

柏崎刈羽原子力発電所 5号炉 審査資料	
資料番号	KK5PLM-補-07 改3
提出年月日	2019年7月18日

柏崎刈羽原子力発電所 5号炉
高経年化技術評価
(耐震安全性評価)

補足説明資料

2019年7月18日

東京電力ホールディングス株式会社

本資料のうち、枠囲みの内容は、営業秘密又は防護上の観点から公開できません。

目次

1. 概要	1
2. 基本方針	1
3. 評価対象と評価手法	4
3.1 評価対象	4
3.1.1 耐震安全性評価対象機器	4
3.1.2 耐震安全上考慮する必要のある経年劣化事象の抽出	4
3.2 評価手法	7
3.2.1 主な適用規格	7
3.2.2 劣化想定期間	7
3.2.3 耐震安全性評価の評価手法	9
3.3 評価用地震動	10
3.4 評価用地震力	12
3.5 代表の選定	13
4. 耐震安全性評価	14
4.1 代表の耐震安全性評価	14
4.1.1 低サイクル疲労	14
4.1.2 中性子照射脆化	15
4.1.3 中性子照射による靱性低下	16
4.1.4 全面腐食	17
4.2 動的機能維持に係る耐震安全性評価	19
4.3 現状保全	20
4.4 総合評価	20
5. まとめ	21
5.1 審査ガイド適合性	21
5.2 保守管理に関する方針として策定する事項	25
別紙 1 建設後に実施した耐震補強の実績について	1-1
別紙 2 炭素鋼配管の腐食（流れ加速型腐食）について耐震性への影響を軽微とした理由	2-1
別紙 3 耐震安全性評価において現行の JEAG4601 以外を適用したケースについて	3-1
別紙 4 低サイクル疲労割れに対する耐震安全性評価結果について	4-1
別紙 5 原子炉圧力容器の中性子照射脆化に対する耐震安全性評価結果について	5-1
別紙 6 炉内構造物の中性子照射による靱性低下に対する耐震安全性評価結果について	6-1
別紙 7 全面腐食に対する耐震安全性評価結果について	7-1

1. 概要

本資料は、「実用発電用原子炉の設置、運転等に関する規則」第82条第1項の規定に基づき実施した、冷温停止状態が維持されることを前提とした高経年化技術評価のうち、耐震安全性評価の評価結果について補足説明するものである。

なお、高経年化対策に関する各機器・構造物の技術評価（以下「技術評価」という。）については高経年化技術評価書に取りまとめている。

高経年化技術評価における耐震安全性評価とは、耐震安全性に影響する可能性がある経年劣化事象について、評価対象機器・構造物の経年劣化を加味して耐震重要度クラスに応じた地震力を用いた評価を行い、評価対象機器・構造物の機能維持に対する経年劣化事象の影響を評価することをいう。

2. 基本方針

各機器・構造物の材質、環境条件等を考慮し、発生し得る経年劣化事象に対して高経年化技術評価を行った結果、保全対策を講じることによっても管理ができないという経年劣化事象は抽出されていない。

したがって、耐震性を考慮した場合にも、耐震性に影響を与える経年劣化事象を保全対策により適切に管理することで、耐震安全性の確保が可能であると考えられる。

しかしながら、高経年プラントの耐震性については、上記経年劣化事象の管理の観点からも、技術的評価を実施して安全性を確認しておく必要があると考えられることから、「**技術評価**」の中で耐震安全性の評価を実施するものである。

耐震安全性評価に対する評価の基本方針は、評価対象機器について発生しうる経年劣化事象に対して実施した「技術評価」に対し、耐震性を考慮した評価を実施し、運転開始後40年時点までの期間において「実用発電用原子炉施設における高経年化対策審査ガイド」（以下、「審査ガイド」という。）及び「実用発電用原子炉施設における高経年化対策実施ガイド」（以下、「実施ガイド」という。）の要求事項を満たすことを確認することである。

耐震安全性を評価するにあたっての要求事項を表1に整理する。

表1 (1/2) 耐震安全性評価についての要求事項

ガイド	要求事項
<p>実用発電用原子炉施設における高経年化対策審査ガイド</p>	<p>3. 高経年化技術評価等の審査の視点・着眼点</p> <p>(1) 高経年化技術評価の審査</p> <p>⑥ 動的機器（部位）の抽出</p> <p>動的機器（部位）を評価対象外としている場合、発電用原子炉設置者の保守管理活動において、材料等の経年劣化の影響から生じる性能低下の状況が的確に把握され、高経年化技術評価の開始時期以降もこれらが適切に行われることを保証しているかを、保守管理要領等の文書及び保守管理実績等により審査する。</p> <p>⑱-1 耐震安全性評価の対象となる経年劣化事象の抽出</p> <p>経年劣化の進展評価結果に基づき、耐震安全性評価の対象となる経年劣化事象を抽出していることを審査する。</p> <p>⑲-1 耐震安全上着目すべき経年劣化事象の抽出</p> <p>耐震安全上着目すべき経年劣化事象を抽出していることを審査する。</p> <p>⑳-1 耐震安全性の評価</p> <p>実施ガイド 3.1⑤に規定する期間の満了日までの期間について、経年劣化事象の発生又は進展に伴う機器・構造物の耐震安全性を評価しているかを審査する。</p> <p>㉑-1 耐震安全上の現状保全の評価</p> <p>耐震安全性に対する現状の保全策の妥当性を評価しているかを審査する。</p> <p>㉒-1 耐震安全上の追加保全策の策定</p> <p>想定した経年劣化事象に対し、耐震安全性が確保されない場合に、現状保全に追加する必要がある新たな保全策を適切に策定しているかを審査する。</p> <p>㉔ 大規模地震等による機器・構造物への直接の影響の考慮</p> <p>現に発生した大規模地震等について、これによる機器・構造物への影響を踏まえた高経年化技術評価を行っているかを審査する。</p> <p>(2) 長期保守管理方針の審査</p> <p>① 長期保守管理方針の策定</p> <p>すべての追加保全策について長期保守管理方針として策定されているかを審査する。</p>

表 1 (2/2) 耐震安全性評価についての要求事項

ガイド	要求事項
<p>実用発電用原子炉施設における高経年化対策実施ガイド</p>	<p>3.1 高経年化技術評価の実施及び見直し</p> <p>⑥ 耐震安全上考慮する必要のある経年劣化事象については、経年劣化を加味した機器・構造物の耐震安全性評価を行い、必要に応じ追加保全策を抽出すること。</p> <p>実用炉規則第 82 条第 1 項から第 3 項までの規定による高経年化技術評価に係る耐震安全性評価は、規制基準（当該評価を行う時点後の直近の運転開始以後 30 年、40 年又は 50 年を経過する日において適用されているものに限る。）の要求を満たすことが確認された確定した基準地震動及び弾性設計用地震動を用いた評価を行うこと。当該高経年化技術評価後に、当該評価に用いた基準地震動及び弾性設計用地震動が見直された場合には、高経年化技術評価を速やかに見直すこと。</p> <p>⑥を行うに当たっては、PLM基準 2008 版の 6.3.4 耐震安全性評価を用いることができる。</p> <p>3.2 長期保守管理方針の策定及び変更</p> <p>長期保守管理方針の策定及び変更に当たっては、以下の要求事項を満たすこと。</p> <p>① 高経年化技術評価の結果抽出された全ての追加保全策（発電用原子炉の運転を断続的に行うことを前提として抽出されたもの及び冷温停止状態が維持されることを前提として抽出されたものの全て。）について、発電用原子炉ごとに、保守管理の項目及び当該項目ごとの実施時期を規定した長期保守管理方針を策定すること。</p> <p>なお、高経年化技術評価の結果抽出された追加保全策について、発電用原子炉の運転を断続的に行うことを前提とした評価から抽出されたものと冷温停止状態が維持されることを前提とした評価から抽出されたもの間で、その対象の経年劣化事象及び機器・構造物の部位が重複するものについては、双方の追加保全策を踏まえた保守的な長期保守管理方針を策定すること。</p> <p>ただし、冷温停止が維持されることを前提とした高経年化技術評価のみを行う場合はその限りでない。</p>

3. 評価対象と評価手法

3.1 評価対象

3.1.1 耐震安全性評価対象機器

評価対象機器は、「技術評価」における評価対象機器と同じ機器とする。

上記の評価対象機器のうち、以下の機器を耐震安全性評価における代表機器とする。

- ・「技術評価」で行った機器のグループ化における「同一グループ内での代表機器」
- ・「同一グループ内での代表機器」より耐震重要度が上位の機器

なお、評価対象機器に対し、建設後に実施した耐震補強実績について別紙 1 に示す。

3.1.2 耐震安全上考慮する必要のある経年劣化事象の抽出

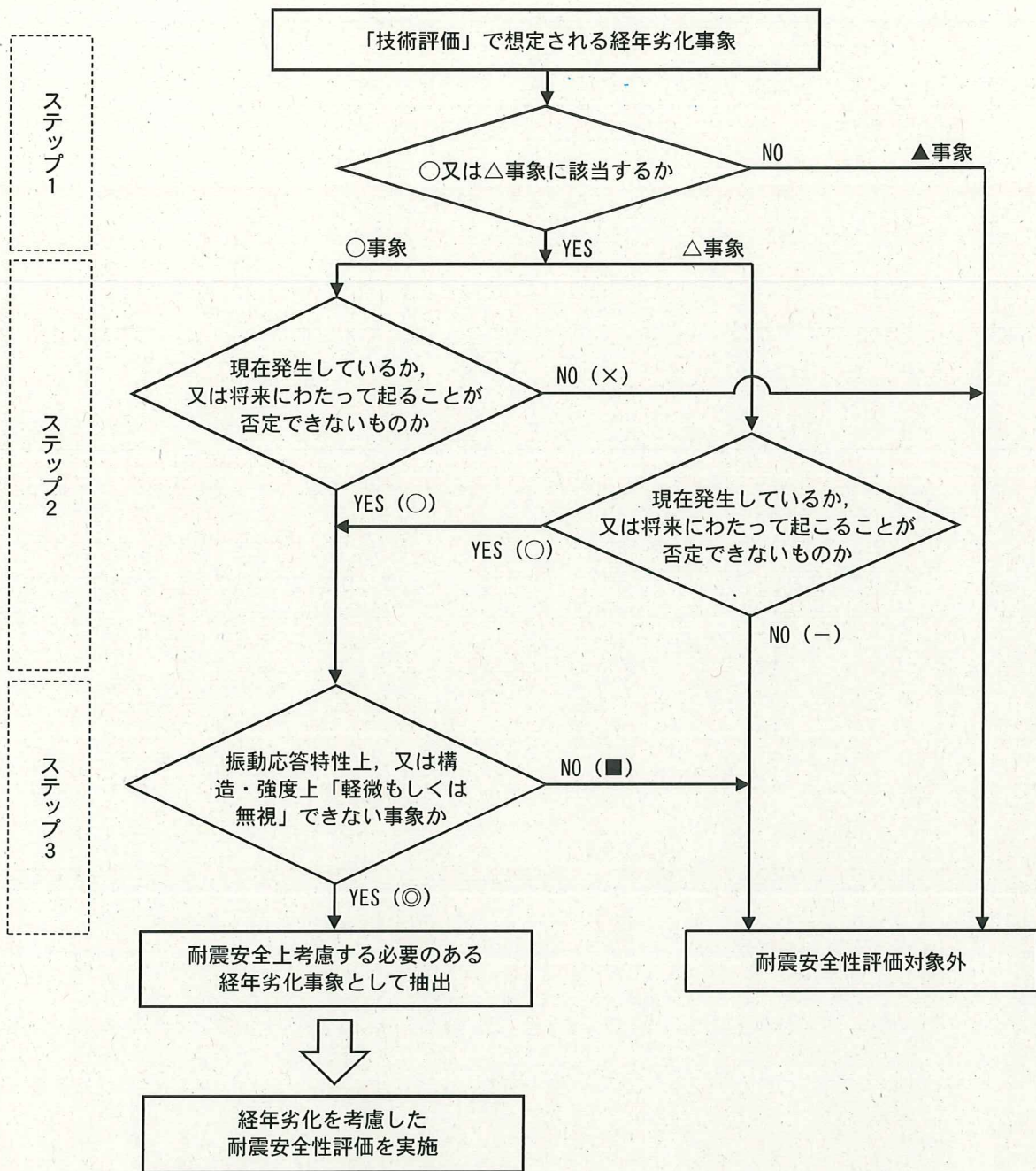
3.1.1 項にて抽出された耐震安全性評価対象機器において、「技術評価」で評価対象機器・部位ごとに想定される経年劣化事象については、以下のとおり分類される。

- (1) 高経年化対策上着目すべき経年劣化事象 (○事象)
- (2) 高経年化対策上着目すべき経年劣化事象ではない事象 (日常劣化管理事象) (△事象)
- (3) 高経年化対策上着目すべき経年劣化事象ではない事象 (日常劣化管理事象以外) (▲事象)

このうち、耐震安全性評価を実施する機器として、(1) 及び (2) のうち「現在発生しているか、又は将来にわたって起こることが否定できないもの」でかつ「振動応答特性上、又は構造・強度上「軽微もしくは無視」できる事象ではない経年劣化事象」について、耐震安全上考慮する必要のある経年劣化事象として抽出し、経年劣化を考慮した耐震安全性評価を実施する。

耐震安全上考慮する必要のある経年劣化事象の抽出フローを図 1 に示す。

また、抽出された耐震安全上考慮する必要のある経年劣化事象及び評価対象機種を表 2 に示す。



【凡例】

- ：評価対象として抽出
- ：評価対象から除外
- ×：現在発生しておらず、今後も発生の可能性がないもの、又は小さいものとして評価対象から除外
- ：振動応答特性上、又は構造・強度上「軽微もしくは無視」できる事象として評価対象から除外
- ◎：耐震安全上考慮する必要がある経年劣化事象として抽出
- 事象：高経年化対策上着目すべき経年劣化事象
- △事象：高経年化対策上着目すべき経年劣化事象ではない事象（日常劣化管理事象）
- ▲事象：高経年化対策上着目すべき経年劣化事象ではない事象（日常劣化管理事象以外）

YES/NO（）内の記号は耐震評価の分類を示す。

図1 耐震安全上考慮する必要がある経年劣化事象の抽出フロー

表2 耐震安全上考慮する必要のある経年劣化事象一覧

機器・構造物※1	耐震安全上考慮する必要のある経年劣化事象			
	低サイクル疲労	中性子照射脆化	中性子照射による靱性低下	全面腐食
ポンプ	—	—	—	—
熱交換器	—	—	—	◎※2
ポンプモータ	—	—	—	—
容器	◎※3	◎※3	—	—
配管	◎	—	—	—※4
弁	◎	—	—	—
炉内構造物	◎	—	◎	—
ケーブル	—	—	—	—
コンクリート構造物及び鉄骨構造物	—	—	—	—
計測制御設備	—	—	—	—
空調設備	—	—	—	—
機械設備	—	—	—	—
電源設備	—	—	—	—
基礎ボルト	—	—	—	◎

※1:「技術評価」の機種分類

(耐震評価において、基礎ボルトは機械設備から独立させて評価した)

※2: 胴の全面腐食

※3: 原子炉圧力容器

※4: 炭素鋼配管の腐食(流れ加速型腐食(FAC))については、構造等からFACは生じにくく、耐震性への影響は軽微であると判断。詳細を別紙2に示す。

【凡例】

◎: 高経年化対策上着目すべき経年劣化事象もしくは高経年化対策上着目すべき経年劣化事象ではない事象(日常劣化管理事象)のうち、振動応答特性上、又は構造・強度上「軽微もしくは無視」できない事象

3.2 評価手法

3.2.1 主な適用規格

耐震安全性評価に用いた規格を以下に示す。

- ・ 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(2007年追補版を含む) JSME S NC1-2005(2007)」(以下、「設計・建設規格」という)
- ・ 日本機械学会「発電用原子力設備規格 維持規格 2008年版 JSME S NA1-2008」(以下、「維持規格」という)
- ・ 日本電気協会「原子力発電所配管破損防護設計技術指針 JEAG4613-1998」(以下、「JEAG4613-1998」という)
- ・ 日本電気協会「原子力発電所用機器に対する破壊靱性の確認試験方法 JEAC4206-2007」(以下、「JEAC4206」という)
- ・ 日本機械学会「発電用原子力設備規格 沸騰水型原子力発電所 配管減肉管理に関する技術規格 JSME S NH1-2006」(以下、「配管減肉管理規格」という)
- ・ 日本電気協会「原子力発電所耐震設計技術指針 重要度分類・許容応力編 JEAG4601-補-1984」(以下、「JEAG4601」という)
- ・ 日本電気協会「原子力発電所耐震設計技術指針 JEAG4601-1987」(以下、「JEAG4601」という)
- ・ 日本電気協会「原子力発電所耐震設計技術指針追補版 JEAG4601-1991」(以下、「JEAG4601」という)
- ・ 日本電気協会「原子力発電所耐震設計技術規程 JEAC4601-2008」(以下、「JEAC4601」という)

なお、現行の JEAG4601 以外の値を適用した耐震安全性評価を実施したケースについて、別紙 3 に記載する。

3.2.2 劣化想定期間

冷温停止状態が維持されることを前提とした耐震安全性評価では、運転開始後 40 年時点までの健全性確認を実施する。ただし、現時点(2018年3月31日)から運転開始後 40 年時点までの期間はプラントの冷温停止を想定すること及び至近のプラント停止時点から現時点まではプラントが冷温停止していたことから、劣化の想定期間は劣化事象毎に異なり、以下のとおりである。(表 3 参照)

- (1) 冷温停止状態において発生・進展しない事象(低サイクル疲労, 中性子照射脆化, 中性子照射による靱性低下)
劣化の想定期間は、至近のプラント停止時点(第 13 回定期検査開始日)までとする。
- (2) 冷温停止状態において発生・進展の可能性が想定される事象(全面腐食)
劣化の想定期間は、評価期間と同じ運転開始から 40 年時点までとする。

表3 冷温停止の維持状態での劣化の想定期間

経年劣化事象	評価対象機器	劣化の想定期間	至近のプラント	現時点	運転開始後
			ト停止時点 2012. 1. 25	2018. 3. 31	40年時点 2030. 4. 9
全面腐食	熱交換器 基礎ボルト	運転開始後 40年まで	▼		
低サイクル 疲労	炉内構造物 RPV, 配管等 弁	至近のプラント 停止時点 (第13回定期 検査開始まで)	▼		
中性子照射 脆化	RPV	至近のプラント 停止時点 (第13回定期 検査開始まで)	▼		
中性子照射 による靱性 低下	炉内構造物	至近のプラント 停止時点 (第13回定期 検査開始まで)	▼		

3.2.3 耐震安全性評価の評価手法

(1) 低サイクル疲労（容器，配管，弁，炉内構造物）

運転開始後 40 年時点までの過渡回数を考慮した疲労累積係数，基準地震動 S_s を考慮した疲労累積係数の合計値が許容値 1 を下回ることを確認する。

(2) 中性子照射脆化（容器（原子炉圧力容器））

原子炉圧力容器円筒胴（炉心領域）に，運転開始後 40 年時点までの中性子照射脆化と地震を考慮した場合の温度・圧力制限曲線を求め健全性を確認する。

(3) 中性子照射による靱性低下（炉内構造物）

初期亀裂を想定し，地震時の応力拡大係数が，運転開始後 40 年時点の中性子照射量を考慮した破壊靱性値を下回ることを確認する。

(4) 腐食（全面腐食）（熱交換器，基礎ボルト）

運転開始後 40 年時点の腐食減肉を想定して地震時の発生応力を算出し，許容応力を下回ることを確認する。

3.3 評価用地震動

高経年化技術評価における耐震安全性評価では、実用発電用原子炉施設における高経年化対策実施ガイドの附則（経過措置）に従い、発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針（平成 18 年 9 月 19 日）により策定した基準地震動 S_S 並びに弾性設計用地震動 S_d による評価を実施する。

○発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針（平成 18 年 9 月 19 日）により策定した基準地震動 S_S

耐震安全性評価に用いる基準地震動 S_S は、「敷地毎に震源を特定して策定する地震動」及び「震源を特定せずに策定する地震動」を考慮し、敷地の解放基盤表面における水平方向及び鉛直方向の地震動として策定する。

基準地震動 S_S の応答スペクトル図を図 2 に、弾性設計用地震動 S_d の応答スペクトル図を図 3 にそれぞれ示す。

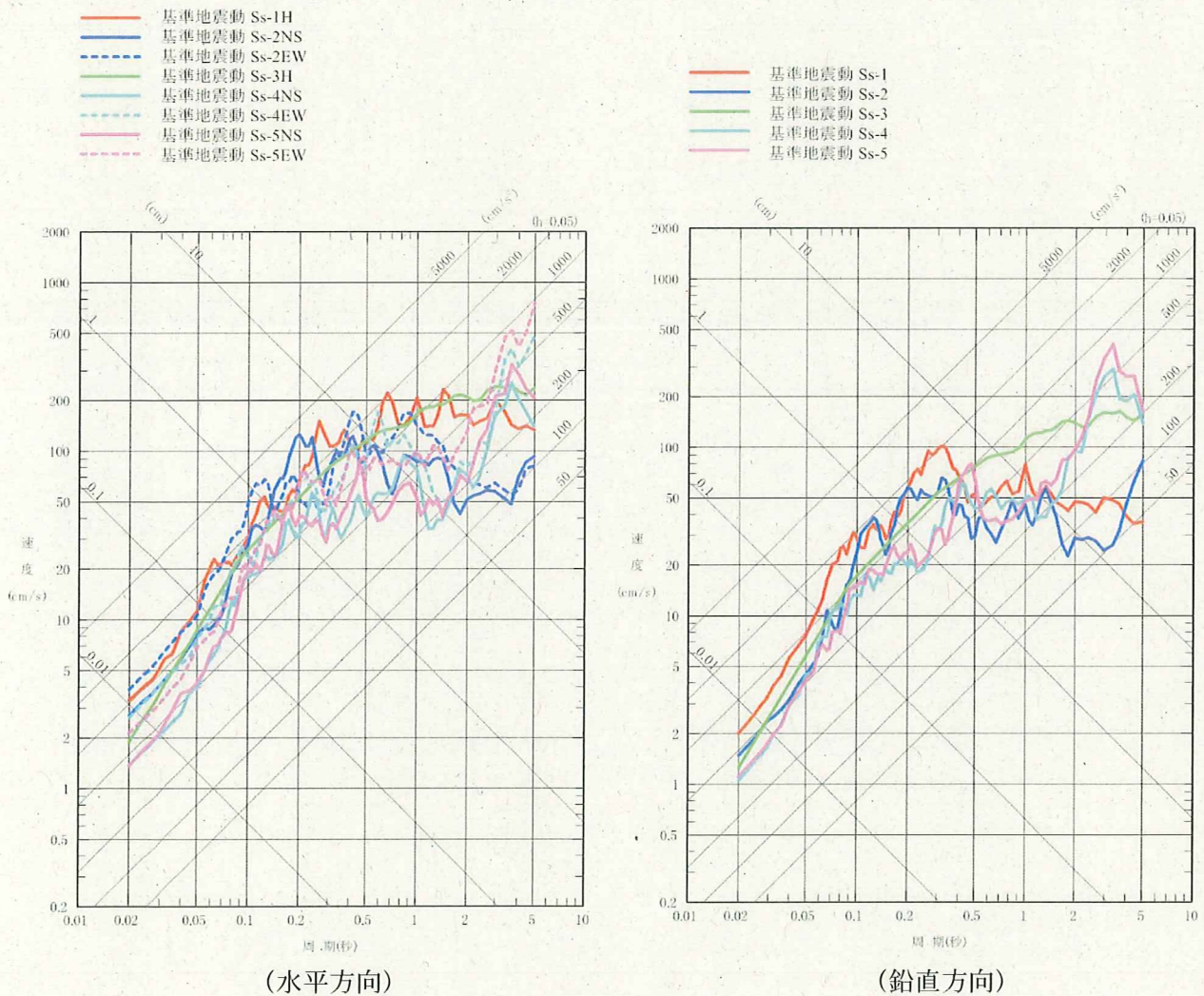
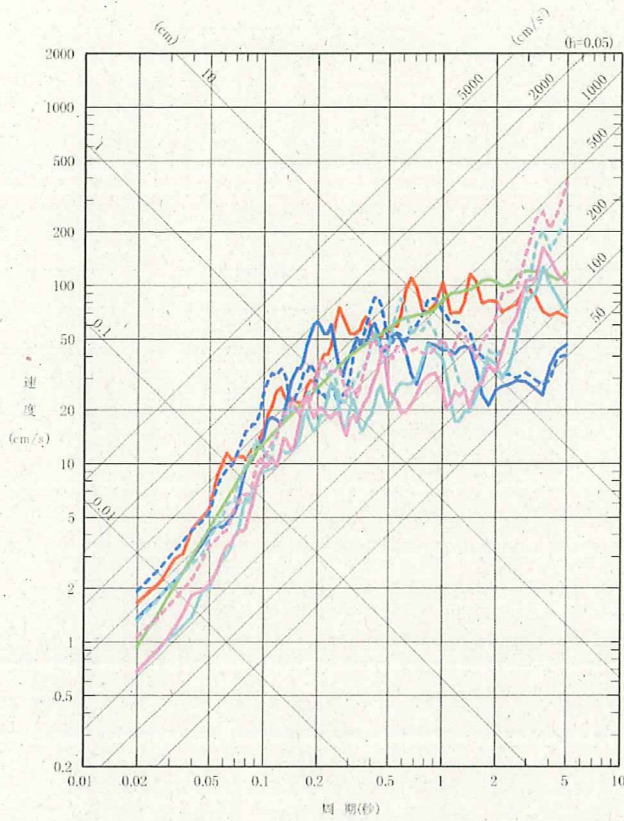


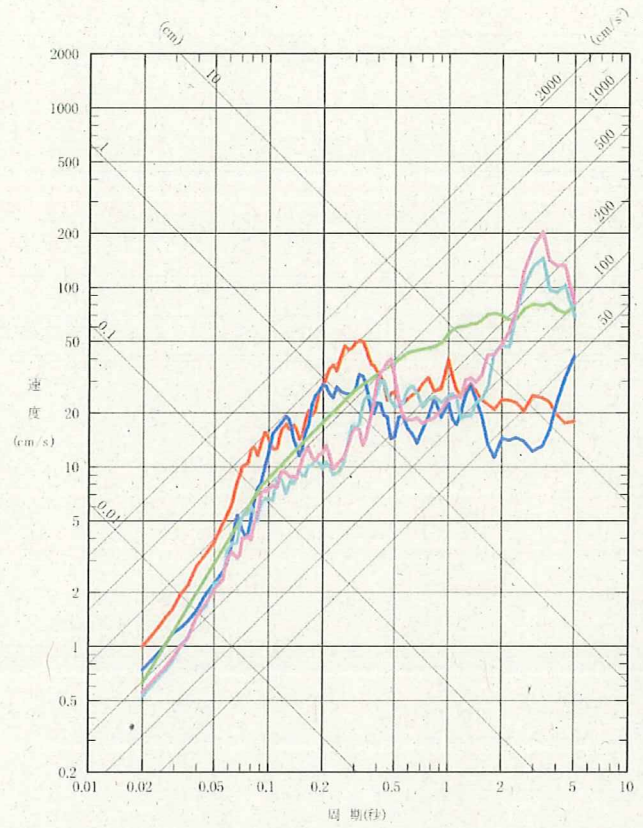
図 2 基準地震動 S_S の応答スペクトル図

- 弾性設計用地震動 Sd-1H
- 弾性設計用地震動 Sd-2NS
- - 弾性設計用地震動 Sd-2EW
- 弾性設計用地震動 Sd-3H
- 弾性設計用地震動 Sd-4NS
- - 弾性設計用地震動 Sd-4EW
- 弾性設計用地震動 Sd-5NS
- - 弾性設計用地震動 Sd-5EW

- 弾性設計用地震動 Sd-1
- 弾性設計用地震動 Sd-2
- 弾性設計用地震動 Sd-3
- 弾性設計用地震動 Sd-4
- 弾性設計用地震動 Sd-5



(水平方向)



(鉛直方向)

図3 基準地震動 S_d の応答スペクトル図

3.4 評価用地震力

耐震安全性評価に用いる評価用地震力は、各機器の耐震重要度に応じて表4のとおり選定する。

表4 耐震重要度に応じた耐震安全性評価に用いる評価用地震力

耐震重要度	評価用地震力
Sクラス	基準地震動 S_s^{*1} により定まる地震力
	弾性設計用地震動 S_d^{*2} により定まる地震力とSクラスの機器に適用される静的地震力のいずれか大きい方
Bクラス	Bクラスの機器に適用される地震力 ^{*3}
Cクラス	Cクラスの機器に適用される静的地震力

*1：「柏崎刈羽原子力発電所における平成19年新潟県中越沖地震時に取得された地震観測データの分析及び基準地震動に係る報告書」（平成20年5月22日（平成20年9月22日補正））

*2：弾性設計用地震動 S_d は、基準地震動 S_s に係数0.5を乗じて設定している。

*3：支持構造物の振動と共振のおそれのあるものについては、弾性設計用地震動 S_d による地震力の1/2についても考慮する。

3.5 代表の選定

耐震安全性評価では 3.1.2 項に示したとおり、「技術評価」における全ての評価対象機器を対象として耐震安全上考慮する必要のある経年劣化事象を抽出し、経年劣化を考慮した耐震安全性評価を実施している。

補足説明資料では、抽出された経年劣化事象毎に代表を選定し（後打ちケミカルアンカ、後打ちメカニカルアンカを除く）、詳細な評価内容について説明する。

表 5 に事象毎の代表機器と選定理由を示す。

表 5 補足説明資料における代表の選定

耐震安全上考慮する必要のある経年劣化事象	代表機器	選定理由
低サイクル疲労	炉心シュラウド	地震による疲労累積係数が最も高い機器
中性子照射脆化	原子炉圧力容器	中性子照射脆化が耐震安全上考慮する必要のある経年劣化事象として抽出された唯一の機器
中性子照射による靱性低下	上部格子版	最も中性子の照射を受ける機器
全面腐食	1. 熱交換器 残留熱除去系熱交換器	<ul style="list-style-type: none"> ・発生応力と許容応力の比が最大である機器 ・発生応力が最大である機器
	2. 基礎ボルト 非常用ディーゼル機関（A, B, H号機）付属設備_軽油タンク	<ul style="list-style-type: none"> ・発生応力と許容応力の比が最大である機器 ・発生応力が最大である機器
	3. 後打ちケミカルアンカ, メカニカルアンカボルト	(代表を選定せずに, 全数一括評価)

4. 耐震安全性評価

4.1 代表の耐震安全性評価

4.1.1 低サイクル疲労

・炉心シュラウド

炉心シュラウドについて、「技術評価」にて実施した運転実績過渡回数による疲れ累積係数に、基準地震動 Ss による疲れ累積係数を加え、さらに新潟県中越沖地震による影響評価として、同地震による疲れ累積係数を加えて評価を実施した。

評価の結果、表 6 に示すとおり、疲れ累積係数の全ての合計値は許容値 1 以下となり、耐震安全性に問題のないことを確認した。

低サイクル疲労の詳細な評価内容を別紙 4 に示す。

表6 炉心シュラウドの疲れ解析結果

評価対象	耐震重要度	運転実績回数に基づく疲れ累積係数 (環境を考慮)	地震動による疲れ累積係数 (Ss地震動)	地震動による疲れ累積係数 (NCO地震動)	合計* (許容値1以下)
炉心シュラウド	S	0.008	0.007	0.001	0.016

*：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（2007年追補版を含む）」により算出

4.1.2 中性子照射脆化

・原子炉压力容器

原子炉压力容器胴（炉心領域）について、中性子照射脆化と基準地震動 S_B を考慮した場合の温度・圧力制限曲線を求め健全性を評価した。

現在は冷温停止状態ではあるが、保守的に炉心臨界時の原子炉压力容器の温度・圧力制限曲線（平成30年3月31日時点）を図4に示す。

評価の結果、周方向欠陥に地震が作用した場合が最も厳しくなるものの、原子炉压力容器の運転は図4に示した飽和圧力-温度曲線に従うことから、中性子照射脆化に対する耐震性を考慮した運転・冷温停止状態での制限に対し、十分な安全性が確保されていると判断する。

なお、冷温停止状態においても原子炉冷却材温度は管理されており、図4に示した温度・圧力制限曲線を満足していることを確認している。

中性子照射脆化の詳細な評価内容を別紙5に示す。

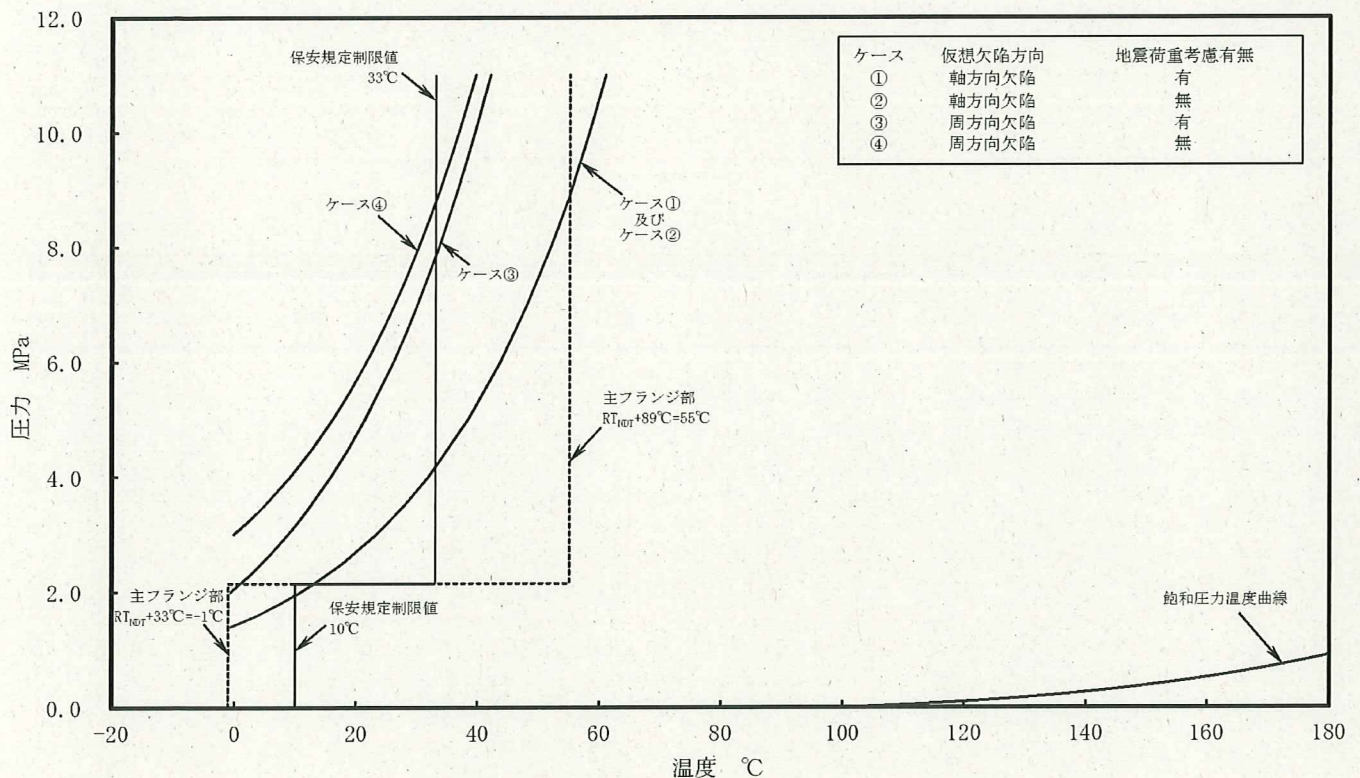


図4 原子炉压力容器の圧力-温度制限図（平成30年3月31日時点）
（炉心領域円筒胴，炉心臨界時）

4.1.3 中性子照射による靱性低下

・上部格子板

上部格子板について、中性子照射による靱性低下の発生を想定し、グリッドプレート切り欠き部に亀裂が発生したと仮定して、基準地震動 S_s に対する評価を実施した。

評価の結果、表7に示すとおり、想定欠陥の応力拡大係数は中性子照射材料の破壊靱性値の下限値を下回り、不安定破壊は生じず、耐震安全性に問題のないことを確認した。

中性子照射による靱性低下の詳細な評価内容を別紙6に示す。

表7 上部格子板の靱性低下評価結果

評価対象	耐震重要度	想定欠陥 応力拡大係数 ($\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$)	破壊靱性値* ($\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$)
上部格子板	S	7.2	43.2

*：発電設備技術検査協会「プラントの長寿命化技術開発に関する調査報告書」における照射ステンレス鋼の破壊靱性値の下限値 (BWR)

4.1.4 全面腐食

・残留熱除去系熱交換器胴の腐食

熱交換器胴について、熱交換器胴に40年間分の腐食量0.8mmを想定し、各荷重の組み合わせと地震による評価を実施した。

評価の結果、発生応力は許容応力を下回り、耐震安全性に問題のないことを確認した。評価結果を表8に、詳細な算出過程を別紙7に示す。

表8 残留熱除去系熱交換器胴の腐食に対する耐震安全性評価結果

評価対象	耐震重要度	評価地震力	許容応力状態	応力種別	発生応力 (MPa)	許容 [*] 応力 (MPa)
残留熱除去系熱交換器	S	Sd	Ⅲ _A S	一次一般膜応力	96	228
				一次応力	104	342
				一次+二次応力	169	456
		Ss	Ⅳ _A S	一次一般膜応力	96	253
				一次応力	114	379
				一次+二次応力	381	456

*：設計・建設規格付録材料図表Part5表8, 9より求まる値

・機器付基礎ボルトの腐食（軽油タンク）

非常用ディーゼル機関（A, B, H号機）軽油タンクの基礎ボルトに対し、40年時点で0.3mmの腐食を想定し、基準地震動Ssにより基礎ボルトに発生する応力を算出した。

評価の結果、発生応力は許容応力を下回り、耐震安全性に問題がないことを確認した。評価結果を表9に、詳細な算出過程を別紙7に示す。

表9 機器付基礎ボルトの腐食に対する耐震安全性評価結果

機器名	荷重種別	発生応力 (MPa)	許容 [*] 応力 (MPa)
非常用ディーゼル機関（A, B号機）付属設備			
軽油タンク	引張荷重	発生せず	247
	せん断荷重	57	190
HPCSディーゼル機関付属設備			
軽油タンク	引張荷重	発生せず	247
	せん断荷重	57	190

*：設計・建設規格付録材料図表Part5 表8, 表9より求まる値

・後打ちアンカ及び後打ちケミカルアンカ

後打ちアンカ及び後打ちケミカルアンカについて、40年時点で0.3mmの腐食を想定し、基準地震動 S_s を考慮した設計許容荷重が負荷されたときのボルトの発生応力と許容応力との関係进行评估した。ボルトの発生応力はいずれも許容応力を下回っていることが確認できた。

評価の結果、ボルトの発生応力はいずれも許容応力を下回っており、後打ちメカニカルアンカ及び後打ちケミカルアンカについては機種に係わらず耐震安全性に問題がないことを確認した。

評価結果を表10に、詳細な算出過程を別紙7に示す。

表10 (1/2) 後打ちメカニカルアンカの腐食に対する耐震安全性評価

評価項目		ボルト径			
		M10	M12	M16	
応力比 (発生応力/許容応力*)	荷重種別	引張	0.28	0.27	0.17
		せん断	0.79	0.82	0.73

*：設計・建設規格付録材料図表Part5 表8, 表9より求まる値

表10 (2/2) 後打ちケミカルアンカの腐食に対する耐震安全性評価

評価項目		ボルト径					
		M12	M16	M20	M22	M24	
応力比 (発生応力/許容応力*)	荷重種別	引張	0.42	0.57	0.53	0.59	0.67
		せん断	0.59	0.67	0.62	0.68	0.79

*：設計・建設規格付録材料図表 Part5 表 8, 表 9 より求まる値

4.2 動的機能維持に係る耐震安全性評価

冷温停止維持状態に必要な動的機能と対象設備は「原子力発電所耐震設計技術指針 (JEAG4601)」を参考に抽出しており、表 11 に必要な動的機能と対象機種を示す。

動的機能維持が必要な機器に想定される、「現在発生しているか、または将来にわたって起こることが否定できない」とされる経年劣化事象について、その評価結果が以下のいずれかであることを確認し、地震時の動的機能が維持されることを確認している。

- ①現在発生しているか、または将来にわたって起こることが否定できない事象であるが、機器の振動応答特性または構造強度への影響が軽微もしくは無視できること。
- ②運転開始後 40 年時点の経年劣化を考慮した耐震安全性評価を実施し、地震時または地震後の動的機能に影響を与えないこと。

表 11 JEAG4601 に基づく冷温停止維持状態に必要な動的機能と対象機種

必要な動的機能	動的機能維持評価の対象機種
原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する弁による、その健全性の維持	・弁
崩壊熱除去	・弁 ・ポンプ ・非常用ディーゼル発電機
放射性物質の放出を伴うような事故の際の外部拡散抑制	・弁 ・ポンプ ・非常用ディーゼル発電機 ・可燃性ガス濃度制御系設備 ・非常用ガス処理系設備
使用済み燃料プール水補給	・弁 ・ポンプ

4.3 現状保全

耐震安全性評価対象機器の現状保全については、「技術評価」に記載のとおりである。

4.4 総合評価

「技術評価」の評価対象機器の耐震安全性評価については、経年劣化事象を考慮した場合においても、「実用発電用原子炉施設における高経年化対策審査ガイド」及び「実用発電用原子炉施設における高経年化対策実施ガイド」の要求事項を満足し、耐震安全性に問題のないことを確認した。

また、耐震安全性評価対象機器の現状保全については、耐震安全性上考慮する必要のある経年劣化を考慮した耐震評価を行い、耐震安全性に問題がないことを確認しており、各設備の現状保全は適切であることから、現状保全に追加すべき新たな保全策は抽出されなかった。

5. まとめ

5.1 審査ガイド適合性

「2. 基本方針」で示した要求事項について耐震安全性評価を行った結果、すべての要求を満足しており、審査ガイドに適合していることを確認した。耐震安全性評価についての要求事項との対比及び評価結果の分類を表 12 及び表 13 に示す。

表 12 (1/2) 耐震安全性評価についての要求事項との対比

ガイド	要求事項	耐震安全性評価結果
実用発電用原子炉施設における高経年化対策審査ガイド	3. 高経年化技術評価等の審査の視点・着眼点 (1) 高経年化技術評価の審査 ⑥ 動的機器（部位）の抽出 動的機器（部位）を評価対象外としている場合、発電用原子炉設置者の保守管理活動において、材料等の経年劣化の影響から生じる性能低下の状況が的確に把握され、高経年化技術評価の開始時期以降もこれらが適切に行われることを保証しているかを、保守管理要領等の文書及び保守管理実績等により審査する。	3.1.1, 3.1.2 に示すとおり、耐震安全性評価を実施する機器として、動的機器（部位）を含めて評価対象としている。
	⑱-1 耐震安全性評価の対象となる経年劣化事象の抽出 経年劣化の進展評価結果に基づき、耐震安全性評価の対象となる経年劣化事象を抽出していることを審査する。	3.1.1, 3.1.2 に示すとおり、耐震安全上考慮する必要のある経年劣化事象の抽出フローにより、耐震安全上考慮する必要のある経年劣化事象を抽出している。
	⑲-1 耐震安全上着目すべき経年劣化事象の抽出 耐震安全上着目すべき経年劣化事象を抽出していることを審査する。	
	⑳-1 耐震安全性の評価 実施ガイド 3.1⑤に規定する期間の満了日までの期間について、経年劣化事象の発生又は進展に伴う機器・構造物の耐震安全性を評価しているかを審査する。	3.2.2, 4.1.1～4.1.4 に示すとおり、運転開始後 40 年時点までの経年劣化を考慮した状態における耐震安全性評価を実施している。
	㉑-1 耐震安全上の現状保全の評価 耐震安全性に対する現状の保全策の妥当性を評価しているかを審査する。	4.4 に示すとおり、耐震安全性評価を実施し、審査ガイドへの適合を確認していることから、耐震安全性に対する現状の保全策は妥当であると評価している。
	㉒-1 耐震安全上の追加保全策の策定 想定した経年劣化事象に対し、耐震安全性が確保されない場合に、現状保全に追加する必要のある新たな保全策を適切に策定しているかを審査する。	4.1～4.4 に示すとおり、耐震安全上考慮する必要のある経年劣化事象については、経年劣化を実施した機器・構造物の耐震安全性評価を行い、ガイドを満足して耐震安全上問題のないことを確認している。また、現状の保全策についても妥当であることを確認しており、追加保全策はないと評価している。
	㉓ 大規模地震等による機器・構造物への直接の影響の考慮 現に発生した大規模地震等について、これによる機器・構造物への影響を踏まえた高経年化技術評価を行っているかを審査する。	4.1.1 に示すとおり、現に発生した大規模地震等による影響が蓄積され、影響があると考えられる低サイクル疲労事象において、地震時の疲労累積係数の大きい機器・部位に対し耐震安全性評価を実施し、許容値を下回ることを確認した。
	(2) 長期保守管理方針の審査 ① 長期保守管理方針の策定 すべての追加保全策について長期保守管理方針として策定されているかを審査する。	4.4 に示すとおり、追加保全策は抽出されていないため、長期保守管理方針は高経年化対策の視点から充実すべき保守管理の項目はないと評価している。

表 12 (2/2) 耐震安全性評価についての要求事項との対比

ガイド	要求事項	耐震安全性評価結果
実用発電用原子炉施設における高経年化対策実施ガイド	3.1 高経年化技術評価の実施及び見直し ⑥ 耐震安全上考慮する必要がある経年劣化事象については、経年劣化を加味した機器・構造物の耐震安全性評価を行い、必要に応じ追加保全策を抽出すること。	4.1～4.4に示すとおり、耐震安全上考慮する必要がある経年劣化事象については、経年劣化を加味した機器・構造物の耐震安全性評価を行い、耐震安全上問題のないことを確認している。また、現状保全策についても妥当であることを確認しており、追加保全策はないと評価している。
	実用炉規則第82条第1項から第3項までの規定による高経年化技術評価に係る耐震安全性評価は、規制基準(当該評価を行う時点後の直近の運転開始以後30年、40年又は50年を経過する日において適用されているものに限る。)の要求を満たすことが確認された確定した基準地震動及び弾性設計用地震動を用いた評価を行うこと。当該高経年化技術評価後に、当該評価に用いた基準地震動及び弾性設計用地震動が見直された場合には、高経年化技術評価を速やかに見直すこと。 ⑥を行うに当たっては、PLM基準2008版の6.3.4 耐震安全性評価を用いることができる。	3.4に示すとおり、発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針(平成18年9月19日)により策定した基準地震動Ss並びに弾性設計用地震動Sdによる評価を実施している。
	3.2 長期保守管理方針の策定及び変更 長期保守管理方針の策定及び変更には、以下の要求事項を満たすこと。 ① 高経年化技術評価の結果抽出された全ての追加保全策(発電用原子炉の運転を断続的に行うことを前提として抽出されたもの及び冷温停止状態が維持されることを前提として抽出されたものの全て。)について、発電用原子炉ごとに、保守管理の項目及び当該項目ごとの実施時期を規定した長期保守管理方針を策定すること。 なお、高経年化技術評価の結果抽出された追加保全策について、発電用原子炉の運転を断続的に行うことを前提とした評価から抽出されたものと冷温停止状態が維持されることを前提とした評価から抽出されたもの間で、その対象の経年劣化事象及び機器・構造物の部位が重複するものについては、双方の追加保全策を踏まえた保守的な長期保守管理方針を策定すること。 ただし、冷温停止が維持されることを前提とした高経年化技術評価のみを行う場合はその限りではない。	4.4に示すとおり、追加保全策は抽出されていないため、長期保守管理方針は高経年化対策の視点から充実すべき保守管理の項目はないと評価している。

表 13 耐震安全性評価についての要求事項と評価結果の分類

機器・ 構造物	耐震安全上考慮する必要のある経年劣化事象				動的機能 維持評価
	低サイクル 疲労	中性子 照射脆化	中性子照射 による 靱性低下	全面腐食	
ポンプ	—	—	—	—	C1
熱交換器	—	—	—	A1	—
ポンプモータ	—	—	—	—	C1
容器	A2	B2	—	—	—
配管	A2	—	—	—	—
弁	A2	—	—	—	C1, C2
炉内構造物	A2	—	B1	—	—
ケーブル	—	—	—	—	—
コンクリート 構造物及び鉄 骨構造物	—	—	—	—	—
計測制御 設備	—	—	—	—	—
空調設備	—	—	—	—	C1
機械設備	—	—	—	—	C1
電源設備	—	—	—	—	C1
基礎ボルト	—	—	—	A1	—

凡例

- 経年劣化事象を考慮した機器・構造物について地震時に発生する応力及び疲れ累積係数を評価した結果、耐震設計上の許容限界を下回ること。

[分類]

- A1：応力評価により耐震設計上の許容限界を下回る評価を行った事象
- A2：疲れ累積係数評価により耐震設計上の許容限界を下回る評価を行った事象

- 経年劣化事象を考慮した機器・構造物について、線形破壊力学評価法に基づき地震時に発生する応力及び応力拡大係数を評価した結果、想定亀裂（欠陥）に対する破壊力学評価上の許容限界を満足すること。

[分類]

- B1：応力拡大係数評価により破壊力学評価上の許容限界を下回る評価を行った事象
- B2：破壊力学評価上の許容限界から制限温度を求め、機器の使用温度が制限温度を満足する評価を行った事象

- 経年劣化事象を考慮した、地震時に動的機能が要求される機器・構造物の地震時の応答加速度を評価した結果、機能確認済加速度以下であること。

[分類]

- C1：動的機能維持に必要となる部位での経年劣化事象が、機器の振動応答特性上または構造強度への影響が「軽微もしくは無視」できる事象であることを確認し、経年劣化事象を考慮しても、機器における地震時の応答加速度は、各機器の機能確認済加速度を上回るものではないと考えられ、地震時の動的機能についても維持されると判断した機器
- C2：動的機能維持に必要となる部位での経年劣化事象が機器の振動応答特性に影響を及ぼす可能性があるが、耐震安全性評価の実施により、振動応答特性に影響を与える経年劣化事象ではないことを確認している機器

5.2 保守管理に関する方針として策定する事項

耐震安全上考慮する必要のある経年劣化を考慮した耐震評価を行い、耐震安全性に問題ないことを確認しており、各設備の現状保全は適切であることから、現状保全に追加する必要のある新たな保全策はないと評価している。

別紙

別紙 1 建設後に実施した耐震補強の実績について

別紙 2 炭素鋼配管の腐食（流れ加速型腐食）について耐震性への影響を軽微とした理由

別紙 3 耐震安全性評価において現行の JEAG4601 以外を適用したケースについて

別紙 4 低サイクル疲労割れに対する耐震安全性評価結果について

別紙 5 原子炉圧力容器の中性子照射脆化に対する耐震安全性評価結果について

別紙 6 炉内構造物の中性子照射による靱性低下に対する耐震安全性評価結果について

別紙 7 全面腐食に対する耐震安全性評価結果について

別紙 1 建設後に実施した耐震補強の実績について

耐震設計審査指針の改正後の耐震バックチェックに関連して実施した耐震補強（以下、「耐震 BC による耐震補強」という）について表 1-1 に示す。

なお、耐震 BC による耐震補強の他に、耐震補強を目的として実施した工事の実績はない。

表 1-1 過去の耐震補強概要

種別	内容	評価への影響有無 ^{*1}
配管類	サポート追設・撤去, サポート取替 (容量変更), 架構補強, ラグ改造, 拘束方向変更 (25 系統, 約 1690 箇所)	○
電路類	ケーブルトレイのサポート改造 (約 930 箇所)	×
	電線管のサポート改造 (約 20 箇所)	×
機器類	原子炉補機冷却水系熱交換器の支持脚の補強	×
	高圧炉心スプレディーゼル補機冷却水系熱交換器の支持脚の補強	×
	原子炉格納容器のスタビライザの補強	×
	原子炉建屋天井クレーンのガーダ脱線防止ラグ, トロリストッパの構造変更	×
	燃料取替機のトロリ等の補強, 走行用転倒防止金具の構造変更 等	×
建物・構築物, 屋外土木構造物	原子炉建屋の屋根トラスの補強	×
	排気筒の鉄塔の補強, 基礎の打ち増し, 地盤改良	×
	非常用ガス処理系配管ダクトの地盤改良	×

*1: 耐震安全性評価書に記載される評価結果に影響を及ぼす工事を○, 評価結果に影響を及ぼさない工事を×とする

表 1-1 で評価への影響有とした配管類の耐震補強工事のうち、耐震安全性評価を実施する範囲においてサポート追設等を実施した箇所の内訳を表 1-2 に示す。

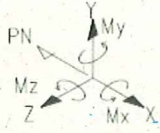
また、耐震補強実施箇所を図 1-1~4 及び表 1-3~6 に示す。

表 1-2 配管類耐震補強の実績及び実施予定箇所数

系統	耐震 BC による耐震補強の実績箇所数
給水系	3 ^{*1}
原子炉冷却材再循環系	11 ^{*1}
残留熱除去系	1 ^{*2}

*1: 低サイクル疲労が想定される評価対象配管のサポート追設等の実施箇所数を示す

*2: 原子炉冷却材再循環系の解析モデルに含まれる範囲におけるサポート追設等の実施箇所数を示す



SNM : メカニカルスナップ

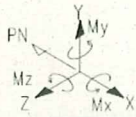
○ : 耐震 BC による耐震補強箇所

○ : 耐震 BC によるサポート撤去箇所

図 1-1 耐震 BC による耐震補強実施箇所【給水系】

表 1-3 耐震 BC による耐震補強内容【給水系】

サポート番号	補強内容
SNM-FDW-2-2	撤去
SNM-FDW-3T-1	サポート追設 (250 kN)
SNM-FDW-3T-2	サポート追設 (250 kN)



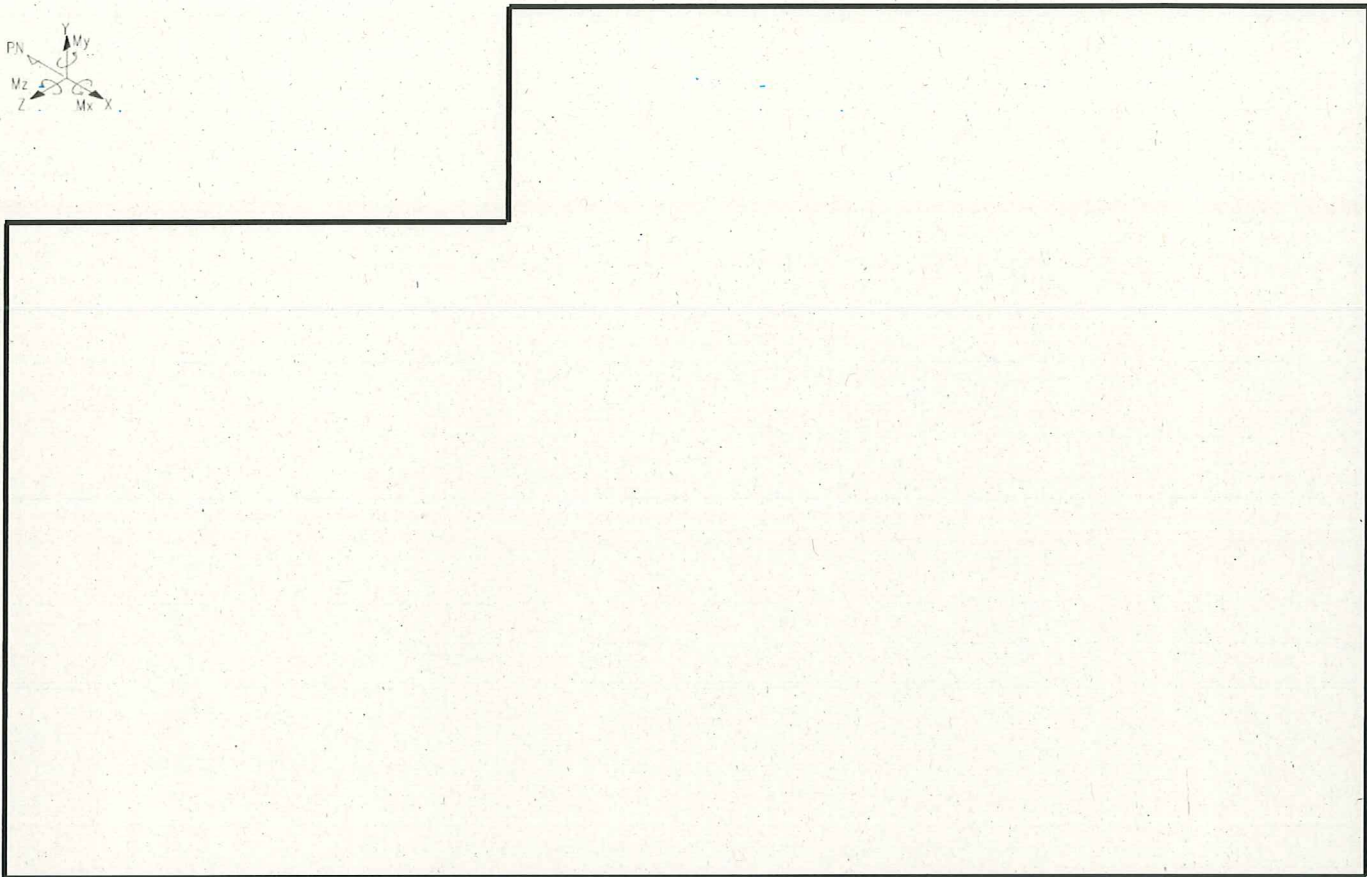
SNM : メカニカルスナッパ

○ : 耐震 BC による耐震補強箇所

図 1-2 耐震 BC による耐震補強実施箇所【原子炉冷却材再循環系】

表 1-4 耐震 BC による耐震補強内容【原子炉冷却材再循環系】

サポート番号	補強内容
SNM-PLR-3T	サポート追設 (400 kN)
SNM-PLR-7	サポート容量変更 (156.90 kN → 250 kN)
SNM-PLR-8	サポート容量変更 (392.24 kN → 600 kN)
SNM-PLR-9	サポート容量変更 (245.15 kN → 400 kN)
SNM-PLR-10	サポート補強 (ラグ改造)
SNM-PLR-15	サポート容量変更 (245.15 kN → 400 kN)
SNM-PLR-16	サポート容量変更 (156.90 kN → 250 kN)
SNM-PLR-17	サポート容量変更 (245.15 kN → 400 kN)
SNM-PLR-18T	サポート追設 (400 kN)
SNM-PLR-20T	サポート追設 (400 kN)
SNM-PLR-21T	サポート追設 (400 kN)



SNM : メカニカルスナップ

○ : 耐震 BC による耐震補強箇所

図 1-3 耐震 BC による耐震補強実施箇所【残留熱除去系】

表 1-5 耐震 BC による耐震補強内容【残留熱除去系】

サポート番号	補強内容
SNM-RHR-5	サポート容量変更 (29.41 kN → 160 kN)

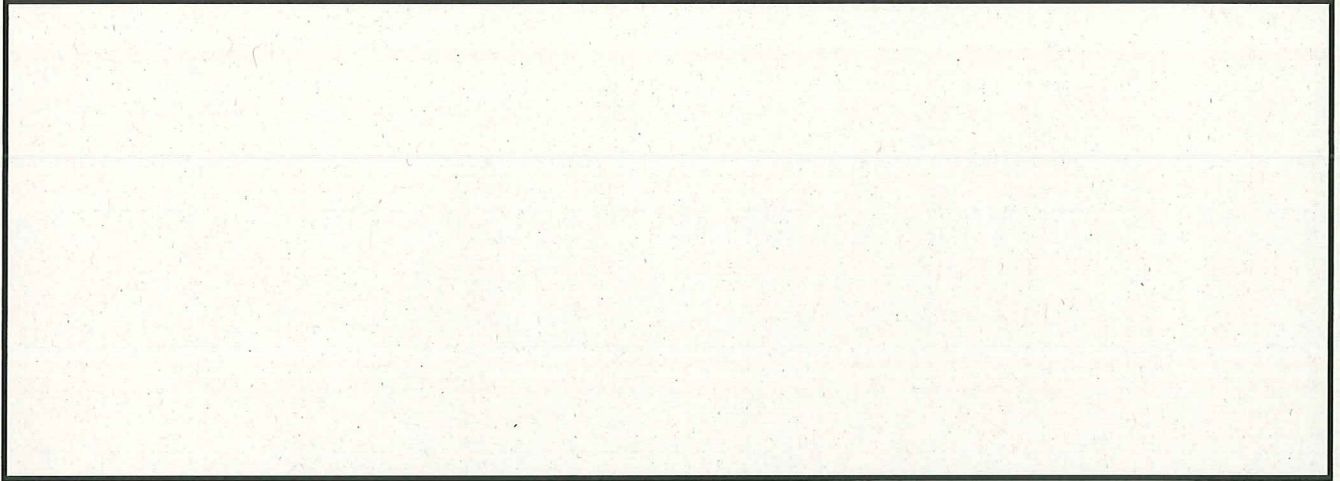
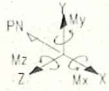


図 1-4 耐震 BC による耐震補強実施箇所【残留熱除去系】

表 1-6 耐震 BC による耐震補強内容【残留熱除去系】

サポート番号	補強内容
—	—

以上

別紙 2 炭素鋼配管の腐食（流れ加速型腐食）について耐震性への影響を軽微とした理由

炭素鋼配管の腐食（流れ加速型腐食（FAC））については、高経年化技術評価において高経年化対策上着目すべき経年劣化事象ではない事象（日常劣化管理事象）として抽出されているが、以下の理由により、機器の振動応答特性または構造強度への影響が「軽微もしくは無視」できるものと判断した。

1. 炭素鋼配管の腐食（流れ加速型腐食（FAC））に対する耐震安全性評価

(1) 評価対象ラインの抽出について

炭素鋼配管の腐食（流れ加速型腐食（FAC））に対する耐震安全性評価は、「発電用原子力設備規格 配管減肉管理に関する技術規格（JSME S NH1-2006）」において、流れ加速型腐食（FAC）発生の可能性が小さいとされているFAC-1管理範囲以外の箇所を含むラインを評価対象ラインとして選定した。評価対象ラインを表2-1に示す。

なお、過去に今回と同様の評価対象ラインである炭素鋼配管（給水系）のFAC-1に分類される原子炉格納容器内の範囲において、流れ加速型腐食（FAC）発生の可能性を想定して評価した例がある。これは、同一解析モデル内に管理ランクFAC-1とFAC-1及びFAC-Sが混在するケースにおいて、FAC-1の範囲内に同規格に示される偏流発生要素の連続部分と考えられる部位が確認されたことから、保守的に評価条件を設定したものであり、評価対象ラインの抽出においては「発電用原子力設備規格 配管減肉管理に関する技術規格（JSME S NH1-2006）」を基準としている。偏流発生要素の連続部分と考えられる部位の形状図を添付-1に示す。

表2-1 炭素鋼配管の流れ加速型腐食（FAC）の評価対象ライン

評価対象ライン	管理ランク	備考
炭素鋼配管（給水系）	FAC-1	原子炉格納容器内
	FAC-1及びFAC-S	原子炉格納容器外

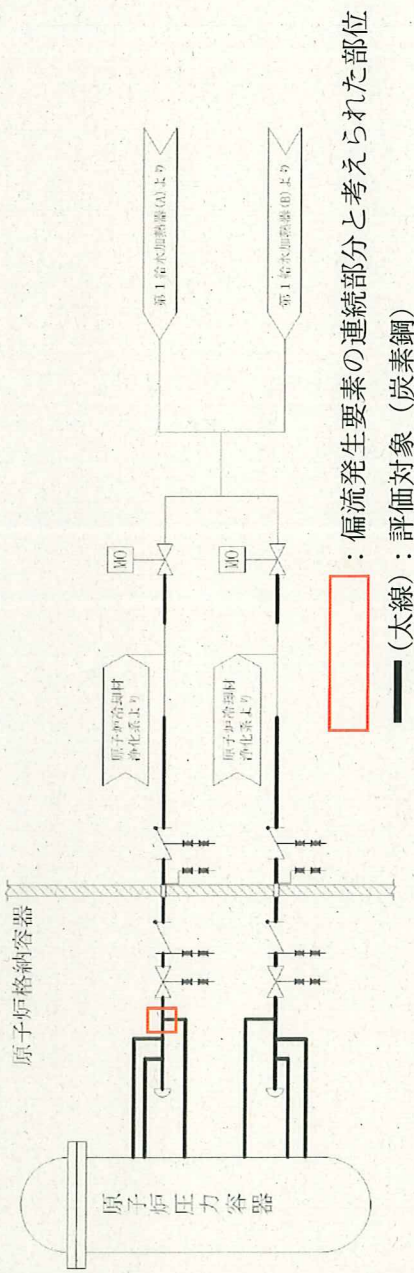
(2) 耐震性への影響について

評価対象ラインの炭素鋼配管（給水系）のうち、原子炉格納容器外の範囲は、「発電用原子力設備規格 配管減肉管理に関する技術規格（JSME S NH1-2006）」において、FAC-Sを含む範囲に分類されるため、流れ加速型腐食（FAC）発生の可能性を否定できない。

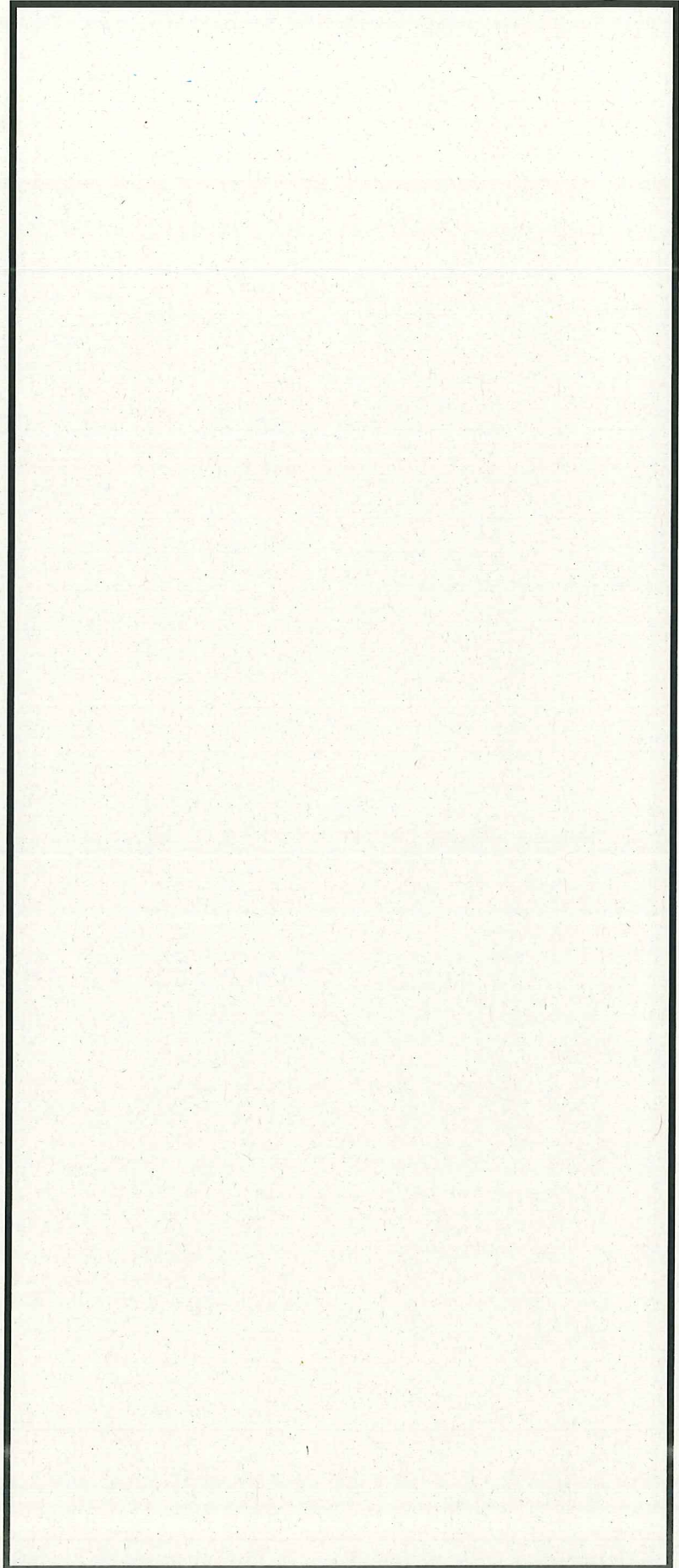
しかし、流れ加速型腐食（FAC）の想定される偏流部となる原子炉冷却材浄化系との合流部については、耐食性に優れた低合金鋼を使用しており、当該合流部以外に偏流部は存在しない。評価対象ラインの配管施工図を添付-2に示す。

このため、FAC-Sを含む範囲に分類される範囲においても、流れ加速型腐食（FAC）の可能性は小さいため、耐震性への影響は軽微であると判断する。

以上



炭素鋼配管 (給水系) の系統概要図



2 F 2 形状図

KK 5 形状図

2 F 4 形状図

偏流発生要素の連続部分と考えられた部位の形状図

評価対象ライン（炭素鋼配管（給水系））の配管施工図

別紙 3 耐震安全性評価において現行の JEAG4601 以外を適用したケースについて

以下については、現行の JEAG4601 ではなく、日本電気協会「原子力発電所耐震設計技術規程 (JEAC4601-2008)」に定められた設計用減衰定数を適用した評価を実施している。

(1) 配管関連の評価

配管関連の動的地震動による評価においては、JEAC4601-2008 で定められている設計用減衰定数の値を適用している。

評価を実施した配管の対象系統及び適用した設計用減衰定数を表 3-1 に示す。

表 3-1 配管関連の動的地震動による評価に適用した設計用減衰定数

対象系統	設計用減衰定数 [%]
給水系	2.5
原子炉冷却材再循環系	2.5

以上

別紙 4 低サイクル疲労割れに対する耐震安全性評価結果について

炉心シュラウドの低サイクル疲労割れに対する耐震安全性評価について、評価内容を以下に示す。

1. 記号の説明

炉心シュラウドの疲労評価に用いる記号を表 4-1 に示す。

表 4-1 炉心シュラウドの疲労評価に用いる記号

記号	単位	定義
σ_t	MPa	周方向応力
σ_θ	MPa	軸方向応力
σ_r	MPa	半径方向応力
$\tau_{\theta r}$	MPa	せん断応力
σ_1	MPa	主応力
σ_2	MPa	主応力
σ_3	MPa	主応力
S_{12}	MPa	主応力差 $\sigma_1 - \sigma_2$
S_{23}	MPa	主応力差 $\sigma_2 - \sigma_3$
S_{31}	MPa	主応力差 $\sigma_3 - \sigma_1$
S_1	MPa	設計・建設規格 表 添付4-2-2中の S_0' より低く、かつ、最も近い繰返しピーク応力強さ
S_2	MPa	設計・建設規格 表 添付4-2-2中の S_0' より高く、かつ、最も近い繰返しピーク応力強さ
S_n	MPa	一次+二次応力の主応力差
S_p	MPa	一次+二次+ピーク応力の主応力差
S_0	MPa	繰返しピーク応力強さ
S_0'	MPa	補正繰返しピーク応力強さ
E_0	MPa	設計・建設規格 添付4-2に示される縦弾性係数
E	MPa	運転温度に対する縦弾性係数
N_1	回	S_1 に対応する許容繰返し回数
N_2	回	S_2 に対応する許容繰返し回数
N_c	回	実際の繰返し回数
N_a	回	S_0' に対応する許容繰返し回数
U	—	疲労累積係数
S_m	MPa	設計応力強さ
η	—	溶接部の継手効率

2. 評価部位

炉心シュラウドの評価位置は、亀裂除去部である以下の評価点とする。

(1) V14加工部（シュラウド修理工認における評価点P11, P12）

(2) H4加工部（シュラウド修理工認における評価点P09, P10）

炉心シュラウドの形状・寸法・材料・評価点を図4-1に示す。

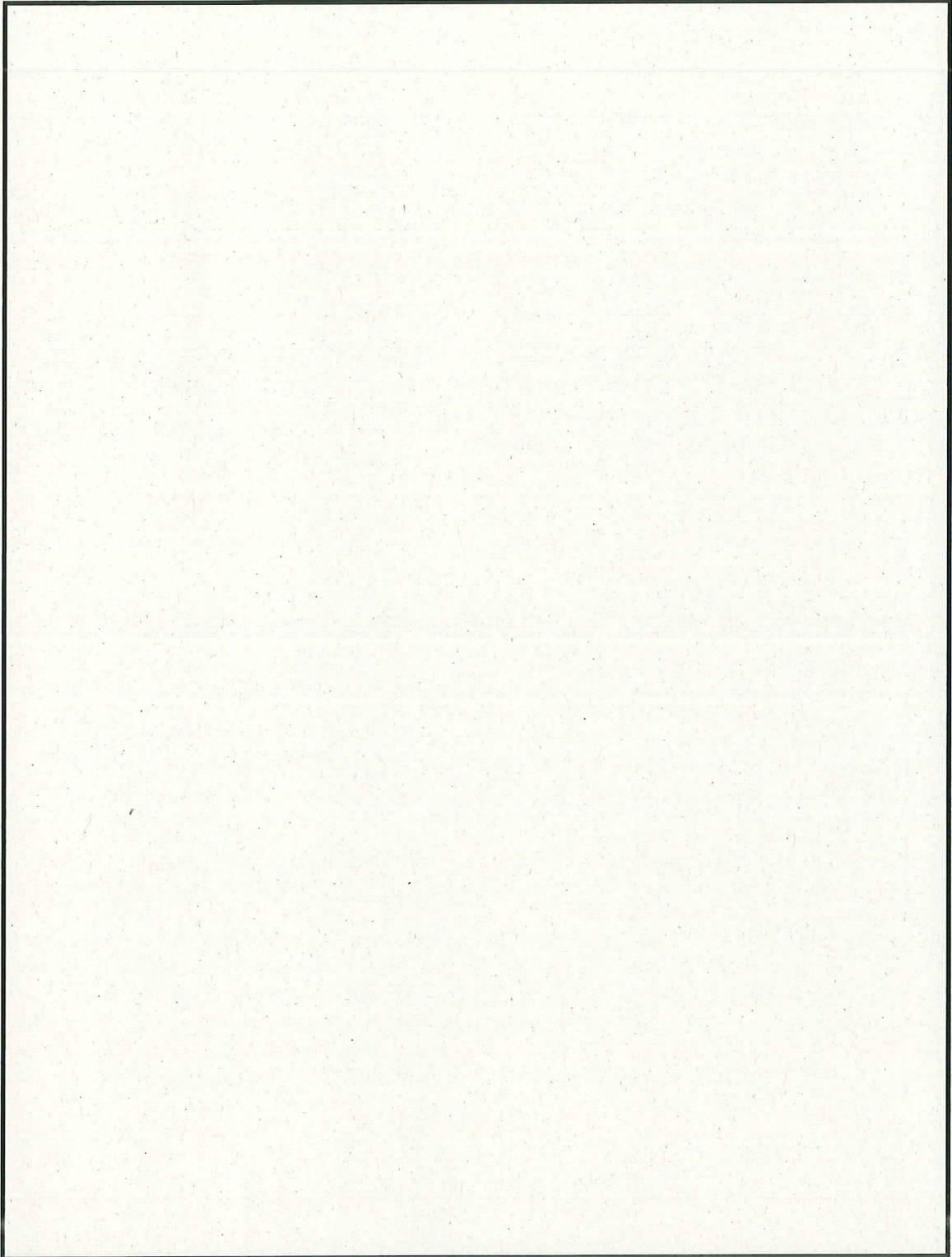


図4-1 炉心シュラウドの形状・寸法・材料・評価点 [単位：mm]

3. 評価内容

(1) 解析モデル

解析モデルは、亀裂除去部である研削部をシュラウド修理工認に示される研削寸法とした3次元ソリッドモデルを用いた（図4-2参照）。

なお、解析コードは「ABAQUS」を使用した。

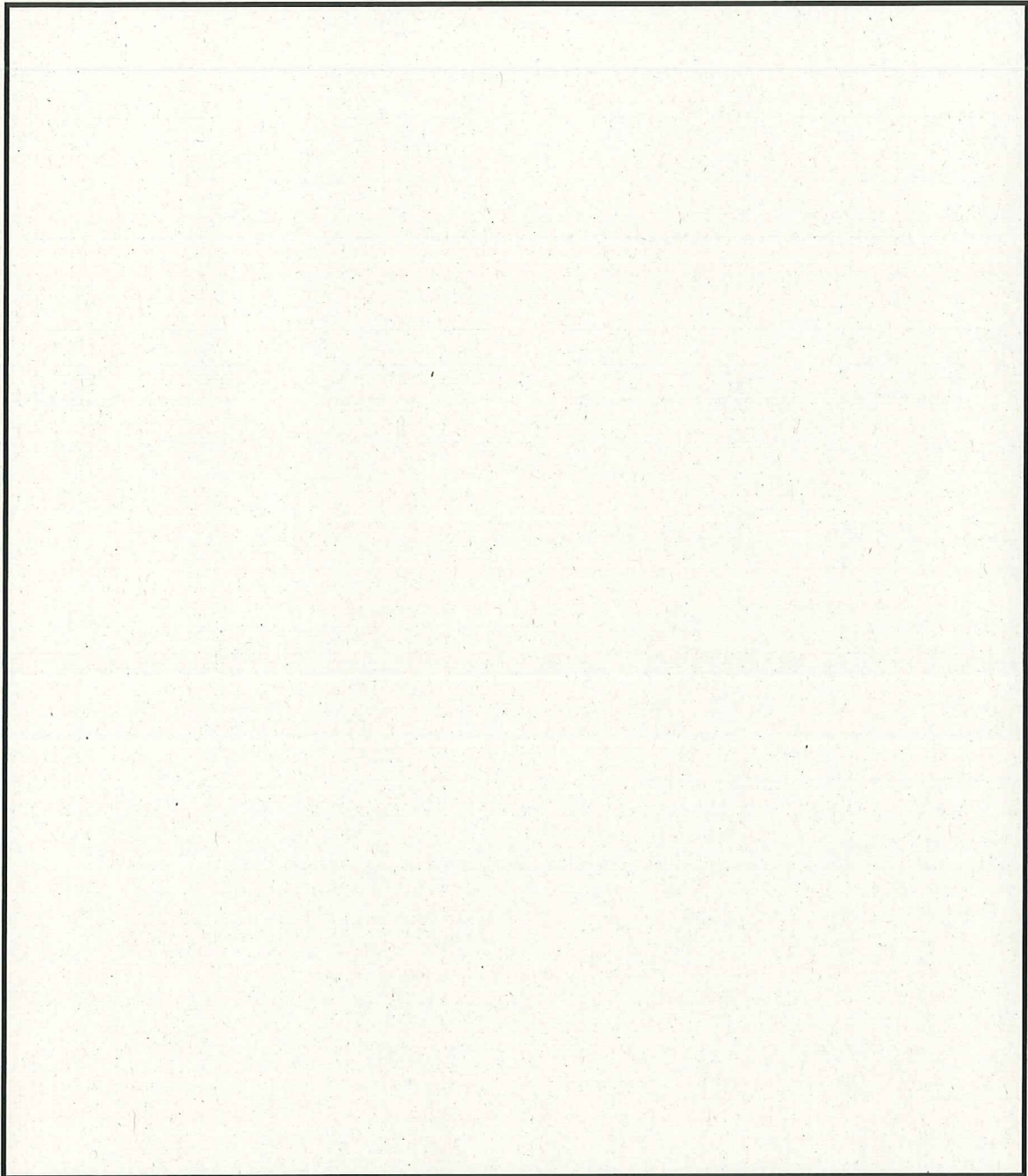


図4-2 3次元ソリッド解析モデル（境界条件：下端固定）[単位：mm]

(2) 荷重条件

評価に用いる荷重条件を表 4-2 に示す。

表 4-2 荷重条件

地震荷重		単位	V14 加工部	H4 加工部
基準地震動 Ss	鉛直力	kN		
	水平力	kN		
	モーメント	kN・m		
新潟県 中越沖地震 (NCO)	鉛直力	kN		
	水平力	kN		
	モーメント	kN・m		

(3) 応力の線形処理と一次+二次+ピーク応力

解析により求めた応力を線形処理し、評価点の応力について設計・建設規格 GNR-2130 に基づき、膜応力、膜+曲げ応力、膜+曲げ+ピーク応力に分類する。

また、ピーク応力はシュラウド修理工認での死荷重の場合と同様に、一次+二次応力の値に表 4-3 に示す応力集中係数を乗じた値とする。

応力分類結果から主応力及び主応力差を求め、地震時の全振幅の値である一次+二次応力の主応力差 (Sn) 及び一次+二次+ピーク応力の主応力差 (Sp) を求める。

表 4-3 応力集中係数

	V14 加工部	H4 加工部
応力集中係数		

(4) 疲労評価の算出

a. 繰返しピーク応力強さ S_0 の算出

疲労評価に用いる繰返しピーク応力強さを、次式により求める。

$$S_0 = \frac{S_p}{2}$$

b. 補正繰返しピーク応力強さ S_0' の算出

設計・建設規格 添付 4-2 に示す設計疲労線図に使用されている縦弾性係数 E_0 と、解析に用いる縦弾性係数 E との比を考慮し、 S_0 を次式で補正する。

$$S_0' = S_0 \times \frac{E_0}{E}$$

$E_0 = 1.95 \times 10^5$ MPa (設計・建設規格 添付 4-2 に示された縦弾性係数)

$E = 1.76 \times 10^5$ MPa (運転温度 に対する縦弾性係数)

c. 許容繰返し回数 N_a の算出

S_0' に対応する許容繰返し回数 N_a は、設計・建設規格 表 添付 4-2-2 に示されるオーステナイト系ステンレス鋼及び高ニッケル合金の設計疲労線図のデジタル値とし、間の繰返し数は次式により求める。

$$N_a = N_2 \times \left(\frac{N_1}{N_2} \right)^{\frac{\log S_2/S_0'}{\log S_2/S_1}}$$

d. 疲労累積係数の算出

地震による疲労累積係数は、次式により求める。

$$U = \frac{N_c}{N_a}$$

4. 評価結果

(1) 応力の解析結果

応力の解析結果を表 4-4 及び表 4-5 に示す。

表 4-4 一次＋二次応力強さの評価

[単位：MPa]

地震動		基準地震動 S_s		新潟県中越沖地震 (NCO)	
評価部位		V14 加工部	H4 加工部	V14 加工部	H4 加工部
評価点		P11	P09	P11	P09
応力成分	σ_1				
	σ_θ				
	σ_r				
	$\tau_{\theta r}$				
主応力	σ_1				
	σ_2				
	σ_3				
主応力差	S_{12}				
	S_{23}				
	S_{31}				
全振幅	$ 2 \times S_{12} $				
	$ 2 \times S_{23} $				
	$ 2 \times S_{31} $				
全振幅の最大値*	S_n				
許容値	$\eta \cdot 3 \cdot S_n$				

*：小数点以下を切上げ表示

表 4-5 一次+二次+ピーク応力強さの評価

[単位：MPa]

地震動		基準地震動 Ss		新潟県中越沖地震 (NCO)	
評価部位		V14 加工部	H4 加工部	V14 加工部	H4 加工部
評価点		P11	P09	P11	P09
応力成分	σ_t				
	σ_θ				
	σ_r				
	$\tau_{\theta r}$				
主応力	σ_1				
	σ_2				
	σ_3				
主応力差	S_{12}				
	S_{23}				
	S_{31}				
全振幅	$ 2 \times S_{12} $				
	$ 2 \times S_{23} $				
	$ 2 \times S_{31} $				
全振幅の最大値*	S_p				

*：小数点以下を切上げ表示

(2) 地震による疲労評価結果

基準地震動 Ss 及び新潟県中越沖地震 (NC0) による疲労評価結果をそれぞれ表 4-6 及び表 4-7 に示す。

表 4-6 基準地震動 Ss による疲労評価結果

評価部位	評価点	S_p [MPa]	S_e [MPa]	S_e' [MPa]	S_1 [MPa]	N_1	S_2 [MPa]	N_2	N_a	N_c	U
V14 加工部	P11										
H4 加工部	P09										

表 4-7 新潟県中越沖地震 (NC0) による疲労評価結果

評価部位	評価点	S_p [MPa]	S_e [MPa]	S_e' [MPa]	S_1 [MPa]	N_1	S_2 [MPa]	N_2	N_a	N_c	U
V14 加工部	P11										
H4 加工部	P09										

(3) 運転実績に基づく疲労累積係数との組合せによる評価結果

運転実績に基づく疲労累積係数と、基準地震動 Ss 及び新潟県中越沖地震 (NCO) を考慮して算出した結果を表 4-8 に示す。

表 4-8 基準地震動 Ss 及び新潟県中越沖地震 (NCO) と運転実績に基づく疲労累積係数との組合せによる評価結果

評価対象	運転実績に基づく疲れ累積係数 (環境を考慮)	地震動による疲れ累積係数 (基準地震動 Ss)	地震動による疲れ累積係数 (新潟県中越沖地震 NCO)	合計 (許容値 1 以下)
炉心シュラウド	0.008	0.007	0.001	0.016

以上

別紙 5 原子炉压力容器の中性子照射脆化を考慮した耐震安全性評価結果について

原子炉压力容器の中性子照射脆化を考慮した耐震安全性評価の具体的内容を以下に示す。

1. 炉心領域胴の圧力-温度制限曲線 (P-T 線図) の算出根拠

炉心領域の円筒胴に対して、現時点 (平成 30 年 3 月 31 日時点) の関連温度を算出した上で、JEAC4206 FB-4100 に従い P-T 線図を作成している。P-T 線図は、中性子照射脆化評価における最低使用温度の設定において、厳しい評価となった母材に対して作成しており、その算出根拠を以下に示す。

① 材料データ

a. 円筒胴 (炉心領域の材料)

- (a) 胴板 3/4 (炉心領域) の RT_{NDT} 初期値: $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$
 (b) 平成 30 年 3 月 31 日時点での ΔRT_{NDT} 予測値: $24.1\text{ }^{\circ}\text{C}$

b. 胴体フランジ (ボルト締付荷重が作用する部分の材料)

RT_{NDT} 初期値: $-34\text{ }^{\circ}\text{C}$ (監視試験報告書の初期値 (胴板 1/胴体フランジ))

② 寸法

- a. 円筒胴内径 D_i : mm
 b. 円筒胴の最小板厚 t : mm

③ 仮想欠陥及び荷重の想定

- a. 欠陥方向: 軸方向/周方向の 2 ケース
 b. 荷重: 地震荷重あり/なしの 2 ケース
 c. 欠陥寸法: 深さ $a=t/4$, 長さ $l=1.5\times t$

④ 応力値

a. 円筒胴の応力計算条件 (計算には、外面腐食代 0.8 mm を考慮した寸法を用いる)

- (a) 円筒胴の板厚 $T=t-0.8=\text{}$ mm
 (b) 円筒胴の内半径 $R_i=D_i/2=\text{}$ mm
 (c) 円筒胴の外半径 $R_o=R_i+T=\text{}$ mm
 (d) 円筒胴の断面積 $A=\pi(R_o^2-R_i^2)=\text{}\times 10^6\text{ mm}^2$
 (e) 円筒胴の断面係数 $Z_o=\pi/4\times(R_o^4-R_i^4)/R_o=\text{}\times 10^9\text{ mm}^3$

b. 円筒胴の最高使用圧力 ($P_d=8.62\text{ MPa}$) に対する応力

- (a) 周方向応力 $\sigma_{t1m}=P_d\times R_i/T=\text{}$ MPa (一次膜応力)
 (b) 周方向応力 $\sigma_{t2b}=P_d\times(1+(R_o/R_i)^2)/((R_o/R_i)^2-1)-\sigma_{t1m}=\text{}$ MPa (二次曲げ応力)

c. 円筒胴の供用状態 A 及び B+地震荷重による応力

(a) 鉛直荷重 $V = \square$ kN (供用状態 A 及び B) + \square kN (地震荷重 S_s)
 $= \square$ kN (引張り方向を正)

(b) モーメント $M = \square$ kN·m (保守的にスカート下端での荷重を使用)

(c) 軸方向応力 $\sigma_{e1mS} = V/A + M/Z_0 = \square$ MPa (一次膜応力)

⑤ 応力拡大係数

a. 円筒胴の供用状態 A 及び B+地震荷重による応力拡大係数

K_I (炉心臨界時) $= \sigma_{e1mS} \times Mm \times Sf = \square$ MPa \sqrt{m}

K_I (耐圧・漏えい試験時) $= \sigma_{e1mS} \times Mm \times Sf = \square$ MPa \sqrt{m}

ここで,

Mm : JEAC4206 附属書図 F-3100-1 から読み取った最大値

Sf : 安全率

b. K_{IT} (円筒胴の板厚方向の温度勾配による応力拡大係数)

K_{IT} は, JEAC4206 附属書 F-3100 (3) 項より示される以下式により求められる。

$K_{IT} = Mt \times \Delta Tw = \square \times \square = \square$ MPa \sqrt{m}

ここで,

Mt : JEAC4206 附属書図 F-3100-2 で与えられる係数

(円筒胴板厚 \square mm に対して \square)

ΔTw : 板厚方向の温度差の最大値 (図 5-1 円筒胴の温度分布解析結果による)

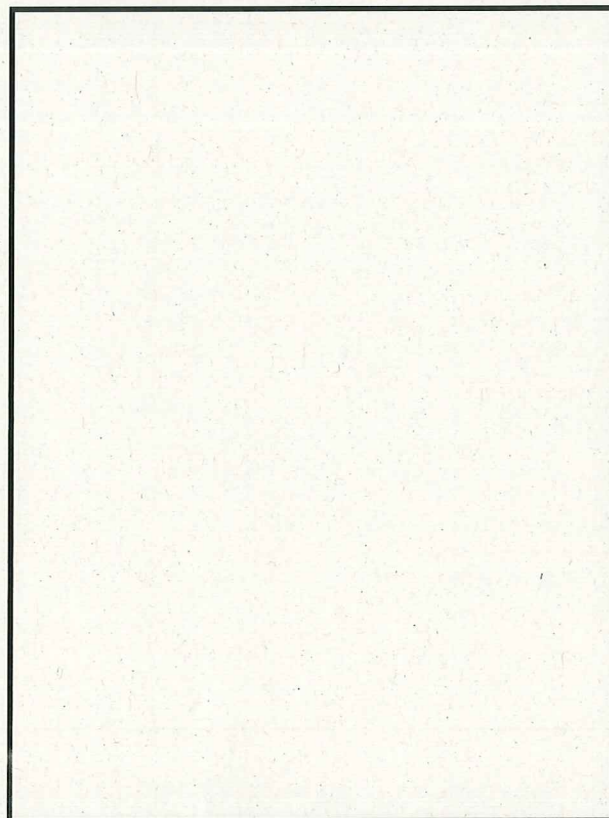


図 5-1 円筒胴の温度分布解析結果

⑥ 円筒胴の破壊力学的手法による P-T 線図

円筒胴に対して仮想欠陥の方向及び地震荷重の有無により、以下 4 ケースを想定する。

ケース①：軸方向欠陥＋地震荷重あり（内圧＋熱応力＋地震荷重）

ケース②：軸方向欠陥＋地震荷重なし（内圧＋熱応力のみ）

ケース③：周方向欠陥＋地震荷重あり（内圧＋熱応力＋地震荷重）

ケース④：周方向欠陥＋地震荷重なし（内圧＋熱応力のみ）

これらの想定したケースを、JEAC4206 附属書 A の破壊力学的手法により評価する。

具体的には、以下のとおり内圧による応力、供用状態 A 及び B＋地震荷重による応力及び熱応力より K_I 、 K_{IT} 及び要求温度を算出した上で P-T 線図を作成している。

a. 内圧による応力

ケース①及びケース②については最高使用圧力に対する周方向応力 σ_{11a} 及び σ_{12b} を、ケース③及びケース④については σ_{11a} を圧力値の比率で補正する。

b. 地震荷重による応力

ケース③については、供用状態 A 及び B＋地震荷重による軸方向応力 σ_{01a} による K_I を考慮する。

なお、ケース①については、地震荷重による応力は軸方向応力であることから軸方向欠陥への影響はなく、ケース②と同一の結果となる。

c. 熱応力

⑤に示すとおり、図 5-1 の温度分布解析結果から、最大温度差による K_{IT} を一律に考慮する。

d. $T-RT_{NDT}$

$T-RT_{NDT}$ の算出は、JEAC4206 附属書 A-3222 (7) 式による。

$$K_{IC} = 36.48 + 22.78 \exp [0.036 (T - RT_{NDT})]$$

ここで、関連温度の要求値を計算するため、 $T-RT_{NDT}$ についての式に変形する。

$$T - RT_{NDT} = 1/0.036 \times \ln ((K_{IC} - 36.48) / 22.78)$$

関連温度の要求値は、 K_I が K_{IC} を超えない $T-RT_{NDT}$ として以下式より求める。

$$T - RT_{NDT} \geq 1/0.036 \times \ln ((K_I - 36.48) / 22.78)$$

e. 圧力・温度制限の要求温度 T

P-T 線図は、JEAC4206 表 FB-4100-1 に従い、「圧力・温度制限の要求」と「最低温度要求」により設定される。圧力・温度制限の要求温度 T の算出にあたっては、関連温度 RT_{NDT} とともに、JEAC4206 表 FB-4100-1 に規定される炉心が臨界の場合のマージン 22 °C を加える。

⑦ 最低温度要求の制限線

P-T 線図は、JEAC4206 表 FB-4100-1 に従い、「圧力・温度制限の要求」と「最低温度要求」により設定される。この内、最低温度要求の制限線を設定するにあたり、JEAC4206 表 FB-4100-1 に基づく最低温度要求の結果を表 5-1 に示す。表 5-1 より供用状態 A 及び B の場合には、以下の制限線が設定される。

a. -1 °C の制限線

供用前の水圧試験圧力の 20 % 以下の圧力であり、炉心が臨界の場合（沸騰水型原子炉圧力容器で通常水位内での運転がなされる場合）に対する制限線である。

b. 55 °C の制限線

供用前の水圧試験圧力の 20 % を超える圧力であり、炉心が臨界の場合に対する制限線である。

なお、耐圧・漏えい試験の場合には、-1 °C の制限線とともに、供用前の水圧試験圧力の 20% を超える圧力であり、燃料装荷後の場合に対する 16 °C の制限線が設定される。

表 5-1 最低温度要求の結果

供用状態		原子炉圧力 容器の圧力	最低温度要求	
耐圧・漏えい 試験（未臨界）	燃料装荷後	≤ 20 %	ボルト締付荷重が作用する部分の材料の最も高い $RT_{NDT} + 33$ °C	-34 + 33 = -1 °C
	燃料装荷後	> 20 %	（ボルト締付荷重が作用する部分の材料の最も高い $RT_{NDT} + 50$ °C）と（ボルト締付荷重が作用しない部分の材料の最も高い RT_{NDT} ）の高い方	-34 + 50 = 16 °C と -15.9 °C の高い方
	燃料装荷前	すべて	圧力容器材料の最も高い $RT_{NDT} + 33$ °C	-34 + 33 = -1 °C
供用状態 A 及 び B（耐圧・ 漏えい試験を 除く）	炉心が未臨界	≤ 20 %	ボルト締付荷重が作用する部分の材料の最も高い $RT_{NDT} + 33$ °C	-34 + 33 = -1 °C
	炉心が未臨界	> 20 %	（ボルト締付荷重が作用する部分の材料の最も高い $RT_{NDT} + 67$ °C）と（ボルト締付荷重が作用しない部分の材料の最も高い RT_{NDT} ）の高い方	-34 + 67 = 33 °C と -15.9 °C の高い方
	炉心が臨界	≤ 20 %	ボルト締付荷重が作用する部分の材料の最も高い $RT_{NDT} + 33$ °C	-34 + 33 = -1 °C
	炉心が臨界	> 20 %	（「耐圧・漏えい試験」に対して要求される温度）と（ボルト締付荷重が作用する部分の材料の最も高い $RT_{NDT} + 89$ °C）の高い方	16 °C と -34 + 89 = 55 °C の高い方

2. 炉心臨界時及び耐圧・漏えい試験時のP-T線図について

平成30年3月31日時点における要求温度の計算例(ケース③)を表5-2, 5-3に, P-T線図を図5-2, 5-3に示す。

表5-2 平成30年3月31日時点の要求温度の計算例(炉心臨界時)(ケース③)

応力成分: $\sigma / t = \square \text{ mm}$
 板厚 $t = \square \text{ mm}$
 欠陥深さ $a/t = 0.25$
 安全係数 $Sf = 2$ (一次応力の K_{It} に関して)
 関連温度 $RT_{99.9} = -15.9 \text{ }^\circ\text{C}$ (40年時点の推定値)

荷重組合せ	内圧 P (MPa)	応力 (MPa) *1				補正係数		温度勾配による 応力拡大係数	応力拡大係数	計算された	要求温度	要求温度 -22°Cマージン
		σ_{a1}	σ_{b1}	σ_{a2}	σ_{b2}	M_n (\sqrt{m})	M_b (\sqrt{m})	K_{It} ($\text{MPa}\sqrt{m}$)	K_{I*2} ($\text{MPa}\sqrt{m}$)	$T - RT_{99.9}$ ($^\circ\text{C}$)	T ($^\circ\text{C}$)	$T + 22$ ($^\circ\text{C}$)
最高使用圧力												
死荷重+地震荷重												
Load Combination 1												
Load Combination 2												
Load Combination 3												
Load Combination 4												
Load Combination 5												
Load Combination 6												
Load Combination 7												
Load Combination 8												
Load Combination 9												
Load Combination 10												
Load Combination 11												
Load Combination 12												
Load Combination 13												
Load Combination 14												
Load Combination 15												
Load Combination 16												
Load Combination 17												

*1: 内圧のみによる応力
 *2: 内圧による応力拡大係数, 温度勾配による応力拡大係数及び死荷重+地震荷重による応力拡大係数の合計

表5-3 平成30年3月31日時点の要求温度の計算例(耐圧・漏えい試験時)(ケース③)

応力成分: $\sigma / t = \square \text{ mm}$
 板厚 $t = \square \text{ mm}$
 欠陥深さ $a/t = 0.25$
 安全係数 $Sf = 1.5$ (一次応力の K_{It} に関して)
 関連温度 $RT_{99.9} = -15.9 \text{ }^\circ\text{C}$ (40年時点の推定値)

荷重組合せ	内圧 P (MPa)	応力 (MPa) *1				補正係数		温度勾配による 応力拡大係数	応力拡大係数	計算された	要求温度
		σ_{a1}	σ_{b1}	σ_{a2}	σ_{b2}	M_n (\sqrt{m})	M_b (\sqrt{m})	K_{It} ($\text{MPa}\sqrt{m}$)	K_{I*2} ($\text{MPa}\sqrt{m}$)	$T - RT_{99.9}$ ($^\circ\text{C}$)	T ($^\circ\text{C}$)
最高使用圧力											
死荷重+地震荷重											
Load Combination 1											
Load Combination 2											
Load Combination 3											
Load Combination 4											
Load Combination 5											
Load Combination 6											
Load Combination 7											
Load Combination 8											
Load Combination 9											
Load Combination 10											
Load Combination 11											
Load Combination 12											
Load Combination 13											
Load Combination 14											
Load Combination 15											
Load Combination 16											
Load Combination 17											

*1: 内圧のみによる応力
 *2: 内圧による応力拡大係数, 温度勾配による応力拡大係数及び死荷重+地震荷重による応力拡大係数の合計

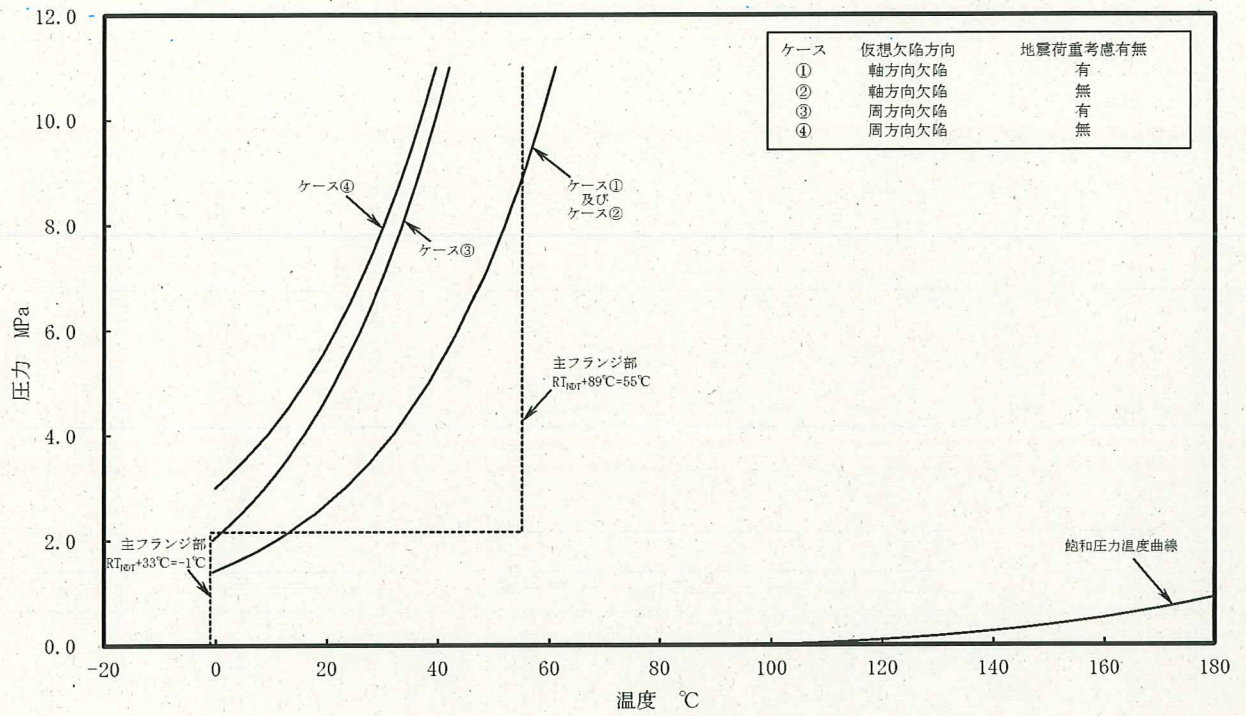


図 5-2 平成 30 年 3 月 31 日時点の原子炉压力容器の P-T 線図 (炉心臨界時)

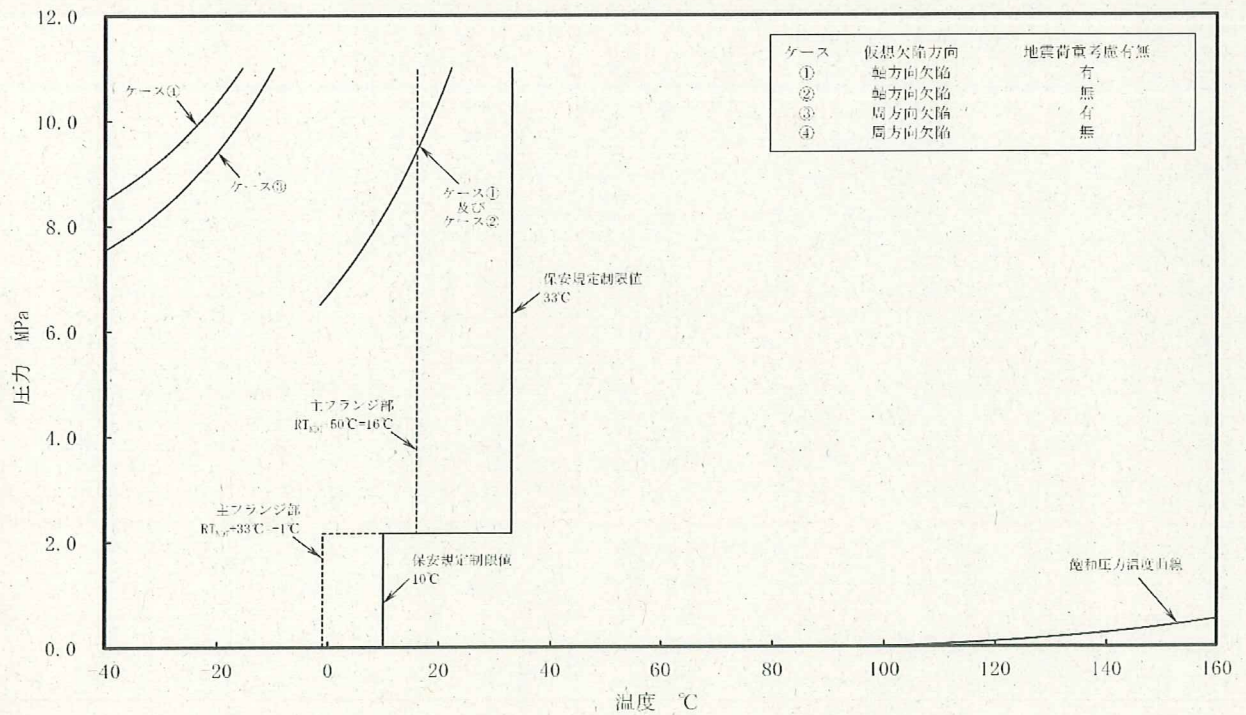


図 5-3 平成 30 年 3 月 31 日時点の原子炉压力容器の P-T 線図 (耐圧・漏えい試験時)

以上

別紙 6 炉内構造物の中性子照射による靱性低下に対する耐震安全性評価結果について

中性子照射による材料の靱性低下が想定される上部格子板グリッドプレートに有意な欠陥が存在すると仮定し、 S_s 地震発生時の荷重を考慮して求めた応力拡大係数 K_I と、破壊靱性値 K_{Ic} とを比較することにより耐震安全性評価を行っている。

評価の具体的内容を以下に示す。

1. 評価条件

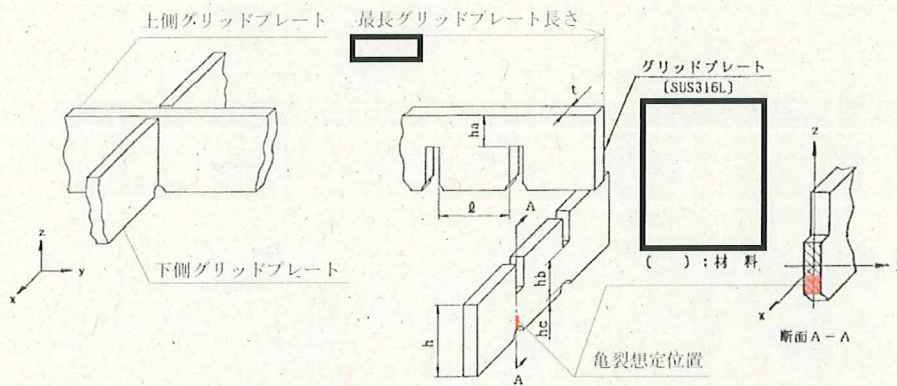
(1) 想定欠陥

想定欠陥は日本電気協会「原子力発電所用機器に対する破壊靱性の確認試験方法 JEAC4206-2007」を参照し、表 6-1 のとおりとした。また、想定欠陥部位を図 6-1 に示す。

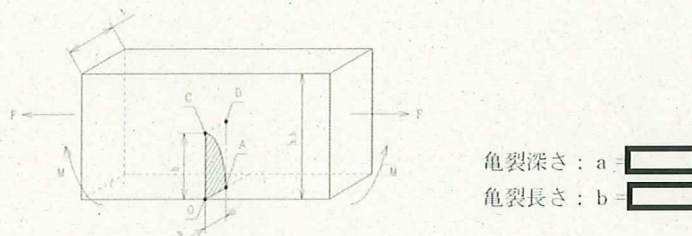
表 6-1 上部格子板の想定欠陥形状

想定部位	深さ	長さ	欠陥形状
上部格子板下側グリッドプレート切り欠き部	$1/4t = \square$ mm	$1.5t = \square$ mm	1/4 楕円亀裂

t : グリッドプレート板厚 (= \square mm)



(a) 上部格子板の亀裂想定位置



(b) 上部格子板の評価モデル

図 6-1 上部格子板の想定欠陥部位

(2) 考慮する荷重

評価位置に作用する荷重は死荷重及び地震荷重とし、差圧は亀裂が閉じる方向に作用するため、保守的に考慮しない。地震荷重は表 6-2 に示す基準地震動 S_s ($S_s-1\sim 5$) による値を用いた。

表 6-2 考慮する荷重

想定部位	地震荷重	
	鉛直力 [-]	水平力*1 [N]
上部格子板下側グリッド プレート切り欠き部		

*1: 燃料集合体 764 体分の値

(3) 考慮する応力

考慮する応力は死荷重及び地震荷重による応力とし、熱膨張応力は通常運転時の熱応力が微小であることから考慮しない。

また、評価に用いる応力は最長グリッドプレート中央部の応力とし、亀裂を想定する下側グリッドプレートに切り欠き部が存在するため、応力集中係数 を考慮する。

① 鉛直方向荷重による応力

死荷重及び地震の鉛直力による荷重 W_v 及び最長グリッドプレート中央部の曲げモーメント M は、次式により求めた。

$$W_v = \gamma \cdot t \cdot h \cdot L \cdot (1 + C_v) = \text{} [N]$$

$$M = \frac{W_v \cdot L}{24} = \text{} [N \cdot mm]$$

ここで、 γ : 材料の比重量 = [N/mm^3]

t : グリッドプレート板厚

h : グリッドプレート高さ

L : 最長グリッドプレート長さ

C_v : 鉛直震度

よって、曲げ応力 σ_b は次式で求められる。

$$\sigma_b = \frac{6M}{t \cdot h_b^2} \cdot \alpha = \boxed{} [MPa]$$

ここで、 h_b ：切り欠き部リガメント高さ

α ：応力集中係数

② 水平方向荷重による応力

上部格子板の取付位置において、4本の燃料集合体がグリッドプレートに与える地震の水平力 F は、次式により求めた。

$$F = \frac{4H}{764} = \boxed{} [N]$$

ここで、 H ：地震の水平力

よって、引張応力 σ_m は次式で求められる。

$$\sigma_m = \frac{F}{t \cdot h_b} \cdot \alpha = \boxed{} [MPa]$$

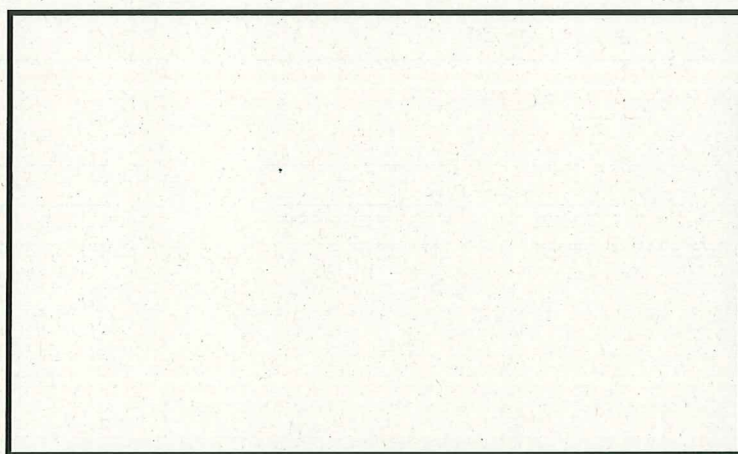
2. 評価結果

(1) 中性子照射を受けたステンレス鋼の破壊靱性値（許容値）

日本機械学会「発電用原子力設備規格 維持規格 2008年版 JSME S NA1-2008」添付 E-14 3. (1) に示される中性子照射量 $8.0 \times 10^{24} \text{ n/m}^2$ を超える場合の値である $43.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ とした。

(2) 地震時の応力拡大係数

1/4 楕円亀裂の応力拡大係数 K_I は、以下に示す式^{*3}より求めた。



ここで、 A_{mn} ：応力分布の係数

M ：亀裂の深さと長さの比 (a/b) と、亀裂の深さと板厚の比 (a/t) から求める係数

a ：亀裂の深さ

b ：亀裂の長さ



表 6-3 に示すとおり、Ss 地震時の応力拡大係数 K_I は $7.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ となり、照射ステンレス鋼の破壊靱性値 $43.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ を下回っていることから、不安定破壊は生じることはなく、耐震安全上問題はない。

表 6-3 評価結果

地震条件	応力拡大係数 K_I [MPa $\sqrt{\text{m}}$]	破壊靱性値 K_{IC} [MPa $\sqrt{\text{m}}$]
Ss	7.2	43.2

以上

別紙 7 全面腐食に対する耐震安全性評価結果について

耐震安全性評価における全面腐食を考慮した耐震安全性評価に伴う計算過程について、表 7-1 に示す理由により、代表機器を選定して説明する。

表 7-1 補足説明代表機器の選定

補足説明資料として 代表する機器	選定理由	添付番号
残留熱除去系熱交換器	腐食の想定される熱交換器（胴）の評価対象機器のうち、発生応力が最大のため	添付-1
軽油タンクの機器付基礎ボルト	腐食の想定される機器付基礎ボルトの評価対象機器のうち、発生応力が最大のため	添付-2
後打ちメカニカルアンカ及び後打ちケミカルアンカ	後打ちアンカの代表機器のため	添付-3

以上

残留熱除去系熱交換器の胴の耐震安全性評価

残留熱除去系熱交換器の胴を考慮した耐震安全性評価について

残留熱除去系熱交換器の胴の腐食（全面腐食）の評価内容を以下に示す。

1. 評価仕様

(1) 機器構造

残留熱除去系熱交換器は、ラグ支持たて置円筒形容器であり、胴は4個の脚で支持され、脚はそれぞれ基礎ボルトを介して基礎に拘束されている。ただし、4個の脚とも胴の半径方向について基礎に対してスライドできる構造となっている。また、胴全体としての水平方向変位（胴中心軸の移動）を拘束する構造の振れ止めフレームを有している。

(2) 解析モデルと計算条件

今回の評価では、評価対象機器の胴部の腐食を想定しており、ラグ（脚）の胴への付け根部に作用する荷重により生じる局部応力について評価している。

本評価対象の全体概略図、脚の胴への付け根部に作用する荷重及び胴の評価点を図1～3に示す。

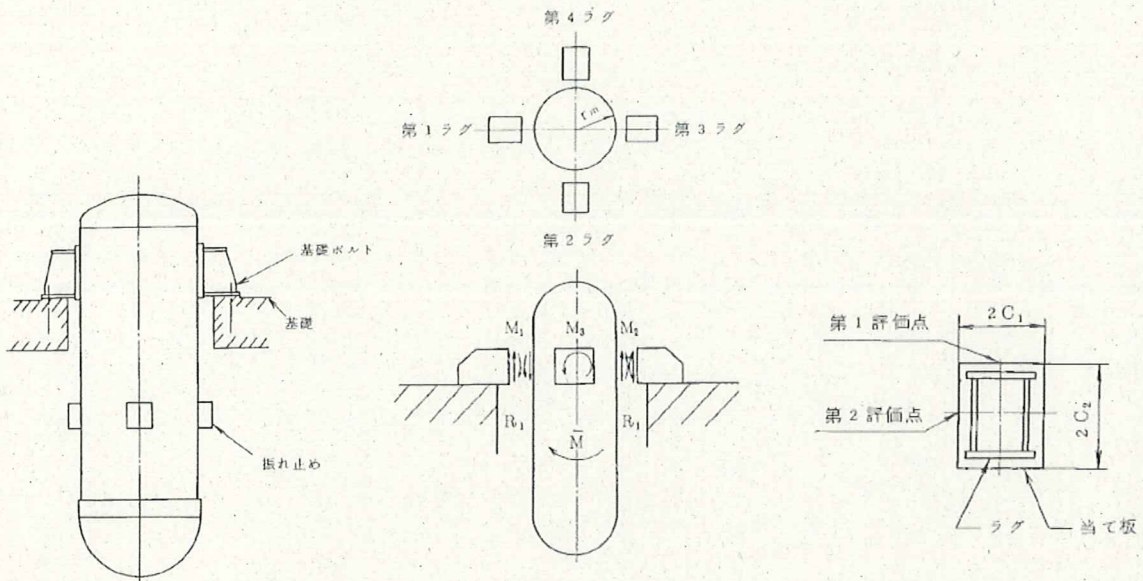


図1 全体概略図

図2 転倒モーメントにより
胴に生じる荷重

図3 胴の評価点

(3) 耐震条件

胴の腐食評価に使用する耐震条件について、表1に示す。

表1 耐震条件

項目	記号	入力値	単位
耐震重要度	—	S	—
クラス区分	—	クラス2	—
据付設置建屋	—	原子炉建屋	—
据付設置位置	—	T. P 12. 3 ^{*1}	m
水平固有周期 (腐食前)	T		s
鉛直固有周期 (腐食前)	T		s
水平固有周期 (腐食後)	T'		s
鉛直固有周期 (腐食後)	T'		s
水平方向設計震度 (腐食前) (基準地震動 S ₂)	Ch	0.46	—
水平方向設計震度 (腐食前) (基準地震動 S ₁)	Ch	0.75	—
水平方向設計震度 (腐食後) (基準地震動 S _s)	Ch'	2.01 ^{*4}	—
水平方向設計震度 (腐食後) (弾性設計用地震動 S _d)	Ch'	0.91 ^{*4}	—
鉛直方向設計震度 (腐食前) (基準地震動 S ₂)	Cv	0.29	—
鉛直方向設計震度 (腐食前) (基準地震動 S ₁)	Cv	0.29	—
鉛直方向設計震度 (腐食後) (基準地震動 S _s)	Cv'	1.01	—
鉛直方向設計震度 (腐食後) (弾性設計用地震動 S _d)	Cv'	0.50	—

*1: 基準床レベルを示す

*2: スペクトルモーダル解析における固有周期 (振れ止めフレームを有したモデル)

*3: JEAG4601-1987 に示されるラグ支持たて置き円筒形容器の計算式より求めた固有周期 (腐食した板厚で振れ止めフレームを考慮しないモデル)

*4: 床応答スペクトル上で水平固有周期 (腐食後) に対応する震度

(4) 評価概要

今回の評価では、「工認 残留熱除去系熱交換器の耐震性についての計算書」（以下、工認耐震計算書）における評価対象機器の算出応力を参考に評価部位（胴のラグつけ根部）への腐食を想定した場合の発生応力を評価している。

具体的には、工認耐震計算書に記載の成分毎の発生応力から、アタッチメントパラメータや形状データを用いて、腐食前のモーメントやせん断力を算出し、この値に腐食後のアタッチメントパラメータや形状データ及び腐食前後の震度から求めた震度比を乗じて、腐食時の発生応力を求める。

発生応力の算出にあたっては、工認耐震計算書で用いた Bijaard の方法^{参考文献(1)}を適用している。

(5) 水平方向設計震度（腐食後）の設定方法

胴部の腐食を考慮した後の固有周期は、JEAG4601-1987 のラグ支持たて置き円筒形容器の固有周期の計算式に従い求めている。

ただし、評価対象機器は実機では振れ止めフレームを有しているのに対し、上記 JEAG の固有周期評価式は振れ止めフレームを考慮しない 2 質点系モデルによるものである。

一方、今回の評価にて参考にした工認耐震計算書に記載の固有周期（腐食前）は実機構造物と同様に振れ止めフレームを考慮した多質点系モデルを策定しスペクトルモーダル法により求めたものであるため、腐食前後で固有周期の評価条件が異なる。各評価用のモデルを図 4 及び 5 に示す。

このため、今回 JEAG 評価式に従い求めた固有周期は、工認耐震計算書と比較して胴部の腐食を想定し且つ、振れ止めフレームが考慮されていないため、剛性の低下等に伴い固有周期は長周期側にシフトすることになる。本評価においては、今回 JEAG 評価式に従い求めた 1 次固有周期に対する評価用床応答スペクトルを用いて胴部腐食後の水平方向設計震度として設定した。

なお、鉛直震度については

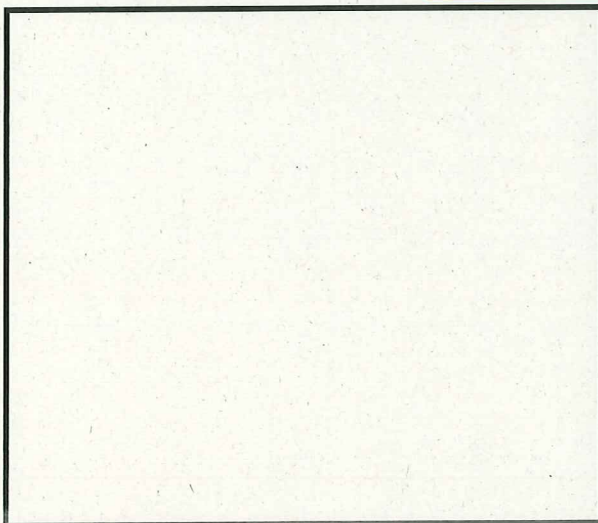


図 4 工認耐震計算書の評価モデル

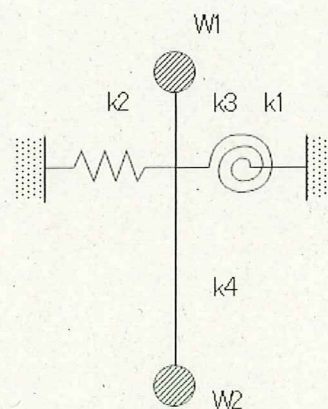


図 5 JEAG 評価式の評価モデル

(6) 評価条件

腐食した板厚で振れ止めフレームを考慮しないモデルにおける固有周期の算出に用いた評価条件を表 2、応力算出に用いた評価条件を表 3 に示す。

表 2 (1/2) 固有周期算出に対する評価条件

項目	記号	入力値	単位	備考
静荷重 (i=1)	W_1		kg	
静荷重 (i=2)	W_2		kg	
静荷重 (i=3)	W_3		kg	
静荷重 (i=4)	W_4		kg	
静荷重 (i=5)	W_5		kg	
脚中心より各荷重までの距離 (i=1)	l_1		mm	
脚中心より各荷重までの距離 (i=2)	l_2		mm	
脚中心より各荷重までの距離 (i=3)	l_3		mm	
脚中心より各荷重までの距離 (i=4)	l_4		mm	
脚中心より各荷重までの距離 (i=5)	l_5		mm	
振動モデル系の上部重心における水平力	F_1		N	単位荷重
振動モデル系の下部重心における水平力	F_2		N	単位荷重
ラグのアタッチメント中心より上部重心までの距離	H_1		mm	
ラグのアタッチメント中心より下部重心までの距離	H_2	mm		
内面腐食量	δ	0.8	mm	
胴の内径 (腐食後)	D_i'		mm	$D_i + \delta \times 2$
胴の板厚 (腐食後)	t'		mm	$t - \delta$
脚付け根部における胴の平均半径 (腐食後)	r_m'		mm	$(D_i' + t') / 2$
熱交換器の運転重量	W_0		kg	

表 2 (2/2) 固有周期算出に対する評価条件

項目	記号	入力値	単位	備考
胴の縦弾性係数	E		MPa	
ボルトの縦弾性係数	E_b		MPa	
胴のせん断弾性係数	G		MPa	
胴のラグつけ根部における周方向曲げモーメントに対する局部ばね定数	K_c		—	Table 1*
胴のラグつけ根部における長手方向曲げモーメントに対する局部ばね定数	K_l		—	Table 4*
ラグ 1 個当りのボルトの本数	n		—	
拘束係数	ε		—	
ラグの半径方向端面から胴板の厚さの中心までの距離	a		mm	
ラグの半径方向端面からボルト中心までの距離	b		mm	
基礎端面からボルト中心までの距離	c		mm	
ボルト中心間の距離	d		mm	
ラグの底板幅の 1/2	e		mm	
ボルトの有効長さ	L_b		mm	
ボルトの有効断面積	A_{be}		mm ²	

* : 参考文献 (2) より得られる値の読取り元である表番号を記載

表 3 応力算出に対する評価条件

項目	記号	入力値	単位	備考
最高使用圧力	P_r	3.43	MPa	
最高使用温度	T_h	182	℃	
胴の内径 (腐食前)	D_i		mm	
胴の板厚 (腐食前)	t		mm	
脚付け根部における胴の平均半径 (腐食前)	r_m		mm	$(D_i+t)/2$
シェルパラメータ (腐食前)	γ		—	r_m/t
内面腐食量	δ	0.8	mm	
胴の内径 (腐食後)	D_i'		mm	$D_i + \delta \times 2$
胴の板厚 (腐食後)	t'		mm	$t - \delta$
脚付け根部における胴の平均半径 (腐食後)	r_m'		mm	$(D_i' + t')/2$
シェルパラメータ (腐食後)	γ'		—	r_m'/t'
アタッチメントの周方向幅の 2 分の 1	$C1$		mm	
アタッチメントの軸方向幅の 2 分の 1	$C2$		mm	

参考文献 (1) によるアタッチメントパラメータの計算値を表 4 に示す。

表 4 アタッチメントパラメータ

項目	記号	入力値	単位	備考*1
アタッチメントパラメータ (腐食前)	$\beta 1$		—	$C1/r_m$
	$\beta 2$		—	$C2/r_m$
	β		—	$(\beta 1 \cdot \beta 2)^{(1/3)}$
	β_c		—	$(\beta 1^2 \cdot \beta 2)^{(1/3)}$
	$\beta_{1\phi}$		—	$k1M\phi \cdot (\beta 1 \cdot \beta 2)^{(1/3)}$
	β_{1x}		—	$k1Mx \cdot (\beta 1 \cdot \beta 2)^{(1/3)}$
	$\beta_{c\phi}$		—	$kcM\phi \cdot (\beta 1^2 \cdot \beta 2)^{(1/3)}$
	β_{cx}		—	$kcMx \cdot (\beta 1^2 \cdot \beta 2)^{(1/3)}$
アタッチメントパラメータ (腐食後)	$\beta 1'$		—	$C1/r_m'$
	$\beta 2'$		—	$C2/r_m'$
	β'		—	$(\beta 1' \cdot \beta 2'^2)^{(1/3)}$
	β_c'		—	$(\beta 1'^2 \cdot \beta 2')^{(1/3)}$
	$\beta_{1\phi}'$		—	$k1M\phi' \cdot (\beta 1' \cdot \beta 2'^2)^{(1/3)}$
	β_{1x}'		—	$k1Mx' \cdot (\beta 1' \cdot \beta 2'^2)^{(1/3)}$
	$\beta_{c\phi}'$		—	$kcM\phi' \cdot (\beta 1'^2 \cdot \beta 2')^{(1/3)}$
	β_{cx}'		—	$kcMx' \cdot (\beta 1'^2 \cdot \beta 2')^{(1/3)}$

*1: 各応力計算で用いるアタッチメントパラメータの計算式を記載

腐食前のシェルパラメータ γ 及びアタッチメントパラメータ β から参考資料(1)より得た値を表5に示す。

表5 γ, β より求めた各パラメータ

項目	記号	入力値	単位	備考*1
WRCによる周方向曲げモーメント M_c に対する周方向一次応力補正係数	C_{c1}		—	Table 7
WRCによる周方向曲げモーメント M_c に対する軸方向一次応力補正係数	C_{c2}		—	Table 7
WRCによる長手方向曲げモーメント M_l に対する周方向一次応力補正係数	C_{l1}		—	Table 8
WRCによる長手方向曲げモーメント M_l に対する軸方向一次応力補正係数	C_{l2}		—	Table 8
WRCによるアタッチメントパラメータ $\beta_{c\phi}$ の周方向の補正係数	$kcM\phi$		—	Table 7
WRCによるアタッチメントパラメータ β_{cx} の軸方向の補正係数	$kcMx$		—	Table 7
WRCによるアタッチメントパラメータ $\beta_{l\phi}$ の周方向の補正係数	$klM\phi$		—	Table 8
WRCによるアタッチメントパラメータ β_{lx} の軸方向の補正係数	$klMx$		—	Table 8
WRCによる周方向曲げモーメント M_c による周方向二次応力係数	$[M_\phi/M_c/(r_m\beta)]$		—	Fig. 1A
WRCによる周方向曲げモーメント M_c による軸方向二次応力係数	$[M_x/M_c/(r_m\beta)]$		—	Fig. 2A
WRCによる周方向曲げモーメント M_c による周方向一次応力係数	$[N_\phi/M_c/(r_m^2\beta)]$		—	Fig. 3A
WRCによる周方向曲げモーメント M_c による軸方向一次応力係数	$[N_x/M_c/(r_m^2\beta)]$		—	Fig. 4A
WRCによる長手方向曲げモーメント M_l による周方向一次応力係数	$[N_\phi/M_l/(r_m^2\beta)]$		—	Fig. 3B
WRCによる長手方向曲げモーメント M_l による軸方向一次応力係数	$[N_x/M_l/(r_m^2\beta)]$		—	Fig. 4B
WRCによる長手方向曲げモーメント M_l による周方向二次応力係数	$[M_\phi/M_l/(r_m\beta)]$		—	Fig. 1B*2
WRCによる長手方向曲げモーメント M_l による周方向二次応力係数	$[M_\phi/M_l/(r_m\beta)]$		—	Fig. 1B-1*2
WRCによる長手方向曲げモーメント M_l による軸方向二次応力係数	$[M_x/M_l/(r_m\beta)]$		—	Fig. 2B*2
WRCによる長手方向曲げモーメント M_l による軸方向二次応力係数	$[M_x/M_l/(r_m\beta)]$		—	Fig. 2B-1*2

*1: 参考文献(1)より得られる値の読取り元である図表番号を記載

*2: Fig. 1B-1とFig. 1B, Fig. 2B-1とFig. 2Bでそれぞれ大きな係数を採用

腐食後のシェルパラメータ γ' 及びアタッチメントパラメータ β' から参考資料(1)より得た値を表6に示す。

表6 γ' , β' より求めた各パラメータ

項目	記号	入力値	単位	備考 ^{*1}
WRCによる周方向曲げモーメント M_c に対する周方向一次応力補正係数	C_{c1}'		—	Table 7
WRCによる周方向曲げモーメント M_c に対する軸方向一次応力補正係数	C_{c2}'		—	Table 7
WRCによる長手方向曲げモーメント M_l に対する周方向一次応力補正係数	C_{l1}'		—	Table 8
WRCによる長手方向曲げモーメント M_l に対する軸方向一次応力補正係数	C_{l2}'		—	Table 8
WRCによるアタッチメントパラメータ $\beta_{c\phi}'$ の周方向の補正係数	$kcM\phi'$		—	Table 7
WRCによるアタッチメントパラメータ β_{cx}' の軸方向の補正係数	$kcMx'$		—	Table 7
WRCによるアタッチメントパラメータ $\beta_{l\phi}'$ の周方向の補正係数	$klM\phi'$		—	Table 8
WRCによるアタッチメントパラメータ β_{lx}' の軸方向の補正係数	$klMx'$		—	Table 8
WRCによる周方向曲げモーメント M_c による周方向二次応力係数	$[M_\phi/M_c/(r_m\beta)]'$		—	Fig. 1A
WRCによる周方向曲げモーメント M_c による軸方向二次応力係数	$[M_x/M_c/(r_m\beta)]'$		—	Fig. 2A
WRCによる周方向曲げモーメント M_c による周方向一次応力係数	$[N_\phi/M_c/(r_m^2\beta)]'$		—	Fig. 3A
WRCによる周方向曲げモーメント M_c による軸方向一次応力係数	$[N_x/M_c/(r_m^2\beta)]'$		—	Fig. 4A
WRCによる長手方向曲げモーメント M_l による周方向一次応力係数	$[N_\phi/M_l/(r_m^2\beta)]'$		—	Fig. 3B
WRCによる長手方向曲げモーメント M_l による軸方向一次応力係数	$[N_x/M_l/(r_m^2\beta)]'$		—	Fig. 4B
WRCによる長手方向曲げモーメント M_l による周方向二次応力係数	$[M_\phi/M_l/(r_m\beta)]'$		—	Fig. 1B ^{*2}
WRCによる長手方向曲げモーメント M_l による周方向二次応力係数	$[M_\phi/M_l/(r_m\beta)]'$		—	Fig. 1B-1 ^{*2}
WRCによる長手方向曲げモーメント M_l による軸方向二次応力係数	$[M_x/M_l/(r_m\beta)]'$		—	Fig. 2B ^{*2}
WRCによる長手方向曲げモーメント M_l による軸方向二次応力係数	$[M_x/M_l/(r_m\beta)]'$		—	Fig. 2B-1 ^{*2}

*1: 参考文献(1)より得られる値の読取り元である図表番号を記載

*2: Fig. 1B-1とFig. 1B、Fig. 2B-1とFig. 2Bでそれぞれ大きな係数を採用

2. 固有周期の計算

固有周期の計算は JEAG4601-1987 のラグ支持たて置き円筒形容器の計算式に従う。なお、固有周期の計算について工認耐震計算書は振れ止め金具を考慮した多質点系振動モデルとしているが、JEAG4601-1987 のラグ支持たて置き円筒形容器の計算式は振れ止め金具を考慮しない 2 質点系振動モデルを考えている。振動モデルの概念図を図 6 に示す。

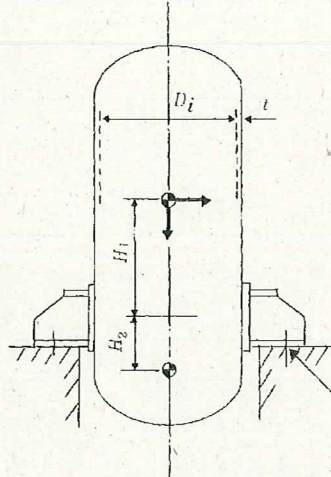


図 6 2 質点系振動モデルの概念図

そのため、固有周期の計算では多質点系振動モデルで用いた「脚中心より各荷重までの距離単位 i 」より、以下の式からラグのアタッチメント中心より上部・下部重心までの距離 H_1 , H_2 を求める。

$$H_1 = l_1$$

$$H_2 = \frac{\sum_{i=2}^5 W_i l_i}{\sum_{i=2}^5 W_i} \quad (i = 2, 3, \dots, 5)$$

なお、腐食時の固有周期を計算するに当たり、JEAG4601-1987 のラグ支持たて置き円筒形容器の計算式で用いられている、形状データ（胴の内径、板厚、平均半径）及びアタッチメントパラメータは全て腐食後の値とした。

3. 応力評価

(1) 胴の一次一般膜応力

工認耐震計算書に示される応力成分毎 ($\sigma_{\phi 1}$, σ_{x1} , σ_{x7} 等) の応力値を腐食の影響により変わるパラメータで補正する。

①内圧による応力

内圧による応力 $\sigma_{\phi 1'}$, $\sigma_{x1'}$ は以下の式によって求まる。

$$\sigma_{\phi 1'} = \frac{P_r(D_i' + 1.2t')}{200t'}$$

$$\sigma_{x1'} = \frac{P_r(D_i' + 1.2t')}{400t'}$$

②運転時重量及び鉛直方向地震による応力

$$\sigma_{x2} = \frac{W_o}{\pi t(D_i + t)}$$

$$\sigma_{x12} = \frac{C_v W_o}{\pi t(D_i + t)}$$

運転時重量による応力 σ_{x2} は胴の断面積 A と自重により胴の断面に働く軸方向荷重によって求まる。

腐食の影響として以下の1項にて応力を補正する。

イ) 胴の断面積 (腐食前) A と胴の断面積 (腐食後) A'

$$\sigma_{x2'} = \sigma_{x2} \times A / A'$$

ここで、

$$A' = \pi \cdot (D_i' + t') \cdot t'$$

鉛直方向地震による応力 σ_{x12} は胴の断面積 A と自重により胴の断面に働く軸方向荷重と鉛直方向地震動によって求まる。

腐食の影響として以下の2項にて応力を補正する。

イ) 鉛直方向設計震度 (腐食前) C_v と鉛直方向設計震度 (腐食後) C_v'

ロ) 胴の断面積 (腐食前) A と胴の断面積 (腐食後) A'

$$\sigma_{x12'} = \sigma_{x12} \times A / A' \times C_v / C_v'$$

③軸曲げモーメントによる応力

軸曲げモーメントによる応力 σ_{x7} は胴の断面係数 Z と水平方向地震による胴の脚付け根部に働く軸曲げモーメント M_A によって求まる。

$$\sigma_{x7} = \frac{M_A}{Z}$$

腐食の影響として以下の2項にて応力を補正する。

イ) 水平方向設計震度(腐食前) Ch と水平方向設計震度(腐食後) Ch'

ロ) 胴の断面係数(腐食前) Z と胴の断面係数(腐食後) Z'

$$\sigma_{x7}' = \sigma_{x7} \times Z/Z' \times Ch'/Ch$$

ここで、

$$Z' = 2 \cdot I' / (Di'^2 + 2t'^2)$$

$$I' = \frac{\pi}{64} \cdot \{ (Di'^2 + 2t'^2)^2 - Di'^4 \}$$

④組合せ応力

①～③によって算出されたラグつけ根部に生じる胴の一次一般膜応力は、以下により組合せられる。

$$\sigma_o' = \text{Max}[\sigma_{ox}', \sigma_{\phi 1}']$$

ここで、

$$\sigma_{ox}' = \sigma_{x1}' + \sigma_{x2}' + \sigma_{x12}' + \sigma_{x7}'$$

(2) 胴の一次応力

工認耐震計算書に示される、組合せ応力が最も大きい「第一ラグ側」の「第一評価点」の応力成分毎($\sigma_{\phi 1}$, $\sigma_{\phi 3}$, σ_{x1} , σ_{x2} 等)の応力値を腐食の影響により変わるパラメータで補正する。

①内圧による応力

内圧による応力 $\sigma_{\phi 1}'$, σ_{x1}' は(1)胴の一次一般膜応力の①を参照。

②運転時重量及び鉛直方向地震による応力

運転時重量及び鉛直方向地震による応力 σ_{x2}' , σ_{x12}' は(1)胴の一次一般膜応力の②を参照。

③ 胴のつけ根部の応力

運転時重量による胴のつけ根部の応力 $\sigma_{\phi 3}$, σ_{x3} は鉛直方向モーメント M_l 、シェルパラメータ γ 、アタッチメントパラメータ β 及び参考文献 (1) の係数により下記式で求まる。

$$\sigma_{\phi 3} = \left[\frac{N_{\phi}}{M_l / (r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* \cdot \left(\frac{M_l}{r_m^2 \cdot t \cdot \beta} \right) C_l^*$$

$$\sigma_{x3} = \left[\frac{N_x}{M_l / (r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* \cdot \left(\frac{M_l}{r_m^2 \cdot t \cdot \beta} \right) C_l^*$$

腐食の影響として以下の 4 項にて応力を補正する。

イ) アタッチメントパラメータ (腐食前) β とアタッチメントパラメータ (腐食後) β'

ロ) 胴の平均半径 (腐食前) r_m と胴の平均半径 (腐食後) r_m'

ハ) 胴の板厚 (腐食前) t と胴の板厚 (腐食後) t'

ニ) 参考文献 (1) より求まる腐食前の値 $[N/M_l / (r_m^2 \cdot \beta)]$, C_l と参考文献 (1) より求まる腐食後の値 $[N/M_l / (r_m'^2 \cdot \beta')]$, C_l'

$$\sigma_{\phi 3}' = M_l \times \left[\frac{N_{\phi}}{M_l / (r_m'^2 \cdot \beta')} \right]^* \times C_l'^* / (r_m'^2 \times \beta' \times t')$$

ここで、

$$M_l = \sigma_{\phi 3} / \left[\frac{N_{\phi}}{M_l / (r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* / C_l^* \times (r_m^2 \cdot \beta \cdot t)$$

$$\sigma_{x3}' = M_l \times \left[\frac{N_x}{M_l / (r_m'^2 \cdot \beta')} \right]^* \times C_l'^* / (r_m'^2 \times \beta' \times t')$$

ここで、

$$M_l = \sigma_{x3} / \left[\frac{N_x}{M_l / (r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* / C_l^* \times (r_m^2 \cdot \beta \cdot t)$$

鉛直方向地震動による胴のつけ根部の応力 $\sigma_{\phi 13}$, σ_{x13} は長手方向モーメント M_{le} 、シェルパラメータ γ 、アタッチメントパラメータ β 及び参考文献 (1) の係数により下記式で求まる。

$$\sigma_{\phi 13} = \left[\frac{N_{\phi}}{M_{le} / (r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* \cdot \left(\frac{M_{le}}{r_m^2 \cdot t \cdot \beta} \right) C_l^*$$

$$\sigma_{x13} = \left[\frac{N_x}{M_{le} / (r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* \cdot \left(\frac{M_{le}}{r_m^2 \cdot t \cdot \beta} \right) C_l^*$$

腐食の影響として以下の5項にて応力を補正する。

- イ) 鉛直方向設計震度 (腐食前) C_v と 鉛直方向設計震度 (腐食後) C_v' による震度比
- ロ) アタッチメントパラメータ (腐食前) β とアタッチメントパラメータ (腐食後) β'
- ハ) 胴の平均半径 (腐食前) r_m と胴の平均半径 (腐食後) r_m'
- ニ) 胴の板厚 (腐食前) t と胴の板厚 (腐食後) t'
- ホ) 参考文献 (1) より求まる腐食前の値 $[N/M_{le}/(r_m^2 \cdot \beta)]$, C_1 と参考文献 (1) より求まる腐食後の値 $[N/M_{le}'/(r_m'^2 \cdot \beta)']$, C_1'

$$\sigma_{\phi 13}' = M_{le} \times \left[\frac{N_{\phi}}{M_{le}/(r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* \times C_1'^* / (r_m'^2 \times \beta' \times t') \times C_v' / C_v$$

ここで、

$$M_{le} = \sigma_{\phi 13}' / \left[\frac{N_{\phi}}{M_{le}/(r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* / C_1'^* \times (r_m'^2 \cdot \beta' \cdot t')$$

$$\sigma_{x 13}' = M_{le} \times \left[\frac{N_x}{M_{le}/(r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* \times C_1'^* / (r_m'^2 \times \beta' \times t') \times C_v' / C_v$$

ここで、

$$M_{le} = \sigma_{x 13}' / \left[\frac{N_x}{M_{le}/(r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* / C_1'^* \times (r_m'^2 \cdot \beta' \cdot t')$$

④ 胴の鉛直方向曲げモーメントによる応力

胴の鉛直方向曲げモーメントによる応力 $\sigma_{\phi 4}$, $\sigma_{x 4}$ は胴の鉛直方向曲げモーメント M_1 、シェルパラメータ γ 、アタッチメントパラメータ β_c 及び参考文献 (1) の係数により下記式で求まる。

$$\sigma_{\phi 4} = \left[\frac{N_{\phi}}{M_1/(r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* \cdot \left(\frac{M_1}{r_m^2 \cdot t \cdot \beta} \right) C_1^*$$

$$\sigma_{x 4} = \left[\frac{N_x}{M_1/(r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* \cdot \left(\frac{M_1}{r_m^2 \cdot t \cdot \beta} \right) C_1^*$$

腐食の影響として以下の5項にて応力を補正する。

- イ) 水平方向設計震度 (腐食前) C_h と 水平方向設計震度 (腐食後) C_h' による震度比
- ロ) アタッチメントパラメータ (腐食前) β とアタッチメントパラメータ (腐食後) β'
- ハ) 胴の平均半径 (腐食前) r_m と胴の平均半径 (腐食後) r_m'
- ニ) 胴の板厚 (腐食前) t と胴の板厚 (腐食後) t'

ホ) 参考文献 (1) より求まる腐食前の値 $[N/M_1 / (r_m^2 \cdot \beta)]$, C_1 と参考文献 (1) より求まる腐食後の値 $[N/M_1 / (r_m^2 \cdot \beta)]'$, C_1'

$$\sigma_{\phi 4}' = M_1 \times \left[\frac{N_{\phi}}{M_1 / (r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* \times C_1'^* / (r_m^2 \times \beta \times t') \times Ch' / Ch$$

ここで、

$$M_1 = \sigma_{\phi 4} / \left[\frac{N_{\phi}}{M_1 / (r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* / C_1^* \times (r_m^2 \cdot \beta \cdot t)$$

$$\sigma_{x 4}' = M_1 \times \left[\frac{N_x}{M_1 / (r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* \times C_1'^* / (r_m^2 \times \beta \times t') \times Ch' / Ch$$

ここで、

$$M_1 = \sigma_{x 4} / \left[\frac{N_x}{M_1 / (r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* / C_1^* \times (r_m^2 \cdot \beta \cdot t)$$

⑤ 胴の軸曲げモーメントによる応力

軸曲げモーメントによる応力 $\sigma_{x 7}'$ は (1) 胴の一次一般膜応力 ③を参照。

⑥ 胴のねじりモーメントにより生じる胴のせん断応力

胴のねじりモーメントにより生じるせん断応力 τ_5 は胴のねじり断面係数 Z_p 、水平方向地震による胴のねじりモーメント M_T によって求まる。

$$\tau_5 = \frac{M_T}{Z_p}$$

ここで、

$$I_p = \frac{\pi((Di+2 \cdot t)^4 - Di^4)}{32}$$

$$Z_p = \frac{2 \cdot I_p}{(Di+2 \cdot t)}$$

腐食の影響として以下の 2 項にて応力を補正する。

イ) 水平方向設計震度 (腐食前) Ch と 水平方向設計震度 (腐食後) Ch' による震度比

ロ) 胴のねじり断面係数 (腐食前) Z_p と 胴のねじり断面係数 (腐食後) Z_p'

$$\tau_5' = \sigma_{x 4} \times Z_p / Z_p' \times Ch' / Ch$$

⑦組合せ応力

①～⑥によって算出されたラグつけ根部に生じる胴の一次応力は、以下により組合せられる。

$$\sigma_{11}' = \frac{1}{2} \left\{ \sigma_{1\phi 1}' + \sigma_{1x1}' + \sqrt{(\sigma_{1\phi 1}' - \sigma_{1x1}')^2 + 4 \cdot \tau_5'^2} \right\}$$

ここで、

$$\sigma_{1\phi 1}' = \sigma_{\phi 1}' + \sigma_{\phi 3}' + \sigma_{\phi 13}' + \sigma_{\phi 4}'$$

$$\sigma_{1x1}' = \sigma_{x1}' + \sigma_{x2}' + \sigma_{x12}' + \sigma_{x3}' + \sigma_{x13}' + \sigma_{x4}' + \sigma_{x7}'$$

(3) 胴の一次+二次応力

工認計算書に示される、組合せ応力が最も大きくなる「第二及び第四ラグ側」の「第二評価点」の応力成分毎 ($\sigma_{\phi 26}$, $\sigma_{\phi 28}$, σ_{x26} , σ_{x28} 等) の応力値を腐食の影響により変わるパラメータで補正する。

①鉛直方向地震による応力

鉛直方向地震による応力 σ_{x12}' は (1) 胴の一次一般膜応力の②を参照。

②胴の周方向曲げモーメント M_c による応力 (一次応力)

胴の周方向曲げモーメント M_c による応力 $\sigma_{\phi 6}$, σ_{x6} は周方向モーメント M_c 、シェルパラメータ γ 、アタッチメントパラメータ β 及び参考文献 (1) の係数により下記式で求まる。

$$\sigma_{\phi 6} = \left[\frac{N_{\phi}}{M_c / (r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* \cdot \left(\frac{M_c}{r_m^2 \cdot t \cdot \beta} \right) \cdot C_c^*$$

$$\sigma_{x6} = \left[\frac{N_x}{M_c / (r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* \cdot \left(\frac{M_c}{r_m^2 \cdot t \cdot \beta} \right) \cdot C_c^*$$

腐食の影響として以下の 5 項にて応力を補正する。

イ) 鉛直方向設計震度 (腐食前) C_v と鉛直方向設計震度 (腐食後) C_v'

ロ) アタッチメントパラメータ (腐食前) β とアタッチメントパラメータ (腐食後) β'

ハ) 胴の平均半径 (腐食前) r_m と胴の平均半径 (腐食後) r_m'

ニ) 胴の板厚 (腐食前) t と胴の板厚 (腐食後) t'

ホ) 参考文献 (1) より求まる腐食前の値 $[N/M_c / (r_m^2 \cdot \beta)]$ 、 C_c と参考文献 (1) より求まる腐食後の値 $[N/M_c / (r_m'^2 \cdot \beta)']$ 、 C_c'

$$\sigma_{\phi 6}' = \left[\frac{N_{\phi}}{M_c / (r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* \cdot \left(\frac{M_c}{r_m'^2 \cdot t' \cdot \beta'} \right) \cdot C_c'^* \times C_v' / C_v$$

ここで、

$$M_c = \sigma_{\phi 6} / \left[\frac{N_{\phi}}{M_c / (r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* / C_c^* \times (r_m^2 \cdot \beta \cdot t)$$

$$\sigma_{x6}' = \left[\frac{N_x}{M_c / (r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* \cdot \left(\frac{M_c}{r_m^2 \cdot t \cdot \beta'} \right) \cdot C_c'^* \times C_v' / C_v$$

ここで、

$$M_c = \sigma_{x6} / \left[\frac{N_x}{M_c / (r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* / C_c^* \times (r_m^2 \cdot \beta \cdot t)$$

③ 胴の周方向曲げモーメント M_c による応力 (一次+二次応力)

胴の周方向曲げモーメント M_c による応力 $\sigma_{\phi 26}$, σ_{x26} は周方向曲げモーメント M_c 、シェルパラメータ γ 、アタッチメントパラメータ β 及び参考文献 (1) の係数により下記式で求まる。

$$\sigma_{\phi 26} = \left[\frac{M_{\phi}}{M_c / (r_m \cdot \beta)} \right]^* \cdot \left(\frac{6 \cdot M_c}{r_m \cdot t^2 \cdot \beta} \right)$$

$$\sigma_{x26} = \left[\frac{M_x}{M_c / (r_m \cdot \beta)} \right]^* \cdot \left(\frac{6 \cdot M_c}{r_m \cdot t^2 \cdot \beta} \right)$$

腐食の影響として以下の 5 項にて応力を補正する。

イ) 鉛直方向設計震度 (腐食前) C_v と鉛直方向設計震度 (腐食後) C_v'

ロ) アタッチメントパラメータ (腐食前) β とアタッチメントパラメータ (腐食後) β'

ハ) 胴の平均半径 (腐食前) r_m と胴の平均半径 (腐食後) r_m'

ニ) 胴の板厚 (腐食前) t と胴の板厚 (腐食後) t'

ホ) 参考文献 (1) より求まる腐食前の値 $[M/M_c / (r_m \cdot \beta)]$ と参考文献 (1) より求まる腐食後の値 $[M/M_c / (r_m \cdot \beta)']$

$$\sigma_{\phi 26}' = \left[\frac{M_{\phi}}{M_c / (r_m \cdot \beta)} \right]^* \cdot \left(\frac{6 \cdot M_c}{r_m' \cdot t'^2 \cdot \beta'} \right) \times C_v' / C_v$$

ここで、

$$M_c = \sigma_{\phi 26} / \left[\frac{M_{\phi}}{M_c / (r_m \cdot \beta)} \right]^* / 6 \times (r_m \cdot \beta \cdot t^2)$$

$$\sigma_{x26}' = \left[\frac{M_x}{M_c / (r_m \cdot \beta)} \right]^* \cdot \left(\frac{6 \cdot M_c}{r_m' \cdot t'^2 \cdot \beta'} \right) \times C_v' / C_v$$

ここで、

$$M_c = \sigma_{x26} / \left[\frac{M_x}{M_c / (r_m \cdot \beta)} \right]^* / 6 \times (r_m \cdot \beta \cdot t^2)$$

④ 胴の周方向曲げモーメント M_s による応力 (一次応力)

胴の周方向曲げモーメント M_s による応力 $\sigma_{\phi 8}$, σ_{x8} は周方向曲げモーメント M_s 、シェルパラメータ γ 、アタッチメントパラメータ β 及び参考文献 (1) の係数により下記式で求まる。

$$\sigma_{\phi 8} = \left[\frac{N_{\phi}}{M_s / (r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* \cdot \left(\frac{M_s}{r_m^2 \cdot t \cdot \beta} \right) \cdot C_c^*$$

$$\sigma_{x8} = \left[\frac{N_x}{M_s / (r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* \cdot \left(\frac{M_s}{r_m^2 \cdot t \cdot \beta} \right) \cdot C_c^*$$

腐食の影響として以下の 5 項にて応力を補正する。

- イ) 鉛直方向設計震度 (腐食前) C_v と鉛直方向設計震度 (腐食後) C_v'
- ロ) アタッチメントパラメータ (腐食前) β とアタッチメントパラメータ (腐食後) β'
- ハ) 胴の平均半径 (腐食前) r_m と胴の平均半径 (腐食後) r_m'
- ニ) 胴の板厚 (腐食前) t と胴の板厚 (腐食後) t'
- ホ) 参考文献 (1) より求まる腐食前の値 $[N/M_s / (r_m^2 \cdot \beta)]$ 、 C_c と参考文献 (1) より求まる腐食後の値 $[N/M_s / (r_m'^2 \cdot \beta)]'$ 、 C_c'

$$\sigma_{\phi 8}' = \left[\frac{N_{\phi}}{M_s / (r_m'^2 \cdot \beta')} \right]^* \cdot \left(\frac{M_s}{r_m'^2 \cdot t' \cdot \beta'} \right) \cdot C_c'^* \times C_v' / C_v$$

ここで、

$$M_s = \sigma_{\phi 8} / \left[\frac{N_{\phi}}{M_s / (r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* / C_c^* \times (r_m^2 \cdot \beta \cdot t)$$

$$\sigma_{x8}' = \left[\frac{N_x}{M_s / (r_m'^2 \cdot \beta')} \right]^* \cdot \left(\frac{M_s}{r_m'^2 \cdot t' \cdot \beta'} \right) \cdot C_c'^* \times C_v' / C_v$$

ここで、

$$M_s = \sigma_{x8} / \left[\frac{N_x}{M_s / (r_m^2 \cdot \beta)} \right]^* / C_c^* \times (r_m^2 \cdot \beta \cdot t)$$

⑤ 胴の周方向曲げモーメント M_s による応力 (一次+二次応力)

胴の周方向曲げモーメント M_s による応力 $\sigma_{\phi 28}$, $\sigma_{x 28}$ は周方向曲げモーメント M_s 、シェルパラメータ γ 、アタッチメントパラメータ β 及び参考文献 (1) の係数により下記式で求まる。

$$\sigma_{\phi 28} = \left[\frac{M_{\phi}}{M_s / (r_m \cdot \beta)} \right]^* \cdot \left(\frac{6 \cdot M_s}{r_m \cdot t^2 \cdot \beta} \right)$$

$$\sigma_{x 28} = \left[\frac{M_x}{M_s / (r_m \cdot \beta)} \right]^* \cdot \left(\frac{6 \cdot M_s}{r_m \cdot t^2 \cdot \beta} \right)$$

腐食の影響として以下の 5 項にて応力を補正する。

- イ) 鉛直方向設計震度 (腐食前) C_v と鉛直方向設計震度 (腐食後) C_v'
- ロ) アタッチメントパラメータ (腐食前) β とアタッチメントパラメータ (腐食後) β'
- ハ) 胴の平均半径 (腐食前) r_m と胴の平均半径 (腐食後) r_m'
- ニ) 胴の板厚 (腐食前) t と胴の板厚 (腐食後) t'
- ホ) 参考文献 (1) より求まる腐食前の値 $[M/M_s / (r_m \cdot \beta)]$ と参考文献 (1) より求まる腐食後の値 $[M/M_s / (r_m \cdot \beta)']$

$$\sigma_{\phi 28}' = \left[\frac{M_{\phi}}{M_s / (r_m \cdot \beta)} \right]^* \cdot \left(\frac{6 \cdot M_s}{r_m' \cdot t'^2 \cdot \beta'} \right) \times C_v' / C_v$$

ここで、

$$M_s = \sigma_{\phi 28} / \left[\frac{M_{\phi}}{M_s / (r_m \cdot \beta)} \right]^* / 6 \times (r_m \cdot \beta \cdot t^2)$$

$$\sigma_{x 28}' = \left[\frac{M_x}{M_s / (r_m \cdot \beta)} \right]^* \cdot \left(\frac{6 \cdot M_s}{r_m' \cdot t'^2 \cdot \beta'} \right) \times C_v' / C_v$$

ここで、

$$M_s = \sigma_{x 28} / \left[\frac{M_x}{M_s / (r_m \cdot \beta)} \right]^* / 6 \times (r_m \cdot \beta \cdot t^2)$$

⑥鉛直方向地震により胴のラグつけ根部に生じる軸方向せん断応力

鉛直方向地震により胴のラグつけ根部に生じる軸方向せん断応力 τ_{14} は鉛直方向地震によるラグつけ根部の鉛直方向反力 R_e 、アタッチメントパラメータ C_2 及び胴板厚 t より下記式で求まる。

$$\tau_{14} = \frac{R_e}{4 \cdot C_2 \cdot t}$$

腐食の影響として以下の2項にて応力を補正する。

- イ) 鉛直方向設計震度 (腐食前) C_v と 鉛直方向設計震度 (腐食後) C_v'
- ロ) 胴の板厚 (腐食前) t と 胴の板厚 (腐食後) t'

$$\tau_{14}' = \tau_{14} \times t / t' \times C_v' / C_v$$

⑦胴のねじりモーメント M_3 による胴の局部せん断応力

胴のねじりモーメント M_3 による胴の局部せん断応力 τ_3 はアタッチメントパラメータ及び胴板厚 t より下記式で求まる。

$$\tau_3 = \frac{M_3}{2 \cdot \pi \cdot C_1^2 \cdot t}$$

腐食の影響として以下の2項にて応力を補正する。

- イ) 鉛直方向設計震度 (腐食前) C_v と 鉛直方向設計震度 (腐食後) C_v'
- ロ) 胴の板厚 (腐食前) t と 胴の板厚 (腐食後) t'

$$\tau_3' = \tau_3 \times t / t' \times C_v' / C_v$$

⑧組合せ応力

①～⑦によって算出されたラグつけ根部に生じる地震動のみによる一次応力と二次応力の和は、以下により組合せられる。

$$\sigma_{24}' = \sigma_{2\phi 4}' + \sigma_{2x4}' + \sqrt{(\sigma_{2\phi 4}' - \sigma_{2x4}')^2 + 4 \cdot (\tau_{14}' + \tau_3')^2}$$

ここで、

$$\sigma_{2\phi 4}' = \sigma_{\phi 6}' + \sigma_{\phi 26}' + \sigma_{\phi 8}' + \sigma_{\phi 28}'$$

$$\sigma_{2x4}' = \sigma_{x12}' + \sigma_{x6}' + \sigma_{x26}' + \sigma_{x8}' + \sigma_{x28}'$$

4. 評価結果

(1) 応力計算結果

前項までの計算によって求められた算出応力を表7に示す。

表7 (1/2) 算出応力

(単位：MPa)

許容 応力 状態	応力	内圧による 応力	運転時重量 による応力		鉛直方向地震 による応力		水平方向地震による応力				組合せ 応力		
			自重による 応力	曲げモーメ ントによる 応力	自重による 応力	曲げモーメ ントによる 応力	転倒モーメ ントによる 応力	鉛直方向モ ーメントに よる応力	周方向モー メントによ る応力	ねじりモー メントによ る応力			
III,S	一次一般膜	周方向										96	
		軸方向											104
		せん断											
	一次	周方向										169	
		軸方向											
		せん断											
	一次+二次	周方向										169	
		軸方向											
		せん断											

表 7 (2/2) 算出応力

(単位：MPa)

許容 応力 状態	応力	内圧による 応力	運転時重量 による応力		鉛直方向地震 による応力		水平方向地震による応力				組合せ 応力	
			自重による 応力	曲げモーメ ントによる 応力	自重による 応力	曲げモーメ ントによる 応力	転倒モーメ ントによる 応力	鉛直方向モ ーメントに よる応力	周方向モー メントによ る応力	ねじりモー メントによ る応力		
IV ₁ S	一次一般膜	周方向										96
		軸方向										
		せん断										
IV ₁ S	一次	周方向										114
		軸方向										
		せん断										
IV ₁ S	一次+二次	周方向										381
		軸方向										
		せん断										

(2) 許容応力

許容応力の算出条件及び許容応力を表 8 及び表 9 に示す。

表 8 算出条件

項目	記号	入力値	単位
胴材質	—	SGV49	—
評価用温度	—	182	℃
胴の設計降伏点*1	S_y	228	MPa
胴の設計引張強さ*1	S_u	423	MPa

*1：発電用原子力設備規格 設計・建設規格 2005年版（2007年追補版）付録材料図表Part5 表8及び表9より引用

表 9 許容応力

(単位：MPa)

許容応力状態	応力	算出式	許容応力
Ⅲ _A S	一次一般膜	$\text{Min} [S_y, 0.6S_u]$	228
	一次	$1.5 \{ \text{Min} [S_y, 0.6S_u] \}$	342
	一次+二次	$2S_y$	456
Ⅳ _A S	一次一般膜	$0.6S_u$	253
	一次	$1.5 [0.6S_u]$	379
	一次+二次	$2S_y$	456

(3) 結論

上記の結果から、発生応力が許容応力を満足することを確認した。
評価結果のまとめを表 10 に示す。

表 10 胴の腐食に対する耐震安全性評価結果

(単位：MPa)

許容応力状態	応力	発生応力	許容応力
Ⅲ _A S	一次一般膜	96	228
	一次	104	342
	一次+二次	169	456
Ⅳ _A S	一次一般膜	96	253
	一次	114	379
	一次+二次	381	456

5. 参考文献

- (1) Wichman, K.R. et al. : Local Stress in Spherical and Cylindrical Shells due to External Loadings, Welding Reserch Council bulletin, March 1979 revision of WRC bulletin 107/August 1965.
- (2) Bijlaard, P.P. : Stresses from Radial Loads and External Moments in Cylindrical Pressure Vessels, The Welding Journal, 34(12), Research Supplement, 1955.

以上

軽油タンクの基礎ボルトの耐震安全性評価

1. 軽油タンクの基礎ボルトの腐食を考慮した耐震安全性評価について

1.1 軽油タンク

軽油タンクは、平底たて置円筒形容器であり、海水熱交換器建屋の上に設置されている。

軽油タンクの外形図を図1に示す。

経年劣化事象として基礎ボルトの腐食（全面腐食）が想定され、基礎ボルトの減肉により、耐震安全性に影響を及ぼす可能性があるため、耐震安全性評価を実施する。

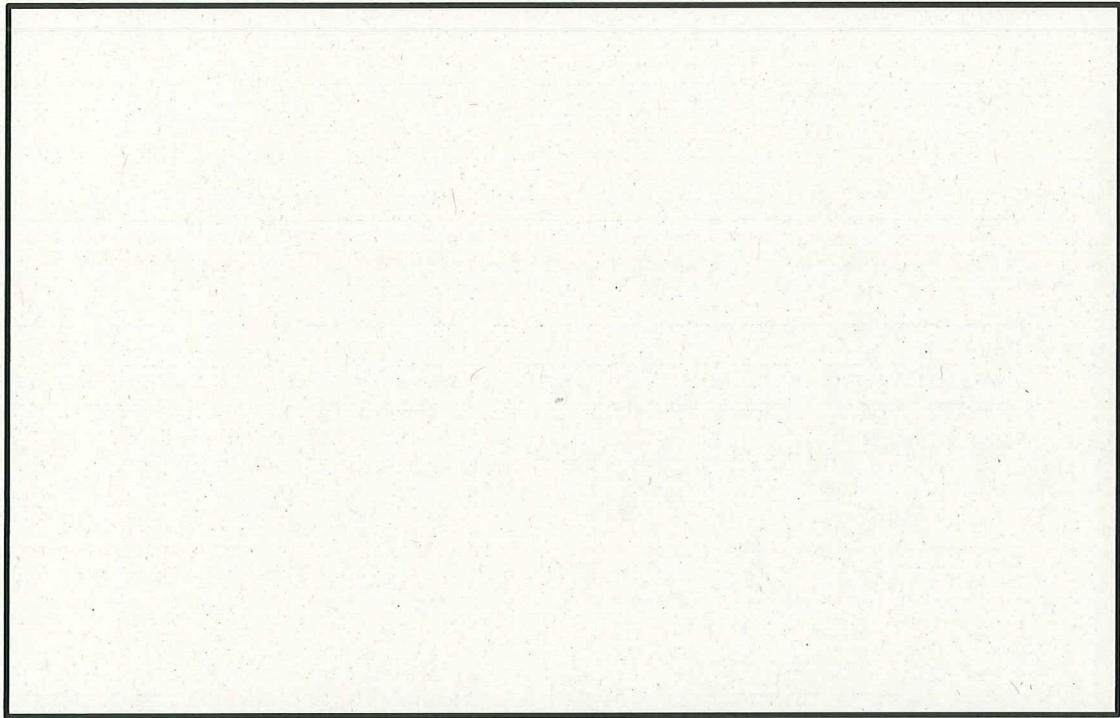


図1 軽油タンク外形図（単位：m）

1.2 評価仕様

軽油タンクの評価仕様を表1に示す。

表1 軽油タンクの評価仕様

項目	記号	入力値	単位
耐震重要度	—	S	—
据付設置建屋	—	Hx/B	—
据付設置位置	—	T. P 12.3	m
固有周期（水平方向）	—		s
固有周期（鉛直方向）	—		—
水平方向設計震度	C_{H1}	2.47	—
鉛直方向設計震度	C_{V1}	1.09	—
水平方向設計震度（工認）	C_{H0}	0.93	—
鉛直方向設計震度（工認）	C_{V0}	0.29	—
ボルトに働く引張応力（工認）	σ_b （工認）		kg/mm ²
ボルトに働くせん断応力（工認）	τ_b （工認）		kg/mm ²
ボルトの断面積（工認）	A_b （工認）		mm ²
ボルト材質	—		—
ボルト径	d		—
ボルト半径当たり腐食量	c	0.3	mm
評価温度	—	66	℃
ボルト材の設計降伏点	S_y		MPa
ボルト材の設計引張強さ	S_u		MPa

*1：鉛直方向については、

2. 評価方法

2.1 発生応力の算出

発生応力は工認時の応力値に震度比を乗じ、これにボルトの減肉を考慮することで算出する。

以下に算出過程を記載する。

(1) 震度比 (β)

$$\beta = \max \left\{ \frac{C_{H1}}{C_{H0}}, \frac{C_{V1}}{C_{V0}} \right\}$$

(2) 引張応力

$$\sigma_b = \sigma_b (\text{工認}) \cdot \beta \cdot \frac{A_b (\text{工認})}{A_b}$$

ここで、ボルトの断面積は

$$A_b = \frac{\pi}{4} \cdot (d - 2 \cdot c)^2$$

(3) せん断応力

$$\tau_b = \tau_b (\text{工認}) \cdot \beta \cdot \frac{A_b (\text{工認})}{A_b}$$

(4) 結果

荷重種別	発生応力 (MPa)
引張 (σ_b)	発生せず
せん断 (τ_b)	57

2.2 許容応力の算出

許容応力は、JEAG4601-1987 6.6.3 (1) 容器 c. 平底たて置円筒形容器 (c) 評価方法 (ii) 応力の評価に準拠し算出する。

以下に算出過程を記載する。

- (1) 材料の許容応力を決定する場合の基準値 (F) の算出

$$F = \min[S_y, 0.7S_u]$$

- (2) 許容引張応力 (f_{t0}) の算出

$$f_{t0} = \frac{F}{2} \cdot 1.5$$

- (3) 許容せん断応力 (f_{sb}) の算出

$$f_{sb} = \frac{F}{1.5 \cdot \sqrt{3}} \cdot 1.5$$

- (4) 組合せを考慮した許容引張応力 (f_{ts}) の算出

$$f_{ts} = \min[f_{t0}, 1.4 \cdot f_{t0} - 1.6 \cdot \tau_b]$$

- (5) 結果

荷重種別	許容応力 (MPa)
引張 (f_{ts})	247
せん断 (f_{sb})	190

3. 評価結果

算出結果より、引張、せん断ともに発生応力は、許容応力以下である。

荷重種別	発生応力 (MPa)	許容応力 (MPa)
引張	発生せず	247
せん断	57	190

以上

後打ちメカニカルアンカ及び後打ちケミカルアンカの
耐震安全性評価

後打ちアンカの腐食を考慮した耐震安全性評価について

後打ちアンカについては、メーカーの後打ちアンカ使用基準に基づき、設計許容荷重を定めており、この値以上の荷重がボルトに作用しないよう施工している。

基準地震動 S_s に対する耐震評価時の設計許容荷重を用いて評価した、後打ちアンカ減肉後の応力比の算定条件及び算定結果を表 1 及び表 2 に示す。

この結果、ボルトの減肉を考慮した場合であっても発生応力が許容応力以下になることを確認している。

表 1 後打ちメカニカルアンカの設計許容荷重負荷時のボルト発生・許容応力

		M10	M12	M16			
ボルトの断面積 (mm ²)	減肉前						
	減肉後 ^{*1}						
アンカの設計許容荷重 (kN)	引張						
	せん断						
設計許容荷重負荷時のボルト発生応力 (MPa)	引張						
	せん断						
設計許容荷重負荷、減肉時のボルト発生応力 (MPa)	引張						
	せん断						
ボルトの許容応力 (MPa) ^{*2}	引張						
	せん断						
応力比 ^{*3}	引張				0.28	0.27	0.17
	せん断				0.79	0.82	0.73

*1：ボルト径に対して腐食による減肉を考慮した断面積

*2：ボルトの許容応力は以下の通り。(設計・建設規格及び JEAG4601 による)

- ・ボルトの材質：SS400
- ・周囲環境温度：40℃
- ・設計降伏点： S_y (245 MPa ($d \leq 16$ mm), 235 MPa (16 mm $< d \leq 40$ mm))
- ・設計引張強さ： S_u (400 MPa)

*3：応力比＝減肉時の発生応力／許容応力

表2 後打ちケミカルアンカの設計許容荷重負荷時のボルト発生・許容応力

		M12	M16	M20	M22	M24					
ボルトの断面積 (mm ²)	減肉前										
	減肉後*1										
アンカの設計許容荷重 (kN)	引張										
	せん断										
設計許容荷重負荷時のボルト発生応力 (MPa)	引張										
	せん断										
設計許容荷重負荷、減肉時のボルト発生応力 (MPa)	引張										
	せん断										
ボルトの許容応力 (MPa) *2	引張										
	せん断										
応力比*3	引張						0.42	0.57	0.53	0.59	0.67
	せん断						0.59	0.67	0.62	0.68	0.79

*1：ボルト径に対して腐食による減肉を考慮した断面積

*2：ボルトの許容応力は以下の通り。(設計・建設規格及び JEAG4601 による)

- ・ボルトの材質：SS400
- ・周囲環境温度：40 ℃
- ・設計降伏点：Sy (245 MPa (d≤16 mm), 235 MPa (16 mm<d≤40 mm))
- ・設計引張強さ：Su (400 MPa)

*3：応力比＝減肉時の発生応力／許容応力

以上