s ²	4
				2.2Hz		5.0m/s ²	2	
				110kg		2.1Hz	5.0m/s ²	5

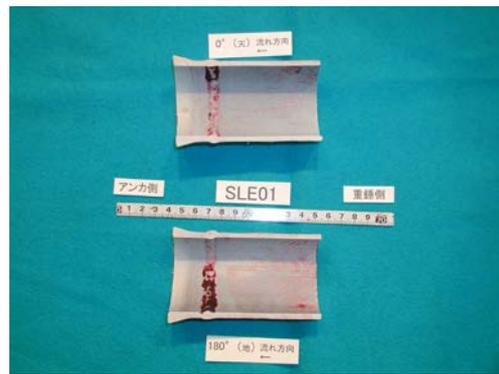
表 E-1 (3/3) 試験条件詳細 (SLS04、SLS05)

試験体名	鋼材種	内圧	重錘質量	入力波	加振振動数	入力加速度	入力繰り返し数	備考
SLE04	STS410	13.5MPa	100kg	広帯域ランダム	0.1-20Hz	0.2m/s ²	1	
				正弦波①	2.6Hz	1.5m/s ²	1	
					2.5Hz	2.0m/s ²	1	
					2.4Hz	3.0m/s ²	1	
					2.3Hz	4.0m/s ²	1	
					2.3Hz	5.0m/s ²	7	
SLE05	STS410	9MPa	120kg	広帯域ランダム	0.1-20Hz	0.2m/s ²	1	
				正弦波掃引	3-2Hz	0.3m/s ²	1	掃引条件:3Hz→2Hz/80sec
					2.6-1.6Hz	1.5m/s ²	1	掃引条件:2.6Hz→1.6Hz/80sec
					2.7-2.2Hz	3.0m/s ²	1	掃引条件:2.7Hz→2.2Hz/40sec
					2.4-1.9Hz	4.0m/s ²	1	掃引条件:2.4Hz→1.9Hz/40sec
				正弦波③	2.0Hz	9.0m/s ²	1	損傷させずに終了

2. 試験体浸透探傷試験結果

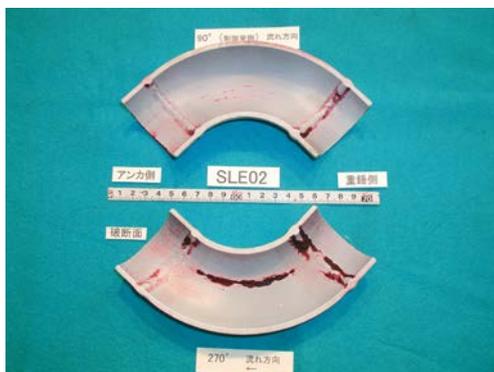


(i) エルボ部

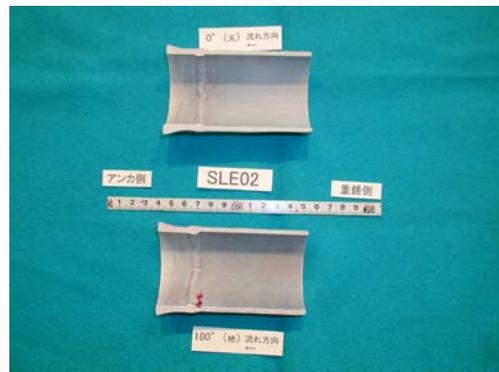


(ii) アンカ部

(a) SLE01

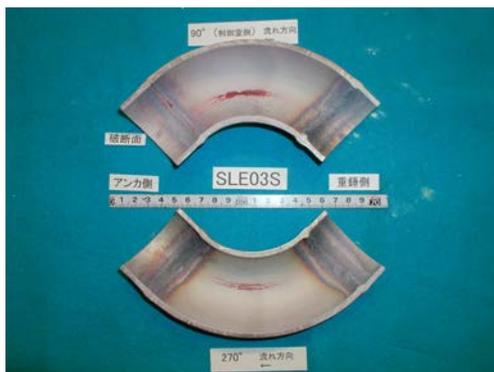


(i) エルボ部

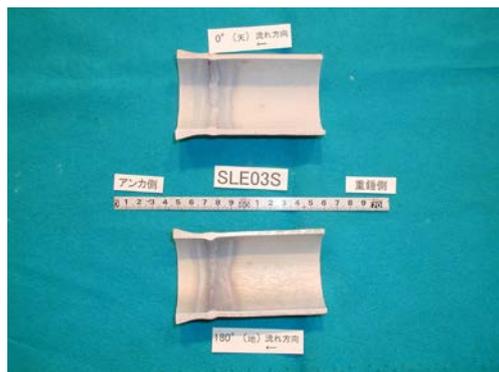


(ii) アンカ部

(b) SLE02



(i) エルボ部

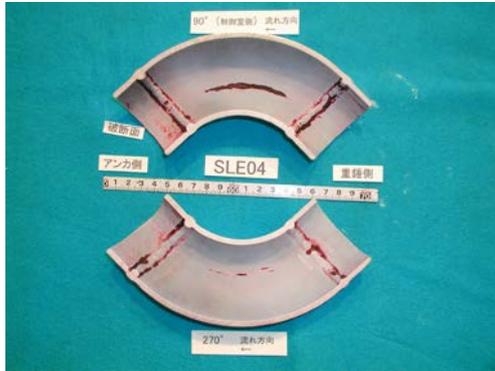


(ii) アンカ部

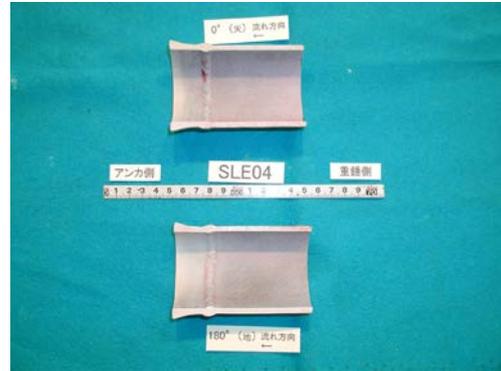
(c) SLE03S

図 E-1 浸透探傷試験結果 (1/2)

* 溶接線に現れている指示模様はスラグによるものであり加振により生じたき裂等ではない。

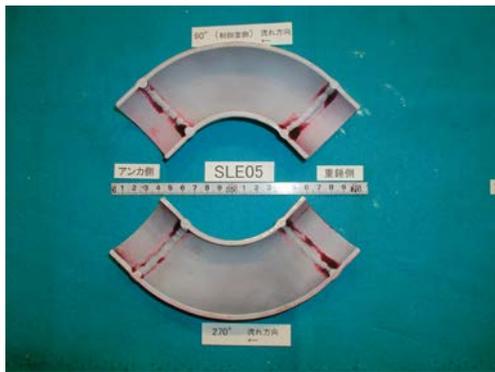


(i) エルボ部

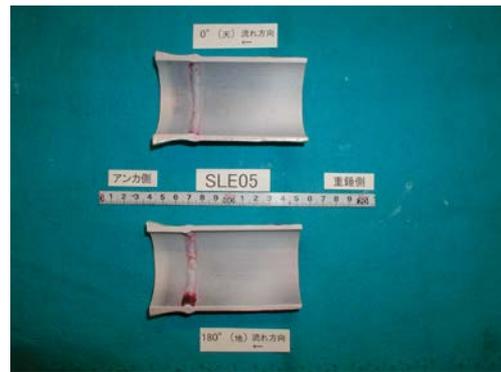


(ii) アンカ部

(d) SLE04



(i) エルボ部



(ii) アンカ部

(e) SLE05

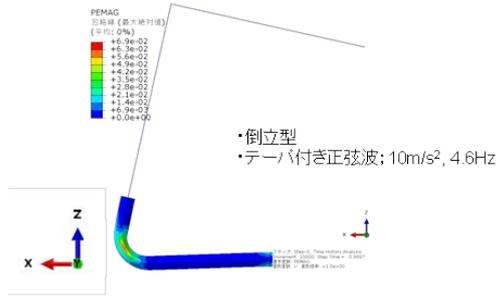
図 E-1 浸透探傷試験結果 (2/2)

* 溶接線に現れている指示模様はスラグによるものであり加振により生じたき裂等ではない。

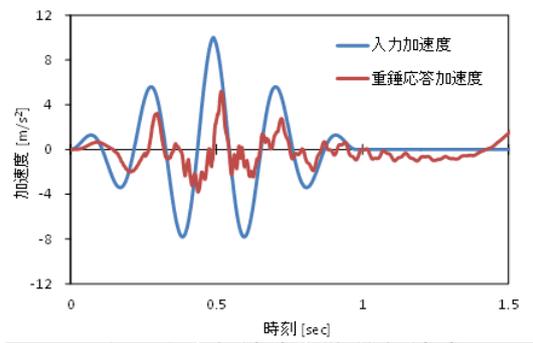
Appendix F

模擬材料を用いたエルボ配管の振動試験

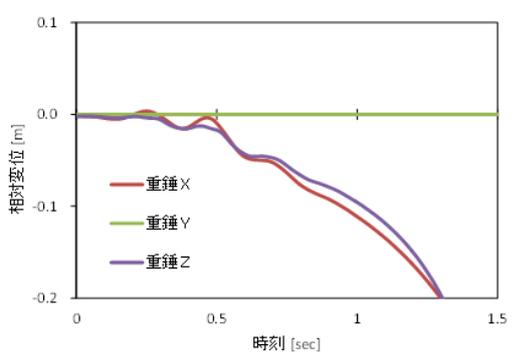
1. H26 年度に実施した試験条件検討用事前解析結果



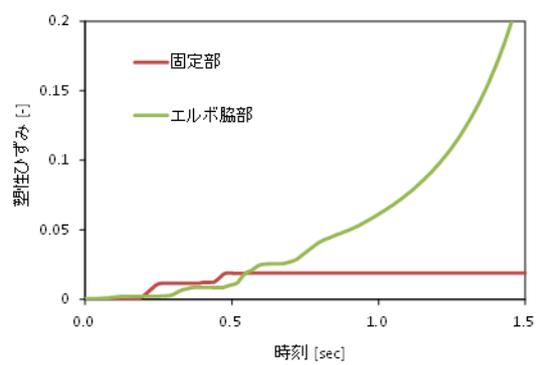
(a) 塑性ひずみコンター図



(b) 入力加速度と応答加速度

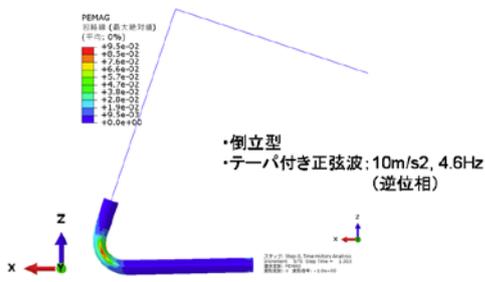


(c) 重錘の相対変位

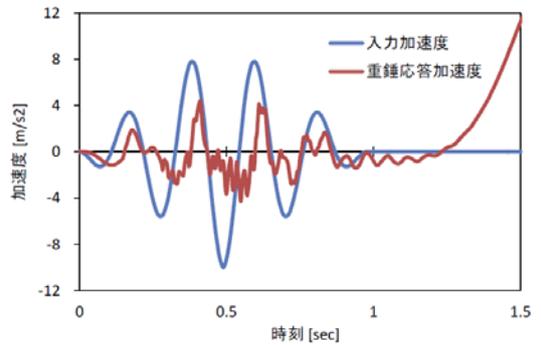


(d) 固定部とエルボ脇部の塑性ひずみ

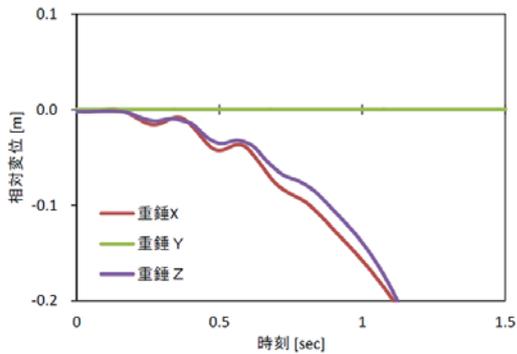
図 F-1 解析ケース 1 結果 (倒立型、テーパ付き正弦波 10m/s^2 、 4.6Hz)



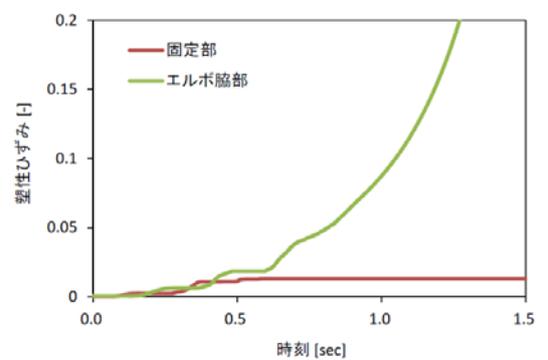
(a) 塑性ひずみコンター図



(b) 入力加速度と応答加速度

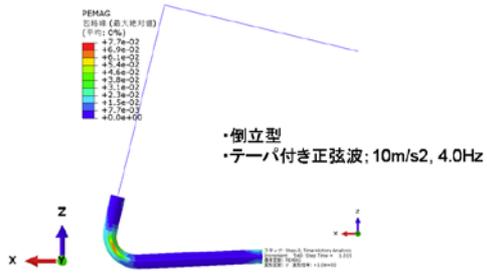


(c) 重錘の相対変位

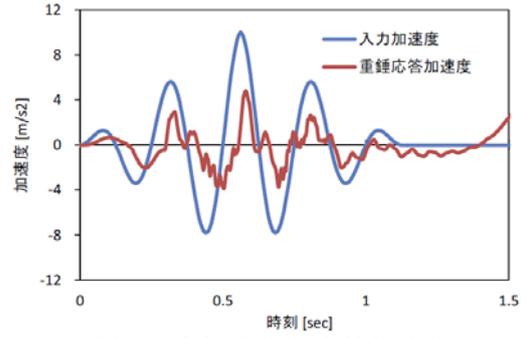


(d) 固定部とエルボ脇部の塑性ひずみ

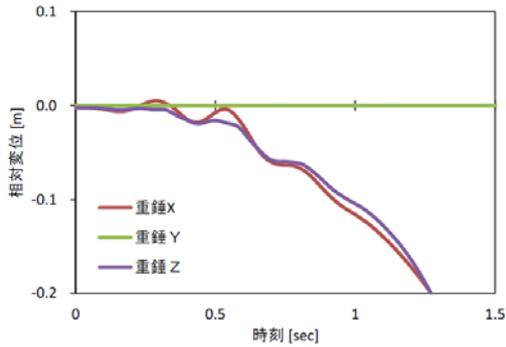
図 F-2 解析ケース 2 結果 (倒立型、テーパ付き正弦波 10m/s^2 、 4.6Hz 、逆位相)



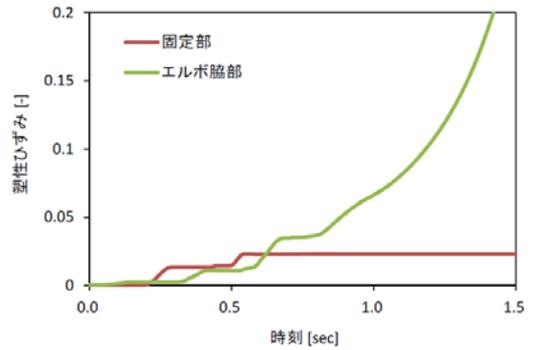
(a) 塑性ひずみコンター図



(b) 入力加速度と応答加速度

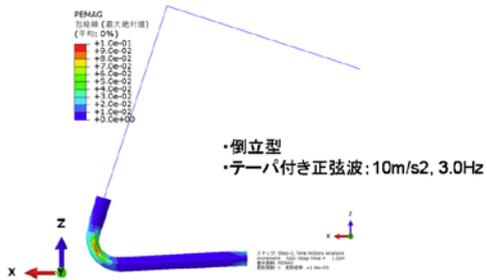


(c) 重錘の相対変位

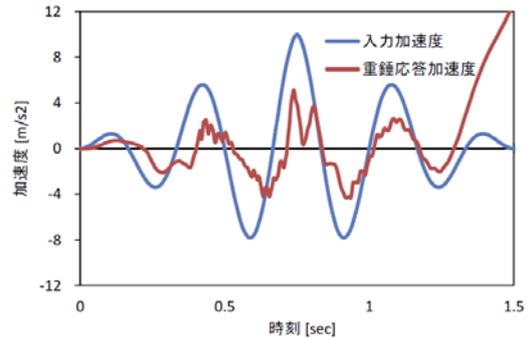


(d) 固定部とエルボ脇部の塑性ひずみ

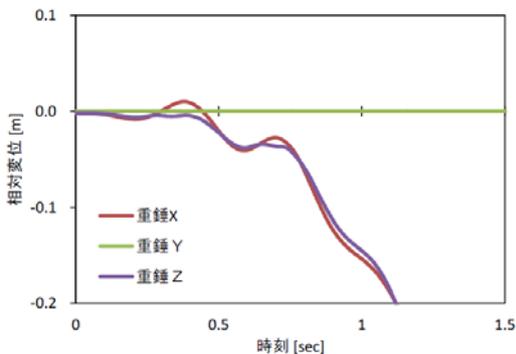
図 F-3 解析ケース 3 結果 (倒立型、テーパ付き正弦波 10m/s^2 、 4.0Hz)



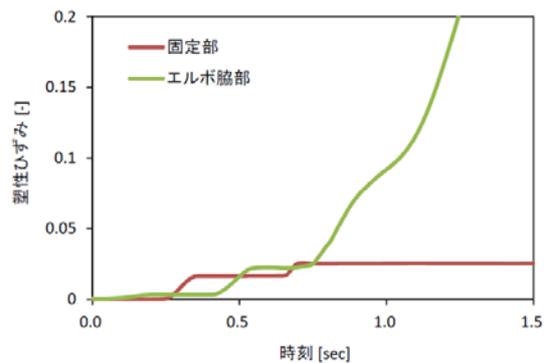
(a) 塑性ひずみコンター図



(b) 入力加速度と応答加速度

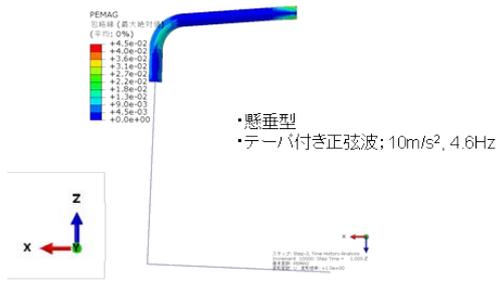


(c) 重錘の相対変位

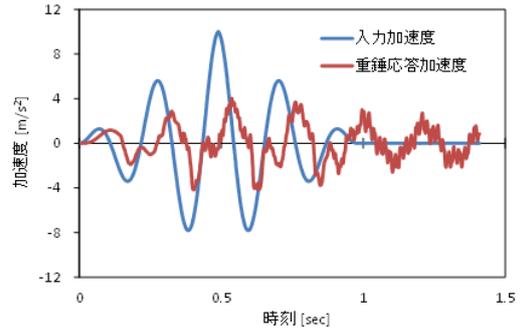


(d) 固定部とエルボ脇部の塑性ひずみ

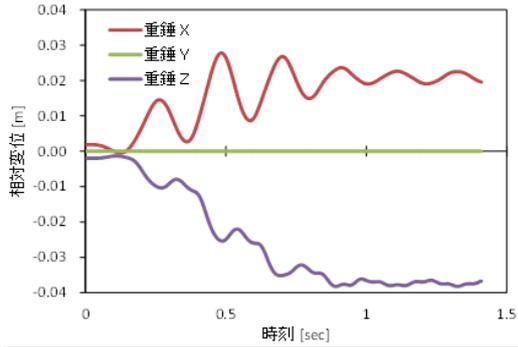
図 F-4 解析ケース 4 結果 (倒立型、テーパ付き正弦波 10m/s^2 、 3.0Hz)



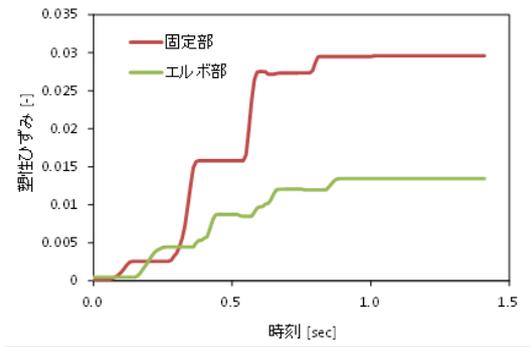
(a) 塑性ひずみコンター図



(b) 入力加速度と応答加速度

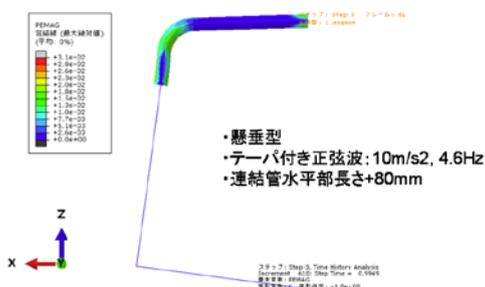


(c) 重錘の相対変位

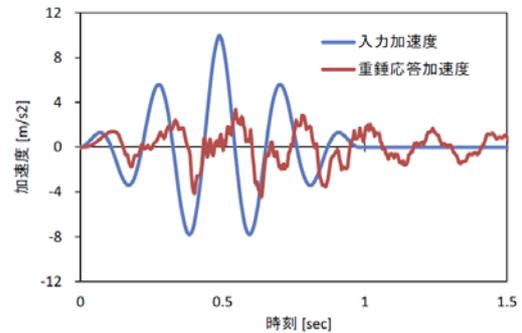


(d) 固定部とエルボ脇部の塑性ひずみ

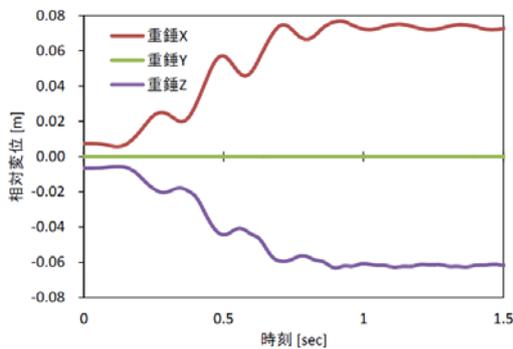
図 F-5 解析ケース 5 結果 (倒立型、テーパ付き正弦波 10m/s^2 、4.6Hz)



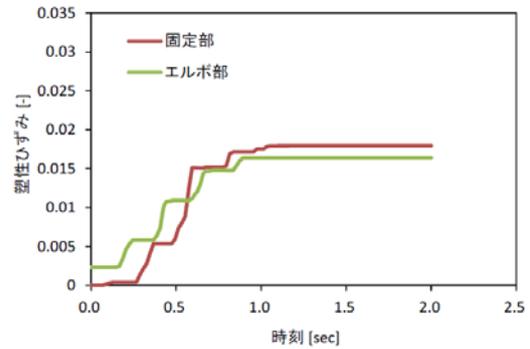
(a) 塑性ひずみコンター図



(b) 入力加速度と応答加速度



(c) 重錘の相対変位



(d) 固定部とエルボ脇部の塑性ひずみ

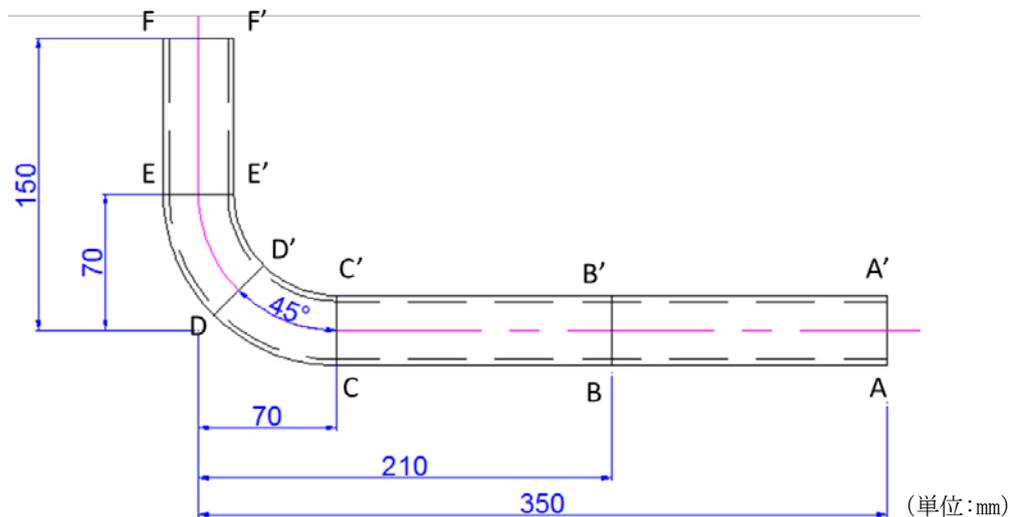
図 F-6 解析ケース 6 結果

(懸垂型、重錘取付位置+80mm、テーパ付き正弦波 10m/s^2 、4.6Hz)

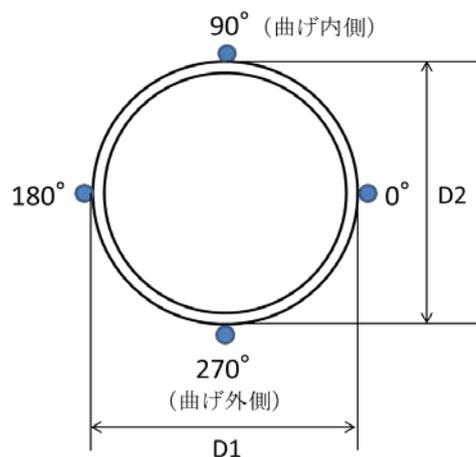
2. 鉛配管エルボの板厚計測

模擬材料を用いたエルボ配管の振動試験で用いたヨシザワ LA の TY ベンドは、鉛直管を 90° に曲げ加工し製作されている。そのため、エルボの背部では引張により配管の板厚が減少し、腹部では圧縮により板厚が増加していると考えられる。これらの板厚分布による影響を検討するため、加振試験に供した試験体と同様の製作工程で作成された板厚検査用配管を製作し、板厚計測を実施した。図 F-7 に板厚検査用配管の形状と板厚検査断面位置（断面 A-A' ~ 断面 F-F'）を示す。

板厚計測結果を図 F-8 に示す。板厚計測結果より、全計測点の板厚平均値は 3.1mm となり、エルボ中央断面（断面 D-D'）を除く断面では公称板厚 3mm から $\pm 0.5\text{mm}$ 程度となっていた。一方、断面 D-D' では、曲げ加工の影響により、エルボ腹部で 3.9mm 、エルボ背部で 2.4mm であった。



(a) 板厚検査用鉛配管



(b) 各断面における板厚検査位置

図 F-7 板厚検査位置

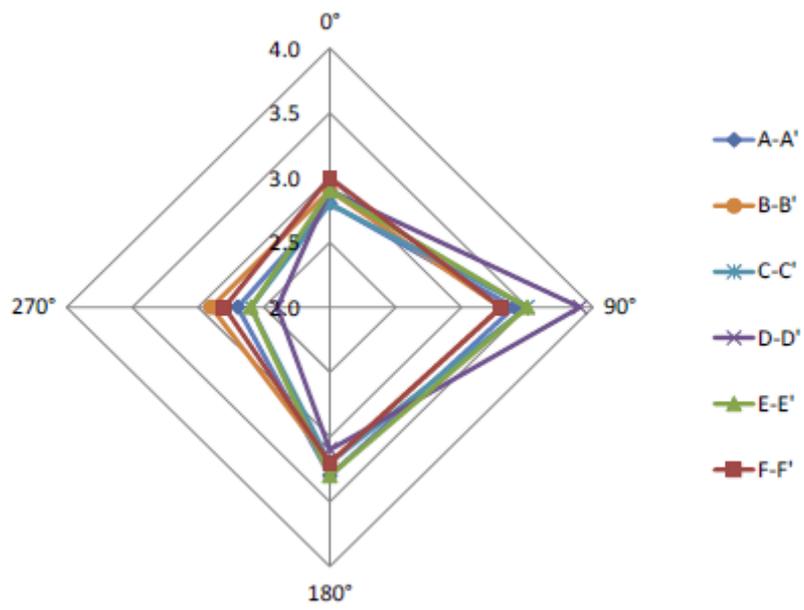


図 F-8 板厚検査結果

3. 鉛降伏応力の温度依存特性

鉛の降伏応力には温度依存性があり、温度の上昇に伴い降伏応力が低下する。図 F-9 には鉛プラグ挿入型積層ゴムに用いられる鉛材料について、電力中央研究所報告書^[1]がオイレス工業資料として示した降伏荷重の温度係数を示す。また、図中にはブリジストン^[2]による自社製鉛プラグ挿入型積層ゴム切片荷重に対する、以下の式(F-1)で与えられる温度係数 C も示した。

$$C = 1.192 - 1.017 \times 10^{-2} T + 2.722 \times 10^{-5} T^2 \quad (\text{F-1})$$

ここで、 T : 温度[°C]であり、上式の適用範囲は $-20 \leq T \leq 40$ °C である。なお、オイレス工業資料と式 (F-1) による温度係数の基準温度は 20°C である。

また、鉛加工材について、ひずみ速度および温度依存性を考慮した、幾島らによる構成方程式^[3]を式(F-2)に示す。

$$\sigma_t = 39.2 \{1 + 0.096 \log \dot{\epsilon} - 0.005(T - 293)\} \dot{\epsilon}^{0.31} \quad (\text{F-2})$$

ここで、 σ_t : 真応力 [MPa]、 $\dot{\epsilon}$: ひずみ速度 [s^{-1}]、 T : 絶対温度 [K]。式 (F-2) で $\dot{\epsilon} = 0.001$ として温度 20°C を基準とした温度係数を求めて図 F-9 にあわせて示す。式 (F-1) および (F-2) による温度係数は 0°C から 40°C においておおむね一致している。

なお、本研究における材料試験時の温度は 23°C であり^[4]、材料試験で得られた降伏応力の温度補正を行うため、式 (F-1) の基準温度を 23°C とした場合の温度係数 C' を以下の式に示す。

$$C' = 1.226 - 1.046 \times 10^{-2} T + 2.799 \times 10^{-5} T^2 \quad (\text{F-3})$$

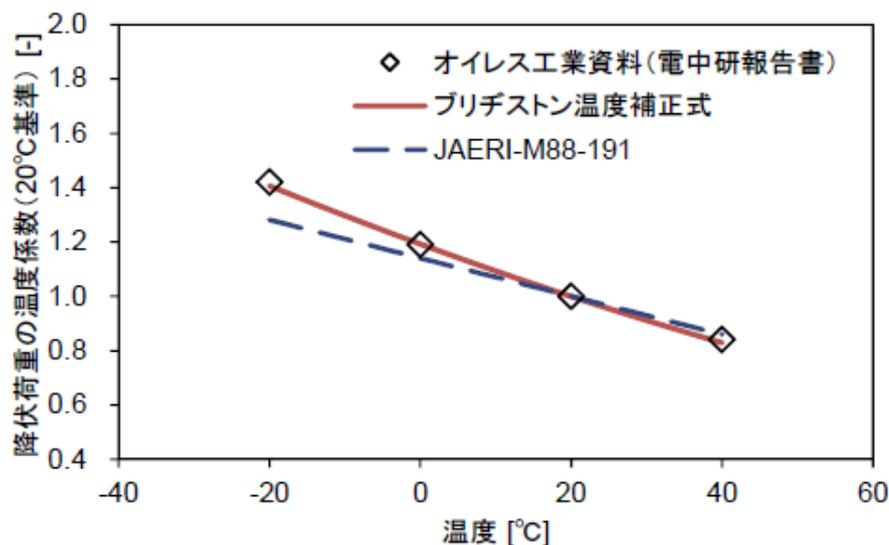


図 F-9 基準温度 20°C における降伏荷重の温度係数

<参考文献>

- [1] 平田和太、矢花秀一、大鳥靖樹、石田勝彦、澤田義博、塩尻弘雄、松田泰治：高速増殖炉免震設計法に関する研究、電力中央研究所報告、総合報告 U34、1998、pC-99.
- [2] ブリヂストン：建築免震用積層ゴム製品仕様一覧 2015 年版、vol. 1-1、2015、p. 10.
- [3] 幾島毅、永田徳雄：衝撃計算用材料データ集 (1/5) 第 1 編：材料データとデータ処理プログラム、日本原子力研究所、JAERI-M88-191、1988、pp. 191-200.
- [4] 神戸工業試験場：試験報告書 鉛・鉛アンチモン合金材料試験、報告書番号 I014-0014、2015、p9.

Appendix G

ASME 単調応力-ひずみ関係式 (MPC 式) 概説

ASME 単調応力-ひずみ関係式（以下、ASME 単調式という）は、マイクロひずみ域とマクロひずみ域の応力ひずみ特性をそれぞれ次のようなべき乗式で表示し組み立てている。

$$\text{マイクロひずみ域： } \sigma = A_1(\varepsilon_1)^{m_1} \quad \text{あるいは} \quad \varepsilon_1 = (\sigma/A_1)^{1/m_1} \quad (\text{G-1})$$

$$\text{マクロひずみ域： } \sigma = A_2(\varepsilon_2)^{m_2} \quad \text{あるいは} \quad \varepsilon_2 = (\sigma/A_2)^{1/m_2} \quad (\text{G-2})$$

非線形ひずみをマイクロひずみ式による寄与分とマクロひずみ式による寄与分の和で表すと、全体のひずみは次式のように表される。

$$\varepsilon = \sigma/E + \gamma_1 + \gamma_2 \quad (\text{G-3})$$

ここで、 E は縦弾性係数、 γ_1 と γ_2 はそれぞれマイクロひずみとマクロひずみに重み係数を乗じて表したひずみの寄与分であり、

$$\gamma_1 = w_1\varepsilon_1, \quad \gamma_2 = w_2\varepsilon_2 \quad (\text{G-4}), \quad (\text{G-5})$$

ここで、 w_1, w_2 は、それぞれマイクロひずみ式とマクロひずみ式の重み係数で、後述するように応力レベルに応じて設定され、 $w_1 + w_2 = 1$ の関係が成り立っている。

以上が ASME 単調式の組立ての大筋である。以下、ASME 単調式の詳細な式の決定方法について概説する。

まず、マイクロひずみ式 (G-1) の作成方法について説明する。これは、マイクロの応力ひずみ曲線が降伏点と比例限の 2 点を通るとした条件から決定される。

降伏点 (0.2% オフセット) での真応力 σ_{yt} と真ひずみ ε_{yt} は次のように表される。

$$\sigma_{yt} = s_y(1 + \varepsilon_y), \quad \varepsilon_{yt} = \ln(1 + \varepsilon_y) \quad \text{with } \varepsilon_y = 0.002 \quad (\text{G-6}), \quad (\text{G-7})$$

ここで、 s_y と ε_y は、それぞれ降伏点 (公称応力) と降伏ひずみ (公称ひずみ) である。

これらを式 (G-1) に代入すると、

$$s_y(1 + \varepsilon_y) = A_1[\ln(1 + \varepsilon_y)]^{m_1} \quad (\text{G-8})$$

これより、定数 A_1 は次式のように表される。

$$A_1 = \frac{s_y(1 + \varepsilon_y)}{[\ln(1 + \varepsilon_y)]^{m_1}} \quad (\text{G-9})$$

他の 1 点、比例限 (0.002% オフセット) での真応力 σ_{Pt} と真ひずみ ε_{Pt} は次のように表される。

$$\sigma_{P_t} = \sigma_p(1 + \varepsilon_p), \quad \varepsilon_{P_t} = \ln(1 + \varepsilon_p) \quad \text{with } \varepsilon_p = 0.00002 \quad (\text{G-10}), (\text{G-11})$$

ここで、 σ_p と ε_p は、それぞれ比例限（真応力）と、そのオフセットひずみである。
これらを式(G-1)に代入すると、

$$\sigma_p(1 + \varepsilon_p) = A_1 [\ln(1 + \varepsilon_p)]^{m_1} \quad (\text{G-12})$$

式(G-8)と式(G-12)より次式が得られる。

$$\frac{\sigma_p}{s_y} = \frac{(1 + \varepsilon_y)}{(1 + \varepsilon_p)} \left[\frac{\ln(1 + \varepsilon_p)}{\ln(1 + \varepsilon_y)} \right]^{m_1} \quad (\text{G-13})$$

ここで、比例限 σ_p を次式のように設定する。

$$\sigma_p = R s_y \quad (\text{G-14})$$

ただし、 R は降伏比（ $R = s_y / s_u$ ）である。このようにして次式が得られる。

$$R = \frac{(1 + \varepsilon_y)}{(1 + \varepsilon_p)} \left[\frac{\ln(1 + \varepsilon_p)}{\ln(1 + \varepsilon_y)} \right]^{m_1} \quad (\text{G-15})$$

両辺の対数をとると

$$\ln[R] = \ln(1 + \varepsilon_y) - \ln(1 + \varepsilon_p) + m_1 \ln \left[\frac{\ln(1 + \varepsilon_p)}{\ln(1 + \varepsilon_y)} \right] \approx \varepsilon_y - \varepsilon_p + m_1 \ln \left[\frac{\ln(1 + \varepsilon_p)}{\ln(1 + \varepsilon_y)} \right] \quad (\text{G-16})$$

これから、 m_1 は次式のように表される。

$$m_1 = \frac{\ln[R] + (\varepsilon_p - \varepsilon_y)}{\ln \left[\frac{\ln[1 + \varepsilon_p]}{\ln[1 + \varepsilon_y]} \right]} \quad (\text{G-17})$$

以上により、マクロひずみ式(G-1)が確定する。

次に、マクロひずみ式(G-2)の決定方法について述べる。
引張試験の最大荷重点で $(d\sigma / d\varepsilon_2) = \sigma$ の関係が成り立つことから、

$$m_2 = \varepsilon_2 = \ln(1 + \varepsilon_{ue}) \quad (\text{G-18})$$

ここで、 ε_2 は真一様伸び、 ε_{ue} は一様伸び（公称）である。

ASME 単調式では、真一様伸び m_2 は材料ごとに降伏比 R と関係づけた簡便式を定めており、

$$\text{例えば、ステンレス鋼では} \quad m_2 = 0.75(1 - R) \quad (\text{G-19})$$

$$\text{フェライト鋼では} \quad m_2 = 0.6(1 - R) \quad (\text{G-20})$$

としている。

最大荷重点における真応力は、引張強さ（公称） s_u を用いて $\sigma = s_u \exp(m_2)$ と表されるので、式(G-2)より

$$A_2 = \frac{s_u \exp(m_2)}{(m_2)^{m_2}} \quad (G-21)$$

このようにして、マクロひずみ式(G-2)は引張強さと一様伸びを用いて決定できる。

最後に、マイクロひずみ式とマクロ式ひずみ式の重み付け加算方法について説明する。式(G-4), (G-5)における重み係数 w_1, w_2 は応力レベルに応じた関数で、 $w_1 + w_2 = 1$ の関係がある。マイクロひずみ域（ある応力レベル以下）では $w_1 = 1$ 、またマクロひずみ域（ある応力レベル以上）では $w_2 = 1$ となるように設定される。ASME 単調式では、マイクロひずみ域からマクロひずみ域へと重みが連続的に変化するように、応力レベルに応じて次の重み関数を用いている。

$$w_1(\sigma) = \frac{1 - \tanh(H)}{2}, \quad w_2(\sigma) = \frac{1 + \tanh(H)}{2} \quad (G-22), (G-23)$$

$$\text{ここで、} \quad H = \frac{2(\sigma - s_y)}{K(s_u - s_y)} - 2 \quad (G-24)$$

上式で表される重み関数 w_1, w_2 は応力レベル（ σ あるいは H ）に応じて図 G-1 のように変化する。均等重み $w_1(0) = w_2(0) = 0.5$ の位置は $H = 0$ で表される。この応力レベルは $(\sigma - s_y) = K(s_u - s_y)$ に相当するので、 K 値が均等重みの位置を決めることになる。均等重みの応力レベルを挟む3つの領域の重みは以下の通りとなる。

領域(A)： $H \leq -4$ $(\sigma - s_y) < -K(s_u - s_y)$ のとき $w_1 \approx 1, w_2 \approx 0$

領域(B)： $-4 < H < 4$ $-K(s_u - s_y) < (\sigma - s_y) < 3K(s_u - s_y)$ のとき w_1, w_2 相応の重み

領域(C)： $H \geq 4$ $(\sigma - s_y) > 3K(s_u - s_y)$ のとき $w_1 \approx 0, w_2 \approx 1$

なお、 K 値は $R = s_y / s_u$ 値に応じて図 G-2 のように定められている。

以上のように、ASME 単調式は、材料に応じて、 s_y, s_u 値を与えれば計算できるようになっている。なお、パラメータ m_2, ε_p の値は材料ごとに表で与えられている。

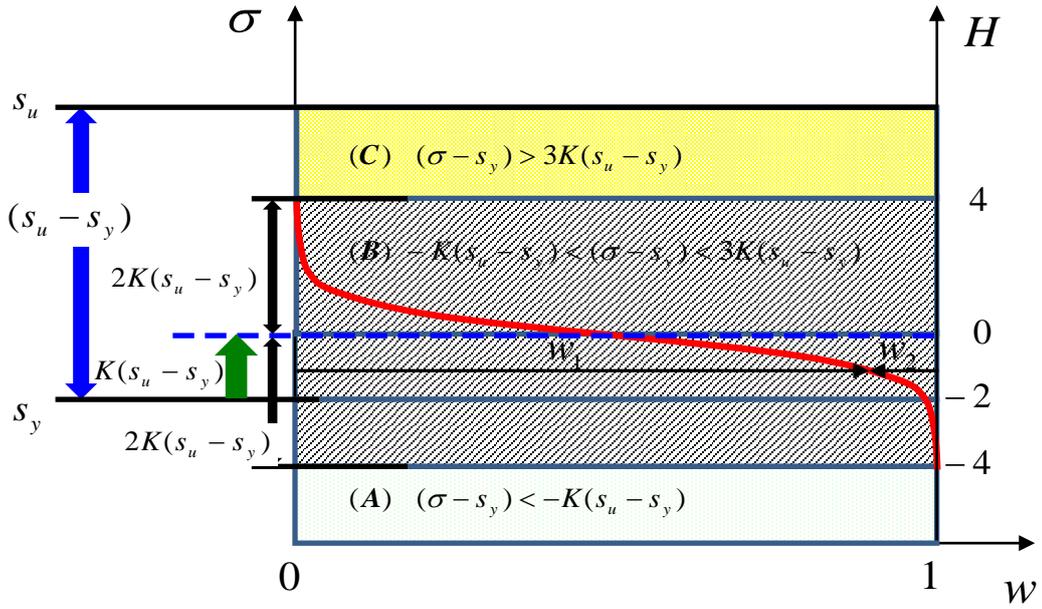


図 G-1 ミクロひずみとマクロひずみの重み関数

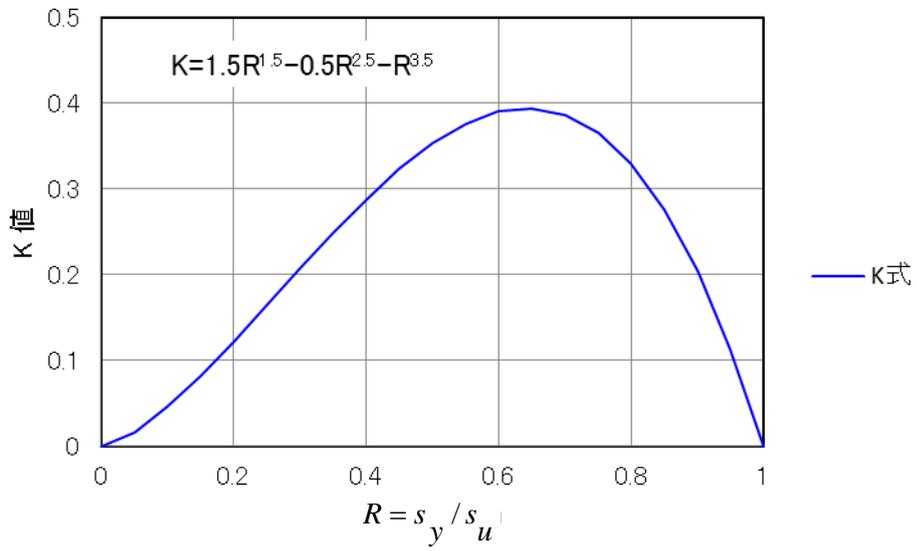


図 G-2 降伏比 R に応じた K 値

Appendix H

円管の外圧座屈理論解

1. 概要

外圧を受ける円管については、有限長及び無限長の場合の弾性の座屈圧力理論解が得られている。塑性座屈に対して、換算係数を用いる方法（換算係数法）が有効であることはよく知られているが、座屈荷重を求める陽な公式が得られず、数値解法を必要とするため手軽には利用できない。ここでは、SUS304 製円管に対して、弾性の座屈圧力理論解を出発点として、修正 ASME 応力ひずみ関係式を用いて換算係数法により塑性の座屈圧力荷重を数値的に求める方法で座屈荷重曲線を作成した。座屈荷重曲線は広範囲の温度、半径板厚比、細長比を対して与えた。

2. 弾性座屈理論式

外圧を受ける円管の弾性座屈圧力については、Timoshenko & Gere の教科書[1]に理論式が載っている。このうち有限長円管の理論式は Mises により導かれたものである。円管は、両端が解放されている場合と、閉じられている場合の2つのケースが取り上げられている。

(1) 両端開放円管（周方向応力のみ）

(a) 有限長円管

$$p_{cr}^e = \frac{Et}{R(1-\nu^2)} \left\{ \frac{1-\nu^2}{(n^2-1) \left(1 + \left[\frac{nL}{\pi R} \right]^2 \right)^2} + \frac{t^2}{12R^2} \left(n^2 - 1 + \frac{2n^2 - 1 - \nu}{1 + \left[\frac{nL}{\pi R} \right]^2} \right) \right\} \quad (\text{H-1})$$

ここで p_{cr}^e : 弾性座屈圧力、 E : 縦弾性係数、 ν : ポアソン比

R : 円管の板厚中心半径、 t : 円管板厚、 L : 円管の長さ、 n : 周方向波数
座屈荷重は、 $n=2$ 、 $n=3$ のいずれか小さい方の値をとる。外圧は円管外表面に作用するが、簡単のため円管板厚中央面に作用すると仮定している。端部境界条件は以下の通りである。

- 円管法線方向変形拘束、回転（曲率を含む）は自由
- 軸方向変位は全周一様に変形可
- 周方向変位は拘束

(b) 長い円管

長い円管の場合は、式(H-1)の L/R を無限大にすると、次式が得られる。

$$p_{cr}^e = \frac{(n^2-1)E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{R} \right)^3 \quad (n=2,3,4,\dots) \quad (\text{H-2})$$

座屈圧力は $n=2$ で次の最小値をとる。

$$p_{cr}^e = \frac{E}{4(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{R} \right)^3 \quad (\text{H-3})$$

(2) 両端閉じ円管（周方向応力のほか、軸方向応力が作用）

(a) 有限長円管

$$p_{cr}^e = \frac{Et}{R \left(n^2 + \frac{1}{2} \left[\frac{\pi R}{L} \right]^2 \right)} \left\{ \frac{1}{\left(\left[\frac{nL}{\pi R} \right]^2 + 1 \right)^2} + \frac{t^2}{12R^2(1-\nu^2)} \left[n^2 + \left(\frac{\pi R}{L} \right)^2 \right]^2 \right\} \quad (\text{H-4})$$

座屈荷重は、 $n=2$, $n=3$ のいずれか小さい方の値をとる。
端部境界条件は両端開放の場合と同様である。

(b) 長い円管

式(H-4)の L/R を無限大にすると、次式が得られる。

$$p_{cr}^e = \frac{n^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{R} \right)^3 \quad (n = 2, 3, 4, \dots) \quad (\text{H-5})$$

座屈圧力は $n=2$ で次の最小値をとる。

$$p_{cr}^e = \frac{E}{3(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{R} \right)^3 \quad (\text{H-6})$$

2. 塑性座屈理論式

外圧を受ける円管の塑性座屈理論式は、弾性座屈理論式(H-1)～(H-6)に von Karman の梁やシェルの換算係数を導入する方法[H-1]により得られる。以下では、応力は圧縮側を正值として扱う。

(1) 両端開放円管 (周方向応力のみ)

(a) 有限長円管

両端開放の有限長円管の式(H-1)の塑性座屈への拡張は次式による。

$$p_{cr}^e = \frac{E_r t}{R(1-\nu_p^2)} \left\{ \frac{1-\nu_p^2}{(n^2-1) \left(1 + \left[\frac{nL}{\pi R} \right]^2 \right)^2} + \frac{t^2}{12R^2} \left(n^2 - 1 + \frac{2n^2 - 1 - \nu_p}{1 + \left[\frac{nL}{\pi R} \right]^2} \right) \right\} \quad (\text{H-7})$$

ただし、 p_{cr}^e :塑性座屈圧力、 E_r :換算係数 (von Karman) ν_p :弾塑性のポアソン比 (≈ 0.4 と仮定)。

梁やシェルの換算係数は次式で与えられる。

$$E_r = \frac{4EE_t}{(\sqrt{E} + \sqrt{E_t})^2} \quad (\text{H-8})$$

ここで、 E_t :接線係数。

応力ひずみ曲線が $\sigma = f(\varepsilon)$ で表されるとすると、

$$E_t = \frac{d\sigma}{d\varepsilon} = \frac{EH}{E+H} \quad (\text{H-9})$$

ただし、 $H = \frac{d\sigma}{d\varepsilon^p}$ は塑性硬化係数である。

塑性硬化係数 H は、相当応力 $\bar{\sigma}$ （両端開放の場合は $\bar{\sigma} = \sigma_\theta$ ）の関数である。このため、 E_r も $\bar{\sigma}$ の関数となるので、 $E_r = E_r(\bar{\sigma})$ と表記する。式(H-7)を座屈時の相当応力を用いて表すと、次式が得られる。

$$\bar{\sigma}_{cr} = p_{cr}^p \left(\frac{R}{t} \right) = \phi_{F,open} E_r(\bar{\sigma}_{cr}) \quad (\text{H-10})$$

$$\text{ここで } \phi_{F,open} = \frac{1-\nu_p^2}{(n^2-1) \left(1 + \left[\frac{nL}{\pi R} \right]^2 \right)^2} + \frac{t^2}{12R^2} \left(n^2 - 1 + \frac{2n^2 - 1 - \nu_p}{1 + \left[\frac{nL}{\pi R} \right]^2} \right) \left(\frac{t}{R} \right)^2 \quad (\text{H-11})$$

なお、 $\phi_{F,open}$ の下添字 F は有限長、 $open$ は両端開放を表す。

座屈時の相当応力 $\bar{\sigma}_{cr}$ は式(H-10)の非線形方程式を解くことにより求まる。外圧座屈荷重は、このようにして求まる解 $\bar{\sigma}_{cr}$ ($= \sigma_{\theta,cr}$) を用いて次式により得られる。

$$p_{cr}^p = \left(\frac{t}{R} \right) \bar{\sigma}_{cr} \quad (\text{H-12})$$

(b) 長い円管

長い円管の場合の塑性座屈荷重の基本式は次式の通りである。

$$p_{cr}^p = \frac{E_r}{4(1-\nu_p^2)} \left(\frac{t}{R} \right)^3 \quad (\text{H-13})$$

塑性座屈時の相当応力は、式(H-10)と同様、次式により表される。

$$\bar{\sigma}_{cr} = \phi_{L,open} E_r(\bar{\sigma}_{cr}) \quad (\text{H-14})$$

$$\text{ここで } \phi_{L,open} = \frac{1}{4(1-\nu_p^2)} \left(\frac{t}{R} \right)^2 \quad (\text{H-15})$$

なお、 $\phi_{L,open}$ の下添字 L は長い円管を意味する。

外圧座屈荷重は式(H-12)より得られる。

(2) 両端閉じ円管

(a) 有限長円管

塑性座屈荷重の基本式は次式で表される。

$$p_{cr}^p = \frac{E_r t}{R \left(n^2 + \frac{1}{2} \left[\frac{\pi R}{L} \right]^2 \right)} \left\{ \frac{1}{\left(\left[\frac{nL}{\pi R} \right]^2 + 1 \right)^2} + \frac{t^2}{12R^2(1-\nu_p^2)} \left[n^2 + \left(\frac{\pi R}{L} \right)^2 \right]^2 \right\} \quad (\text{H-16})$$

両端閉じ円管の場合、軸応力 $\sigma_z = \sigma_\theta / 2$ が生じるため、相当応力は $\bar{\sigma} = (\sqrt{3}/2)\sigma_\theta$ を用いて評価することになる。したがって、座屈時の相当応力 $\bar{\sigma}_{cr}$ は次式で表される。

$$\bar{\sigma}_{cr} = \frac{\sqrt{3}}{2} p_{cr}^p \left(\frac{R}{t} \right) = \phi_{L,closed} E_r(\bar{\sigma}_{cr}) \quad (\text{H-17})$$

ここで

$$\phi_{F,closed} = \frac{\sqrt{3}}{2 \left(n^2 + \frac{1}{2} \left[\frac{\pi R}{L} \right]^2 \right)} \left\{ \frac{1}{\left(\left[\frac{nL}{\pi R} \right]^2 + 1 \right)^2} + \frac{t^2}{12R^2(1-\nu_p^2)} \left[n^2 + \left(\frac{\pi R}{L} \right)^2 \right]^2 \right\} \quad (\text{H-18})$$

なお、 $\phi_{F,closed}$ の下添字 *closed* は両端閉じ円管を意味する。

外圧座屈荷重は次式により得られる。

$$p_{cr}^p = \frac{2}{\sqrt{3}} \left(\frac{t}{R} \right) \bar{\sigma}_{cr} \quad (\text{H-19})$$

(b) 長い円管

両端閉じの長い円管の場合の塑性座屈荷重の基本式は次式で与えられる。

$$p_{cr}^p = \frac{E_r}{3(1-\nu_p^2)} \left(\frac{t}{R} \right)^3 \quad (\text{H-20})$$

塑性座屈時の相当応力は、式(H-17)と同様に次式により表される。

$$\bar{\sigma}_{cr} = \frac{\sqrt{3}}{2} p_{cr}^p \left(\frac{R}{t} \right) = \phi_{L,closed} E_r(\bar{\sigma}_{cr}) \quad (\text{H-21})$$

$$\text{ここで } \phi_{L,closed} = \frac{\sqrt{3}}{6(1-\nu_p^2)} \left(\frac{t}{R} \right)^2 \quad (\text{H-22})$$

外圧座屈荷重は式(H-19)より得られる。

3. 座屈応力方程式の求解

座屈応力を求めるための方程式(H-10), (H-14), (H-17), (H-21)を簡単のために次式のように表す。

$$f(\sigma) = \sigma - \phi E_r(\sigma) = 0 \quad (\text{H-23})$$

温度 T と形状 R/t が与えられると ϕ が定まる。応力ひずみ関係式は、任意のもので良いが、SUS304とSTS410に対しては3.2.1(1)で提案した修正ASME式を用いることができる。式(H-23)の応力の求解は反復数値計算により行う。

4. 円管の外圧座屈荷重の評価

図H-1は両端開放及び両端閉じ長い円管に対する800°Cにおける外圧座屈荷重と R/t の関係を示している。 $R/t < 20$ の領域で塑性座屈が生じ、座屈圧は弾性理論値より大幅に低下する。座屈波形は $n=2$ (平たくつぶれる形状)である。弾性座屈荷重理論値は、両端閉じの場合、両端開放の場合に比べて約30%大きい。

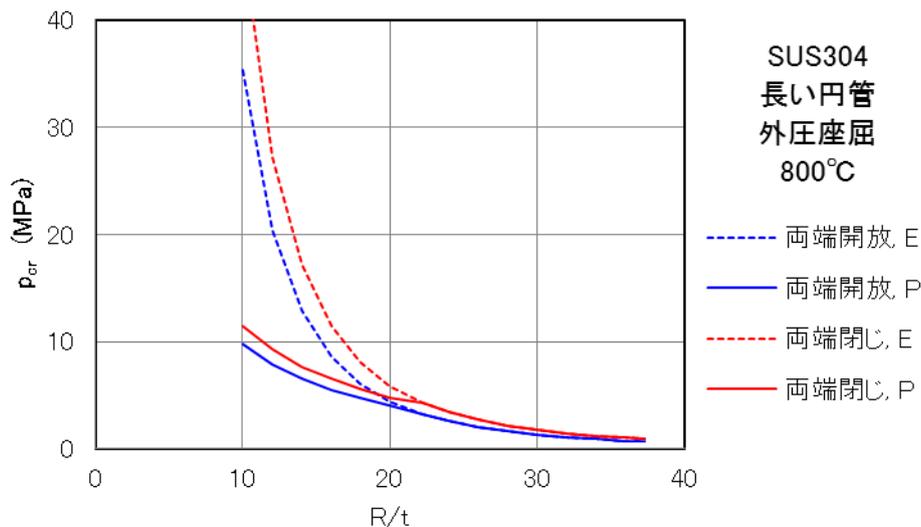


図 H-1 長い SUS304 円管の外圧座屈荷重曲線 (800°C, 両端開放&両端閉じ)

図 H-2 は両端開放及び両端閉じ有限長の円管 ($R/t=22.2$ 及び $R/t=37.3$) に対する 800°C における外圧座屈荷重と L/R の関係を示している。両端開放の場合、塑性座屈は $R/t=22.2$ の円管では $L/R=13$ 以下、 $R/t=37.3$ の円管では $L/R=6$ 以下で生じる。座屈荷重は、両端閉じの場合、両端開放の場合より 20~30%大きくなる。800°Cでは応力ひずみ関係が平坦化(弾完全塑性化)しているため、 L/R が小さくなくても座屈荷重の上昇は小さい。

図 H-3 は弾性座屈曲線と座屈波形を示している。座屈波形は、細長比の大きい円管では $n=2$ であるが、 $R/t=22.2$ の円管では $L/R=6$ 以下、 $R/t=37.3$ の円管では $L/R=7$ 以下で $n=3$ となる。

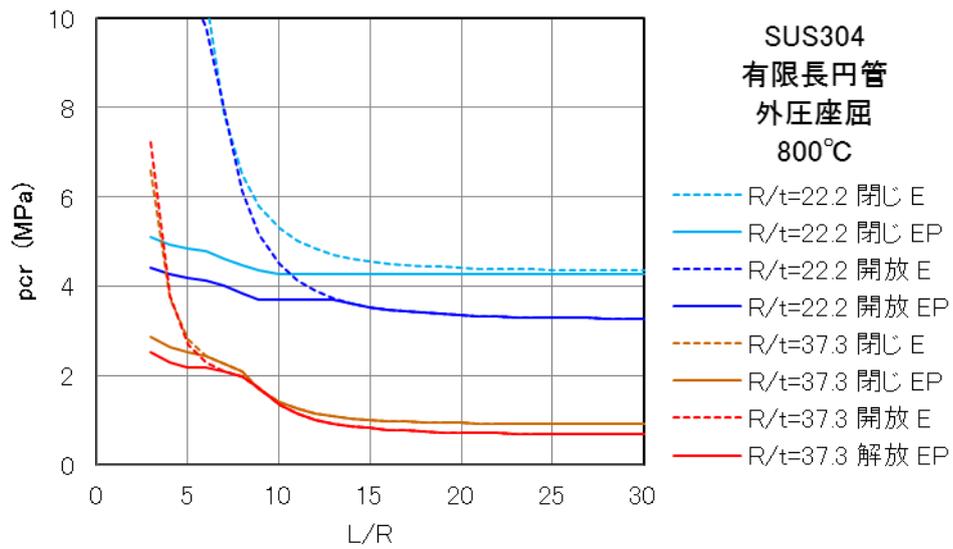


図 H-2 SUS304 有限長円管の外圧座屈荷重曲線 (800°C, 両端開放&両端閉じ)

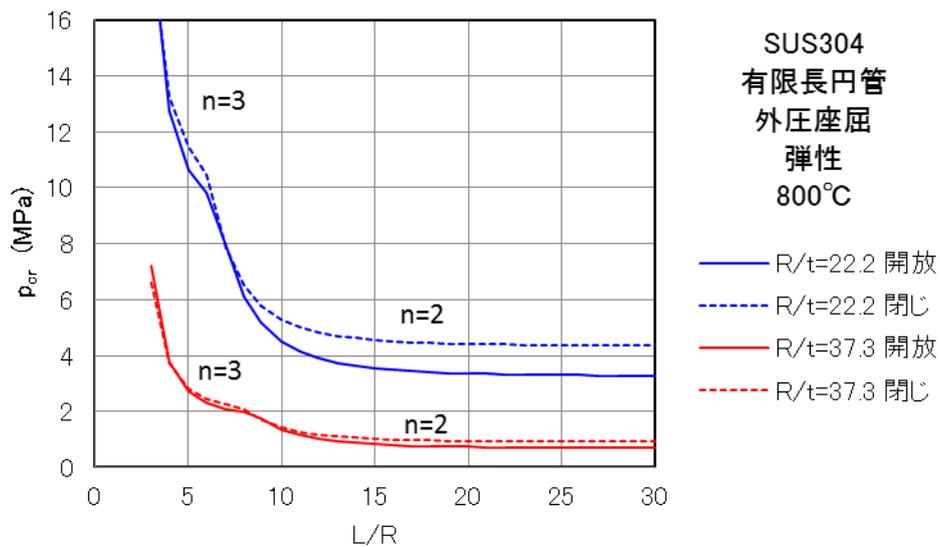


図 H-3 SUS304 有限長円管の外圧による弾座屈荷重曲線 (800°C, 両端開放&両端閉じ)

図 H-4 は、有限長円管の 800°C の座屈荷重曲線上に弾性座屈と塑性座屈の区別、及び座屈波形の波数を示す。座屈荷重曲線は塑性の効果と波数の変化が合わさって複雑な形となっている。

図 H-5 は、半径板厚比 $R/t=37.3$ 一定で、長さ L/R を変化させたときの座屈荷重曲線を、温度 700, 800, 900, 1000°C に対して示す。 L/R が 30 に達すると長い円管の座屈圧力にほぼ近づいている。

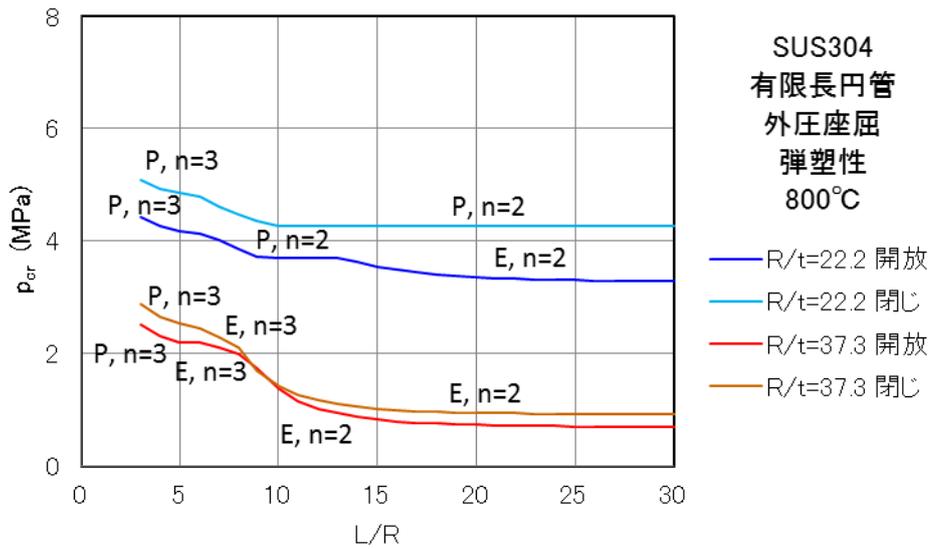


図 H-4 SUS304 有限長円管の外圧弾塑性座屈の荷重と形態 (800°C, 両端開放&両端閉じ)

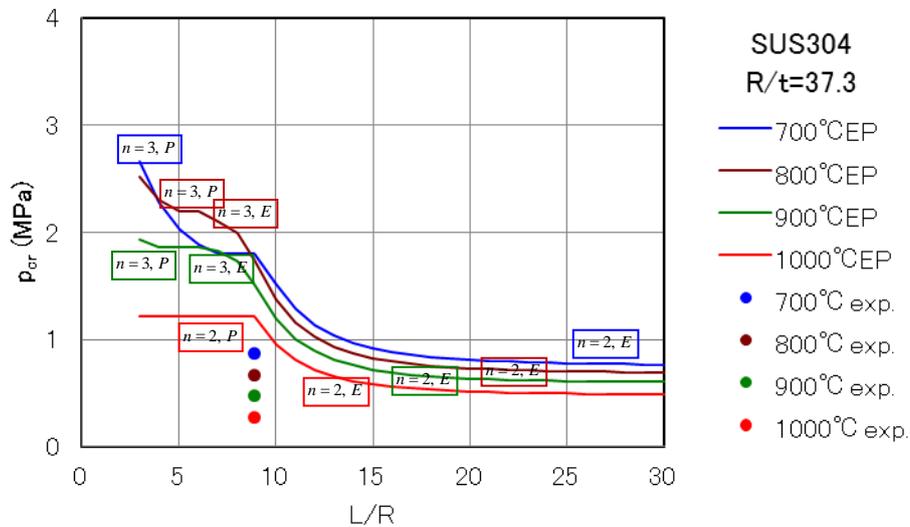


図 H-5 R/t=37.3 の円管の外圧座屈荷重曲線と座屈モード

L/R > 9 の領域は弾性座屈で、座屈波形は n=2 (平坦なつぶれ) である。L/R < 9 の領域では一部に弾性座屈が存在するが大部分は塑性座屈であり、座屈波形は 1000°C で n=2、それ以外の温度では n=3 (おむすび型のおつぶれ) である。○印は東大・岡本研の実験データ [2] である。

図 H-6 は、半径板厚比 R/t=22.2 の場合で、長さ L/R を変化させたときの座屈荷重曲線を、温度 700, 800, 900, 1000°C に対して示す。R/t が小さい円管では細長比の影響は比較的小さい。1000°C では細長比によらず n=2 の塑性座屈が生じる。それ以外の温度では R/t < 6 で n=3 の塑性座屈が生

じるが、それより細長くなると $n=2$ の塑性座屈となる。比例限の温度依存性が単純でないため長い円管の座屈圧力の温度による影響も単純でない。

図 H-7 は、 $R/t=22.2$ 、 $L/R=15$ の円管の温度と座屈荷重の関係を示しており、弾性と塑性の理論値と実験値を比較している。この R/t では有限長円管は長い円管に比べて理論的には 10%ほど大きい座屈荷重を与える。800°C～900°Cにおいて、引張強さと降伏点の低下が顕著となり比例限が相対的に上昇するため、弾性座屈が現れているが、全体としては塑性座屈を示す。座屈荷重の実験値は理論値よりかなり低めである。その理由は別途検討が必要である。

図 H-8 は、 $R/t=37.3$ 、 $L/R=8.9$ の円管の温度と座屈荷重の関係を示している。この円管は細長比が小さいため、座屈荷重は長い円管の座屈荷重を大きく上回っている。理論的には 700°C付近で一部塑性座屈が見られるが、それ以上の高温ではすべて弾性座屈となる。実験値は理論値よりかなり低めであるが、その理由は別途検討が必要である。

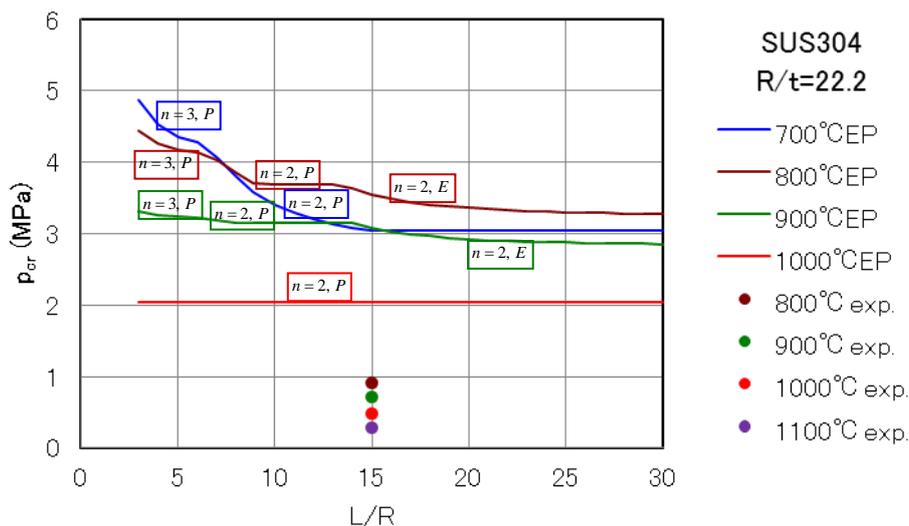


図 H-6 $R/t=22.2$ の円管の外圧座屈圧曲線と座屈モードの変化

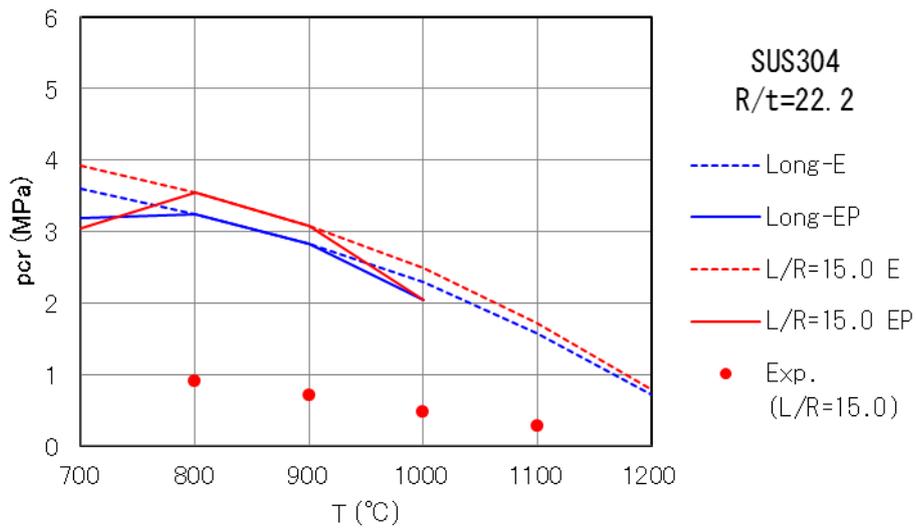


図 H-7 円管の外圧座屈荷重と温度の関係 (R/t=22.2, L/R=15.0)

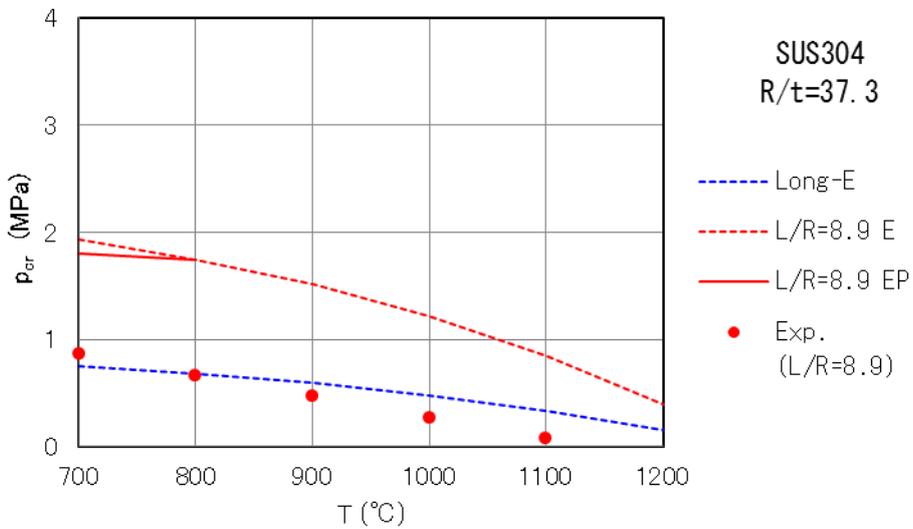


図 H-8 円管の外圧座屈荷重と温度の関係 (R/t=37.3, L/R=8.9)

<参考文献>

- [1] Timoshenko, S.P. & Gere, J.M., Theory of elastic stability, Mcgraw-Hill Book CO., Inc., 1961
- [2] Jo, B., Sagawa, W. and Okamoto, K.: "Buckling failure of tube columns under external pressure at severe accidents", ICONE23-1605, JSME, 2015.

Appendix I

代表部位の破損メカニズム解明に用いた材料特性について

表 I-1 安全上重要な原子炉構造物の寸法 配管

炉型	系統	材料	口径	Sch.	外径 Do [mm]	板厚 t [mm]	半径板厚比 R/t
BWR	MS	STS480	650A	80	660.4	33.3	8.92
	RHR	STS410	300A	100	318.5	21.4	6.44
	PLR	SUS316	—	—	625.4	38.9	7.04
	SLC	SUS316	40A	80	48.6	5.1	3.76
	FDW	STS480	500A	100	508.0	32.5	6.82
	HPCS	STS410	250A	100	267.4	18.2	6.35
	LPCS	STS410	250A	100	267.4	18.2	6.35
PWR	RCS	SUS316	350A	160	355.6	35.7	3.98
	RHR	SUS316	250A	160	267.4	28.6	3.67
FBR	H/L	Mod. 9Cr-Mo	36B	20	914.4	12.7	35.0
	C/L	Mod. 9Cr-Mo	28B	20	711.2	12.7	27.0

表 I-2 安全上重要な原子炉構造物の寸法 容器

炉型	容器	材料	外径 Do [mm]	板厚 t [mm]	半径板厚比 R/t
BWR	RPV	SQV2A	6,700	160	20.0
	PCV	SGV480	10,000	24	208.3
	PCV	SGV480	18,000	32	281.3
	PCV	SGV480	30,000	38	394.7
PWR	RPV	SQV2A	4,400	200	11.0
	PCV	SGV480	50,000	38	658.0
FBR	RV	316FR	10,000	50	100.0
	PCV	SGV480	50,000	38	658.0

1. 材料特性

(1) 熱伝導物性値

熱伝導解析に用いる材料物性値は、本プロジェクトで標準材料として整備されている SUS304（オーステナイト系ステンレス鋼の代表）、STS410（フェライト鋼の代表）を使用し、温度依存性を考慮した。なお、実機模擬解析では、原子炉圧力容器の主要材料 SQV 材の物性値を用いた。

① SUS304

表 I-3 を参照。

② STS410

表 I-4 を参照。

③ SQV2A

表 I-5 を参照。

(2) 応力-ひずみ関係式

材料特性は、本プロジェクトで標準材料として整備されている SUS304（オーステナイト系ステンレス鋼の代表）、STS410（フェライト鋼の代表）を使用し、温度依存性を考慮した。なお、実機模擬解析では、原子炉圧力容器の主要材料は SQV 材であるため、別途設定した。

(3) クリープ特性

① SUS304 クリープ関係式

- ・クリープ破断式（450 °C ～800 °C）

Lerson-Miller 型式を次式に示す。クリープ破断関係を図 I-2 に示す。

$$\log_{10}(\alpha_R t_R) = -17.54301 + \frac{31883.53}{T + 273.15} - \frac{5261.784}{T + 273.15} \log_{10} \sigma - \frac{425.0012}{T + 273.15} (\log_{10} \sigma)^2 \quad (\text{I-1})$$

- ・クリープひずみ速度式

$$\varepsilon_c = C_1(1 - e^{-r_1 t}) + C_2(1 - e^{-r_2 t}) + \dot{\varepsilon}_m t \quad (\text{I-2})$$

$$\dot{\varepsilon}_m = 62.416 \exp\left[-\frac{40812}{8.31(T + 273.15)}\right] t_R^{-1.1335}$$

$$C_1 = 1.2692 \dot{\varepsilon}_m^{0.74491} / r_1$$

$$C_2 = 0.48449 \dot{\varepsilon}_m^{0.81155} / r_2$$

$$r_1 = 103.37 t_R^{-0.72607}$$

$$r_2 = 17.255 t_R^{-0.86775}$$

② STS410 クリープ関係式

STS410 のクリープ破断式は、450 °C～700 °C は Lerson-Miller 型式で定式化を行い、700 °C を超える温度域は Norton 型式で定式化したものを用いる。

- ・クリープ破断式（450 °C ～700 °C）

Lerson-Miller 型式を次式に示す。クリープ破断関係を図 I-2 に示す。

$$T_R(\log t_R + C) = A_0 + A_1 \log \sigma + A_2 (\log \sigma)^2 \quad (\text{I-3})$$

$$C = 18.2322$$

$$A_0 = 21071.2$$

$$A_1 = 87.8761$$

$$A_2 = -1099.77$$

t_R : クリープ破断時間 (h)

σ : 応力 (MPa)

- ・ クリープ破断式 (700 °C を超える温度域)

Norton 型式で表す。

$$\log t_R = i + j(\log \sigma)^k \quad (\text{I-4})$$

$$i = 2.18$$

$$j = -0.550$$

$$k = 3$$

- ・ クリープひずみ速度式

$$\log \dot{\epsilon}_{\min} = l + m(\log \sigma)^n \quad (\text{I-5})$$

$$l = -2.98$$

$$m = 0.507$$

$$n = 3$$

$\dot{\epsilon}_m$: 最小クリープひずみ速度 (%/h)

③ SQV2A 相当材クリープ関係式

- ・ クリープ破断式 (450 °C ~800 °C)

Lerson-Miller 型式を次式に示す。クリープ破断関係を図 I-3 に示す。

$$(T - T_0 + 273.15)(\log_{10} t_R + C) = A_0 + A_1 \log_{10} \sigma + A_2 (\log_{10} \sigma)^2 \quad (\text{I-6})$$

$$T_0 = 50$$

$$C = 18.2322$$

$$A_0 = 21071.2$$

$$A_1 = 87.8761$$

$$A_2 = -1099.77$$

- ・ クリープ破断式 (800 °C を超える温度域)

$$T=800$$

- ・ クリープひずみ速度式

$$\log_{10} \dot{\epsilon}_m = 1.328072 - 1.21333 \log_{10} t_R \quad (\text{I-7})$$

④ NCF600 相当材クリープ関係式

- ・ クリープひずみ速度式

$$\dot{\epsilon}_m = \left(\frac{\sigma}{\alpha} \right)^{1/\beta} \quad (\text{I-8})$$

温度 (°C)	α	β
427	367.64	0.1248
482	300.46	0.192
538	176.5	0.3112
593	9.4	0.302
871	12.003	0.294
982	6.613	0.2293

・クリープ破断式

Lerson-Miller 型式を次式に示す。クリープ破断関係を図 I-3 に示す。

$$(T + 273.15)(\log_{10} t_R + C) = A_0 + A_1 \log_{10} \sigma \quad (\text{I-9})$$

パラメータ	温度 ≤ 760°C	温度 ≥ 760°C
C	14.9040	10.0899
A ₀	26555.6	22804.8
A ₁	-5061.26	-5884.08

表 I-3 SUS304 熱伝導物性値^[1]

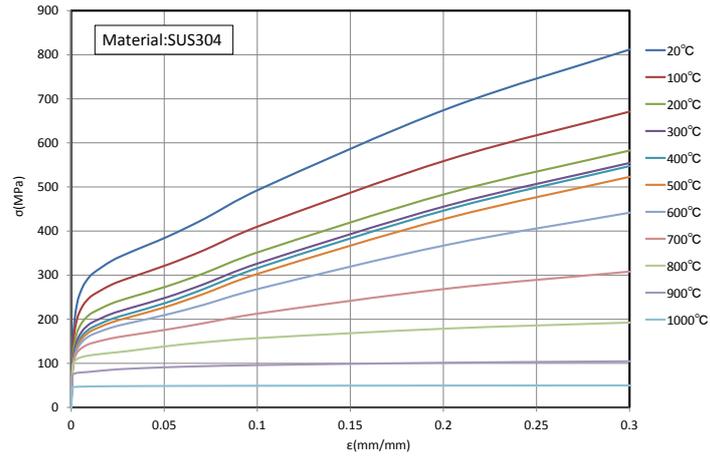
温 度 (°C)	熱伝導係数 (kcal/mm・sec・°C)	比 熱 (kcal/kg・°C)	密 度 (kg/mm ³)
20	3.48×10^{-6}	0.108	8.03×10^{-6}
50	3.53	0.112	8.02
100	3.73	0.118	8.00
150	3.89	0.122	7.97
200	4.05	0.125	7.95
250	4.21	0.128	7.93
300	4.37	0.129	7.90
350	4.53	0.131	7.88
400	4.70	0.132	7.86
450	4.86	0.133	7.83
500	5.02	0.134	7.81
550	5.18	0.136	7.79
600	5.34	0.138	7.76
650	5.51	0.140	7.74
700	5.67	0.142	7.72
750	5.83	0.145	7.70
800	5.98	0.147	7.67

表 I-4 STS410 の熱伝導物性値

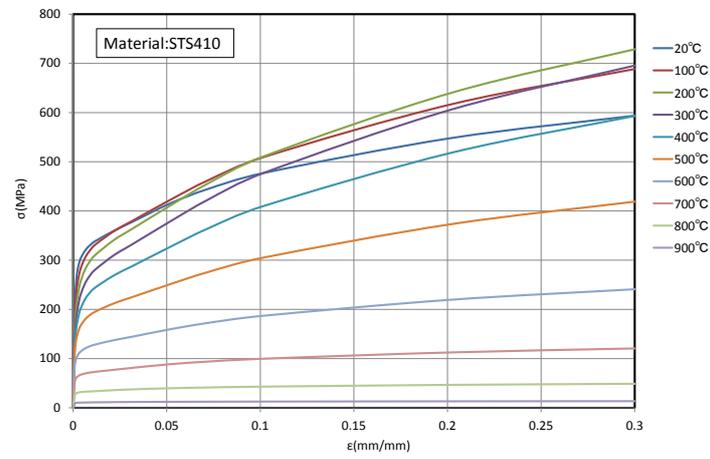
	Symbole	Unit	Value				
Temperature	T	°C	RT	200	400	600	800
Specific heat	C_p	J/kgK	477	515	595	737	883
Conductivity	λ	W/mK	42.7	41.9	38.9	33.9	26.4
Density	ρ	kg/m ³			7840		

表 I-5 SQV2A の熱伝導物性値^[3]

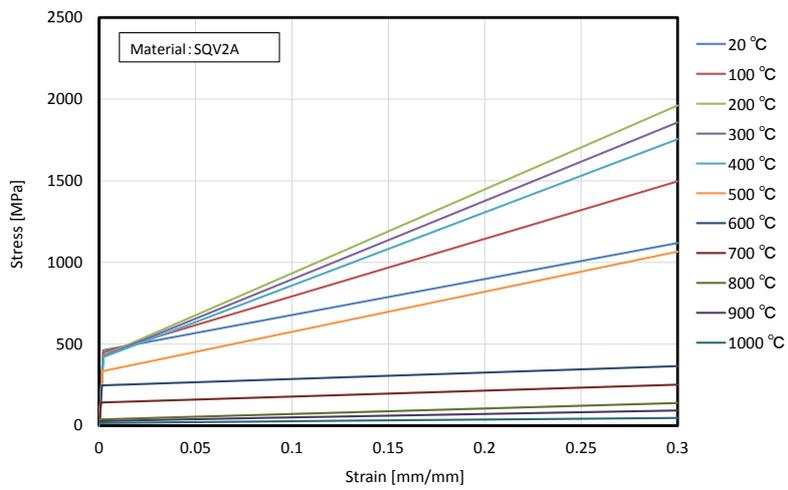
温度	比熱	熱伝導率	密度	瞬間線膨 張係数	降伏応力	加工硬化 係数	ヤング率	ポアソン比
T °C	Cp J/(kgK)	λ W/(mK)	ρ kg/m ³	α $\times 10^{-6}$ 1/K	σ_y MPa	H' MPa	E MPa	ν -
20	445	39.1	7830	12.7	462	2228	209900	0.294
100	487	40.1	7810	13.6			206400	0.295
200	517	38.9	7780	14.8	430	5276	201500	0.297
300	552	37.7	7740	16.1			195500	0.303
400	592	36	7700	16.7	421	4588	187800	0.31
500	645	34.3	7660	16.6			178800	0.319
600	723	31.7	7630	16	247	396	167800	0.34
700	905	29.2	7590	14.6			135800	0.364
800	812	37.8	7570	9.3	38	338	115000	0.371
900	0	0	7590	0.8			103800	0.406
1000	658	30.9	7550	18.2	16	105	92500	0.43
1100	0	0	7510	19.5				
1200	700	34.6	7460	21.8				
1300	721	36.5	7410	24.9				



SUS304

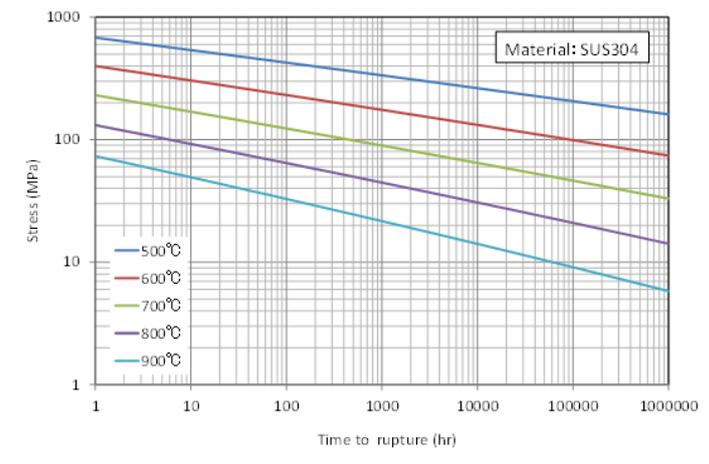


STS410

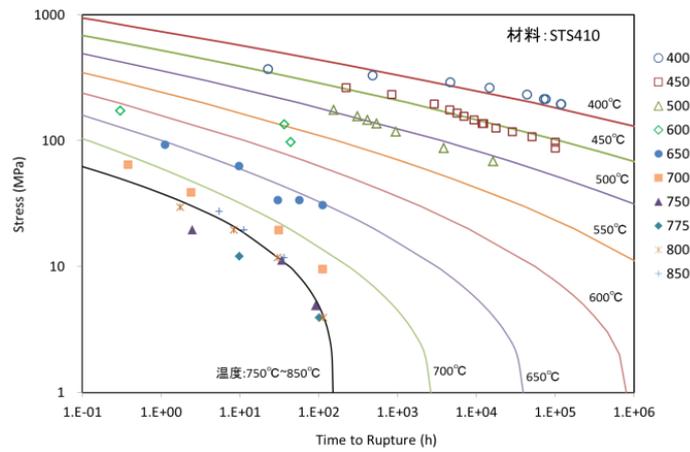


SQV2A

図 I-1 材料特性 応力ひずみ関係

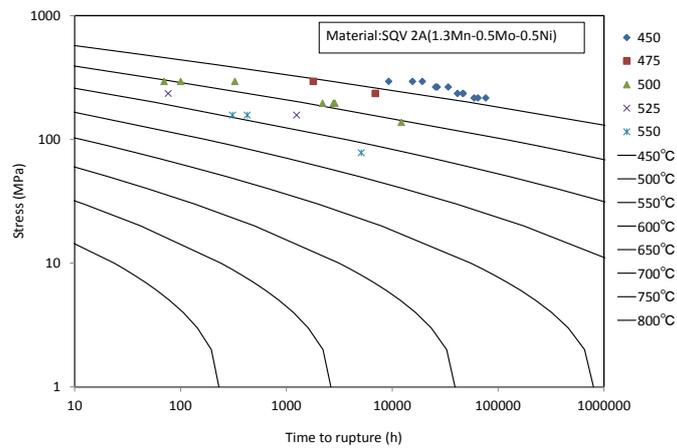


SUS304



STS410

図 I-2 クリープ破断時間 (SUS304, STS410)



SQV2A

図 I-3 クリープ破断時間 (SQV2A, NCF600)

<参考文献>

- [1] “発電用原子力設備規格設計・建設規格(第Ⅱ編 高速炉規格)(2012年版)”、JSME S NC2-2012、日本機械学会、2013年3月
- [2] “複雑形状部機器配管健全性実証(IAF)事業原子炉圧力容器の異材溶接部に関する高温材料特性データ集”、独立行政法人原子力安全基盤機構、平成25年6月
- [3] “複雑形状部機器配管健全性実証(IAF)事業原子炉圧力容器の異材溶接部に関する高温材料特性データ集”、独立行政法人原子力安全基盤機構、平成25年6月