

本資料のうち、枠囲みの内容は、機密事項に属しますので公開できません。

柏崎刈羽原子力発電所第7号機 工事計画審査資料	
資料番号	KK7 補足-011 改0
提出年月日	2020年10月12日

工事計画に係る説明資料（原子炉格納施設）

2020年10月

東京電力ホールディングス株式会社

1. 工事計画添付書類に係る補足説明資料

添付書類の記載内容を補足するための資料を以下に示す。

資料	添付書類名称	補足説明資料（内容）	備考
1	原子炉格納施設の設計条件に関する説明書	KK7 補足-011-1 重大事故等時の動荷重について	
2		KK7 補足-011-2 原子炉格納容器の重大事故等時の閉じ込め機能健全性について	
3		KK7 補足-011-3 原子炉格納施設の設計条件に関する説明書に係る補足説明資料（コリウムシールドの設計）	
4		KK7 補足-011-4 原子炉格納施設の設計条件に関する説明書に係る補足説明資料（格納容器圧力逃がし装置の設計）	
5		KK7 補足-011-5 原子炉格納施設の設計条件に関する説明書に係る補足説明資料（ベント実施に伴う作業等の作業員の被ばく評価について）	
6	原子炉格納施設の水素濃度低減性能に関する説明書	KK7 補足-011-6 原子炉格納施設の水素濃度低減性能に関する説明書に係る補足説明資料	
7	圧力低減設備その他の安全設備のポンプの有効吸込水頭に関する説明書	KK7 補足-011-7 圧力低減設備その他の安全設備のポンプの有効吸込水頭に関する説明書に係る補足説明資料	

重大事故時の動荷重について

1. 概要

柏崎刈羽原子力発電所第7号機において、重大事故等時の原子炉格納容器に生じる動荷重について整理し、その動荷重が設計基準事故を上回る又は設計基準事故で想定されていない動荷重については、原子炉格納容器に対する影響を確認する。

2. 原子炉格納容器に生じる動荷重について

2.1 設計基準事故時に生じる動荷重

原子炉冷却材喪失事故(以下「LOCA」という。)時及び主蒸気逃がし安全弁(以下「逃がし安全弁」という。)作動時には、サプレッションプール(以下「S/P」という。)へガス及び蒸気が急激に放出されることで、原子炉格納容器に対し種々の水力学的動荷重が生じる。

LOCA時及び逃がし安全弁作動時の水力学的動荷重に関しては、「BWR. MARK II型格納容器圧力抑制系に加わる動荷重の評価指針」が示されており、同指針内において、LOCA時、逃がし安全弁作動時それぞれで考慮すべき荷重が示されている。ABWRの格納容器における圧力抑制系では、水平ベント管を採用しており、垂直ベント管を持つMark-IIとは異なっている。しかしながら、ベント管から放出される気泡及び蒸気の向きが異なっているにもかかわらず、後述するLOCAの各過程については、基本的に同じであることから、ABWRの格納容器においても、前述の評価指針に則った荷重の評価を実施している。(参考資料1)

LOCA時と逃がし安全弁作動時には、以下のような現象により動荷重が生じる。

2.1.1 LOCA時に生じる動荷重

LOCA時には、原子炉からのブローダウンにより、高温・高圧の原子炉冷却材がドライウェルへと放出される。この時、原子炉格納容器の圧力抑制系を構成するベント管及びサプレッションチェンバでは以下のような現象を伴う。

- ・ドライウェルの急激な圧力上昇に伴う、ベント管内に保持されていたS/P水のサプレッションチェンバへの放出(ベントクリアリング)。
- ・ベントクリアリングに引き続いて生じるドライウェル内の非凝縮性ガスのサプレッションチェンバへの放出。
- ・非凝縮性ガス放出後のドライウェルに放出された冷却材(蒸気)のサプレッションチェンバへの移行。

これらの過程において、ベントクリアリング時には、水ジェットによる動荷重が発生し、非凝縮性ガス放出時には、プール内での気泡形成及び気泡によるS/P水面上昇(プールのスウェル)による動荷重が発生し、蒸気放出時には、S/P内に放出された蒸気の凝縮にともないS/P水が揺動することで動荷重が発生する。

2.1.2 逃がし安全弁作動時に生じる動荷重

逃がし安全弁作動時には、高温・高圧の原子炉冷却材が、S/Pへと放出される。この時、逃がし安全弁排気管出口では、以下のような現象を伴う。

- ・排気管内に保持されていた水のサプレッションチェンバへの放出
- ・水排出後に引き続いて、排気管内に保持されていた非凝縮性ガスのサプレッションチェンバへの放出
- ・非凝縮性ガス放出後の原子炉冷却材(蒸気)のサプレッションチェンバへ

の放出

これらの過程において、水の排出時には水ジェットによる荷重が発生し、非凝縮性ガス放出時には排気管出口に形成された気泡が膨張収縮を繰り返すことで周囲のS/P水が揺動し動荷重が発生する。さらに、蒸気放出時においても蒸気凝縮に伴う動荷重が発生するが、排気管出口にクエンチャを設置することで安定的な蒸気凝縮を確保しており、荷重としては非凝縮性ガス放出時に比べて小さい

(2.3参照)。

なお、逃がし安全弁作動時の動荷重のように原子炉冷却材圧力バウンダリからサプレッションチェンバに放出される蒸気として、原子炉隔離時冷却系及び高圧代替注水系それぞれのタービン排気がある。原子炉隔離時冷却系のタービン排気圧力は数百kPa程度であり、逃がし安全弁の排気管出口の蒸気圧力(約3 MPa)と比べて小さい。このため、原子炉隔離時冷却系のタービン排気による動荷重は、逃がし安全弁作動時の動荷重に包絡される。また、逃がし安全弁の作動と原子炉隔離時冷却系による冷却は同時に生じないことから、これらの動荷重が同時に発生することはない。したがって、逃がし安全弁作動時の荷重のみを考慮すれば十分であり、原子炉隔離時冷却系タービン排気管から放出される蒸気による動荷重は、考慮不要である。なお、高圧代替注水系タービン排気圧力も同等であるため、考慮不要である。

2.2 重大事故等時に生じる動荷重の整理

2.1に示したとおり、動荷重は、ベント管又は排気管から、多量の水、非凝縮性ガス及び蒸気がサプレッションチェンバに移行するときに発生する。このため、重大事故等時に生じる動荷重についても、ベント管又は排気管から、多量の水、非凝縮性ガス及び蒸気がサプレッションチェンバに移行する事象を抽出し、整理する。

整理方法としては、炉心損傷防止対策の有効性評価における重要事故シーケンス及び格納容器破損防止対策の有効性評価における評価事故シーケンス(以下「重要事故シーケンス等」という。)ごとに事故進展を整理し、生じる動荷重を抽出する。重要事故シーケンス等において、多量の水、非凝縮性ガス及び蒸気がサプレッションチェンバに移行するシーケンスを第2-1表に示す。

この整理により、設計基準事故時に考慮されていない動荷重を、以下のように抽出した(第2-2表)。

- ・高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱

逃がし安全弁作動時に原子炉圧力容器からサプレッションチェンバへ放出される蒸気が過熱蒸気であることから設計基準事故時の飽和蒸気と性状が異なる

- ・原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用(以下「FCI」という。)

高温の炉心(デブリを含む)と水との接触に伴う圧力上昇に伴い、サプレッションチェンバへドライウェル内の非凝縮性ガス等が流入する

- ・ 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（以下「格納容器過圧・過温破損」という。）

格納容器ベント時にサブプレッションチェンバが減圧することによりドライウエルからサブプレッションチェンバへ蒸気が流入するとともにプール水の減圧沸騰が生じる恐れがある。

これらの動荷重に対して、有効性評価等で得られている各パラメータ等を用いることで、原子炉格納容器の健全性を確認する。

また、逃がし安全弁作動時の動荷重のうち、設計基準事故時に想定される動荷重と同等以下と考えられる重要事故シーケンスについては、一部のパラメータが設計基準事故時のパラメータを超えることから、その動荷重への影響について検討を行う。

第 2-1 表 重大事故等時に生じる動荷重

No.	重要事故シーケンス等	事象の概要及び重大事故等時に生じる動荷重
1	高圧・低圧注水機能喪失	<p>給水流量の全喪失により原子炉水位は低下するが、逃がし安全弁8弁を手動開放させ、低圧代替注水系（常設）により注水する。その後、格納容器圧力が設計圧力に到達するため、格納容器ベントを実施する。</p> <p>本事象は、<u>逃がし安全弁8弁の手動開放に伴うサブプレッションチェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。また、<u>格納容器ベント時のドライウエルからサブプレッションチェンバへの多量の蒸気放出及びサブプレッションチェンバ内のプール水の減圧沸騰</u>を想定している。</p>
2	高圧注水・減圧機能喪失	<p>給水流量の全喪失により原子炉水位は低下するが、代替自動減圧ロジックにより逃がし安全弁4弁が開放し、残留熱除去系（低圧注水モード）により注水する。</p> <p>本事象は、<u>逃がし安全弁4弁の開放に伴うサブプレッションチェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。</p>
3	全交流動力電源喪失（外部電源喪失+DG喪失）	<p>全交流動力電源喪失により原子炉水位は低下するが、原子炉隔離時冷却系が運転開始して原子炉水位は維持される。その後、格納容器圧力が設計圧力に到達するため、格納容器ベントを実施する。24時間後に残留熱除去系（低圧注水モード）による原子炉注水の準備が完了した時点で逃がし安全弁2弁を開放し急速減圧し、残留熱除去系（低圧注水モード）により注水する。</p> <p>本事象は、<u>格納容器ベント時のドライウエルからサブプレッションチェンバへの多量の蒸気放出及びサブプレッションチェンバ内のプール水の減圧沸騰</u>を想定している。</p> <p>また、<u>逃がし安全弁2弁の手動開放に伴うサブプレッションチェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。</p>

No.	重要事故シーケンス等	事象の概要及び重大事故等時に生じる動荷重
4	<p>全交流動力電源喪失（外部電源喪失+DG喪失）+ RCIC失敗</p> <p>全交流動力電源喪失（外部電源喪失+DG喪失）+ DC喪失</p>	<p>全交流動力電源喪失により原子炉水位が低下し、原子炉隔離時冷却系の機能または直流電源が喪失する。高圧代替注水系の起動により、原子炉水位は維持される。その後、格納容器圧力が設計圧力に到達するため、格納容器ベントを実施する。24時間後に残留熱除去系（低圧注水モード）による原子炉注水の準備が完了した時点で逃がし安全弁2弁を開放し急速減圧し、残留熱除去系（低圧注水モード）により注水する。</p> <p>本事象は、<u>格納容器ベント時のドライウエルからサプレッションチェンバへの多量の蒸気放出及びサプレッションチェンバ内のプール水の減圧沸騰</u>を想定している。</p> <p>また、<u>逃がし安全弁2弁の手動開放に伴うサプレッションチェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。</p>
5	<p>全交流動力電源喪失（外部電源喪失+DG喪失）+ 逃がし安全弁再開失敗</p>	<p>全交流動力電源喪失により原子炉水位は低下するが、原子炉隔離時冷却系が運転開始して原子炉水位は維持される。全交流動力電源喪失と同時に発生した逃がし安全弁1弁の開固着により、原子炉圧力が低下するため原子炉隔離時冷却系を停止する。代替低圧注水系（可搬型）による原子炉注水の準備が完了後、開固着している逃がし安全弁とは別に2弁を追加で開放し急速減圧し、代替低圧注水系（可搬型）により注水する。その後、格納容器圧力が設計圧力に到達するため、格納容器ベントを実施する。</p> <p>本事象は、<u>逃がし安全弁の開放(1弁+2弁)に伴うサプレッションチェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。また、<u>格納容器ベント時のドライウエルからサプレッションチェンバへの多量の蒸気放出及びサプレッションチェンバ内のプール水の減圧沸騰</u>を想定している。</p>

No.	重要事故シーケンス等	事象の概要及び重大事故等時に生じる動荷重
6	崩壊熱除去機能喪失（取水機能喪失）	<p>全交流動力電源喪失により原子炉水位は低下するが、原子炉隔離時冷却系が運転開始して原子炉水位は維持される。低圧代替注水系（常設）による原子炉注水の準備が完了した時点で逃がし安全弁2弁を開放し急速減圧し、低圧代替注水系（常設）により注水する。</p> <p>本事象は、<u>逃がし安全弁2弁の手動開放に伴うサブプレッションチェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。</p>
7	崩壊熱除去機能喪失（RHR故障）	<p>給水流量の全喪失により原子炉水位は低下するが、原子炉隔離時冷却系が運転開始して原子炉水位は維持される。その後、残留熱除去系によるプール水冷却に失敗するため、逃がし安全弁1弁による原子炉減圧を実施する。原子炉の減圧により、原子炉隔離時冷却系の注水量が低下し原子炉水位が低下するが高圧炉心注水系が起動し、原子炉水位は維持される。その後、格納容器圧力が設計圧力に到達するため、格納容器ベントを実施する。</p> <p>本事象は、<u>逃がし安全弁1弁の開放に伴うサブプレッションチェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。また、<u>格納容器ベント時のドライウエルからサブプレッションチェンバへの多量の蒸気放出及びサブプレッションチェンバ内のプール水の減圧沸騰</u>を想定している。</p>
8	原子炉停止機能喪失	<p>主蒸気隔離弁誤閉止の発生後、原子炉スクラムに失敗する。主蒸気隔離弁が閉止されると原子炉圧力が上昇し、原子炉圧力高信号で再循環ポンプ4台がトリップする。主蒸気隔離弁の閉止によりタービン駆動給水ポンプはトリップするが、電動駆動給水ポンプが自動起動して給水を継続する。また、原子炉圧力の上昇に伴い逃がし安全弁が全弁動作するが、原子炉圧力は一時的に最高使用圧力を超える。</p> <p>本事象は、<u>逃がし安全弁の全弁動作に伴うサブプレッションチェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。</p>

No.	重要事故シーケンス等	事象の概要及び重大事故等時に生じる動荷重
9	LOCA時注水機能喪失	<p>外部電源喪失及びLOCA発生により原子炉水位が低下し、原子炉隔離時冷却系、高圧炉心注水系、残留熱除去系（低圧注水モード）による注水に失敗する。低圧代替注水系（常設）による原子炉注水の準備完了後、逃がし安全弁8弁を開放し急速減圧させ、低圧代替注水系（常設）による原子炉注水を実施する。その後、格納容器圧力が設計圧力に到達するため、格納容器ベントを実施する。</p> <p>本事象は、<u>原子炉冷却材喪失時のブローダウン過程における高温水・蒸気の放出</u>を想定している。また、<u>逃がし安全弁8弁の開放に伴うサブプレッションチェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。さらに、<u>格納容器ベント時のドライウエルからサブプレッションチェンバへの多量の蒸気放出及びサブプレッションチェンバ内のプール水の減圧沸騰</u>を想定している。</p>
10	格納容器バイパス	<p>インターフェースシステムLOCA時は、高圧炉心注水系からの漏えいを想定し、破断口からの冷却材流出による水位低下により、原子炉隔離時注水系が運転開始して原子炉水位が維持される。その後、逃がし安全弁8弁を手動開放させ原子炉を減圧することで原子炉冷却材の漏えい抑制を図る。原子炉の減圧により、原子炉隔離時冷却系の注水が停止し原子炉水位が低下するが高圧炉心注水系が起動し、原子炉水位は維持される。</p> <p>本事象は、<u>逃がし安全弁8弁の開放に伴うサブプレッションチェンバへの多量の蒸気放出</u>を想定している。</p>

No.	重要事故シーケンス等	事象の概要及び重大事故等時に生じる動荷重
11	格納容器過圧・過温破損 (ベントケース)	<p>残留熱除去系の吸込配管の大破断により原子炉水位は低下し、炉心が損傷する。その後、低圧代替注水系（常設）により原子炉水位は回復し、炉心は再冠水する。格納容器圧力が限界圧力に到達するため、格納容器ベントを実施する。</p> <p>本事象は、<u>原子炉冷却材喪失時のブローダウン過程における高温水・蒸気の放出</u>を想定している。また、<u>格納容器ベント時のドライウエルからサブプレッションチェンバへの多量の蒸気放出及びサブプレッションチェンバ内のプール水の減圧沸騰</u>を想定している。</p>
12	格納容器過圧・過温破損 (代替循環冷却ケース)	<p>残留熱除去系の吸込配管の大破断により原子炉水位は低下し、炉心が損傷する。その後、低圧代替注水系（常設）により原子炉水位は回復し、炉心は再冠水する。代替循環冷却系の運転により、原子炉冷却を実施する。</p> <p>本事象は、<u>原子炉冷却材喪失時のブローダウン過程における高温水・蒸気の放出</u>を想定している。</p>
13	水素燃焼	格納容器過圧・過温破損（代替循環冷却ケース）に同じ
14	高圧溶融物放出/格納容器 雰囲気直接加熱	<p>給水流量の全喪失により原子炉水位は低下し、炉心が損傷する。その後、逃がし安全弁2弁による原子炉減圧を実施し、原子炉の低圧状態を維持することで、高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱の発生を防止する。原子炉圧力容器の破損により、溶融炉心が下部ドライウエルに落下する。</p> <p>本事象は、<u>逃がし安全弁の開放に伴うサブプレッションチェンバへの多量の過熱蒸気放出</u>を想定している。また、<u>高温の溶融炉心と水の接触に伴う、蒸気等のドライウエルからサブプレッションチェンバへの放出</u>を想定している。</p>
15	原子炉圧力容器外のFCI	高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱に同じ
16	溶融炉心・コンクリート 相互作用	高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱に同じ

第2-2表 重大事故等時に生じる動荷重のまとめ表

	重要事故 シーケンス等	動荷重			
		逃がし 安全弁	LOCA	FCI	ベント
1	高圧・低圧注水機能喪失	○			●
2	高圧注水・減圧機能喪失	○			
3	全交流動力電源喪失 (外部電源喪失+DG喪失)	○			●
4	全交流動力電源喪失 (外部電源喪失+DG喪失) + RCIC失敗 全交流動力電源喪失 (外部電源喪失+DG喪失) + DC喪失	○			●
5	全交流動力電源喪失 (外部電源喪失+DG喪失) + 逃がし安全 弁再閉失敗	○			●
6	崩壊熱除去機能喪失 (取水機能喪失)	○			
7	崩壊熱除去機能喪失 (RHR故障)	○			●
8	原子炉停止機能喪失	○			
9	LOCA時注水機能喪失	○	○		●
10	格納容器バイパス	○			
11	格納容器過圧・過温破損 (ベントケース)		○		●*
12	格納容器過圧・過温破損 (代替循環冷却ケース)		○		
13	水素燃焼		○		
14	高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱	●*		●	
15	原子炉圧力容器外のFCI	●		●*	
16	溶融炉心・コンクリート相互作用	●		●	

○ : 設計基準事故時に発生する動荷重と同等以下と考えられるもの

● : 設計基準事故時に考慮されていないもの

●* : 設計基準事故時に考慮されていないもののうち、代表で動荷重に関する検討を行うもの

2.3 重要事故シーケンス等のうち他の重要事故シーケンスで包絡できると考えられるものについて

2.2で抽出した重大事故等時に生じる動荷重のうち、重要事故シーケンス等のうち他の重要事故シーケンスで包絡できると考えられるものについて、検討する。

逃がし安全弁作動時の動荷重のうち、設計基準事故時に想定される動荷重と同等以下と考えられる重要事故シーケンスについては、一部のパラメータが設計基準事故時のパラメータを超えるため、動荷重への影響検討が必要である。

検討のため、原子炉格納容器に対する逃がし安全弁の動荷重の考え方について、設計基準事故時の設計条件について記載する。設計条件は、東海第二発電所（以下「東海第二」という。）で行われた実機試験により、非凝縮性ガスによる気泡脈動の圧力振幅が支配的であることを確認しているため、この圧力振幅に基づき動荷重が設定されている（第2-1図）。排気管内に保留されている非凝縮性ガスの体積は、設計基準事故時と重大事故等時で変わらないため、重大事故等時の気泡脈動による圧力振幅は設計基準事故時と同等以下と考えられる。非凝縮性ガスの放出後は、原子炉圧力容器から放出された蒸気が凝縮する過程で圧力振幅が生じるが、第2-1図で示すように既往の試験から不安定凝縮しなければ、気泡脈動による動荷重を上回ることはないため、逃がし安全弁作動時の蒸気が安定的に凝縮できることを確認することにより、設計基準事故時に生じる動荷重と同等以下と考えられる。また、既往の試験条件として、多弁作動時による影響、原子炉圧力容器圧力による影響も確認されていることから、以下の観点で設計基準事故時と重大事故等時のパラメータを比較し、設計基準事故時に生じる動荷重と同等以下となるかを確認する。

- ・ サプレッションチェンバ内のプール水温

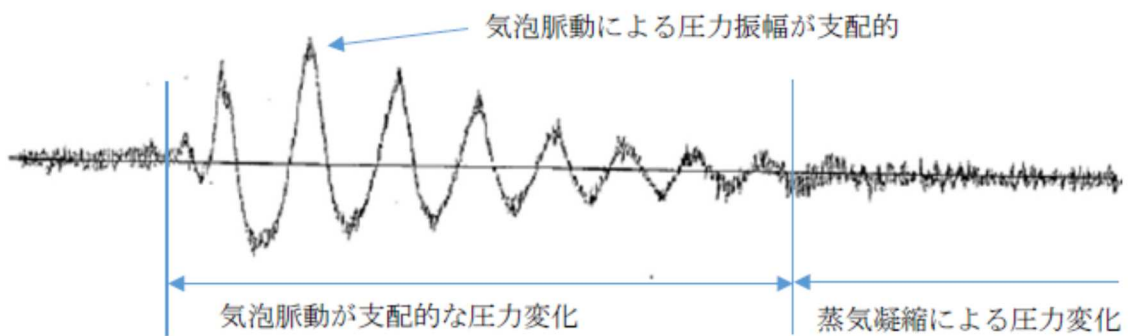
プール水温が設計基準事故時（サプレッションチェンバの最高使用温度）より高くなる場合、原子炉圧力容器より放出される蒸気による不安定凝縮が生じる可能性があるため、動荷重が設計基準事故時より大きくなる可能性がある。

- ・ 逃がし安全弁作動時の弁数

逃がし安全弁作動時に作動する弁の数が設計基準事故時より多い場合、既往の試験結果で確認している多弁作動時の圧力振幅が大きくなり、動荷重が設計基準事故時より大きくなる可能性がある。

- ・ 逃がし安全弁作動時の原子炉圧力容器圧力

逃がし安全弁は原子炉圧力容器圧力に応じた吹出量を放出するため、逃がし安全弁作動時の圧力が設計基準事故時より大きくなった場合、動荷重が設計基準事故時より大きくなる可能性がある。



第2-1図 東海第二実機試験で得られた逃がし安全弁作動時の水中圧力振動波形
 (横軸：時間，縦軸：圧力) (参考資料2 ①)

整理した結果を第2-3表に示す。その結果，以下の2つの重要事故シーケンス等で生じる動荷重は，設計基準事故の評価条件を超えるパラメータがあるため，影響評価が必要と判断した。

- ・全交流動力電源喪失（外部電源喪失+DG喪失）
 プール水温は約128℃に達しており，さらに，減圧完了までの間に約138℃まで上昇するため，設計基準事故時のプール水温約97℃を超える。
- ・原子炉停止機能喪失時
 主蒸気隔離弁閉止後の原子炉停止失敗に伴い，逃がし安全弁18弁が動作する。このとき，原子炉圧力が約8.92 MPa[gage]まで上昇するため，最高使用圧力(8.62 MPa)を超える。

第2-3表 重大事故等時に生じる動荷重の整理結果(1/2)

	高圧・低圧注水機能喪失	高圧注水・減圧機能喪失	全交流動力電源喪失 (外部電源喪失+DG喪失) (以下「長期TB」という。)	全交流動力電源喪失 (外部電源喪失+DG喪失)+RCIC失敗 全交流動力電源喪失 (外部電源喪失+DG喪失)+DC喪失	全交流動力電源喪失 (外部電源喪失+DC喪失)+SRV再開失敗	崩壊熱除去機能喪失 (取水機能喪失)	崩壊熱除去機能喪失 (RHR故障)	原子炉停止機能喪失	LOCA時注水機能喪失	格納容器バイパス
	他シーケンスで包絡	他シーケンスで包絡	動荷重に対する影響検討が必要	他シーケンスで包絡	他シーケンスで包絡	他シーケンスで包絡	他シーケンスで包絡	動荷重に対する影響検討が必要	他シーケンスで包絡	他シーケンスで包絡
逃がし安全弁動作時 (排気管からサブレーションチェンバへの流入)	原子炉圧力容器の急速減圧時点における原子炉圧力容器圧力は7.86MPa以下、プール水温は52℃であり、いずれも長期TBに包絡される。また、原子炉圧力容器減圧時には逃がし安全弁8弁による急速減圧を想定しており、作動弁数は原子炉停止機能喪失時の条件に包絡される。	原子炉圧力容器の急速減圧時点における原子炉圧力容器圧力は7.86MPa以下、プール水温は54℃であり、いずれも長期TBに包絡される。また、原子炉圧力容器減圧時には逃がし安全弁4弁による急速減圧を想定しており、作動弁数は原子炉停止機能喪失時の条件に包絡される。	原子炉圧力容器の急速減圧時点における原子炉圧力容器圧力は、7.86MPa以下、プール水温は137℃以下である。原子炉圧力は最高使用圧力を超えないが、プール水温が設計基準事故時の約97℃を超えること、格納容器ベント実施中であり、サブクール度が低い状態であることから、設計基準事故時の動荷重値を適用できるか検討を行う。また、原子炉圧力容器減圧時には逃がし安全弁2弁による急速減圧を想定しており、作動弁数は原子炉停止機能喪失時の条件に包絡される。	原子炉圧力容器の急速減圧時点における原子炉圧力容器圧力は、7.86MPa以下、プール水温は137℃以下であり、いずれも長期TBに包絡される。また、原子炉圧力容器減圧時には逃がし安全弁2弁による急速減圧を想定しており、作動弁数は原子炉停止機能喪失時の条件に包絡される。	原子炉圧力容器の急速減圧時点における原子炉圧力容器圧力は、7.86MPa以下、プール水温は99℃以下であり、いずれも長期TBに包絡される。また、原子炉圧力容器減圧時には逃がし安全弁3弁（開固着1弁+急速減圧のための追加開放2弁）による急速減圧を想定しており、作動弁数は原子炉停止機能喪失時の条件に包絡される。	原子炉圧力容器の急速減圧時点における原子炉圧力容器圧力は7.86MPa以下、プール水温は約75℃であり、原子炉圧力は原子炉停止機能喪失時に、プール水温は長期TBに包絡される。また、原子炉圧力容器減圧時には逃がし安全弁2弁による急速減圧を想定しており、作動弁数は原子炉停止機能喪失時の条件に包絡される。	原子炉圧力容器の急速減圧時点における原子炉圧力容器圧力は7.86MPa以下、プール水温は約57℃であり、いずれも長期TBに包絡される。また、原子炉圧力容器減圧時には逃がし安全弁1弁による急速減圧を想定しており、作動弁数は原子炉停止機能喪失時の条件に包絡される。	原子炉停止失敗に伴い、逃がし安全弁18弁が順次開するが原子炉圧力上昇は継続し、原子炉圧力は約19秒後に約8.92MPaとなる。また、原子炉減圧の過程でプール水温は約26分後に約113℃となる。原子炉圧力が原子炉最高使用圧力を超過すること、逃がし安全弁が全弁動作するため、設計基準事故時の動荷重値を適用できるか検討を行う。なお、プール水温は長期TBに包絡される。	原子炉圧力容器の急速減圧時点における原子炉圧力容器圧力は7.86MPa以下、プール水温は52℃であり、いずれも長期TBに包絡される。また、原子炉圧力容器減圧時には逃がし安全弁8弁による急速減圧を想定しており、作動弁数は原子炉停止機能喪失時の条件に包絡される。	原子炉圧力容器の急速減圧時点における原子炉圧力容器圧力は7.86MPa以下、プール水温は52℃であり、いずれも長期TBに包絡される。また、原子炉圧力容器減圧時には逃がし安全弁8弁による急速減圧を想定しており、作動弁数は原子炉停止機能喪失時の条件に包絡される。
	他シーケンスで包絡		他シーケンスで包絡		他シーケンスで包絡		他シーケンスで包絡		他シーケンスで包絡	
(ベント管からサブレーションチェンバへの流入)	1 Pdでの格納容器ベント実施を想定しているが、その際の流体移行量は、格納容器過圧・過温破損(2 Pdでの格納容器ベントを想定)に包絡される。		1 Pdでの格納容器ベント実施を想定しているが、その際の流体移行量は、格納容器過圧・過温破損(2 Pdでの格納容器ベントを想定)に包絡される。		1 Pdでの格納容器ベント実施を想定しているが、その際の流体移行量は、格納容器過圧・過温破損(2 Pdでの格納容器ベントを想定)に包絡される。		1 Pdでの格納容器ベント実施を想定しているが、その際の流体移行量は、格納容器過圧・過温破損(2 Pdでの格納容器ベントを想定)に包絡される。		1 Pdでの格納容器ベント実施を想定しているが、その際の流体移行量は、格納容器過圧・過温破損(2 Pdでの格納容器ベントを想定)に包絡される。	

第2-3表 重大事故等時に生じる動荷重の整理結果(2/2)

格納容器過圧・過温破損（ベントケース）	格納容器過圧・過温破損（代替循環冷却ケース）	水素燃焼	高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱（DCH）	原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用（FCI）	溶融炉心・コンクリート相互作用（DCHと同じシナリオ）
			動荷重に対する影響検討が必要		
（事象発生と同時に大破断LOCAが発生しており、これにより原子炉圧力が減圧されるため逃がし安全弁は動作しない）	（事象発生と同時に大破断LOCAが発生しており、これにより原子炉圧力が減圧されるため逃がし安全弁は動作しない）	格納容器過圧・過温破損（代替循環冷却ケース）と同じ	原子炉水位が低下し燃料有効長底部から燃料有効長の10%上の位置に到達した時点で、原子炉圧力容器の減圧を実施していることから、原子炉圧力容器内の蒸気が露出した燃料に熱せられ過熱状態となる。よって、逃がし安全弁作動時に生じる動荷重について過熱蒸気の影響について検討する。	DCHと同じ	DCHと同じ
動荷重に対する影響検討が必要	設計基準事故で包絡			動荷重に対する影響検討が必要	
大破断LOCAを起因事象とするシナリオであり、事象発生後短期間における原子炉格納容器内の圧力・温度挙動及び生じる動荷重は設計基準事故時の大破断LOCAと同等となるため、設計基準事故に包絡される。 格納容器ベントの実施を想定する場合には、ベント直後の一時的なベント管の蒸気流速の増加及びその後のサブプレッションチェンバ内のプール水表面での減圧沸騰が発生することが考えられるため、その影響について検討する。 格納容器ベント後、長期的な動荷重としてチャッキングが継続すると考えられるため、その影響について検討する。	大破断LOCAを起因事象とするシナリオであり、事象発生後短期間における原子炉格納容器内の圧力・温度挙動及び生じる動荷重は設計基準事故時の大破断LOCAと同等となるため、設計基準事故に包絡される。		FCIと同じ	原子炉圧力容器破損に伴い溶融燃料が下部ドライウエルの水へ落下した際に、当該溶融燃料と水との相互反応によって、大量の水蒸気が発生する。この時、ドライウエルが急激に加圧されることによってサブプレッションチェンバに放出される流体量が増大すると考えられるため、流体の放出に伴う荷重の影響について検討する。	

2.4 重大事故等時に生じる動荷重のうち設計基準事故時の逃がし安全弁作動時と同等以下と考えられる重要事故シーケンス等

2.3において、設計基準事故時の動荷重が包絡できると考えられる重要事故シーケンス等について、既往の試験等から、影響評価を実施する。

2.4.1 長期TB時の影響評価

本事象は、事象発生後24時間までの原子炉注水を原子炉隔離時冷却系に期待しているため、原子炉圧力容器減圧操作を行う事象発生後24時間時点でプール水温は約128℃に達し、さらに、減圧完了までの間に約138℃まで上昇する（第2-2図）。このことから、原子炉圧力容器減圧操作時点でのプール水温は設計基準事故時（約97℃）を逸脱する。

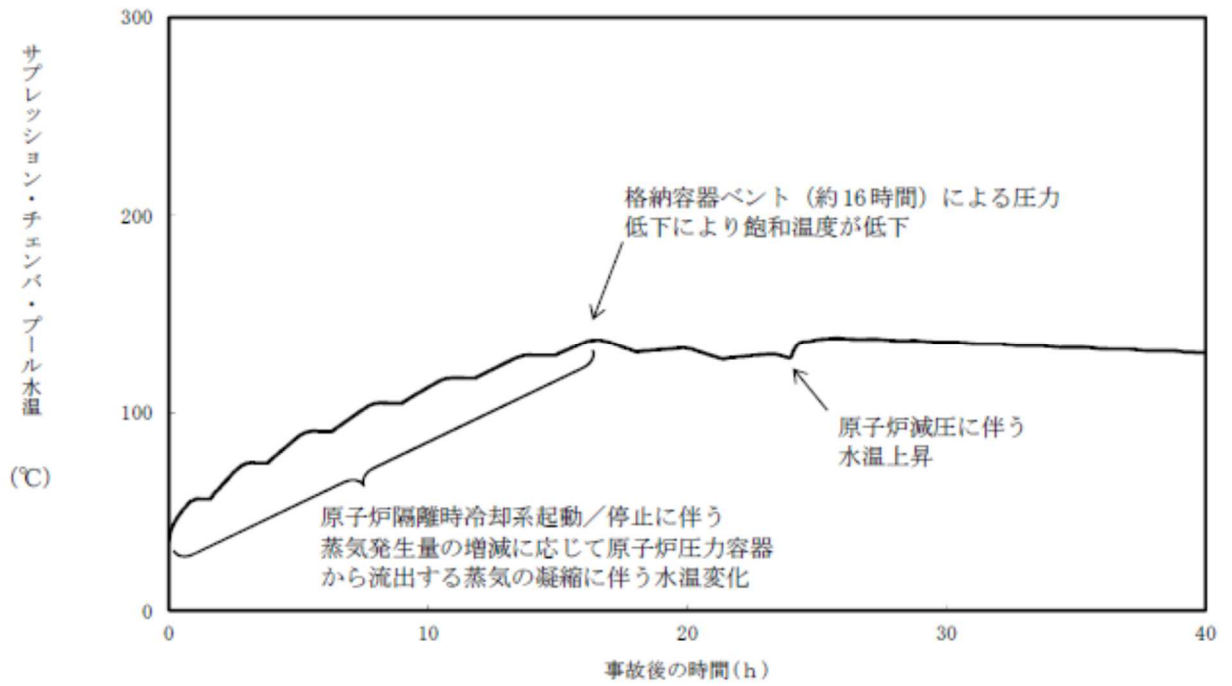
このため、以下のように検討し、設計基準事故時に生じる動荷重と同等以下となるか影響評価を実施した。

プール水温が設計基準事故時を逸脱する場合において設計基準事故時に包絡される理由

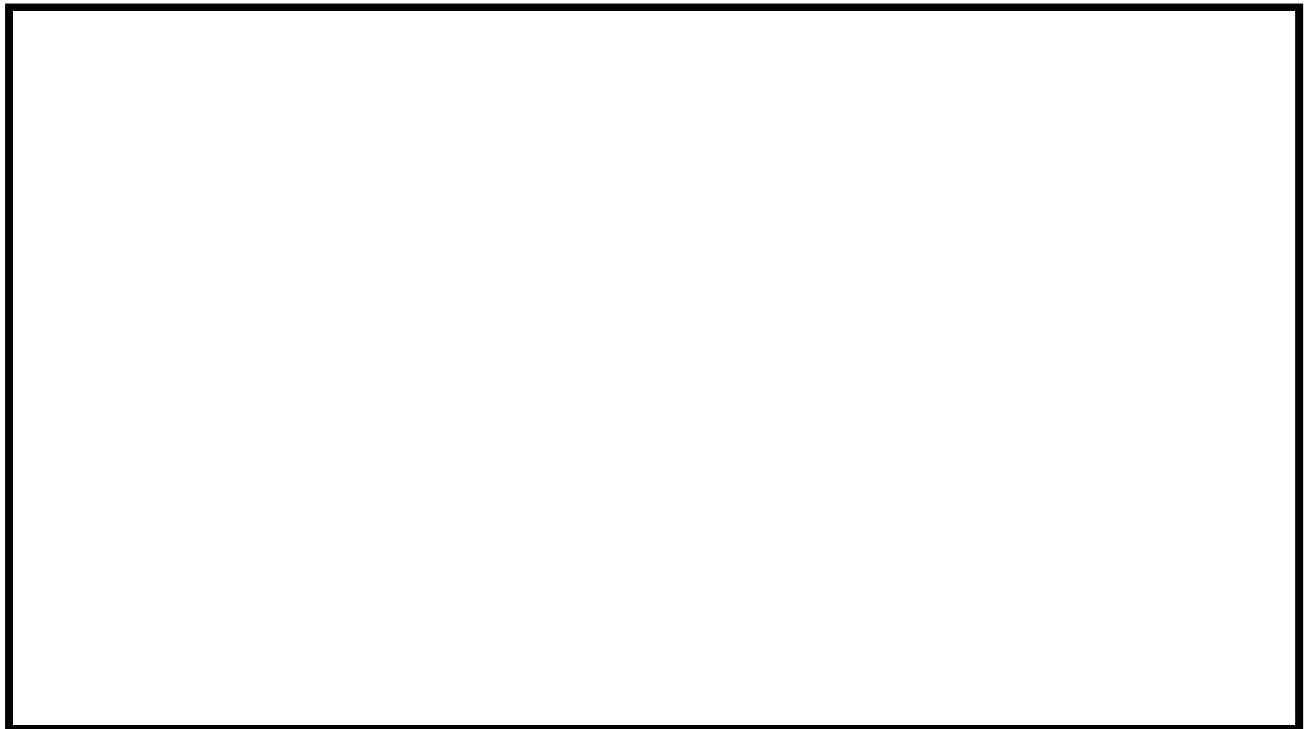
クエンチャを採用した場合の逃がし安全弁作動時の凝縮性能に関しては、第2-3図で示すように、プール水がほぼ飽和状態となっても不安定凝縮が発生しないことを確認している（参考資料2 ②）。なお、格納容器ベント後においては、圧力上昇が抑制されるため飽和温度の大きな変化はなく、凝縮されない蒸気は放出されることから、凝縮に伴う振動は生じ難くなる。このため、第2-2図で示すようにプール水温が100℃以上の飽和水は第2-3図の100℃付近の飽和水の試験結果と同様に不安定凝縮することはない。また、本事象は原子炉圧力容器圧力が7.51 MPa時に逃がし安全弁が動作する。このときの最大蒸気流束は、約876kg/s/m²であるため、試験条件（約□ kg/s/m²）を逸脱しているが、第2-4図で示すように蒸気流束□ kg/s/m²程度まで、蒸気は不安定凝縮をしていない。よって、現状の設計条件を逸脱することはない、設計基準事故時と同等以下の動荷重となる。

また、蒸気による動荷重への影響の他に非凝縮性ガスの動荷重への影響が考えられるが、このときの荷重として支配的な気泡脈動荷重については、逃がし安全弁排気管内に保留されている非凝縮性ガスの放出に伴う荷重であり、排気管内の非凝縮性ガスの体積は設計基準事故時と同等である。また、気泡脈動荷重は、サプレッションチェンバ内での凝縮を伴わないことから、プール水温上昇による影響を受けない。

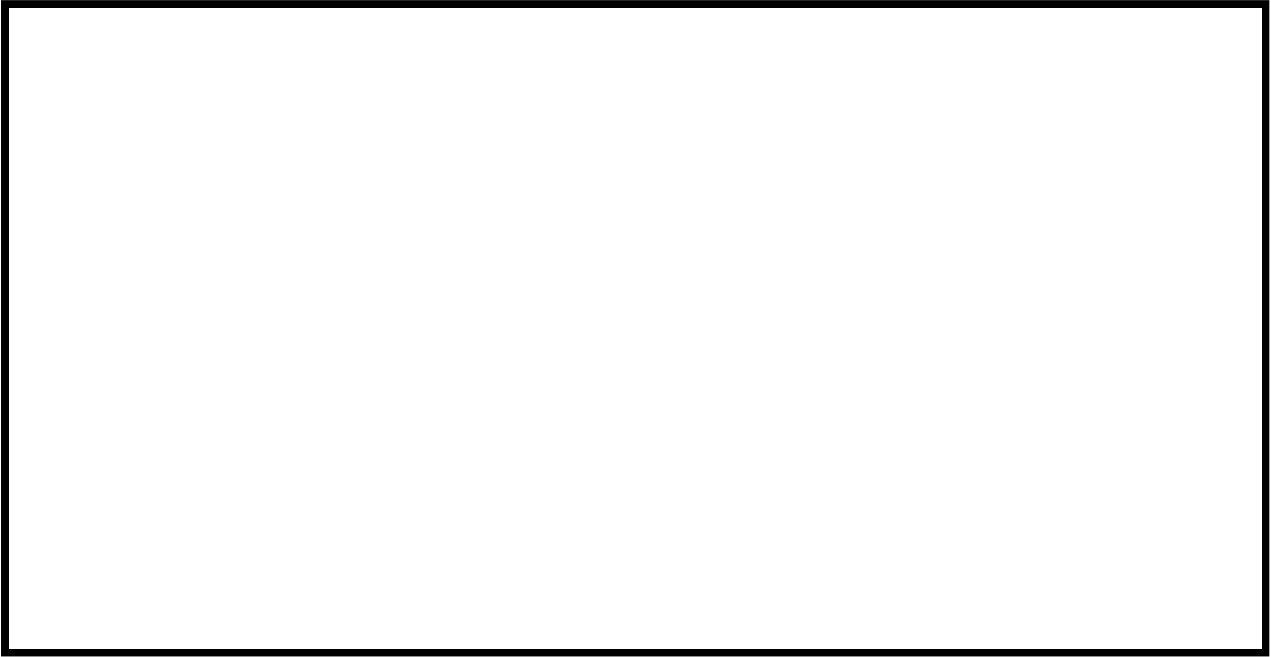
よって、蒸気的不安定凝縮が生じなければ、上記で示すように設計基準事故時の動荷重を上回ることは無いため、重大事故等時の逃がし安全弁作動時の蒸気が安定的に凝縮できることを確認することにより、設計基準事故時と同等以下であることを確認した。



第2-2図 長期TB時のプール水温度の時刻歴



第2-3図 蒸気凝縮時の圧力変動と水温の関係^[1] (参考資料2 ②)



第2-4図 蒸気流束及びプール水温と凝縮性能の関係 (クエンチャタイプ) [2]
(参考資料2 ②)

2.4.2 原子炉停止機能喪失時の影響評価

主蒸気隔離弁閉止後の原子炉停止失敗に伴い、逃がし安全弁18弁が動作するため、既往の試験結果で確認している多弁作動時の弁数（弁）より多い。また、このときに原子炉圧力が約8.92 MPa[gage]まで上昇するため、最高使用圧力（8.62 MPa）を超える。

上記の2つの事象について、以下のように検討し、設計基準事故時に生じる動荷重の同等以下となるか影響評価を実施した。

2.4.2.1 逃がし安全弁18弁作動時の影響評価

東海第二及び海外プラントで逃がし安全弁作動時の実機試験を実施しており、以下のことが確認されており、このことから考察できる。

- ・東海第二の実機試験で全主蒸気隔離弁を同時閉し、スクラム成功後に弁の逃がし安全弁が作動したときに測定された圧力振幅は、単弁作動時と同等の結果である
- ・海外プラントの実機試験で弁の逃がし安全弁を手動開とし、各試験で有意な差がない
- ・東海第二の実機試験で測定された圧力振幅は、クエンチャ近傍で大きく、距離が離れるほど、減衰する

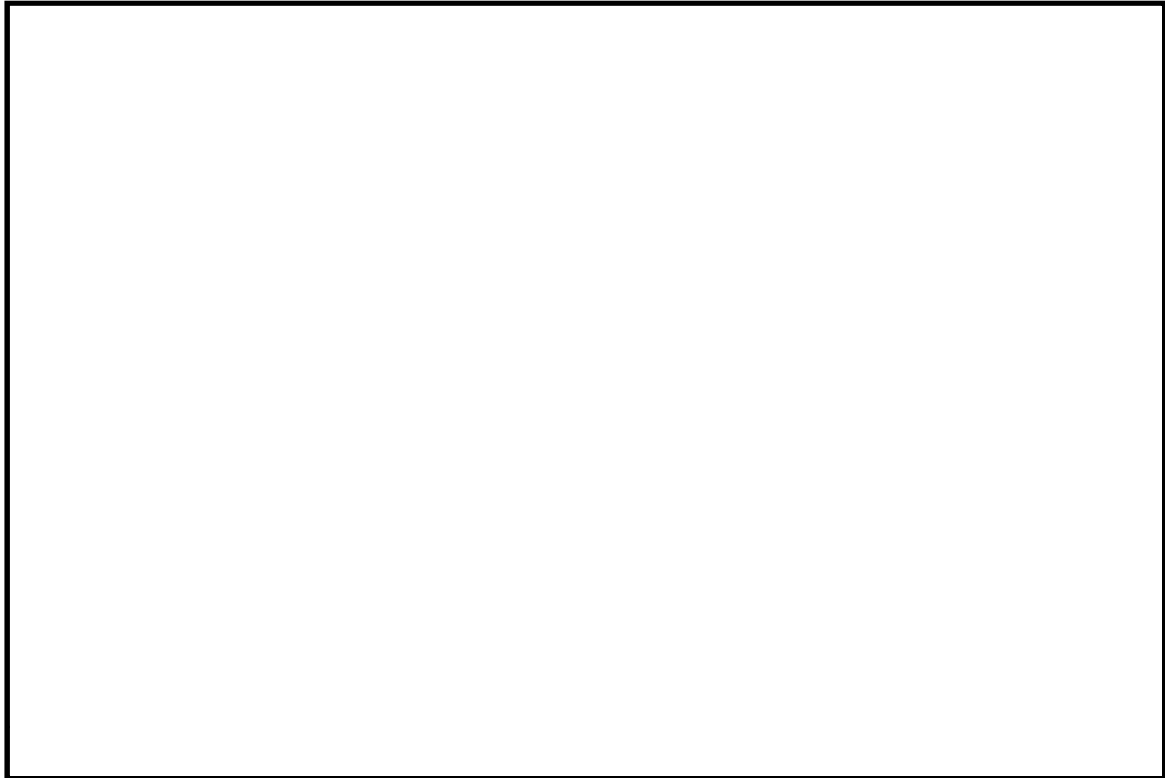
東海第二の実機試験及び海外プラントで確認されている多弁作動時の影響

東海第二の実機試験では、全主蒸気隔離弁を同時閉とすることでプラントをスクラムさせ、逃がし安全弁が吹き出すように試験を実施している。

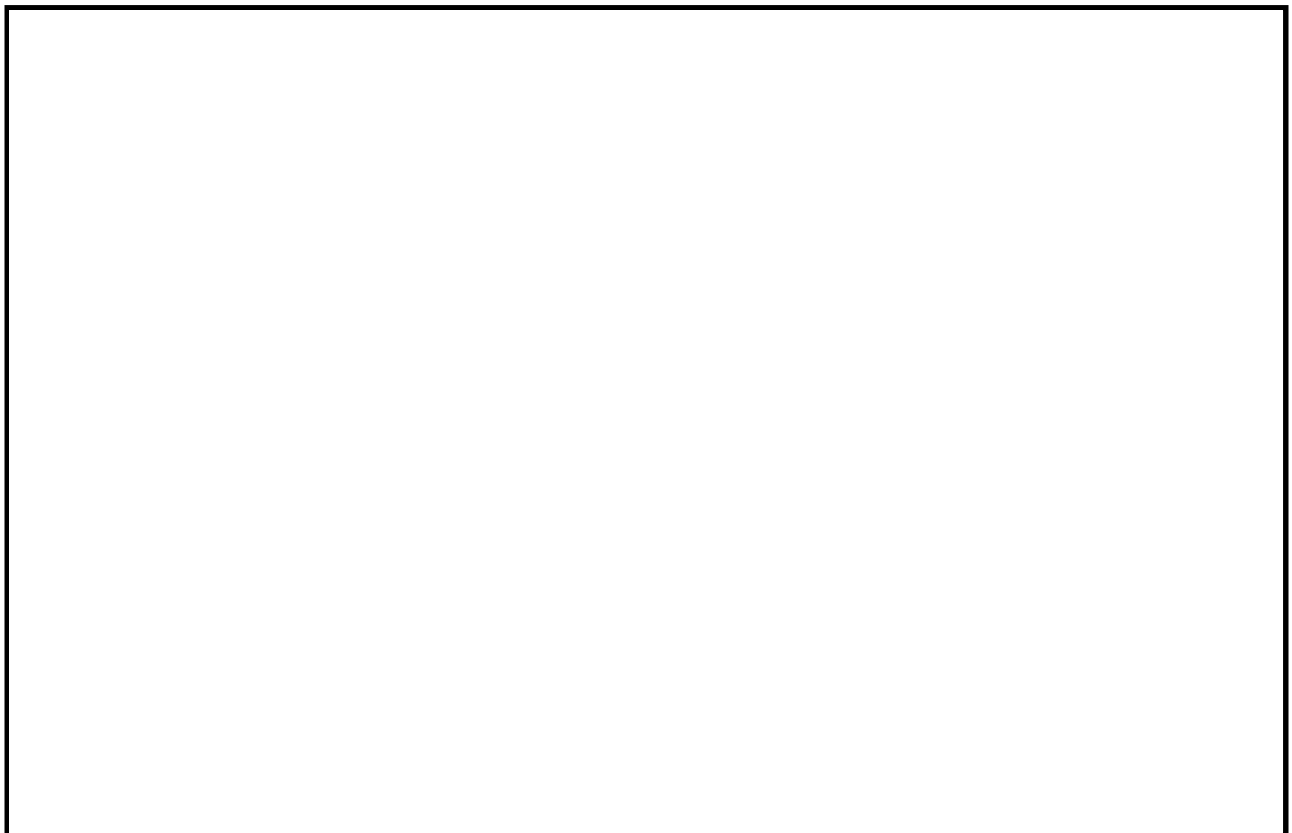
本試験では、逃がし安全弁は弁作動しており、多弁作動の圧力振幅を確認している。

第2-5図に示すように逃がし安全弁作動時の圧力振幅は、単弁作動時と比較し、多弁作動時の方が小さい結果であった。多弁作動した時に圧力振幅が大きくならなかった理由は、逃がし安全弁の作動タイミングのずれや、排気管の配管長及び非凝縮性ガスが排出される各クエンチャから測定点までの距離の違いによる気泡脈動の位相のずれが生じることにより、圧力振幅が相殺される等によって、圧力振幅が増幅しなかったものと考えられる。

さらに海外プラントでは複数の逃がし安全弁を複数弁同時に手動開とする実機試験を実施しており、測定された圧力振幅に有意な差がなく、東海第二の試験と同様な理由で圧力振幅が増幅しなかったと考えられる（第2-6図）。^[4]



第2-5図 多段弁作動時と単弁作動時の水中圧力脈動の比較^[3] (参考資料2 ①)
(横軸：測定点, 縦軸：圧力振幅)



第2-6図 海外プラント実機試験時の圧力振幅

海外プラント実機試験の柏崎刈羽原子力発電所第7号機への適用性

実機試験を実施した海外プラントは柏崎刈羽原子力発電所第7号機と類似した圧力抑制室を有するMark-II型格納容器となっている。また、クエンチャの配置については、対称的な配置が同様である（第2-7図）。これらのことから、海外プラントと柏崎刈羽原子力発電所第7号機の圧力抑制室は類似した形状であるため、実機試験結果のうち多弁動作に関わる知見については適用できる。

海外プラント ^[4]	東海第二	柏崎刈羽 7 号機

第 2-7 図 海外プラント，東海第二及び柏崎刈羽 7 号機の比較 (1/2)

海外プラント ^[4]	東海第二	柏崎刈羽 7 号機

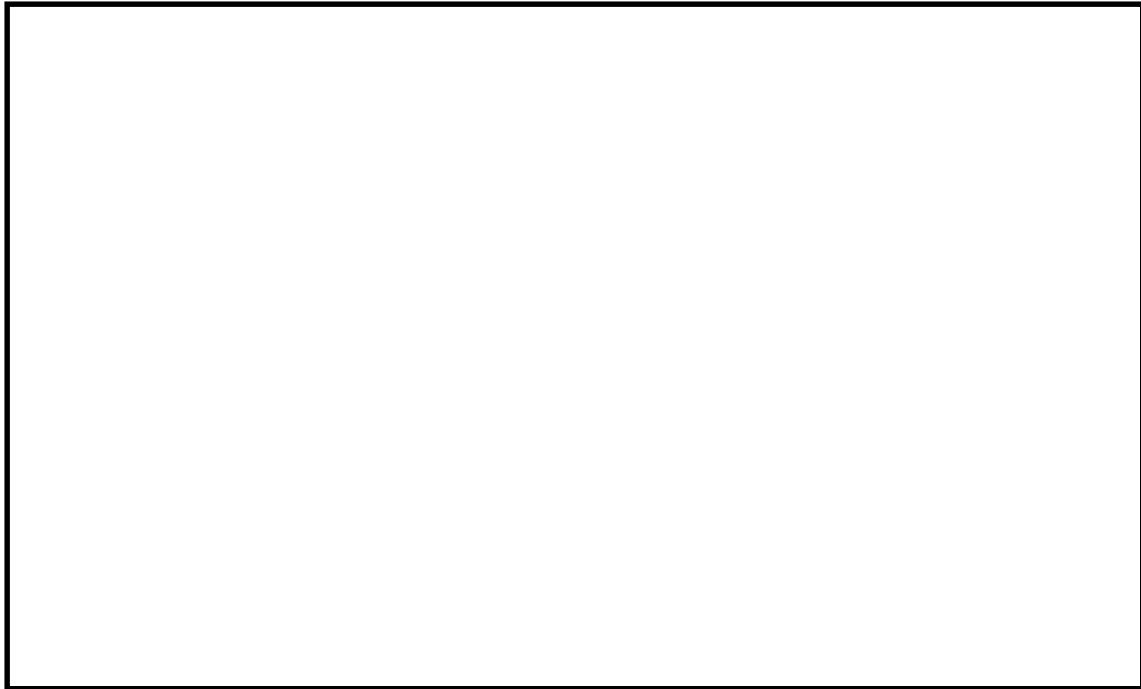
第 2-7 図 海外プラント，東海第二及び柏崎刈羽 7 号機の比較 (2/2)

逃がし安全弁の作動タイミングのずれ等による位相のずれについて

逃がし安全弁は、それぞれの弁ごとに作動圧（吹出圧力）が定められており、多弁が作動するような状況においても、当該作動圧の違いにより、吹出すタイミングが異なる。また、東海第二の実機試験結果から、同じ作動圧が設定された逃がし安全弁であってもすべてが同時に作動するわけではない。

さらに、排気管の長さは、配管の引き回しによってそれぞれ異なるため、仮に逃がし安全弁が同時に作動したとしても、クエンチャ出口で気泡が形成されるタイミングにはずれが生じる。

これらのことから、逃がし安全弁が複数弁作動した場合においては、それぞれの圧力振幅の位相にずれが生じる。よって、これらの荷重が作用する原子炉格納容器バウンダリにおいては、位相の一致による圧力振幅の増加が生じることはない。

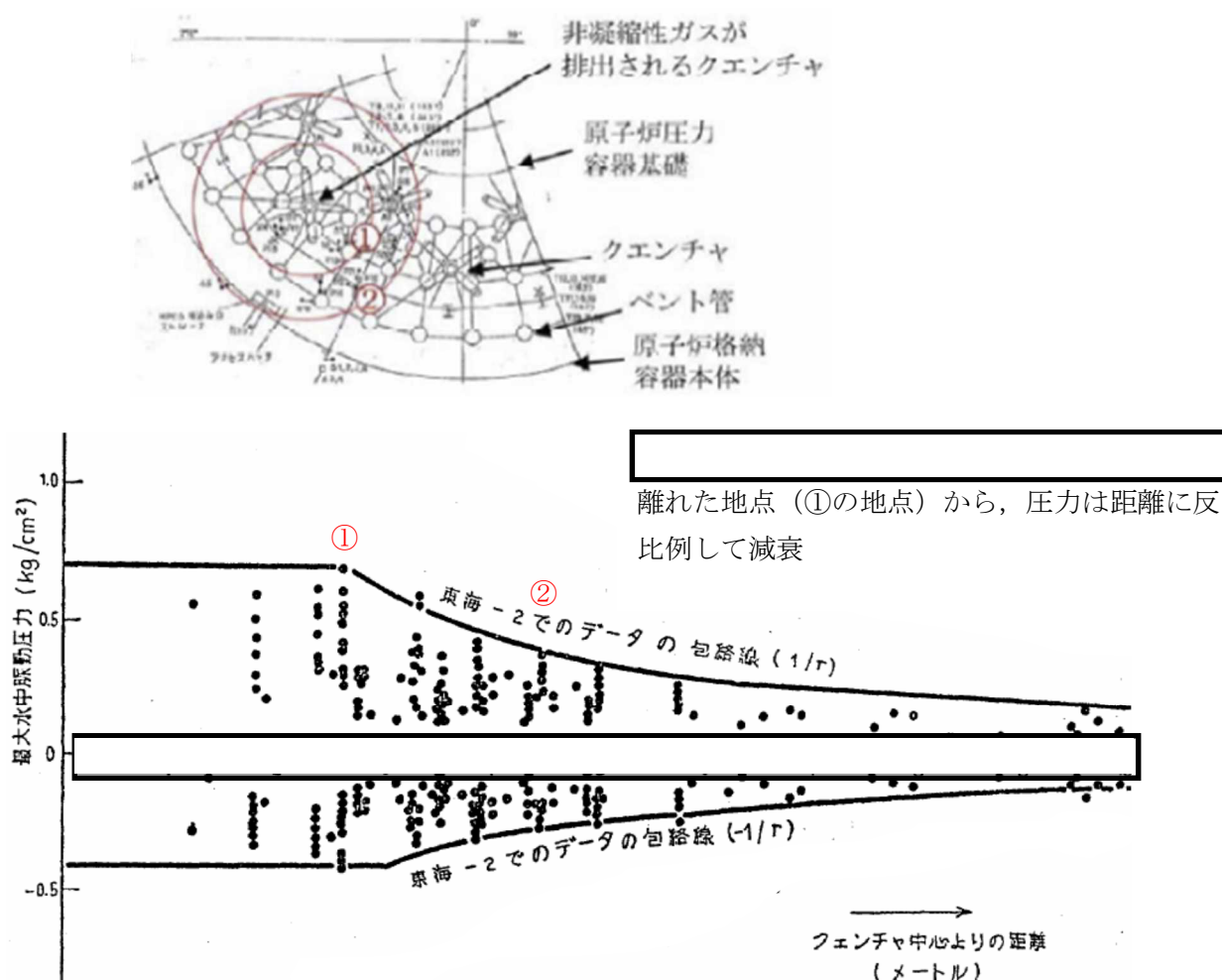


系統	対象弁及びクエンチャ	吹出圧力 (MPa) (逃がし弁機能)	排気管長さ (m)
主蒸気系 A	A	7.85	
	B	7.64	
	C	7.78	
	D	7.71	
主蒸気系 B	E	7.71	
	F	7.85	
	G	7.64	
	H	7.78	
	J	7.58	
主蒸気系 C	K	7.71	
	L	7.85	
	M	7.64	
	N	7.78	
	P	7.51	
主蒸気系 D	R	7.85	
	S	7.64	
	T	7.78	
	U	7.71	

第2-8図 逃がし安全弁の設置位置及び吹出圧力，排気管の長さの関係

東海第二の実機試験で確認されている距離による減衰効果

東海第二での実機試験結果を第2-9図で示す。圧力振幅はクエンチャから距離に応じて減衰していることを確認しており、距離に応じて動荷重の影響は小さくなる。例として、原子炉格納容器本体の壁面では、壁面から近いクエンチャから受ける圧力振幅はクエンチャ近傍と比較し、小さくなる。



第2-9図 東海第二実機試験時に確認された距離による減衰効果^[6]

(参考資料2 ①)

逃がし安全弁18 弁作動時における設計基準事故時の包絡性確認

東海第二及び海外プラントの実機試験から、多弁作動時に気泡脈動の位相のずれ等により圧力振幅が増幅していないこと及び距離による減衰が確認されており、重大事故等時に18弁の逃がし安全弁が作動しても、設計基準事故時の動荷重と同等以下となる。また、NUREG-0802において、Mark-II型原子炉格納容器である海外プラントの実機試験の知見から、8弁や19弁作動を想定した場合の動荷重

は4弁の試験結果に基づき評価可能であるとされていることから、東海第二の実機試験において多弁作動時に圧力振幅が増大していない結果は妥当と考えられる。

このことから、重大事故等時においては、設計基準事故時の動荷重を設計条件とする。

逃がし安全弁18弁作動時に生じる動荷重における強度の感度評価条件

逃がし安全弁18弁作動時の評価については、逃がし安全弁18弁作動による影響を除き、運転状態Ⅱ（逃がし弁動作）の評価条件と同等である。逃がし安全弁18弁作動時においては、気泡脈動の位相のずれにより圧力振幅が増幅しないが、参考として、許容値が運転状態Ⅴ（運転状態Ⅳを準用）となることを踏まえた上で、保守的に逃がし安全弁作動時に生じる圧力振幅を重ね合わせた場合の強度の影響評価を実施する。影響評価の結果は、参考資料6に示す。

評価に当たっては、各クエンチャと評価点の距離による減衰を考慮する。また、各クエンチャから生じる気泡脈動が独立して評価点に到達するものとし、そのときのそれぞれの圧力振幅を重ね合わせる（第2-10図）。具体的には、クエンチャから評価点に到達する全ての気泡脈動がピーク値で一致することは統計学的に極めて低いことから、各ピーク値を二乗和平方根により圧力振幅を算出し、評価する。なお、NUREG-0487には、複数の逃がし安全弁作動時の荷重の組合せの評価には二乗和平方根を用いることが記載されている。評価点の選定は、原子炉格納容器側壁において、クエンチャから最短距離の評価点（第2-10図 ケース1）とクエンチャ2か所の中間位置の評価点（第2-11図 ケース2）とする。

各クエンチャから生じる圧力振幅を重ね合わせた結果、以下のようになった。

評価点	P/P_B	圧力振幅 (kg/cm^2)
ケース1		
ケース2		

任意のクエンチャからの圧力振幅： $P_n = 2 \times (r_0/r) \times P_B$ ($r \geq 2r_0$)

$P = P_B$ ($r < 2r_0$)

東海第二の実機試験時の圧力振幅の最大値： P_B (+0.84/-0.39 kg/cm^2)

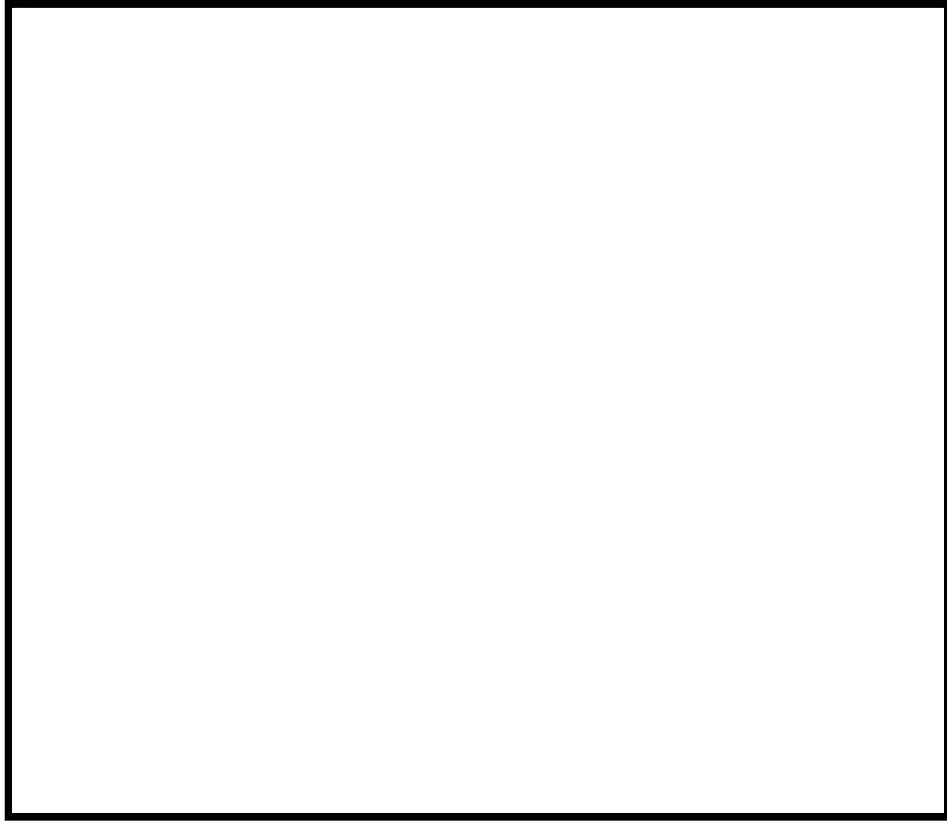
クエンチャのアーム長さ相当： r_0 (約 m)

クエンチャ中心からの距離： r

評価点における最大圧力振幅： $P = \sqrt{P_1^2 + P_2^2 + \dots + P_n^2}$



第2-10図 クエンチャ配置と合成荷重評価点(ケース1)



第2-11図 クエンチャ配置と合成荷重評価点(ケース2)

2.4.2.2 原子炉圧力の上昇率が設計基準事故時より高くなる場合の影響評価 有効性評価結果及び既往の試験結果を考慮した設計基準事故時の動荷重に対する影響評価

本事象においては、主蒸気隔離弁閉止後のスクラム失敗に伴い、原子炉圧力は上昇し、逃がし安全弁の逃がし弁機能の設定圧に応じて18弁が動作するものの原子炉圧力が約8.92 MPa[gage]まで上昇する。この過程において、排気管内の非凝縮性ガスは、逃がし安全弁作動後約0.25秒*1程度で放出が完了する。この時間をATWS事象に適用すると、約2.6～3.0秒後に逃がし安全弁が作動するため、約2.8～3.2秒後に非凝縮性ガスの放出が完了すると考えられ、この間原子炉圧力は最大0.4 MPa程度上昇するため、動荷重に対して影響を及ぼす可能性がある（第2-12図）。

注記*1：逃がし安全弁の設計上の排気流量を基に、排気管内の非凝縮性ガスがサプレッションチェンバに全て排出されるまでの時間を計算した結果

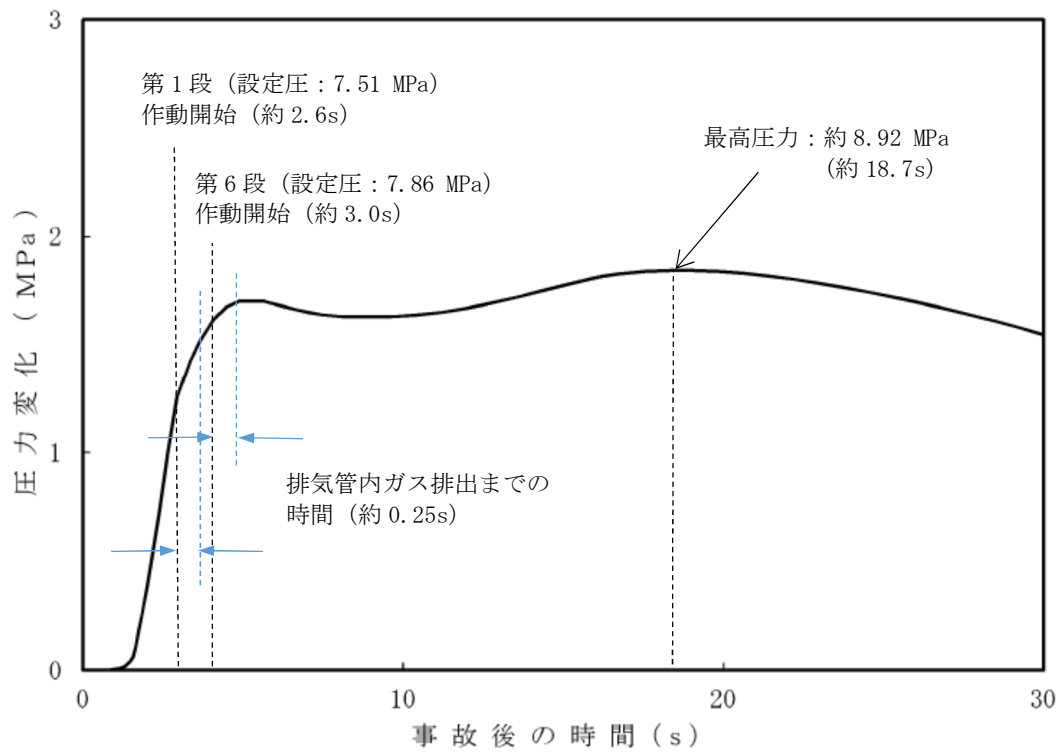
（排出されるまでの時間

＝ 排気管長（全長が最大となる箇所）／蒸気の流速）

上記に示すとおり、逃がし安全弁作動時の原子炉圧力が高くなることで動荷重への影響がある可能性があるが、クエンチャ開発時に実施した試験から、となる（第2-13図）。このようにになるのは、原子炉圧力が増加するとともに逃がし安全弁から放出される蒸気が臨界流となり、蒸气流束は増加するものの、排気管及びクエンチャからの水排出が早まり、放出される気泡圧力の増加が抑制されるためと考えられる。

本試験で使用しているクエンチャアームの角度は、（参考資料2③）であり、この範囲であれば同等の性能が確保でき、柏崎刈羽7号機で採用しているクエンチャアームの角度はその範囲であるため、本試験結果を適用可能である。また、本試験で使用しているクエンチャアームの孔の放射角度はであり、柏崎刈羽7号機で採用しているクエンチャアームの放射角度はである。クエンチャアーム孔の放射角度は柏崎刈羽7号機の方が小さく、クエンチャから排出される気泡が制限され、より安定的に気泡が排出されることから、本試験結果は適用可能である。

以上のことから、逃がし安全弁作動時の動荷重は、原子炉圧力が高くなることで厳しい値となる可能性があるが、既往の試験により、となるため、設計基準事故時の原子炉圧力及び圧力上昇率のパラメータが超えていても、重大事故等時の動荷重は、設計基準事故時と同等と考えられる。



第2-12図 ATWS 事象時の原子炉圧力変化 (運転圧力との差)



Reactor pressure

第2-13図 模擬圧力容器蒸気源圧力と圧力振幅の関係 (気泡脈動) [6]

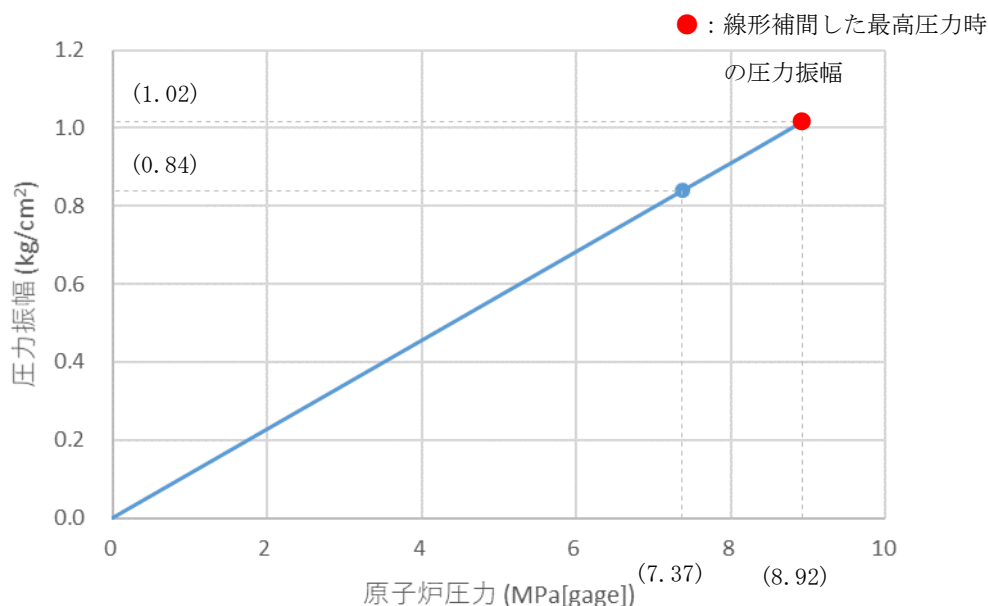
(参考資料2 ③)

ATWS時の最大圧力時に生じる動荷重を踏まえた強度評価条件

既工認においては、運転状態Ⅲに分類される原子炉圧力過大状態の動荷重は、距離による減衰無しの場合の状態により包絡されるため、運転状態Ⅱの評価に包絡されると整理していたように、原子炉圧力過大時の逃がし安全弁作動時の評価については、原子炉圧力過大時の影響をのぞき、運転状態Ⅱ（逃がし弁動作）の評価条件と同等である。ATWS時の逃がし安全弁作動時の動荷重は、既存の知見に基づけば設計基準事故時と同等と考えられるが、参考として許容値が運転状態Ⅴ（運転状態Ⅳを準用）となることを踏まえた影響評価を実施する。影響評価の結果は、参考資料6に示す。

東海第二の実機試験結果で得られている逃がし安全弁作動時の圧力振幅とそのときの原子炉圧力から、ATWS時の最高圧力時を線形補間し、圧力振幅を設定する。ATWS時の最高圧力を線形補間したグラフを第2-14図に示す。

なお、第2-14図では、実機試験で得られたプラス側の圧力振幅のピーク値（ $+0.84\text{kg/cm}^2$ ）に対して線形補間しており、約1.3倍（ $1.02/0.84$ ）となる。実機試験で得られたマイナス側の圧力振幅のピーク値（ -0.39kg/cm^2 ）に対して線形補間した場合、直線の傾きがプラス側に比べて小さく、線形補間時に乗じる倍数は約1.3倍より小さくなることから、より動荷重が大きくなるプラス側の倍数を乗じている。



第2-14図 原子炉圧力と線形補間した圧力振幅の関係

2.5 重要事故シーケンス等のうち設計基準事故時のLOCA時のブローダウン過程における高温水・蒸気の放出と同等以下となる重要事故シーケンス等

2.3において、設計基準事故時の動荷重と同等以下となる重要事故シーケンス等について、影響評価が不要とできる理由の妥当性を既往の試験等に基づき、記載する。

LOCA時のブローダウン過程における高温水・蒸気の放出による動荷重は、ドライウエルに放出された蒸気により、ベント管内にあらかじめ保持されていたS/P水、ドライウエル内の非凝縮性ガス及び蒸気がサブプレッションチェンバへ移行することにより生じる。重大事故等時においても、LOCA時のみならず、FCI時や格納容器ベント実施時において、LOCA時のような水やガスといった流体の移行が生じる。この時の流体の移行量を、設計基準事故時のLOCA(以下「DBA LOCA」という。)時の流体移行量や、設計荷重の算出に用いている移行量と比較し、既往の評価条件に包絡されることを確認する。流体移行時の荷重評価について、既往の条件の考え方を第2-5表に整理する。

重大事故等時において、事象発生時にベント管内を通じてサブプレッションチェンバへ移行する水、ガス及び蒸気の移行量の最大値は第2-6表のとおりであり、DBA LOCAブローダウン時の高温水・蒸気の放出時の移行量に包絡される。

また、事象後期にはチャギングによる動荷重が発生するが、DBA LOCAブローダウン時の高温水・蒸気の放出時と事象進展は同じであるため、設計基準事故時に考慮している動荷重と同じ条件を設定する。

第 2-5 表 ドライウエルからサブプレッションチェンバへの流体移行時における荷重と設計基準事故条件における考え方

サブプレッションチェンバへ移行する流体	サブプレッションチェンバ内で生じる荷重現象と設計荷重条件の考え方
水	<ul style="list-style-type: none"> ・ ベント管から S/P へと放出された水ジェットにより，S/P 内の壁面及び床面に圧力荷重が生じる。 ・ 水ジェットにより S/P 内の壁面に作用する荷重値については，Mark-II 型格納容器における荷重条件を踏襲し ABWR でも同じ値を用いている。 ・ なお，Mark-II での荷重値は，Mark-II 型格納容器を模擬した 4T/4TCO 試験(参考資料 2 ④)に基づく噴流速度(ベント管出口：約 <input type="text"/> m/s，サブプレッションチェンバ壁面近傍：約 <input type="text"/> m/s)を用いたものである。 ・ ベント管出口からサブプレッションチェンバ底部までの距離が比較的短い Mark-II 型格納容器に対して，水平ベント管を採用した ABWR の RCCV では，水平吐出管からサブプレッションチェンバ壁面までの距離が長いため，壁面近傍に到達する噴流の速度は Mark-II に比べて小さくなる。このため，Mark-II 相当の噴流速度を用いることは，保守的な設定となる。
非凝縮性ガス	<ul style="list-style-type: none"> ・ ドライウエルから S/P へと放出された非凝縮性ガスにより，ベント管出口に気泡が形成される。 ・ この時に形成された気泡の圧力により S/P 内の壁面及び床面に圧力荷重が生じる。 ・ さらに，形成された気泡が S/P 水を押し上げることにより，サブプレッションチェンバの気相部が圧縮され気相部の壁面にも圧力荷重が生じる。 ・ これら気泡形成時の圧力やプール水の上昇挙動は，DBA LOCA 時のドライウエル圧力変化をもとにプールのウェル評価モデルを用いて算出している。
蒸気	<ul style="list-style-type: none"> ・ ドライウエルから S/P へと放出された蒸気が，プール内で気泡形成・凝縮による収縮を繰り返すことにより，S/P 壁面及び床面に振動荷重が生じる。 ・ 蒸気の移行量(蒸气流束)によって，連続的な蒸気凝縮による蒸気凝縮振動(Condensation Oscillation: CO)荷重と，間欠的な気泡形成・凝縮によるチャギング(Chugging: CH)荷重に分類されるが，いずれも ABWR における水平ベント確認試験(参考資料 2 ⑤)の結果に基づき荷重値を設定している。 ・ 水平ベント確認試験では，最大約 <input type="text"/> kg/s/m² の蒸气流束条件まで試験が実施されている。

第 2-6 表 サプレッションチェンバへの流体の移行量の比較(LOCA 時)

事象	水移行量の 最大値 (kg/s/m ²)	ガス移行量の 最大値 (kg/s/m ²)	蒸気移行量の 最大値 (kg/s/m ²)
重大事故等時における大LOCAブローダウン時の高温水・蒸気の放出			
DBA LOCA時の想定条件			

- *1: 有効性評価の解析結果(MAAP の解析結果から得られた流量を水平吐出管の全流路面積で除した値)
- *2: 既往の試験で確認されたベントクリア時流束条件(参考資料 2 ④)
- *3: 設計基準事故解析結果(解析結果から得られた流量を水平吐出管の全流路面積で除した値)
- *4: 既往の試験における蒸气流束減少過程において CO 荷重が増大し始めた蒸气流束であり、この値以上であっても、荷重は増大しない(参考資料 7)

3. 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱（DCH）の発生防止のための逃がし安全弁作動時における動荷重の評価について

DCHの発生防止のための逃がし安全弁作動時においては、原子炉圧力容器内の水位が低下し、燃料が露出した後、逃がし安全弁によって、原子炉圧力容器圧力を減圧する。このとき、原子炉圧力容器内で発生する蒸気は露出した燃料に熱せられ過熱状態となるため、排気管からサプレッションチェンバへ流入する蒸気は、設計基準事故時と異なる性状となる。これにより、蒸気が不安定凝縮する可能性があり、大きな動荷重が生じる恐れがあるため、不安定凝縮することなく、設計基準事故時に生じる動荷重と同等以下となることを確認する。

蒸気凝縮の観点で着目すべき項目としては、逃がし安全弁の開直後においてはサプレッションチェンバ内に流入する蒸気が最大となる逃がし安全弁作動時の蒸気流束及びプール水温のピーク値、及び、逃がし安全弁の開保持期間においては逃がし安全弁作動後の原子炉圧力容器圧力低下に伴う蒸気流束の減少であることから、この2点について、検討を実施した。

3.1 逃がし安全弁開直後の影響

DCHの発生防止のための逃がし安全弁開直後の影響として、過熱蒸気によって設計基準事故時に想定していない動荷重が生じる可能性があるため、過熱蒸気と飽和蒸気の違いから影響を検討する。

過熱蒸気は、単位質量あたりに保有するエネルギーが飽和蒸気に比べて高いため、飽和蒸気と異なり、蒸気温度が低下しても蒸気の状態を維持される（第3-1図）。飽和蒸気となるまでは蒸気の状態を維持されるものの、高温の蒸気泡と周囲のプール水との温度差による熱伝達や気泡そのものの膨張により、短時間で蒸気温度が低下し飽和蒸気と同等となる。このため、DCHの発生防止のための逃がし安全弁作動時において、過熱蒸気を持つエネルギーと同等となる飽和蒸気が不安定凝縮しなければ、設計基準事故で生じる動荷重よりも大きくなることはない。

設計基準事故時に生じる蒸気凝縮時の動荷重は、既往の試験により、蒸気流束とプール水温の関係から確認できる。

これらのパラメータは有効性評価結果から過熱蒸気を飽和蒸気と仮定して蒸気流束の換算が可能であり、有効性評価結果からプール水温は確認が可能である。ここで確認した蒸気流束及びプール水温と既往の試験結果を比較することで過熱蒸気の凝縮時の動荷重は評価可能である。以下に評価過程を記載する。

①蒸気流束の算出

- ・過熱蒸気のエネルギ流束が最大となるように有効性評価の原子炉圧力（7.51 MPa[gage]）、蒸気温度（637℃）及び排気管出口の流路断面積から蒸気の比エネタルピ及び蒸気流束を算出し、サプレッションチェンバへの流入するエネルギ流束を求める。
- ・算出した結果は、第3-1表のとおり。

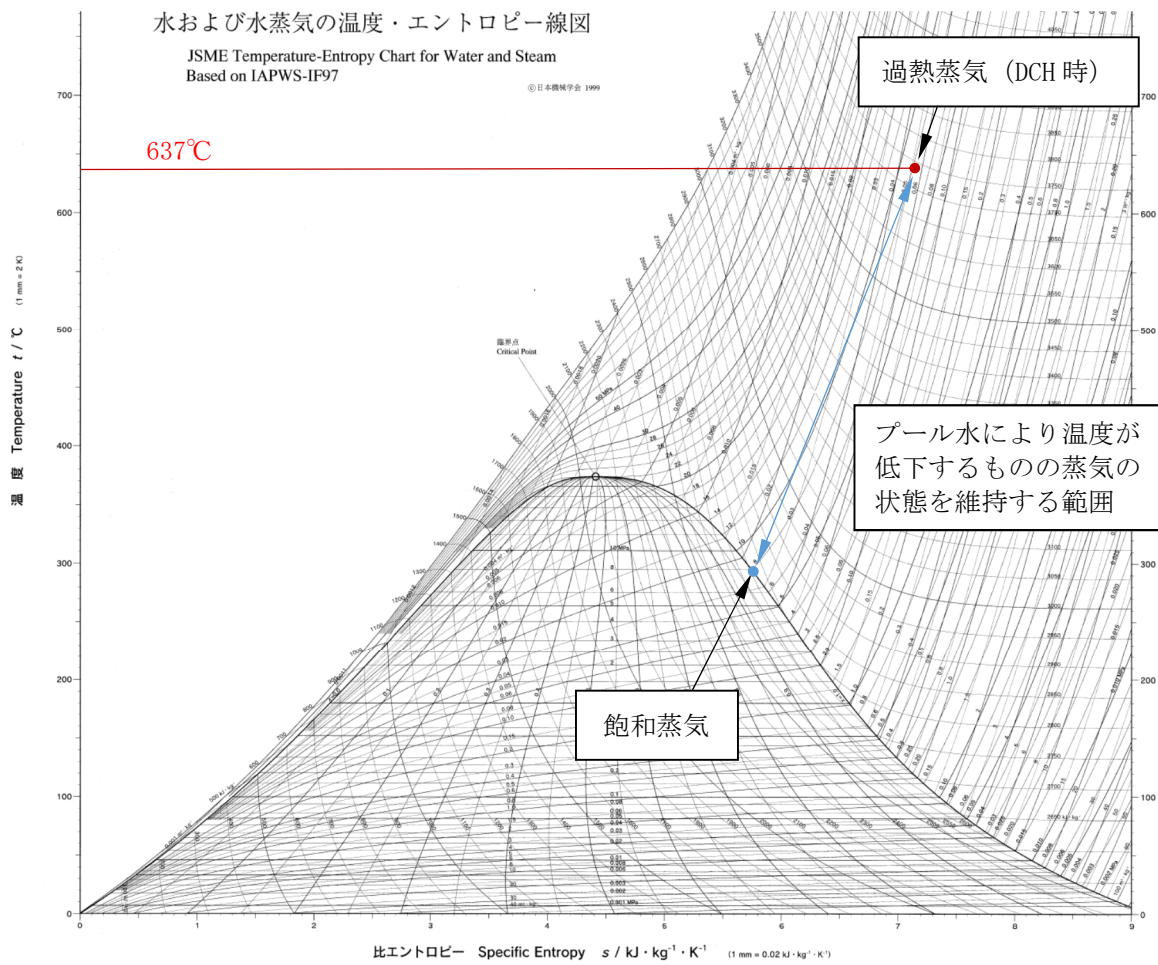
②プール水温の確認

- ・逃がし安全弁作動時のプール水温は、有効性評価結果（68℃）に基づく（第3-2図、第3-3図）。

③過熱蒸気を飽和蒸気に仮定した場合の蒸気凝縮時の動荷重確認

- ・①、②で確認したエネルギ流束とプール水温の関係から、第3-4図を用いて蒸気が安定凝縮するかを確認する。

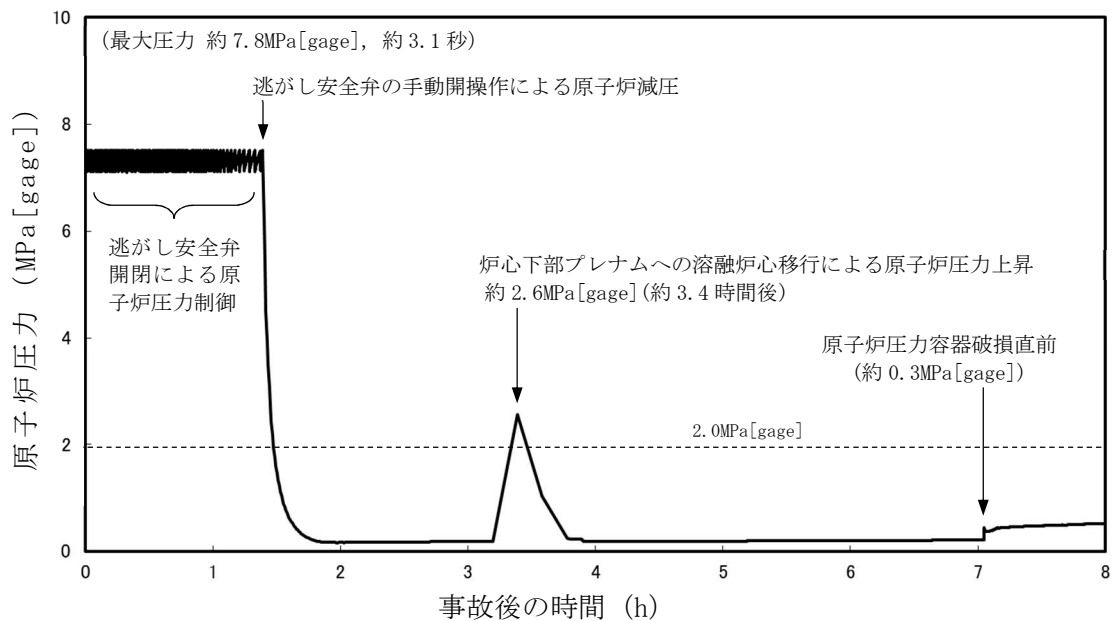
既往の試験結果であるクエンチャを有しないストレートパイプにおいては、第3-4図で示す領域で安定凝縮が確認されており、本検討で対象とする蒸気凝縮による動荷重は非凝縮性ガスによる気泡脈動に包絡される領域であることを確認した。設計基準事故時の動荷重は非凝縮性ガスによる気泡脈動の値を用いているため、DCHの発生防止のための逃がし安全弁開直後の動荷重は設計基準事故時と同等以下となる。なお、第3-4図で示す大振動領域は第3-5図で示すようにクエンチャを設けた場合、解消され、プール水温に係らず、蒸気が安定凝縮することを確認している。



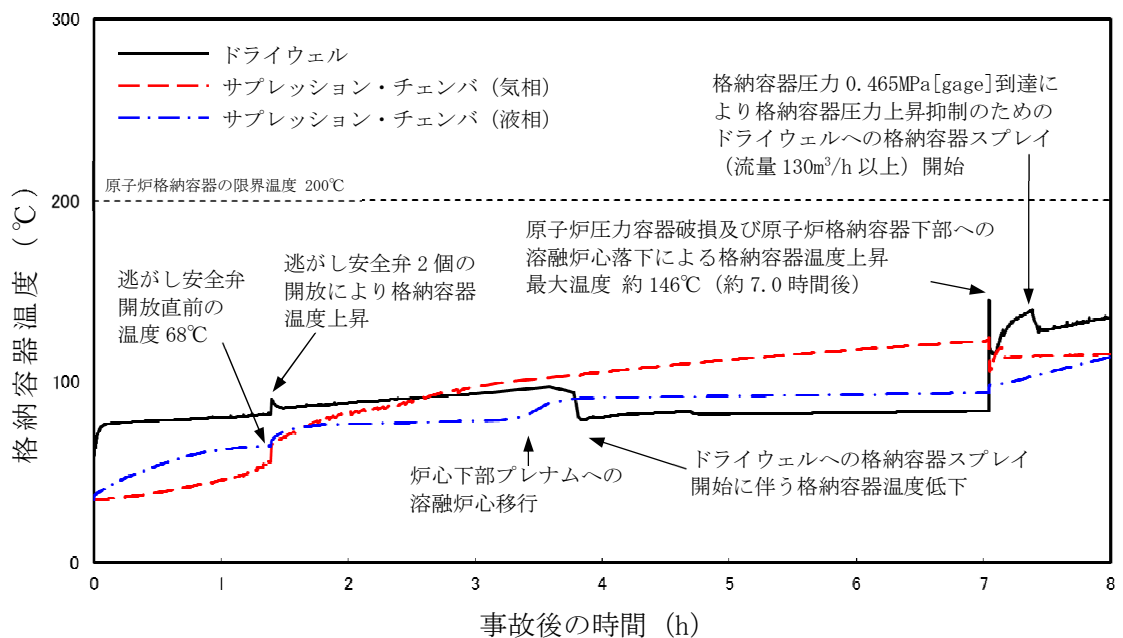
第3-1図 蒸気 T-s 線図^[7]

第3-1表 逃がし安全弁作動時のパラメータ

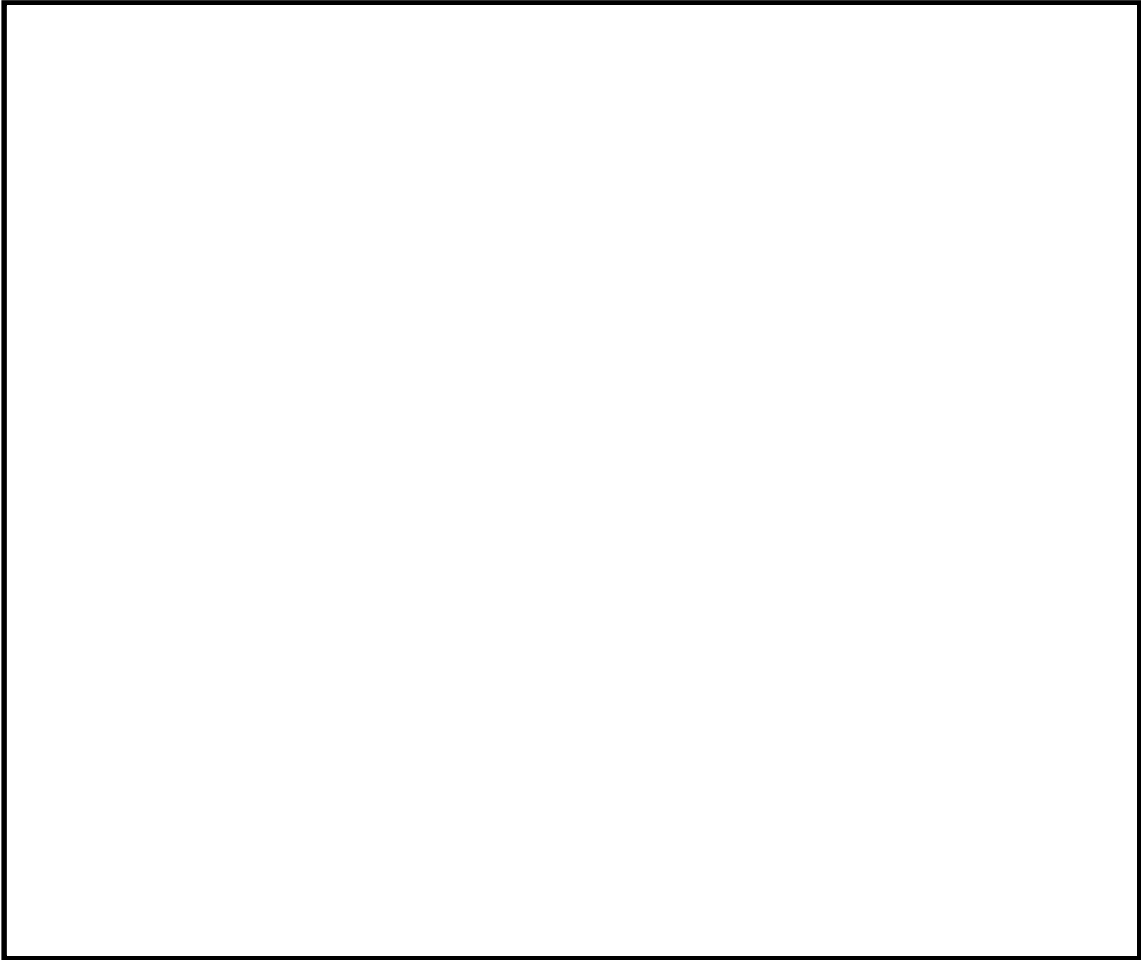
パラメータ	高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱 (逃がし安全弁開直後)
原子炉压力容器圧力[MPa] (解析値)	7.51 (解析値)
蒸気温度[°C] (解析値)	637 (解析値)
蒸気の比エンタルピー[kJ/kg]	
排気管出口の流路断面積[m ²]	
蒸气流束[kg/s/m ²] (飽和蒸気相当)	
サプレッションチェンバへの 流入エネルギー流束[MJ/s/m ²]	



第3-2図 高压溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱時の原子炉圧力容器圧力の推移



第3-3図 高压溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱時の原子炉格納容器温度の推移



第 3-4 図 飽和蒸気の蒸気流束及びプール水温と圧力振幅の関係（ストレートタイプ）^[2]



第 3-5 図 飽和蒸気の蒸気流束及びプール水温と圧力振幅の関係（クエンチャタイプ）^[2]

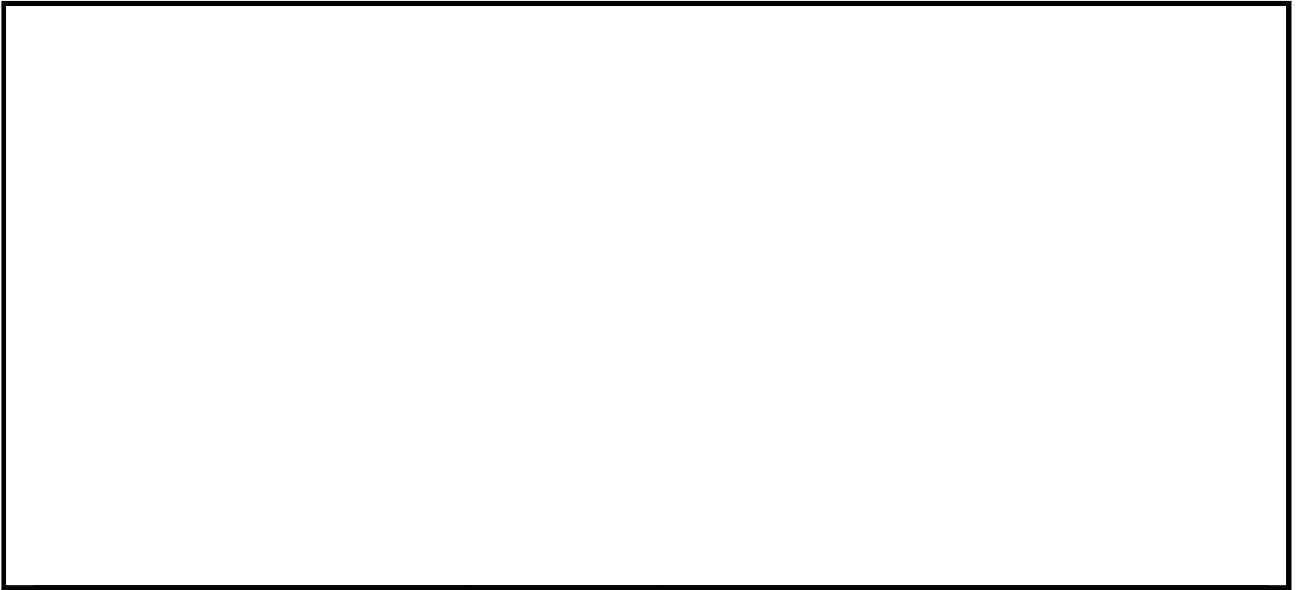
3.2 逃がし安全弁作動後の開保持期間における影響

逃がし安全弁を開保持とする場合を考慮する。このときに生じる動荷重として、蒸気凝縮に伴うチャギング等が考えられるが、原子炉压力容器の減圧に伴い、蒸気流束が小さくなることから、そのときの動荷重が設計基準事故時と同等以下であることを確認する。

3.1と同様に過熱蒸気の蒸気流束及びエネルギー流束とプール水温から、蒸気凝縮時の動荷重への影響を確認した。第3-2表で示すパラメータのときを第3-6図上に示す。第3-6図において、未臨界流領域ではエネルギー流束の低下に従い挙動はより安定化する傾向が示されており、また、いずれの領域においても蒸気は安定的に凝縮する状態である。今回の評価点は図の範囲よりも更に低エネルギー流束時であることから、過熱蒸気が保有するエネルギー流束とプール水温は、十分に蒸気が安定的に凝縮する領域であると判断できる。

第3-2表 逃がし安全弁作動時のパラメータ

パラメータ	高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱 (原子炉压力容器破損直前)
原子炉压力容器圧力[MPa]	0.3 (解析値)
蒸気温度[°C]	631 (解析値)
蒸気の比エンタルピ[kJ/kg]	
排気管出口の流路断面積[m ²]	
蒸気流束[kg/s/m ²] (飽和蒸気相当)	
サブプレッションチェンバへの 流入エネルギー流束[MJ/s/m ²]	



第 3-6 図 飽和蒸気の蒸気流束及びプール水温と圧力振幅の関係（クエンチャタイプ）^[2]

また，逃がし安全弁作動後，高蒸気流束から低蒸気流束へ遷移する過程においては，第3-7図で示す。

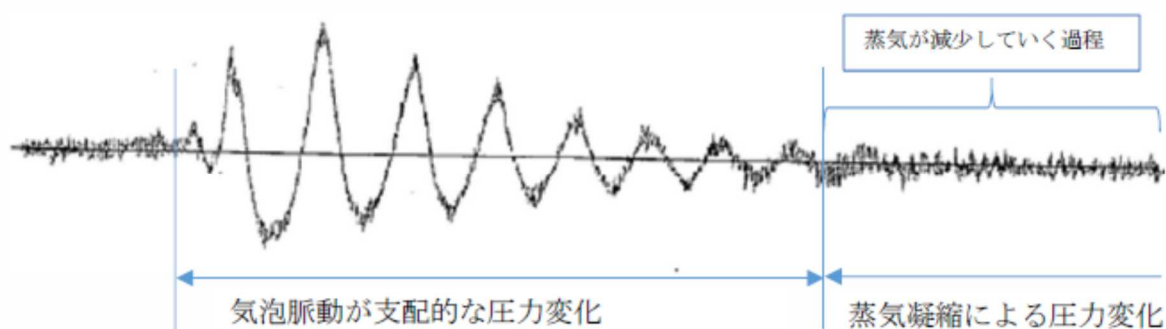


第 3-7 図 飽和蒸気の蒸気流束及びプール水温と圧力振幅の関係（クエンチャタイプ）^[2]

第3-7図で示すように原子炉圧力容器からサブプレッションチェンバへ放出される蒸気は減少し，異なる圧力振幅が生じる領域を通過する。

このような状況において生じる動荷重は東海第二の実機試験結果から得られた第3-8図の結果から、その影響がないことを確認できる。第3-8図で示すように、動荷重が大きくなるのは逃がし安全弁作動直後に生じる気泡脈動荷重である。気泡脈動荷重は、非凝縮性ガスがサプレッションチェンバへ移行した際に生じる荷重であり、蒸気による影響ではない。また、3.1及び本節で述べたように、第3-7図で示すように逃がし安全弁作動後に通過する領域はいずれも安定的に凝縮する領域である。よって、東海第二の実機試験から原子炉圧力容器からサプレッションチェンバへ放出される蒸気が減少する過程において、蒸気凝縮による動荷重は気泡脈動荷重を超えることはない。

このことから、逃がし安全弁を開保持し、原子炉圧力容器から蒸気がサプレッションチェンバに放出された際の蒸気凝縮に伴う動荷重の影響はないことから、設計基準事故時の動荷重として、設定している気泡脈動荷重を超えることはなく、同等以下となることを確認した。



第3-8図 東海第二実機試験で得られた逃がし安全弁作動時の水中圧力振動波形
(横軸：時間，縦軸：圧力) (参考資料2 ①)

4. 原子炉压力容器外の FCI 時の動荷重の評価について

FCI時の動荷重はドライウエルで発生した蒸気によって、ベント管内の水及びドライウエル内の非凝縮性ガス・蒸気がサプレッションチェンバへ移行することにより生じる。移行する際のパラメータは有効性評価結果より得られるため、この時の流体の移行量を、DBA LOCA時の流体移行量や、設計荷重の根拠として用いている試験等で確認された移行量と比較し、設計基準事故時の評価条件に包絡されるか否かを確認する。

FCI発生後短期間(ベント管を通過するガス・蒸気流束が大きい期間)に生じるベント管内の水のサプレッションチェンバへの移行、及びドライウエルからサプレッションチェンバへの非凝縮性ガス及び蒸気を含む気体の移行量の最大値は第4-1表のとおりであり、蒸気移行量を除き、DBA LOCA時の移行量に包絡される。

FCI発生時の蒸気移行量の最大値は約 kg/s/m²と水平ベント確認試験における試験範囲を超える値となっているが、参考資料7に示すとおりこのときの荷重は設計基準事故時の蒸気凝縮振動(以下「C0」という。)荷重に包絡される。このため、FCI時の動荷重として、C0荷重とFCI時のピーク圧力を組み合わせて原子炉格納容器健全性の評価を行う。

FCI発生時の水移行量の最大値は約 kg/s/m²であり、このときサプレッションチェンバ壁面に作用する水ジェット荷重は約 kPa*である。FCI発生後短期間におけるサプレッションチェンバ圧力は、約391kPa[gage]であるため、この圧力に荷重を足し合わせても約 kPa[gage]であり、限界圧力である2Pd(620kPa[gage])に対する評価に包絡される。

注記*：水ジェットによる壁面への荷重P[Pa]は水の密度 ρ [kg/m³]と流速V[m/s]を用いて $P=\rho V^2$ で表される。ここで $\rho=1000\text{kg/m}^3$ とすれば、第4-1表に示す水移行量の最大値を用いて、ベント管出口における水ジェット流速の最大値は約 m/sとなる。保守的にサプレッションチェンバ壁面での水ジェット流速がベント管出口と同じと仮定すれば、サプレッションチェンバ壁面に作用する水ジェット荷重は約 kPaとなる。

また、FCI発生時には、発生する蒸気によってドライウエルは急激に圧力上昇することから、これに伴う動荷重は大きくなる可能性が考えられる。しかし、有効性評価解析結果より、LOCA時の圧力上昇率の方が大きいことを確認しており、設計基準事故時に包絡される(FCI時の圧力上昇率：約106kPa/s、LOCA時の圧力上昇率：約176kPa/s)。このため、ガス移行時におけるプール内での気泡形成やプールのスウェルによる荷重については、設計基準事故時の荷重以下であると考えられる。ここで、気泡形成やプールのスウェルによる荷重が設計基準事故時と同等であるとした場合には、気相部には kg/cm²(約 kPa)、液相部には kg/cm²(約 kPa)の圧力荷重が作用する。FCI発生後短期間におけるサプレッションチェンバ圧力は、約391kPa[gage]であるため、この圧力に荷重を足し合わせても気相部で約 kPa[gage]、液相部で約 kPa[gage]で

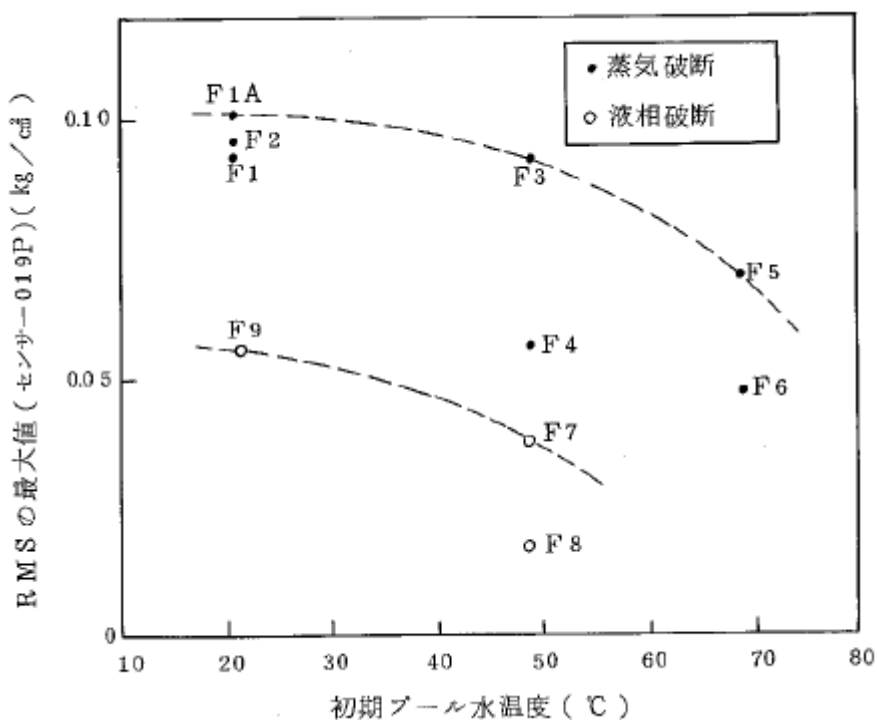
あり，限界圧力である2Pd(620kPa[gage])に対する評価に包絡される。

さらに，事象後期には，蒸气流束の低下によりチャギング（以下「CH」という。）の領域に移行すると考えられるが，第4-1図に示すように，水平ベント確証試験の結果からCH荷重はS/P水温の上昇にともなって低下する傾向にあることが確認されている。このため，事象発生時点において既にプール水温が約94℃まで上昇しているFCI時においては，CHが発生したとしても，試験で確認された荷重条件を上回ることはない。

第4-1表 サプレッションチェンバへの流体の移行量の比較(FCI発生時)

事象	水移行量の 最大値 (kg/s/m ²)	ガス移行量の 最大値 (kg/s/m ²)	蒸気移行量の 最大値 (kg/s/m ²)
原子炉压力容器破損に伴うFCI発生時の高温水・蒸気の放出			
DBA LOCA時の想定条件			

- *1: 有効性評価解析結果から得られた流量を水平吐出管の全流路面積で除した値
- *2: 既往の試験で確認されたベントクリア時流束条件(参考資料2 ④)
- *3: 設計基準事故解析結果(解析結果から得られた流量を水平吐出管の全流路面積で除した値)
- *4: 既往の試験における蒸气流束減少過程においてC0荷重が増大し始めた蒸气流束であり、この値以上であっても、荷重は増大しない(参考資料7)



第4-1図 最大チャギングの発生とプール水温度の依存性^[8](参考資料2 ⑤)

5. 格納容器ベント時の動荷重の評価について

5.1 格納容器ベント時のサプレッションチェンバへの水等の移行に伴う影響

格納容器ベント実施時には、サプレッションチェンバ圧力の低下により、ドライウエルからサプレッションチェンバへの水やガスの移行が生じる。この時の流体の移行量を、DBA LOCA時の流体移行量や、設計荷重の算出に用いている移行量と比較し、既往の評価条件に包絡されることを確認する。

ベント流量との釣り合いにより求められるベント管内の水のサプレッションチェンバへの移行量、ドライウエルからサプレッションチェンバへの非凝縮性ガス及び蒸気を含む気体の移行量の最大値は第5-1表のとおりであり、LOCA時の条件に比べて非常に小さい。このため、荷重としては無視できるレベルであると考えられるが、ここでは、ベント管蒸气流束が低い領域におけるCH荷重の発生を考慮する。

第5-1表 サプレッションチェンバへの流体の移行量の比較(格納容器ベント時)

事象	水移行量の 最大値 (kg/s/m ²)	ガス移行量の 最大値 (kg/s/m ²)	蒸気移行量の 最大値 (kg/s/m ²)
格納容器ベントの実施(格納容器過圧・過温破損)			
DBA LOCA 時の想定条件			

- *1: ベント流量との釣り合いにより求めたベント管流量を水平吐出管の全流路面積で除した値
- *2: 既往の試験で確認されたベントクリア時流束条件(参考資料2 ④)
- *3: 設計基準事故解析結果(解析結果から得られた流量を水平吐出管の全流路面積で除した値)
- *4: 既往の試験における蒸气流束減少過程において C0 荷重が増大し始めた蒸气流束であり、この値以上であっても、荷重は増大しない(参考資料7)
- *5: ベント流量との釣り合いにより求めたベント管流量を水平吐出管最上段の流路面積で除した値

5.2 格納容器ベント時の水位上昇による影響

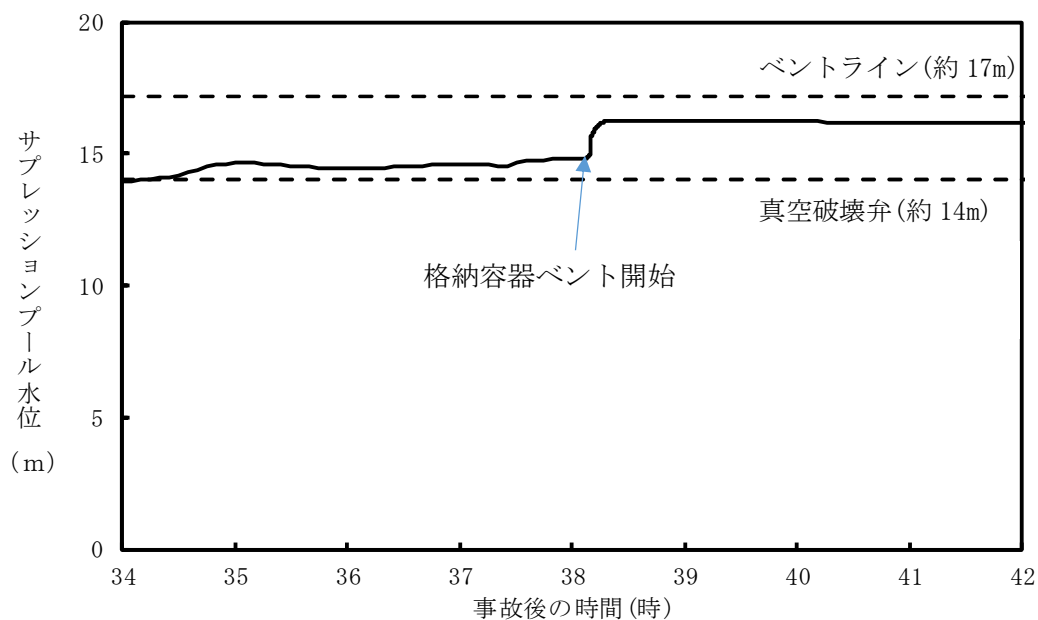
格納容器ベント時には、ベント管内の水がサプレッションチェンバへ移行するため、サプレッションチェンバ内のプール水の水位上昇が生じる。第5-1表に示すように、ベント時の水の移行量(流束)はLOCA後のブローダウン時における水の流束にくらべて小さいため、プール水位の上昇は緩やかとなる。このため、DBA LOCA時に想定さ

れるような急激な水位上昇(プールスウェル)が生じることはない。したがって、水位上昇にともないサプレッションチェンバ気相部の構造物に作用する荷重としては無視可能である。さらに、水位上昇が緩やかであることに加え、格納容器ベントを実施していることから、気相圧縮によるサプレッションチェンバ圧力が生じることはない。

格納容器ベント時におけるS/P水位を第5-1図に示す。この時の水位上昇は約0.7mであるが、この水位上昇に伴う影響は、サプレッションチェンバ内に作用する水頭圧の増加であり、静荷重に分類される。格納容器ベント時の評価水位は、水位上昇分を包絡した水位を設定していることから、原子炉格納容器の健全性は維持される。

また、重大事故等時の水位上昇による影響としては、設計基準事故時と異なり、水没する真空破壊弁への考慮が必要となる。真空破壊弁について構造健全性を検討するため、真空破壊弁が取り付けられている箇所の構造強度と当該箇所に作用する荷重を比較する。

前述のとおり、格納容器ベント時にはDBA LOCA時のようなプールスウェルが生じることはなく、この時の水位上昇にともなって作用する荷重としても非常に小さいと考えられるが、ここでは、LOCA時のプールスウェル相当の水位上昇速度を仮定し、影響を確認する。その結果、真空破壊弁の取付部(パイプ付け根部)に作用するプールスウェルによる応力は、 \square MPaであり、当該部の許容応力(379MPa)に対して十分に小さいことを確認した(参考資料8)。



第5-1図 格納容器ベント時のサプレッションチェンバ水位上昇

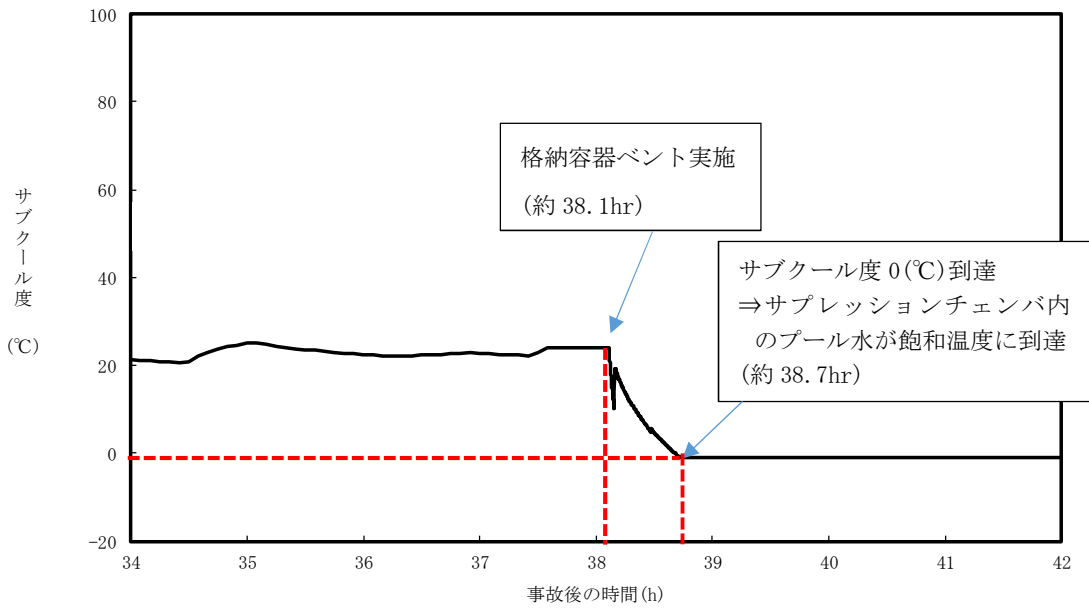
5.3 格納容器ベント時の減圧沸騰による影響

格納容器ベント時には、サブプレッションチェンバ圧力の低下によりS/P水が減圧沸騰することが考えられるが、以下のことから、格納容器ベント時の原子炉格納容器への動荷重としては小さく、健全性への影響はない。

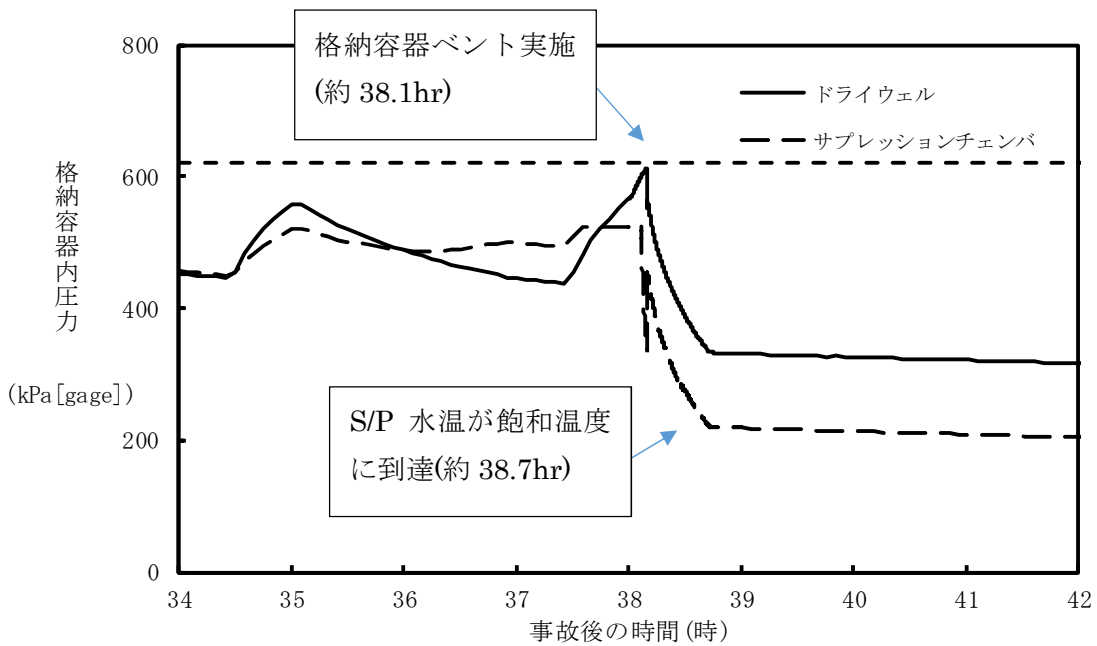
- ・格納容器過圧・過温破損（ベントケース）では、事故発生約38.1時間後に格納容器ベントを実施している。格納容器ベント実施後圧力が低下し、S/P水が飽和温度に達するのは格納容器ベントを開始して約0.6時間後であり、以降、S/P水面より減圧沸騰が生じると考えられる。しかしながら、第5-3図で示すように、S/P水が飽和温度に達するタイミングでは、ほぼ原子炉格納容器圧力は静定していることから、急速な圧力低下は生じず、減圧沸騰は緩やかであると考えられる。
- ・S/P水の減圧沸騰が生じるタイミングにおいては、ベントの継続によりドライウェル-サブプレッションチェンバ間の差圧が維持されている。このため、ドライウェルからサブプレッションチェンバへの非凝縮性ガス及び蒸気を含む気体の移行は継続するが、その移行量は小さく、無視可能である。
- ・以上より、減圧沸騰が生じたとしても緩やかであると考えられ、ドライウェルからサブプレッションチェンバへの非凝縮性ガス及び蒸気を含む気体の移行量は少ないことから、原子炉格納容器の健全性に対し、影響を与えることはないと考えられる。

さらに、有効性評価結果における格納容器ベント時の流量が全て減圧沸騰に寄与したと仮定した検討を行った。

ここで、発生蒸気が水面に到達するまでに要する時間を1秒とし、1秒間に発生した蒸気がすべてサブプレッションチェンバ内のプール水位の上昇に寄与するとした場合、減圧沸騰が生じるタイミングでのベント流量は約 kg/sであることから、この時減圧沸騰によって発生する蒸気量も同等の kg/sと仮定すると、発生蒸気が水面に到達するまでの1秒間で最大 kgの蒸気がS/P水面下に存在し、S/P水面の上昇に寄与することとなる。また、この時の蒸気の密度を、大気圧下における蒸気の密度である約 kg/m³とすると発生した蒸気の体積は約 17 m³となる。サブプレッションチェンバの断面積は約 m²であるため、蒸気泡がサブプレッションチェンバ内に一様に分布しているとすると、発生蒸気による水位上昇は約 mとなる。このことから、減圧沸騰によりS/P水位上昇が生じたとしても、その規模は小さい。



第 5-2 図 S/P 水のサブクール度の推移



第 5-3 図 原子炉格納容器圧力の推移

5.4 格納容器ベント時の継続時間による影響

LOCAを起因とする事故シーケンスにおいて、格納容器ベント時における継続時間による影響について検討する。

格納容器過圧・過温シーケンスにおける重大事故等時荷重の時間履歴を第5-4図に

示す。当該時間履歴は、原子炉格納容器の設計条件において考慮しているLOCA時荷重の時間履歴をもとに、荷重の継続時間を見直したものである。

LOCA時に加わる荷重のうち、a. からg. までの現象における荷重に関してはLOCA発生後、原子炉压力容器からのブローダウンが終了するまでの比較的短期間に生じる荷重であるため、生じる荷重の強さ及び荷重発生時の原子炉格納容器内圧力・温度条件は設計基準事故と同等となる。

一方で、h. 及びi. については、原子炉压力容器からのブローダウン収束後も比較的長期にわたって継続する荷重であるため、重大事故等時の原子炉格納容器内圧力・温度条件との組み合わせを考慮する必要がある。具体的には、原子炉格納容器の除熱手段の復旧等によりドライウェルとサプレッションチェンバの差圧が解消されるまでは、崩壊熱によって発生した蒸気がサプレッションチェンバ内のプール水へと移行し続けることにより、CHが生じると考えられる。また、当該期間において格納容器ベントを実施する際には、サプレッションチェンバへの水やガスの移行量の増加することが考えられるが、5.1で述べたとおり、格納容器ベント時の水やガスの移行量はLOCA時の移行量に比べて小さく、荷重としては無視可能なレベルと考えられることから、荷重の発生を想定するとしてもCHの発生のみを考慮すればよい。したがって、LOCAを起因とする事故シーケンスにおいて、ブローダウン収束後の長期においてはh. 及びi. を考慮すればよい。また、h. 及びi. の荷重の発生期間としては、原子炉格納容器の除熱手段の復旧等によりドライウェルとサプレッションチェンバの差圧が解消されるまでの期間を考慮する。

第5-5図に示すように格納容器ベント時にはS/P水温が高く維持されている。一方で、ベント管のガス流量は崩壊熱の低下に従い小さくなっていく。

蒸气流束が小さくなるような事象後期の影響は、第5-1表で示すように有効性評価結果との比較により動荷重の評価ができる。4. で述べたとおり、水平ベント管の確証試験よりCH荷重はS/P水温の上昇にともなって低下する傾向が確認されている(参考資料2 ⑤)。格納容器ベント後においては、ベント時のプール水温が137 °C、蒸气流束が2.6kg/s/m²以下であり、設計基準事故時に生じる動荷重に比べて影響が大きくなることはない。

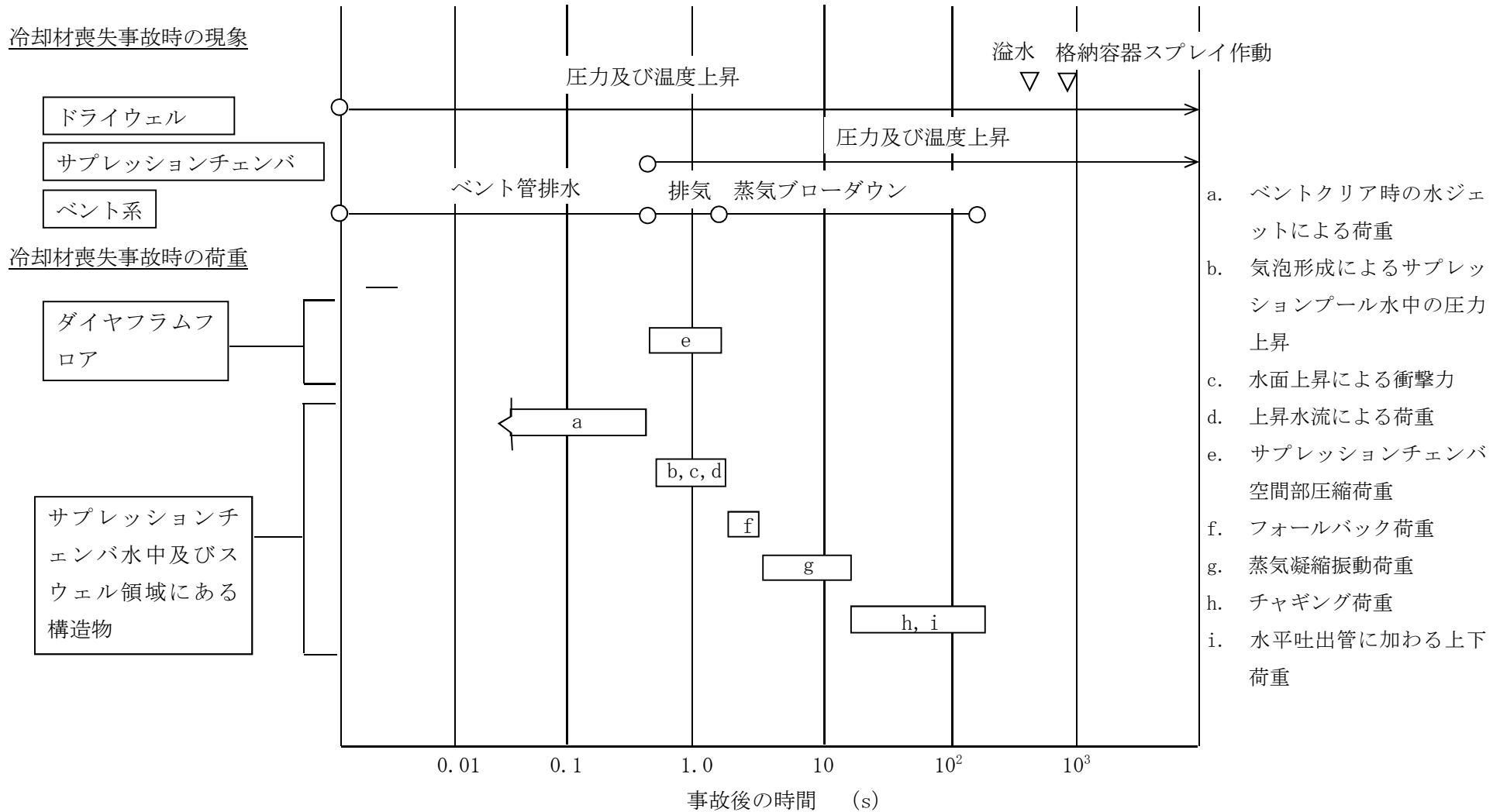
第5-4図は、LOCAを起因とする格納容器ベント時における荷重の時間履歴を示したものであるが、以下の理由により、LOCAを伴わない事象における荷重の時間履歴は第5-4図の時間履歴に包絡されると考えられる。

- ・LOCAを起因としない事象においては、原子炉压力容器破損時に原子炉压力容器内のガスがドライウェルへと放出されると考えられるが、原子炉压力容器破損時点では、すでに原子炉压力容器内は減圧されており、LOCA時に生じるような急激なガス放出とならない。
- ・高温の溶融燃料がペDESTAL内へ落下した際には、溶融燃料と水の相互作用

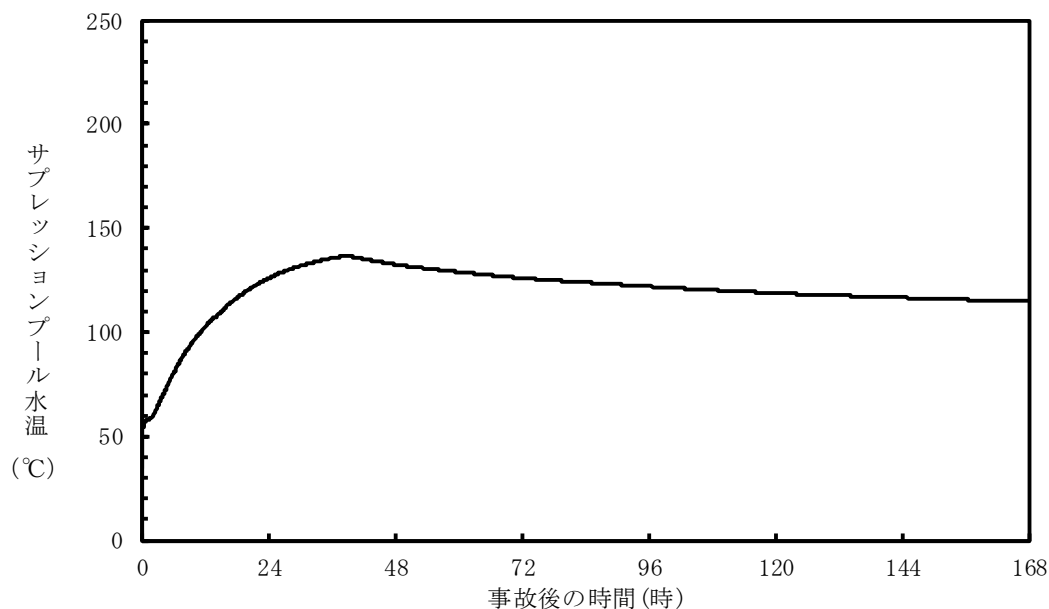
(FCI) によって急激な蒸気発生が生じ、この時のベント管ガス流量は比較的大きくなるが、第4-1表に示すように、当該流量は、設計基準事故で想定しているガス流量以下であるため、荷重としては同等以下となる。したがって、第5-4図における時刻0sをFCI発生時点と読み替えれば、第5-4図に示す水力学的動荷重の時間履歴はFCI発生時に対しても適用可能である。

- ・格納容器ベント実施時においても一時的にドライウエルからサブプレッションチェンバに流入する水等の移行量が増加すると考えられるが、この時の流体の移行量はLOCA時に比べて非常に小さく（第5-1表）、LOCA時に生じる荷重に包絡される。

以上より、重大事故等時において、LOCAを起因とする事故シーケンスの荷重の時間履歴は、既往のLOCA時荷重の時間履歴を拡張することで表すことができ、事故後長期において特に考慮が必要な荷重はCHによる荷重(h. 及びi.)のみとなる。当該荷重については、発生が想定される期間が長期化することで、重大事故等時の格納容器圧力・温度等との組合せを考慮する必要があるが、発生する荷重の大きさとしては、設計基準事故時に包絡される。また、LOCAを起因としない事故シーケンスの時間履歴はLOCAを起因とする事故シーケンスの時間履歴に包絡されると考えられることから、重大事故等時において、ドライウエルからベント管を通じてサブプレッションチェンバに水やガスが移行する際の荷重の時間履歴については、第5-3図で代表することが可能である。



第 5-4 図 重大事故等時荷重の時間履歴 (LOCA 起因)



第 5-5 図 S/P 水温度の推移

5.5 格納容器ベント時の減圧波による影響

格納容器ベント時には、サプレッションチェンバの圧力が急激に低下する。この時、急激なガス放出の影響により、瞬間的に大きな負圧(減圧波)が生じる可能性がある。

USABWR DCD^[9] Ch. 19E. 2. 3. 5. 1では、格納容器ベント実施直後(2PdでのCOPS*)作動)において、ガスが臨界流で放出されることに伴う減圧波が生じるとしてS/Pに作用する正味の圧力を評価している。

*)Containment Overpressure Protection System: 格納容器過圧防護システム

本節では、USABWR DCD Ch. 19E. 2. 3. 5. 1における評価手法を用いて、格納容器ベント実施直後に水面に作用しうる減圧波を評価した。

評価に用いる主要パラメータを第5-2表に示す。なお、DCD内の各種計算式における g_0 は、SI単位系への換算係数であるため、SI単位のパラメータを用いる場合は、 $g_0=1$ となる。また、ベント時のサプレッションチェンバ雰囲気条件については、200°C、2Pdとする。

第5-2表 減圧波の影響評価に用いる主要パラメータ

パラメータ	記号	値	備考
サプレッションチェンバ圧力	P_0	620 kPa [gage]	最高使用圧力の2倍
サプレッションチェンバ水位	-	約 16.3 m	MAAP 解析結果より。
サプレッションチェンバガス密度	ρ_{g0}	約 3.43 kg/m ³	200°C, 2Pd 時の蒸気密度
比熱比	k	1.4	理想気体における二原子分子の比熱を仮定
ベントライン入口	半径	R	AC 系配管 (550A)
	面積	A	
ベントラインチョーク部	面積	a	AC 系-SGTS 取合い後～排気筒まで (300A)

格納容器ベント時実施直後、ガスは臨界流として放出されるものと仮定する。ベント流量は、ベントラインにおけるチョーク部で律速されることから、当該箇所におけるガス流量は、DCDにおける以下の評価式及び第5-2表における評価パラメータを用いると約75.4 kg/sとなる。

$$G_{gc} = \left(\frac{2}{k+1} \right)^{(k+1)/2(k-1)} \sqrt{k g_0 P_0 \rho_{g0}}$$

$$m = G_{gc} a$$

この時、ベントライン入口におけるガスの流速(V)は、以下の式より約 96 m/s となる。

$$V = \frac{m}{A * \rho_{g0}}$$

また、DCDにおける以下の評価式より、サプレッションチェンバ内の音速(C_{g0})は約 543 m/sと計算され、この時のマッハ数(V/C_{g0})は約0.18 (<0.2)であることから、ベント時の減圧波は音響波として扱うことができる。

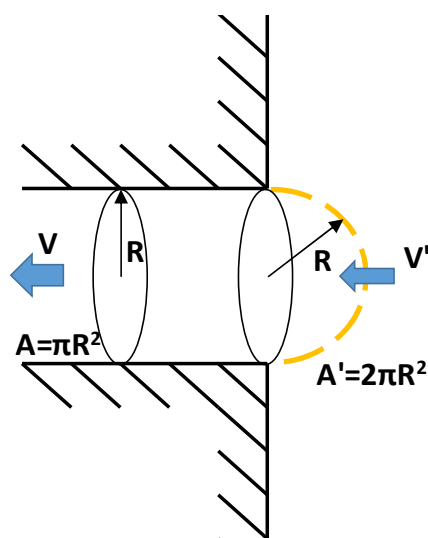
$$C_{g0} = \sqrt{(k g_0 P_0) / \rho_{g0}}$$

ここで、ベントラインに吸い込まれるガスの流速について、ベントライン入口から、ベントライン入口半径(R)相当離れた位置(評価点のイメージは、下図参照)におけるガス流速(V')を計算する。当該位置における流路を半径Rの半球の表面積相当とすると、面積は $A' = 4\pi R^2/2 = 2\pi R^2$ となる。よって、ベント管内の流路面積($A = \pi R^2$)との面積比から、ベントライン入口からR離れた半球表面上の位置におけるガス流速は、以下となる。

$$V' = V \frac{\pi R^2}{2\pi R^2} = \frac{V}{2} = \text{約 } 48 \text{ m/s}$$

この流速及びDCDにおける以下の音響方程式を用いると、前述の半球表面における減圧波(δP_0)は約90 kPaとなる。

$$\delta P_0 = \frac{\rho C \delta V}{g_0}$$



次に、上記減圧波が、プール表面に到達した際の圧力を求める。

ベントライン入口高さは約17.15 mであるため、ベントライン入口から、水面までの距離(r)は、約0.65mとなる。したがって、DCDにおける以下の式から、水面に到達する減圧波(δP)は約38 kPaとなる。

$$\delta P = \frac{R}{r} \delta P_0$$

さらに、水面に到達した減圧波の水中への伝達係数をDCDにおける以下の式から算出する。

$$\frac{\delta P_{\text{transmitted}}}{\delta P_{\text{oncoming}}} = \frac{2}{1 + \rho_1 C_1 / \rho_2 C_2}$$

当該式において、 ρ_1 、 C_1 はそれぞれ気体の密度及び気体中の音速であり、 ρ_2 、 C_2 はそれぞれ水の密度及び水中の音速である。ここで、水の密度及び水中音速はそれぞれガスの密度及び気体中の音速に比べて大きいことから、保守的に、上記式における $\rho_1 C_1 / \rho_2 C_2$ を0とすると、減圧波の水中への伝達係数は2となる。したがって、ベントライン入口で生じた減圧波によってサプレッションチェンバにもたらされる負圧度は約76 kPaとなる。

格納容器ベント実施時点でのサプレッションチェンバ圧力を620kPa[gage]とすると、上記負圧度を考慮した正味の圧力は544 kPa[gage]であることから、水面における飽和温度は、約162°Cとなる。一方で、格納容器ベント実施時のS/P水温は約137°Cであり、水面の飽和温度(約162°C)に比べて低いことから、急激な減圧沸騰は生じない。

さらに、減圧波の影響によって水面が揺動する場合は考えられるが、この時の水面の上昇速度は、下記の式を用いると約0.05 m/sと非常に小さいことから、荷重として問題となることはない。

$$\delta V_L = \frac{g_0 \delta P}{\rho_L C_L}$$

なお、当該式において δV_L は水面の上昇速度、 δP は前述のサプレッションチェンバプール水に伝達された圧力($\delta P_{\text{transmitted}}$)、 ρ_L はプール水の密度、 C_L は水中音速であり、 ρ_L 、 C_L については、常温の水における物性値として $\rho_L=1000 \text{ kg/m}^3$ 、 $C_L=1500 \text{ m/s}$ を使用した。

6. まとめ

重大事故等時に格納容器に作用する動荷重について整理した。重大事故等時に生じうる動荷重については、いずれも設計基準事故時に想定される動荷重と同等かそれ以下となる。

7. 参考文献

- [1] 荷重が小さく圧力抑制バウンダリへの影響が小さい荷重について、原子炉安全基準専門部会 格納容器(BWR MARK-I 型)評価小委 資料2-3 (1986)
- [2] NEDO-21061, "MARK II CONTAINMENT DYNAMIC FORCING FUNCTIONS INFORMATION REPORT" (proprietary), General Electric Company and Sargent & Lundy Engineers, June 1978

- [3] 「東海第二発電所 主蒸気逃し安全弁実機試験報告書」, 日本原子力発電株式会社, (1978)
- [4] NEDE-24757, “Caorso Safety Relief Valve Discharge Tests Phase II Test Report” (proprietary), General Electric (1980)
- [5] 「沸騰水型軽水炉主蒸気逃し安全弁作動時の圧力抑制室内の動荷重の測定」, 塚田ほか, 火力原子力発電 vol. 30 (1979)
- [6] NEDE-21078, “Test Results Employed by General Electric for BWR Containment and Vertical Vent Loads” (proprietary), General Electric (1978)
- [7] 蒸気表(1999), 日本機械学会
- [8] HLR-040, “水平ベント方式の圧力抑制型格納容器における水力学的動荷重評価の方法について”, 株式会社 日立製作所, 昭和63年2月
- [9] 25A5675AX, “ABWR Design Control Document Tier 2, Chapter 19 Response to Severe Accident Policy Statement”, GE-Hitachi Nuclear Energy, February 2016.

設計基準事故時における動荷重について

1. 冷却材喪失事故時（LOCA 時）の現象（表参考 1-1 参照）

LOCA が発生すると原子炉圧力容器及び一次冷却系内の高温、高圧の一次冷却水（蒸気）がドライウェル内に流出し、ドライウェル内の圧力・温度が上昇する (①)。ドライウェル内の圧力が上昇するのでベント管内のプール水が押し出される現象、すなわちベントクリアが生じる (②)。水平ベントは上下 3 段の構成となっているため、上段から順次ベントクリアする。水平ベント内のプール水がすべて押し出されてしまうと、ドライウェル内非凝縮性ガスも S/P に押し出されるので、水平ベント出口に気泡が形成される。このとき、S/P 壁に気泡の圧力による荷重が加わり、プール水中の構造物にはドラッグ荷重が加わる (③)。

次に気泡の成長とともにプール水が上昇するが、このとき、プール水面より上にある構造物には、衝撃荷重、ドラッグ荷重が加わる。プール水面の上昇により圧力抑制室空間部は圧縮され、S/P 壁に圧力荷重が加わる (④)。

さらに水面が上昇すると水面がこわれるブレイクスルーが起こり、水滴が飛散する。その後、プール水が自重により落下するフォールバック現象が生じ、プールの水面は終了する (⑤, ⑥)。

LOCA 直後のプールの水面が終了すると、ドライウェル内の蒸気はベント管を経て S/P の水中で凝縮を始める (⑦)。

凝縮の様相は、ベント管内の蒸気流束の大きさによって蒸気凝縮振動 (CO) とチャギング (CH) に大別される。

まず、ベント管内の蒸気流量が高い間は、ベント管の出口に蒸気泡が形成され、不安定な凝縮によって蒸気泡が振動する。これを蒸気凝縮振動と称しており、この時 S/P 内で連続的な圧力振動が観測される。水平ベントからの蒸気放出は、蒸気流束の低下に応じて 3 段、2 段、1 段と変化する。

ベント管内の蒸気流束が低くなり、上段の水平ベントの出口に蒸気泡を維持することができなくなるとベント管内で凝縮をするようになる。ベント管内での凝縮量が低下すると、凝縮界面はベント管出口に向かって押し出され、ベント管出口に蒸気泡を形成するが、ベント管出口では急激な凝縮が起こるため蒸気泡は崩壊し、プール水はベント管内に逆流し、再びベント管内での凝縮が始まる。以上の現象は周期的に繰り返されるが、この現象をチャギングと称している。チャギング時にも、蒸気泡の形成・崩壊に応じて、圧力抑制室内で間欠的な圧力振動が観測される。

2. 逃がし安全弁作動時の現象（表参考 1-2 参照）

逃がし安全弁が作動すると原子炉内の高圧蒸気が排気管内に流入し、管内の圧力、温度が上昇する。これにより、まず排気管内のプール水柱が S/P 内に放出される (①)。

排気管内水柱の放出に引き続いて排気管内非凝縮性ガスはプール水中に放出されて気泡を形成し、周囲との圧力差により膨張収縮を繰り返しながら水面に達する (②)。

非凝縮性ガスが排出し終わると蒸気はプール水中に放出され安定に凝縮する (③)。

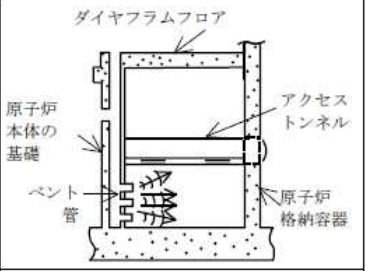
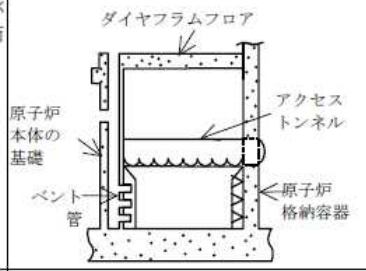
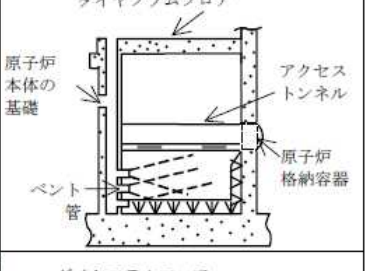
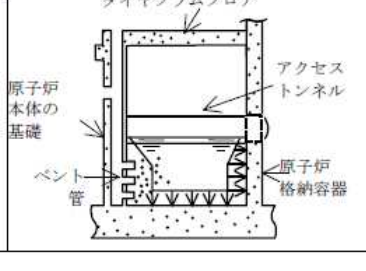
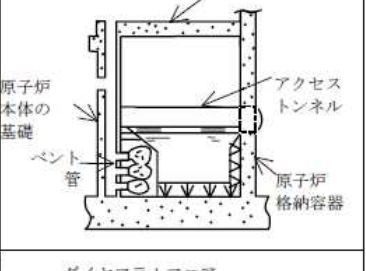
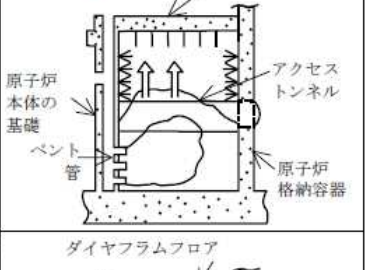
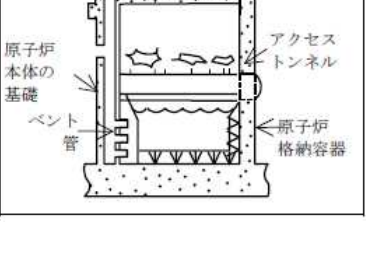
ABWR では、「BWR. MARK II 型格納容器圧力抑制系に加わる動荷重の評価指針」を準用し、LOCA 時及び SRV 作動時の動荷重を評価している。これは、表参考 1-3 および表参考 1-4 の比較に示すように水平ベント管を採用している ABWR においても荷重の現象は、垂直ベント管を採用している Mark-II と同様なためである。

動荷重の評価指針で要求される荷重と対象構造物との対応を表参考 1-5 及び表参考 1-6 で示す。また、設計条件として用いる荷重条件について、Mark-II との比較を表参考 1-7 に示す。なお、Mark-II と Mark-II 改では荷重の現象は同等であるため、表参考 1-7 においては Mark-II 改の荷重値を代表として記載する。

表参考 1-7 に示すとおり荷重条件は Mark-II と同様に、解析や試験データに基づき設定している。

表参考 1-7 に示す荷重のうち SRV 作動時の動荷重については、東海第二発電所における実機試験結果に基づき設定している。当該実機試験は東海第二発電所における SRV 作動時を想定した条件で実施されているが、柏崎刈羽原子力発電所第 7 号機と東海第二発電所の SRV 設定圧力、サプレッションプール及びクエンチャ形状、サプレッションプール水位等は概ね同等であるため、SRV 動荷重に影響を与える因子である SRV 動作時の原子炉圧力、クエンチャからの吹き出し性状、クエンチャの浸水高さ等も概ね同等となる。このため、当該実機試験結果は柏崎刈羽原子力発電所第 7 号機に適用可能と判断した。

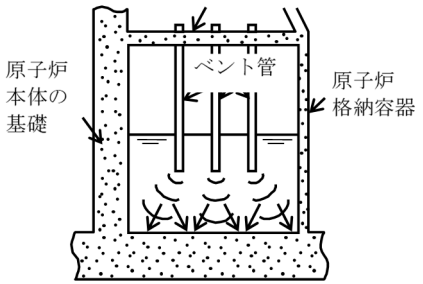
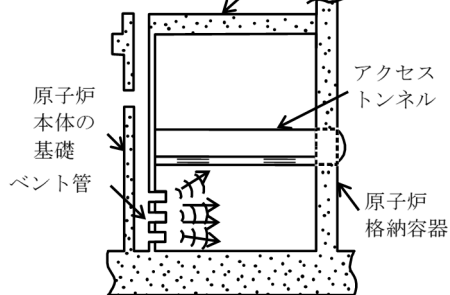
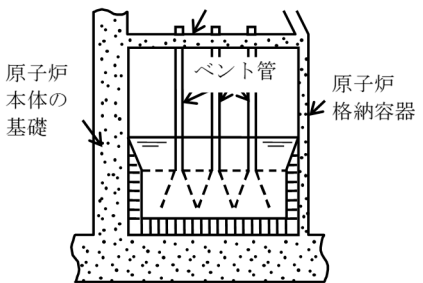
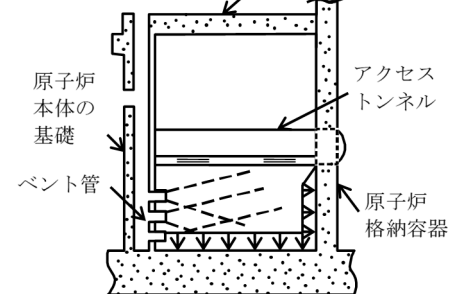
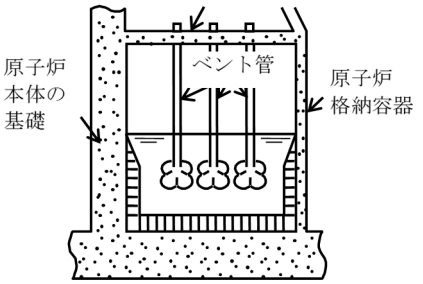
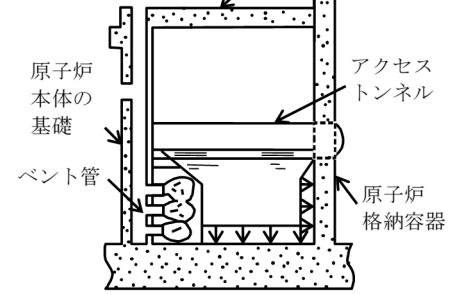
表参考 1-1 LOCA 時の動荷重現象

事故後の推移	ABWR	事故後の推移	ABWR
① 破断直後	<p>ダイヤフラムフロア</p> 	⑥ フォールバック後の水面揺動過程	<p>ダイヤフラムフロア</p> 
② ベントクリアリング過程	<p>ダイヤフラムフロア</p> 	⑦ 蒸気放出過程	<p>ダイヤフラムフロア</p> 
③ 気泡形成過程	<p>ダイヤフラムフロア</p> 		
④ プールスウェル過程	<p>ダイヤフラムフロア</p> 		
⑤ フォールバック過程	<p>ダイヤフラムフロア</p> 		

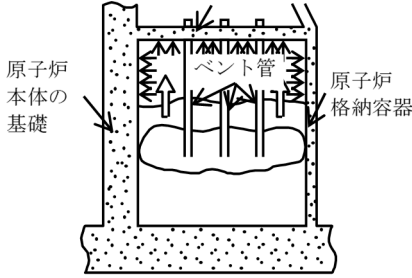
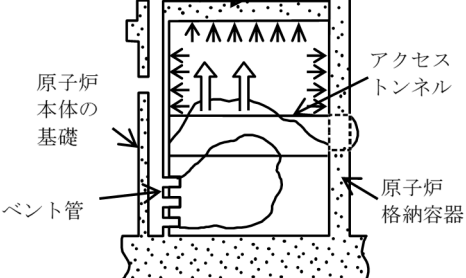
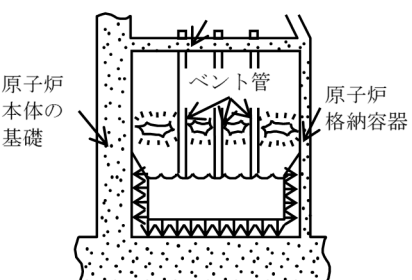
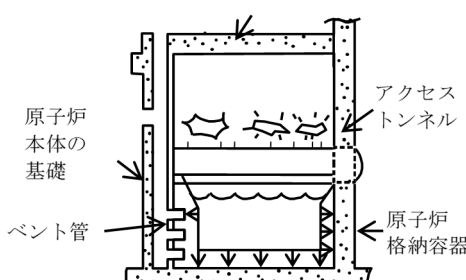
表参考 1-2 逃がし安全弁作動時の動荷重現象

作動後の推移	ABWR
① クリアリング過程	
② 気泡放出過程	
③ 蒸気放出過程	

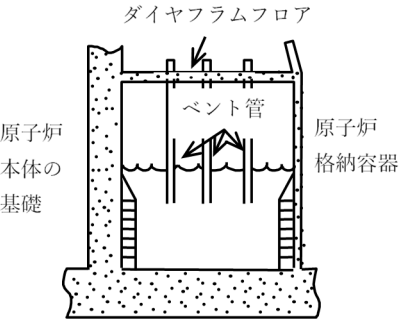
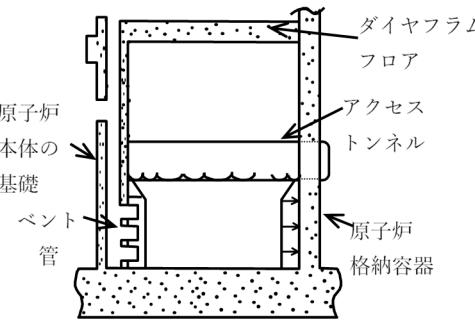
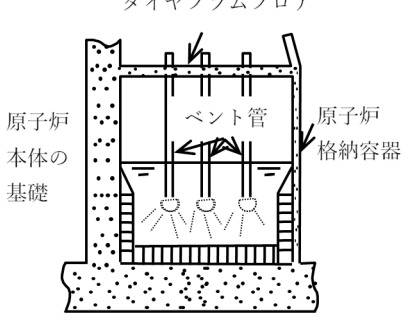
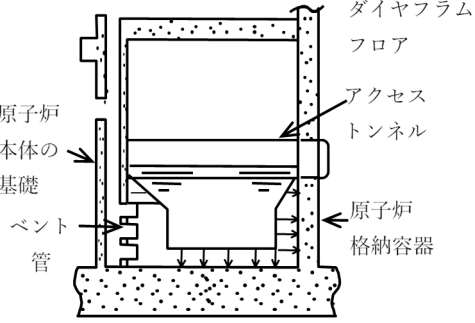
表参考 1-3 LOCA 時の動荷重現象の比較 (1/3)

事故後の推移	MARK-II	ABWR	対応する荷重	水平ベントでの考え方
① 破断直後	<p>ダイヤフラムフロア</p> 	<p>ダイヤフラムフロア</p> 	<p>破断直後に生ずる圧力波により、プール底面・壁面に荷重が加わる。</p>	<ul style="list-style-type: none"> MARK-II と ABWR では放出口の向きが違うだけで現象は同じ。 従来の MARK-II で用いられた手法を適用する。
② ベントクリアリング過程	<p>ダイヤフラムフロア</p> 	<p>ダイヤフラムフロア</p> 	<p>ベントクリアリング時にベント管出口からの噴流によりプール底面・壁面及び水中構造物に荷重が加わる。</p>	<ul style="list-style-type: none"> MARK-II と ABWR では噴流の向きが違うだけで現象は同じ。 従来の MARK-II で用いられた手法を適用する。
③ 気泡形成過程	<p>ダイヤフラムフロア</p> 	<p>ダイヤフラムフロア</p> 	<p>気泡の形成、プールのスウェルによりプール底面・壁面に荷重が加わる。</p>	<ul style="list-style-type: none"> MARK-II と ABWR では気泡形成の場所が違うだけで現象は同じ。 従来の MARK-II で用いられた手法を適用する。

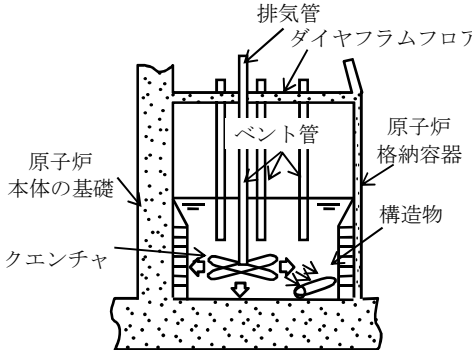
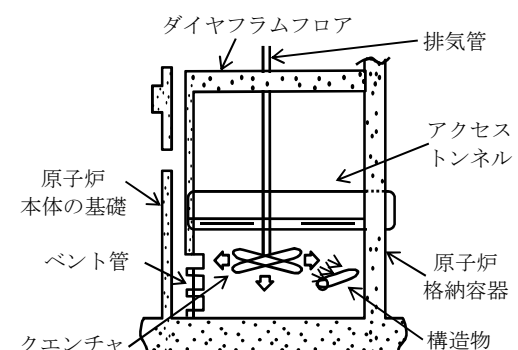
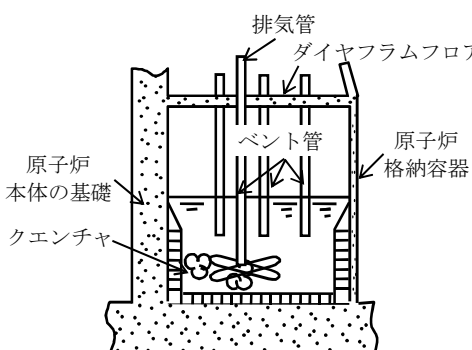
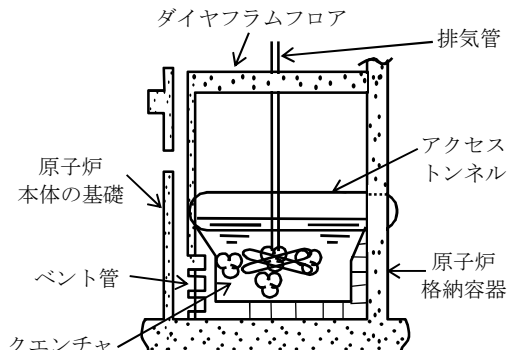
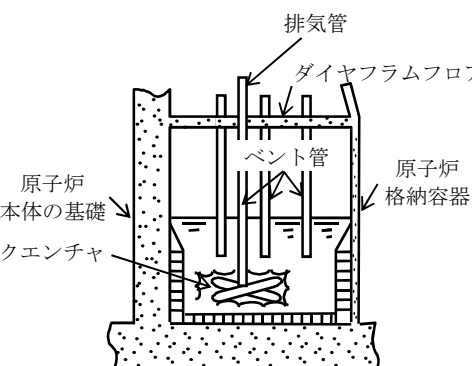
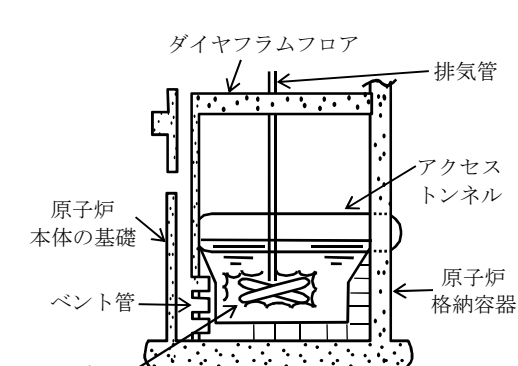
表参考 1-3 LOCA 時の動荷重現象の比較 (2/3)

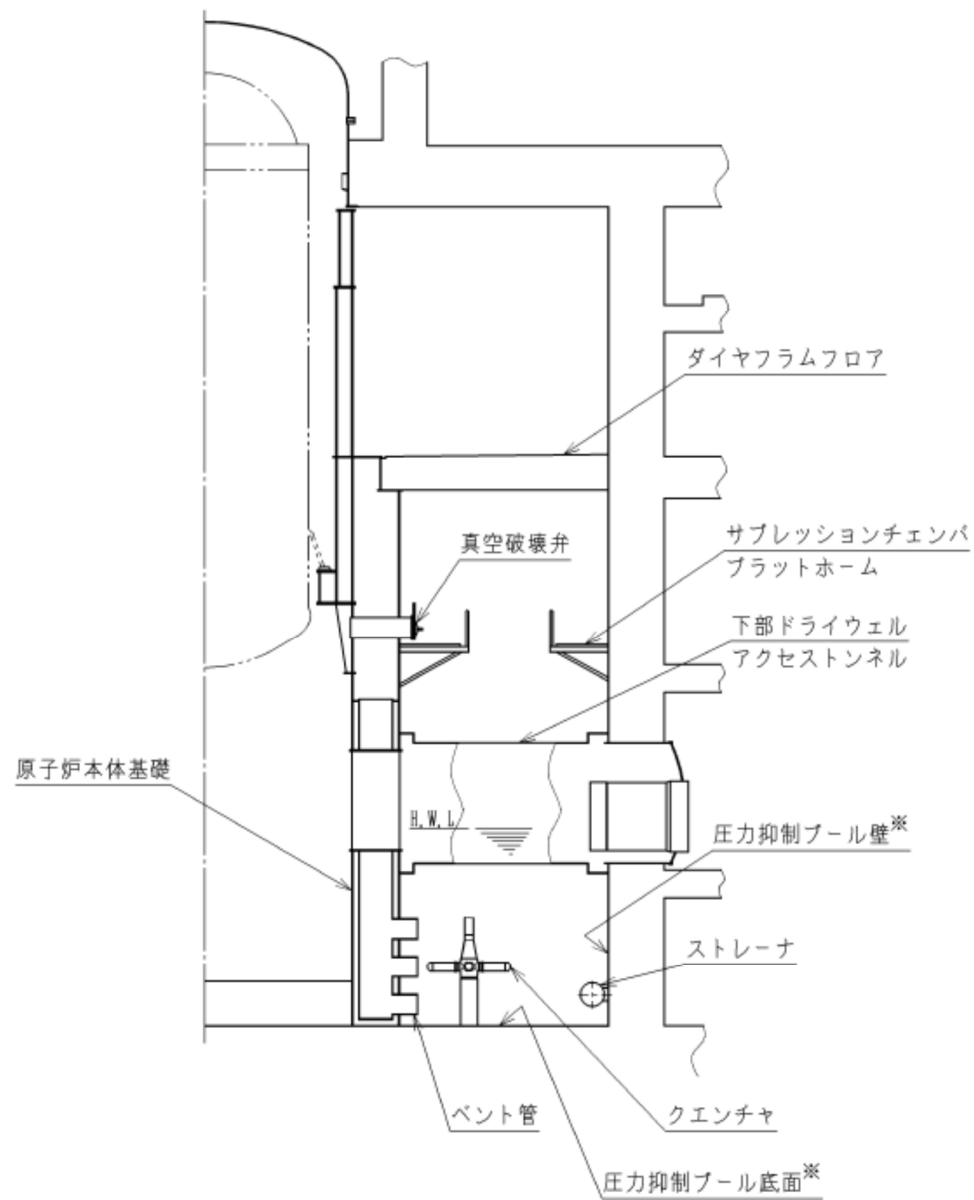
事故後の推移	MARK-II	ABWR	対応する荷重	水平ベントでの考え方
④ プールスウェル過程	<p>ダイヤフラムフロア</p> 	<p>ダイヤフラムフロア</p> 	<p>プールスウェル時のウェットウェル気相部圧縮により、ウェットウェル気相部壁面、ダイヤフラムフロア及び空中構造物に荷重が加わる。</p>	<p>水平ベントでの考え方</p> <ul style="list-style-type: none"> MARK-II と ABWR では気泡の放出口の向きが違うだけで現象は同じ。 従来の MARK-II で用いられた解析手法を水平ベントに適用できることを PSTF 試験に基づき確認した上で適用している。
⑤ フォールバック過程	<p>ダイヤフラムフロア</p> 	<p>ダイヤフラムフロア</p> 	<p>フォールバックによるプール底面・壁面及び水中構造物に荷重が加わる。</p>	<p>フォールバックによるプール底面・壁面及び水中構造物に荷重が加わる。</p> <ul style="list-style-type: none"> MARK-II と ABWR で現象は同じ。 従来の MARK-II で用いられた手法を適用する。

表参考 1-3 LOCA 時の動荷重現象の比較 (3/3)

事故後の推移	MARK-II	ABWR	対応する荷重	水平ベントでの考え方
<p>⑥ フォールバック後の水面揺動過程</p>			<p>プールのスウェル後のプール水面の揺動により、プール壁面及び水中構造物に荷重が加わる。</p>	<ul style="list-style-type: none"> MARK-II と ABWR で現象は同じ。 従来の MARK-II で用いられた評価手法を適用する。
<p>⑦ 蒸気放出過程</p>			<p>蒸気凝縮に伴い、プール底面・壁面及び水中構造物に荷重が加わる。</p>	<ul style="list-style-type: none"> MARK-II と ABWR では蒸気の放出口の向きが違うだけで現象は同じ。 確認試験を行い、設計用ソースを設定して評価する。

表参考 1-4 逃がし安全弁作動時の動荷重現象の比較

作動の推移	MARK-II	ABWR	対応する荷重	ABWR での考え方
① クリアリング過程	 <p>排気管 ダイヤフラムフロア 原子炉格納容器 構造物 クエンチャ</p>	 <p>ダイヤフラムフロア 排気管 アクセストンネル 原子炉格納容器 構造物 クエンチャ</p>	<p>クリアリング時、クエンチャからの噴流により、水中構造物に荷重が加わる。</p>	<p>•MARK-II と ABWR で現象は同じ。</p>
② 気泡放出過程	 <p>排気管 ダイヤフラムフロア 原子炉格納容器 構造物 クエンチャ</p>	 <p>ダイヤフラムフロア 排気管 アクセストンネル 原子炉格納容器 構造物 クエンチャ</p>	<p>気泡形成に伴い、プール底面・壁面及び水中構造物に荷重が加わる。</p>	<p>•MARK-II と ABWR で現象は同じ。</p>
③ 蒸気放出過程	 <p>排気管 ダイヤフラムフロア 原子炉格納容器 構造物 クエンチャ</p>	 <p>ダイヤフラムフロア 排気管 アクセストンネル 原子炉格納容器 構造物 クエンチャ</p>	<p>蒸気凝縮が不安定となる場合プール底面・壁面及び水中構造物に荷重が加わる。又、これらの現象を通じてクエンチャ自身に荷重が加わる。</p>	<p>•MARK-II と ABWR で現象は同じ。</p>



※：原子炉格納容器ライナ含む

図参考 1-1 動荷重の評価対象

表参考 1-5 指針要求荷重と対象構造物との対応

現象		荷重番号(注1)	圧力抑制プール壁・底面	原子炉本体基礎	ダイヤフラムフロア	L/Dアクセスネル	ベント管	真空破壊弁	圧力連抑制ない能構に造物
								(注2)	
(注1)： 荷重番号はBWR-MARK II型格納容器 圧力抑制系に加わる動荷重の評価指針による。 (注2)： 支持構造物，ストレーナ，クエンチャ， プラットフォーム等									
1. 破断直後	圧力波による圧力荷重	2.1.1(1)	イ	イ	イ	イ	イ	イ	イ
2. ベントクリアリング過程	ベントクリア時噴流による荷重	2.1.1(2), (3), 2.1.2(2)	○	－	－	イ	－	－	○
	空気によりベント管に加わる反力		－	－	－	－	イ	－	－
	ベントクリア時ベント管軸直角荷重	2.1.2(5)	－	－	－	－	イ	－	－
3. 気泡形成過程	気泡形成による荷重	2.1.1(4), 2.1.2(2)	○	○	－	○	－	－	○
4. プールスウェル過程	気相部内構造物に対する衝撃荷重	2.1.2(3)	－	－	イ	－	－	イ	○
	プール水流動によるドラッグ荷重	2.1.2(2), (6)	－	－	－	○	イ	－	○
	プール水流動による圧力荷重	2.1.1(4)	○	○	－	○	－	－	○
	気相部圧縮により圧力バウンダリに生じる荷重	2.1.1(5), (6)	○	○	○	○	－	－	－
	真空破壊弁に加わる荷重	2.1.2(4)	－	－	－	－	－	イ	－
5. フォールバック過程	フォールバック荷重	2.1.1(7), 2.1.2(2)	イ	イ	－	イ	イ	イ	イ
6. フォールバック後の水面揺動過程	プール水面揺動による荷重	2.1.1(8), 2.1.2(7)	イ	イ	イ	イ	イ	イ	イ
7. 蒸気凝縮過程	蒸気によりベント管に生じる反力	2.1.2(8)	－	－	－	－	イ	－	－
	蒸気凝縮 (CO, CH) によるドラッグ荷重	2.1.2(2)	－	－	－	○	○	－	○
	蒸気凝縮 (CO, CH) による圧力荷重	2.1.1(9)	○	○	－	○	－	－	－
	ベント管軸直角荷重	2.1.2(1)	－	－	－	－	○	－	－
	真空破壊弁に加わる荷重	2.1.2(4)	－	－	－	－	－	イ	－

○：考慮すべき荷重

イ：継続時間が短く，あるいは荷重の振幅が小さいことから除外する荷重

表参考 1-6 指針要求荷重と対象構造物との対応 (SRV)

現象		荷重番号(注 1)	圧力抑制プール壁・底面	原子炉本体基礎	ダイヤフラムフロア	L/Dアクセスネル	ベント管	真空破壊弁	圧力抑制機連能しない構造物 (注 2)
(注 1) : 荷重番号は BWR-MARK II 型格納容器 圧力抑制系に加わる動荷重の評価指針による。		(注 2) : 支持構造物, ストレーナ, クエンチャ, プラットフォーム等							
1. クリアリング過程	クリアリング時噴流による荷重	2. 2. 2(1)	—	—	—	イ	—	—	イ
	弁作動時クエンチャに加わる荷重 (2. 3. 含む)	2. 2. 2(4)	—	—	—	—	—	—	○
2. 気泡放出過程	気泡振動により圧力抑制バウンダリに加わる荷重	2. 2. 1(1)	○	○	—	○	—	—	—
	気泡振動により水中構造物に加わる荷重	2. 2. 2(2)	—	—	—	○	○	—	○
3. 蒸気放出過程	蒸気凝縮により圧力抑制バウンダリに加わる荷重	2. 2. 1(2)	イ	イ	—	イ	—	—	—
	蒸気凝縮により水中構造物に加わる荷重	2. 2. 2(3)	—	—	—	イ	イ	—	イ

○ : 考慮すべき荷重

イ : 継続時間が短く, あるいは荷重の振幅が小さいことから除外する荷重

表参考 1-7 Mark-II と ABWR の動荷重の比較 (1/5)

荷 重 / 現 象	Mark-II 改	ABWR (柏崎刈羽 7 号機)	備 考
1. 冷却材喪失事故時の荷重			
1.1 プールバウンダリに加わる荷重			
1.1.1 破断発生直後に生ずる圧力波により、プール底面に加わる荷重	無視可能	同 左	指針で無視できることが認められている。
1.1.2 ベントクリアリングにいたるまでの過程におけるベント管先端からの噴流によるプール底面への荷重	最大 <input type="text"/> kPa [gage]	同 左	Mark-II における荷重を踏襲する。(別紙 1 の 1. を参照)
1.1.3 前項と同じ噴流によるプール壁面への圧力による荷重	最大 <input type="text"/> kPa [gage]	同 左	
1.1.4 気泡の形成、プールのスウェルによるプール底面、壁面への圧力による荷重	最大 <input type="text"/> kPa [gage]	最大 <input type="text"/> kPa [gage]	
1.1.5 プールのスウェル時のウェットウェル気相部圧縮によるウェットウェル気相部壁面に加わる圧力による荷重	最大 <input type="text"/> kPa [gage]	最大 <input type="text"/> kPa [gage]	1.1.5 については、破断想定、空間部容積等が異なることから、型式により値が異なる。

表参考 1-7 Mark-II と ABWR の動荷重の比較 (2/5)

荷 重 / 現 象	Mark-II 改	ABWR(柏崎刈羽 7 号機)	備 考
1.1.6 同じくウェットウェル気相部圧縮による ダイヤフラムフロアへの圧力による荷重	最大 18 kPa[gage]	同 左	Mark-II における荷重を踏襲する。(別紙 1 の 2. を参照)
1.1.7 フォールバックによるプール底面, 壁面に 加わる圧力による荷重	無視可能	同 左	指針で無視できることが認められている。
1.1.8 プールスウェル後のプール水面の揺動に よりプール壁面に加わる荷重	無視可能	同 左	指針で無視できることが認められている。
1.1.9 蒸気凝縮に伴うプール底面, 壁面への圧力 による荷重	C0 <input type="text"/> kPa[gage]	C0 <input type="text"/> kPa[gage]	Mark-II と ABWR で評価手法は同一である。 ABWR では格納容器水平ベント確認試験結果に基づき設定している, また保守的にスケール則を考慮している。

表参考 1-7 Mark-II と ABWR の動荷重の比較 (3/5)

荷 重 / 現 象	Mark-II 改	ABWR(柏崎刈羽 7 号機)	備 考
1.1.9 (続き)	CH <input type="checkbox"/> kPa [gage]	CH <input type="checkbox"/> kPa [gage]	Mark-II と ABWR で評価手法は同一である。
1.2 圧力抑制系内の構造物に加わる荷重			ABWR では格納容器水平ベント
1.2.1 蒸気凝縮に伴いベント管に加わる水平荷重	<input type="checkbox"/> kN/ベント	<input type="checkbox"/> kN/ベント	確認試験結果に基づき設定。
1.2.2 ベントクリアリング, 気泡形成, プールスウェル, フォールバック及び蒸気凝縮に伴うプール水の流動によるドラッグ荷重	指針の評価手法に基づいて個々の対象構造物に対して, 評価を行う。	同 左	•ABWR では格納容器水平ベント確認試験により得られたチャギング発生時水平ベント部荷重の最大値(上向き)に基づく
1.2.3 プールスウェルに伴うウェットウェル気相部内の構造物に対する衝撃荷重	同 上	•同左 (ただし, アクセ	
1.2.4 プールスウェル時, 蒸気凝縮時の真空破壊弁への荷重	同 上	ストンネルは, 初期水中に一部没しているので衝撃荷重は十分小さく無視できる)	
1.2.5 ベントクリアリング時にベント管に加わる水平荷重	無視可能	同 左	指針で無視できることが認められている。

表参考 1-7 Mark-II と ABWR の動荷重の比較 (4/5)

荷 重 / 現 象	Mark-II 改	ABWR(柏崎刈羽 7 号機)	備 考
1.2.6 プールスウェル時にベント管に加わるドラッグ荷重	無視可能	同 左	{ 指針で無視できることが認められている。
1.2.7 プールスウェル後のプール水面の揺動による荷重	同 上	同 左	
1.2.8 蒸気流によりベント管に加わる反力による荷重	同 上	同 左	
2. 逃がし安全弁作動時の荷重			
2.1 プールバウンダリに加わる荷重			
2.1.1 クリアリングに引き続き排気管内にたまっていた非凝縮性ガスがプール内にふき出して膨張・収縮することによりプール底面、壁面に加わる圧力荷重	最大 + <input type="text"/> kPa - <input type="text"/> kPa	同 左	東海第二発電所における実機試験結果に基づき設定。
2.1.2 排気管からプールへ流入する蒸気の凝縮が不安定となる場合に生ずるプール底面、壁面へ加わる圧力荷重	2.1.1 の荷重に包絡される。	同 左	東海第二発電所における実機試験結果に基づき設定。

表参考 1-7 Mark-II と ABWR の動荷重の比較 (5/5)

荷 重 / 現 象	Mark-II 改	ABWR (柏崎刈羽 7 号機)	備 考
<p>2.2 圧力抑制系内の構造物に加わる荷重</p> <p>2.2.1 弁の作動開始直後、排気管内にたまって いた水のクリアリングによる噴流により、プー ル内構造物に加わる衝撃荷重とドラック荷 重</p> <p>2.2.2 クリアリングに引き続き、排気管内にたま っていた非凝縮性ガスがプール内にふき出 して、膨張・収縮することにより構造物に加 わるドラッグ荷重</p> <p>2.2.3 排気管からプールへ流入する蒸気の凝縮 が不安定となる場合に生ずる構造物へのド ラッグ荷重</p> <p>2.2.4 弁作動時にクエンチャ自身に加わる荷重</p>	<p>無視可能</p> <p>指針の評価手法に基づ いて個々の対象構造物に 対して評価を行う。</p> <p>2.2.2 の荷重に包絡され る。</p> <p>指針の評価手法に基づ いて評価を行う。</p>	<p>同 左</p> <p>同 左</p> <p>同 左</p> <p>同 左</p>	<p>クエンチャアーム半径内に構 造物を設置しない。</p>

別紙 1 柏崎刈羽 7 号機で Mark-II の荷重条件 (荷重値) を用いることの保守性について

1. ベントクリアリングにいたるまでの過程におけるベント管先端からの噴流によるプール底面への荷重および噴流によるプール壁面への圧力による荷重 (表参考 1-7 1.1.2 および 1.1.3) について

柏崎刈羽 7 号機においては、本荷重について、Mark-II と同じ荷重値を用いている。この取り扱い、プール壁面における噴流の速度により荷重値が算出される本荷重において、ベント管出口の噴流速度及び噴流が減衰される距離の観点から保守的である。柏崎刈羽 7 号機と Mark-II それぞれのベント系について比較すると以下となる。

(1) 放出される噴流の速度について

柏崎刈羽 7 号機におけるベント管出口での噴流速度の解析による最大値は、約 m/s である。一方で、Mark-II で想定しているベント管出口での噴流速度は、 m/s であることから、Mark-II の方が噴流速度が大きく、保守的な条件である。

(2) ベント管出口から壁面等までの距離について

柏崎刈羽 7 号機における水平吐出管出口からプール壁面までの距離は約 m である。一方で、Mark-II におけるベント管出口からプール床面までの距離は m であることから、Mark-II の方が距離が近く減衰による効果が小さいため、保守的な条件となる。

以上より、ベントクリアリング時の噴流による荷重に関しては、柏崎刈羽 7 号機と比較して Mark-II の方が保守的な条件となることから、柏崎刈羽 7 号機の荷重条件として Mark-II と同じ荷重値を用いることは保守的である。

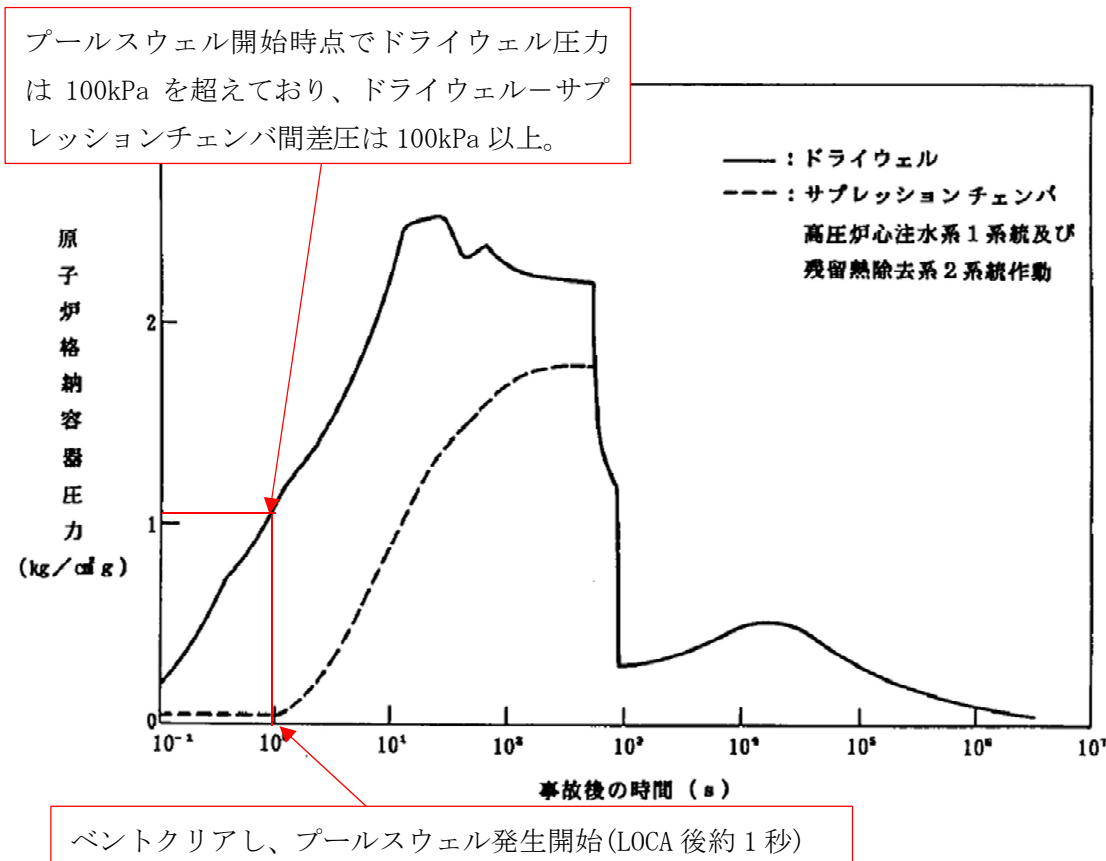
2. ウェットウェル気相部圧縮によるダイヤフラムフロアへの圧力による荷重 (表参考 1-7 1.1.6)

本荷重は、サプレッションチェンバ(ウェットウェル)の気相圧縮が生じた際に、サプレッションチェンバドライウェル間の差圧によってダイヤフラムフロアに加わる上向き荷重である。

柏崎刈羽 7 号機では、図参考 1-2 に示すように、プールのウェルが開始すると考えられる時刻 (LOCA 後約 1 秒後) においてドライウェル圧力は 100kPa を超えており、ウェットウェルの気相圧縮による圧力 kPa (表参考 1-7 1.1.5) を考慮しても、サプレッションチェンバ圧力がドライウェル圧力を上回ることはないため、ダイヤフラムフロアに上向きの荷重は生じない。

このため、本荷重に関しては、柏崎刈羽 7 号機では考慮不要と考えられるが、設計

上は、Mark-II 動荷重指針に示される 0.18 kg/cm^2 (約 18 kPa) を考慮している。したがって、評価条件としては、保守的な条件である。



図参考 1-2 LOCA 時の格納容器内圧力変化

① 東海第二発電所 主蒸気逃がし安全弁実機試験^{[3], [5]}

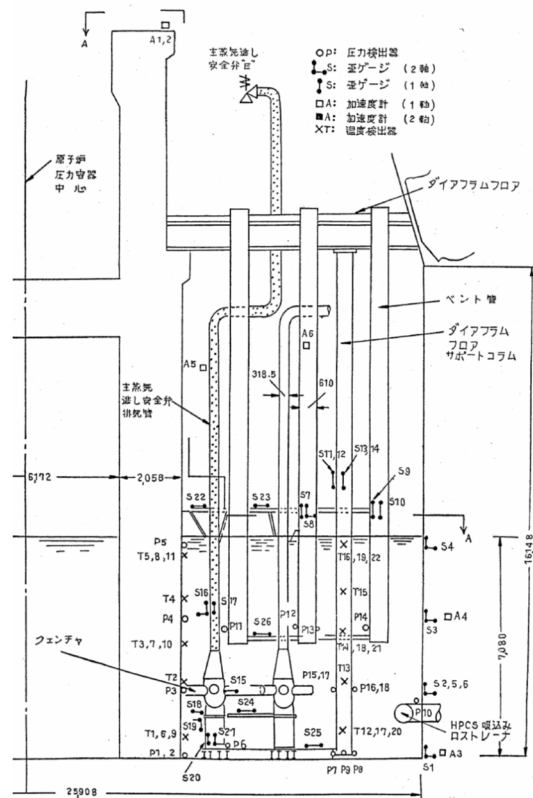
試験の目的

本試験は、新設計格納容器の安全性・健全性・妥当性を確認するとともに、従来設計荷重の妥当性の評価、構造材の応力算出モデルの妥当性を評価するために実施された。

試験の項目及び成果

試験は、東海第二発電所における実機を用いて行われ、原子炉圧力 35 kg/cm²g (約 3.4 MPa)、55 kg/cm²g (約 5.4 MPa) 及び通常運転圧力である 70 kg/cm²g (約 6.9 MPa) における試験が実施された。試験結果により、主蒸気逃がし安全弁作動時の荷重や格納容器に作用する応力、圧力の距離による減衰の挙動が確認され、以下の成果が得られた。

- Mark-II 格納容器及び S/P 内構造物の健全性が実証された。
- 測定された気泡脈動荷重の最大/最小圧力はそれぞれ 0.84kg/cm² (約 82 kPa) / -0.39 kg/cm² (約-38 kPa)であった。
- 1 弁(単弁)を作動させた試験のほか、主蒸気隔離弁を全閉させることによる多段・多弁作動試験も実施されたが、すべての試験において蒸気凝縮は、安定したものだった。
- 主蒸気隔離弁を全閉させた試験において、逃し安全弁の最初の作動と後継作動とで気泡圧力に有意差がないことが確認された。



図参考 2-①-1 東海第二発電所 (圧力抑制室)

② 主蒸気逃がし安全弁クエンチャ開発試験：大規模試験（1/4 スケール）^{[6],[10]}

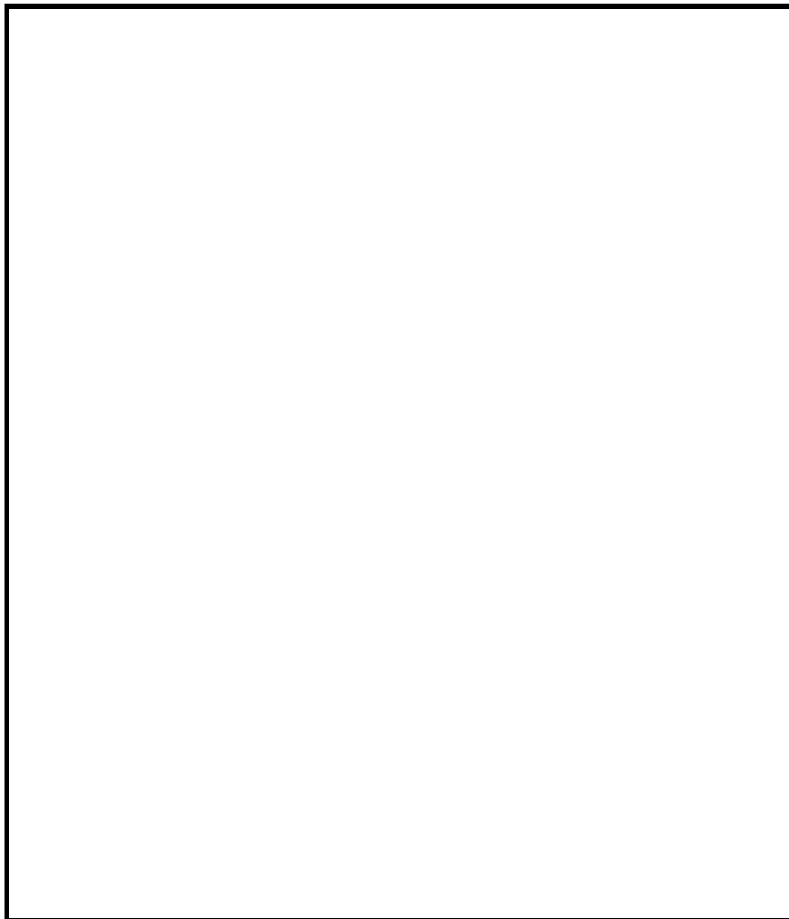
試験の目的

小規模試験^[6]からクエンチャ型が蒸気凝縮振動の安定化に最良との結果を得たので、実機に適用するためのクエンチャノズルを開発すべく大規模実験が実施された。

試験の項目及び成果

本試験では、主に水温等をパラメータとして、約□℃前後から□℃まで幅広い温度範囲で試験が実施された。気泡脈動荷重及び蒸気凝縮振動荷重の試験結果から、主に以下の内容が確認された。

- ・クエンチャを採用すれば低プール水温（約□℃）から高プール水温（□℃）まで安定した蒸気凝縮性能が確保可能である。
- ・蒸気凝縮振動荷重に対する蒸气流束（約□ kg/s/m²）及びプール水温による影響



図参考 2-②-1 大規模（1/4 スケール）試験装置^[10]

[参考文献]

[10] NUREG-0802, “Safety/Relief Valve Quencher Loads Evaluation for BWR Mark II and III Containments”, US NRC, 1982

③ 主蒸気逃がし安全弁クエンチャ開発試験：実規模試験^{[6], [10]}試験の目的

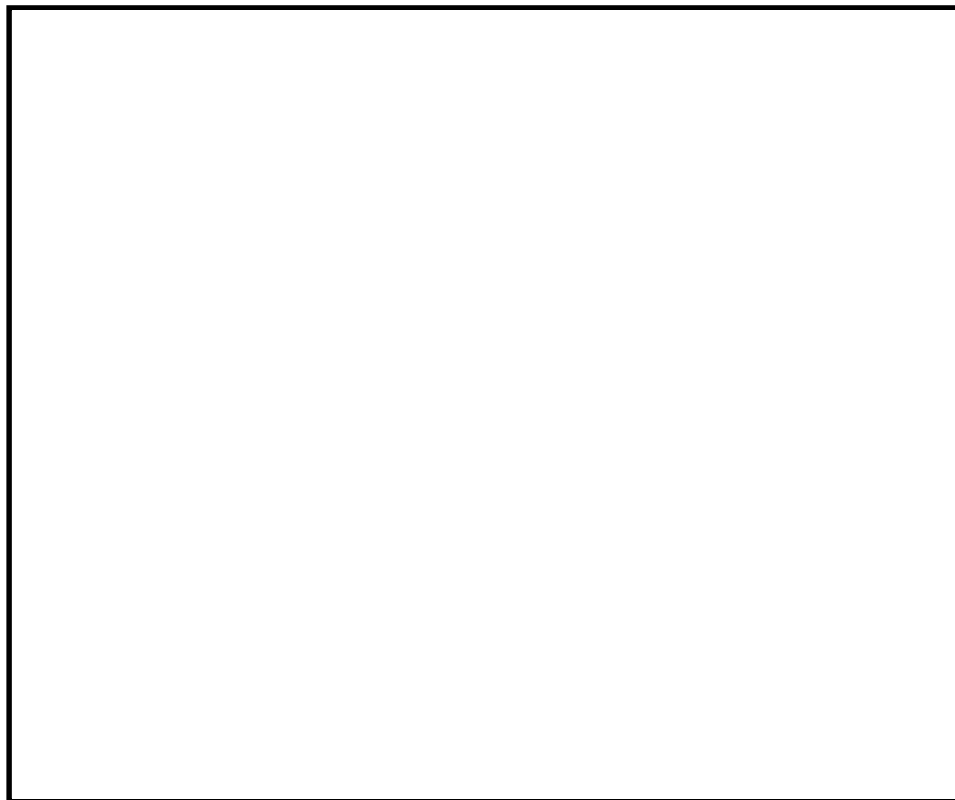
本試験では、実規模のクエンチャを使用して荷重確認試験を行った。

試験の項目及び成果

試験に用いられたクエンチャのクエンチャアーム角度は、1か所が \square° 、他の3か所が \square° であり、クエンチャアーム取り付け角度の影響が確認された。また、試験は、実機の運転条件を包絡するように幅広いレンジの蒸気源圧力 (\square MPa)、プール水温条件 ($\square^\circ\text{C}$) で実施された。

この結果、以下の内容が確認された。

- ・クエンチャアーム角度 \square° 、 \square° の全ての方向でクエンチャは安定した凝縮性能を発揮した。
- ・クエンチャアームの孔の放射角度が \square° 程度以下であれば高温水がクエンチャ周囲に留まることなく安定凝縮が得られることが示された。



図参考 2-③-1 実規模試験体系^[10]

④米国 4T/4TCO (Temporary Tall Tank Test Condensation Oscillation) 試験^[11]

試験の目的

Mark-II プラントでの LOCA 時の CO 現象を把握することを目的として実施された。

試験装置は、Mark-II 型格納容器のベント管 1 本が実物大で模擬されており、また、これに対応するウェットウェル、ドライウェル部分(実炉との体積比約 1/100)が模擬されている。

試験の項目及び成果

試験は、LOCA 時のブローダウン(液相破断、蒸気相破断それぞれ)が模擬され、模擬する破断面積や、ベント管水深、プール水温などを変化させて実施された。この試験により以下の成果が得られた。

- ・ Mark-II 格納容器の CO 現象が明らかにされ、CO 荷重に対する様々なパラメータの影響が確認された。
- ・ 試験では、ベントクリア時の流速データも計測され、ベント管出口流速が、 ft/s(約 m/s)を超えないことが確認された。
- ・ この試験結果には、米国における Mark-II 型格納容器の LOCA 時水力的動荷重の評価に広く用いられている。



図参考 2-④-1 4T/4TCO の概要^[11]

[参考文献]

[11] NUREG-0487, "MARK II CONTAINMENT LEAD PLANT PROGRAM LOAD EVALUATION AND ACCEPTANCE CRITERIA", US NRC, October 1978

⑤ABWR 格納容器水平ベント確証試験

⑤-1 試験の目的

ABWRで採用されている水平ベントは、米国GE社のMark-III型格納容器に採用されているベント方式と同様なものであり、Mark-III型格納容器の水平ベントでLOCA時に生じる水力学的動荷重の特性は、GE社が、水平ベントの性能とLOCA時の荷重を決定するために、PSTFで行った200回を超える確証試験によって把握されている。

しかしながら、Mark-III型格納容器とABWR格納容器ではベント系の寸法、圧力抑制室の背圧等が異なっていること、及び蒸気凝縮は非線形現象であることに鑑み、図参考2-⑤-1に示す構造上の相違の影響を定量的に把握するための確証試験を実施した。

⑤-2 試験装置

本確証試験は実機の1/10 (36°) セクタを模擬し、米国GE社がMark-IIIの開発において製作したPSTF試験装置を改造して行った。試験装置は実規模試験装置と1/2.5規模試験装置からなり、いずれも蒸気発生器、上部ドライウエル、下部ドライウエル、ベント管、サプレッションプール及び付属機器から構成される。これらは、蒸气流束の違いにより生ずる現象が異なるため、それぞれの現象毎に実機の熱水力条件を十分に包含できるようにしたものである。表参考2-⑤-1に試験装置計画の基本的な考え方を示す。図参考2-⑤-2および図参考2-⑤-3は、試験装置の概略図である。また、サプレッションプールは実機と同様にコンクリートで固定し、FSI（流体構造連成）が発生しないよう配慮した。

図参考2-⑤-4に容器内計装の位置と項目を示す。各部圧力、差圧、温度を測る計装の他にサプレッションプールの水位変動をみるためのコンダクティビティ（導電率）計測系、サプレッションプール壁面の振動を測定するための加速度計等からなる。

図参考2-⑤-5はベント系の計装を示した図である。各部の動的圧力、温度、コンダクティビティ計測系の他に、CH時に水平ベント部に衝撃荷重が加わる可能性があることから、これを測定するためのロードセルを設置した。

⑤-3 試験条件

試験条件は当時の知見を踏まえて、CO及びCHに関して十分に保守的なデータが取れるように設定した。すなわち、CHに対しては、プール水温度の低い領域、COに対してはプール水温が高く、ベント管内の蒸气流束の高い領域での試験を中心に行うこととした。

また、以上をベースケースとして、今までの知見との整合性、各熱水力条件の影響の度合を知るためにパラメータ試験を実施した。パラメータとして考慮したものは以下の項目である。

- (1) プール水温度
- (2) ベント流内の空気含有率

(3) 圧力抑制室背圧

(4) 破断相の効果

表参考2-⑤-2に試験マトリックスを示す。

なお、CHはCOを経て起こる現象であり、この時点では圧力抑制室内の空気含有率はほぼ零となっているが、本実験においてはCHに対するプール水温度の効果を評価する際、あらかじめドライウェル内をプリパージ*しておき空気含有率が低い状態で試験を行っている。このため、これらの試験条件の妥当性を確認するために、プリパージを行ったものと、行わなかったものとの初期のCH振動を比較し、結果に差異のないことを確認した。

注記*：プリパージとは試験装置（図参考2-⑤-2参照）の下部ドライウェル、ベント管等の空間部からあらかじめ空気を追い出し、蒸気雰囲気にしておくことである。

⑤-4 試験結果

試験ではCOおよびCHに関するデータが得られ、CO荷重については、ABWR体系でもスケール則が適用できることが確認された。

⑤-4.1 CO荷重

図参考2-⑤-6は1/2.5規模試験で得られたCO時のプール壁圧力振動の典型例である。従来と同様に連続的な圧力振動が観測された。また、図参考2-⑤-7～図参考2-⑤-9はパラメータ試験の結果に基づいて熱水力のパラメータとCO荷重の振幅の関係を示したものである。図参考2-⑤-7と図参考2-⑤-8より破断面積が大きくプール水温が高い領域でCOは大きくなる。また、図参考2-⑤-9より圧力抑制室の背圧に対しては背圧の高い方が荷重が小さくなる。

図参考2-⑤-10は、全試験で得られたCO荷重のPower Spectrum Density（以下「PSD」という。）の包絡を示したものである。□Hz, □Hz, □Hzに卓越した周波数が存在している。これらはCO時の凝縮振動の繰り返し周期に相当している。

図参考2-⑤-11は、試験の熱水力条件と実機の想定される事故時の熱水力条件を比較したものである。CO荷重の評価については、小規模試験の結果により評価を行うが、前述の結果により、CO荷重はベント管出口蒸気流速が高い方が*、また、プール水温が高い方が厳しくなることが判っているので、実機で想定される事故時の熱水力条件を十分に保守側に包絡している。

注記*：破断口径の異なる試験の比較においては、破断口径が大きく蒸気流束の大きい試験において荷重が大きくなる傾向がみられたが、大口径の破断を模擬した試験においては、試験開始後時間遅れを伴ってCO荷重の振幅が増大する現象がみられている。このため、CO荷重については、蒸気流束に単純に比例するのではなく、荷重の増大が頭打ちとなる蒸気流束の上限があると考えられ、試験における蒸気流束は、このCO荷重が最大となる蒸気流束を包絡する条件となっていると考えられる。

⑤-4.2 CH荷重

図参考2-⑤-12は実規模試験で得られたCH時のプール壁圧力振動の典型例である。従来と同様に間欠的な圧力振動が見られた。圧力振動のPSDは□Hzに顕著なピークを示しているが、これはプール内の上下方向の圧力定在波（プールアコースティック）に相応している。また、プール壁圧力振動を示す図参考2-⑤-12では、ベント系での圧力振動が顕著に出ておらず、図参考2-⑤-13に示した日本原研のCRT試験装置（垂直ベントでの圧力抑制試験）と異なった特徴が見られる。ただし、この結果は同じ水平ベントのPSTFの試験でも観測されており、水平ベントの特徴である。

図参考2-⑤-14はCHのパラメータ試験の結果に基づいてプール水温依存性を示したものであるが、低プール水温で大きなCHが発生することがわかる。図参考2-⑤-11には、本実規模試験の熱水力条件と実機の想定される事故時の熱水力条件の比較を示したが、試験範囲は十分に実機条件を包含していることが分かる。

すなわち、実機のサプレッションプール水温の下限については、原子炉格納容器の最低使用温度10℃を考え、その後の蒸気凝縮でのプール水温の上昇を加えて、実験条件を設定しているものである。

⑤-4.3 スケール則

Mark-IIIで水平ベントを開発する際に、GE社はC0に関するスケール則を確立した。これは、蒸気の凝縮に係わるプール水のサブクール度と蒸気泡の大きさで表現されており、図参考2-⑤-15に示す関係式であらわされる。

図参考2-⑤-16は、本確認試験において、実規模試験と1/2.5規模試験のC0をほぼ同一熱水力条件で比較したものであるが、スケール則の予測通り圧力振幅はほぼ同じで、振動数が約2.5倍異なっていることがわかる。

したがって、C0のスケール則が成り立つことが、本確認試験でも確認された。

④ 設計評価荷重の設定

設計評価荷重の設定に当たっては、ソース荷重法を適用している。ソース荷重法の概要を図参考2-⑤-17に示す。

本手法では、まず、試験体系を模擬した解析モデルにおいてベント管出口にソースを与えた時の圧力振動が、試験における圧力振動をエネルギー特性（PSD）の観点で包絡するようにソースを設定する。試験における圧力振動については、周波数も考慮した振幅の大きな振動を代表圧力振動として選択して用いる。

次に、実機体系を模擬した解析モデルにおいて、試験結果に基づき設定したソースを入力条件として与え、実機プールバウンダリ上の圧力振動荷重(C0/CH)を評価する。この結果得られた荷重を設計評価荷重とする。

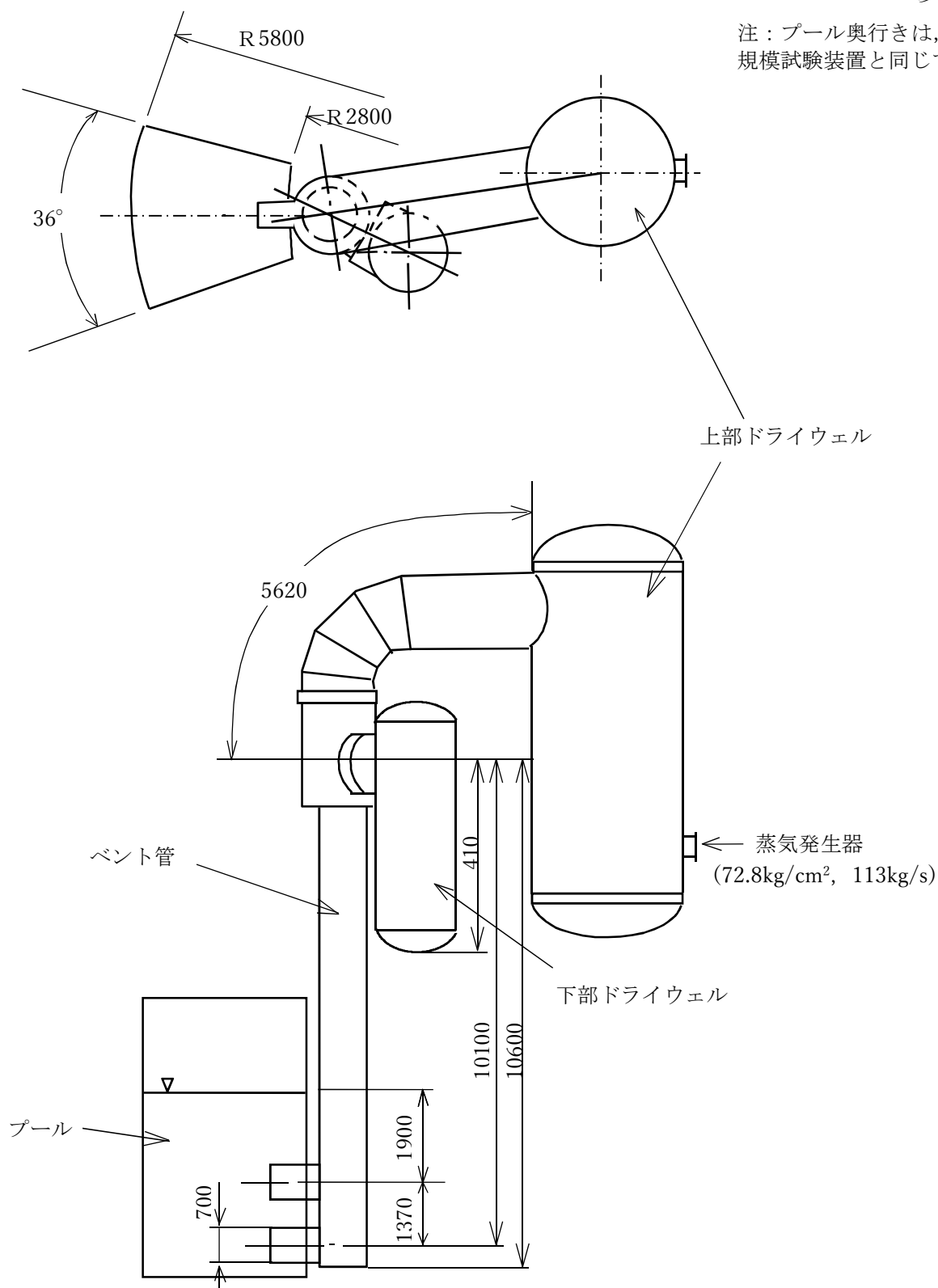
表参考 2-⑤-2 試験マトリクス

テストケース	スケール	破断直径 (mm)	初期プール水温度 (°C)	破断タイプ	プリパージ	圧力制御室初期圧力 (kg/cm ²)	試験実施数	試験目的
1	Full	54	21	Steam	Yes	1.4	2	} (CH のベースケース) CH に対する プール水温度の効果
2	"	"	49	"	"	"	"	
3	"	"	68	"	"	"	"	
4	"	97	"	Liquid	"	"	"	} CO スケール則確認 (等蒸気流速となる条件)
5	Sub	44	"	"	"	"	"	
6	"	64	49	"	No	0	2	} 最大破断事故模擬 (CO のベースケース) CO に対する 空気含有率の効果
7	"	"	"	"	Yes	0	1	
8	"	"	"	"	"	1.4	"	} CO に対する 圧力抑制室背圧の効果
9	"	"	"	"	"	2.8	"	
10	"	"	21	"	No	0	"	CO に対する プール水温度の効果
11	"	54	54	Steam	"	"	"	CO に対する 破断相の効果
12	"	64	49	Liquid	"	"	"	CO に対する 下部ドライウエルの効果 (下部ドライウエル無し)
13	"	44	54	"	"	"	"	CO に対する 破断面積の効果 (中破断模擬)

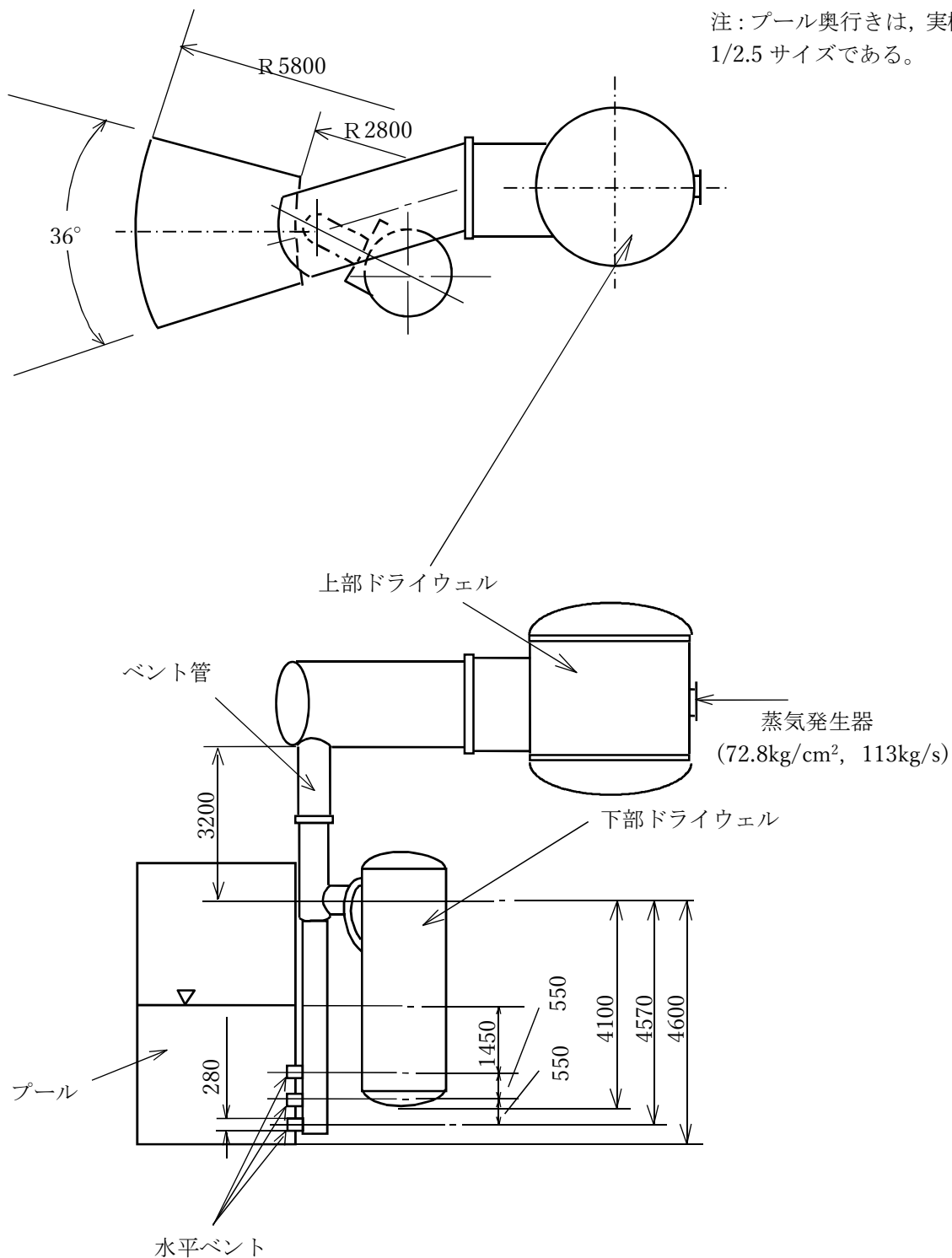


図参考 2-⑤-1 ABWR 格納容器の水平ベント確証試験の必要性について

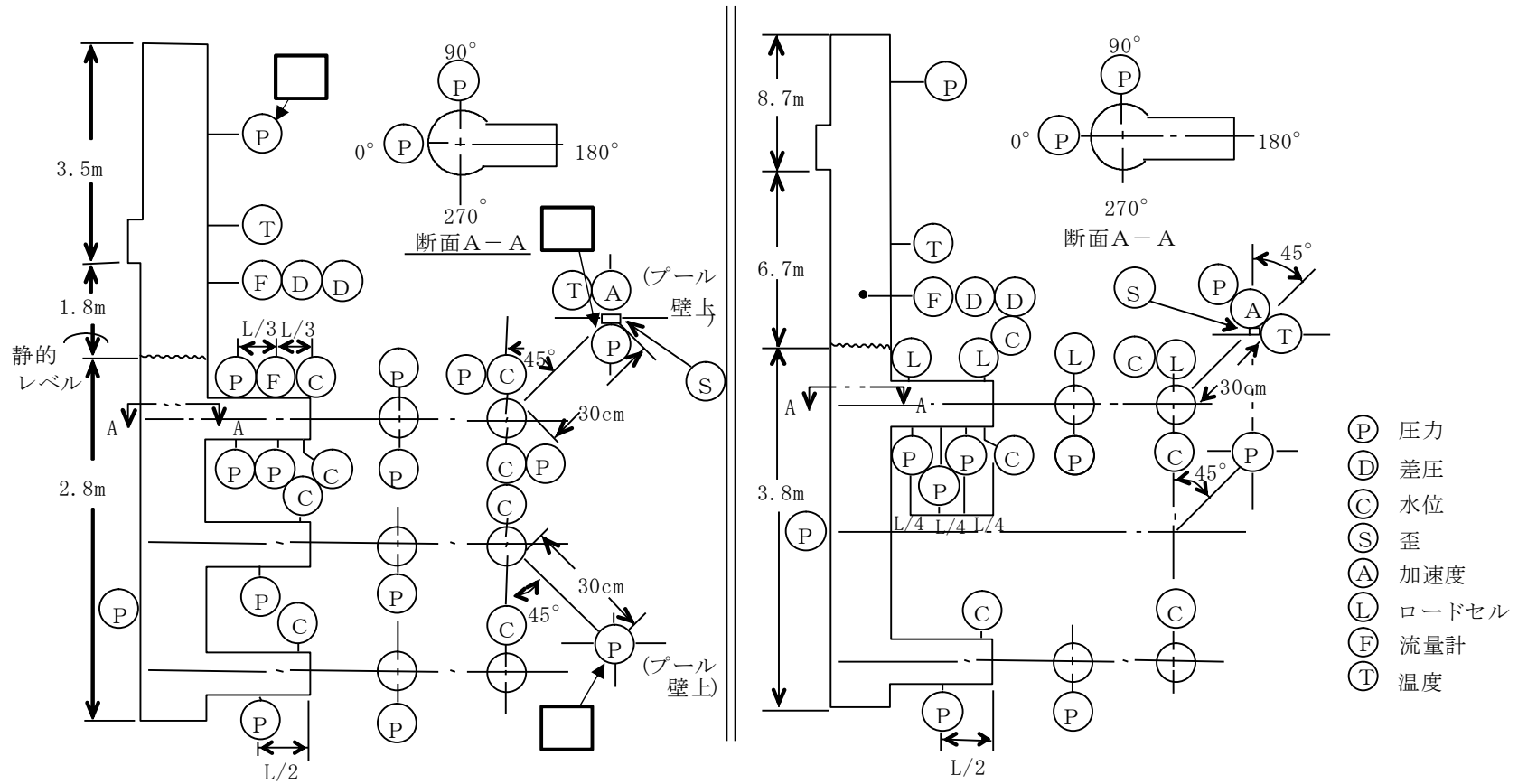
注：プール奥行きは、1/2.5
規模試験装置と同じである。



図参考 2-⑤-2 試験装置の概略図 (実規模試験装置)

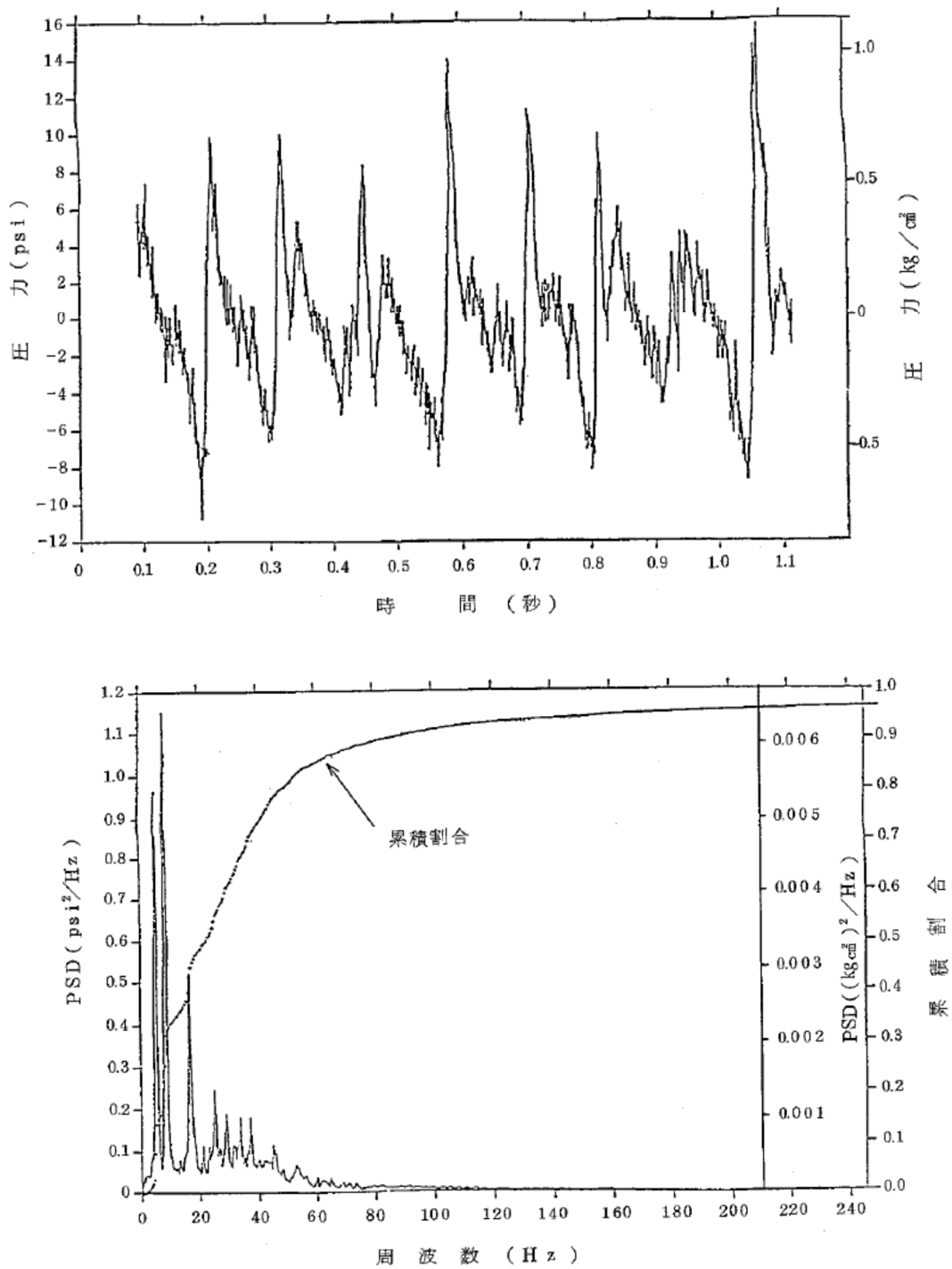


図参考 2-⑤-3 試験装置の概略図 (1/2.5 規模試験装置)

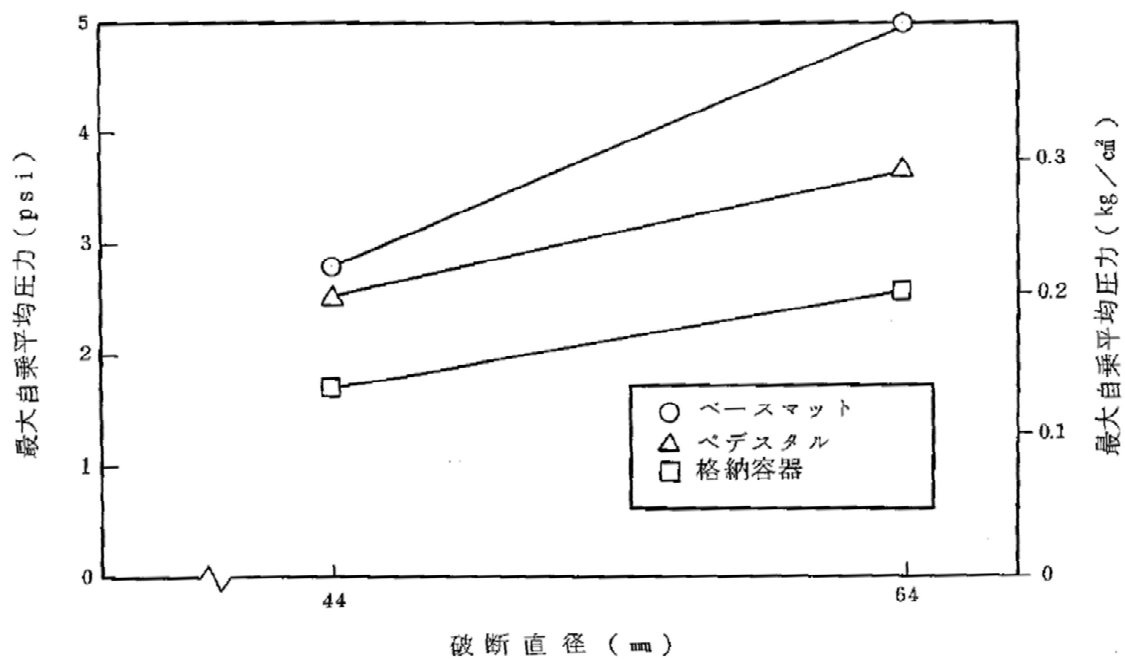


図参考 2-⑤-5 (a) 1/2.5 規模装置ベント系の計装

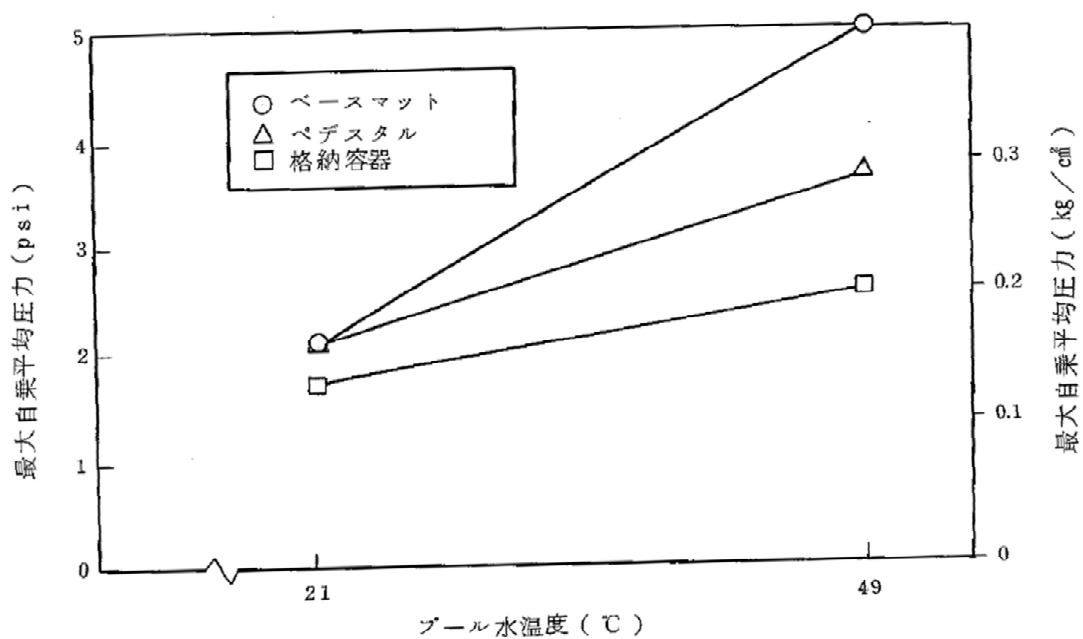
図参考 2-⑤-5 (b) 実規模装置ベント系の計装



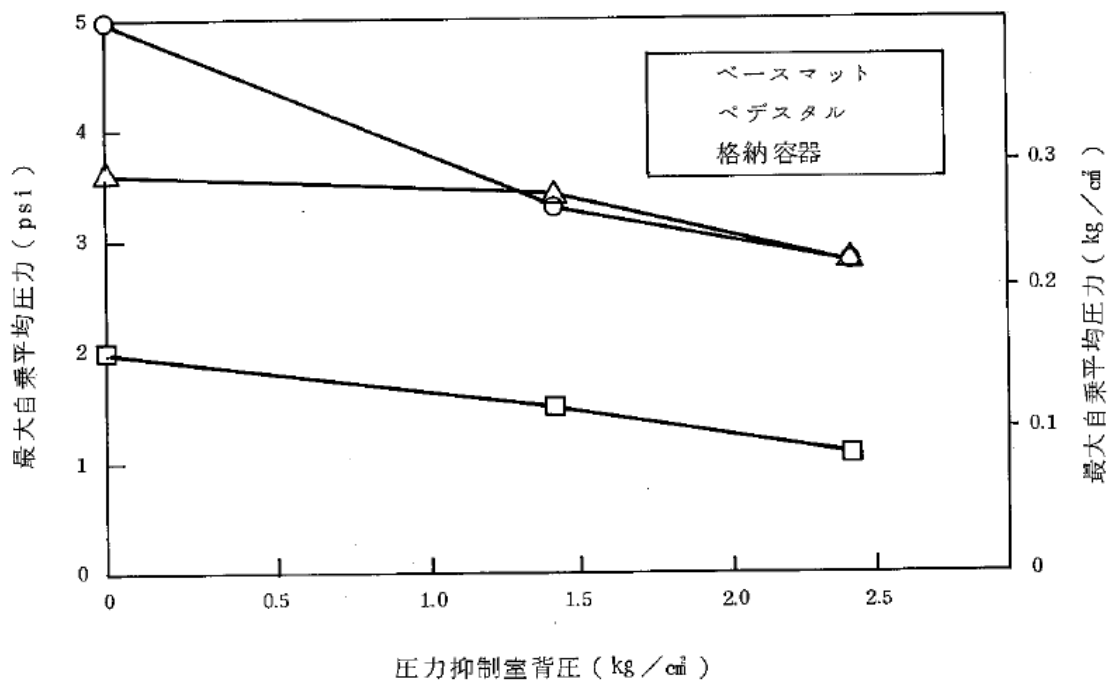
図参考 2-⑤-6 蒸気凝縮振動の一例



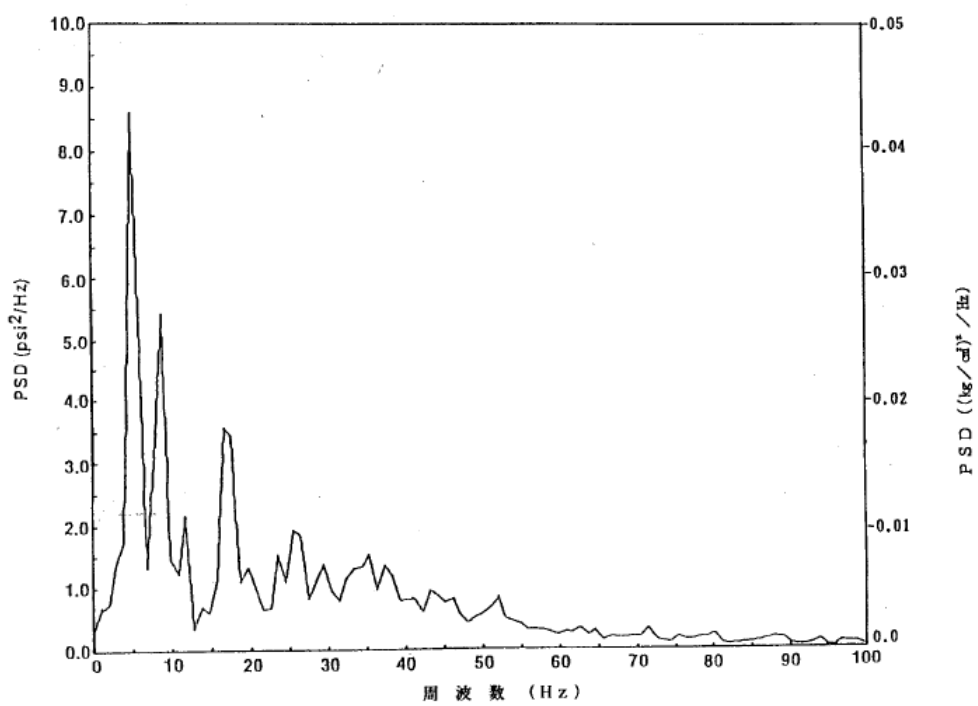
図参考 2-⑤-7 破断直径との CO の振幅の関係



図参考 2-⑤-8 プール水温と CO の振幅の関係



図参考 2-⑤-9 圧力抑制室の背圧と C0 の振幅の関係



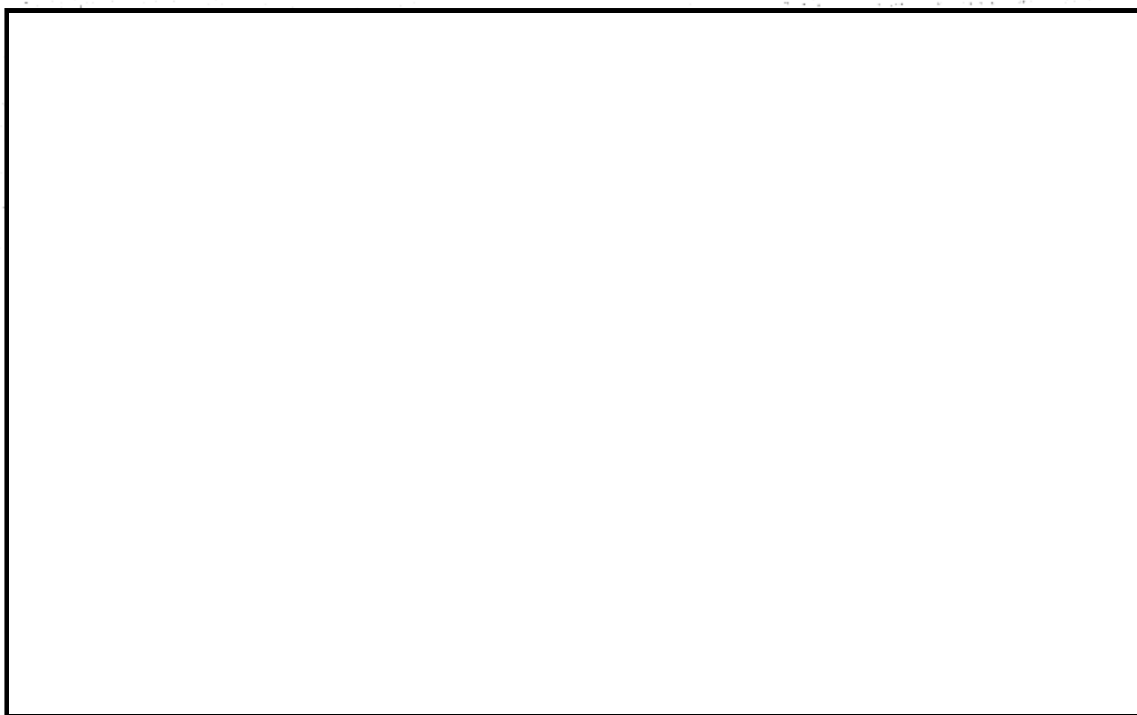
図参考 2-⑤-10 全 C0 荷重の PSD 包絡



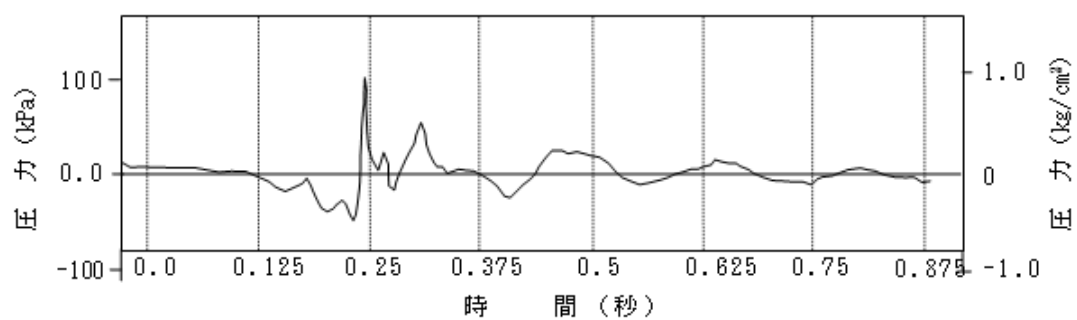
図参考 2-⑤-11 試験および実機の想定される熱水力条件の比較



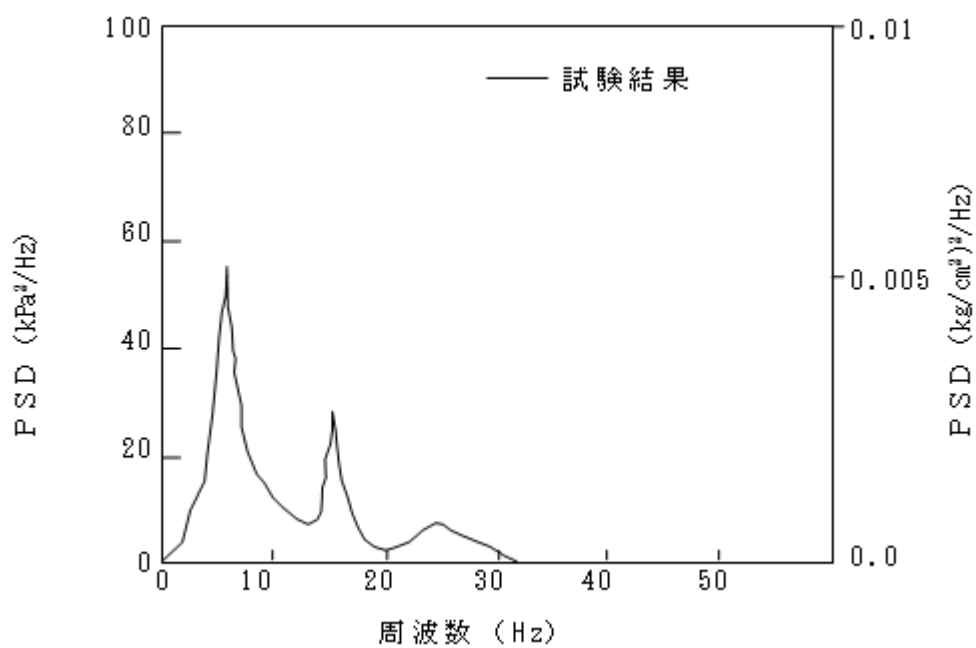
図参考 2-⑤-12 (a) 典型的チャギング



図参考 2-⑤-12 (b) チャギングの PSD

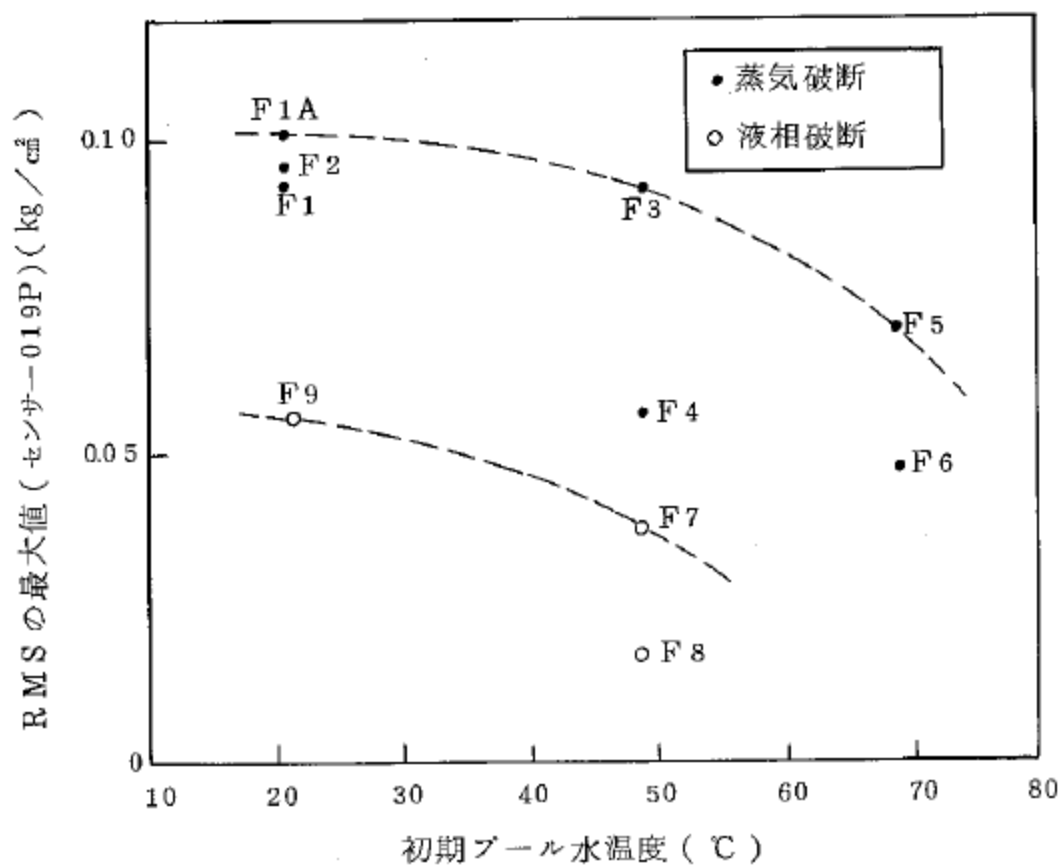


(a) 原研試験におけるチャギング時圧力波形

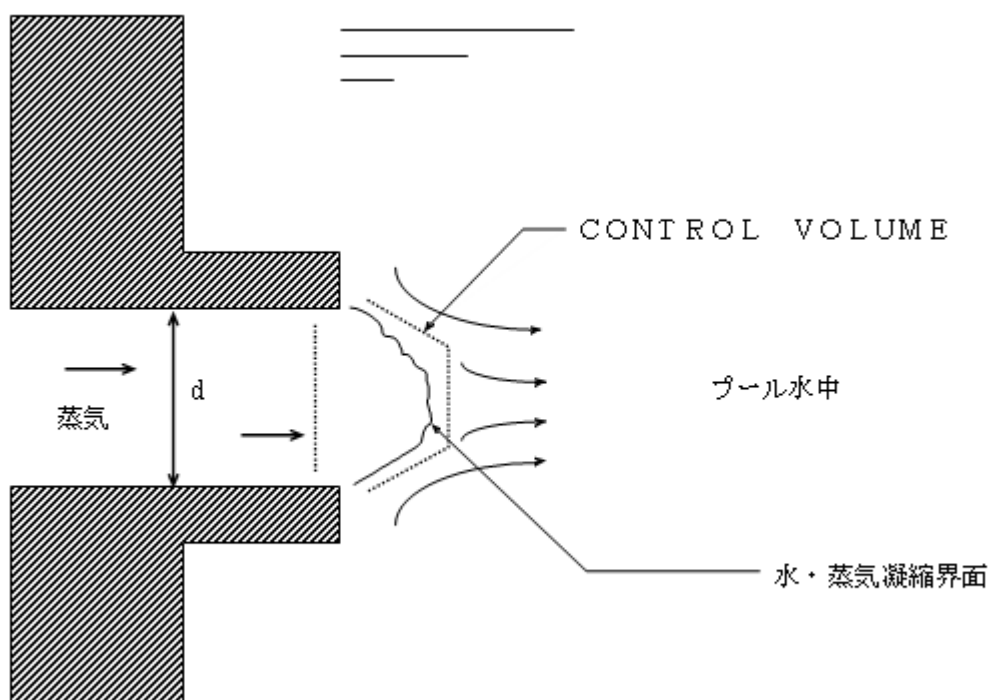


(b) 原研試験におけるチャギング時の PSD

図参考 2-⑤-13 Mark-II型格納容器におけるチャギング荷重



図参考 2-⑤-14 最大チャギングの発生とプール水温度の依存性



水・蒸気凝縮界面を含む CONTROL VOLUME に対する運動量方程式より、

凝縮振動の周波数 f , 圧力の大きさ P は、

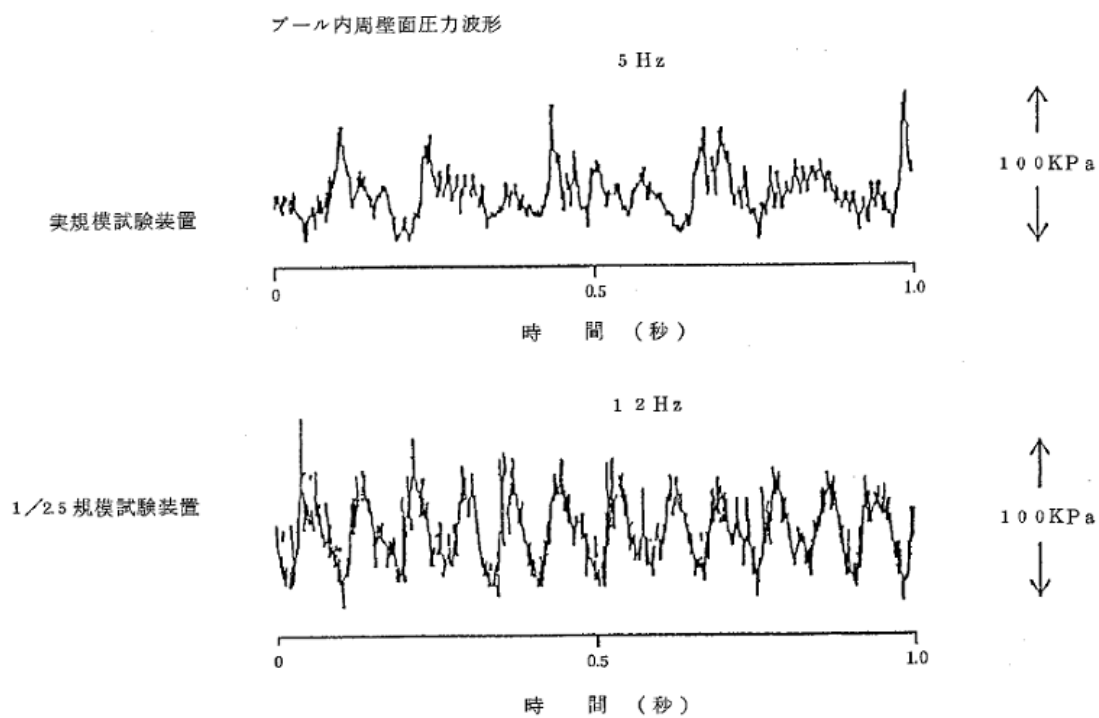
ベント管口径 d , サブクール温度 ΔT に対して

$$f \propto 1 / d$$

$$f \propto \Delta T^{0.75}$$

$$P \propto \Delta T^{-0.25}$$

図参考 2-⑤-15 Mark-III型格納容器で開発されたスケール則



図参考 2-⑤-16 実規模試験装置と 1/2.5 規模試験装置における CO 圧力波形の比較

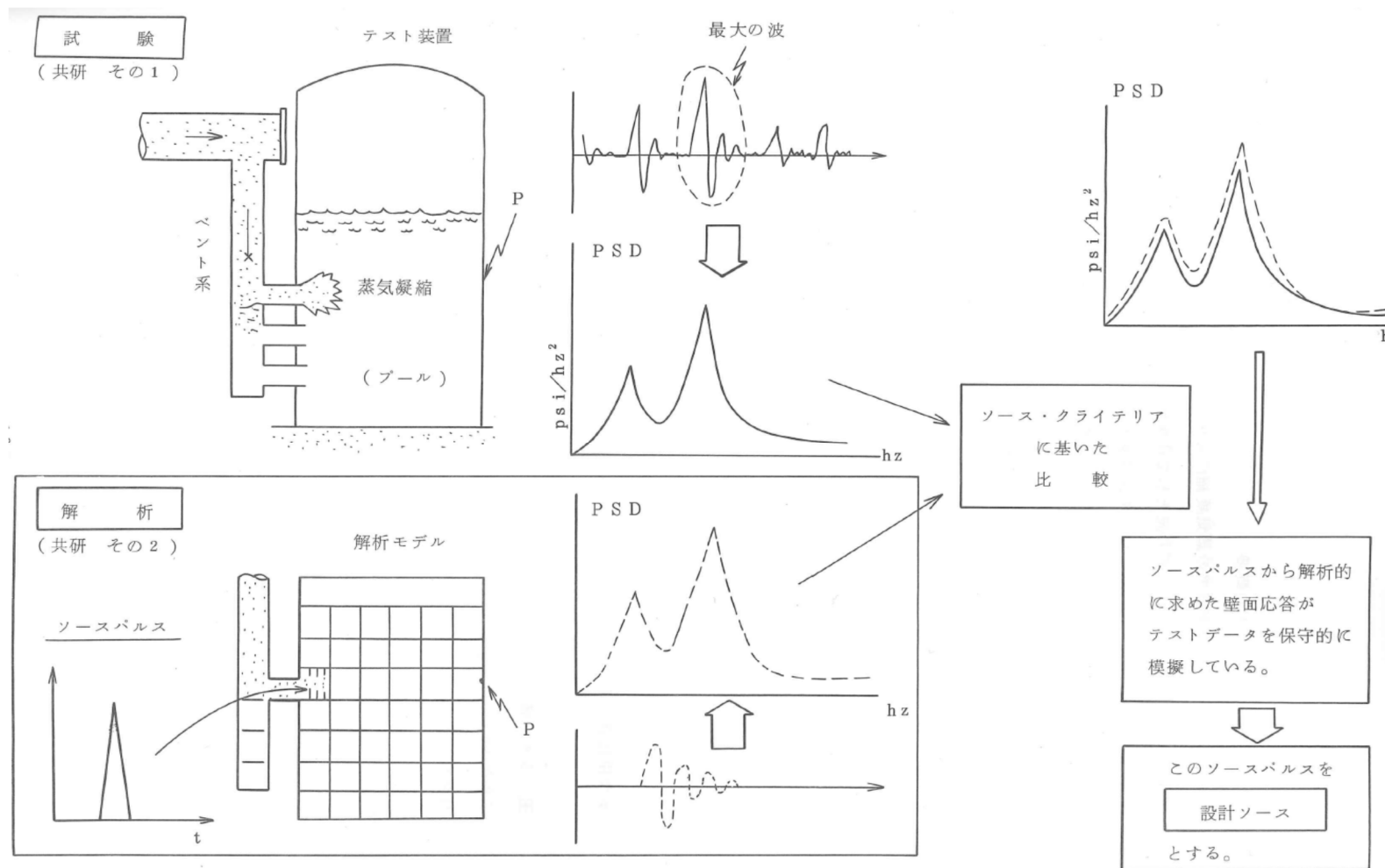
[参考文献] NEDC-31393, "CONTAINMENT HORIZONTAL VENT CONFIRMATORY TEST, PART I FINAL REPORT", GENERAL ELECTRIC COMPANY, March, 1987 共同研究報告書

“格納容器水平ベント方式の確証試験(その2) 昭和60年度上半期(経過報告書)”, 昭和60年9月

“格納容器水平ベント方式の確証試験(その2) 昭和60年度下半期(経過報告書)”, 昭和61年3月

“格納容器水平ベント方式の確証試験(その2) 昭和61年度上半期(経過報告書)”, 昭和61年9月

“格納容器水平ベント方式の確証試験(その2) 昭和61年度下半期(最終報告書)”, 昭和62年3月



図参考 2-⑤-17 ソース荷重法の概要

⑥米国 PSTF(Pressure Suppression Test Facility)試験^[12]

⑥-1 試験の概要

水平ベントを有するMark-Ⅲ型格納容器のLOCA時の熱水力学特性を知るために、米国カリフォルニア州サンノゼ市にあるGE社所有の試験装置（PSTF, Pressure Suppression Test Facility）を用いて試験が行われ、Mark-Ⅲ型格納容器の設計に必要なデータベースが得られた。試験期間及び主要な目的は次のとおりである。

試験期間 1973年～1980年

主要目的

- ・水平ベント系のベントクリア特性の把握
- ・0.7m径の水平ベントを介しての定格蒸気質量流束時の凝縮の実証
- ・プールスウェル特性の把握
- ・ベント出口での蒸気凝縮によりプールとベント系のバウンダリに加わる動荷重の定量化

⑥-2 試験装置

PSTFは、3個の圧力容器〔それぞれ、炉心部（フラッシュ・ボイラー）、ドライウエル、サプレッションプールとウェットウエル空間部に相当する〕と配管系、ヒーター系、及びデータ集録システムからなる。PSTFの概略を図参考2-⑥-1、図参考2-⑥-2に示す。

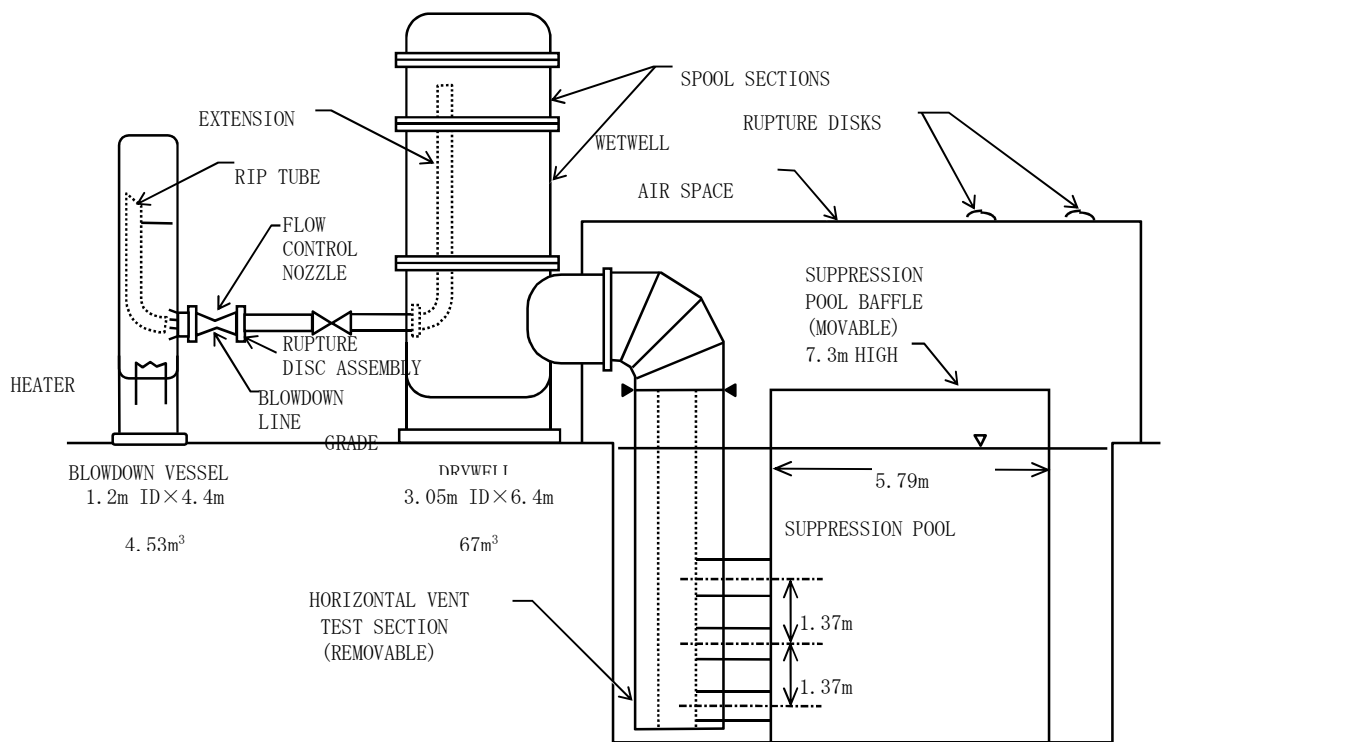
各圧力容器は、BWR-6のMark-Ⅲ型格納容器1/135のスケール（Mark-Ⅲのベント1列分相当）を基本としているが、ベント及びプールについては、図参考2-⑥-2に示すように、full scale, 1/3 area scale, 1/9 area scaleのものが行われた。

⑥-3 試験結果

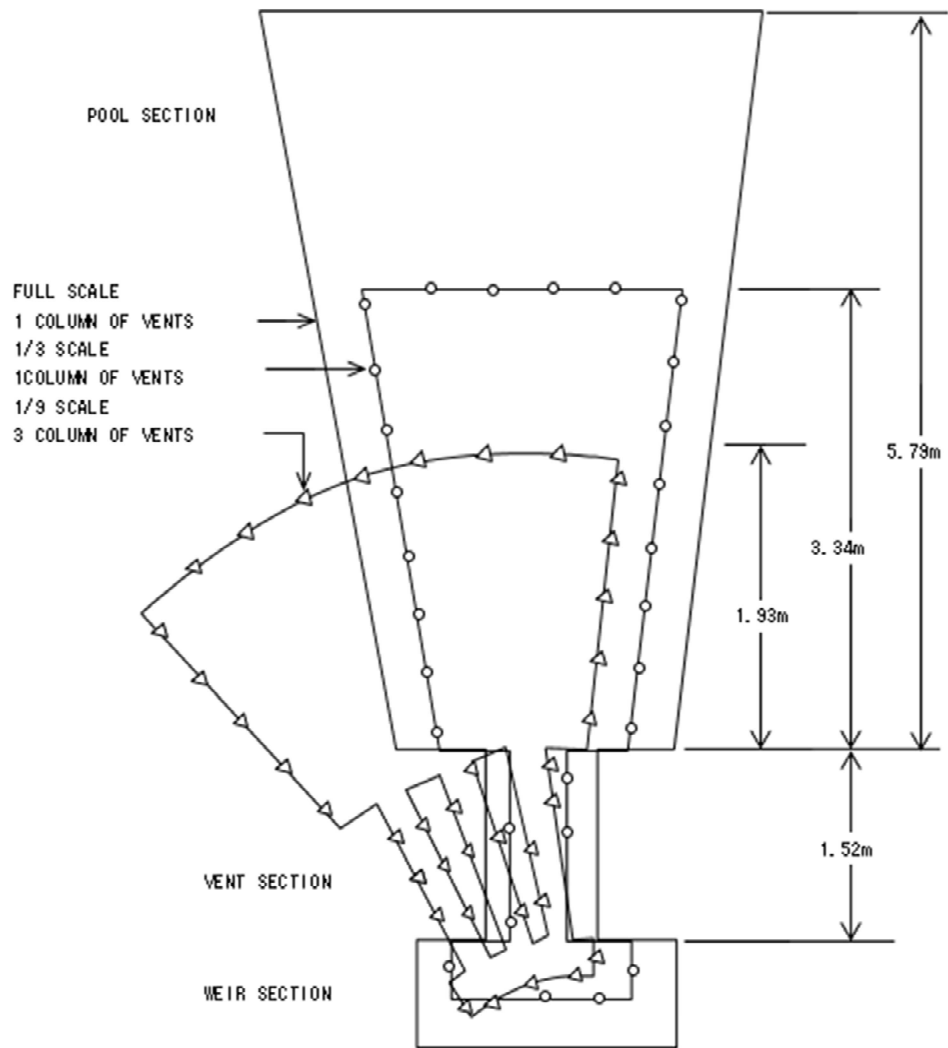
試験は、15シリーズ、213回のブローダウンテストが行われた。

試験ではプールスウェル、蒸気凝縮時荷重に関するデータが得られ、CO荷重については、スケール則の妥当性が確認された（⑤-4.3）。また、1/9スケール試験において多ベント効果による荷重の低減が確認されている。

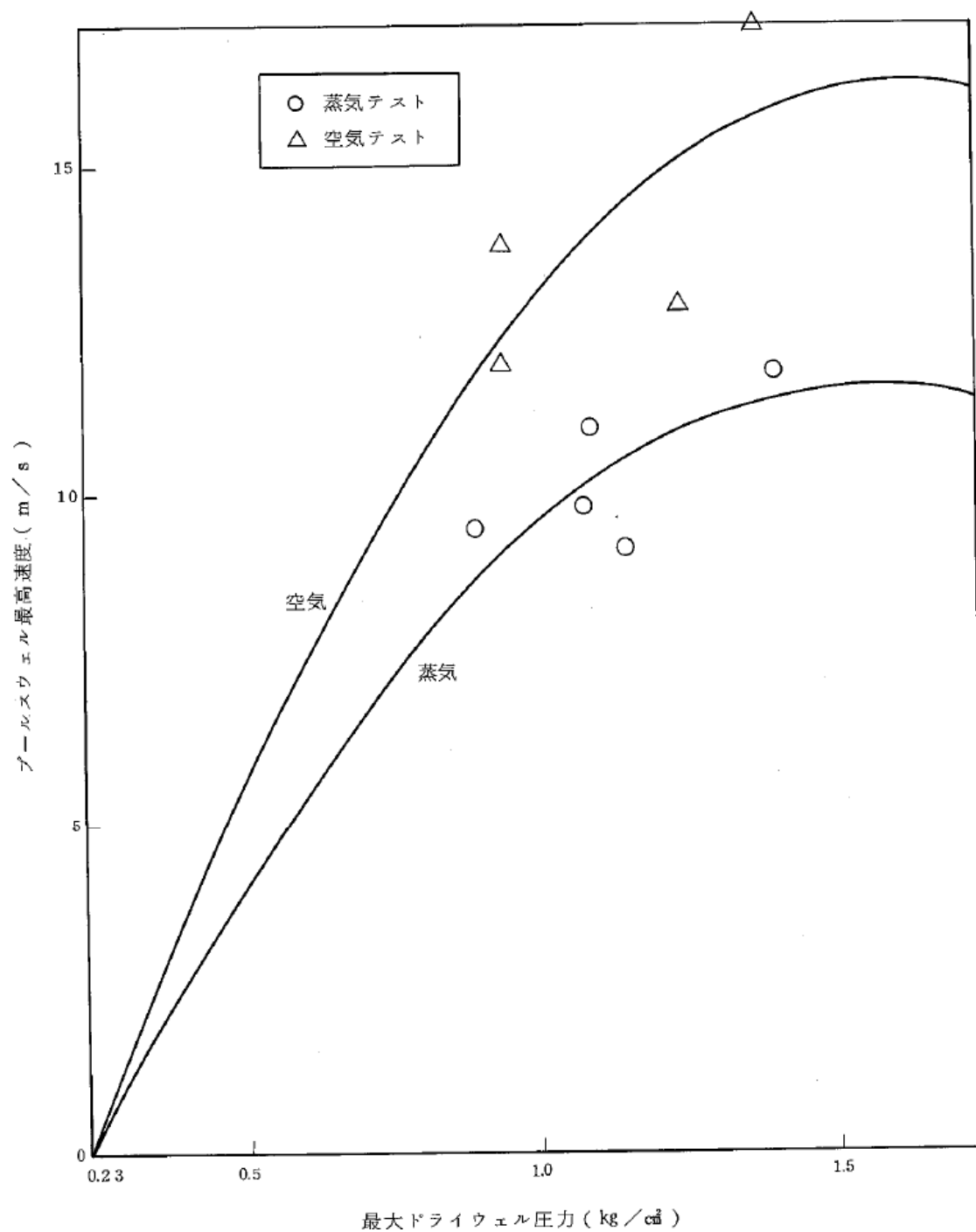
プールスウェルでは、蒸気流と空気流で各々試験を行い、蒸気の場合、プール水での凝縮があるため、図参考2-⑥-3に示すように、プールスウェルは緩和されることが確認された。図参考2-⑥-4～図参考2-⑥-6は、プールスウェル解析モデルの検証として、PSTF装置で得られた試験結果との比較を行ったものであり、スウェル高さ、速度は保守的に評価されている。



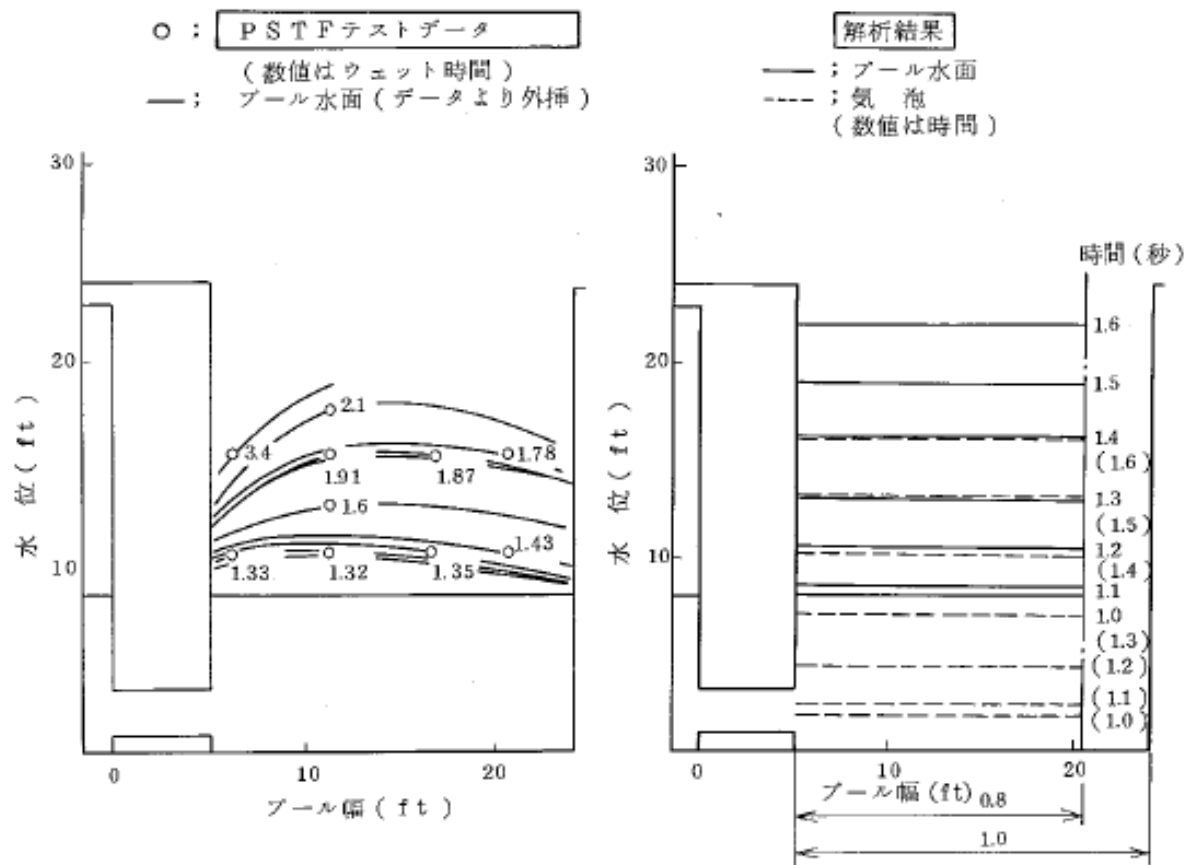
図参考 2-⑥-1 PSTF 試験装置 (立面図)



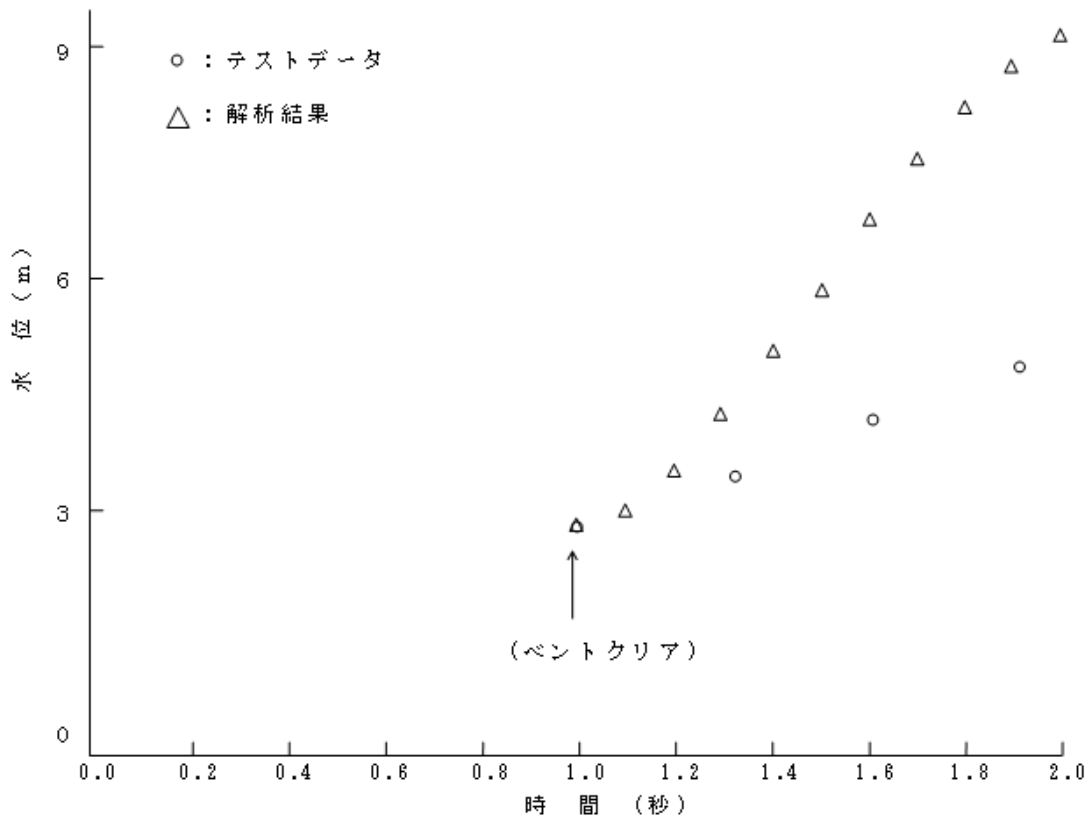
図参考 2-⑥-2 PSTF 試験装置 (平面図)



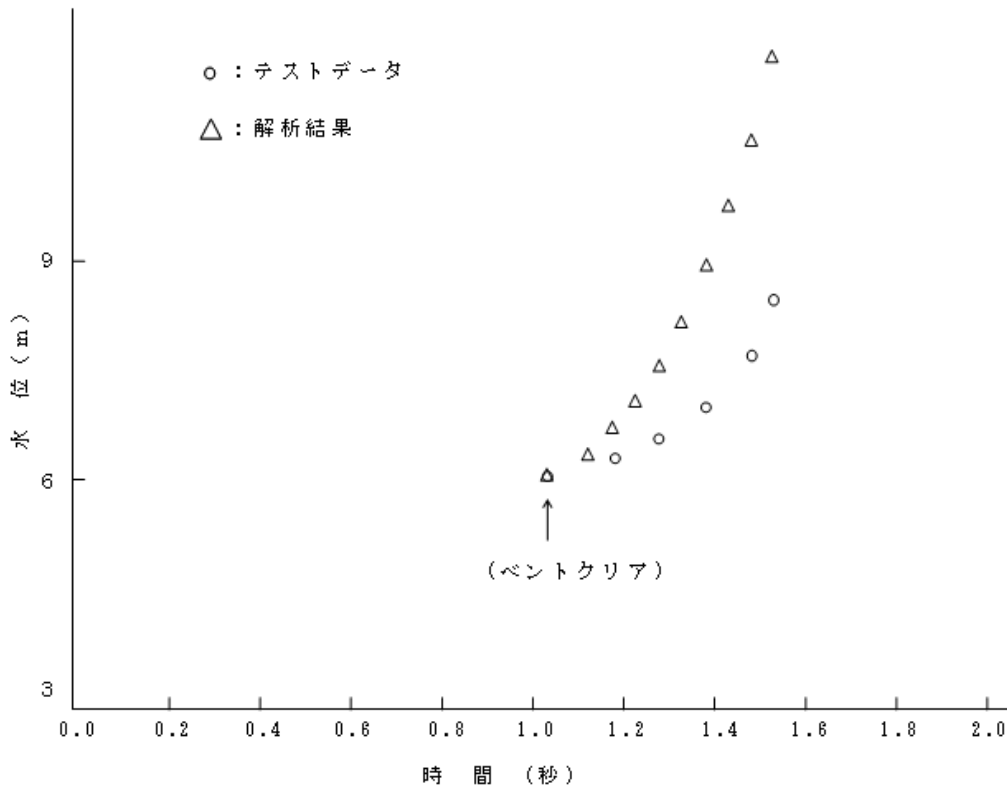
図参考 2-⑥-3 空気流によるテストと蒸気流によるテストの比較



図参考 2-⑥-4 PSTF 実規模試験結果と解析結果の比較



図参考 2-⑥-5 PSTF 実規模試験結果と解析結果の比較



図参考 2-⑥-6 PSTF 1/3 規模試験結果と解析結果の比較

[参考文献]

- [12] NUREG-0978, "Mark III LOCA-Related Hydrodynamic Load Definition", US NRC, 1984

東海第二発電所の実機試験における逃がし安全弁作動時の多弁作動について

東海第二発電所での実機試験により、主蒸気隔離弁を全閉し逃がし安全弁が□弁作動したとき（原子炉圧力約 7.44 MPa）と 1 弁作動したときでは、顕著な差はないことが確認されている。この理由として、多弁作動時は排気管出口から放出される圧力波が相互干渉し、圧力振幅が相殺されるためと考えられている。この妥当性を考察するため、東海第二発電所の実機試験で多弁作動した箇所とその位置関係から圧力振幅が相殺される傾向にあることを検討する。

図に示すように逃がし安全弁は、作動圧ごとに第 1 段から第 5 段まで対称的な配置となっており、どの作動圧で排出されても、圧力振幅は相殺されやすいと考えられる。逃がし安全弁□弁作動時の試験結果も対称的な配置で排気管から排出されており、圧力振幅は相殺されたと推測される。よって、1 弁作動時と多弁作動時を特に区別せずに評価することは妥当である。

図参考 3-1 排気管の配置^[3]

重大事故等時の動荷重の組み合わせについて

設計基準対象施設としての原子炉格納容器に対する動荷重の組み合わせの考え方を以下に示す。

- ・原子炉格納容器の応力計算は、各運転状態に生じる荷重の組み合わせの中で最も厳しい条件について行う。
- ・圧力、温度及び LOCA 時の蒸気ブローダウンによる荷重において、荷重の生じる時間が明らかに異なる場合は時間のずれを考慮する。具体的には以下の組み合わせとなる。
 - LOCA 直後のジェット力、及び LOCA 時のサプレッションチェンバのプール水揺動による荷重は事象発生後一度のみ作用する荷重であるため、許容応力状態Ⅳ_Aとして評価する。この状態は、原子炉格納容器の内圧が上昇する前の過渡的な状況であることから、最高使用圧力とは組み合わせない。
 - ドライウェルからサプレッションチェンバへの蒸気の流入が起こり、継続的に蒸気の凝縮等による動的荷重 (CO 及び CH) が作用する状態は、設計条件として評価するものとし、LOCA 事故後の最大内圧との組合せを考慮する。なお、CO と CH はドライウェルからサプレッションチェンバに流入する蒸気量の変化に伴い段階的に生じる事象であるため、互いに組み合わせる必要はない。
 - 逃がし安全弁作動時の動荷重については、逃がし安全弁の作動が運転状態Ⅱに区分される事象であることから、許容応力状態Ⅱ_Aとして評価するとともに、弾性設計用地震動 S_d と基準地震動 S_s との組み合わせも評価する。

前述の考え方を踏まえ、重大事故等時に生じる動荷重（本文第 2-2 表）に係る荷重の組み合わせを以下のように整理する（表参考 4-1）。

<逃がし安全弁作動時荷重>

逃がし安全弁が作動する事象は、「高圧・低圧注水機能喪失（給水喪失）[TQUV]」のように原子炉圧力容器バウンダリの機能が維持されている状態であり、原子炉圧力容器破損は想定されない。したがって、重大事故等時であっても、逃がし安全弁作動時荷重と同時に原子炉格納容器の過度な圧力上昇は重畳するものではなく、原子炉格納容器の内圧は最大でも全交流電源喪失事象において想定される 310kPa である。

<LOCA 及びベント時に生じる動的荷重>

本文 2 章および 5 章で述べたとおり、LOCA 時に生じる動荷重について重大事故等時にあって特に考慮が必要となる荷重は、LOCA 後長期間にわたって発生しうる荷重である CH 荷重のみとなる。また、格納容器ベント実施時にはベント管を通過する水やガスの流量が一時的に増大するが、この時の水およびガスの流量（流束）は LOCA 時に想定される最大流量（流束）

に比べて小さいことから荷重としては包絡される。したがって、重大事故等時における原子炉格納容器内の圧力・温度条件との組み合わせを考慮すべき荷重は設計基準事故時に想定する CH 荷重に包絡される。また、格納容器圧力が最大となるのは、格納容器雰囲気過圧・過温のシナリオにおいて 2Pd で格納容器ベントを実施する時点となる。

なお、格納容器ベント実施時においては、本文第 5-1 表に示すとおりベント管蒸気流束は小さいため CH 荷重が発生するが、本文第 4-2 図に示すように、水平ベント確認試験の結果から CH 荷重は S/P 水温の上昇にともなって低下する傾向にあることが確認されている。格納容器ベント時の S/P 水温は設計基準事故時に比較して高いことからその荷重は小さくなる。従って、設計条件としている CH による荷重を採用することは保守的な取り扱いとなる。

<FCI 時に生じる動的荷重>

本文 2 章および 4 章で述べたとおり、FCI 発生時にはベント管を通過する水やガスの流量が一時的に増大するため動荷重の発生が想定される。また、格納容器圧力の最大値は、FCI による動荷重発生期間内において約 504kPa である。

重大事故等時の荷重の組合せが設計基準対処施設としての荷重の組合せを網羅的に適用できているかを確認するため、表参考 4-2 で示す。設計基準事故時には告示第 5 0 1 号に基づき、運転状態 II である逃がし安全弁作動時の動荷重は地震との組合せが必要であるが、重大事故等時は逃がし安全弁作動が短期的な荷重であることから組み合わせないため、相違が生じたものの、その他の荷重について網羅的に組み合わせしており、重大事故時の組合せが妥当であることを確認した（表参考 4-2）。

表参考 4-1 重大事故等時の荷重の組合せ

No.	各運転状態による荷重	地震動	許容応力状態	圧力							動荷重				重要事故シーケンス等	荷重組合せの考え方	備考
				死荷重	限界圧力	設計圧力	ピーク圧力 FCI時	LOCA時 中小破断	SA(LL) 圧力	SRV	LOCA	FCI	ベント				
V(S)-1	SA短期	-	V _A	○	○								○	○	格納容器過圧・過温破損（ベントケース）	限界温度、圧力を考慮する。 動荷重についてはLOCA発生直後分は設計基準事故時の評価に包絡されるため組み合わせない。 格納容器ベント実施時点の動荷重として、保守的な取り扱いではあるが、LOCA後長期のCH荷重及び格納容器ベント時の荷重を合わせたものとして、設計基準事故時のCH荷重を組み合わせる。	強度計算書 評価ケース
V(S)-1-1	SA短期	-	V _A	○	○								○		格納容器過圧・過温破損（代替循環冷却ケース）	限界温度、圧力を考慮する。 動荷重についてはLOCA発生直後分は設計基準事故時の評価に包絡されるため組み合わせない。 LOCA後長期のCH荷重を保守的に考慮する。	V(S)-1で 包絡
V(S)-2	SA短期	-	V _A	○	○								○	○	全交流動力電源喪失（外部電源喪失+DG喪失） 包絡される重要事故シーケンス等： 高圧・低圧注水機能喪失， 高圧注水・減圧機能喪失， 全交流動力電源喪失（外部電源喪失+DG喪失）+RCIC失敗 全交流動力電源喪失（外部電源喪失+DG喪失）+DC喪失 全交流動力電源喪失（外部電源喪失+DG喪失）+逃がし安全弁再閉失敗 崩壊熱除去機能喪失（残留熱除去系機能喪失）	逃がし安全弁による急速減圧までの短期的な原子炉格納容器の圧力上昇と逃がし安全弁作動時の荷重が重畳するため、組み合わせる。なお、全交流動力電源喪失（外部電源喪失+DG喪失）時を想定した場合、逃がし安全弁作動と格納容器ベントによる荷重（CH）が重畳する。原子炉格納容器圧力には、逃がし安全弁作動時に最大となる全交流電源喪失時を用いる。	強度計算書 評価ケース
V(S)-2-1	SA短期	-	V _A	○	○								○		崩壊熱除去機能喪失（取水機能喪失）， 原子炉停止機能喪失， 格納容器バイパス， 高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱， 原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用， 溶融炉心・コンクリート相互作用	逃がし安全弁による急速減圧までの短期的な原子炉格納容器の圧力上昇と逃がし安全弁作動時の荷重が重畳するため、組み合わせる。	V(S)-2で 包絡
V(S)-2-2	SA短期	-	V _A	○				○					○	○	LOCA時注水機能喪失	中小破断LOCAが発生し、CHが生じている状態で、逃がし安全弁が作動する可能性があるため、組み合わせる。原子炉格納容器圧力は、逃がし安全弁作動時とする。	V(S)-2で 包絡
V(S)-3	SA短期	-	V _A	○			○							○	原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用 包絡される重要事故シーケンス等： 高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱， 溶融炉心・コンクリート相互作用	FCIによる動荷重と動荷重発生中のピーク圧力を組み合わせる。	強度計算書 評価ケース
V(L)-1	SA長期（L）	Sd	V _A S	○	○									○	格納容器過圧・過温破損（ベントケース）	格納容器ベントタイミングの不確実性を考慮した事故後1×10 ² 年（3日）の荷重として、限界圧力に弾性設計用地震動Sdを組み合わせる。SA(L)で想定される原子炉格納容器圧力と長期間継続しうる動荷重であるCHとの重畳を保守的に考慮し、組み合わせる。	耐震計算書 評価ケース
V(LL)-1	SA長期（LL）	Ss	V _A S	○										○	格納容器過圧・過温破損（代替循環冷却ケース）	重大事故等時の地震を考慮するため、事故後2×10 ¹ 年（60日）の荷重と基準地震動Ssを組み合わせる。この時点では原子炉格納容器は代替循環冷却系等により冷却が開始されており、動的荷重が作用しないため、SA(LL)で想定される圧力のみを地震と組み合わせる。	耐震計算書 評価ケース

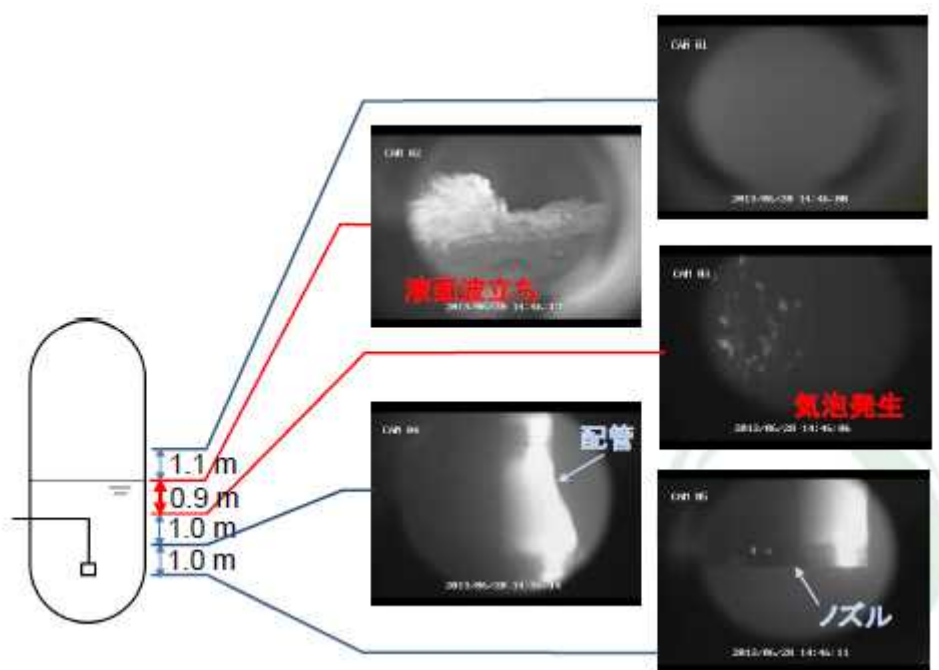
表参考 4-2 重大事故等時の荷重組合せの網羅性

荷重の組合せ			許容応力 状態	荷重状態	死 荷重	圧力			動荷重				備考
No.	各運転状態による荷重	地震				最高 圧力 使用	通常 圧力 運転	最大 圧力 事故 時	動 作 時 S R V	ジ ェ ット	C O	C H	
1	設計条件	-	設計条件	IV(異常時)	○	○							V(S)-1の組合せで包絡
2	運転状態I	-	I _A	I(通常運転時)	○		○						通常運転時のため、SA時は組み合わせない
3	運転状態II	-	II _A	II(逃がし安全弁作動時)	○		○		○				V(S)-2での組合せで包絡
4	運転状態IV	-	IV _A	IV(ジェット力作用時)	○					○			ジェット荷重はLOCA発生直後にのみ発生する荷重であることから、SA時は組み合わせない
5	運転状態IV	-	設計条件	III(異常時)	○			○			○		V(S)-3の組合せと同様
6	運転状態IV	-	設計条件	III(異常時)	○			○				○	V(S)-1の組合せと同様
7	運転状態IV	-	設計条件	III(異常時)	○			○	○			○	V(S)-2の組合せと同様
8	試験状態	-	試験状態	II(試験時)	○								試験状態は記載しない
9	運転状態I	※1	III _A S	III(地震時)	○		○						V(L)-1の組合せで包絡
10	運転状態I	S _s	IV _A S	IV(地震時)	○		○						V(LL)-1の組合せで包絡
11	運転状態II	※1	III _A S	III(地震時)	○		○		○				SRV動作は短期であるため、SA時地震とは組み合わせない
12	運転状態II	S _s	IV _A S	IV(地震時)	○		○		○				
13	運転状態IV	※1	III _A S	III(異常+地震時)	○			○					V(L)-1の組合せで包絡
14	運転状態IV	※1	IV _A S	IV(異常+地震時)	○			○					V(LL)-1の組合せと同様
V(S)-1	SA短期	-	V _A	ベントケース	○	○							○ 評価圧力:限界圧力2Pd(620kPa)
V(S)-1-1	SA短期	-	V _A	代替循環冷却ケース	○	○							○ 評価圧力:限界圧力2Pd(620kPa)
V(S)-2	SA短期	-	V _A	全交流電源喪失	○			○	○				○ 評価圧力:設計圧力1Pd(310kPa)
V(S)-2-1	SA短期	-	V _A	SRV動作	○			○	○				○ 評価圧力:設計圧力1Pd(310kPa)
V(S)-2-2	SA短期	-	V _A	LOCA時注水機能喪失	○			○	○				○ 評価圧力:設計圧力1Pd(310kPa)
V(S)-3	SA短期	-	V _A	FCI	○			○				○	○ 評価圧力:動荷重発生時の最高圧力(504kPa)
V(L)-1	SA長期(L)	S _d	V _A S	ベントケース(地震)	○			○				○	○ 評価圧力:SA長期(L)時の圧力を包絡する圧力として、限界圧力2Pd
V(LL)-1	SA長期(LL)	S _s	V _A S	代替循環冷却ケース(地震)	○			○					○ 評価圧力:SA長期(LL)時の圧力(150kPa)

※1 S_d もしくは静的地震力

減圧沸騰に関する既往の試験

スクラビングにおける減圧沸騰の除染係数（DF）への影響を評価することを目的とした大規模実験が実施されている。当該実験では、初期圧力 330kPa から、ガスの流入を行わずに、90Pa/s の減圧率で減圧を実施し、沸騰が発生する水深範囲の確認がなされている。当該試験結果では、水面から約 1m の範囲で気泡発生が確認されているが、一方で水面が波立つ高さとしては限定的となっている。（図参考 5-1）



図参考 5-1 減圧沸騰時の水面挙動*

*出典： 秋葉美幸 “プールスクラビングによるエアロゾル除去効果実験”，NRA，平成 29 年 11 月

逃がし安全弁動荷重の増加を考慮した場合の影響評価について

1. はじめに

本資料は、2.4.2 で説明した原子炉停止機能喪失時の動荷重に対する影響の評価として、逃がし安全弁 18 弁及び原子炉圧力増加時の影響を考慮した場合でも、逃がし安全弁による動荷重をうける構造物等の構造健全性が担保されることを説明する資料である。

本資料においては、逃がし安全弁動荷重の増加による影響が許容値の増加に包絡されるか否かの観点（以下「許容値比による検討」という。）及び、逃がし安全弁動荷重の増加を想定した評価の結果が許容値に収まるかの観点（以下「評価値による検討」）での検討を行う。

2. 評価条件

本資料で評価対象とする逃がし安全弁 18 弁動作及び原子炉圧力増加を考慮する時点として、原子炉停止機能喪失シーケンスにおける原子炉圧力最大時点（以下「ATWS 時」という。）を想定する。

このとき、評価条件は表参考 6-1 の通りであり、ATWS 時の条件は逃がし安全弁荷重を除き、既工認における運転状態Ⅱ（SRV 動作）と同等である。

表参考 6-1 逃がし安全弁動作時の評価条件

評価状態	格納容器 圧力	格納容器温度	逃がし安全弁 荷重	荷重組合せ*4
運転状態Ⅱ (SRV 動作)	±14kPa	D/W : 57℃ S/C : 35℃	設計評価荷重	D+P+T+H
ATWS 時	14kPa*1	D/W : 57℃ *2 S/C : 35℃	設計評価荷重 ×増倍比*3	D+P+T*5+H

注記*1 : 評価時点の格納容器圧力(10kPa)を包絡する値として設定。

*2 : 事象発生直後のため、既工認における運転状態Ⅱ (SRV 動作) と同等である。

*3 : 逃がし安全弁 18 弁動作及び原子炉圧力増加の影響による設計条件からの振幅比を指す。逃がし安全弁 18 弁動作による影響は考慮不要であることを 2.4.2.1 において確認しているため、影響評価としては原子炉圧力増加の影響を考慮すれば十分であるが、本影響評価では保守的な評価を行う観点から、上記の振幅比(それぞれ 及び 1.22) を包絡する値(以下「増倍比」という。)を適用する。但し、ストレーナについては設置位置における逃がし安全弁 18 弁動作時の振幅比として()を適用するものとする。従って、増倍比はストレーナ以外に対しては 、ストレーナに対しては となる。

*4 : 機器に応じて、下記の記号及びその他必要な荷重を適切に組み合わせて評価する。

*5 : 重大事故等時は温度荷重は組合せないが、本資料においては検討の簡略化のため組み合わせる場合がある。

注 :

D : 死荷重, P : 圧力荷重, T : 温度荷重, H : 逃がし安全弁動荷重

3. 許容値比による検討

3. 1 許容値比による検討の方針

2. 評価条件で示したとおり，ATWS 時の条件は逃がし安全弁荷重を除き，既工認における運転状態Ⅱ（SRV 動作）と同等である。従って，運転状態Ⅱ（SRV 動作）における発生応力よりも大きい値である許容応力に増倍比を乗じた値は，ATWS 時に発生する応力よりも保守的な値となる。

ここで，ATWS 発生時の評価は重大事故等状態として行うため，許容値は運転状態Ⅴの許容値（運転状態Ⅳの許容値を準用）を用いる。従って，運転状態Ⅱにおける許容値と運転状態Ⅴにおける許容値の比が増倍比を上回れば，ATWS 発生時の評価値が許容値を超えることはない。言い換えれば，当該増倍比の条件において，ATWS 発生時の評価を実施することは，既工認における運転状態Ⅱにおける評価を実施することと同等であることを確認できる。なお，ダイヤフラムフロアにおける頭付きスタッド等，最大荷重（運転状態Ⅳに相当）における発生値に対して運転状態Ⅳ相当の許容値（短期許容応力度）による評価のみが掲載されている部位があるが，運転状態Ⅱ相当の条件においては運転状態Ⅱ相当の許容値（長期許容応力度）と同値の応力等が発生しているとして確認を行う。

但し，ベント管及びストレーナについては運転状態Ⅱにおける許容値と運転状態Ⅴにおける許容値が同一となるため，4. において評価値による構造健全性の確認を行う。

3. 2 許容値比による検討の結果

表参考 6-2 に許容値比による構造健全性の確認結果を示す。

確認結果において、許容値比は増倍比を上回る。

表参考 6-2 許容値比による構造健全性の確認結果

構造物等	適用規格	許容値比	増倍比	判定
原子炉格納容器 コンクリート部	告示第 4 5 2 号	1.5 ^{*1}		○
ライナ	告示第 4 5 2 号	1.5 ^{*1}		○
下部ドライウェルアクセス トンネルスリーブ	告示第 4 5 2 号	1.5 ^{*1}		○
クエンチャサポートの基礎	告示第 4 5 2 号	1.5 ^{*1}		○
原子炉本体の基礎	鋼構造設計規準	1.5 ^{*2}		○
下部ドライウェル アクセストンネル	鋼構造設計規準	1.5 ^{*2}		○
ダイヤフラムフロア	告示第 4 5 2 号 鋼構造設計規準 各種合成構造設計指針	1.5 ^{*1, *2, *3}		○

注記*1：別紙 1 に記載の通り、告示第 4 5 2 号における荷重状態 II と荷重状態 IV の許容応力比は最小 1.5 である。

*2：別紙 2 に記載の通り、鋼構造設計規準における長期許容応力度（運転状態 II に相当）と短期許容応力度（運転状態 IV に相当）の許容応力比は最小 1.5 である。

*3：別紙 3 に記載の通り、各種合成構造設計指針における長期荷重（運転状態 II に相当）に対する許容せん断力と短期荷重（運転状態 IV に相当）に対する許容せん断力比は 1.5 である。

4. 評価値による検討

4. 1 評価値による検討の方針

ベント管及びストレーナについては運転状態Ⅱにおける許容値と運転状態Ⅴにおける許容値が同一となるため、評価値と許容値の比較により構造健全性を確認する。また、ベント管及びストレーナ以外の機器については、既工認における運転状態Ⅱの評価が ATWS 時の条件における評価と同等であることは、3. で示したとおりであるが、念のため評価値と許容値の比較を行う。

具体的には ATWS 時の条件における評価値が運転状態Ⅴの許容値（運転状態Ⅳの許容値を準用）を下回ることを確認する。

2. 評価条件で示したとおり、ATWS 時の条件は逃がし安全弁荷重を除き、既工認における運転状態Ⅱ（SRV 動作）と同等である。ここで、運転状態Ⅱ（SRV 動作）における発生値に増倍比を乗じた値は、逃がし安全弁荷重による発生値以外の圧力荷重等による発生値も含めて増倍させるため、ATWS 時に発生する値よりも一般に保守的な値となる。従って、簡易的に評価を実施するため、ATWS 時の条件における評価値は、運転状態Ⅱ（SRV 動作）における発生値に増倍比を乗じた値を用いることを原則とする。但し、原子炉格納容器コンクリート部及びストレーナについては、ATWS 時の条件における評価値として、工事計画認可申請書添付書類の各強度計算書における計算方法に準じた評価に基づく値を用いる。

4. 2 評価値による検討の結果

別紙 4 に評価値と許容値の比較による確認結果を示す。

ベント管及びストレーナについて、評価値が許容値に対して十分小さいことを確認した。その他の機器等についても ATWS 時の条件における評価値も許容値を下回っており、逃がし安全弁による動荷重の増加を想定しても機器の構造健全性は担保される。

5. 結論

本資料においては、逃がし安全弁動荷重の増加による影響が許容値の増加又は裕度に包絡されるか否かの観点及び、逃がし安全弁動荷重の増加を想定した評価の結果が許容値に収まるかの検討を行った。その結果、ベント管及びストレーナを除き、ATWS 発生時の評価を実施することが、既工認における運転状態Ⅱにおける評価を実施することに包絡されていることを確認した。また、ベント管及びストレーナについても ATWS 発生時の評価値が許容値に比較して小さいことを確認した。以上より、逃がし安全弁 18 弁及び原子炉圧力増加時の逃がし安全弁動荷重の増加による影響は小さいと考えられる。

別紙 1 告示第 4 5 2 号における荷重状態Ⅱと荷重状態Ⅳの許容値比について

告示第 4 5 2 号における荷重状態Ⅱと荷重状態Ⅳの許容値比（荷重状態Ⅳ/荷重状態Ⅱ）を表参考 6-3～6-9 に示す。

表に示すように、告示第 4 5 2 号における荷重状態Ⅱと荷重状態Ⅳの許容値比は最小でも 1.5 である。

表参考 6-3 コンクリートの許容応力度比

荷重状態	許容圧縮応力度 [kg/cm ²]		許容せん断応力度
	応力状態 1	応力状態 2	
I 及び II	$F_c / 3$	$9 \cdot F_c / 20$	次の二つの計算式のうち、 いずれか f_s の値の小さい方 $f_s = F_c / 30$ $f_s = 5 + F_c / 100$
V (IVを準用)	$2 \cdot F_c / 3$ *1	$3 \cdot F_c / 4$ *1	荷重状態 I 及び II に対する 値の 1.5 倍
許容応力度比	2.0	1.6	1.5

注記*1：告示第 4 5 2 号においては、荷重状態Ⅳにおけるコンクリートの評価はひずみにて判定を行うため、比較性の観点から荷重状態Ⅳよりも厳しい許容値として荷重状態Ⅲの許容値にて比較を行う。

表参考 6-4 鉄筋の許容応力度比

荷重状態	許容引張応力度及び 許容圧縮応力度 [kg/cm ²]		面外せん断に対する 許容引張応力度 [kg/cm ²]
	SD35	SD40	
I 及び II	2000	2000	2000
V (IVを準用)	3500*1	4000*1	3000*1
許容応力度比	1.75	2.0	1.5

注記*1：告示第 4 5 2 号においては、荷重状態Ⅳにおける鉄筋の評価はひずみにて判定を行うため、比較性の観点から荷重状態Ⅳよりも厳しい許容値として荷重状態Ⅲの許容値にて比較を行う。

表参考 6-5 ライナプレートの許容ひずみ比

ひずみの種類	ひずみの種類	許容ひずみ	
		膜	膜と曲げの和
荷重状態 I 及び II	圧縮ひずみ	0.002	0.004
	引張ひずみ	0.002	0.004
V (III 及び IV を準用)	圧縮ひずみ	0.005	0.014
	引張ひずみ	0.003	0.010
許容ひずみ比	圧縮ひずみ	2.5	3.5
	引張ひずみ	1.5	2.5

表参考 6-6 ライナプレートの機械的荷重に対する許容応力比

荷重状態	一次一般膜応力	一次膜応力+ 一次曲げ応力
I 及び II	S	1.5・S
V (IV を準用)	構造上の連続な部分は $0.6 \cdot S_u$ 、不連続な部分は S_y と $0.6 \cdot S_u$ の小さい方。ただし、オーステナイト系ステンレス鋼及び高ニッケル合金については、構造上の連続な部分は $2 \cdot S$ と $0.6 \cdot S_u$ の小さい方、不連続な部分は $1.2 \cdot S$ とする。	左欄の 1.5 倍の値
許容応力比		1.9 ^{*1}
		2.0 ^{*2}

注記*1 : S= MPa, Su= MPa を用いた。

*2 : S= MPa, Su= MPa を用いた。

注：貫通部スリーブ及び付属物がとりつくライナプレートの許容応力比については、表参考 6-9 参照。

表参考 6-7 ライナアンカの許容荷重比

荷重状態	許容荷重
I 及び II	次の二つの計算式のうち、いずれか Fa の小さい方 $F_a = 0.67 \cdot F_y$ $F_a = 0.33 \cdot F_u$
V (III 及び IV を準用)	次の二つの計算式のうち、いずれか Fa の小さい方 $F_a = 0.9 \cdot F_y$ $F_a = 0.5 \cdot F_u$
許容荷重比	1.5* ¹

注記*1: ライナアンカの降伏荷重 $F_y = -$, 最大荷重 $F_u = 177\text{MPa}$ を用いた。

表参考 6-8 ライナアンカの強制ひずみ荷重に対する許容変位量比

荷重状態	許容変位量
I 及び II	$\delta_a = 0.25 \delta_u$
V (III 及び IV を準用)	$\delta_a = 0.5 \delta_u$
許容変位量比	2.0

表参考 6-9 貫通部スリーブ及び付属物がとりつくライナプレートの許容応力比

運転状態	応力分類	構造用鋼材					ボルト等	
		一次応力					一次応力	
		引張り	せん断	圧縮	曲げ	支圧	引張り	せん断
I, II	f_t	f_s	f_c	f_b	f_p	f_t	f_s	
V (IV を準用)	$1.5 \cdot f_t^*$	$1.5 \cdot f_s^*$	$1.5 \cdot f_c^*$	$1.5 \cdot f_b^*$	$1.5 \cdot f_p^*$	$1.5 \cdot f_t^*$	$1.5 \cdot f_s^*$	
許容応力比	1.5以上* ¹	1.5以上* ¹	1.5以上* ¹	1.5以上* ¹	1.5以上* ¹	1.5以上* ¹	1.5以上* ¹	

注記*1: $f_t \leq f_t^*$ である。

別紙 2 鋼構造設計規準における運転状態Ⅱと運転状態Ⅳの許容応力比について

鋼構造設計規準における運転状態Ⅱと運転状態Ⅳの許容応力比を表に示す。

表参考 6-10 に示すように、鋼構造設計規準における長期許容応力度と短期許容応力度の許容応力比は 1.5 である。

表参考 6-10 鋼構造設計規準における許容応力比

運転 状態	応力 分類	構造用鋼材					ボルト等	
		一次応力					一次応力	
		引張り	せん断	圧縮	曲げ	支圧	引張り	せん断
I, II (長期許容応 力度を適用)	f_t	f_s	f_c	f_b	f_p	f_t	f_s	
V (Ⅲ, Ⅳを準 用) (短期許容応 力度を適用)	$1.5 \cdot f_t$	$1.5 \cdot f_s$	$1.5 \cdot f_c$	$1.5 \cdot f_b$	$1.5 \cdot f_p$	$1.5 \cdot f_t$	$1.5 \cdot f_s$	
許容応力比	1.5	1.5	1.5	1.5	1.5	1.5	1.5	

別紙 3 各種合成構造設計指針における運転状態Ⅱと運転状態Ⅳの許容せん断力比について

各種合成構造設計指針における運転状態Ⅱと運転状態Ⅳの許容せん断力比を表に示す。

表参考 6-11 に示すように、各種合成構造設計指針における長期荷重に対する許容せん断力と短期荷重に対する許容せん断力の許容応力比は 1.5 である。

表参考 6-11 各種合成構造設計指針における許容せん断力比

運転状態 \ 荷重	せん断
I, II (長期荷重に対する許容せん断力を適用)	$0.4 (0.5_{sca} \sqrt{F_c \cdot E_c})$
V (III, IVを準用) (短期荷重に対する許容せん断力を適用)	$0.6 (0.5_{sca} \sqrt{F_c \cdot E_c})$
許容せん断力比	1.5

注 $_{sca}$: 頭付きアンカーボルトの軸部断面積とねじ部有効面積のうち小さい方 (cm²)

F_c : コンクリートの設計基準強度 (kg/cm²)

E_c : コンクリートのヤング係数 (kg/cm²)

別紙4 ATWS 時の評価

ATWS 時を想定した評価を表参考 6-12～表参考 6-28 に示す。

表に示すように、いずれの機器及び評価点についても評価値は許容値を下回る。

表参考 6-12 原子炉格納容器コンクリート部

部位		評価項目	評価値* ¹	許容値
シェル部	等価膜力 + 曲げモーメント	コンクリート圧縮ひずみ ($\times 10^{-3}$)	0.169	3.00
		鉄筋圧縮ひずみ ($\times 10^{-3}$)	0.142	5.00
	膜力	圧縮応力度 (N/mm^2)	2.34	21.4
	面内せん断力	面内せん断応力度 (N/mm^2)	0.425	6.25
	面外せん断力	面外せん断応力度 (N/mm^2)	0.290	2.33
	基部面外せん断力	面外せん断応力度 (N/mm^2)	0.292	2.12
トップ スラブ部	軸力 + 曲げモーメント	コンクリート圧縮ひずみ ($\times 10^{-3}$)	0.0705	3.00
		鉄筋引張ひずみ ($\times 10^{-3}$)	0.0466	5.00
	面外せん断力	面外せん断応力度 (N/mm^2)	0.320	1.21
底部	軸力 + 曲げモーメント	コンクリート圧縮ひずみ ($\times 10^{-3}$)	0.0334	3.00
		鉄筋圧縮ひずみ ($\times 10^{-3}$)	0.0202	5.00
	面外せん断力	面外せん断応力度 (N/mm^2)	0.958	2.91

注記*1：ATWS 時を想定した評価結果。表参考 6-1 に記載の評価条件を用いて、V-3-3-6-1-1-1「原子炉格納容器コンクリート部の強度計算書」の評価手法に準じた評価を実施した値

表参考 6-13 原子炉格納容器ライナ部

評価項目	ATWS 時*1		許容値
	評価値	評価点	
引張ひずみ	0.00013	P9	0.00300
圧縮ひずみ	0.00052	P6	0.00500
変位量[mm]	0.68	P2	4.50

注記*1：ATWS 時を想定した評価結果。平成 4 年 3 月 27 日付け 3 資庁第 13034 号にて認可された工事計画のIV-3-4-1-2「原子炉格納容器ライナ部の強度計算書」における荷重状態Ⅱ（逃がし安全弁作動時）における発生値に増倍比を乗じた値の最大値。

表参考 6-14 下部ドライウェルアクセストンネルスリーブ及び鏡板(所員用エアロック付)

評価点番号	評価点名	応力分類	単位	評価値*1	許容値
P4	フランジプレート (外側)	曲げ応力	MPa	57	317
		せん断応力	MPa	7	158
P5	フランジプレート (内側)	曲げ応力	MPa	260	444
		せん断応力	MPa	18	221
P6	ガセットプレート (外側)	曲げ応力	MPa	-	-
		せん断応力	MPa	35	158
P7	ガセットプレート (内側)	曲げ応力	MPa	-	-
		せん断応力	MPa	80	158
P8	コンクリート部 (フランジプレート (外側) 近傍)	圧縮応力度	N/mm ²	3.3	27.5
	コンクリート部 (フランジプレート (内側) 近傍)	圧縮応力度	N/mm ²	6.9	27.5

注記*1：ATWS 時を想定した評価結果。平成 4 年 3 月 27 日付け 3 資庁第 13034 号にて認可された工事計画のIV-3-4-1-10「下部ドライウェルアクセストンネルスリーブ及び鏡板(所員用エアロック付)の強度計算書」における荷重状態Ⅰ及びⅡにおける発生値に増倍比を乗じた値

注：評価点 P1～3 は水力的動荷重の影響を受けない

表参考 6-15 下部ドライウェルアクセストンネルスリーブ及び鏡板(機器搬入用ハッチ付)

評価点 番号	評価点名	応力分類	単位	評価値*1	許容値
P4	フランジプレート (外側)	曲げ応力	MPa	40	317
		せん断応力	MPa	6	158
P5	フランジプレート (内側)	曲げ応力	MPa	238	444
		せん断応力	MPa	17	221
P6	ガセットプレート (外側)	曲げ応力	MPa	-	-
		せん断応力	MPa	25	158
P7	ガセットプレート (内側)	曲げ応力	MPa	-	-
		せん断応力	MPa	73	158
P8	コンクリート部 (フランジプレート (外側) 近傍)	圧縮応力度	N/mm ²	2.6	27.5
	コンクリート部 (フランジプレート (内側) 近傍)	圧縮応力度	N/mm ²	6.5	27.5

注記*1：ATWS 時を想定した評価結果。平成 4 年 3 月 27 日付け 3 資庁第 13034 号にて認可された工事計画の IV-3-4-1-11 「下部ドライウェルアクセストンネルスリーブ及び鏡板(機器搬入用ハッチ付)の強度計算書」における荷重状態 I 及び II における発生値に増倍比を乗じた値

注：評価点 P1～3 は水力学的動荷重の影響を受けない

表参考 6-16 クエンチャサポート基礎

評価点 番号	評価点名	応力分類	単位	評価値*1	許容値
P1	ベースプレート	引張応力	MPa	116	196
P2	下部サポートパイ プ	圧縮応力	MPa	118	375
		せん断応力	MPa	21	226
P3	ベアリングプレー ト	曲げ応力	MPa	162	453
		せん断応力	MPa	35	226
P4	ガセットプレート	曲げ応力	MPa	231	453
		せん断応力	MPa	114	226
P5	基礎ボルト	引張応力	MPa	297	473
P6	コンクリート部	圧縮応力度	N/mm ²	9.0	25.0
		せん断応力度	N/mm ²	0.3	1.1

注記*1：ATWS 時を想定した評価結果。平成 4 年 3 月 27 日付け 3 資庁第 13034 号にて認可された工事計画の IV-3-4-1-13 「クエンチャサポートの基礎の強度計算書」における荷重状態 II（逃がし安全弁作動時）における発生値に増倍比を乗じた値

表参考 6-17 ベント管

評価点 番号	評価点名	応力分類	単位	評価値* ¹	許容値
P1-A	垂直支持部 (リターンライン有)	一次応力	MPa	2	124
P1-B	垂直支持部 (リターンライン無)	一次応力	MPa	2	124
P2-A	水平吐出管の垂直管との 結合部 (リターンライン有)	一次応力	MPa	7	124
P2-B	水平吐出管の垂直管との 結合部 (リターンライン無)	一次応力	MPa	7	124
P3-A	水平吐出管支持部 (リターンライン有)	一次応力	MPa	3	124
P3-B	水平吐出管支持部 (リターンライン無)	一次応力	MPa	3	124
P4	リターンラインとの垂直 管との結合部	一次応力	MPa	5	124

注記*1：ATWS 時を想定した評価結果。平成 4 年 3 月 27 日付け 3 資庁第 13034 号にて認可された工事計画の IV-3-4-3-4 「ベント管の強度計算書」における設計条件（SRV 動作状態を包絡した条件）における発生値に増倍比を乗じた値

表参考 6-18 ダイヤフラムフロア

評価点番号	評価点名	評価項目	単位	応力状態	評価箇所	評価値*1	許容値*2
P1	鉄筋コンクリートスラブ放射方向	cσc	N/mm ²	1	No. 3	-2.9	-21.5
			N/mm ²	2	No. 4	-7.9	-24.2
		sσc	N/mm ²	2	No. 4	-67.7	-343
		sσt	N/mm ²	2	No. 4	86.9	343
		面外せん断力	N/mm	2	No. 1	709	944
P2	鉄筋コンクリートスラブ円周方向	cσc	N/mm ²	1	No. 2	-0.6	-21.5
			N/mm ²	2	No. 4	-9.0	-24.2
		sσc	N/mm ²	2	No. 4	-114.8	-343
		sσt	N/mm ²	1	No. 2	16.5	343
		面外せん断力	N/mm	2	No. 4	160	944
P4	鉄筋コンクリート製格納容器接合部鉛直力伝達用シアプレート	曲げ応力度	N/mm ²	-	No. 3	166	305
		せん断応力度	N/mm ²	-	No. 3	21	152
P6	原子炉本体の基礎接合部半径方向水平力伝達用頭付きスタッド	せん断力	N/本	-	No. 1	2.581 ×10 ⁴	6.932 ×10 ⁴

注記*1：ATWS 時を想定した評価結果。評価点番号 P1 及び P2 については、平成 4 年 3 月 27 日付け 3 資庁第 13034 号にて認可された工事計画の IV-3-4-3-3 「ダイヤフラムフロアの強度計算書」における荷重状態Ⅰ及びⅡにおける発生値に増倍比を乗じた値の最大値、評価点番号 P4 及び P6 については、前述の計算書に記載の最大荷重における発生値に増倍比を乗じた値。

*2：評価点番号 P1 及び P2 において適用される告示第 452 号においては、荷重状態Ⅳにおけるコンクリートの評価はひずみにて判定を行うため、比較性の観点から荷重状態Ⅳよりも厳しい許容値として荷重状態Ⅲの許容値を用いた

注 1：評価点 P3 鉄筋コンクリート製格納容器接合部地震時水平力伝達用シアプレート及び P5 原子炉本体基礎接合部地震時水平力伝達用シアプレートは地震力が支配的のため強度評価を省略とする

2：cσc はコンクリートの圧縮応力度，sσc は鉄筋の圧縮応力度，sσt は鉄筋の引張応力度を指す

表参考 6-19 下部ドライウェルアクセストンネル

評価点 番号	評価点名	応力分類	単位	評価値* ¹	許容値
P1	原子炉本体基礎側端部	組合せ 応力度	N/mm ²	121	425
P2	原子炉本体基礎側フレキシブルジョイント部	組合せ 応力度	N/mm ²	183	425
P3	下部ドライウェルアクセストンネル円筒胴	組合せ 応力度	N/mm ²	36	425
P4	原子炉格納容器側フレキシブルジョイント部	組合せ 応力度	N/mm ²	157	425
P5	原子炉格納容器側端部	組合せ 応力度	N/mm ²	123	425

注記*1：ATWS 時を想定した評価結果。平成 4 年 3 月 27 日付け 3 資庁第 13034 号にて認可された工事計画の IV-3-4-4-1 「下部ドライウェルアクセストンネルの強度計算書」における荷重状態 II（逃がし安全弁作動時）の発生値に増倍比を乗じた値

表参考 6-20 原子炉本体の基礎

評価点 番号	評価点名	応力分類	単位	評価値* ¹	許容値
P1	円筒部（内筒）	面内せん断 応力度	N/mm ²	7	245
		組合せ応力度	N/mm ²	134	425
	円筒部（外筒）	面内せん断 応力度	N/mm ²	14	245
		組合せ応力度	N/mm ²	100	425
P2	たてリブ	面内せん断 応力度	N/mm ²	75	245
		組合せ応力度	N/mm ²	141	425
P4	ベアリング プレート	曲げ応力度	N/mm ²	397	491

注記*1：ATWS 時を想定した評価結果。評価点番号 P1 及び P2 については、平成 3 年 8 月 23 日付け 3 資庁第 6675 号にて認可された工事計画の IV-1-2 「原子炉本体の基礎に関する説明書」における通常運転時及び逃がし安全弁動作時の発生値に増倍比を乗じた値の最大値。評価点番号 P4 については前述の計算書に記載の最大荷重（地震時（1）（逃がし安全弁動作時を包絡する条件））における発生値に増倍比を乗じた値。

注 1：評価点 P3 アンカボルトについては ATWS 時を想定した場合、有意な引抜き力を発生させる荷重が想定されないため評価を省略する。P5 ブラケット部は水力学的動荷重の影響を受けない。

表参考 6-21 残留熱除去系ストレーナ

評価点 番号	評価点名	応力分類	単位	評価値*1	許容値
P1	全ディスクセットの 多孔プレート	一次膜応力＋ 一次曲げ応力	MPa	25	187
P2	ディスクセット間の 円筒形多孔プレート	一次膜応力＋ 一次曲げ応力	MPa	25	187
P3	リブ	一次膜応力＋ 一次曲げ応力	MPa	24	204
P4	コンプレッション プレート	一次膜応力＋ 一次曲げ応力	MPa	9	204
P5	フィンガ	一次膜応力＋ 一次曲げ応力	MPa	29	204
P6	ストラップ	一次膜応力＋ 一次曲げ応力	MPa	10	204
P7	フランジ	曲げ応力	MPa	51	204
P8	ボルト	引張応力	MPa	13	187

注記*1：ATWS 時を想定した評価結果。表参考 6-1 に記載の評価条件を用いて V-3-3-3-2-1-3「残留熱除去系ストレーナの強度計算書」の評価手法に準じた評価を実施した値

表参考 6-22 ストレーナ部ティー

対象 設備	評価 部位	適用規格	応力分類	単位	評価値*1	許容値
残留熱除去系 ストレーナ部 ティー	ティー	設計・建設規格	一次応力	MPa	30	204
		告示第 5 0 1 号	一次応力	MPa	12	135

注記*1：ATWS 時を想定した評価結果。表参考 6-1 に記載の評価条件を用いて V-3-3-3-2-1-4「残留熱除去系ストレーナ部ティーの強度計算書」の評価手法に準じた評価を実施した値

表参考 6-23 残留熱除去系ストレーナ取付部コネクタ

対象設備	評価部位	応力分類	単位	評価値*1	許容値
残留熱除去系 ストレーナ 取付部 コネクタ	コネクタ	一次応力	MPa	45	204
	フランジ	一次応力	MPa	39	204

注記*1：ATWS 時を想定した評価結果。表参考 6-1 に記載の評価条件を用いて V-3-3-3-2-1-5 「残留熱除去系ストレーナ取付部コネクタの強度計算書」 の評価手法に準じた評価を実施した値

表参考 6-24 高圧炉心注水系ストレーナ

評価点番号	評価点名	応力分類	単位	評価値*1	許容値
P1	全ディスクセットの 多孔プレート	一次膜応力+ 一次曲げ応力	MPa	23	192
P2	ディスクセット間の 円筒形多孔プレート	一次膜応力+ 一次曲げ応力	MPa	35	192
P3	リブ	一次膜応力+ 一次曲げ応力	MPa	34	214
P4	コンプレッション プレート	一次膜応力+ 一次曲げ応力	MPa	12	214
P5	フィンガ	一次膜応力+ 一次曲げ応力	MPa	38	214
P6	ストラップ	一次膜応力+ 一次曲げ応力	MPa	10	214
P7	フランジ	曲げ応力	MPa	52	214
P8	ボルト	引張応力	MPa	16	204

注記*1：ATWS 時を想定した評価結果。表参考 6-1 に記載の評価条件を用いて V-3-3-3-3-1-2 「高圧炉心注水系ストレーナの強度計算書」 の評価手法に準じた評価を実施した値

表参考 6-25 高圧炉心注水系ストレーナ部ティー

対象設備	評価部位	適用規格	応力分類	単位	評価値* ¹	許容値
高圧炉心注水系ストレーナ部ティー	ティー	設計・建設規格	一次応力	MPa	37	214
		告示第 5 0 1 号	一次応力	MPa	14	143

注記*1：ATWS 時を想定した評価結果。表参考 6-1 に記載の評価条件を用いて V-3-3-3-3-1-3 「高圧炉心注水系ストレーナ部ティーの強度計算書」の評価手法に準じた評価を実施した値

表参考 6-26 高圧炉心注水系ストレーナ取付部コネクタ

対象設備	評価部位	応力分類	単位	評価値* ¹	許容値
高圧炉心注水系ストレーナ取付部コネクタ	コネクタ	一次応力	MPa	23	214
	フランジ	一次応力	MPa	39	214

注記*1：ATWS 時を想定した評価結果。表参考 6-1 に記載の評価条件を用いて V-3-3-3-3-1-4 「高圧炉心注水系ストレーナ取付部コネクタの強度計算書」の評価手法に準じた評価を実施した値

表参考 6-27 原子炉隔離時冷却系ストレーナ

評価点番号	評価点名	応力分類	単位	評価値* ¹	許容値* ²
P1	多孔プレートとフランジの取付部	一次膜応力＋一次曲げ応力	MPa	5	129
P2	フランジ	曲げ応力	MPa	2	142
P3	ボルト	引張応力	MPa	1	203

注記*1：ATWS 時を想定した評価結果。表参考 6-1 に記載の評価条件を用いて V-3-3-3-3-2-2 「原子炉隔離時冷却系ストレーナの強度計算書」の評価手法に準じた評価を実施した値

*2：告示第 5 0 1 号及び設計・建設規格に基づく許容値のうち小さい方

表参考 6-28 原子炉隔離時冷却系ストレーナ部ティー

対象 設備	評価 部位	適用規格	応力分類	単位	評価値*1	許容値
原子炉隔離時 冷却系ストレ ーナ部ティー	ティー	設計・建設規格	一次応力	MPa	5	214
		告示第501号	一次応力	MPa	3	143

注記*1：ATWS 時を想定した評価結果。表参考 6-1 に記載の評価条件を用いて V-3-3-3-3-2-3 「原子炉隔離時系ストレーナ部ティーの強度計算書」 の評価手法に準じた評価を実施した値

原子炉圧力容器外の FCI 発生時の蒸気移行による水力的動荷重について

1. はじめに

柏崎刈羽原子力発電所 6 号及び 7 号炉の原子炉設置変更許可申請書 添付書類十「7.2.3 原子炉圧力容器外の熔融燃料－冷却材相互作用」(以下「FCI 有効性評価」という。)時の蒸気移行量の最大値は約 595kg/s/m^2 と水平ベント確証試験における試験範囲を超える値となっている。このため、FCI 時の蒸気移行に伴う水力的動荷重について検討した。

本参考資料においては、2.において FCI 発生時の蒸気流束であっても安定状態であることを確認する。その上で、3.において、各種試験結果より FCI 発生時の蒸気流束であっても水力的動荷重が増大しないことを確認する。また、これらの検討で参照した試験の本検討に対する適用性について 4.で述べる。

2. FCI 発生時の蒸気流束における蒸気凝縮モードについて

蒸気流束が大きい領域における蒸気凝縮に関する知見としては、SRV 作動時の蒸気凝縮に関して、SRV 排気管出口にストレートパイプを用いた場合の知見があることから、当該知見に基づき FCI 発生時におけるベント管出口での蒸気凝縮挙動(蒸気凝縮モード)について検討した。

2.1 蒸気凝縮モードマップ

図参考 7-2-1 にストレートパイプ型 SRV における蒸気凝縮モードマップ^[1]を示す。当該マップにおいては、蒸気流束とプール水温に基づき蒸気凝縮モードを ZONE 分けしており、各 ZONE についてはそれぞれ以下のとおりである。

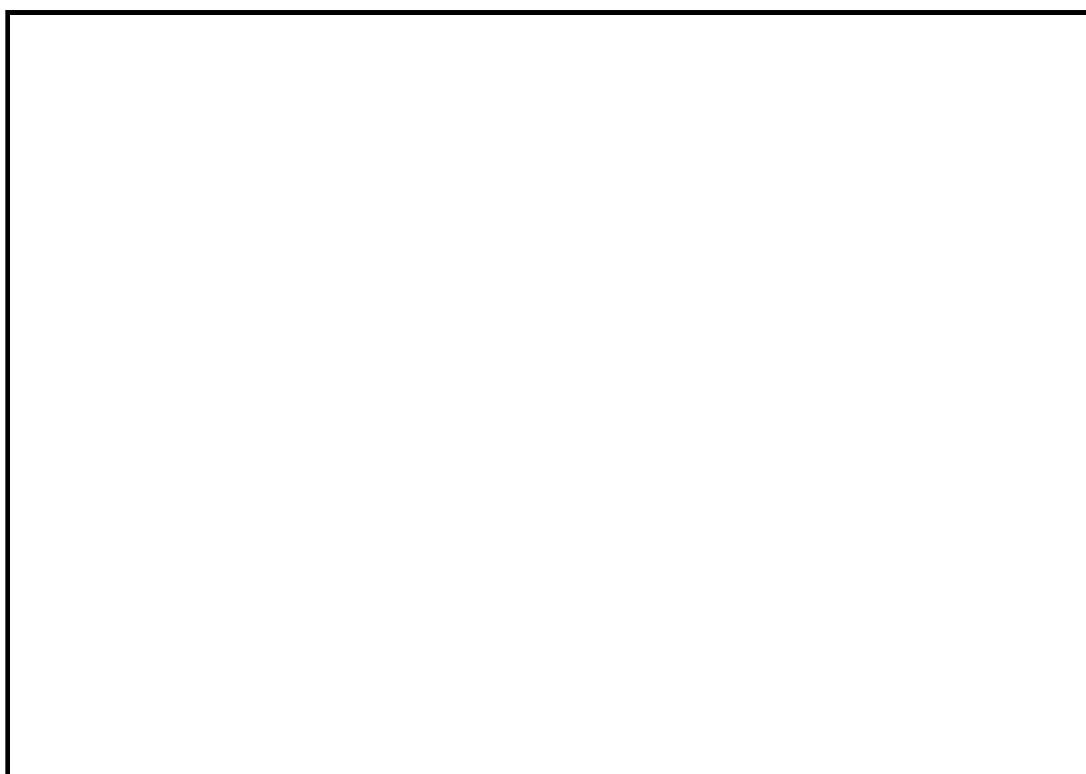
ZONE1: 低蒸気流束下での蒸気凝縮であり、不定期で比較的低い振幅の振動が生じる

ZONE2: 中蒸気流束下での凝縮であり、凝縮振動は不規則で psi の範囲である。

ZONE3: 臨界流に近いまたは臨界流での大蒸気流束かつプール水温が比較的低い場合における凝縮である。蒸気凝縮は安定しており、振動は psi で約 Hz である。

ZONE4: 大蒸気流束かつ高プール水温下での凝縮であり、不安定な蒸気凝縮により 気圧程度の大きな振動を伴う。

ZONE5: 大蒸気流束かつ ZONE4 よりさらに高いプール水温での凝縮であり、振動は無視可能なほど小さい。

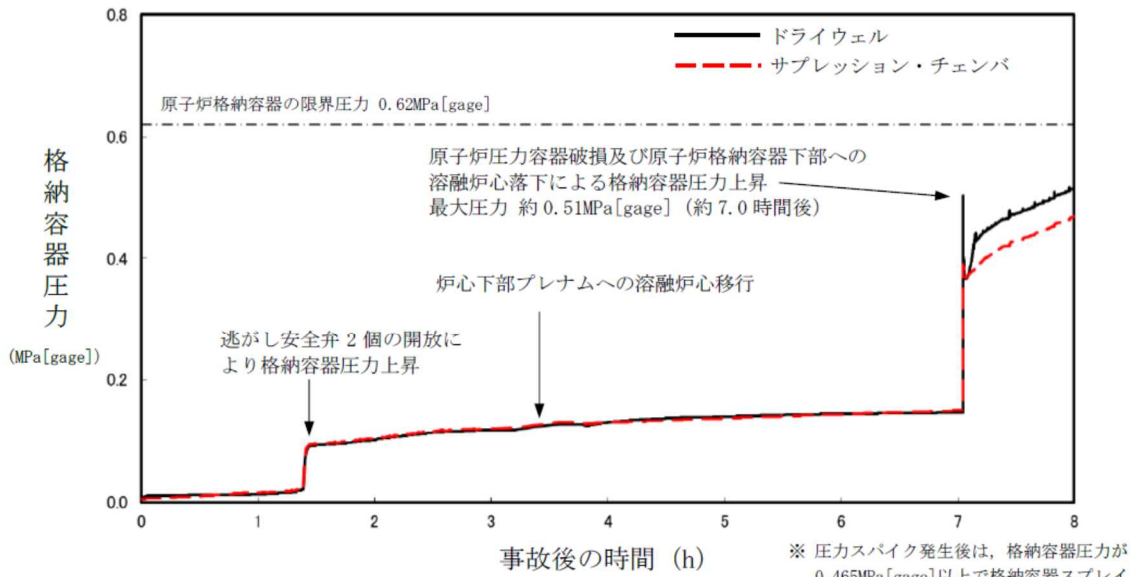


図参考 7-2-1 ストレートパイプ型 SRV における蒸気凝縮マップ

2.2 FCI 発生時の蒸気凝縮モード

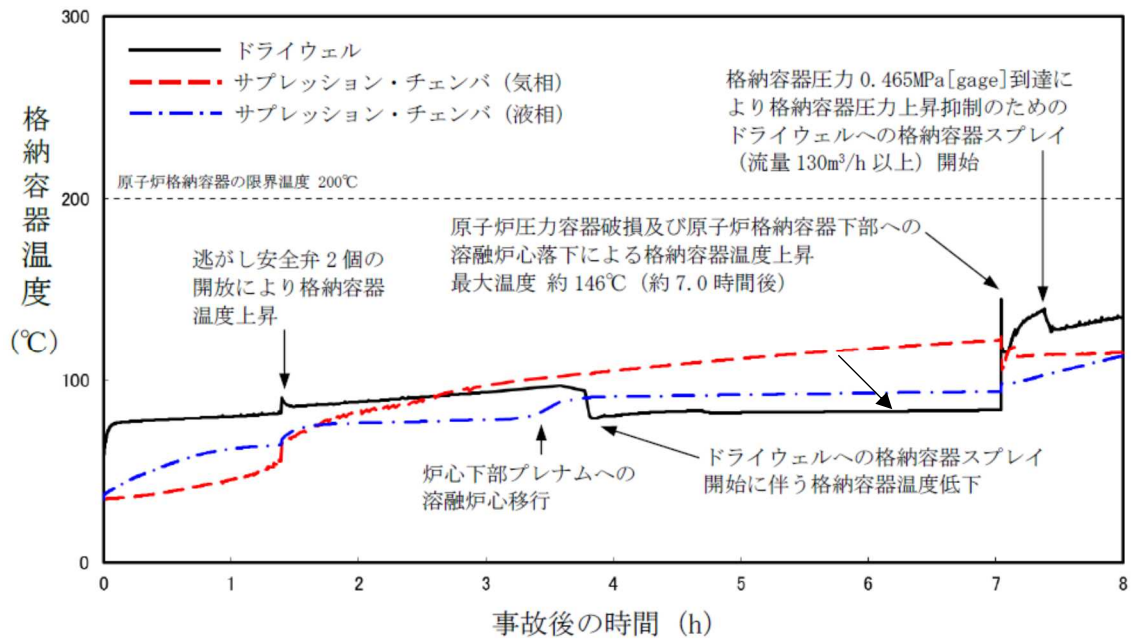
図参考 7-2-2 及び図参考 7-2-3 にそれぞれ MAAP による FCI 有効性評価の格納容器圧力、格納容器水温を示す。また 2.1 の蒸気凝縮モードマップに MAAP 解析結果をプロットしたものを図参考 7-2-4 に示す。ここで動荷重試験は大気圧条件で実施されていると推定されること、現象論的には蒸気凝縮はサブクール度で支配されると考えられることから MAAP の解析結果は、FCI 時の圧力上昇によるサブクール度上昇を考慮してプロットした。蒸気流束のピーク時は ZONE3 の領域となり、大振動が発生する ZONE4 には入らないことが分かる。

従って、FCI 有効性評価と同じベント管蒸気流束であっても、安定凝縮状態であると考えられる。



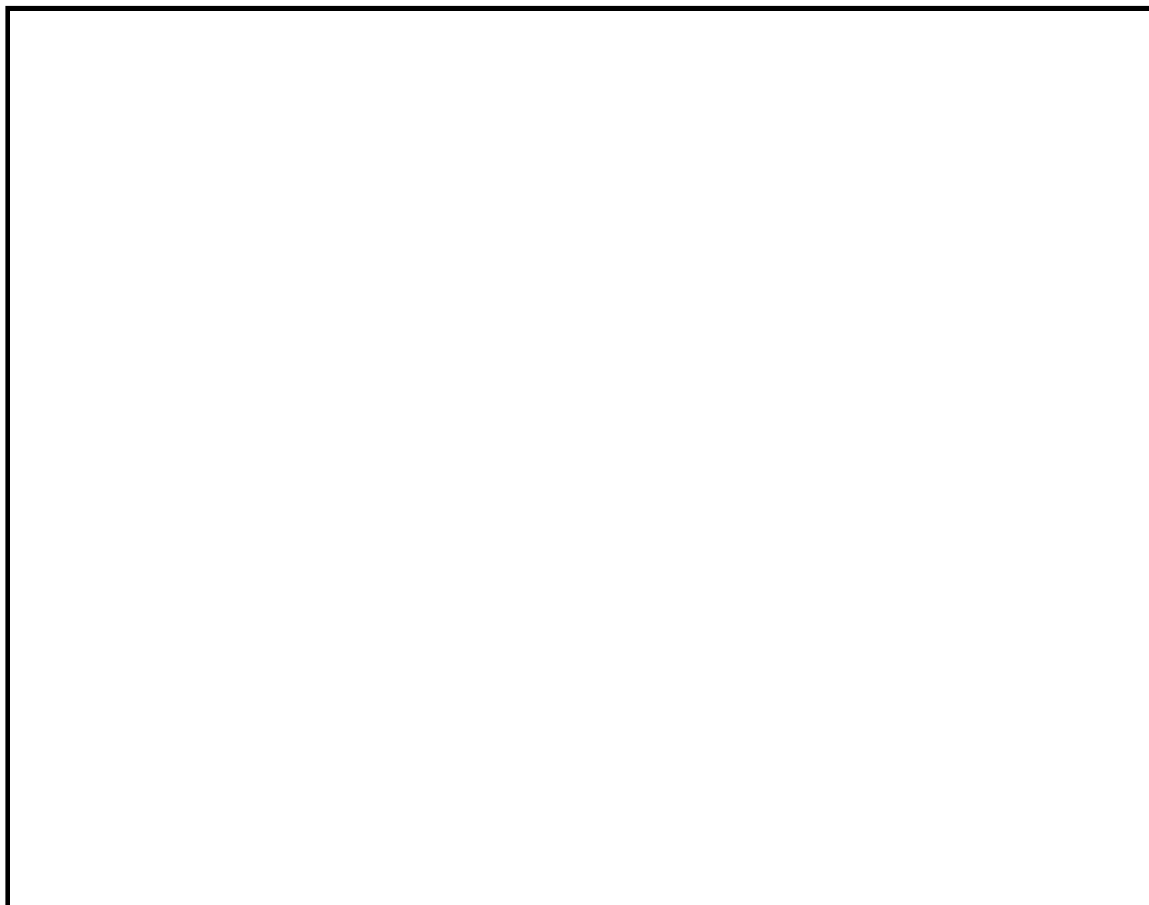
第 3.3.3 図 格納容器圧力の推移

図参考 7-2-2 格納容器圧力



第 3.3.4 図 格納容器温度の推移

図参考 7-2-3 格納容器水温



図参考 7-2-4 FCI 発生時の MAAP 解析結果と蒸気凝縮モードマップの比較

3. FCI 発生時の蒸気流束における蒸気凝縮振動(CO)荷重について

FCI 発生時のベント管蒸気流束が水平ベント確証試験で確認された蒸気流束を逸脱することから、蒸気流束の増大が CO 荷重に与える影響について検討した。

以下ではまず 3.1 において、蒸気凝縮に関する試験の結果等を元に、一般的な傾向として、凝縮モードが凝縮振動 (CO; Condensation oscillation) モードの時に蒸気流束が増加すると凝縮モードは凝縮振動 (CO) から安定凝縮 (SC; Stable condensation) に遷移し、水力的動荷重は小さくなることを示す。なお、ここで参照した試験は ABWR 水平ベント試験の範囲を超える高蒸気流束の条件で実施されたものを含む。その後 3.2 において、ABWR 水平ベント試験を参照し、蒸気流束の試験条件の上限付近で凝縮振動の振幅 (荷重) が弱まる傾向が確認されていることを示す。これにより蒸気流束が試験条件の上限より増加しても、荷重は増大しないことを説明する。

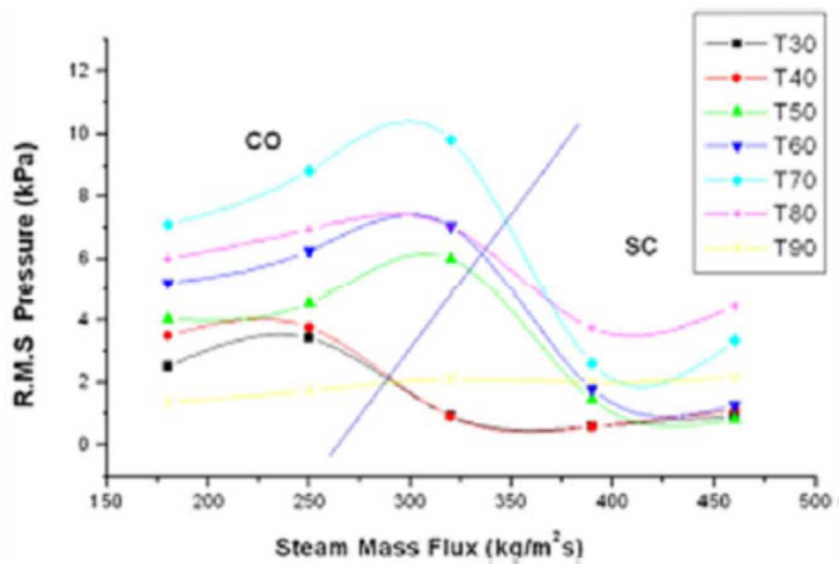
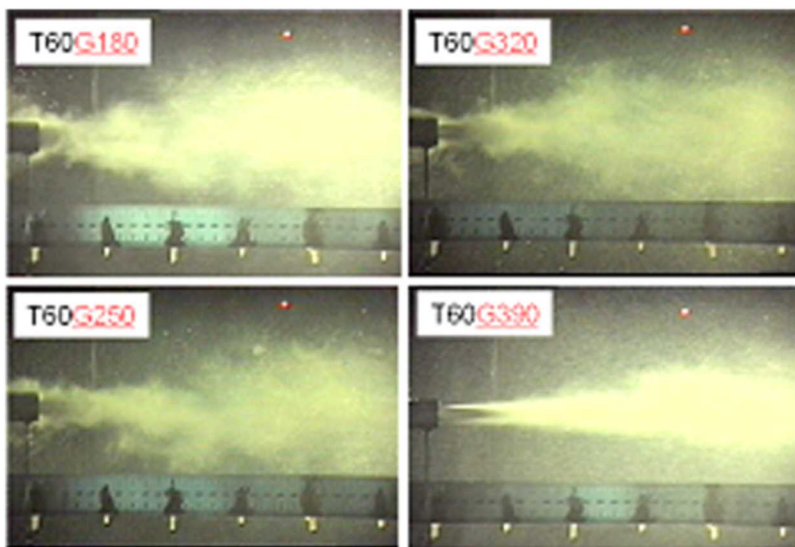
3.1 蒸気流束と水力的荷重の関係について

3.1.1 蒸気凝縮モードと水力的荷重の関係について

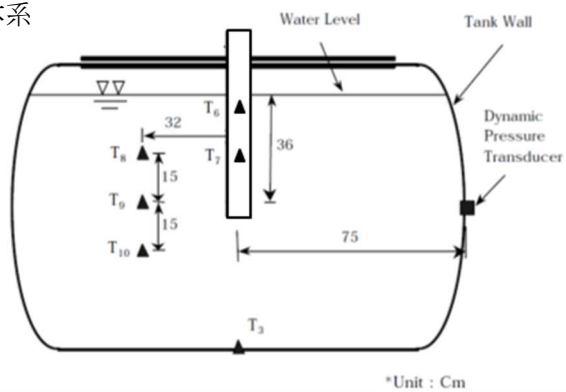
プール水中での蒸気の凝縮モードは蒸気流束の増加に伴い、凝縮振動 (CO) から安定凝縮 (SC) に遷移するが、安定凝縮 (SC) モードでは、発生する水力的荷重は、凝縮振動 (CO) モードに比べ小さくなることが知られている。図参考 7-3-1 に Song らの実験^[2]の例を示す。図参考 7-3-1 では、蒸気流束の増加に伴い、凝縮モードが凝縮振動 (CO) から安定凝縮 (SC) へと遷移し、水力的荷重は減少している。また、図参考 7-3-1 上部の写真のうち、右下の写真は蒸気流束の高い 390kg/s/m^2 における蒸気凝縮の様子をとらえた写真であるが、凝縮界面はベント管から離れ、蒸気ジェットは円錐又は楕円型の形状を形成している。なお、図参考 7-3-1 はプール水温の異なる複数のケースをプロットしており、安定凝縮 (SC) の領域である蒸気流束が 390kg/s/m^2 から 460kg/s/m^2 にかけて、荷重が低下する傾向を示すケースと荷重が微増する傾向を示すケースがあるが、荷重が微増するケースにおいても安定凝縮 (SC) の領域であることには変わりがなく、凝縮振動 (CO) の荷重を上回ることはない。

「BWR. MARK II 型格納容器圧力抑制系に加わる動荷重の評価指針」では、プール水中の蒸気凝縮の現象に関しては、以下の 3 つの現象がみられるとしており、上述の図参考 7-3-1 の傾向はこれとも整合している。

- (1) 蒸気流速が高い場合の、比較的静かな凝縮
- (2) 蒸気流速が中位の場合の、振動的な凝縮
- (3) 蒸気流速が低い場合の、間欠的な凝縮 (チャギング)



試験体系



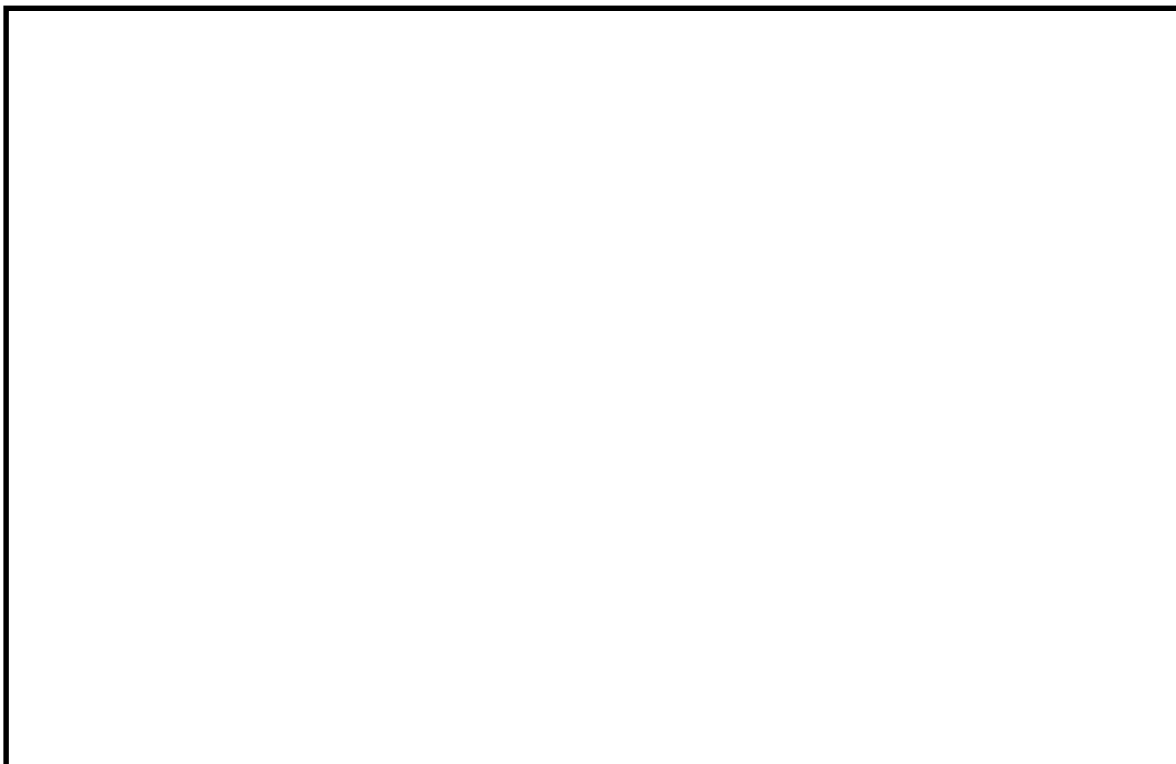
注：凡例の T の後ろの数字はプール水温 (°C), G の後ろの数字は蒸気流束 (kg/s/m²) を表す。

図参考 7-3-1 圧力振幅の蒸気流束依存性 (Song らの実験)

また、ストレートパイプによる試験^[3]では、蒸気凝縮にともなう荷重値とプール水温との関係が、複数の蒸気流束条件で確認されている(図参考 7-3-2)。この結果について、FCI 時の S/P サブクール度をとるサブクール度の範囲で蒸気流束と荷重値の関係を整理すると図参考 7-3-3 のとおりとなる。この図からも高蒸気流束における蒸気凝縮時の荷重は、蒸気流束が増大しても大きくなることはなく、むしろ低下する傾向がみられる。



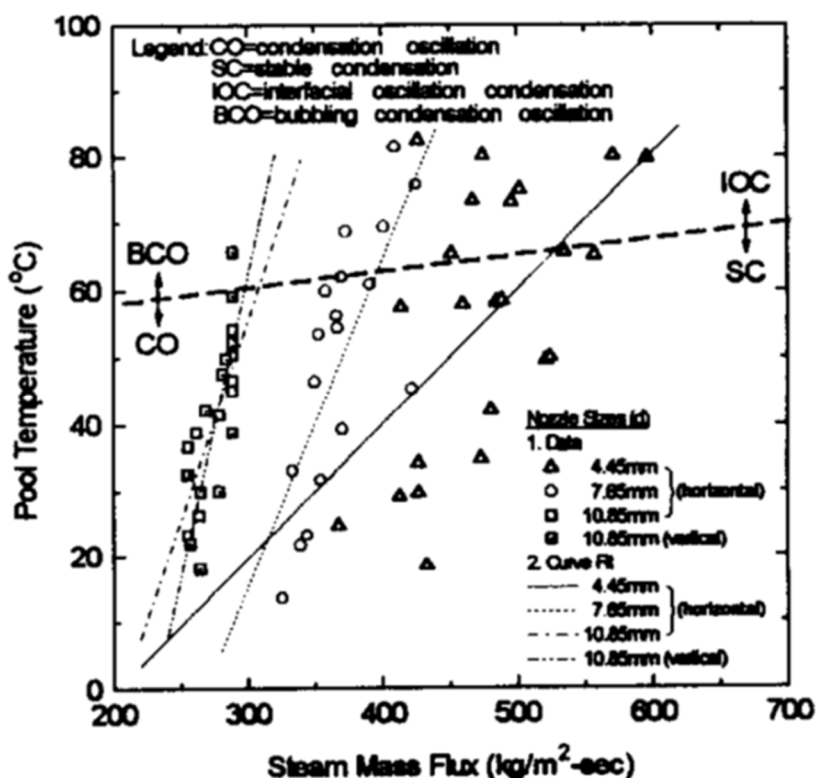
図参考 7-3-2 ストレートパイプ型 SRV 作動時の圧力振動



図参考 7-3-3 蒸気流束と圧力振幅の関係 (直管 [] mm)

3.1.2 CO から SC への遷移領域について

凝縮モードが凝縮振動 (CO) から安定凝縮 (SC) に遷移する蒸気流束については、小規模体系において図参考 7-3-4 のとおり確認されている^[4]。試験のノズル口径は 4.45~10.85mm の範囲であるが、口径が大きくなるほど安定凝縮領域がより低蒸気流束まで広がっていることが分かる。実機の水平ベント管出口の口径が 700mm であることを踏まえると、FCI 発生時の蒸気流束の最大値 595kg/s/m² においては、実機でも蒸気凝縮モードは安定凝縮モードとなり、荷重が大きくなることはないと考えられる。



図参考 7-3-4 小規模体系試験における CO/SC 領域図

3.2 水平ベント確認試験における荷重の傾向について

ここでは ABWR 開発時に実施した水平ベント確認試験の 1/2.5 サブスケール試験^[5] (Sub-scale test; SST, 試験施設は図参考 7-3-5 参照) で観察された水力学的荷重の傾向について述べる。SST で実施された複数の試験ケースを表参考 7-3-1 にまとめる。このうち高蒸気流束条件であり、かつ試験装置内をあらかじめ蒸気置換 (プリパージ) したケースである SST-4 に着目すると、図参考 7-3-6 に示すとおり、ベントクリアが完了していると考えられる試験開始 秒後以降から 秒過ぎまでの間、ベント管蒸気流束の計算値は単調低下の傾向にある。この間、プール床面の圧力 (凝縮振動 (CO) 荷重の設定に使われている圧力であり、ほとんどのテストケースにおいて圧力の最大値がプール底面圧力で観測されて

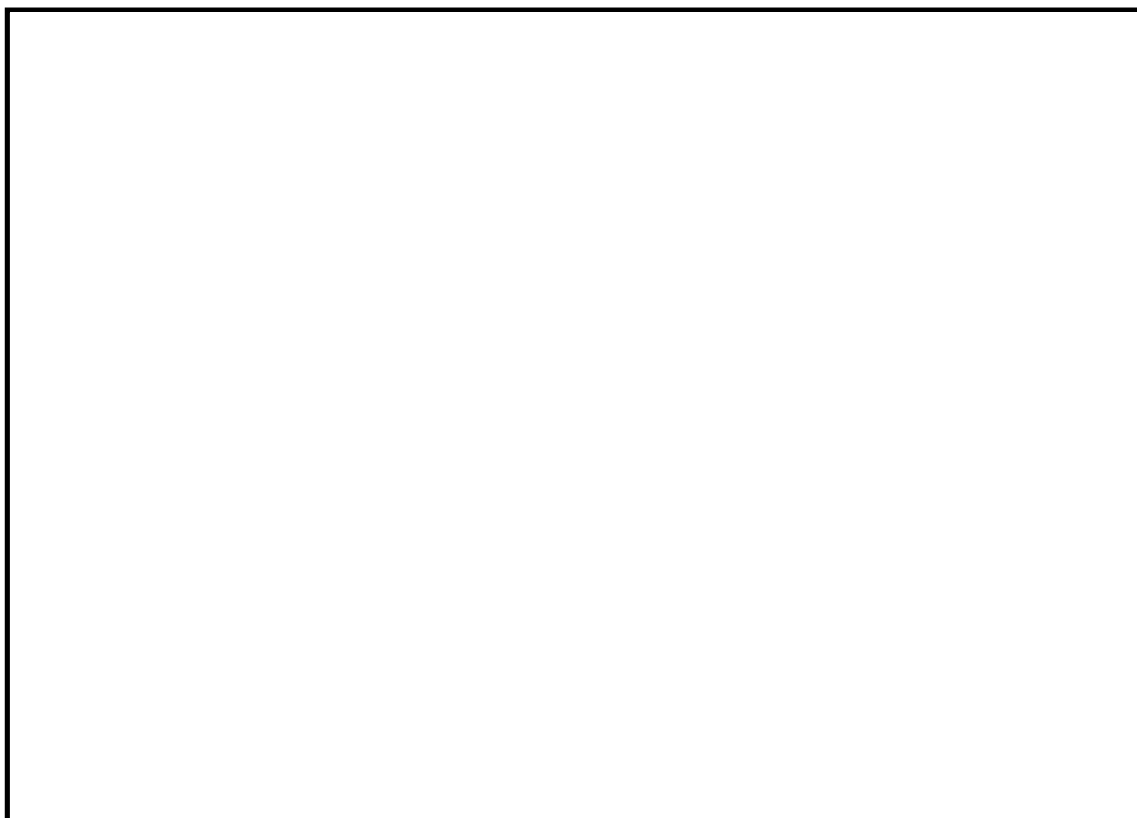
いる)は、初めは比較的静かな振動を示しているが、試験開始から約□秒過ぎから凝縮振動 (C0) による振巾が増大し始めている (図参考 7-3-7)。すなわち、ベント管蒸気流束が高い状態では、比較的静かであった振動が、ベント管流束が低下した際に C0 による振幅が増大する結果を示した。3.1 において、高蒸気流束では凝縮モードは凝縮振動 (C0) から安定凝縮 (SC) に遷移し、水力的荷重は低下することを示したが、本節で述べた水平ベント確認試験のベント管蒸気流束の試験範囲上限近くでは、すでに蒸気流束の増加に伴い荷重が低下又は一定となる傾向が観察されており、ベント管蒸気流束がそれより大きい領域においても、荷重は増大することはない、既往の DBA 条件に包絡されるものと考えられる。

なお、試験開始から約□秒の間で比較的大きな圧力の振動が観察されているがこの振動は、プリパーシケースについてのみ観察されており、プリパーシをしないケースでは確認されていない。このような傾向は Mark-II の実規模体系の試験である旧原研の格納容器圧力抑制系信頼性実証試験^[6]においても観察されており、同試験では、同様の試験初期の振動はプリパーシケースのみで観察されている。この振動の発生する機構については、以下のように推測される。実機と同じプリパーシなしの条件ではベントクリア後、非凝縮性ガスによりベント管出口に気泡が形成されるが、プリパーシありのケースではそのような過程を経ずに、ベントクリア後から蒸気みの流れがプールに流入し、これにより次第にベント出口に蒸気泡が形成され凝縮振動 (C0) が発生する。したがって、この振動は、凝縮界面が持続的にベント管の外側に形成される凝縮振動 (C0) の状態が成立するまでの間の過渡的な振動と推測される。BWR の格納容器は窒素ガス置換により不活性化されていることから、原子炉格納容器バウンダリが健全な状態で、プリパーシケースのような蒸気置換の状態になることは考えにくく、上述した試験初期の圧力振動は実機では発生しないものと考えられる。また、この圧力の振動は、試験開始後約□秒過ぎから振幅が増大している凝縮振動 (C0) が示す□Hz 及び□Hz の周波数の振動と比べ周波数が大きいことから凝縮振動 (C0) をとらえたものではないと考えられる。

また、SST-2 においては図参考 7-3-8 に示したとおり、試験開始約□秒から□秒後にかけて、蒸気流量は約□%低下しているが、プール床面圧力の振幅や周期に顕著な変化は見られない (図参考 7-3-9)。したがって、蒸気流束が十分大きいこの領域では、蒸気流束の変化に対する圧力変動荷重の感度は小さいものと考えられる。

高蒸気流束が得られるベンチュリ径の大きい試験ケースは SST-1~6, 10 であるが、これらのケースでは、圧力の時刻歴データが確認できなかった SST-3 を除いていずれのケースにおいても蒸気流束の低下に伴い荷重が増大するか、一定の荷重 (すなわち、蒸気流束が上がっても荷重は増大しない傾向) を示した。蒸気流束の低下に伴い荷重が増大したケースの代表例として SST-1 のベント管蒸気流束と、プール底面圧力をそれぞれ図参考 7-3-10, 図参考 7-3-11 に、SST-2 のベント管蒸気流束とプール底面圧力をそれぞれ図参考 7-3-1, 図参考 7-3-13 に示す。SST-1 及び 2 では、試験開始から約□秒過ぎから凝縮振動 (C0) による振巾が増大し始めているが、このときのベント管蒸気流束は約□kg/s/m²であり、SST-4

で凝縮振動による振巾が増大し始めるときのベント管蒸気流束と同程度の値となっている。また、蒸気流束の低下に伴い、荷重が変化しなかったケースの代表例として、SST-5 のベント管蒸気流束と、プール底面圧力をそれぞれに図参考 7-3-14, 図参考 7-3-15 に示す。図参考 7-3-15 で示す試験開始から 10 秒程度までの範囲で蒸気流束（図参考 7-3-14）は約 % 程度減少しているが、この間、プール底面の圧力の振幅に大きな変化は見られない。

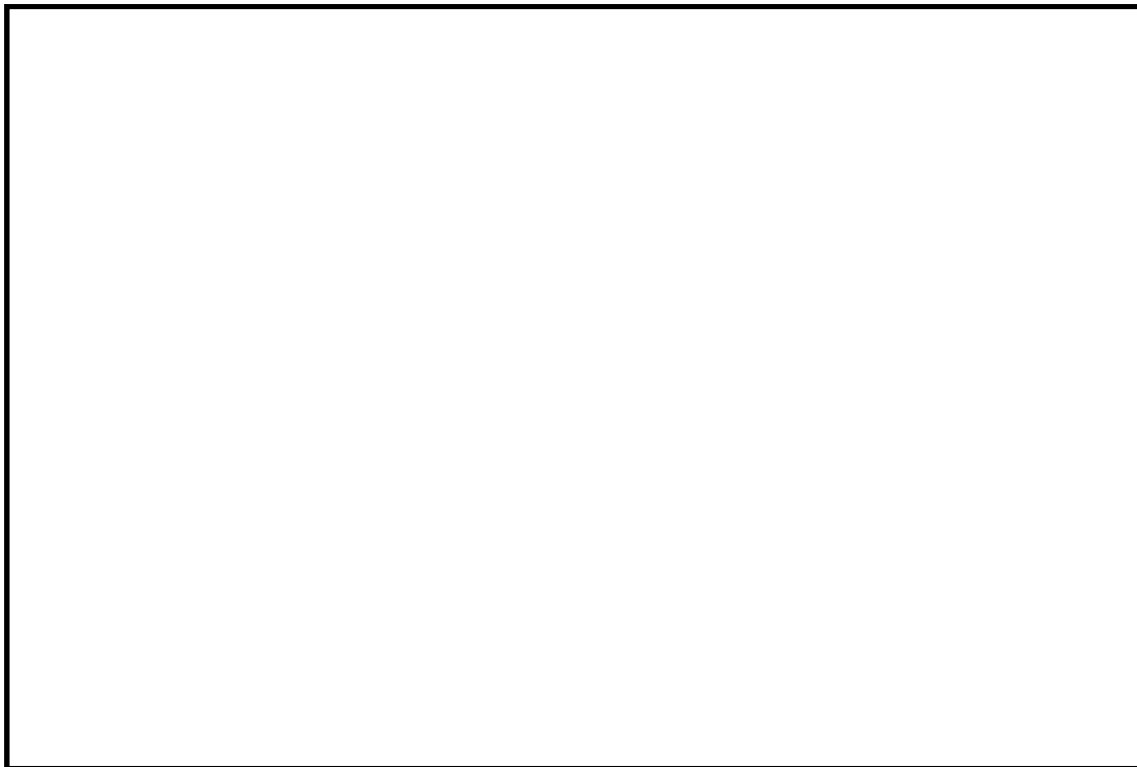


図参考 7-3-5 SST 試験施設

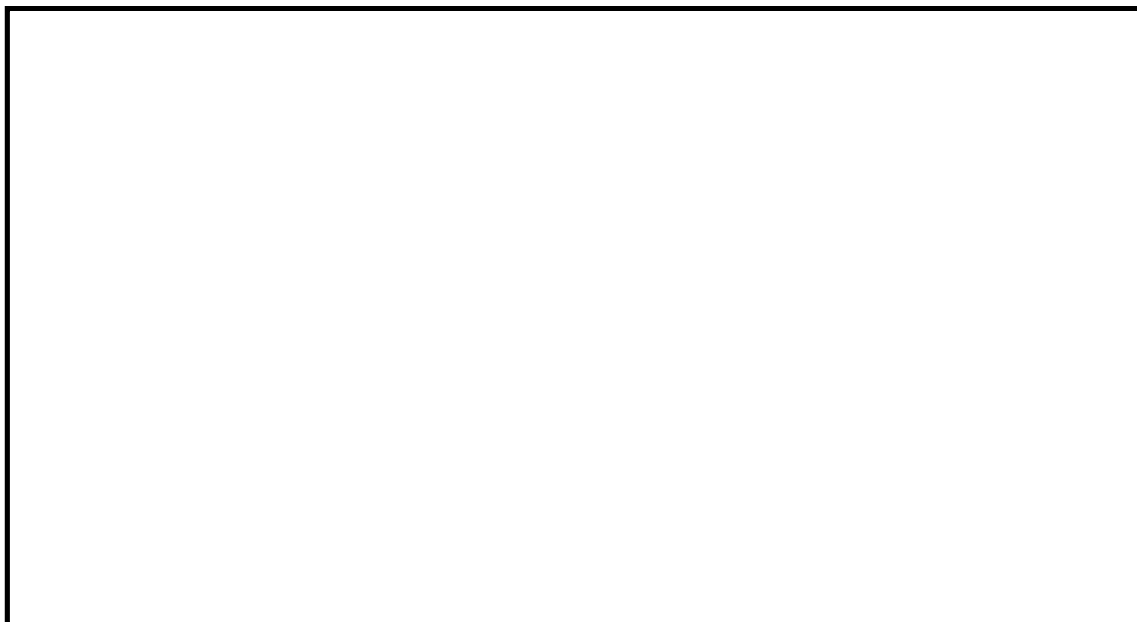
表参考 7-3-1 SST 試験ケース

試験ケース	破断の種類	ベンチュリ径 (インチ)	プリパージ *	PCV 圧力 (psig)	プール温度 (F°)	目的
SST-1	液相	2.5	なし	0	120	CO 荷重の設定
SST-2					70	
SST-3						120
SST-4			あり	20		
SST-5		33				
SST-6		20	スケール則の確認			
SST-7				1.75		
SST-8		2.125	なし		0	130
SST-9	2.5			なし	0	120
SST-10		0	中規模破断			
SST-11	1.75	0	70	プールの水温の影響確認		
SST-12	気相	2.125	あり	20	130	空気の影響確認
SST-14						

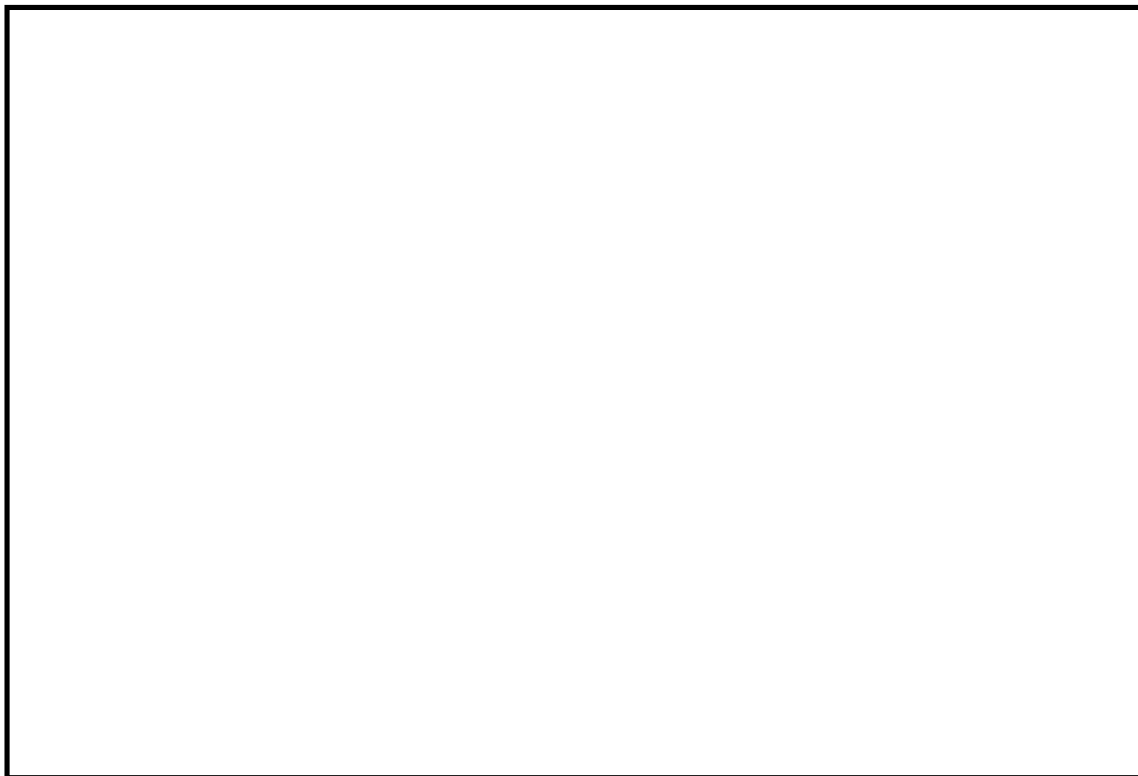
注記* : 試験開始前に PCV 内を蒸気置換すること



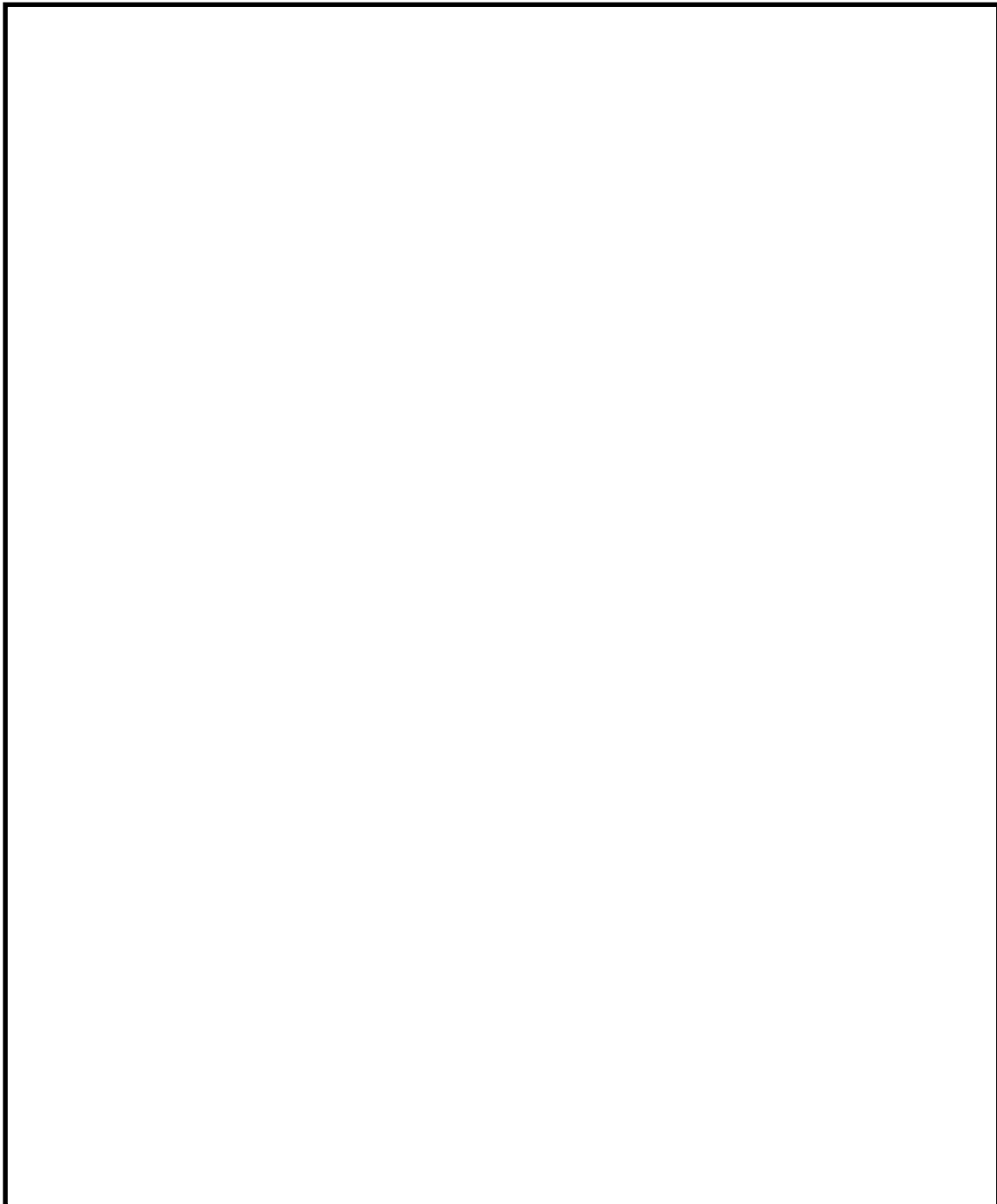
図参考 7-3-6 SST-4 のベント管蒸気流束



図参考 7-3-7 SST-4 の圧力変化



図参考 7-3-8 SST-2 のベント管蒸気流束



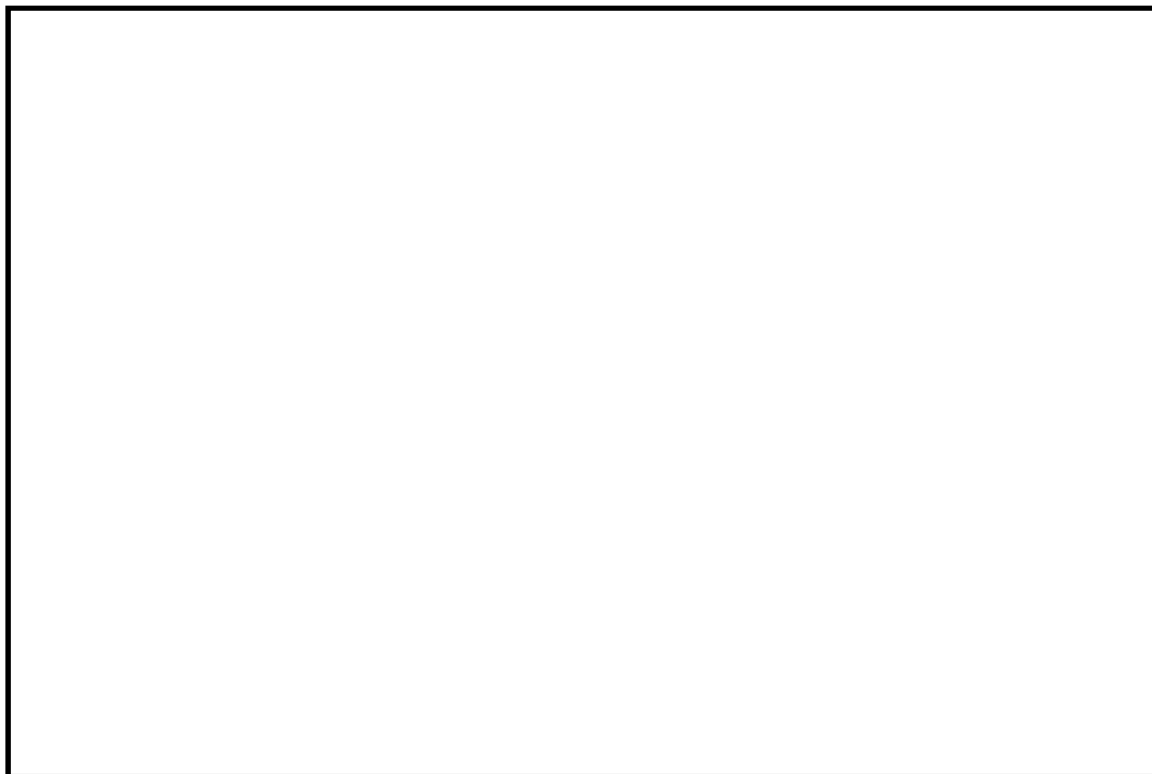
図参考 7-3-9 SST-2 のプール底部圧力



図参考 7-3-10 SST-1 のベント管蒸気流束



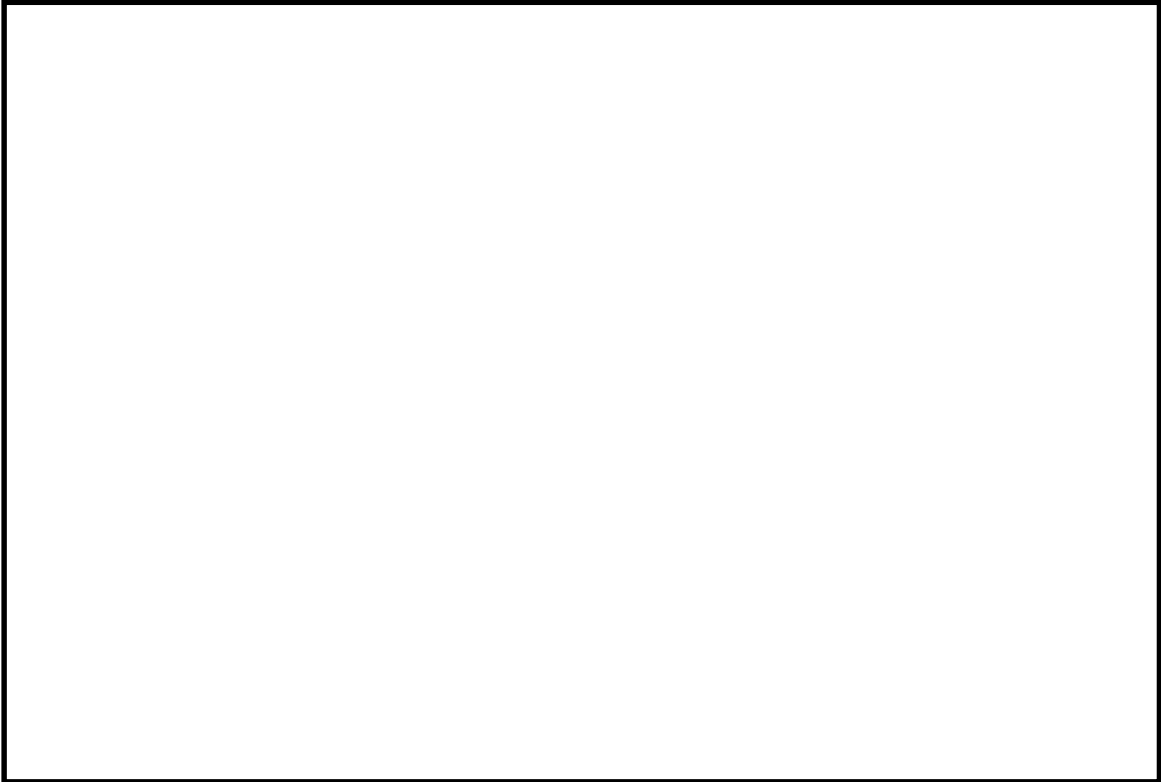
図参考 7-3-11 SST-1 の圧力変化



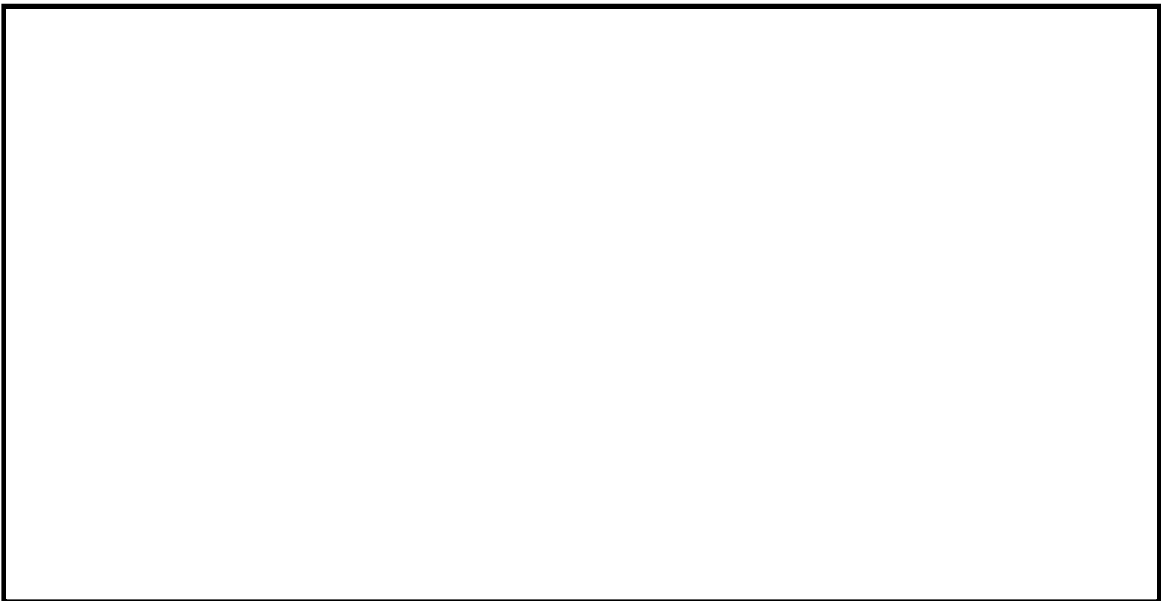
図参考 7-3-12 SST-2 のベント管蒸気流束



図参考 7-3-13 SST-2 の圧力変化



図参考 7-3-14 SST-5 のベント管蒸気流束



図参考 7-3-15 SST-5 の圧力変化

3.3 既往の DBA の CO 荷重の保守性について

また、既往の DBA の CO 荷重条件の設定においては、水平ベント確証試験の実規模試験と 1/2.5 サブスケール試験の比較から蒸気流束が同程度であれば荷重の大きさは同程度であることが確認されているものの、1/2.5 サブスケール試験で得られた荷重の大きさに保守的に 2.5 倍を乗じている。この結果、ABWR の CO 荷重は、フルスケール試験に基づき設定された Mark-II 型格納容器の荷重値に比べ相対的に厳しい荷重値となっている(表参考 7-3-2)。よって、DBA の CO 荷重条件は、試験で得られた結果に対し、十分な保守性をもって設定されている。

表参考 7-3-2 DBA の水力学的荷重の比較

型式	試験及びスケール	設計評価荷重値
Mark-II 改	旧原研 CRT (フルスケール)	
ABWR	水平ベント確証試験 (サブスケール) (フルスケール)	

4. 垂直管の蒸気凝縮に関する知見を水平ベント管に適用することの妥当性

2. 及び 3. で参照したのはいずれも垂直管又はストレートパイプ型 SRV に関する知見であり、水中への蒸気の吹き出し方向及び、吹き出し口の分岐の有無の点で ABWR の水平ベント管と異なっている。以下ではこれらの違いによる凝縮挙動への影響について考察した。

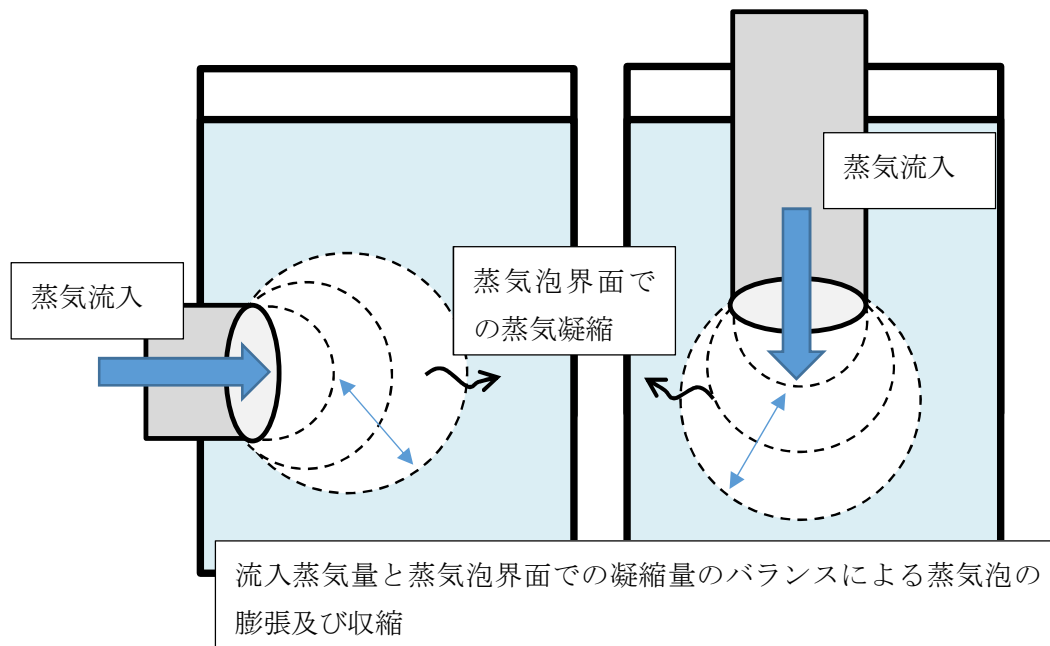
4.1 プール水中での蒸気凝縮現象について

プール水中での蒸気凝縮現象は、プール水中に放出される蒸気流束に応じて、蒸気凝縮振動とチャギングに分けられる。プール水中に放出される蒸気流束が高い領域において生じる蒸気凝縮振動は、放出口周辺に形成された蒸気泡が不安定な凝縮によって膨張と収縮による振動を繰り返す現象である。一方、プール水中に放出される蒸気流束が低い領域において生じるチャギングは、蒸気流束の低下にともない、プール内(放出口外)での蒸気泡の維持が出来なくなり間欠的な蒸気泡の形成と蒸気凝縮による蒸気泡の崩壊を放出口内外で繰り返す現象である。

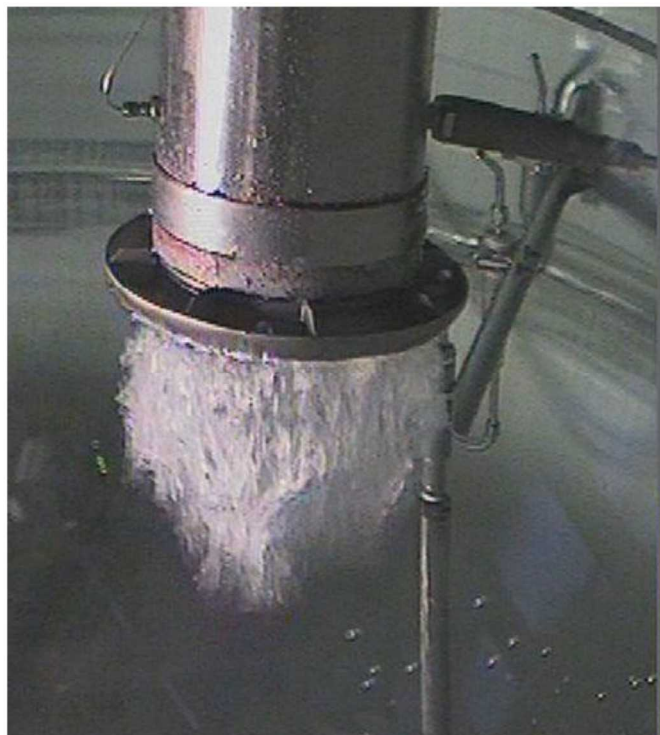
蒸気凝縮現象における、蒸気泡の膨張(形成)と収縮(崩壊)の挙動は、蒸気泡とプール水との界面における蒸気凝縮と蒸気放出口から放出される蒸気量とのバランスによってもたらされるものであると考え、放出される蒸気流束と放出口周囲のプール水温が支配的なパラメータとなると考えられる(図参考 7-4-1)。一方で、蒸気泡の形成時には、蒸気泡は周囲のプール水に加わる水頭等の圧力に打ち勝ってほぼ等方的に膨張していくものと考え、放出口の向きによって蒸気泡の形成・膨張の挙動が変わるものではない。さらに、蒸気泡の収縮・崩壊に関しても、これらの挙動が蒸気泡とプール水との界面における蒸気凝縮によってもたらされると考えると、蒸気泡とプール水との界面の変化も蒸気泡形成・膨張の

挙動と同様となり，放出口の向きによって影響を受けるものではない。

参考として，蒸気凝縮試験^[7]の様子を図参考 7-4-2 に示す。



図参考 7-4-1 蒸気凝縮現象の模式図

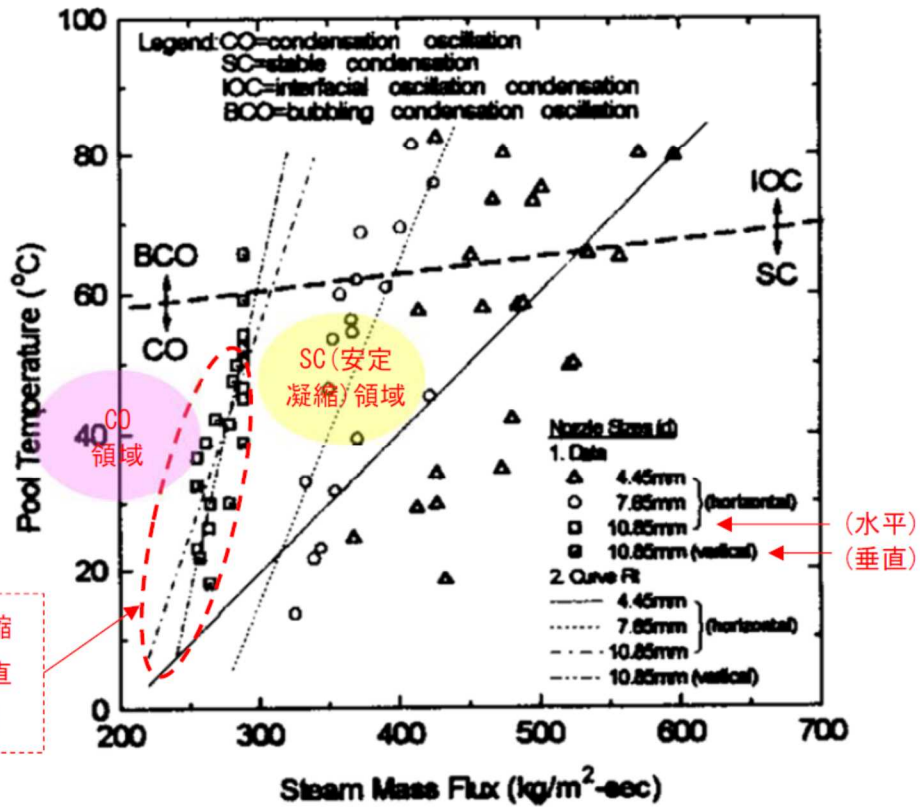
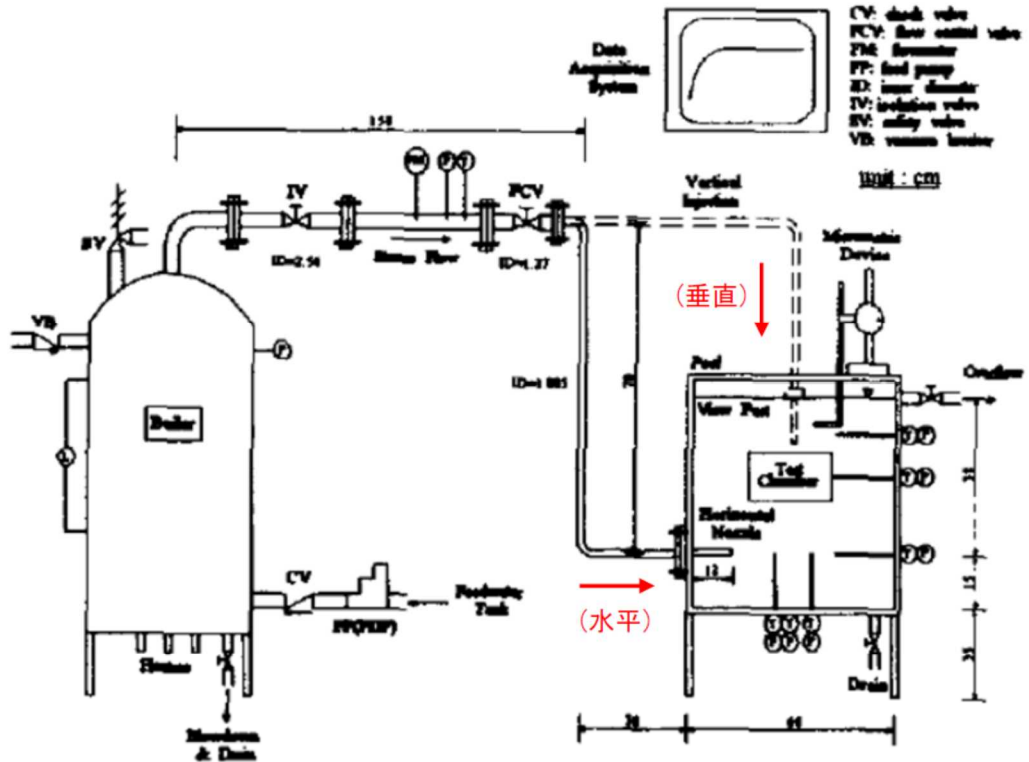


図参考 7-4-2 蒸気凝縮試験の様子

4.2 試験における蒸気凝縮挙動の比較について

4.2.1 小規模体系試験^[4]

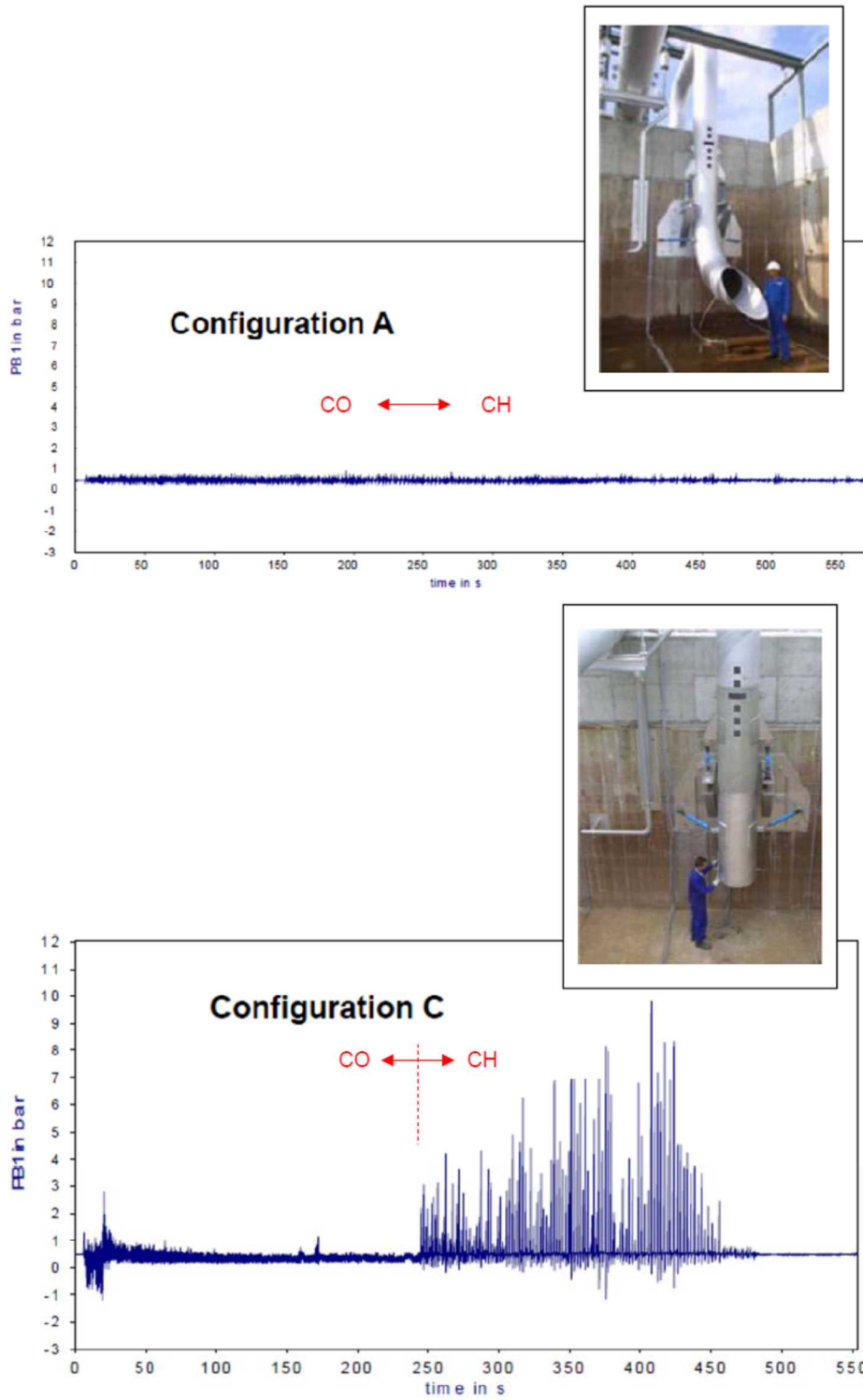
小規模（ノズル口径 5～10mm）の試験装置で、凝縮モードマップを作成している（図参考 7-4-3）。凝縮振動（CO）領域と安定凝縮（SC）領域の間の遷移境界に、垂直管／水平管で違いがみられないことから、いずれの吹き出し方向でも蒸気凝縮挙動に大きな違いはないものと考えられる。



図参考 7-4-3 実験装置及び凝縮モードマップ

4. 2. 2AREVA 社試験^[8]

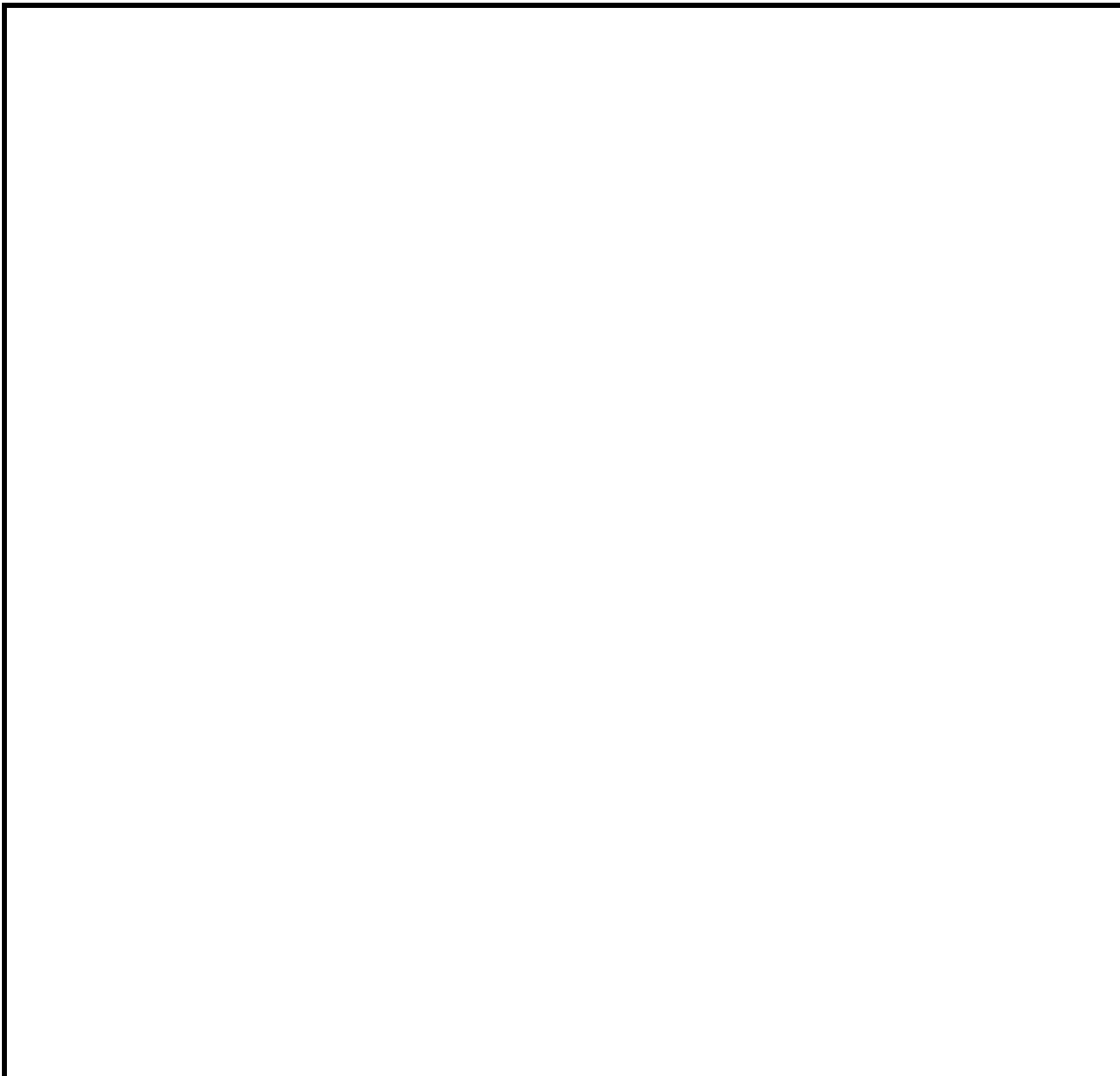
実規模ベント管形状 (1 本) で試験を実施しており, CO 期間の圧力振動には垂直管 / 水平管で大きな差異は観察されていない (図参考 7-4-4)。



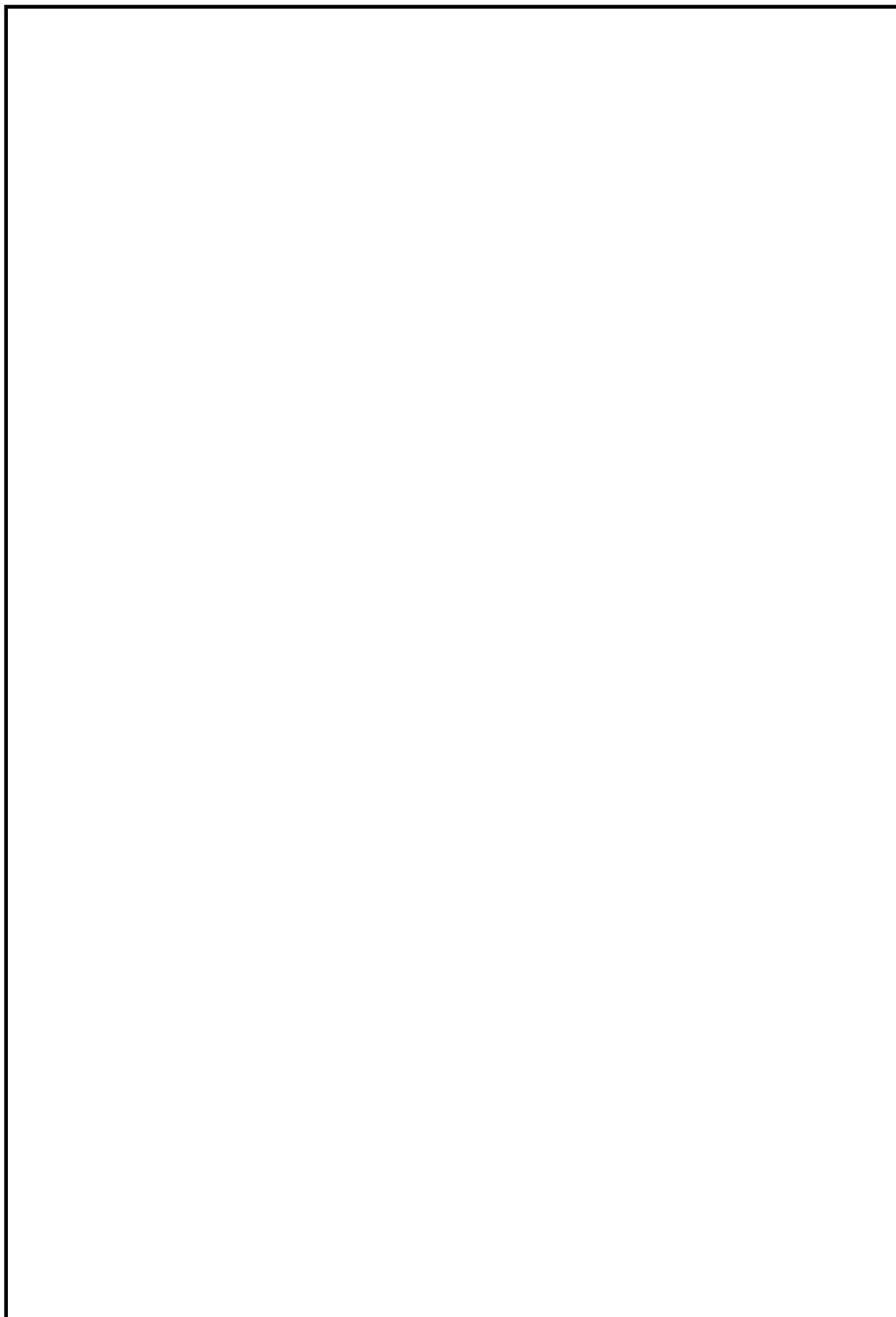
図参考 7-4-4 AREVA 社試験におけるプール底部の圧力振動

4.3 水平ベント管が3本である影響について

Mark-III型格納容器のための水平ベント管試験 (Pressure Suppression Test Facility : PSTF) では、各種スケール (1/9, 1/3, 実規模) でプールスウェル, CO/CH等の動荷重に係る試験が行われており、そのうち1/9スケール試験では図参考7-4-5のような3列(各列3段)のベント管を有する体系で、多ベント効果のデータも取得している。プール内に隔壁を設けた時(1セル+2セル)の、1セルと2セルの荷重を図参考7-4-6に示す。2セルの荷重は概ね1セルの荷重を下回っており、多ベント効果が確認された^[9]。これは水平方向に複数配列されたベント管による多ベント効果を示した結果であるが、多ベント効果は複数のベント管振動の非同期性に起因するものと考えられることから、複数のベント管の配列が水平方向か垂直方向かには依存せず、垂直に3段設置されたABWRのベント管のそれぞれについても同様の多ベント効果を有するものと考えられる。したがって、ABWRは3本の水平ベント管を有するものの、1本の場合と比べても発生する水力学的荷重の観点では同等以下の荷重となると考えられる。



図参考7-4-5 PSTF 試験体系 (1/9 スケール試験)



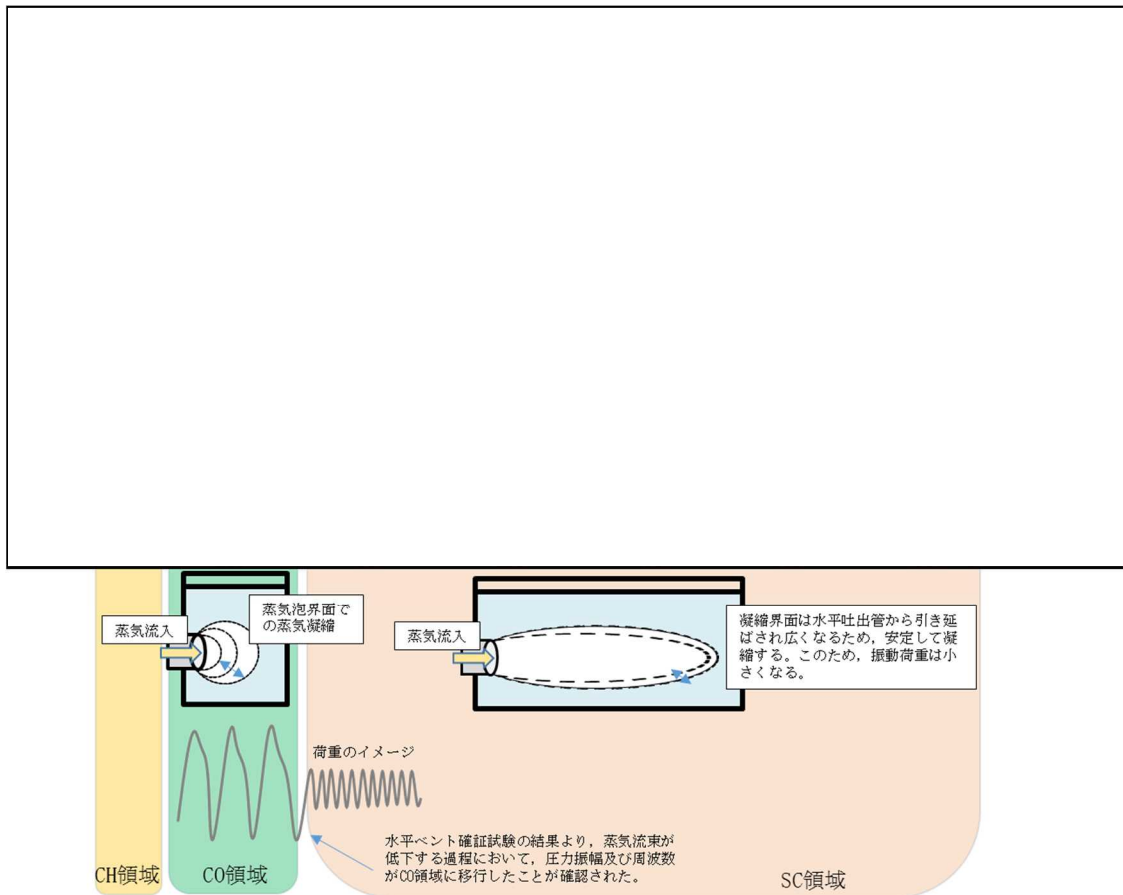
図参考 7-4-6 単一ベント管と多ベント管の荷重の比較

4.4 垂直管の蒸気凝縮に関する知見を水平ベント管に適用することのまとめ

以上より、ベント管の出口における蒸気凝縮振動は、蒸気の吹出し方向ではなく、蒸気流束とプール水温が支配パラメータとなっており、試験結果からも蒸気の吹出し方向（垂直／水平）が違って CO/SC の遷移領域の傾向は同様となっていること、また CO 領域では圧力振動に大きな差がないことが確認されていることから、吹出し方向の違いにより蒸気凝縮の挙動が大きく変化することはないものと考えられる。さらに、吹き出し口の分岐の影響についても、3本の水平ベント管による荷重は1本の水平ベント管による荷重と同等以下である。したがって、2.及び3.で参照した垂直管又はストレートパイプ型 SRV に関する凝縮振動の知見は、ABWR の水平ベント管にも適用可能である。

5. 結論

本資料における説明の概念図を図参考 7-5-1 にまとめる。水平ベント確証試験の結果等より、蒸気流束が水平ベント確証試験条件の上限より増加しても、荷重は増大しないことから、溶融燃料-冷却材相互作用発生時の水力学的動荷重として、DBA における CO 荷重を用いることは妥当である。



図参考 7-5-1 溶融燃料-冷却材相互作用発生時の水力的動荷重設定概念図

6. 参照文献

- [1] NEDO-21061, “MARK II CONTAINMENT DYNAMIC FORCING FUNCTIONS INFORMATION REPORT” (proprietary), General Electric Company and Sargent & Lundy Engineers, June 1978
- [2] Song et al, “Steam Jet Condensation in a Pool: From Fundamental Understanding to Engineering Scale Analysis,” Journal of Heat Transfer, 2012.
- [3] NEDO-30632, “ELIMINATION OF LIMIT ON BWR SUPPRESSION POOL TEMPERATURE FOR SRV DISCHARGE WITH QUENCHERS,” General Electric Company, December 1984.
- [4] M.-H. Chun, Yeon-Sik Kim, Jee-Won Park, “AN INVESTIGATION OF DIRECT CONDENSATION OF STEAM JET IN SUBCOOLED WATER,” Int. comm. HeatMass Transfer, 1996.
- [5] “JOINT RESEARCH REPORT JOINT STUDY WITH REGARD TO “STUDY RELATED TO ADVANCED BOILING WATER REACTOR” CONTAINMENT HORIZONTAL VENT CONFIRMATORY TEST, PART I,” General Electric Company, 1987.
- [6] “格納容器压力抑制系信頼性実証試験評価委員会報告書,” 科学技術庁原子力局, 昭和 58 年 11 月.
- [7] NKS-199 “Experiments with a Modified Blowdown Pipe Outlet”, Nordic nuclear safety research, Aug 2009
- [8] Brettschuh, W. and Meseth, J., Experimental Verification of SWR1000 Passive Components and Systems, ICAPP 2007
- [9] “1/9 Area Scale Multicell Condensation and Stratification,” General Electric, 1980.

格納容器ベント時の S/P 水位上昇に伴う真空破壊弁の構造影響評価について

1. はじめに

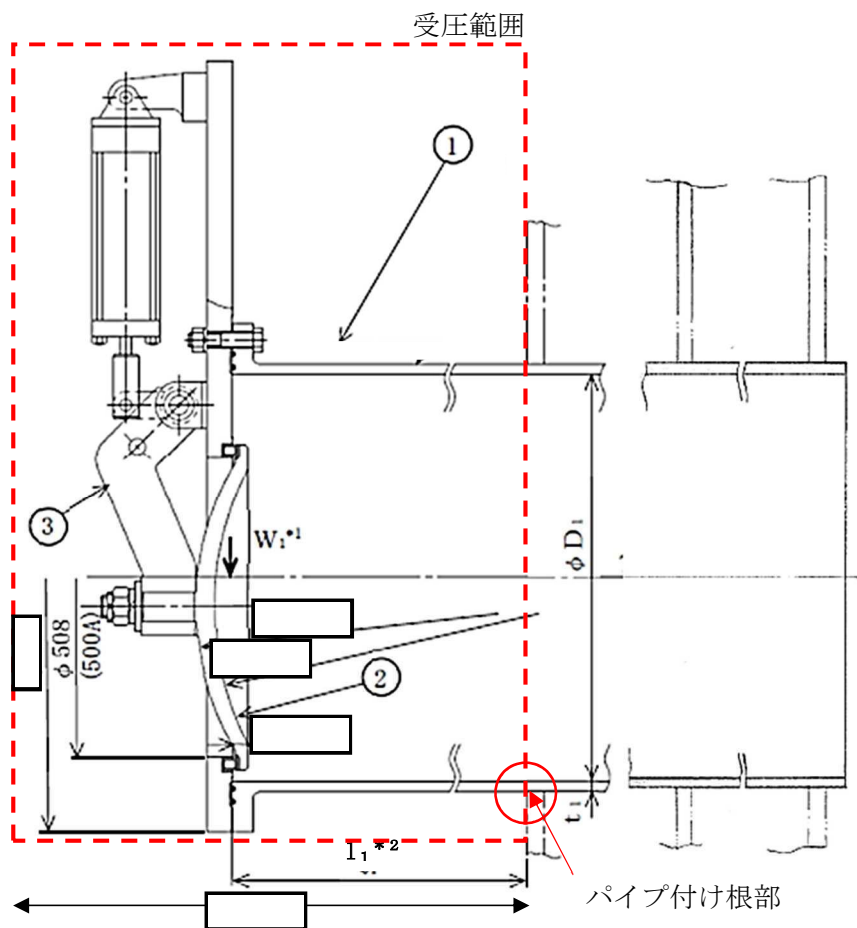
本資料は、5.2 で説明した、格納容器ベント実施時の水位上昇に伴い真空破壊弁に作用する荷重に対して、構造影響評価の内容をまとめたものである。

2. 評価方法

格納容器ベント時において、ベント管内の水がサブプレッションチェンバに移行するため、S/P 水位が上昇する。この際、格納容器ベント時に水没が想定される真空破壊弁を評価対象とし、上昇水流による荷重に対する構造影響を評価する。

評価条件を以下に示す。

- ・評価荷重は上昇水流により真空破壊弁が受けるドラッグ荷重とする。上昇水流の速度は、格納容器ベント時の上昇水流速度が、原子炉冷却材喪失事故時のドラッグ荷重評価時の上昇水流速度に包絡されることから、保守的に原子炉冷却材喪失事故時の上昇水流速度を用いる。
- ・評価部位は原子炉本体基礎から突き出したパイプの付け根部とし、上昇水流の受圧面積は、パイプ、弁体、及び駆動装置等を包絡する範囲としてフランジ外径 mm × 突出長さ mm として計算する（図参考 8-1 参照）。



注記*1 : W_1 (死荷重) の作用点を示す。

*2 : l_1 寸法は最大長さを示す。

① パイプ

$D_1 = \square$

② バルブディスク

$l_1 = \square$

③ アーム

$t_1 = \square$

図参考 8-1 真空破壊弁構造図 (単位 : mm)

3. 評価結果

評価結果を以下に示す。

$$\text{曲げ応力 } \sigma_b = M/Z = \boxed{} / 6.615 \times 10^6 = \boxed{} \text{ MPa}$$

ここで、

$$Z : \text{付け根部の断面係数} = 6.615 \times 10^6 \text{ mm}^3$$

M : パイプ付け根に生じる曲げモーメント

$$= F \times L = 2.451 \times 10^4 \times \boxed{} = \boxed{} \text{ N}\cdot\text{mm}$$

L : モーメントアーム = $\boxed{}$ mm (突出長さ)

F : 上昇水流によるドラッグ荷重

$$\begin{aligned} &= 1/2 \times C_D \times \rho \times A \times V^2 = 1/2 \times 1.2 \times 1000 \times \boxed{} \times \boxed{}^2 \\ &= 2.451 \times 10^4 \text{ N} \end{aligned}$$

C_D : ドラッグ係数 (円柱構造物) = 1.2

ρ : 水の密度 = 1000 kg/m³

A : 投影面積 = $\boxed{} \times \boxed{} = \boxed{} \text{ m}^2$

V : 上昇水流の速度 = $\boxed{} \text{ m/s}$

評価の結果、パイプ付け根部に発生する曲げ応力は $\boxed{} \text{ MPa}$ であり、パイプの許容応力 (379 MPa) に対して十分裕度が確保されていることを確認した。

原子炉格納容器の重大事故等時の閉じ込め機能健全性について

目 次

1. 概要

- 別紙 1. シール機能維持に対する考え方について
- 別紙 2. 改良 EPDM 製シール材の適用性について
- 別紙 3. 改良 EPDM 製シール材における各試験について
- 別紙 4. 改良 EPDM 製シール材の圧縮永久ひずみ試験について
- 別紙 5. 実機フランジ模擬試験の概要について
- 別紙 6. 改良 EPDM 製シール材における実機フランジ模擬試験結果の適用について
- 別紙 7. 改良 EPDM 製シール材の実機を模擬した小型フランジ試験について
- 別紙 8. バックアップシール材のシール機能について
- 別紙 9. バックアップシール材塗布による設計影響について
- 別紙 10. ドライウェル主フランジ等の開口量評価について
- 別紙 11. 経年劣化を考慮したシール機能について
- 別紙 12. 化学薬品や核分裂生成物のシール機能への影響について
- 別紙 13. シール材の運転環境（放射線量，温度）の考慮について
- 別紙 14. 黒鉛製シール材について
- 別紙 15. フランジ開口量評価の妥当性について（構造解析との関連性）
- 別紙 16. 原子炉格納容器の各シール部の開口裕度について
- 別紙 17. 所員用エアロック開口量評価に係る変形支点の変位の影響について
- 別紙 18. 原子炉格納容器隔離弁の重大事故等時環境における耐性確認試験の概要について
- 別紙 19. 重大事故等時におけるシール機能の追従性について
- 別紙 20. フランジ部の塑性変形の評価について
- 別紙 21. 200℃，2Pd の適用可能時間を過ぎてから用いる限界圧力，温度について
- 別紙 22. 開口量評価条件の設置許可時からの変更点について
- 別紙 23. フランジ開口量評価結果 ボルト部の応力コンター図及び変形図
- 別紙 24. 代替循環冷却系の健全性
- 別紙 25. ドライウェル上鏡部の温度分布形成による局所的な影響について

1. 概要

本資料は、「原子炉格納施設的设计条件に係る説明書」(以下、「説明書」という。)の「6. 重大事故等における原子炉格納容器の放射性物質の閉じ込め機能評価及びその他影響確認」に示す重大事故等時の原子炉格納容器の閉じ込め機能維持の詳細を示すものである。

シール機能維持に対する考え方について

原子炉格納容器のハッチ類，配管貫通部，電気配線貫通部及び原子炉格納容器隔離弁のシール部のシール機能は，ガスケット等の試験結果及び材料特性により判定基準を定め，200℃，2Pd の環境下においてシール機能が維持できることを確認している。シール機能維持の考え方を表 1 に示す。

表 1 シール機能維持の考え方

対象箇所	判定基準	シール機能維持の考え方
<ul style="list-style-type: none"> ・ドライウェル主フランジ ・機器ハッチ類 ・所員用エアロック (扉のシール材) ・配管貫通部 (閉止フランジ) 	許容開口量以下	<p>開口量評価で得られた開口量*1が，ガスケットの試験結果*2に基づき設定した許容開口量（シール機能が維持できる開口量）以下であることを確認することにより，シール機能が維持できることを確認</p> <p>注記 *1：フランジ部の形状・寸法に基づき解析等により算出 *2：圧縮永久ひずみ試験結果及び実機フランジ模擬試験による漏えい試験結果</p>
<ul style="list-style-type: none"> ・電気配線貫通部 (モジュール) ・原子炉格納容器隔離弁 (不活性ガス系バタフライ弁) 	設計漏えい量以下	試験における漏えい量が設計漏えい量以下であることを確認することにより，シール機能が維持できることを確認
<ul style="list-style-type: none"> ・所員用エアロック (扉以外のシール材) ・原子炉格納容器隔離弁 (TIP ボール弁) 	200℃以上	圧力により開口が生じる部位ではないため，試験結果及び材料仕様によりシール材の高温環境下における耐性を確認することにより，シール機能が維持できることを確認

また，ハッチ類，電気配線貫通部（モジュール）及び原子炉格納容器隔離弁（不活性ガス系バタフライ弁）については，シール材の漏えい試験結果に基づき設定した判定基準を基にシール機能の維持を確認している。このことから，各漏えい試験において判定基準として設定した漏えい量より，判定基準を満たした場合に実機において想定される漏えい量を推定したところ，原子炉格納容器全体の設計漏えい率に比べても十分小さい値であり，シール機能は維持されると判断している。漏えい量の推定結果を表 2 に示す。

表 2 判定基準を満たした場合に想定される漏えい量の推定結果 (1/2)

対象箇所	判定基準	判定基準を満たした場合に想定される漏えい量
<ul style="list-style-type: none"> ・ドライウェル主フランジ ・機器ハッチ類 ・所員用エアロック (扉のシール材) ・配管貫通部 (閉止フランジ) 	許容開口量 以下	<p>実機フランジ模擬試験において、開口量＝許容開口量となる状態を模擬したリーク試験を実施しており、本試験において判定基準として設定した漏えい量から原子炉格納容器ハッチ類の実機相当に換算した漏えい量は、原子炉格納容器設計漏えい率である 0.4%/day に比べ、十分に小さい値であることを確認している。</p> <p>○漏えい有無の判定基準 漏えい量：1cc/min 以下</p> <p>○実機相当換算値 0.001%/day 以下 (PCV 空間容積に対する割合)</p>

表2 判定基準を満たした場合に想定される漏えい量の推定結果 (2/2)

対象箇所	判定基準	判定基準を満たした場合に想定される漏えい量
<ul style="list-style-type: none"> ・ 電気配線貫通部 (モジュール) ・ 原子炉格納容器隔離弁 (不活性ガス系バタフライ弁) 	設計漏えい量以下	<p>試験における判定基準として設定した漏えい量から電気配線貫通部 (モジュール) 及び原子炉格納容器隔離弁 (不活性ガス系バタフライ弁) の実機相当に換算した漏えい量は、原子炉格納容器設計漏えい率である 0.4%/day に比べ、十分に小さい値であることを確認している。</p> <p><電気配線貫通部 (モジュール) ></p> <ul style="list-style-type: none"> ○漏えい有無の判定基準 (設計漏えい量) $1.0 \times 10^{-7} \text{Pa} \cdot \text{m}^3/\text{s}$ 以下 ○実機相当換算値 $5.2 \times 10^{-9} \%/ \text{day}$ 以下 (PCV 空間容積に対する割合) <p><原子炉格納容器隔離弁 (不活性ガス系バタフライ弁) ></p> <ul style="list-style-type: none"> ○漏えい有無の判定基準 (設計漏えい量) 240cc/min 以下 / 600A ○実機相当換算値 0.02%/day 以下 (PCV 空間容積に対する割合)
<ul style="list-style-type: none"> ・ 所員用エアロック (扉以外のシール材) ・ 原子炉格納容器隔離弁 (TIP ボール弁) 	200°C以上	<p>圧力により開口が生じる部位ではなく、また、高温環境下での耐性を確認していることから原子炉格納容器内の200°Cの環境条件であってもシール機能に影響を及ぼすものではない。</p>

改良 EPDM 製シール材の適用性について

柏崎刈羽原子力発電所第 7 号機では、改良 EPDM 製シール材として

を採用する計画である。

改良 EPDM 製シール材の開発経緯を以下に示す。

- ・従来、原子炉格納容器のシール材（ガスケット）として採用していたシリコンゴムは、使用温度範囲が -60°C ～ 200°C であり、従来の EPDM 製シール材の使用温度範囲 50°C ～ 150°C よりも耐熱性は若干高いものの、既往の試験結果から高温蒸気環境での劣化が確認されていた。
- ・従来の EPDM 製シール材はシリコンゴムに比較して高温蒸気に強い材料であったが、更なる耐熱性向上を目的に材料の改良を進め、改良 EPDM 製シール材を開発した。

改良 EPDM 製シール材については、ガスケットメーカーにおいて、耐熱性、耐高温蒸気性及び耐放射線性の確認を目的に、重大事故等時環境を考慮した条件（放射線量 800kGy を照射した上で 200°C の蒸気環境にて 168 時間）にて圧縮永久ひずみ試験が実施されており、耐性が確認されている。

柏崎刈羽原子力発電所第 7 号機で採用予定の改良 EPDM 製シール材については、ガスケットメーカーで実施された試験と同様に圧縮永久ひずみ試験を実施するとともに、重大事故等時の温度及び放射線による劣化特性がシール機能に影響を及ぼすものでないことを実機フランジ模擬試験にて確認している。

また、改良 EPDM 製シール材は、従来の EPDM 製シール材と同様、ガスケットメーカーにて材料や特長に応じ定めた型番号として管理されているものであり、当該品を特定可能であることから、メーカー型番号を指定することにより今回シール機能が確認されたものを確実に調達することが可能である。

なお、今後の技術開発により、より高い信頼性があるシール材が開発された場合は、今回と同様に圧縮永久ひずみ試験等により重大事故等時環境におけるシール機能評価を行うなど、実機フランジへの適用性について検討する。

改良 EPDM 製シール材における各試験について

改良 EPDM 製シール材の適用にあたり、「改良 EPDM 製シール材の圧縮永久ひずみ試験」及び「実機フランジ模擬試験」の 2 種類の試験を実施している。本資料では、各試験の位置付けを明確化するとともに、「実機フランジ模擬試験」の試験条件が重大事故等時環境を適切に模擬できているかを確認するため、「高温曝露の方法」及び「放射線試験の方法」について適切性を確認した。

1. 各試験の位置付けについて

1.1 改良 EPDM 製シール材の圧縮永久ひずみ試験

フランジ部からの漏えいの発生を防止するため、フランジ面にはシール材がセットされている。フランジはフランジボルトを締め付けることによりシール材を圧縮し、シール機能を発揮する構造となっている。

このため、フランジ部からの漏えいは「内部圧力の上昇によりフランジ部が開口すること」に加え、「その開口量がシール材の復元量を超える」場合に生じる。したがって、シール材の耐漏えい性能を確認するためには、シール材がセットされるフランジが「圧力上昇によりどの程度開口するのか」を評価し、その開口量に対して熱等により劣化した「シール材の復元量」を確認することが必要となる。フランジ部の開口量評価と圧縮永久ひずみ試験の位置付けを表 1 に示す。

表 1 フランジ部の開口量評価と圧縮永久ひずみ試験の位置付け

フランジ部からの漏えい要因	確認事項	試験及び評価の位置付け
圧力上昇によりフランジ部が開口することによる漏えい	フランジ部の圧力上昇による開口量	解析による開口量評価
開口量がシール材の復元特性を超えることによる漏えい	熱等により劣化したシール材の復元量	圧縮永久ひずみ試験によるシール材の復元量評価

圧縮永久ひずみ試験で得られるひずみ率がフランジ構造によらず、一様に適用できる理由を整理する。

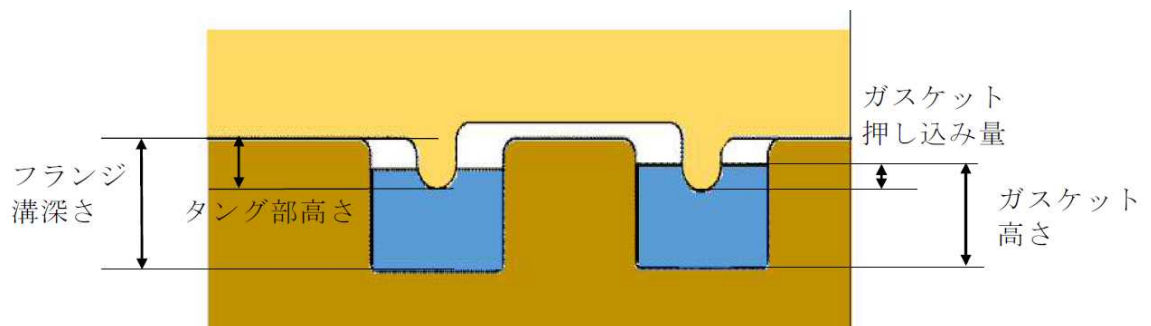
- ・原子炉格納容器の限界温度、圧力である 200℃、2Pd で評価しているため、圧力上昇による影響は、フランジ構造によらず同等である。
- ・本試験は、フランジ構造に関わらず、圧縮状態で使用される静的シール部におけるシール材単体の劣化度（ひずみ率）から復元量を確認するものであることから、フランジ構造の違いはフランジ構造の解析による開口量計算において評価している。

- ・本試験におけるシール材試験片の圧縮率は、%としており、改良 EPDM 製シール材に適用する「角型断面ガスケットを用いるボルト締めフランジのガスケットの圧縮率」（表 2）とほぼ同等である。

よって、柏崎刈羽原子力発電所第 7 号機原子炉格納容器の限界温度、圧力の評価では、フランジ部の開口量と圧縮永久ひずみ試験結果を用いることでシール部の健全性を評価できる。

表 2 角型断面ガスケットを用いるボルト締めフランジのガスケット圧縮率

設備名	フランジ溝 深さ (mm)	タング部 高さ (mm)	ガスケット 高さ (mm)	ガスケット 押し込み量 (mm)	圧縮率 (%)
ドライウエル 主フランジ					
ドライウエル 機器搬入用ハッチ (上部, 下部)					
サプレッション チェンバ出入口					



- ・ガスケット押し込み量 = (ガスケット高さ + タング部高さ) - フランジ溝深さ
- ・圧縮率 = (ガスケット押し込み量 / ガスケット高さ) × 100%

1.2 実機フランジ模擬試験

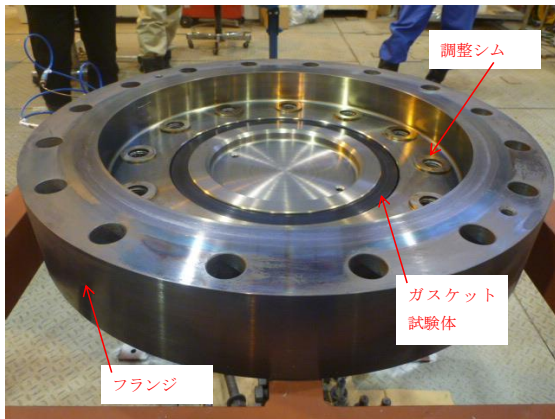
圧縮永久ひずみ試験結果を用いた開口量評価では、内圧によるフランジ構造部の変形は模擬しているが、実機フランジ溝にガスケットをセットした状態におけるシール材の変形は模擬していないため、実機にセットした状態におけるシール材の変形による気密性を確認する必要がある。また、1.1項で記述したシール機能の評価では、ガスケットの復元量とフランジの開口量が等しい状態（ガスケット押し込み量が0mmで接している状態）までをシール機能維持の判定基準としており、その状態においても気密性を有することを確認する必要がある。

実機フランジ模擬試験は、圧縮永久ひずみ試験の結果を用いた開口量評価の中で最も厳しい状態を再現する試験をすることで、開口量評価の妥当性を確認するために実施している。（表3）

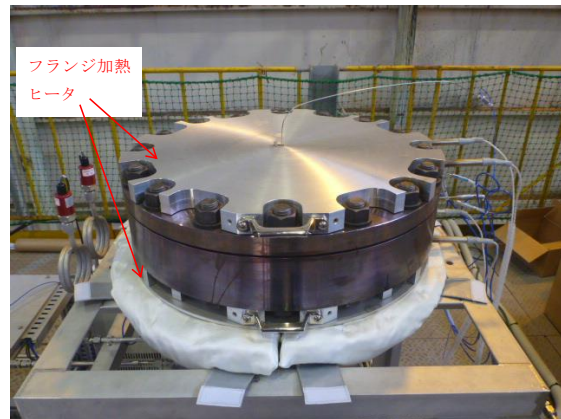
表3 実機フランジ模擬試験の位置付け

開口量評価における未確認事項	確認事項	実機フランジ模擬試験の位置付け
実機フランジ溝にガスケットをセットした状態における内圧や熱膨張によりシール材が変形した状態における気密性	内圧、熱膨張でシール材がガスケット溝で変形した状態で気密性を有すること	ガスケット溝内でのシール材の変形を考慮するため、実機フランジを模擬した試験装置*により気密性を有することを確認
ガスケットに対するタングの押し込み量が0mmで接している状態（開口量＝許容開口量）における気密性	ガスケットに対するタングの押し込み量が0mmで接している状態で気密性を有すること	ガスケットに対するタングの押し込み量が0mmで接している状態で試験を実施することにより気密性を有していることを確認

注記*：試験装置の断面形状は実機と同形状であり、ガスケット及び溝寸法は幅・高さとともに実機と同等、中心径のみ縮小した試験装置（図1）



試験装置外観（フランジ開放時）



試験装置外観（フランジ密閉時）

図1 試験装置外観写真

実機フランジ模擬試験で得られた結果がフランジ構造によらず、一様に適用できる理由を整理する。

- ・原子炉格納容器の限界温度，圧力である 200℃，2Pd で評価しているため，内圧上昇による影響は，フランジ構造によらず同等である。
- ・内圧上昇後にフランジが開口した状態を想定し，ガスケットの復元量とフランジの開口量が等しい状態（押し込み量が 0mm で接している状態）でのシール機能を確認しているものであり，フランジ構造による開口の違いはフランジ部の解析による開口量計算において評価している。

実機フランジ試験によって，ガスケットに対するタングの押し込み量が 0mm で接している状態を再現しており，漏えいはガスケットの復元量に対してフランジの開口量が大きくなった場合（ガスケットの押し込み量 < 0mm）に発生することを踏まえると，本試験条件は最も厳しい状態である。よって，柏崎刈羽原子力発電所第7号機原子炉格納容器の限界温度，圧力の評価では，フランジ部の解析による開口量評価において，開口量が許容開口量以内であることを確認することで，シール部の健全性を評価できる。

2. 実機フランジ模擬試験の高温曝露の方法について

改良 EPDM 製シール材の圧縮永久ひずみ試験において、蒸気環境よりも高温空気（乾熱）環境の方がより大きな劣化が確認されたこと、並びに、改良 EPDM 製シール材の劣化は、一般的に酸素により引き起こされるとの知見に基づき、実機フランジ模擬試験では蒸気ではなく高温空気（乾熱）で曝露し、重大事故等時環境より保守的な条件で試験を実施している。また、温度については原子炉格納容器限界温度 200℃が 7 日間継続する条件であり、重大事故等時環境よりも厳しい条件で曝露しており、それに加え、さらに余裕をみた 250℃、300℃をそれぞれ定める期間、一定温度で高温に曝露した試験を実施している。

よって、本試験は高温曝露時に、蒸気環境よりも厳しい乾熱曝露、重大事故等時環境よりも保守的な温度条件により、重大事故等時環境を適切に模擬できていると考える。

3. 実機フランジ模擬試験の放射線照射の方法について

放射線照射量については、重大事故等時環境を模擬するために、有効性評価（大 LOCA + ECCS 機能喪失 + SBO）におけるフランジガスケット部の重大事故等発生後 7 日間の累積放射線照射量の目安である 800kGy を適用している。

また、放射線照射と高温曝露の順序について「原子力発電所のケーブル経年劣化評価ガイド」に重大事故等時環境評価試験の試験実施方法として放射線照射を実施した後に定められた温度条件下に曝露することを定められていることから、この考え方を参考にし、放射線照射後に高温曝露を行う逐次法で試験を実施している。

改良 EPDM 製シール材の圧縮永久ひずみ試験について

改良 EPDM 製シール材の重大事故等時環境における劣化特性を確認するために、J I S K 6 2 6 2 「加硫ゴム及び熱可塑性ゴムの常温・高温及び低温における圧縮永久ひずみのもとめ方」に準じた圧縮永久ひずみ試験を実施した。

試験装置の概要を図 1 に示す。試験片として、予め γ 線照射したシール材を用いている。放射線量は、重大事故等時環境を模擬するために、フランジガスケット部の重大事故等発生後 7 日間の累積放射線照射量の目安である 800kGy とした。試験は、試験片をタンク&グローブ形状を模擬した圧縮板ではさみ、ボルトを締め付けることにより圧縮させる。なお、試験片の圧縮量や各部位の形状関係は実機と同等となるような試験装置としている。

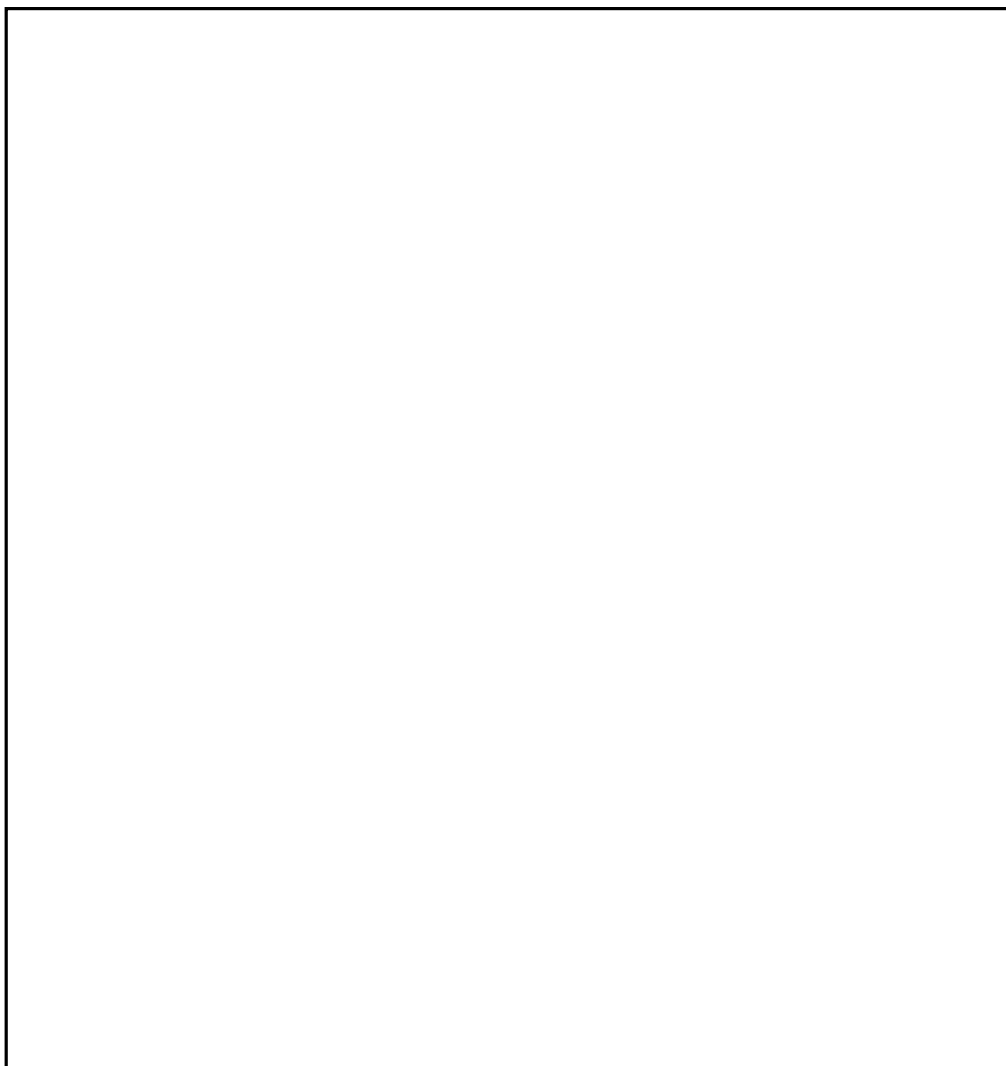


図 1 圧縮永久ひずみ試験装置

試験では、加圧試験容器を用いて高温空気及び高温蒸気で曝露し、試験温度は、原子炉格納容器限界温度である 200℃に加えて、さらに余裕をみた 250℃とする。試験期間は 7 日間（168 時間）とし、一定温度で高温曝露している。

圧縮永久ひずみ率は、試験片の初期厚さと試験後の試験片厚さを測定し、次の式（1）により算出する。各試験片の中心厚さを 0.01mm の単位まで測定し、得られた値の平均値を算出する。圧縮永久ひずみ率の算出概念図を図 2 に示す。

$$Cs = \frac{(t_0 - t_1)}{(t_0 - t_2)} \times 100 \quad \dots \dots \dots (1)$$

Cs : 圧縮永久ひずみ率

t₀ : 試験片の初期厚み

t₁ : 試験後の試験片の厚み

t₂ : スペーサ厚さ

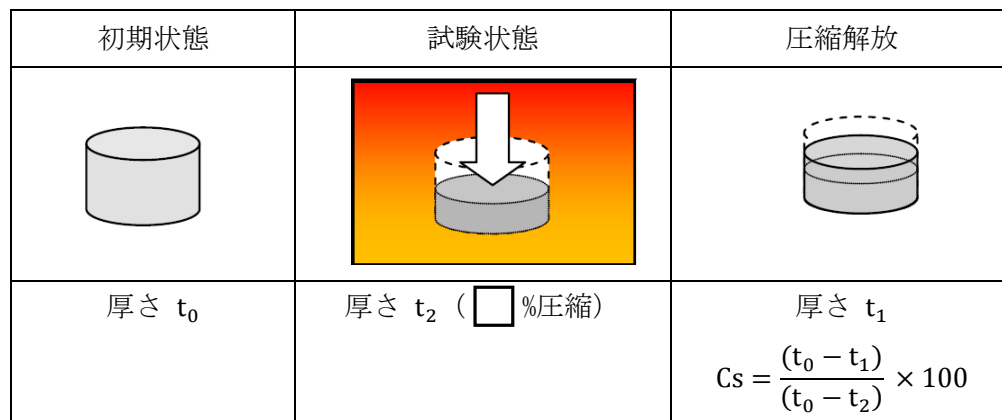


図 2 圧縮永久ひずみ率の算出概念図

圧縮永久ひずみ試験の結果を表 1 に示す。

表 1 圧縮永久ひずみ試験*1 結果

試験体	試験温度	放射線照射量	試験雰囲気	試験時間	圧縮永久ひずみ率*2 (%)	
改良 EPDM 製シール材 <input type="text"/>	200℃	800kGy	空気 (乾熱)	168 時間	<input type="text"/>	<input type="text"/>
	250℃		空気 (乾熱)			
	200℃		蒸気			
	250℃		蒸気			

注記*1 : J I S K 6 2 6 2 に従い実施

*2 : 試料を圧縮し完全に元の状態に戻った場合を 0%、全く復旧せずに完全に圧縮された状態のままである状態を 100%

実機フランジ模擬試験の概要について

改良 EPDM 製シール材のシール機能の性能確認として、実機フランジの形状を模擬した試験装置を用いて、実機条件に近い状態でのシール機能の健全性確認を行った。

試験フローを図 1 に示し、試験の概要を以下に示す。

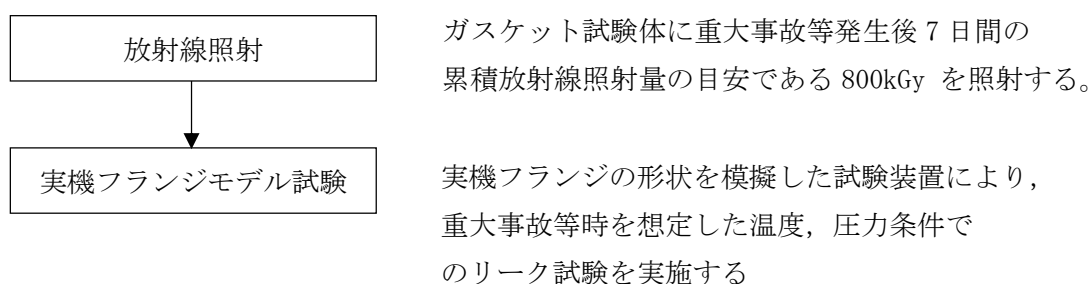


図 1 実機フランジモデル試験フロー

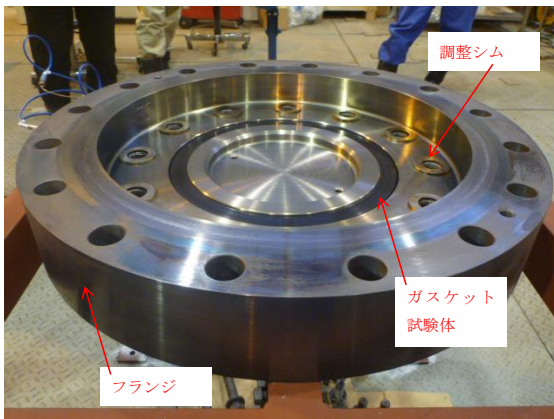
1. 試験装置

実機フランジ模擬試験の試験装置は図 2、図 3 に示すようにフランジユニット、ガス供給ユニット、リークガス計測ユニットから構成される。フランジユニットは、直径 250mm のガスケット試験体を組み込んで内部を加圧可能な試験フランジと、試験フランジを所定の試験条件に加熱制御するためのフランジ加熱ヒータから構成される。試験フランジにガスケット試験体を組み込む溝断面形状（フランジ型式）は実機フランジで採用されているタング&グループ型（T&G 型）を模擬している。フランジ断面形状は実機と同形状であり、中心径のみを縮小した試験装置としているため、試験で得られたリーク量をガスケット径比で補正することで実機フランジのリーク量に換算できる。

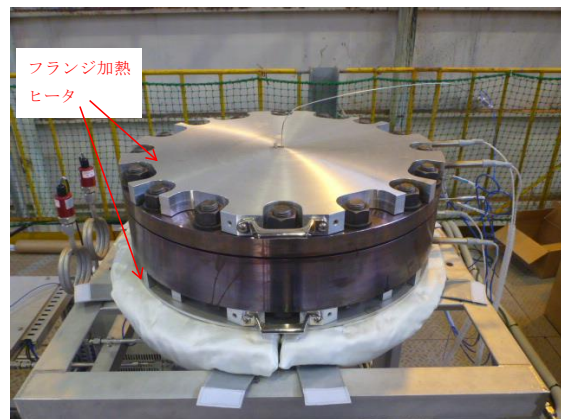
また、内圧上昇後の原子炉格納容器フランジの開口を模擬するため、ガスケット試験体の押し込み量をフランジ間に設置する調整シムにより設定する。ガス供給ユニットは、高圧空気ボンベと圧力調整器から構成され、所定の圧力に調整された加圧ガスを空気加熱器により所定の温度に加熱制御する。リーク量はリークガス計測ユニットのマスフローメータにて計測される。試験装置外観写真を図 3 に示す。



図2 試験装置概要図



試験装置外観（フランジ開放時）



試験装置外観（フランジ密閉時）

図3 試験装置外観

2. 試験条件

重大事故等時環境を模擬するために、放射線照射量は、フランジガスケット部の重大事故等発生後7日間の累積放射線照射量の目安である800kGyをあらかじめ照射したシール材をガスケット試験体として用いる。放射線による劣化と熱による劣化は、放射線照射をした後に定められた温度条件下に曝露する逐次法により付与した。

一般に有機材料の放射線劣化挙動には、酸素が影響を及ぼすことが知られているが、環境に酸素が存在しない場合においては放射線と熱の同時法と逐次法の劣化はほぼ等しいことが知られている。原子炉格納容器内は、通常時は窒素環境下、重大事故等時は蒸気環境下であり、酸素が常に供給される環境では無いことから、放射線と熱の同時曝露による劣化への影響は十分小さく、逐次法による劣化の付与は妥当であると考えられる。なお、

「原子力発電所のケーブル経年劣化評価ガイドライン」において、重大事故等時環境試験の試験方法として放射線照射をした後に定められた温度条件下に曝露することが定められており、このことから逐次法による劣化の付与は妥当であると考え。

改良 EPDM 製シール材の劣化は、一般的に酸素により引き起こされるとの知見に基づき、試験雰囲気は蒸気ではなく高温空気（乾熱）を用い、試験温度については、原子炉格納容器限界温度である 200℃、さらに余裕を見た 250℃、300℃とし、試験圧力は原子炉格納容器限界圧力 2Pd (0.62MPa) を包絡する圧力で気密性確認を実施する。また、原子炉格納容器内圧上昇後の実機フランジの開口を模擬するため、フランジによるガスケット試験体の押し込み量を最小(0mm)に設定する。なお、最小押し込み量(0mm)は、高温での試験を実施する前段階として、常温での予備加圧を実施し、ガスケットから漏えいが起こらない状態と定義する。

3. 試験結果

試験結果を表 1 に示す。フランジによるガスケット試験体の押し込み量が最小(0mm)であっても、有意な漏えいは発生せず、200℃・168 時間、250℃・96 時間、300℃・24 時間の耐性が確認された。図 4 に 200℃・168 時間の試験ケースにおける試験体の外観を示す。図 4 より、フランジとガスケット試験体との接触面を境界として劣化（表面のひび割れ）は内周側で留まり、外周側に有意な劣化が見られないことから、フランジ接触面でシール機能を維持できていることが確認された。また、断面形状より、劣化（表面のひび割れ）はガスケット試験体の表面層のみで留まっているため、有意な劣化が進行していないことが確認された。

表 1 重大事故等時条件での試験結果

試験体	温度	継続時間	押し込み量	漏えいの有無
改良 EPDM 製シール材 	200℃	168 時間	0mm	なし
改良 EPDM 製シール材 	250℃	96 時間	0mm	なし
改良 EPDM 製シール材 	300℃	24 時間	0mm	なし

下記条件は全ケース共通

試験圧力：2Pd 以上 (0.62MPa 以上)、放射線照射量：800kGy、試験雰囲気：乾熱（空気）
漏えい判定基準：1cc / min 以上の漏えい量が 30 分以上継続した場合に漏えい有とする。



全体写真

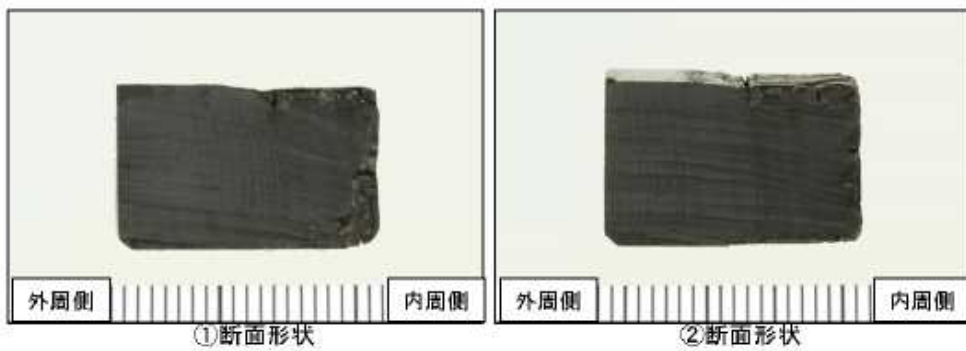
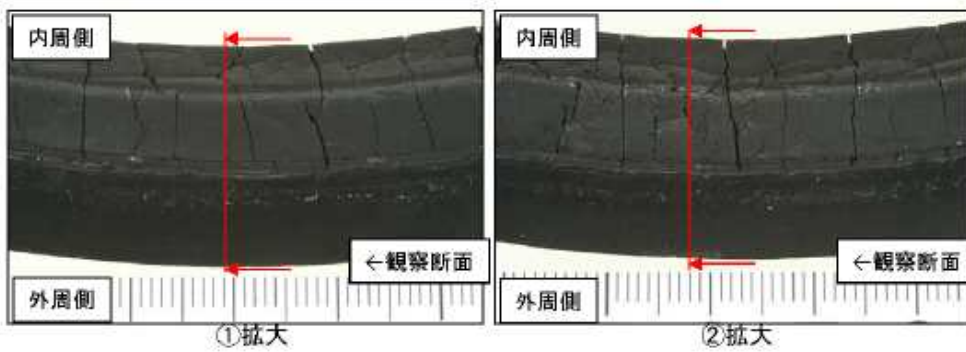


図4 試験後の試験体外観 (200℃・168時間)

改良 EPDM 製シール材における実機フランジ模擬試験結果の適用について

改良 EPDM 製シール材については、シール機能の性能確認として圧縮永久ひずみ試験に加えて、実機フランジを模擬した試験装置（以下「実機フランジ模擬試験装置」という。）を用いてシール機能を確認している。

実機フランジ模擬試験装置のフランジ断面形状は実機と同形状、ガスケット及び溝寸法は幅・高さともに実機と同等であり、中心径のみを縮小した試験装置としており、フランジ部は実機と同様な変形を模擬できる。

また、実機フランジ模擬試験ではガスケット試験体の押し込み量を 0mm（ガスケットとタンクが接している状態）に設定し、実機の 2Pd 時の開口量以上を模擬した条件で試験を実施している。

1. 実機と実機フランジ模擬試験装置の比較

実機（ドライウェル主フランジ）及び、実機フランジ模擬試験装置のフランジ部の断面形状及び寸法を図 1、図 2 及び表 1 に示す。

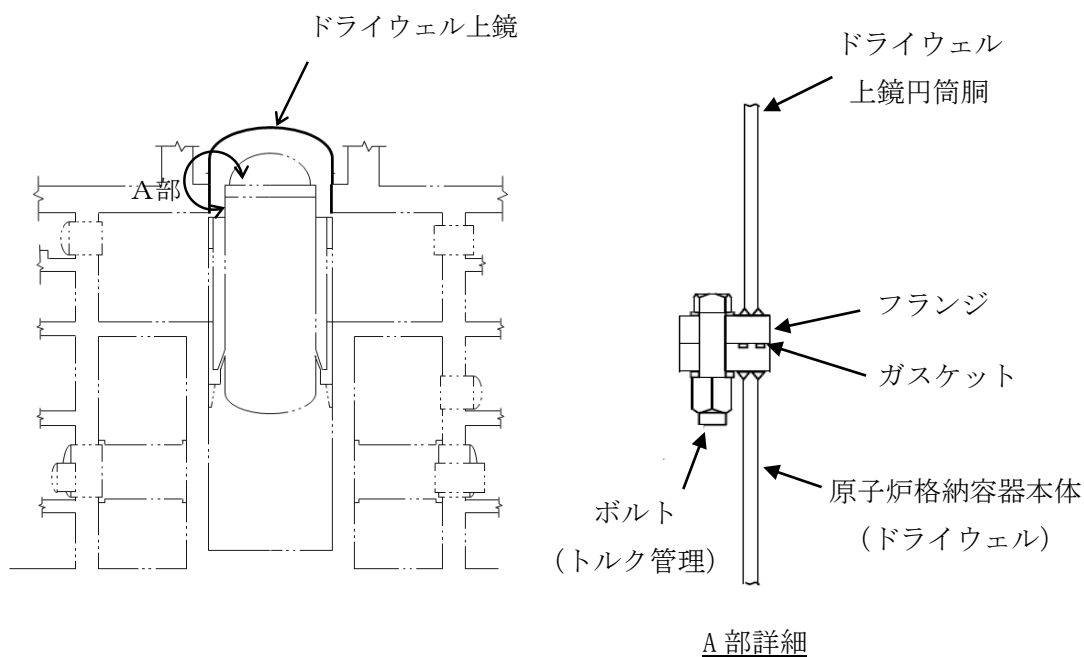


図 1 ドライウェル主フランジ断面形状

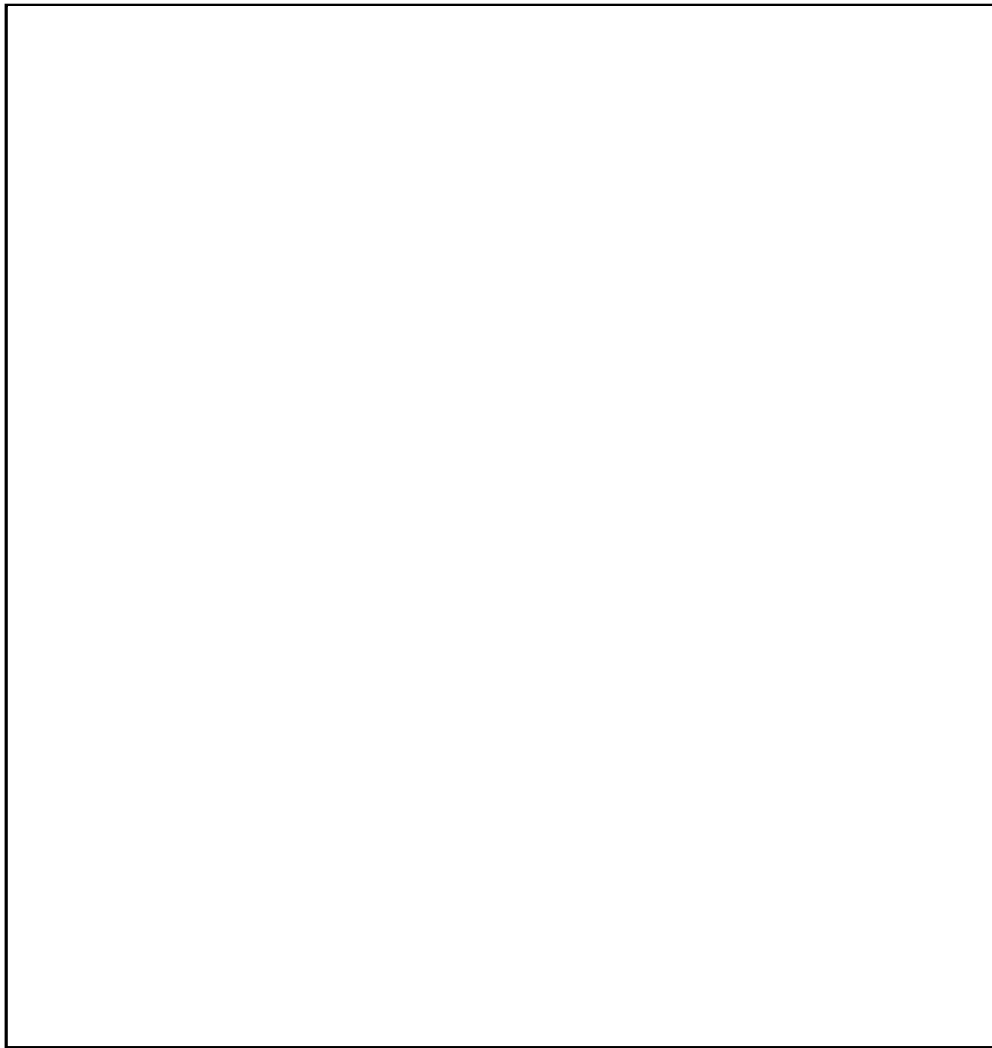


図2 実機フランジ模擬試験装置図

表1 実機フランジと実機フランジ模擬試験装置の寸法比較

単位：mm

		ガスケット寸法				溝寸法			
		内径	外径	幅	高さ	内径	外径	幅	高さ
実機フランジ (ドライウェル 主フランジ)	内側								
	外側								
実機フランジ 模擬試験装置									

2. 実機への適用

前述のとおり、実機フランジ模擬試験装置は、フランジの断面形状が実機と同形状、ガスケット及び溝寸法は幅・高さともに実機と同等であり、中心径のみを縮小した試験装置である。

実機フランジ模擬試験では、漏えい有無の判定基準として、1cc/min以上の漏えい量が30分以上継続した場合に漏えい有と判断することとしている。ここで、試験の判定基準として設定した1cc/minの漏えい量を実機フランジでの漏えい量に換算し、原子炉格納容器の設計漏えい率との比較を行った結果は以下のとおりである。

ガスケットの内径を d_i 、外径を d_o とすると、JIS B 2490よりガスケットからの漏えい量 L はガスケットの接触面の内径 d_i に比例し、ガスケット接触幅 $(d_o - d_i)/2$ に反比例する。

$$L \propto \frac{d_i}{(d_o - d_i)/2} = \frac{1}{(d_o/d_i - 1)/2}$$

表1より実機フランジ模擬試験のガスケットの断面形状は実機と一致させていることから、ガスケット試験体の接触幅は実機ガスケットと一致している。このため、フランジ部からの漏えい量はガスケット内径に比例する。

本試験で判定基準として設定した漏えい量(1cc/min)より、ガスケット径比で補正した実機フランジでの漏えい量から求めた、原子炉格納容器全ハッチ類フランジ部からの漏えい量は0.001%/day以下であり、原子炉格納容器の設計漏えい率(0.4%/day)の1/400以下となる。実機フランジのガスケット径を表2、実機フランジにおける漏えい量の推定結果を表3に示す。

このように、重大事故等時環境を模擬した改良EPDM製シール材における実機フランジ模擬試験結果は、原子炉格納容器の設計漏えい率と比較して十分に余裕がある状態であることから、改良EPDM製シール材の実機への適用は可能であると考えられる。

表2 実機フランジのガスケット径

対象	ガスケット径 (mm) *1, 3
ドライウェル主フランジ	
上部ドライウェル機器搬入用ハッチ	
下部ドライウェル機器搬入用ハッチ	
所員用エアロック*2	
サプレッションチェンバ出入口	
合計	

注記*1：二重ガスケットについては保守的に外側ガスケットの中心径を用いる。

*2：所員用エアロックはガスケット周長が等価となる等価直径とする。

*3：ガスケット径が 1000mm 以下の閉止フランジ付貫通部については、他の大開口部と比較して影響が小さいため対象外とする。

表3 実機フランジにおける漏えい量の推定結果

試験での漏えい判定基準 (L_1)	1cc/min
試験フランジガスケット径 (D_1)	<input type="text"/> mm
原子炉格納容器フランジガスケット径合計 (D_0)	<input type="text"/> mm
ガスケット径比 ($\alpha = D_0/D_1$)	<input type="text"/> mm/mm
原子炉格納容器フランジでの漏えい量 ($L_0 = L_1 \times \alpha$)	<input type="text"/> cc/min
	<input type="text"/> m ³ /day
原子炉格納容器空間容積 (V_0)	13350 m ³ *1
原子炉格納容器空間容積に対する割合 (L_0/V_0)	<input type="text"/> %/day

注記 *1: ドライウェル空間容積(約 7350m³) + サプレッションチェンバ空間容積(約 6000m³, サプレッションプール水量が約 3600m³ の場合において)

改良 EPDM 製シール材の実機を模擬した小型フランジ試験について

改良 EPDM 製シール材について、耐高温性、耐蒸気性を確認するために、800kGy の γ 線照射を行ったシール材を用いて、高温曝露又は蒸気曝露を行った後、気密性確認試験を実施して漏えいの有無を確認した。また、試験後の外観観察、FT-IR 分析及び硬さ測定を行い、曝露後のシール材の状況を確認した。本試験に使用した試験治具寸法を図 1 に、試験治具及びシール材外観を図 2 に示す。シール材の断面寸法は実機の 1/2 とし、内側の段差 1mm により外側からも高温空気又は蒸気に曝露されることとなる。

なお、治具に使用されている鉄鋼材料と改良 EPDM 製シール材とでは、改良 EPDM 製シール材の方が線膨張係数は大きく、温度を低下させた場合には改良 EPDM 製シール材の方が治具と比較して収縮量が大きくなるため、試験治具溝内でのタンク等との密着性は低下する方向となり、気密試験は高温状態より室温での試験の方が厳しくなると考えられる。このことから、本試験のオートクレーブでの蒸気曝露及び室温での H e 気密性確認試験の条件は、実プラントで想定される重大事故等時環境と比較して保守的な条件となる。試験の詳細と結果を以下に記載する。

① 高温曝露

熱処理炉内に小型フランジ試験装置を設置し、乾熱 200℃、168 時間の高温曝露を実施した。

② 蒸気曝露

蒸気用オートクレーブ内に小型フランジ試験装置を設置し、1MPa、250℃の蒸気環境下で 168 時間曝露を実施した。蒸気用オートクレーブの系統図を図 3 に、蒸気曝露試験体設置状況を図 4 に示す。

③ H e 気密性確認試験

高温曝露及び蒸気曝露後の試験体について、H e を用いて気密試験を実施した。負荷圧力は 0.3MPa、0.65MPa、0.9MPa とし、スヌープでの漏えい確認と、0.3MPa では保持時間 10 分、0.65MPa 及び 0.9MPa では保持時間 30 分で圧力降下の有無を確認した。また、0.8mm の隙間ゲージを用いてフランジ開口変位を模擬した気密性確認試験も実施した（実機 1.6mm 相当の変位）。試験状況を図 5、図 6 に、試験結果を表 1 に示す。いずれの条件下でも漏えい及び圧力降下は認められなかった。

④ 試験後外観観察

デジタルマイクロスコープを用いて H e 気密性確認試験後のシール材表面を観察した。観察結果を図 7 に示す。シール材表面に割れ等の顕著な劣化は認められなかった。



図1 試験治具寸法

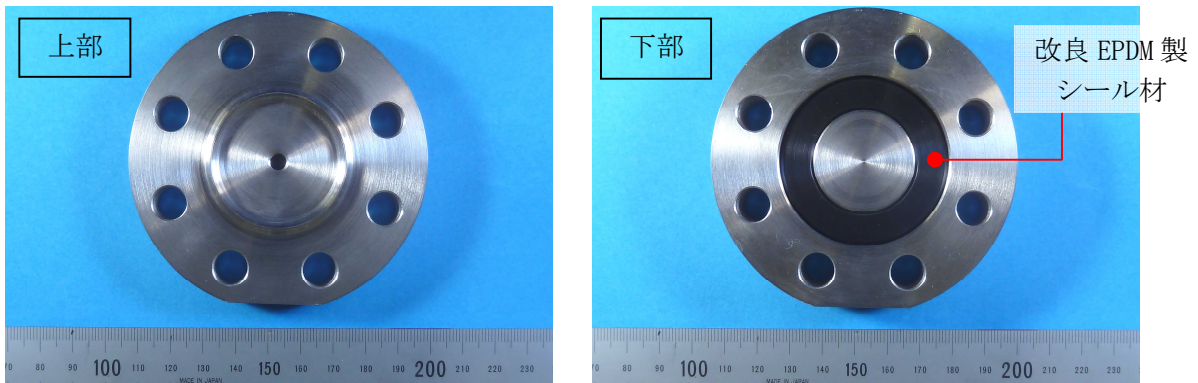


図2 試験治具及びシール材外観

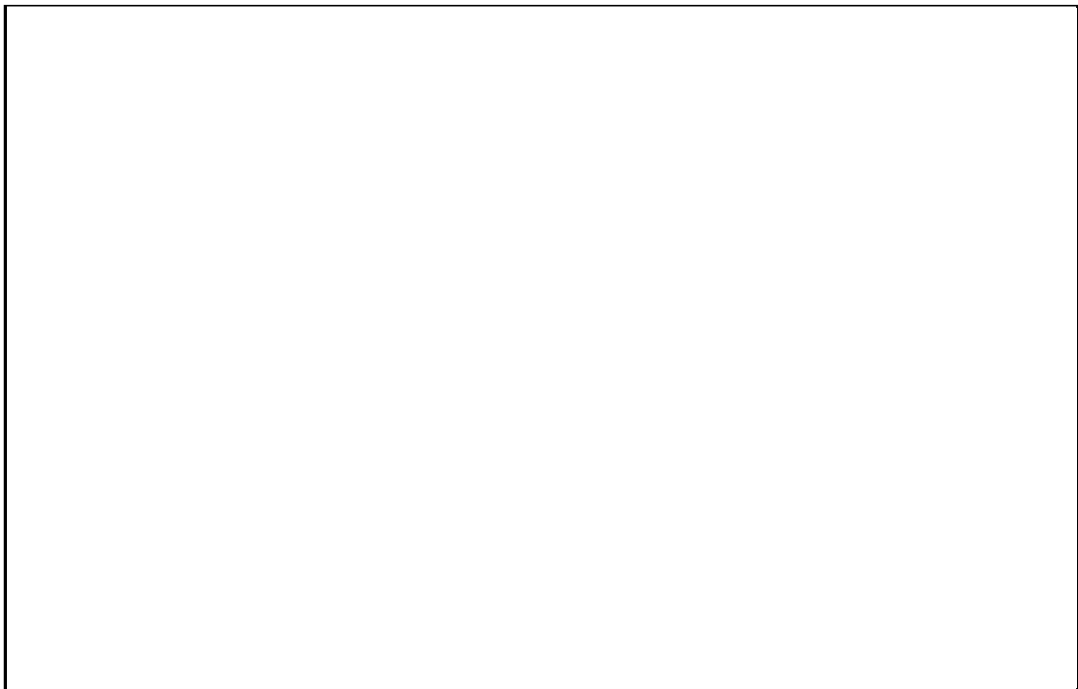


図3 蒸気用オートクレーブ系統図

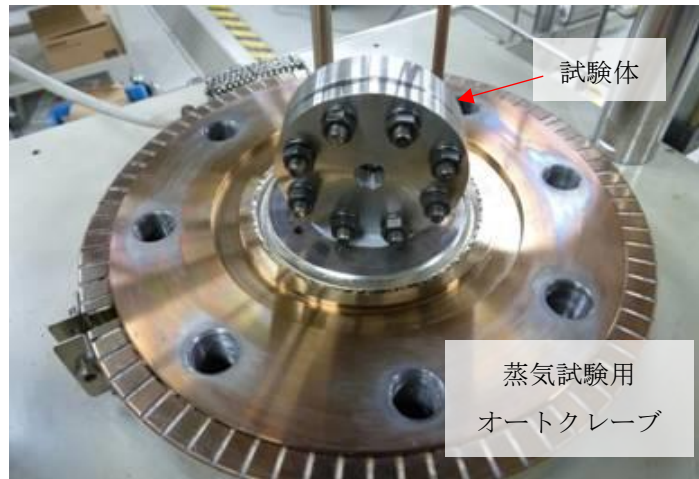


図4 蒸気曝露試験体設置状況



図5 He気密性確認試験状況



図6 He気密試験時開口模擬
(隙間ゲージ使用)

表1 He気密性確認試験状況

No.	曝露条件	放射線 照射量	変位	0.3MPa	0.65MPa	0.9MPa
1	乾熱 200°C, 168h	800kGy	なし	○	○	○
			0.8mm	○	○	○
2	蒸気 1MPa, 250°C, 168h	800kGy	なし	○	○	○
			0.8mm	○	○	○
3	蒸気 1MPa, 250°C, 168h	800kGy	なし	○	○	○
			0.8mm	○	○	○

○：漏えい及び圧力降下なし

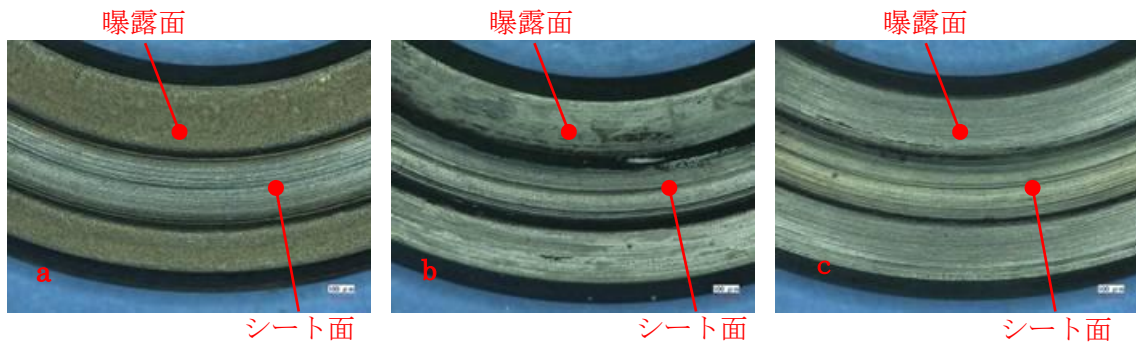


図7 試験後外観観察結果
 (a: 乾熱 200℃, 168h, b 及び c: 蒸気 250℃, 168h)

⑤ FT-IR 分析

試験後のシール材の FT-IR 分析*結果を図 8, 図 9 に示す。高温曝露中に空気が直接接触する位置 (曝露面) では, ベースポリマーの骨格に対応するピークが消失していたが, その他の分析位置, 曝露条件では顕著な劣化は認められなかった。

注記* : FT-IR 分析では赤外線が分子結合の振動や回転運動のエネルギーとして吸収されることを利用して, 試料に赤外線を照射して透過又は反射した光量を測定することにより分子構造や官能基の情報を取得可能である。

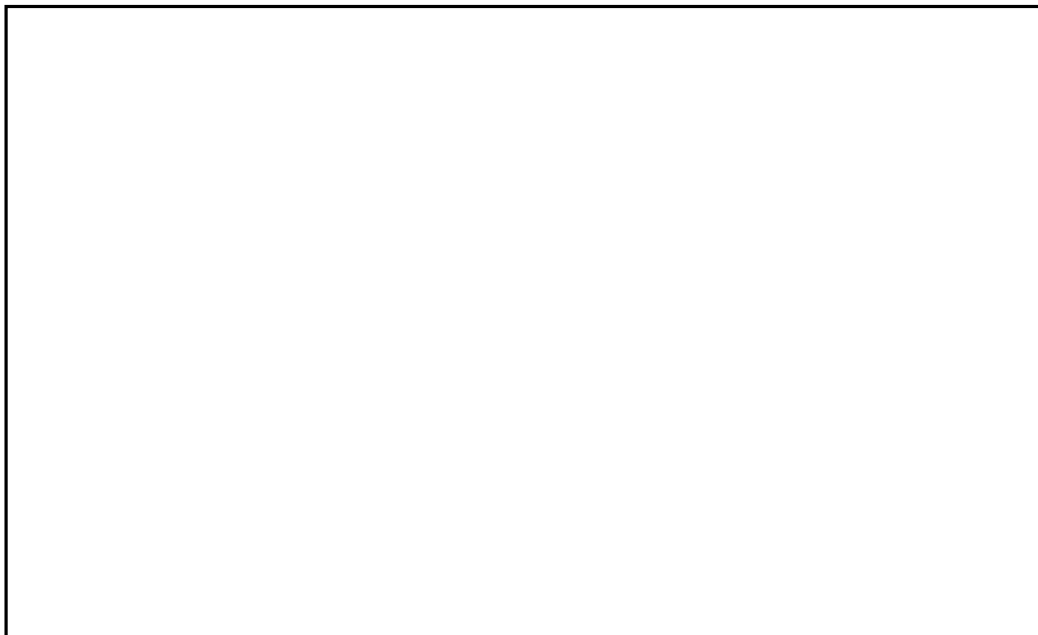


図8 FT-IR 分析結果 (曝露面)

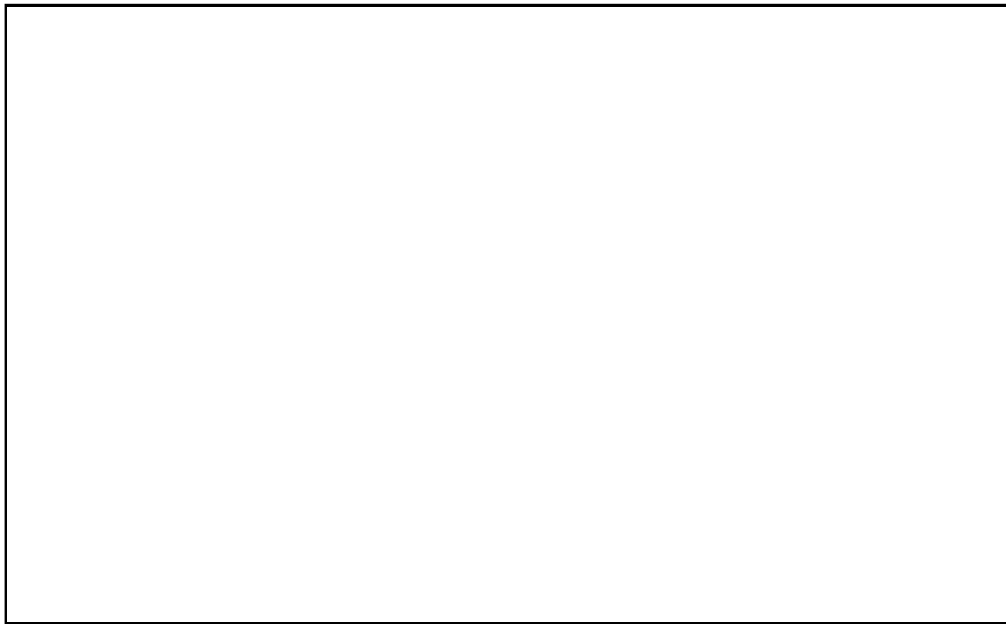


図9 FT-IR 分析結果（シート面）

⑥ 硬さ測定

試験後のシール材の硬さ測定結果を図10に示す。曝露面，シート面，裏面，断面の硬さを測定した。曝露面において，乾熱 200℃，168 時間条件において，曝露面では酸化劣化によって硬さが顕著に上昇していた。その他の部位，条件では，蒸気 250℃，168 時間条件の曝露面で若干の軟化が確認された以外，硬さは初期値近傍であり，顕著な劣化は確認されなかった。

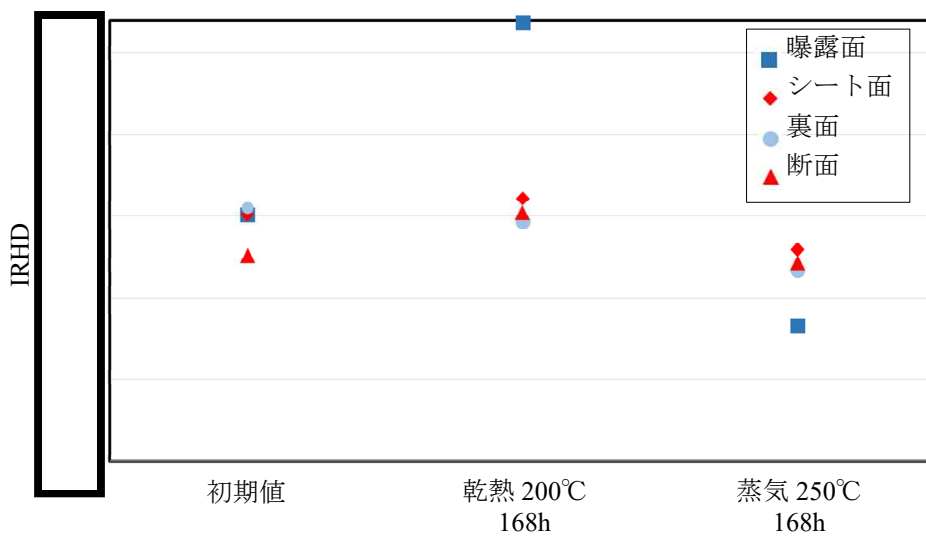


図10 硬さ測定結果

以上の試験結果より、200℃、2Pd、168 時間の条件下においては、改良 EPDM 製シール材に顕著な劣化が認められないことから、フランジガスケット材として改良 EPDM 製シール材を使用した場合は、原子炉格納容器内部圧力上昇時のフランジ部の開口を勘案しても原子炉格納容器フランジ部の気密性は保たれると考えられる。

バックアップシール材のシール機能について

原子炉格納容器閉じ込め機能の更なる安全性向上対策を目的に、自主的な取り組みとして、バックアップシール材（一液硬化型耐火シーラント）を塗布する。バックアップシール材は図 1 で示すように、現行シール材のシール溝よりも外側のフランジ面全周に塗布できるシール材である。バックアップシール材には、耐高温性、耐蒸気性、耐放射線性が確認され、重大事故等環境下においてもシール機能を発揮できるものを用いる。

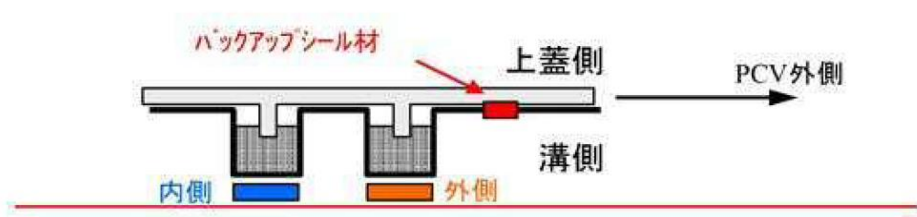


図 1 バックアップシール材イメージ図

1. バックアップシール材の適用目的

原子炉格納容器フランジ部のシール機能は、200℃、2Pd の環境下において、改良 EPDM 製シール材により重大事故等発生後の 7 日間のシール機能が維持できることを確認しているが、原子炉格納容器内が長期間にわたり高温状態が続くことでシール材の性能が低下することを考慮して、改良 EPDM 製シール材の外側にバックアップシール材を塗布し、「改良 EPDM 製シール材+バックアップシール材」の組み合わせとすることで、長期におけるシール機能健全性を補強する。

また、改良 EPDM 製シール材は、重大事故等時の耐環境性に優れていることを確認しているが、一般的な劣化モードとして酸化劣化が挙げられるため、長期におけるシール材の信頼性を向上させるためには、劣化要因である酸素の高温状態曝露を回避することが必要になる。バックアップシール材は、フランジ外側ガスケット部よりも外周のフランジ面を塗布することから、改良 EPDM 製シール材への原子炉格納容器外側からの酸素供給を遮断する役割も果たすことができるため、酸化劣化における改良 EPDM 製シール材のシール性能低下を抑えることが可能である。

以上より、バックアップシール材は、重大事故等発生後の改良 EPDM 製シール材の長期におけるシール機能健全性を補強することができるため、原子炉格納容器閉じ込め機能の更なる安全性向上対策として、ドライウェル主フランジ、機器ハッチ類のシール部に「改良 EPDM 製シール材+バックアップシール材」を採用する。

2. バックアップシール材の性能確認試験

バックアップシール材に関して、耐高温性、施工性等を確認するために、以下の試験を実施した。

- (1) 高温曝露及び蒸気曝露後気密性確認試験
- (2) 開口模擬後気密性確認試験
- (3) 実機適用性試験
- (4) 長時間試験（改良 EPDM 製シール材との組み合わせ）

各々の試験の詳細を以下に示す。

(1) 高温曝露及び蒸気曝露（250℃，168 時間）後気密性確認試験

フランジ部に塗布するバックアップシール材に関して、小型試験体（図 2 参照）を用いて放射線照射及び蒸気曝露後に H e 気密性確認試験を実施し漏えいの有無を確認するとともに、試験後に FT-IR 分析を実施してバックアップシール材の化学構造の変化状況を確認した。試験条件の詳細を以下に記載する。

①放射線照射

重大事故等時環境を模擬するために、放射線照射量はフランジ部の重大事故等後 7 日間の累積放射線照射量の目安である 800kGy を目標に、線源 ^{60}Co 、照射時間 100 時間にて、放射線照射を実施した。

照射実績は、雰囲気線量 8.19kGy/h、8.27kGy/h、累積照射量 819kGy、827kGy であった。

②高温曝露

熱処理炉を使用して 300℃，73 時間及び 350℃，73 時間の高温曝露を実施した。

③蒸気曝露

蒸気用オートクレーブを使用して、試験体（3 個）を 1MPa，250℃の蒸気環境下で 168 時間曝露を実施した。蒸気用オートクレーブの系統図を図 3 に、試験体設置状況を図 4 に示す。

④H e 気密性確認試験

蒸気曝露後の試験体について、H e を用いて気密性確認試験を実施した。高温曝露条件では負荷圧力 0.2，0.3，0.4，0.5，0.62MPa，蒸気曝露条件では負荷圧力は 0.3，0.65，0.9MPa とし、スヌープでの漏えい確認と 0.65MPa 及び 0.9MPa は保持時間 30 分、その他の圧力では保持時間 10 分で圧力降下の有無を確認した。気密性

確認試験状況を図 5 に，試験結果を表 1，2 に示す。いずれの試験体も漏えい及び圧力降下は認められなかった。

⑤FT-IR 分析

He 気密性確認試験後に FT-IR 分析*を実施した。分析結果を図 6 に示す。本試験条件では 350℃高温曝露条件を除いてシロキサン構造の変化量は小さく，顕著な劣化は認められなかった。

注記*：FT-IR は赤外線が分子結合の振動や回転運動のエネルギーとして吸収されることを利用して，試料に赤外線を照射して透過又は反射した光量を測定することにより分子構造や官能基の情報を取得可能である。

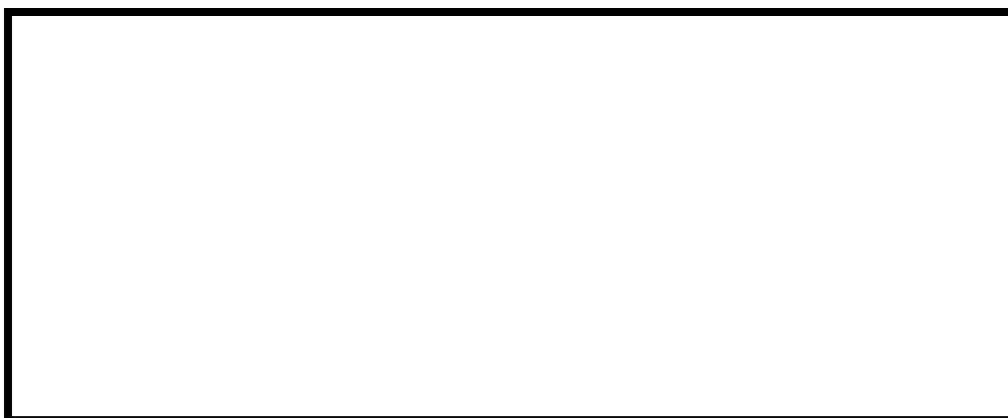


図 2 小型試験治具寸法

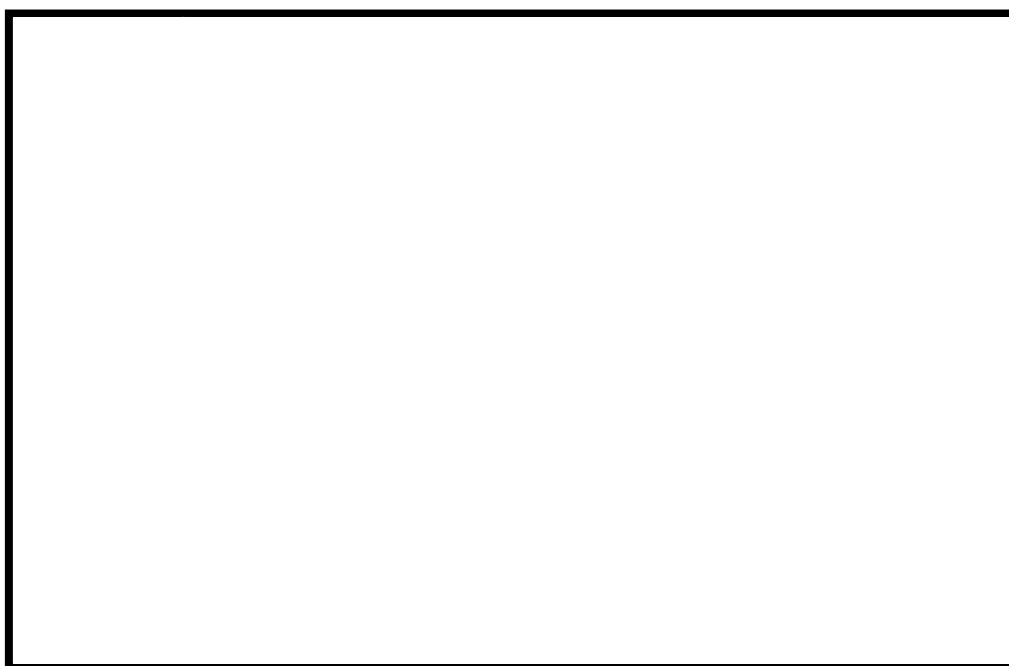


図 3 蒸気用オートクレーブ系統図

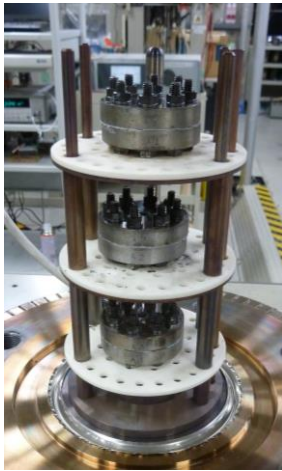


図4 蒸気曝露試験片設置状況



図5 気密性確認試験状況



表1 He気密性確認試験結果（高温曝露後）

No.	高温曝露条件	0.2MPa	0.3MPa	0.4MPa	0.5MPa	0.62MPa	放射線照射量
1	300℃, 73h	○	○	○	○	○	827kGy
2	350℃, 73h	○	○	○	○	○	827kGy

○：漏えい及び圧力降下なし

表2 He気密性確認試験結果（蒸気曝露後）

No.	蒸気曝露条件	0.3MPa	0.65MPa	0.9MPa	放射線照射量
1	1MPa, 250℃, 168h	○	○	○	819kGy
2	1MPa, 250℃, 168h	○	○	○	819kGy
3	1MPa, 250℃, 168h	○	○	○	819kGy

○：漏えい及び圧力降下なし

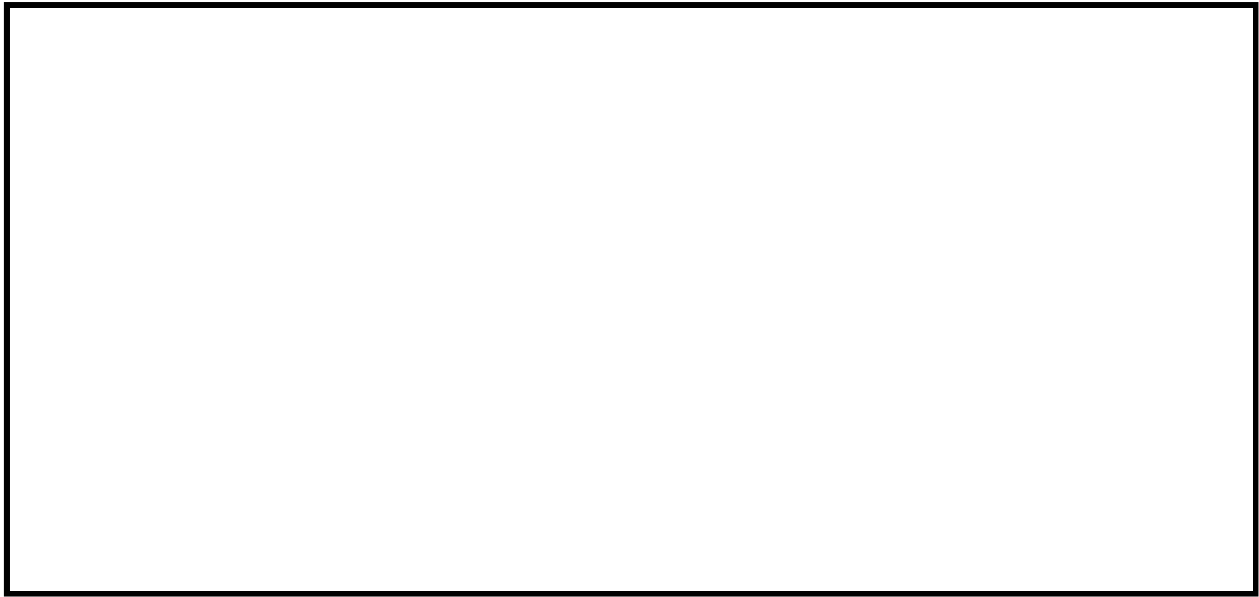


図6 FT-IR 分析結果

(2) 開口模擬後気密性確認試験

重大事故等時には、事故後ベント実施までは圧力が 2Pd 近傍と高くなりフランジ部が開口することから、フランジ開口を経験した後にバックアップシール材に気密性があるか否かを確認するため、30cm 中型試験体を用いて隙間ゲージで一度変位を経験させた後にHe気密性確認試験を実施した。試験の流れとしては、バックアップシール材を塗布したフランジを乾燥させた後に、隙間ゲージで変位を加え、その後隙間ゲージを引き抜いて試験フランジの変位を当初位置に戻す。その状態でHe気密性確認試験を実施して漏えいの有無を確認した。試験状況を図7、図8、試験条件及び結果を表3に示す。

1.9mm までの変位を経験した後もHe気密性確認試験において漏えい及び圧力降下は認められなかった。なお、He気密性確認試験は(1)の高温曝露及び蒸気曝露試験(250℃, 168時間)後気密性確認試験と同様に、負荷圧力は0.3MPa, 0.65MPa, 0.9MPaとし、スヌープでの漏えい確認と0.3MPaは保持時間10分、0.65MPa及び0.9MPaは保持時間30分で圧力降下の有無を確認した。

なお、開口模擬後気密性確認試験は試験装置上の理由から、バックアップシール材に高温曝露は経験させていない。しかしながら、FT-IR分析結果では250℃蒸気曝露でバックアップシール材の化学構造の変化量は小さく、顕著な劣化が認められなかったことから、重大事故等時のフランジ開口を模擬したバックアップシール材の性能を確認する試験においては、(1)⑤FT-IR分析の結果も踏まえると、高温曝露の有無は試験結果に大きな影響を与えないと考える。

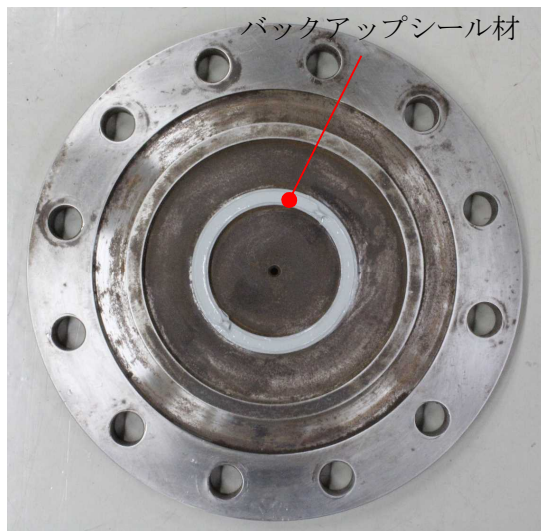


図7 バックアップシール材塗布状況
(1.5mm 厚さ)



図8 変位付与状況
隙間ゲージを用いて所定の変位を加えた後、隙間ゲージを抜いて再締め付け

表3 開口模擬後He気密性確認試験結果

No.	塗布厚さ	変位	0.3MPa	0.65MPa	0.9MPa
1	1.5mm	変位付与前	○	○	○
		1.0mm	○	○	○
2	5.0mm	変位付与前	○	○	○
		1.0mm	○	○	○
3	1.5mm	変位付与前	○	○	○
		1.9mm	○	○	○

○：漏えい及び圧力降下なし

(3) 実機適用性試験

実機フランジは直径が大きく塗布長さが長い為、実際にバックアップシール材を適用した場合に問題なく気密性が確保可能か、また、既存のシール材との干渉の有無を確認するため、柏崎刈羽原子力発電所第4号機SRVハッチにバックアップシール材を塗布した局所漏えい試験を実施した。

バックアップシール材塗布条件は、図9に示す内側及び外側シール材に加えて、原子炉格納容器外側にバックアップシール材を塗布して既存シール材とバックアップシール材との干渉の有無を確認する条件、図10に示す内側シール材に原子炉格納容器外側にバックアップシール材を塗布し、バックアップシール材単体でシール機能を有することを確認する条件の2通り実施した。いずれも局所漏えい試験結果は良好であった。

なお、バックアップシール材の塗布時には、塗布厚さが1～1.5mm程度となるように治具を用いて作業を実施した（図11参照）。

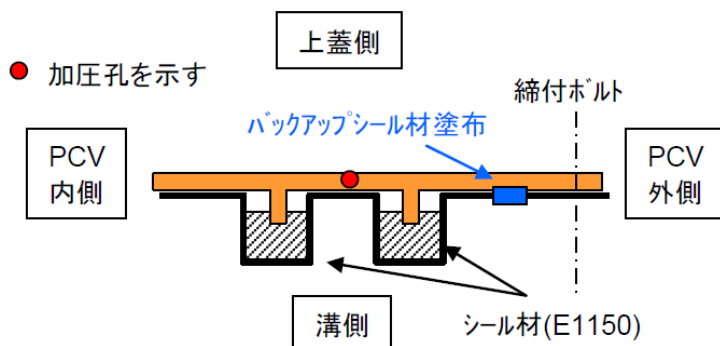


図9 内外シール材+PCV外側バックアップシール材塗布条件

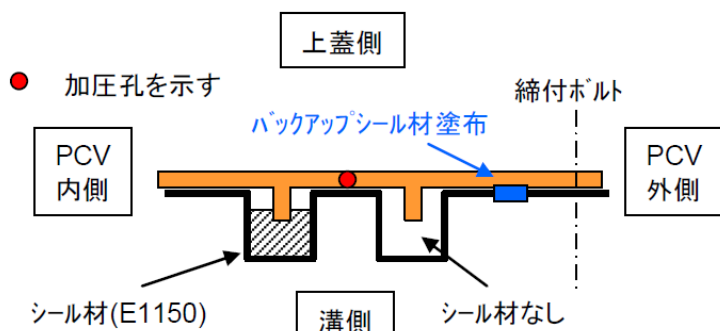
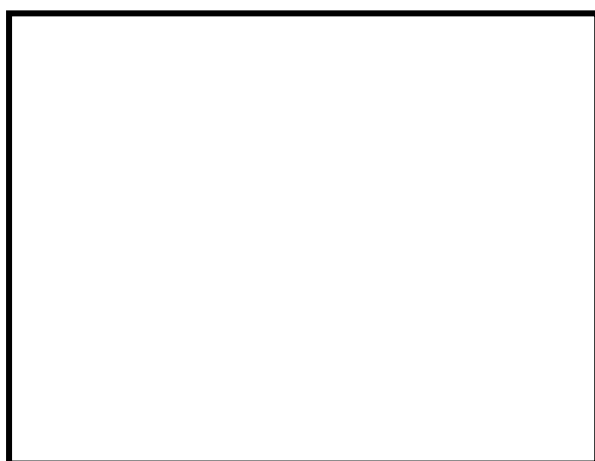


図10 内シール材+PCV外側バックアップシール材塗布条件



(a) バックアップシール材塗布作業状況

(b) ハッチ閉鎖時

図11 柏崎刈羽原子力発電所4号機SRVハッチ試験状況

(4) 長時間試験

重大事故等時においては、復旧までに相応の期間が必要と考えられることから、30日、又はそれ以上の期間曝露したシール材の気密性を確認することを目的に、改良EPDM製シール材（放射線照射量800kGy）とその外側にバックアップシール材を適用した条件で、長期間高温曝露を実施した後にHe気密性確認試験を行い漏えいの有無を確認した。各々の詳細条件を以下に示す。

また、試験体の状況（改良EPDM製シール材+バックアップシール材塗布）を図12に示す。

①高温曝露

熱処理炉を用いて、乾熱200℃条件下にて高温曝露を実施した。なお、試験体は、所定の日数曝露した後に取り出して下記のHe気密性確認試験を実施し、再度、熱処理炉に戻して乾熱200℃条件下にて追加日数の高温曝露を継続実施している。

②He気密性確認試験

高温曝露後の試験体について、Heを用いて気密試験を実施した。負荷圧力は0.3MPa、0.65MPa、0.9MPaとし、スヌープでの漏えい確認と0.3MPaは保持時間10分、0.65MPa及び0.9MPaは保持時間30分で圧力降下の有無を確認した。試験状況を図13に、試験結果を表4に示す。いずれの試験体、試験条件においても漏えい及び圧力降下は認められなかった。

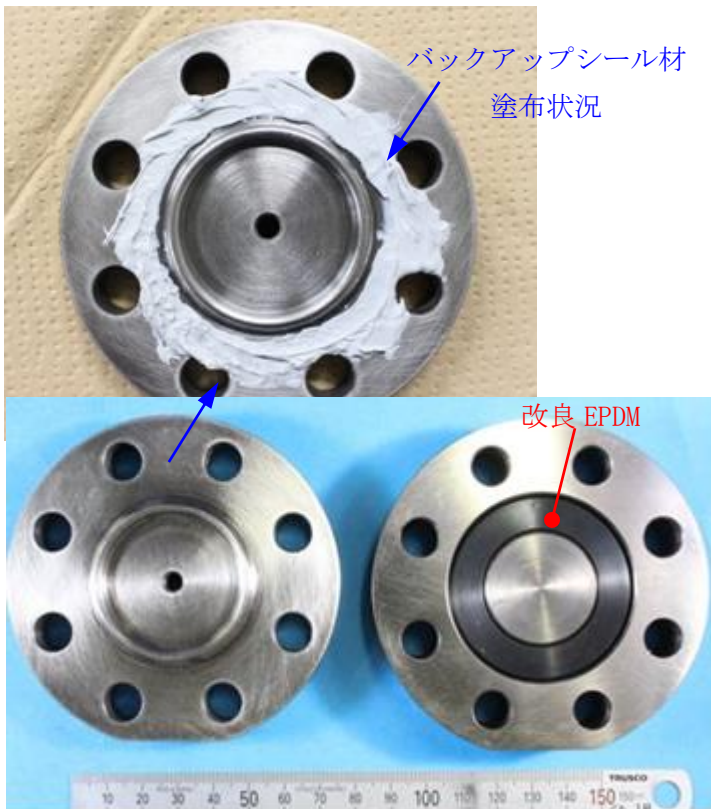


図 12 試験体の状況
(改良 EPDM 製シール材+バックアップシール材)



図 13 He 気密性確認試験状況

表 4 He 気密性確認試験結果

曝露条件	曝露日数	曝露時間(h)	0.3MPa	0.65MPa	0.9MPa
乾熱 200℃	30	720	○	○	○
	45	1, 080	○	○	○
	60	1, 440	○	○	○
	75	1, 800	○	○	○
	90	2, 160	○	○	○
	105	2, 520	○	○	○

○：漏えい及び圧力降下なし

以上のことから、バックアップシール材について原子炉格納容器限界温度 200℃における長期におけるシール性能を確認できた。また、ベント実施までの間に原子炉格納容器の過圧によるフランジ開口を経験した後においても、優れた高温耐性とシール性能を確認することができた。よって、バックアップシール材は、ベント実施後の長期シール機能強化に有効である。

なお、原子炉格納容器閉じ込め機能として最も厳しいシナリオである「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」において代替循環冷却系を使用しないシーケンスでは、原子炉格納容器雰囲気温度は7日間（168時間）時点で150℃未満であり、その後の原子炉格納容器雰囲気温度は崩壊熱の減衰によって低下傾向となるため、7日間（168時間）以降は150℃を下回る。したがって、これよりも苛酷な200℃状態が30日間継続しても原子炉格納容器閉じ込め機能は健全であることが試験により確認できているため、重大事故等発生後長期のシール性能向上のためには「改良 EPDM 製シール材+バックアップシール材」は有効であると考える。

3. バックアップシール材の塗布条件

バックアップシール材のシール機能が確保されるための塗布幅、塗布厚さ、塗布作業に関する条件は、各種試験の結果から表4のとおり定めている。塗布幅は幅が広い程シール性能が向上するが、試験でシール機能が確認できた最小の塗布幅を基に設定している。塗布厚さについては、シール機能が確認できた塗布厚さを基に設定している。また、バックアップシール材は塗布後、徐々に乾燥して固まるため、塗布後にフランジ閉鎖するまでの時間を制約として設けることにしている。この時間についても、試験によりバックアップシール材の乾燥時間を考慮して、シール機能が確認できた時間を基に設定している。

表4 バックアップシール材の塗布条件

項目	塗布条件 (ドライウェル主フランジ)	塗布条件 (機器ハッチ類)
バックアップシール材の塗布幅		
バックアップシール材の塗布厚さ		
塗布後、フランジ閉鎖までの時間		

4. バックアップシール材の品質確認

バックアップシール材は表4の条件で塗布することで、シール機能が確保可能である。従って、バックアップシール材塗布作業時に「塗布幅」、「塗布厚さ」、「塗布後、フランジ閉鎖までの時間」を確認することで品質を確認する。「塗布幅」、「塗布厚さ」については、それら幅、厚さを確保可能な専用治具を用いてバックアップシール材を塗布作業する等で、品質確認を行う。「塗布後、フランジ閉鎖までの時間」については、塗布作業時間を管理することで品質確認を行う。

バックアップシール材塗布による設計影響について

1. バックアップシール材塗布によるフランジ設計への影響確認について

フランジ設計として、漏えい発生を防止するためにOリング溝にシール材（改良 EPDM 製）がセットされているが、シール機能を確保するために以下が設計上考慮されている。

- ①シール材について、開口を考慮した適切な押し込み量を確保すること
- ②内圧及びシール材反力に対して、適切なフランジ強度を有すること
- ③シール材が、化学的影響を受ける等により、反応や劣化等の影響を受けないこと
- ④フランジ締め付け作業の施工性が確保できること

バックアップシール材をフランジ面に塗布することで、上記①～④について悪影響を与えないことを確認するため、バックアップシール材が塗布されることにより「フランジ開口量評価でシール材（改良 EPDM 製）追従性に悪影響を与えないこと」、「フランジ応力評価に悪影響を与えないこと」、「シール材（改良 EPDM 製）に化学反応等の悪影響を与えないこと」、「フランジ締め付け作業・開放作業に悪影響を与えないこと」を確認した。

2. バックアップシール材厚さの影響について

バックアップシール材の有無による、組み上げ後のフランジ部の厚み変化はほとんどなく、約 0.01mm であることが確認されている。また、バックアップシール材の塗布条件として、ドライウェル主フランジについては幅 mm 以上、厚さ mm 以上、機器ハッチ類については幅 mm 以上、厚さ mm 以上としている。この条件を施工管理できるように、専用治具を用いて塗布作業を実施する。具体的には、塗布条件を満足できるように切り欠きを有したヘラのようなものを使用することで考えている。これをフランジ面に当てて、延ばすことでバックアップシール材を特別な技量なく、幅及び厚さを均一に塗布可能なものとする。

図 1 の中型試験体（直径 30cm）を使用して、バックアップシール材を塗布せず試験体を組み上げた後（バックアップシール材なし）とバックアップシール材を塗布して試験体を組み上げた後（バックアップシール材あり）の試験体の厚さを測定した。その結果を表 1 に示す。

実プラントでのシール材の押し込み量は約 mm である。一方、今回測定結果から、バックアップシール材適用による押し込み量の変化は 0.01mm 程度と想定され、バックアップシール材適用による押し込み量の変化量やフランジ開口量への影響は無視できる程度で悪影響はないと考えられる。

表1 試験体の厚さ測定結果

測定位置	バックアップ シール材なし(mm)	バックアップ シール材あり(mm)
1	40.01	40.02
2	40.02	40.02
3	40.00	40.03
4	40.00	40.02
5	40.00	40.01
6	40.01	40.01
7	40.01	40.01
8	40.01	40.02
9	40.01	40.03
10	40.01	40.03
11	40.01	40.03
12	40.00	40.03
平均	40.01	40.02

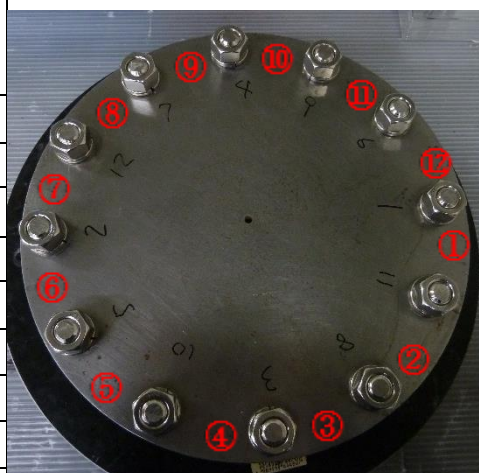


図1 試験体厚さ測定位置

3. バックアップシール材塗布に伴うフランジへの影響について

バックアップシール材を塗布した場合の影響評価として、①開口量評価及び②フランジ応力評価を実施した。前述 2. からバックアップシール材塗布時の組み上げ後のフランジ部厚み変化は 0.01mm 程度であるが、保守的な仮定としてバックアップシール材によるフランジ部厚み変化を 0.5mm とし、開口量評価及びフランジ応力評価に悪影響がないことを確認した。

① 開口量評価

構造上バックアップシール材の厚さ分、タンク（突起）による改良 EPDM 製シール材の押し込み量は低減する。このため、最も評価結果が厳しくなる上部ドライウェル機器搬入用ハッチにて 2Pd 時の押し込み量と必要押し込み量を比較し、シール機能を維持できることを確認した（図2, 表2 参照）。なお、ここで用いた改良 EPDM 製シール材の必要押し込み量は、実機を模擬した試験を実施し、押し込み量 0mm でもシール機能を維持できることを確認していることから、0mm とした。

$$\begin{aligned}
 \text{評価式：押し込み量} &= \text{初期押し込み量} - \text{バックアップシール材厚さ} - \text{開口量} \\
 &= (\square \text{ mm}) - (0.5\text{mm}) - (1.59\text{mm}) \\
 &= \square \text{ mm} > 0\text{mm}
 \end{aligned}$$

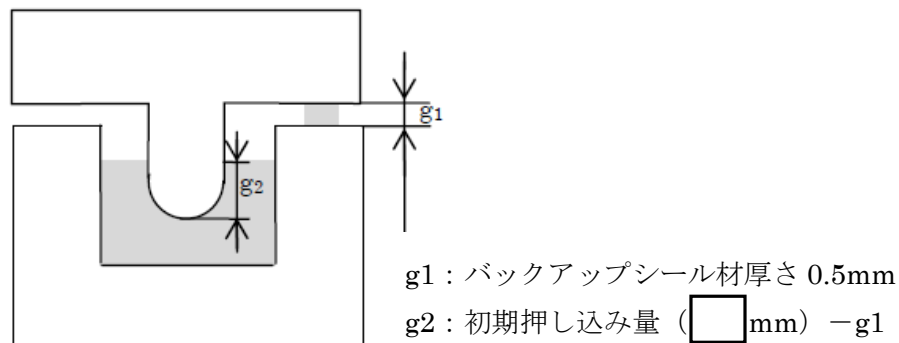


図2 バックアップシール材を保守的に0.5mm厚さとした初期押し込み状態図

表2 2Pd時のバックアップシール材を用いたフランジシール部開口量と押し込み量

設備名	バックアップシール材厚さ	開口量	押し込み量	必要押し込み量
上部ドライウエル 機器搬入用ハッチ	0.50	1.59	□	0以上

(単位：mm)

② フランジ部応力評価

バックアップシール材を用いた際、2Pd時にフランジに加わる荷重を表3に示す。表3よりバックアップシール材の荷重は内圧による荷重と比較して2桁以上小さくなる。このため、フランジ部へ発生する応力の影響は内圧が支配的であり、バックアップシール材の有無によりフランジ部へ加わる発生応力はほとんど変化しないと考えられる。

表3 2Pd時のバックアップシール材を用いたフランジに加わる荷重

内圧による荷重	シール材(改良EPDM製) 反力による荷重	バックアップシール材反力 による荷重
5.166×10^4	5.108×10^2	1.431×10^2

(単位:kN)

参考として、バックアップシール材の有無によるフランジ部発生応力を比較したものを表4に示す。このように実際に上記の結果を反映したものとなっており、バックアップシール材を考慮しても、フランジ部に発生する応力は、弾性域であることを示す供用状態Csにおける評価基準値に対して十分に余裕があるといえる。

表 4 2Pd 時のバックアップシール材を用いたフランジ部発生応力

応力評価点	バックアップシール材		供用状態 Cs における 評価基準値 (MPa)
	無し	有り	
ハブの軸方向応力	27	27	339
ボルト穴の中心円におけるフランジの半径方向応力	156	156	226
フランジの半径方向応力	2	2	226
フランジの周方向応力	2	2	226
組合せ応力	15	15	226
	15	15	226
ボルトの応力	322	323	432

(単位：MPa)

4. 改良 EPDM 製シール材に対する悪影響，フランジ締め付け・開放作業への影響について改良 EPDM 製シール材との化学的反応等の影響については，改良 EPDM 製シール材とバックアップシール材を組み合わせたフランジによる長期熱劣化影響確認試験において，劣化後の気密性が確認できていることから，影響はないと考える。

また，フランジ締め付け・開放作業時の影響については，柏崎刈羽原子力発電所第 4 号機の SRV ハッチで実施したモックアップ試験時に，実際にバックアップシール材を塗布することにより確認している。バックアップシール材は，フランジ開放時（点検時）の手入れの際に容易に除去可能であり，フランジ締め付け時にバックアップシール材の余剰分が生じた場合は，フランジ外面に出てくるが，容易に除去可能であることから，現場作業等へ有意な影響を与えることはない。

なお，フランジ締付ボルトのトルク管理については，バックアップシール材がない場合にフランジの初期押し込み量 \square mm を確保できるよう，締め付け作業時に実施しているが，同トルクによる締め付けにおいて，バックアップシール材の厚みを考慮しても，重大事故等時環境において閉じ込め機能を十分確保できることを確認したことから，締付ボルトのトルク管理値に変更は必要ない。

5. まとめ

以上より，バックアップシール材塗布におけるフランジ押し込み量への影響は 0.01mm 程度とわずかであり，かつ，仮に押し込み量に 0.5mm の影響があると保守的な想定をした場合でも，開口量評価及びフランジ部応力評価に大きな影響を与えないことを確認した。また，改良 EPDM 製シール材に対して化学的反応等の影響がないこと，フランジ締め付け・開放作業の成立性も確保できることから，バックアップシール材塗布によるフランジ設計への影響はない。

ドライウェル主フランジ等の開口量評価について

1. ドライウェル主フランジの開口量評価における製作公差等の影響について

原子炉格納容器フランジ部の閉じ込め機能評価については、フランジ開口量評価と改良 EPDM 製シール材の圧縮永久ひずみ特性を組み合わせることで評価している。ドライウェル主フランジの開口量評価を図 1、改良 EPDM 製シール材の圧縮永久ひずみ試験結果を表 1 に示す。



図 1 ドライウェル主フランジの圧力と開口量の関係 (200°C)

表 1 改良 EPDM 製シール材の圧縮永久ひずみ試験結果

No	放射線 照射量	雰囲気	温度	圧縮永久ひずみ率 [%]		
				24h	72h	168h
1	800kGy	乾熱	200°C			
2	800kGy	乾熱	250°C			
3	800kGy	蒸気	200°C			
4	800kGy	蒸気	250°C			

図 1 の開口量評価線図で設定している許容開口量は、原子炉格納容器内温度 200°C の状態で 7 日間経過した際のシール材復元量が、フランジ開口量に追従できなくなる限界であり、原子炉格納容器限界温度、圧力である 200°C、2Pd に対して、シール材機能は余裕があることを示している。

なお、原子炉格納容器のドライウェル主フランジについては、技術基準規則第 44 条に要求される単体の漏えい試験を可能とするよう内側シール部と外側シール部の間に加圧空間を有する二重シール構造を採用している。原子炉格納容器バウンダリに要求される重大事故等時の閉じ込め機能維持の観点からは、内外どちらかのシール部の機能が保たれていればよく、さらに一方のシール機能が喪失するまではもう一方のシール部が直接、重大事故等時環境に曝されるものではない。そこで、本評価では、保守的に最初に原子炉格納容器内雰囲気曝され、同圧力のときの開口量が大きくなる内側シール部の閉じ込め機能を評価した。

開口量評価は、フランジ開口量とシール材復元量を比較するものであり、評価に当たっては、シール部を構成する部位の製作公差（フランジの製作公差、シール材の製作公差等）、シール部の構成材料の熱膨張、ガス性状に蒸気だけでなく乾熱も含めた複数条件での試験結果を踏まえ、保守的な評価となるようにしている。シール部の構造、寸法のばらつきを考慮した評価の考え方を表 2 に示す。

表 2 シール部の構造、寸法のばらつきを考慮した評価の考え方

評価項目	評価内容	考え方
シール部を構成する部位の製作公差	二乗和平方根の採用	・機器の寸法公差は、一般的に独立した値を組み合わせる場合、各々の寸法公差の二乗和平方根を用いて、算出する。
シール部の構成材料の熱膨張	材料の熱膨張を考慮	・開口量評価は、200℃におけるシール部の評価であることから、構成材料の熱膨張を考慮した。

表 2 に基づき、シール部を構成する部位の製作公差等を考慮したドライウェル主フランジの開口量評価を実施する。

製作公差がドライウェル主フランジの開口量評価に影響する箇所は、シール材を締め付ける部位の開口方向の製作公差であるため、フランジ溝深さ、タング部高さ及びガスケット高さが該当する（図 2 参照）。これらの製作公差を表 3 に示す。

表 3 製作公差を考慮したガスケットの押し込み量

部位	公称値	公差（絶対値）
フランジ溝深さ（mm）		
タング部高さ（mm）		
ガスケット高さ（mm）		
バックアップシール厚さ（mm）	—	0.01
ガスケット押し込み量（mm）		

表3より、製作公差を考慮したガスケットの押し込み量は、
 mm (公称値) - mm (公差) = mm と評価できる。

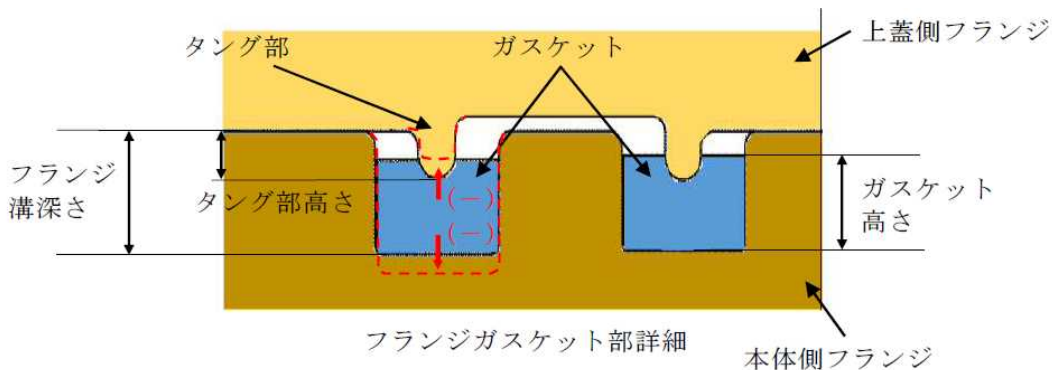


図2 製作公差の概要 (赤点線：製作公差のイメージ)

各部位の熱膨張を考慮した寸法を表4に示す。熱膨張変位の概要を図3に示す。

表4 各部位の熱膨張を考慮した寸法

部位	基準寸法	熱膨張変位
フランジ溝深さ (mm)		
タング部高さ (mm)		
ガスケット高さ (mm)		
熱膨張変位合計 (mm)		

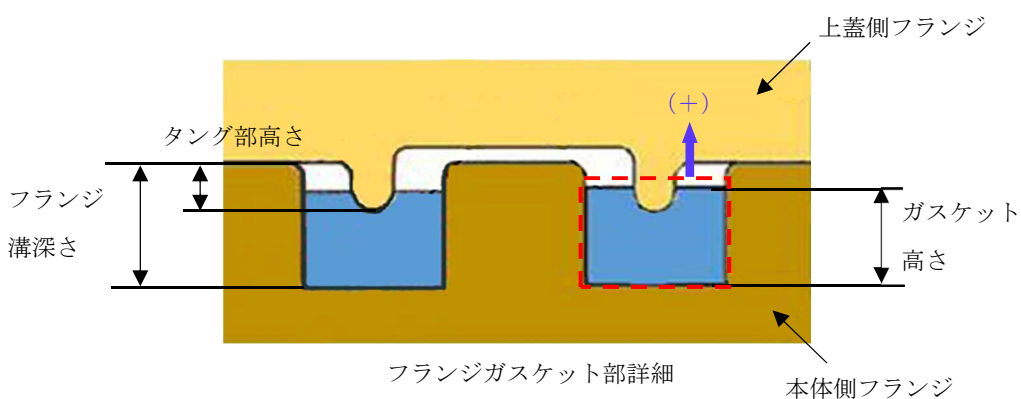


図3 熱膨張変位の概要 (赤点線：熱膨張のイメージ)

熱膨張量 ΔL の評価式は以下のとおり。

$$\Delta L = L \times \alpha \times \Delta t$$

ここで、

L：基準寸法(mm)

α ：材料の熱膨張係数(mm/mm・°C)

ガスケット＝

Δt ：据付状態から評価温度までの温度差(°C) (=200－＝)

表4より、熱膨張を考慮したガスケットの押し込み量は、製作公差を考慮したガスケットの押し込み量より、mm＋mm＝mmと評価できる。

以上の結果から、シール部の構造、寸法のばらつきを考慮した評価は表5のとおりとなり、ばらつきを保守側に積み上げて評価した場合においても、内側・外側ともシール機能は維持されることを確認した。

表5 シール部の構造、寸法のばらつきを考慮した評価結果

評価		押し込み量 (mm)	圧縮永久 ひずみ率 (%)	許容開口量 (mm)	開口量 (2Pd) (mm)	評価 結果
公称値	内側				1.11	○
	外側				0.87	○
評価値	内側				1.11	○
	外側				0.87	○

2. ドライウェル主フランジ以外の開口量評価における製作公差等の影響について

ドライウェル主フランジの開口量評価(1.にて記載)と同様に、原子炉格納容器バウンダリ構成部として、評価対象としているドライウェル機器搬入用ハッチ(上部、下部)、サブプレッションチェンバ出入口についても開口量評価を実施する。評価結果は、表6から表10のとおりであり、製作公差を考慮しても閉じ込め機能が維持できる。

表6 ドライウェル機器搬入用ハッチ(上部、下部)及び
サブプレッションチェンバ出入口のガスケット押し込み量

部位	公称値	公差(絶対値)
フランジ溝深さ (mm)		
タング部高さ (mm)		
ガスケット高さ (mm)		
バックアップシール厚さ (mm)	—	0.01
ガスケット押し込み量 (mm)		

表7 ドライウェル機器搬入用ハッチ（上部，下部）及び
サプレッションチェンバ出入口の各部位の熱膨張を考慮した寸法

部位	基準寸法	熱膨張変位
フランジ溝深さ (mm)		
タンク部高さ (mm)		
ガスケット高さ (mm)		
熱膨張変位合計 (mm)		

表8 上部ドライウェル機器搬入用ハッチの開口量評価結果

評価		押し込み量 (mm)	圧縮永久 ひずみ率 (%)	許容開口量 (mm)	開口量 (2Pd) (mm)	評価 結果
公称値	内側				1.59	○
	外側				1.21	○
評価値	内側				1.59	○
	外側				1.21	○

注記*：押し込み量 = [(ガスケット押し込み量) - (シール部公差) + (熱膨張変位) - (調整シムの最小厚さ)]

表9 下部ドライウェル機器搬入用ハッチの開口量評価結果

評価		押し込み量 (mm)	圧縮永久 ひずみ率 (%)	許容開口量 (mm)	開口量 (2Pd) (mm)	評価 結果
公称値	内側				1.14	○
	外側				0.86	○
評価値	内側				1.14	○
	外側				0.86	○

注記*：押し込み量 = [(ガスケット押し込み量) - (シール部公差) + (熱膨張変位) - (調整シムの最小厚さ)]

表10 サプレッションチェンバ出入口の開口量評価結果

評価		押し込み量 (mm)	圧縮永久 ひずみ率 (%)	許容開口量 (mm)	開口量 (2Pd) (mm)	評価 結果
公称値	内側				0.86	○
	外側				0.63	○
評価値	内側				0.86	○
	外側				0.63	○

注記*：押し込み量 = [(ガスケット押し込み量) - (シール部公差) + (熱膨張変位) - (調整シムの最小厚さ)]

3. 開口量評価における保守性について

FEM解析による開口量評価においては、構造物の剛性や強度が実機に比べ低めとした評価としていることに加え、圧縮永久ひずみ率は劣化に対して実機よりも保守的な想定に基づき選定していること等から、保守性がある評価となっている。表 11 に開口量評価における保守性の考え方を示す。

表 11 開口量評価における保守性

項目		保守性	備考
開口量	FEM解析	・構造物に設けられているリブを無視するなど、実際の構造物よりも剛性を低く見積もっている。	
		・材料物性値を規格値ベースとすることで、強度を低めに見積もっている。	
		・フランジが閉じる方向に作用する自重を考慮していない。	
許容開口量	漏えい限界	・既往知見で得られたガスケット自身の変形によるセルフシール性については評価に反映されない。	・実機フランジ模擬試験において、試験装置等の製作誤差は把握できていない。
	圧縮永久ひずみ率	・実機のガスケットは底面・側面が溝と接しているのに対し、圧縮永久ひずみ試験は、試験体の側面全体が直接蒸気環境下に曝されるため、圧縮永久ひずみ試験から得られた圧縮永久ひずみ率は材料の劣化を保守側に見積もっている。	
		・実機ガスケット全体のうち、タング部で圧縮している部分は局所的であり、圧縮されていない部分が大部分残存しているため、タング押し込み部の復元量は、圧縮されていない部分のゴム弾性の寄与も想定される。	

4. ドライウェル主フランジの施工管理について

ドライウェル主フランジ部の構造を図4に示す。上蓋側フランジと本体側フランジのフランジ面を隙間が無いように据え付けることで、タングによるガスケット押し込み量 \square mm が確保出来る構造となっている。実機のドライウェル主フランジにおいては、定期検査におけるドライウェル主フランジ閉鎖時に、所定のトルクでボルトを締め付けることが要領書で定められていること、締め付け後に隙間ゲージによる異物の噛み込みや予期せぬフランジの変形等による隙間が生じていないことを確認していることから、作業者の技量によってガスケットの押し込み量が変動することは考え難く、施工管理による品質維持は可能であると考えられる。

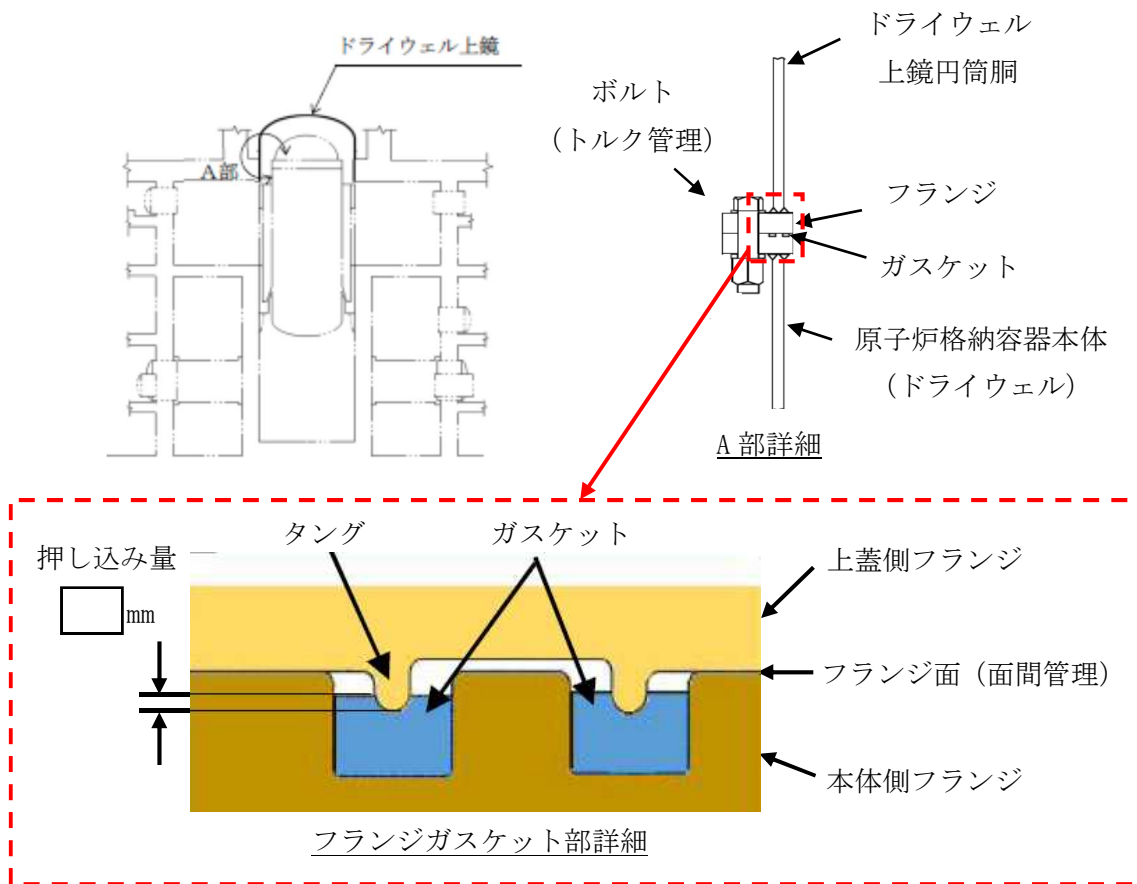


図4 ドライウェル主フランジ部の構造

また、ドライウェル主フランジの溝及びタングは、定期検査の開放時に手入れ及び外観目視点検を開放の都度行い、傷や変形がないことを確認している。さらに、ドライウェル主フランジ閉鎖後に原子炉格納容器全体の漏えい率検査及びドライウェル主フランジ部のみのリークテストにより所定の漏えい率以下であることを確認している。原子炉格納容器全体漏えい率検査実績及びドライウェル主フランジ部リークテスト実績を図

5, 図6に示す。上記よりドライウェル主フランジの溝及びタンクは気密性を維持していると考えられる。

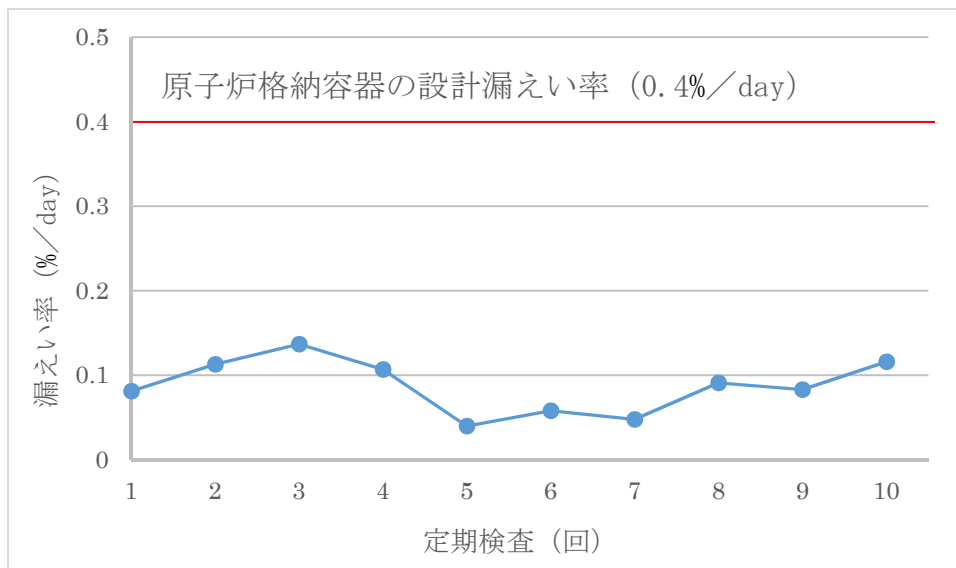


図5 原子炉格納容器全体漏えい率検査実績

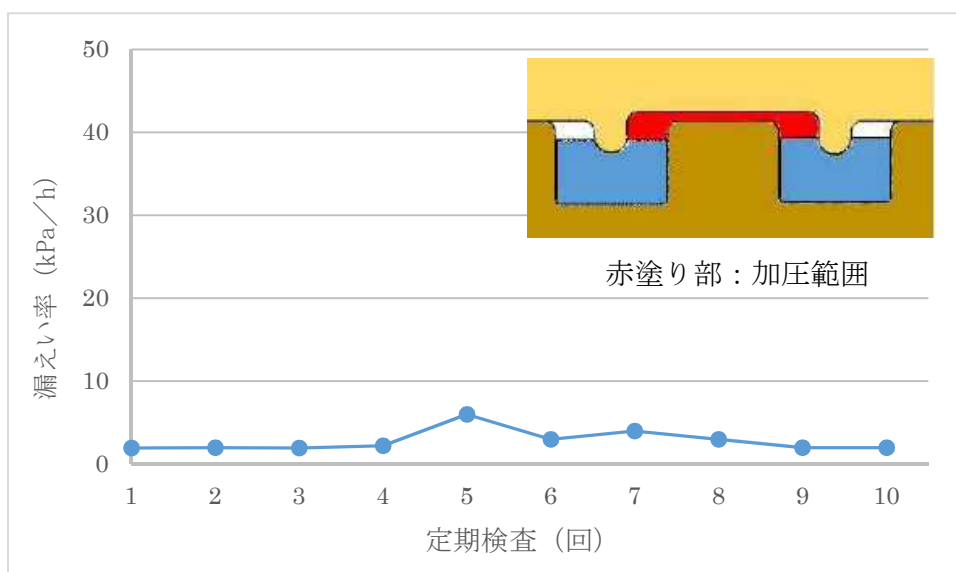


図6 ドライウェル主フランジ部リークテスト実績

経年劣化を考慮したシール機能について

本資料では、シール材の経年劣化を考慮したシール機能の健全性について示す。

原子炉格納容器のシール材に使用する改良 EPDM 製シール材については、性能確認のための試験を実施している。試験においては、通常運転時に加えて、重大事故等時に想定される照射線量を上回る放射線環境を経験したシール材に対し、高温蒸気環境下及び高温乾熱環境下でのシール機能を確認している。また、開口部に用いられる改良 EPDM 製シール材は、通常運転中に想定される温度環境を踏まえても劣化はほとんどしないものと考えられること、かつ、原子炉格納容器の開口部に用いられているシール材については、全て、プラントの定期検査において取り替えを行っており、複数の運転サイクルにわたって使用しないものであることから、現在の性能確認の結果により、十分にシール機能が確保されるものと考えられる。

また、長期間シール材を継続使用する電気配線貫通部については、過去の電気配線貫通部の環境試験において、電気配線貫通部（低電圧用）及び電気配線貫通部（高電圧用）を対象として、通常運転中の劣化を考慮した上で冷却材喪失事故模擬試験が実施されており、健全性が確認されている（表 1 参照）。

これらのことから、原子炉格納容器に使用されているシール材は、運転中の環境を考慮しても重大事故等時にシール機能を確保されるものと考えられる。

表 1 劣化を考慮した試験方法

No	試験項目	試験方法
1	サーマルサイクル試験	電気配線貫通部を冷熱装置内に設置し、60 サイクルのサーマルサイクルを放射線照射試験の前後 2 回実施。1 サイクルは [] を [] で変化させている。
2	放射線照射試験	電気配線貫通部が 40 年間の運転期間及び冷却材喪失事故時に受ける放射線を考慮し照射線量 [] kGy として試験を実施。
3	熱劣化試験	加熱促進により、40 年間に相当する加速熱劣化として [] を加える。

また、自主的な取り組みとして適用することを考えているバックアップシール材について、経年劣化によるシール機能の影響を確認した。ここでは、バックアップシール材をフランジに長時間塗布したときの変形特性を確認するために、バックアップシール材を塗布した試験用フランジを恒温槽で約 560 日間（18 ヶ月程度）55℃に保持し、バックアップシール材に関して、以下を実施した。

(1) H e 気密性確認試験 (0.3, 0.65, 0.9MPa)

(2) FT-IR 分析

試験の結果, H e 気密性確認試験において表 2 で示すとおり漏えいは認められなかった。
また, FT-IR 分析においても図 1 に示すとおり, 55°C, 約 18 ヶ月保持材のスペクトルは初期材と同様のスペクトルで劣化は認められず, プラント通常運転状態で 1 サイクル (13 ヶ月程度) 経過しても性状が変わらないと考えられる。

表 2 H e 気密性確認試験結果

保持条件	0.3MPa	0.65MPa	0.9MPa
55°C 約 18 ヶ月	○	○	○

○ : 漏えい及び圧力降下なし

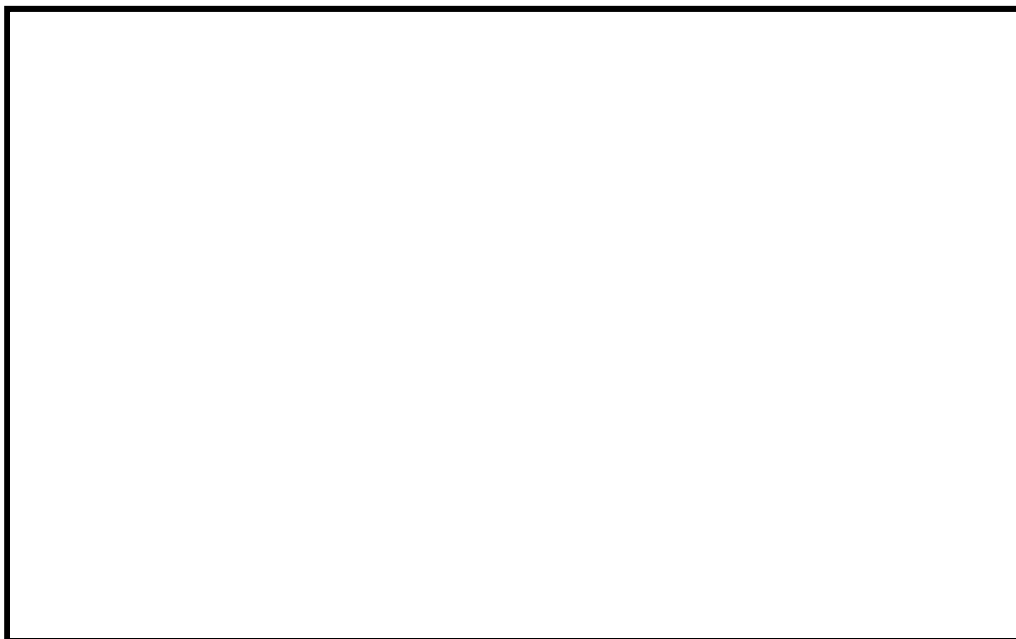


図 1 FT-IR 分析結果

化学薬品や核分裂生成物のシール機能への影響について

1. 化学薬品等のシール機能への影響

柏崎刈羽原子力発電所第7号機のシール材として適用する改良 EPDM 製シール材は、エチレンとプロピレン等の共重合によって得られる合成ゴムの一種であり、同材質のゴムである EP ゴムは、これまでも原子炉格納容器隔離弁の弁体等に使用されてきた実績のある材料である。

EPDM 製シール材の基本的な特性を考慮した場合、シール機能に影響を及ぼす可能性のある物質としては、「溶剤」及び「潤滑油」が挙げられる。表1に EPDM 材の基本特性を示す。

洗い油やベンゼン等の溶剤については、管理区域内への持ち込み管理を行っており、プラント運転中においては原子炉格納容器内に存在しないため、シール材に悪影響を及ぼすことはない。

潤滑油については、主蒸気隔離弁等の機器の動作に使用されているが、各シール部から離れた位置に設置されており、仮に漏えいが発生した場合でも機器の下部に設置される堰、又はダイヤフラムフロア床面の傾斜によって、ドレンサンプ設備に導かれることで周辺への流出は防止され、シール材に悪影響を及ぼすことはない。

表1 EPDM 製シール材の基本特性

耐蒸気性	A
耐水性	A
耐性（植物油）	A ～ B
耐性（潤滑油）	D
耐性（溶剤）	D

凡例 A：優 B：良 D：不可（但し配合による）

出典：日本バルカー工業（株）発行「バルカーハンドブック」より抜粋

2. 重大事故等時に発生する核分裂生成物や水素のシール機能への影響

炉心損傷時に発生する核分裂生成物の中で化学的な影響を及ぼす可能性がある物質として、アルカリ金属であるセシウム及びハロゲン元素であるよう素が存在する。このうち、アルカリ金属のセシウムについては、水中でセシウムイオンとして存在し、アルカリ環境の形成に寄与するが、膨張黒鉛ガスケットや金属ガスケットはアルカリ環境において劣化の影響はなく、また、EPDM 製シール材についても耐アルカリ性を有する材料であることから、セシウムによるシール機能への化学的影響はないものとする。

一方、ハロゲン元素のよう素については、無機材料である膨張黒鉛ガスケットや金属ガスケットでは影響がないが、有機材料である EPDM 製シール材では影響を生じる可能性がある。今後、使用することとしている EPDM 製シール材については、当社での社内試験による影響の確認を行っており、炉心損傷時に想定されるよう素濃度（約 8200mg/m³）よりも高濃度のよう素環境下（10,000mg/m³ 以上）においても、圧縮永久ひずみ等のシール材としての性状に大きな変化がないことを確認している。このように、よう素環境下での性能が確認された材料を用いることにより、シール機能への影響が生じることはないものとする。なお、以上の EPDM に関する特性は、改良 EPDM 製シール材においても同様であり、改良 EPDM 製シール材も問題はない。

重大事故等時に原子炉格納容器内で発生する水素の原子炉格納容器外への主要な放出モードとして気体分子のガスケット材料透過が考えられる。これは水素等の分子量が小さい気体の場合に起こりうる事象であるが、重大事故等時の原子炉格納容器内環境条件下（温度・放射線）においてシール機能の顕著な劣化は生じないこと、及び気体分子の透過に対して十分な材料の厚みが確保されていること、実機を模擬した小型フランジによる H₂ 気密性確認試験にて漏えいがないことを確認していること（別紙 7 参照）から、ガスケット材料透過による原子炉格納容器外への水素の放出可能性は極めて低いものと考えられる。

シール材の運転環境（放射線，温度）の考慮について

ドライウェル主フランジ等のシール材に使用する改良 EPDM 製シール材については、性能確認のための試験を実施している。試験においては、通常運転時に加えて、重大事故等時に想定される照射線量を上回る放射線環境を経験したシール材に対し、高温蒸気環境下及び高温乾熱環境下での性能を確認している。また、開口部に用いられる改良 EPDM 製シール材は、通常運転中に想定される温度環境を踏まえても劣化はほとんどないものと考えられること、プラントの定期検査にて取り替えを行っており、複数の運転サイクルにわたって使用しないものであることから、現在の性能確認の結果により、十分にシール機能が確保されるものと考えられる。

また、長期間シール材を継続使用する電気配線貫通部については、過去の電気配線貫通部の環境試験において、電気配線貫通部（高圧用）及び電気配線貫通部（低圧用）を対象として、通常運転中の劣化を考慮した上で冷却材喪失事故模擬試験が実施されており、健全性が確認されている。

これらのことから、原子炉格納容器に使用されているシール材は、運転中の環境を考慮しても重大事故等時のシール機能は確保されているものとする。

黒鉛製シール材について

黒鉛製シール材は、膨張黒鉛（化学反応を用いて鱗片状黒鉛に物質を挿入した黒鉛層間化合物を急熱すると層間に入れられた物質が燃焼，ガス化し，黒鉛が層の重なり方向に膨張したものを）を圧縮加工したものであり，一般的に 400℃程度の高温環境下においても安定性の高いシール材料である。

柏崎刈羽原子力発電所第 7 号機で使用する黒鉛製シール材の仕様を表 1 に示すとおり，重大事故環境下に十分な耐性を有する製品を選定している。

表 1 貫通部に使用する黒鉛製シール材の仕様

対象部位	仕様		
	耐熱温度	耐圧性	耐放射線性
所員用エアロック (上部, 下部) 電気配線貫通部	232℃* ¹	68.6MPa* ¹ (20℃において 使用した値)	800kGy 以上 (1.0MGy* ²)

注記*1：メーカーカタログから引用

*2：文献から引用した一般値

フランジ開口量評価の妥当性について（構造解析との関連性）

今回、実施したドライウェル主フランジ及び機器ハッチ類のフランジ部の開口量評価では、FEM解析を用いている。FEM解析では、開口量に影響を及ぼす可能性のあるボルト等の構造は、実機の寸法等を模擬して解析モデルに反映している。また、フランジ部の開口挙動への影響が大きいと考えられる上下フランジ面同士の接触の影響も考慮し、三次元ソリッド要素を用いて弾塑性大変形解析を実施した。例として、ドライウェル主フランジの評価モデルを図1に、圧力-開口量の関係を図2に示す。

以上のような解析手法を用いることにより、高い精度で開口量の評価が可能である。図3は、NUPECで実施された機器ハッチ類フランジの圧力と開口量の関係である。この開口量は、図4に示すハッチモデル試験体のフランジ部にひずみゲージを取り付けて、漏えいが生じるまで内圧を加えて計測されたものである。なお、この試験において、漏えいが発生したのは、内圧が6.17Pd、フランジ開口量が平均で6.3mmのときであり、フランジが開いても、所定の圧力までは漏えいが生じていない結果が得られている。この試験結果に対して、当社解析と同様に精度を向上させた解析手法を適用し、同等のメッシュ分割を用いて評価を行っている（図5及び表1参照）。図3の試験結果と解析結果の比較に示すように、解析結果は、圧力の上昇に伴って増加するフランジ部の開口量を精度よく評価できていることがわかる。

例として、ドライウェル主フランジの開口量評価では、フランジ部だけでなく鋼材が圧力を負担する上鏡を含めてドライウェル主フランジ全体をモデル化している。そのため、内圧の増加により、ボルト部にモーメントが生じて、フランジ部の開口が発生する。フランジ部に生じるモーメントが増加すると、同時にドライウェル主フランジ全体の幾何学形状も変化するため、ボルトへの荷重のかかり方が逐次的に変化し、結果として、内圧の増加に対する開口挙動が曲線的に変化する。

以上より、FEM解析を用いて実施したドライウェル主フランジ及び機器ハッチ類のフランジ部の開口量評価により、実機の挙動を適切に評価することが可能である。

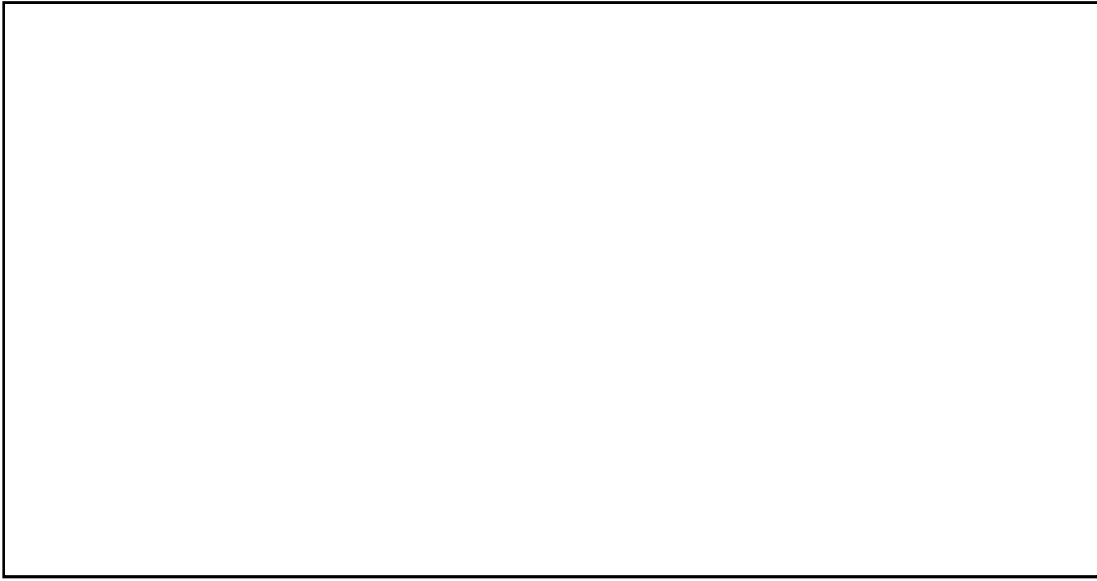


図1 ドライウェル主フランジ部の解析モデル



図2 ドライウェル主フランジ部における圧力-開口量の関係

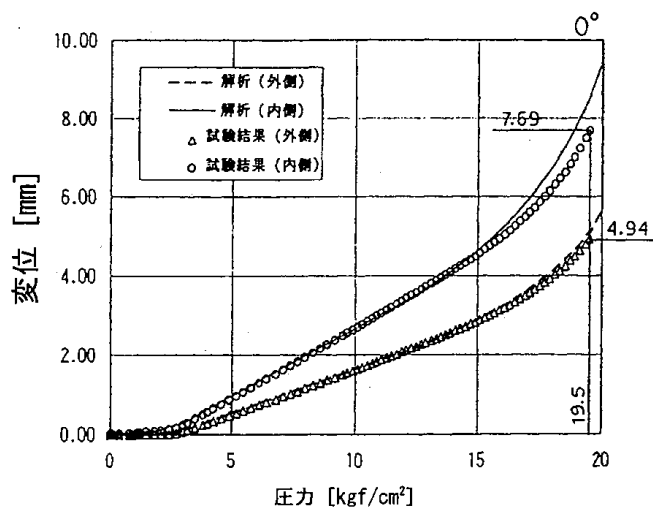


図3 NUPEC 機器搬入用ハッチフランジの圧力-開口量関係

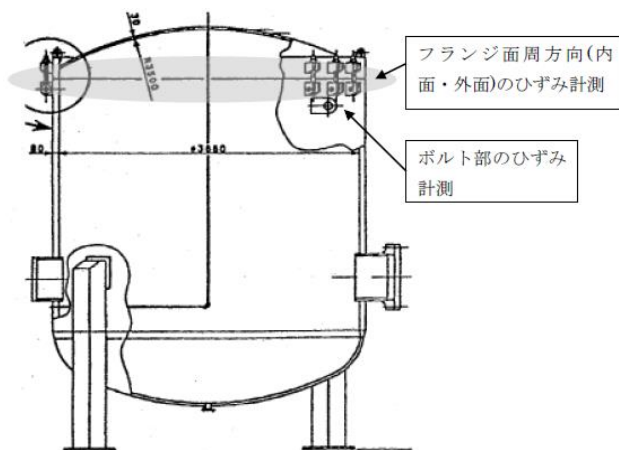


図4 NUPEC ハッチモデル試験体

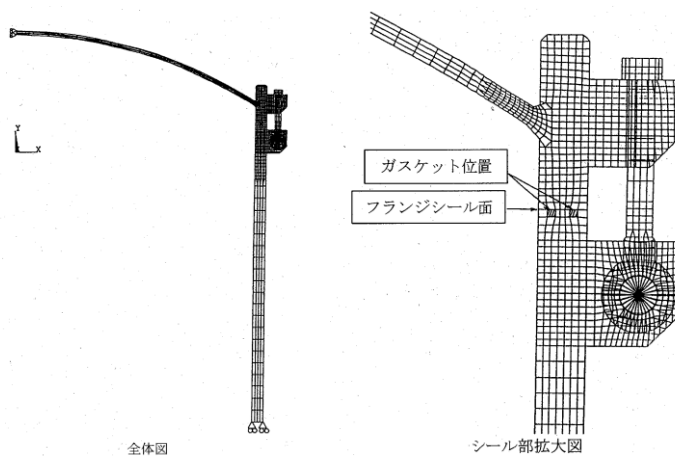


図5 NUPEC ハッチモデル試験解析モデル

表1 NUPEC 解析モデルと当社解析モデルの比較

解析項目	NUPEC 解析モデル	当社解析モデル (ドライウェル主フランジの例) *
解析コード	ANSYS	ABAQUS
モデル化範囲	胴部, 上鏡部: 軸対称ソリッド要素 ボルト, ブラケット: 平面応力要素 フランジシール面: 接触要素	原子炉格納容器胴部 (円筒胴), 上鏡部, フランジシール部構成部材 (フランジ, ボルト, ナット等): ボルト 1/2 ピッチ分をセクターとした周期対称ソリッド要素 フランジシール面: 接触要素
材料定数	試験体の材料の引張試験から得られた物性値を用いた。 応力ひずみ関係は, 真応力-真ひずみ関係を多直線で近似して用いた。	材料規格に基づく物性値を用いた。 応力ひずみ関係は, ASME B&PV Code Sec. VIII (2012Addenda) Div.2 ANNEX 3-D による真応力-真ひずみ関係を多直線で近似して用いた。
境界条件	上鏡中央は, 軸対称性から X 方向に拘束, Y 方向を自由。胴板下端は X 方向に自由, Y 方向を拘束。	建屋コンクリートに埋まっている円筒部下端を完全固定とし, 周方向端部断面に対称境界を設定。
ボルト初期締め付け荷重	実機で設定している値を用いた。	実機で設定している値を用いた。
荷重条件	内圧を段階的に負荷し, 1.96MPa となるまで解析を実施した。	内圧を段階的に負荷し, 1.24MPa となるまで解析を実施した。

注記*: 機器ハッチ類についても同様思想に基づき設定。

原子炉格納容器の各シール部の開口裕度について

原子炉格納容器バウンダリを構成する各設備に関して、重大事故等時に放射性物質の閉じ込め機能が喪失する要因として、原子炉格納容器内の温度・圧力条件の変化や原子炉格納容器本体の変形に伴い、構造健全性が失われる場合と、シール部のシール機能が失われる場合が想定される。

構造部材の評価については、規格等に定められている許容値を基準として用いて評価しており、200℃、2Pdの環境条件が継続しても構造強度を維持できるため、閉じ込め機能に対して十分な裕度を有しているものとする。

一方、シール部については、シール材が重大事故等時環境下において時間的に劣化していくことが確認されており、現在の評価において健全性が確認されている7日間の期間を超えて200℃、2Pdの環境条件が長時間継続した場合には、シール材が機能を喪失し漏えいが生じる可能性がある。また、シール部のうち、ドライウェル主フランジや機器搬入用ハッチ等、フランジ構造になっている箇所については、圧力の上昇に伴い開口量が増加するため、その影響により、他のシール部に比べて漏えいが生じるリスクが高いものと考えられる。

以上の検討結果から、原子炉格納容器で漏えいが発生する可能性が高い部位はフランジ構造のシール部であると評価できる。このため、フランジ構造のシール部について、200℃、2Pdでの健全性を確認した際の判定基準に対する裕度を確認した。

フランジ部の限界温度、圧力に対する裕度を表1に示す。

表1 フランジ部の限界温度・圧力に対する裕度

評価対象部位		開口量 (mm)	許容値 (mm)	裕度*		
ドライウェル主フランジ	内側			2.0		
	外側			2.6		
上部ドライウェル機器搬入用ハッチ	内側			1.4		
	外側			1.8		
下部ドライウェル機器搬入用ハッチ	内側			2.0		
	外側			2.6		
サプレッションチェンバ 出入口	内側			2.7		
	外側			3.6		
所員用エアロック						3.5
閉止フランジ (ISI用ハッチ)						32.1

注記*：許容値/開口量

所員用エアロック開口量評価に係わる変形支点の変位の影響について

所員用エアロックにおけるシール部の評価については、原子炉格納容器内圧による扉板の変形に伴うシール部の開口量評価を実施しているが、この評価では、変形による支点のずれを考慮しない評価としているため、支点のずれに伴う影響について評価を行う。図1に所員用エアロックシール部の構造を示す。

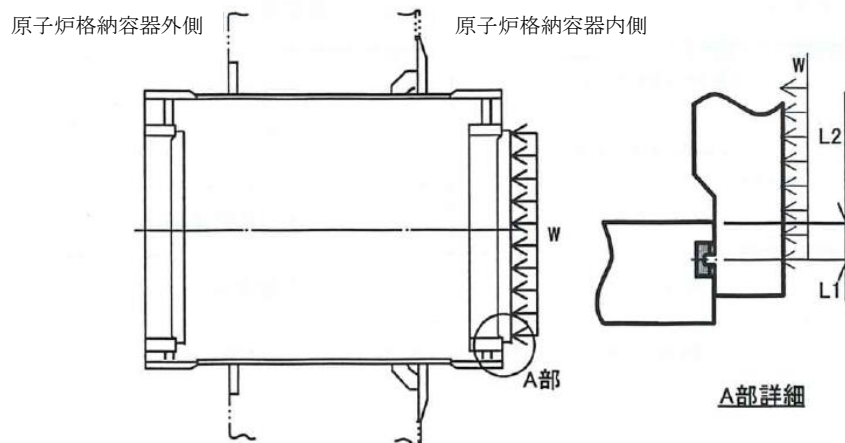


図1 所員用エアロックのシール部構造

1. 扉板の変形（たわみ等）について

所員用エアロック扉板を図2、図3のように2点支持のはりとしてモデル化する。柏崎刈羽原子力発電所第7号機の所員用エアロック扉板は平板形状であり、扉板の板厚を考慮してモデル化していることから、はりとしてモデル化することは妥当であると考えられる。また、はりモデルは変位量が保守的となる扉板長辺側をモデル化しており、保守的な評価であると言える。

支点の移動の影響を確認するに当たり、このはりモデルにおける扉板の変形（たわみ等）によって生じる縦軸方向（扉幅）の変位量 δx を、現状の支点からガasket中心距離の1/2移動した場合の0.5mmと仮定する。

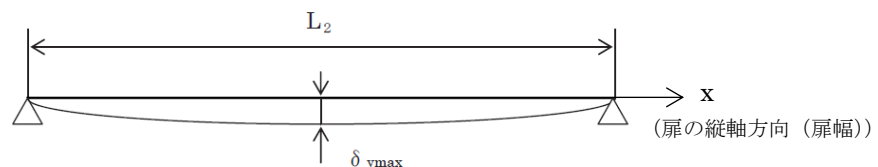
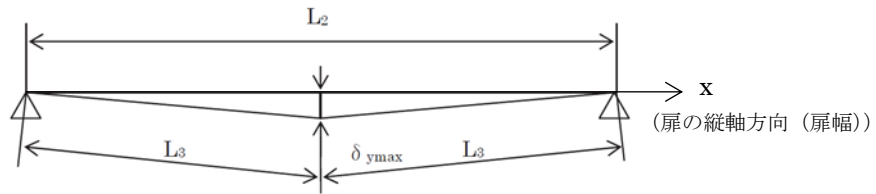


図2 2点支持はりモデル



縦軸方向（扉端）の変位量 δx は $\delta x = 2 \times L_3 - L_2$

図3 三角形モデル

2. 変形支点の変位について

上記で示した扉の縦軸方向への滑り $\delta x = 0.5 \text{ mm}$ の場合について、所員用エアロック扉を図4のように2点支持はりモデル化し、シール部の開口量を算出した。その結果、扉シール部の変位は、変形支点を考慮しない場合の変位量よりやや小さい mm であった。したがって、内圧による隔壁の変形を考慮しないことは保守的な評価であると考えられる。

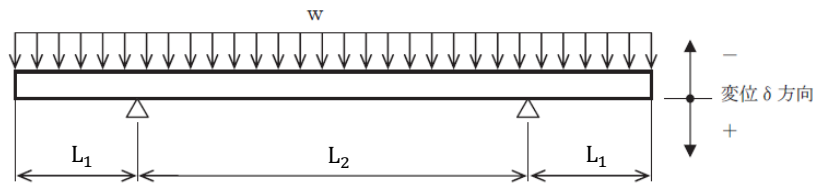


図4 2点支持はりモデル

$$\delta = w \times L_1 / (24 \times E \times I) \times (3L_1^3 + 6L_1^2 \times L_2 - L_2^3)$$

$$= \text{ mm}$$

$$w = P \times b \quad (w : \text{単位荷重})$$

$$I = b \times h^3 / 12 \quad (I : \text{断面二次モーメント})$$

P	圧力 (MPa [gage])	0.62
b	扉板の幅 (mm)	<input type="text"/>
L ₁	支点からシール部までの長さ (mm)	<input type="text"/>
E	縦弾性係数 (MPa)	191,000
h	扉板の厚さ (mm)	<input type="text"/>
L ₂	支点間の長さ (mm)	<input type="text"/>
δ	変位量 (mm)	<input type="text"/>

原子炉格納容器隔離弁の重大事故等時環境における耐性確認試験の概要について

原子炉格納容器隔離弁のうち、バタフライ弁の弁座ゴムシートに対して、重大事故等時環境における耐性向上のため、より耐熱性・耐放射線性に優れたシート材である改良 EPDM 製シート材を選定し、耐性確認試験を実施した。試験の概要を以下に示す。

1. 試験内容

試験フロー及び試験内容を表 1 に示す。また、図 1 に蒸気通気試験装置の概要図、図 2 に常温弁座漏えい試験の概要図を示す。600A バタフライ弁を供試弁とし、弁座シール材に改良 EPDM 製シール材を適用して、初期性能確認、劣化処理を行った後、200℃における飽和蒸気環境下（BWR の原子炉格納容器の設計圧力の 2 倍(2Pd)以上）で 168 時間蒸気通気試験を実施する。さらに常温復帰後、窒素を媒体とした常温弁座漏えい試験を実施する。重大事故等時環境における原子炉格納容器の閉じ込め機能を確認する観点から、弁は閉弁状態で実施する。重大事故等時環境における放射線による劣化と熱による劣化の重畳については、シート材に放射線照射をした後、定められた温度条件下に曝露する逐次法により付与する。一般に有機材料の劣化挙動には、酸素が影響を及ぼすことが知られているが、環境に酸素が存在しない場合においては放射線と熱の同時法と逐次法の劣化はほぼ等しいことが知られている。バタフライ弁のシール材は原子炉格納容器内の雰囲気をシールするものであり、重大事故等時の蒸気環境をシールし、酸素が常に供給される環境をシールするものではないことから、放射線と熱の同時曝露のシール機能への影響は十分小さいものとする。

試験フロー	試験内容
熱・放射線同時劣化処理	通常運転中に負荷される温度，放射線量を供試体に加える。
初期機能試験	初期状態における閉じ込め機能等を確認する。
機械的劣化処理(弁開閉)	負荷試験機を用いて，弁の開閉操作を実施する。
放射線照射劣化 (重大事故等時環境条件)	重大事故等時環境で想定される放射線量（ <input type="text"/> MGy）を供試体に照射する。
蒸気通気試験	図 1 に示す試験装置で 200℃，2Pd 以上の蒸気環境下（飽和蒸気）における閉じ込め機能を確認する。蒸気は 168 時間通気し，24 時間おきに二次側の漏えい検出弁で漏えいの有無を確認する。
常温弁座漏えい試験	図 2 に示す試験装置で供試弁一次側を 2Pd 以上の窒素加圧環境下とし，二次側からの漏えいがないことを確認する。

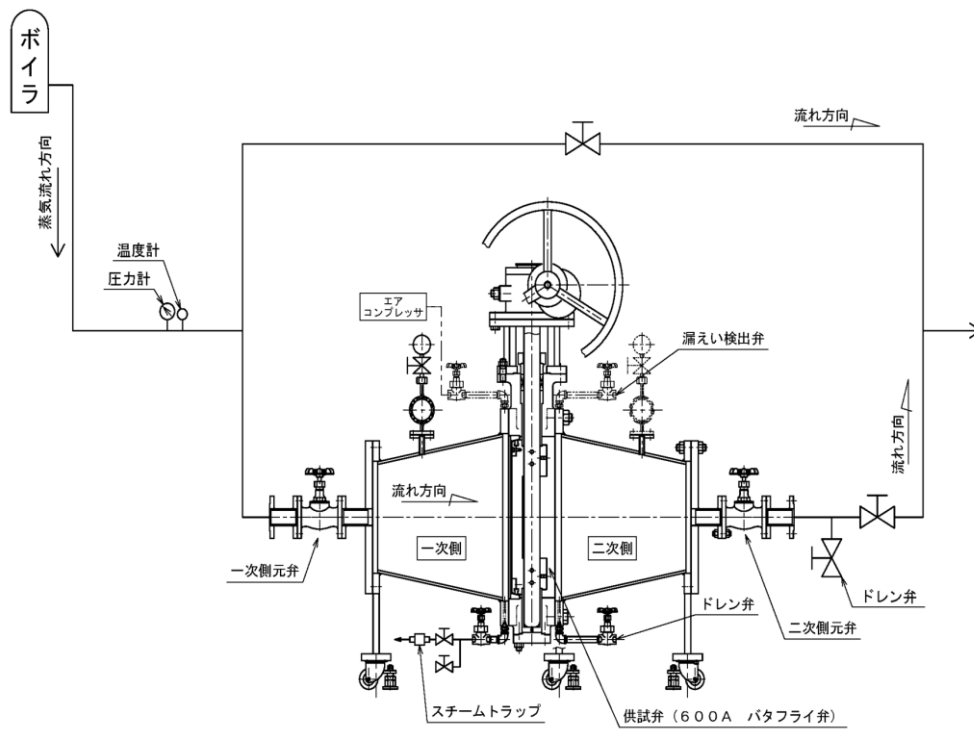


図1 蒸気通気試験装置概要図

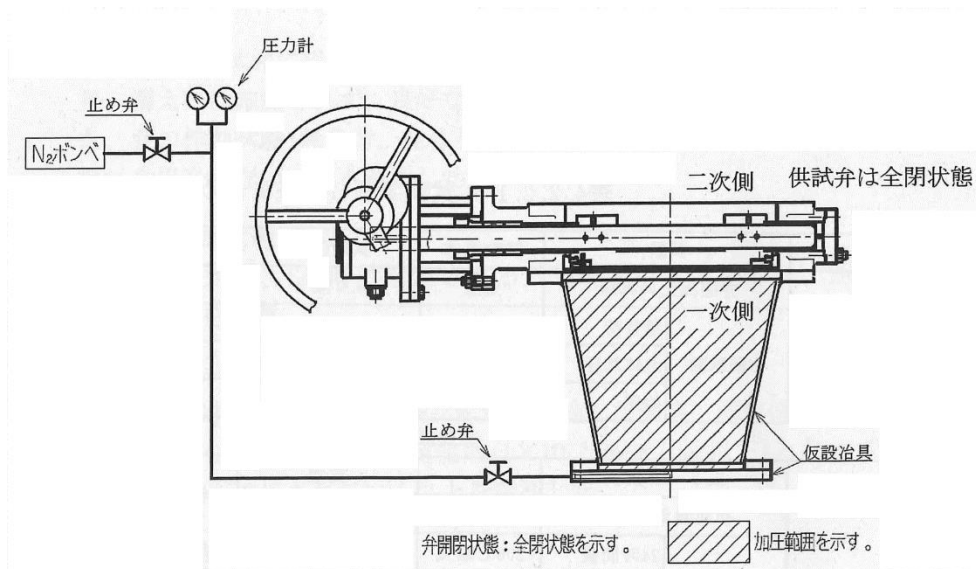


図2 常温弁座漏えい試験概要図

2. 試験結果

蒸気通気試験の試験結果を表 2 に、常温弁座漏えい試験の試験結果を表 3 に示す。蒸気通気試験中に漏えいは確認されず、また常温復帰後の常温弁座漏えい試験においても漏えいは確認されず、閉じ込め機能を維持できることを確認した。

表 2 蒸気通気試験の試験結果

シート材	圧力	温度	加圧媒体	継続時間	照射量	漏えい
改良 EPDM	2Pd(0.62MPa) 以上	200℃	蒸気	168 時間	<input type="checkbox"/> MGy	なし

表 3 常温弁座漏えい試験の試験結果

シート材	圧力	温度	加圧媒体	漏えい
改良 EPDM	2Pd(0.62MPa) 以上	常温	窒素	なし

重大事故等時におけるシール機能の追従性について

1. はじめに

原子炉格納容器については、重大事故等時に原子炉格納容器圧力の上昇率が大きくなる場合においてシール機能が追従できず、原子炉格納容器から漏えいが生じる可能性がある。原子炉格納容器のフランジ開口量の変化速度が最も速くなる事故シナリオは、熔融燃料-冷却材相互作用発生時であり、本ケースを対象に、圧力上昇時のシール機能への影響について評価した。

2. 原子炉圧力容器破損に伴う圧力上昇の影響について

有効性評価に関する事故シナリオにおいて、原子炉格納容器のフランジ開口量の変化速度が最も速くなるのは、1.に記載のとおり熔融燃料-冷却材相互作用発生時である。フランジ等のシール部に用いるシール材は、フランジ等の開口量に合わせて形状が変化することによりシール機能を確保しているが、原子炉格納容器の圧力上昇時のフランジの開口量の変化する速度にシール材の形状の変化が追従できない場合には、漏えいが生じる可能性がある。

このため、シール材の形状が変化するために必要な時間（復元速度）を確認し、フランジ部の開口量の変化速度との比較を行った。

2.1 シール材の形状変化速度

フランジ部においてシール材に採用する改良 EPDM 製シール材について、復元速度を評価するため、J I S K 6 2 5 4に基づく試験を行った。

当社が評価している事故シナリオにおいて、フランジ開口量の変化速度が最も早くなるのは、熔融燃料-冷却材相互作用発生時である。この場合における開口量の変化速度は、0.3mm/s 程度であることが分かっているため、これを参照して、0.3mm/s を上回る 300mm/min (5mm/s) 及び 500mm/min (8.33 mm/s) を試験速度とした。

試験では、常温下で所定距離 (3.75mm) まで一定速度 (300mm/min 又は 500mm/min) で圧縮後、初期位置まで一定速度 (300mm/min 又は 500 mm/min) で荷重を開放し、この際に改良 EPDM 製シール材に加わる圧縮応力を測定する試験を実施した (図 1 参照)。本試験装置では、シール材の荷重を開放するとき、シール材の復元速度が試験装置の開放速度より大きい場合には圧縮応力が計測されることから、これにより、復元速度を測定することができる。

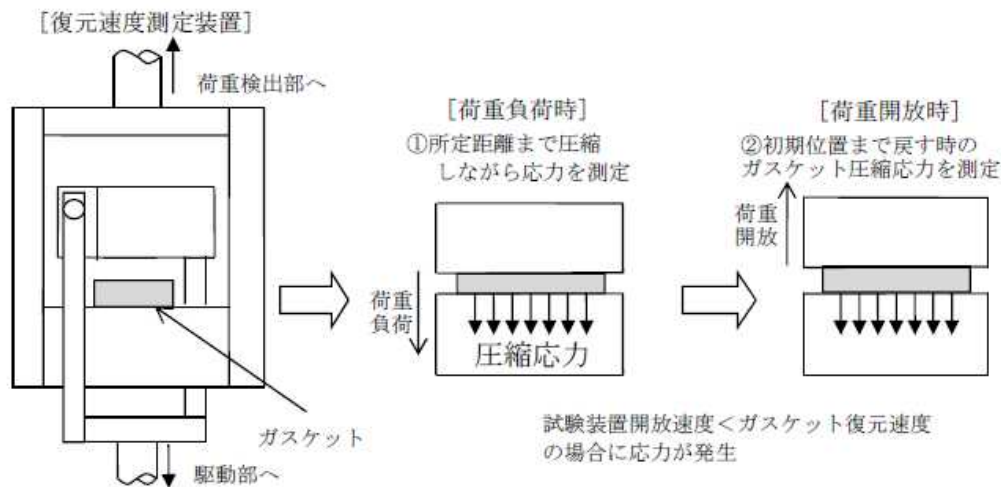


図1 復元速度測定試験の概要

2.2 試験結果

試験結果を図2に示す。この図に示すように、荷重開放時の各計測点において圧縮応力が測定されたことから、改良 EPDM 製シール材の復元速度は 500mm/min

(8.33mm/s) 以上であることを確認した。前述のとおり、フランジ開口量の変化速度が早くなるのは、熔融燃料-冷却材相互作用発生時であるが、その時のフランジ開口変化速度は 0.3mm/s 程度であり、以下のとおりシール材復元速度は十分な追従性を有しているものであり、急速な開口に対してもシール機能を維持できるものとする。

シール材復元速度 500mm/min (8.33mm/s) 以上 > フランジ開口変化速度 (0.3mm/s)

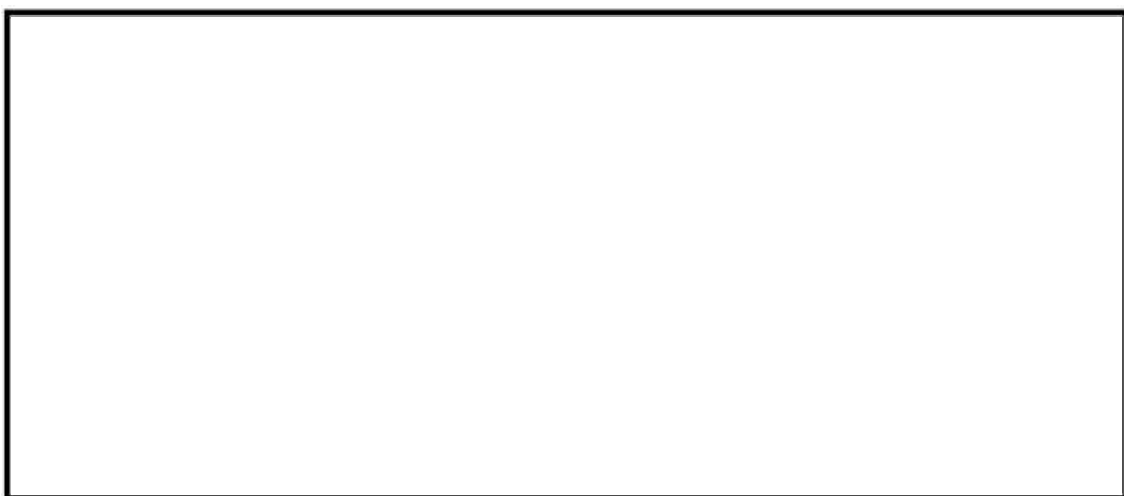


図2 一定復元速度下で測定した改良 EPDM 製シール材の圧縮応力

なお、本試験は、劣化していない材料に対して実施したものであるが、表1に示すとおり、劣化後の圧縮永久ひずみ率、硬さ、質量変化率からは、有意な性状変化が見られていない。また、さらに詳細に劣化による影響を確認するために、劣化後の材料のFT-IRやシート面の硬さに関する検討を行った。その結果、シール材の性状に大きな変化は確認されなかった。

これらに示す試験結果から、劣化を考慮した場合でもシール材の復元特性に大きな変化はなく、また、復元速度はフランジ開口速度に対して十分な余裕があることから、開口に対する追従性に問題はないものとする。

表1 改良 EPDM 製シール材の基礎特性データの経時変化

試験時間	0～7日	7日～14日	14日～30日
試験温度	200℃	150℃	150℃
圧縮永久ひずみ率[%]			
硬さ			
質量変化率[%]			

注：γ線 1.0MGy 照射済の試験体を用い、飽和蒸気環境下に曝露した後の測定値

<追従性判断に使用できる理由>

800kGyの放射線照射を行い、乾熱200℃を168時間曝露した改良EPDM製シール材、及び800kGyの放射線照射を行い、蒸気250℃を168時間曝露した改良EPDM製シール材について、劣化後のシート面のFT-IRスペクトルを図3に、硬さ測定の測定値を図4に示す。その結果、FT-IRスペクトルは、分析位置に顕著な劣化が認められないこと、硬さ測定結果は、200℃、168時間条件では酸化劣化によって暴露面の近傍

においては硬さが顕著に上昇したが、その他は、硬さの初期値近傍であることから、放射線照射+蒸気曝露後の試験片と初期試験片に顕著な差異はないことが確認できるため、復元特性が同様であると類推される。

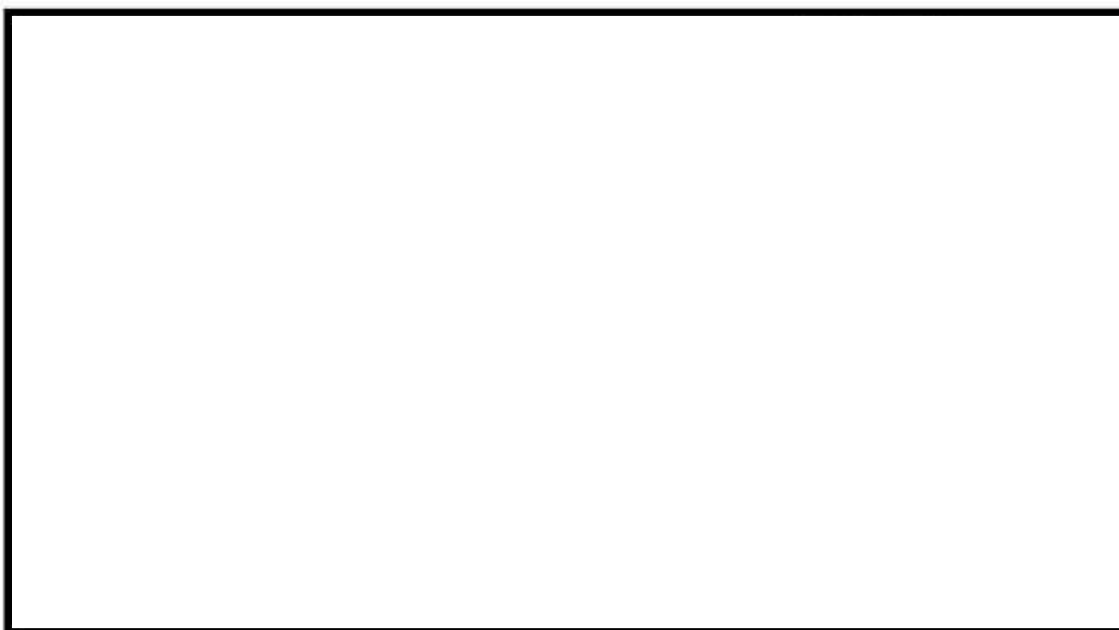


図3 FT-IR測定結果（シート面）

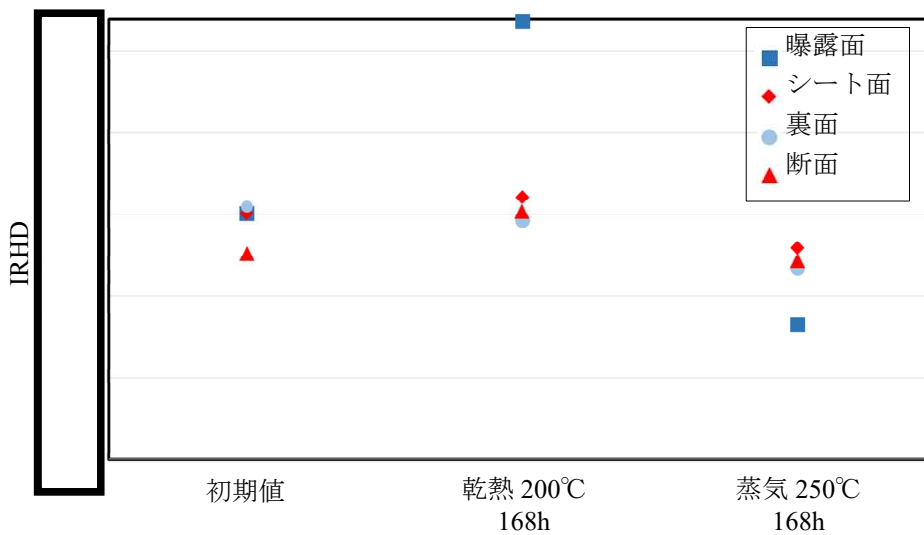


図4 硬さ測定結果

また、上記試験に加え、劣化した試験体を用いた復元速度測定も実施している。試験条件を表2、試験結果を図5、6に示しているが、劣化後においても復元速度は500mm/min以上であり、十分な復元速度を有していることが確認できた。

表2 劣化試験体を用いた復元速度測定試験の試験条件

ケース	シート材	放射線照射量	暴露媒体	暴露温度	試験体数
1	改良 EPDM	1MGy	蒸気	200°C (168h)	3 個
2	改良 EPDM	1MGy	蒸気	200°C (168h) + 150°C (168h)	3 個



図5 復元速度測定試験 (試験数：各3)
 (劣化条件<ケース1>：放射線照射量 1MGy, 暴露温度 200°C, 168h)
 (左：300mm/min, 右：500mm/min)



図6 復元速度測定試験（試験数：各3）

（劣化条件＜ケース2＞：放射線照射量 1MGy, 暴露温度 200℃, 168h⇒150℃, 168h）

（左：300mm/min, 右：500mm/min）

本試験で得られた結果から、劣化を考慮した場合の改良 EPDM 製シール材の復元速度は 500mm/min (=8.33mm/s) 以上であることが確認できる。これは、当社が評価している事故シナリオのうち最もフランジ開口の変化速度が早い事象(0.3mm/s 程度)と比較しても、十分な裕度を有しており、試験データのばらつきも小さいことから、重大事故等時に必要なシール機能を維持できるものと評価できる。

フランジ部の塑性変形の評価について

原子炉格納容器バウンダリの健全性評価のうち、開口評価を行っているものに対して、重大事故等時の原子炉格納容器過圧状態における開口により、塑性変形が生じないことを示す。

開口影響がある部位の評価として、200℃、2Pdにおけるフランジ部の変形によるフランジ部の発生応力を算出し、供用状態Cにおける許容限界値と比較した。その結果、全てのフランジ部の発生応力が供用状態Cにおける許容限界内に収まっており、塑性変形が生じないことを確認した。

<評価対象>

- ①ドライウェル主フランジ
- ②ドライウェル機器搬入用ハッチ（上部，下部）
- ③サプレッションチェンバ出入口
- ④所員用エアロック（上部，下部）

①ドライウェル主フランジ

ドライウェル主フランジについて、既工認と同様の評価手法を用いて算出したフランジ及びボルトの発生応力が、供用状態Cにおける許容限界内に収まることを確認する。

ドライウェル主フランジの評価結果を表1に示す。発生応力は供用状態Cにおける許容限界内に収まっており、塑性変形は生じない。

表1 ドライウェル主フランジの評価結果

単位：MPa

荷重	発生応力				供用状態Cにおける 許容限界値
2Pd	ボルト中心円における フランジの半径方向応力	σ'_R	接触面	193	
			背面	-193	
	フランジの半径方向応力	σ_R	接触面	4	
			背面	-7	
	フランジの周方向応力	σ_T	接触面	40	
			背面	20	
	円筒胴のフランジとの結合部 の軸方向応力	σ_{H1}	内面	109	
			外面	25	
	円筒胴のフランジとの結合部 の周方向応力	σ_{H2}	内面	72	
			外面	46	
組み合わせ応力	$(\sigma_H^* + \sigma'_R)/2$		151		
	$(\sigma_H^* + \sigma_T)/2$		75		
平均引張応力				210	

注記*： σ_H は σ_{H1} と σ_{H2} のいずれか大きい値とする。

②ドライウェル機器搬入用ハッチ（上部，下部）

ドライウェル機器搬入用ハッチのフランジ部について，既工認と同様の評価手法を用いて算出したフランジの発生応力が，供用状態Cにおける許容限界内に収まることを確認する。

ドライウェル機器搬入用ハッチフランジの評価結果を表2及び表3に示す。発生応力は供用状態Cにおける許容限界内に収まっており，塑性変形は生じない。

表2 上部ドライウェル機器搬入用ハッチフランジの評価結果

材質：

[]		
S	供用状態Cにおける許容限界値(MPa)	
σ	発生応力(MPa)	303

表3 下部ドライウェル機器搬入用ハッチフランジの評価結果

材質：

S	供用状態Cにおける許容限界値 (MPa)	
σ	発生応力 (MPa)	256

③サブプレッションチェンバ出入口

サブプレッションチェンバ出入口のフランジ部について、既工認と同様の評価手法を用いて算出したフランジの発生応力が、供用状態Cにおける許容限界内に収まることを確認する。

サブプレッションチェンバ出入口の評価結果を表4に示す。発生応力は供用状態Cにおける許容限界内に収まっており、塑性変形は生じない。

表4 サブプレッションチェンバ出入口フランジ部の評価結果

材質：

S	供用状態Cにおける許容限界値 (MPa)	
σ	発生応力 (MPa)	170

④所員用エアロック（上部，下部）

所員用エアロックの隔壁部は、V-3-3-6-1-3-2「上部ドライウェル所員用エアロックの強度計算書」及びV-3-3-6-1-3-3「下部ドライウェル所員用エアロックの強度計算書」で示す最も厳しい応力点の発生応力が、供用状態Cの許容限界内に収まることを確認する。

応力評価結果を表5に示す。発生応力は供用状態Cにおける許容限界内に収まっており、塑性変形は生じない。

表5 上部ドライウェル所員用エアロックの評価結果

材質：

S	供用状態Cにおける許容限界値 (MPa)	
σ	発生応力 (MPa)	225

表6 下部ドライウェル所員用エアロックの評価結果

材質：

S	供用状態Cにおける許容限界値 (MPa)	
σ	発生応力 (MPa)	258

200℃, 2Pd の適用可能時間を過ぎてから用いる限界圧力, 温度について

1. 概要

有効性評価における原子炉格納容器限界温度, 圧力の判定基準 (評価項目) は 200℃, 2Pd と設定しており, 200℃, 2Pd の状態が継続することを考慮した評価が必要な部位はシール部である。このため, シール部については, 200℃, 2Pd の状態が 7 日間 (168 時間) 継続した場合でもシール機能に影響ないことを確認することで, 限界温度, 圧力における原子炉格納容器閉じ込め機能の健全性を示している。

ここでは, 200℃, 2Pd を適用可能な 7 日間 (168 時間) 以降においても, 有効性評価で得られている厳しい条件を考慮し, 原子炉格納容器の閉じ込め機能を示す。

また, 上記に加えて, 7 日間 (168 時間) 以降の累積放射線照射量に対しても, 原子炉格納容器の閉じ込め機能に影響がないことを確認する。

2. 7 日間 (168 時間) 以降の圧力, 温度の条件

7 日間 (168 時間) 以降については, 有効性評価の代表シナリオ (大 LOCA+ECCS 機能喪失+SB0) を確認したところ, 表 1 で示すとおり, 原子炉格納容器圧力については, ベント操作を実施した場合, 代替循環冷却系を運転した場合に関わらず圧力は低くなっており, 原子炉格納容器温度については 150℃を下回っている (図 1~2 参照)。なお, これ以外の有効性評価シナリオについても同様に低下することを確認している。

表 1 重大事故等発生後の経過時間と原子炉格納容器圧力, 温度の関係

重大事故等発生後の経過時間	0~168 時間	168 時間以降
原子炉格納容器圧力	原子炉格納容器限界圧力として 2Pd (620kPa) を設定	有効性評価シナリオで原子炉格納容器圧力は低下している
原子炉格納容器温度	原子炉格納容器限界温度として 200℃を設定	有効性評価シナリオで原子炉格納容器温度は 150℃を下回る

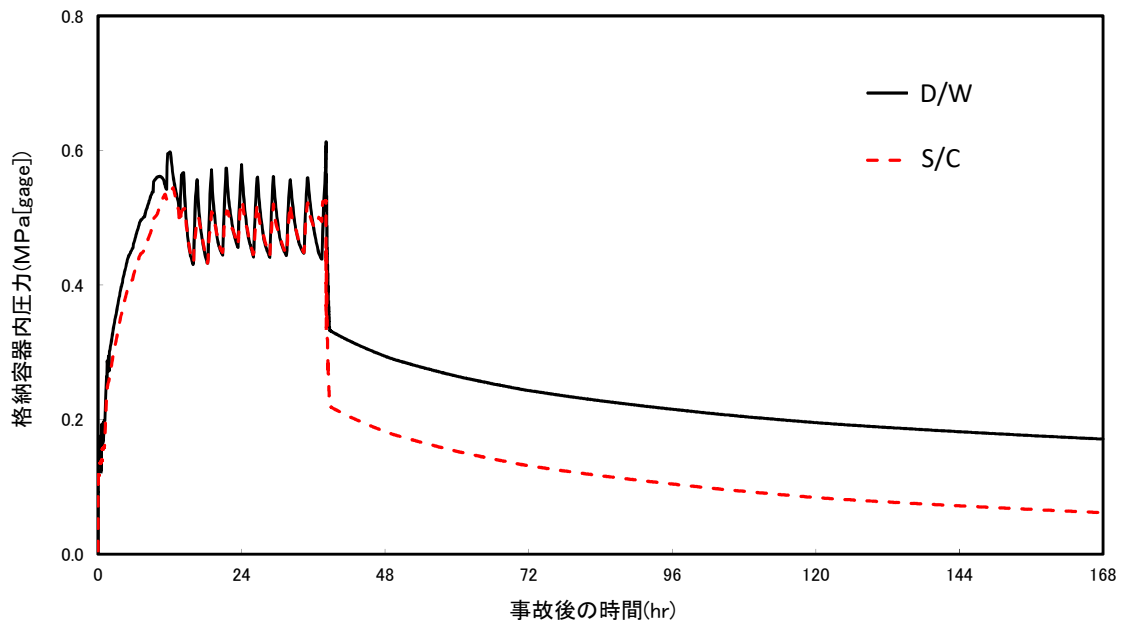


図1 原子炉格納容器圧力 (大 LOCA+ECCS 機能喪失+SB0)

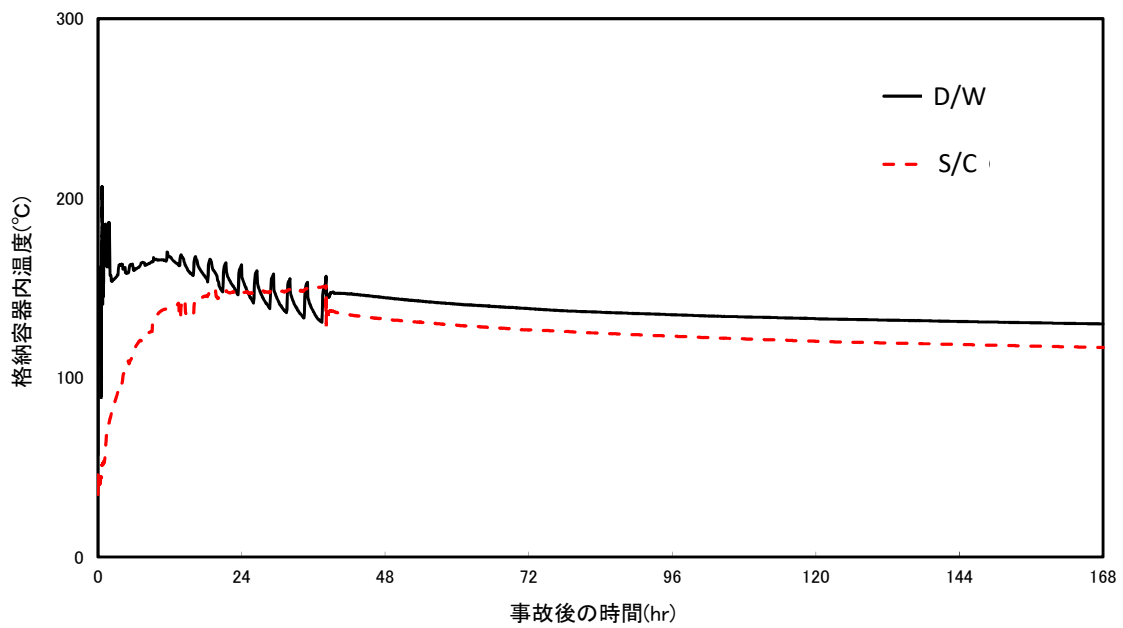


図2 原子炉格納容器温度 (大 LOCA+ECCS 機能喪失+SB0)

3. 7日間（168時間）以降の原子炉格納容器圧力、温度と閉じ込め機能の関係について

3.1 7日間（168時間）以降の原子炉格納容器圧力と閉じ込め機能の関係について

時間経過により、原子炉格納容器の健全性に影響を及ぼす部位はシール材である。シール部の機能維持は、図3の模式図に示すとおり、原子炉格納容器内圧力の上昇に伴うフランジ部の過渡的な開口挙動に対し、シール材料の復元量が十分に確保されていることをもって確認している。つまり、原子炉格納容器温度によるシール材の熱劣化を考慮しても、圧縮永久ひずみ試験結果によりシール材の復元量が十分であれば、シール部の機能は健全である。長期のケースとして、有効性評価シナリオにおいて168時間時の原子炉格納容器圧力が高い代替循環冷却系運転ケースを評価しても、原子炉格納容器圧力は約0.21MPaであり開口量は小さい（表2参照）。なお、復元量の具体的な評価は、原子炉格納容器温度に関係することから3.2で示す。

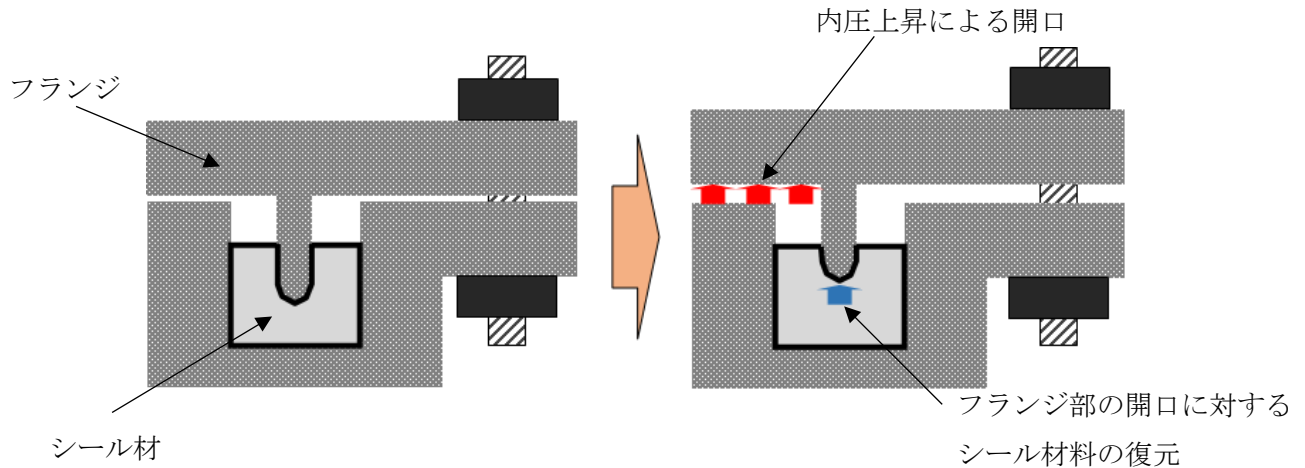


図3 シール部の機能維持確認の模式図

表2 原子炉格納容器圧力と開口量の関係

フランジ部位	溝	代替循環冷却運転 ケースの168h時 (0.21MPa)	2Pd (0.62MPa)	
ドライウェル主フランジ	内側	mm	1.11mm	
	外側		0.87mm	
上部ドライウェル 機器搬入用ハッチ	内側		mm	1.59mm
	外側		mm	1.21mm
下部ドライウェル 機器搬入用ハッチ	内側		mm	0.96mm
	外側		mm	0.72mm
サブプレッションチェンバ出入口	内側		mm	0.79mm
	外側		mm	0.59mm

3.2 7日間（168時間）以降の原子炉格納容器温度と閉じ込め機能の関係について

原子炉格納容器温度の上昇に伴う，時間経過によるシール材の長期的（原子炉格納容器温度が150℃を下回る状況）な影響を調査する。ここでは，ドライウェル主フランジや機器ハッチ類等に使用されている改良 EPDM 製シール材を用いて，168時間以降の温度・時間とシール材料の劣化挙動を確認するため，シール材の基礎特性試験を実施した。試験結果を表3に示す。

表3 改良 EPDM 製シール材の基礎特性データの経時変化

試験時間	0～7日	7日～14日	14日～30日
試験温度	200℃	150℃	150℃
圧縮永久ひずみ率[%]			
硬さ			
質量変化率[%]			

注記：γ線 1.0MGy 照射済の試験体を用い，飽和蒸気環境下に曝露した後の測定値

表 3 に示すように、168 時間以降、150℃の環境下においては、改良 EPDM 製シール材の基礎特性データにはほとんど変化は無く、経時劣化の兆候は見られない。したがって、重大事故等発生後 168 時間以降における原子炉格納容器の温度を 150℃と設定した場合でも、シール部の機能は十分維持される。なお、EPDM の一般特性としての耐温度性は 150℃であり、表 3 の結果は改良 EPDM 製シール材が 200℃条件を 7 日間経験しても、一般特性としての耐熱温度まで低下すれば、それ以降は有意な劣化傾向は見られないことを示している。また、表 3 の結果から圧縮永久ひずみ率 % 時の改良 EPDM 製シール材復元量とフランジ開口量のイメージを図 4 に示しており、表 2 で示す 168 時間以降の原子炉格納容器圧力に対しても十分追従可能な復元量を維持していることが確認できる。

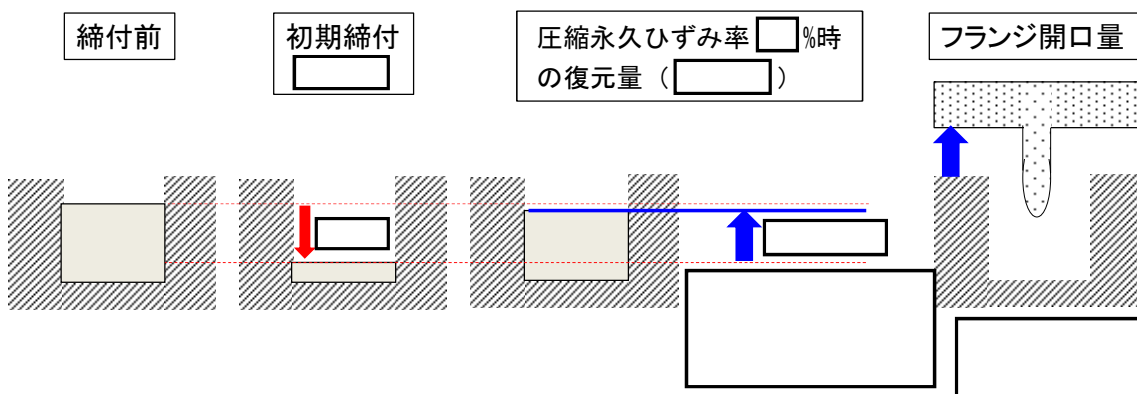


図 4 圧縮永久ひずみ率 % 時のシール材復元量とフランジ開口量

4. 7日間（168時間）以降の原子炉格納容器の閉じ込め機能について

前述の検討を踏まえ、168時間以降については、原子炉格納容器圧力、温度が低下していることから、最初の168時間に対して限界温度、圧力を超えないよう管理することで、長期的な原子炉格納容器閉じ込め機能は維持されると考える。ただし、重大事故等時環境が継続することにより、熱劣化等の閉じ込め機能低下要因が存在することも踏まえ、長期的なプラントマネジメントの目安として、168時間以降の領域においては、原子炉格納容器温度が150°Cを超えない範囲で、また、原子炉格納容器圧力が1Pdを超えない範囲でプラント状態を運用する。

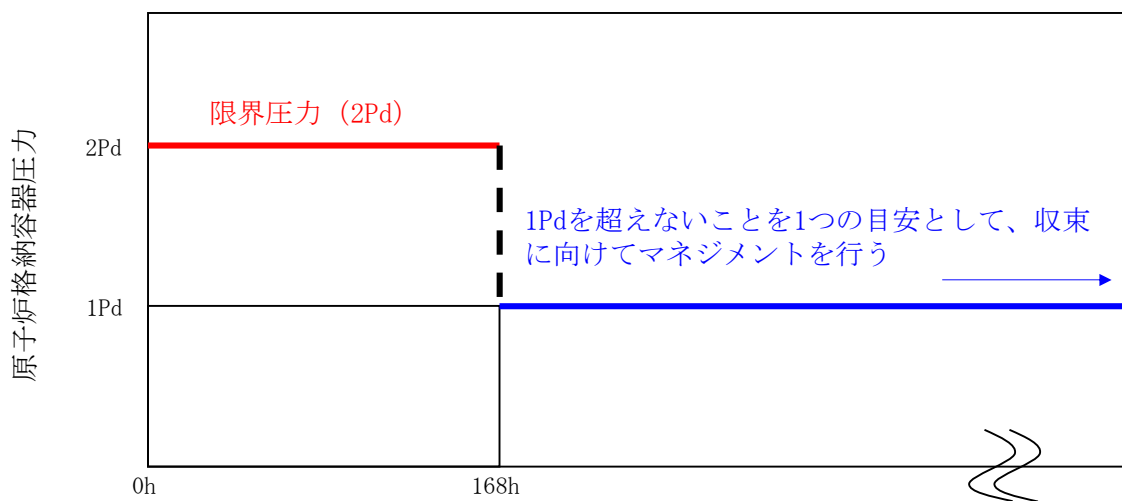


図5 原子炉格納容器圧力の168時間以降の考え方

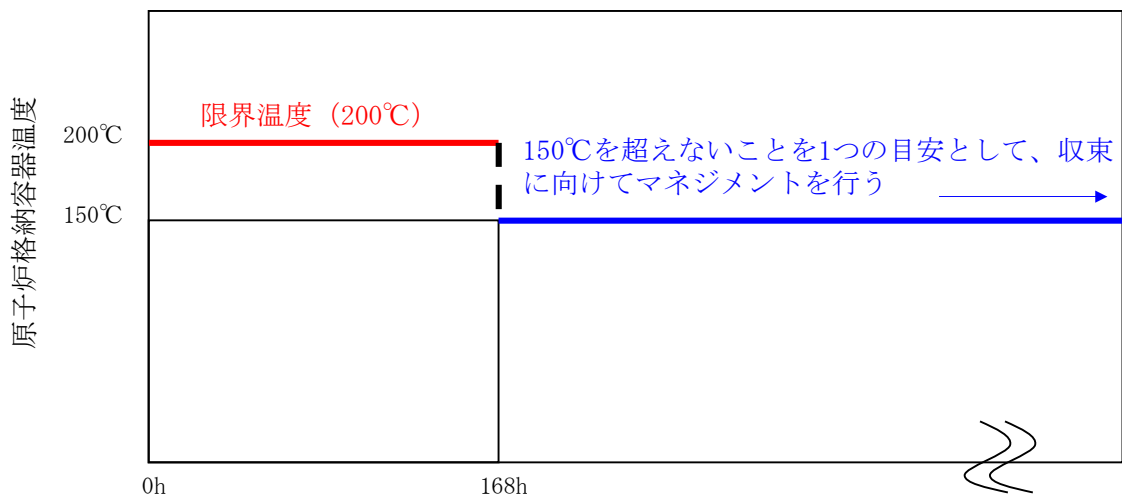


図6 原子炉格納容器温度の168時間以降の考え方

5. 7日間（168時間）以降の放射線照射量と閉じ込め機能の関係について

時間経過によるシール材の長期的な影響を調査する。ここでは、ドライウェル主フランジや機器ハッチ類等に使用されている改良 EPDM 製シール材を用いて、168時間以降の累積放射線照射量・時間とシール材料の劣化挙動を確認するため、シール材の基礎特性試験を実施した。試験結果を表4に示す。累積放射線照射量による影響は、試験結果より、有意な変更がないことから、168時間以降の累積放射線照射量に対してもシール機能は維持することができる。

表4 改良 EPDM 製シール材の累積放射線照射量と圧縮永久ひずみ率の関係

累積放射線照射量		圧縮永久ひずみ率	
	MGy		%
	MGy		%
	MGy		%

試験条件

雰囲気：蒸気環境

温度・劣化時間：200℃・168時間+150℃・168時間

開口量評価条件の設置許可時からの変更点について

1. はじめに

原子炉格納容器フランジ部の閉じ込め機能評価については、フランジ開口量評価と改良 EPDM 製シール材の圧縮永久ひずみ特性を組み合わせることで評価している。実施したフランジ開口量評価では FEM 解析を用いているが、今回実施した評価については、設置変更許可時の評価条件から、一部条件の変更を行っている。本書は設置許可時の評価条件からの変更点について説明するものである。

2. 設置許可時のフランジ開口量評価条件からの変更点

表 1 及び表 2 は、ドライウェル主フランジ及び上部ドライウェル機器搬入用ハッチにおける開口量評価条件の、設置許可時と今回の比較表である。今回実施した評価で設定した条件は、工事計画認可における先行認可実績を踏まえて解析コードを変更すると共に、実態を踏まえた評価条件への変更を行っている。また、ドライウェル主フランジのナット及びワッシャについては、開口量の低減を目的として、より降伏点の高い材質へ変更することとし、評価を実施した。

また、参考として、今回新規に実施した下部ドライウェル機器搬入用ハッチ及びサブレーションチェンバ出入口の評価条件について、表 3 に示す。

表1 フランジ開口量評価 条件比較表（ドライウェル主フランジ）

項目	設置許可時条件	今回条件	変更理由
解析コード	FINAS VERSION 20.1	Abaqus R2017x	先行工事計画認可において実績のあるコードに変更した
解析モデル	3次元ソリッド [] セクターモデル	3次元ソリッド [] セクターモデル	モデル軽量化の目的で、1/2ピッチモデルとした
モデル規模	・節点数：15042 ・要素数：10980	・節点数：19150 ・要素数：14084	モデルの詳細化を行った
材料特性	・温度依存の弾塑性材料，硬化則：多直線等方硬化則 ・材料構成則：API 579-1/ASME FFS-1（2007）を使用	・温度依存の弾塑性材料，硬化則：多直線等方硬化則 ・材料構成則：ASME BPVC Sec. VIII Div.2 Part5を使用	先行工事計画認可において実績のある材料構成則に変更した
材料	・鏡板，胴，フランジ： [] ・ボルト [] : ・ナット : ・ワッシャ :	・鏡板，胴，フランジ： [] ・ボルト [] : ・ナット : ・ワッシャ :	開口量抑制を目的としてナット及びワッシャの材質変更を行った
拘束条件	・周方向対称面：周方向の自由度を拘束 ・中心軸：水平2方向の自由度を拘束 ・胴端部：径方向フリー	・周方向対称面：周方向の自由度を拘束 ・中心軸：水平2方向の自由度を拘束 ・胴端部：完全拘束	胴端部の拘束条件について、コンクリート埋設であることから完全拘束の条件とした
荷重条件	・ボルト締結力 [] [N]（JSME材料規格2012年版許容引張応力S値：ボルト軸方向応力は約 [] MPa）	・ボルト締結力 [] [N]（実機締付管理値の下限：ボルト軸方向応力は約 [] MPa）	ボルト締結力について、実運用を踏まえた条件に変更した
接触条件	・摩擦係数は考慮しない（ $\mu = 0.0$ ）	・摩擦係数を考慮する（ $\mu = []$ ） 対象箇所： []	摩擦を考慮することとした
熱膨張	・ボルト締結力の昇温による軸力変化においてのみ考慮 ・熱膨張係数は設計・建設規格2005年版の値を使用	・構造部材全体について考慮 ・熱膨張係数は設計・建設規格2005年版の値を使用	熱膨張について、構造部材全体において考慮することとした

表2 フランジ開口量評価 条件比較表（上部ドライウェル機器搬入用ハッチ）

項目	設置許可時条件	今回条件	変更理由
解析コード	FINAS VERSION 21.0	Abaqus R2017x	先行工事計画認可において実績のあるコードに変更した
解析モデル	3次元ソリッド [] セクターモデル	3次元ソリッド [] セクターモデル	変更なし
モデル規模	・節点数：5004 ・要素数：3483	・節点数：6492 ・要素数：4454	モデルの詳細化を行った
材料特性	・温度依存の弾塑性材料，硬化則：多直線等方硬化則 ・材料構成則：ASME BPVC Sec. VIII Div.2 Part5 を使用	・温度依存の弾塑性材料，硬化則：多直線等方硬化則 ・材料構成則：ASME BPVC Sec. VIII Div.2 Part5 を使用	変更なし
材料	・蓋，胴，ブラケット [] : [] ・スイングボルト [] : [] ・ナット，ピン [] : [] ・ワッシャ [] : []	・蓋，胴，ブラケット [] : [] ・スイングボルト [] : [] ・ナット，ピン [] : [] ・ワッシャ [] : []	変更なし
拘束条件	・周方向対称面：周方向の自由度を拘束 ・中心軸：軸直2方向の自由度を拘束 ・胴端部：完全拘束	・周方向対称面：周方向の自由度を拘束 ・中心軸：軸直2方向の自由度を拘束 ・胴端部：完全拘束	変更なし
荷重条件	・ボルト締結力 [] [N]（JSME 材料規格 2012 年版 許容引張応力 S 値：ボルト軸方向応力は約 [] MPa）	・ボルト締結力 [] [N] （必要最小締付力：ボルト軸方向応力は約 [] MPa）	ボルト締結力について，実運用を踏まえた条件に変更した
接触条件	・摩擦係数は考慮しない（ $\mu = 0.0$ ）	・摩擦係数を考慮する（ $\mu = []$ ） 対象箇所： []	摩擦係数を考慮することとした
熱膨張	・ボルト締結力の昇温による軸力変化においてのみ考慮 ・熱膨張係数は設計・建設規格 2005 年版の値を使用	・構造部材全体について考慮 ・熱膨張係数は設計・建設規格 2005 年版の値を使用	熱膨張について，構造部材全体において考慮することとした

表3 新規実施のフランジ開口量評価条件（下部ドライウェル機器搬入用ハッチ，サブプレッションチェンバ出入口）

項目	下部ドライウェル機器搬入用ハッチ	サブプレッションチェンバ出入口	備考
解析コード	Abaqus R2017x	Abaqus R2017x	
解析モデル	3次元ソリッド [] セクターモデル	3次元ソリッド [] セクターモデル	
モデル規模	・節点数：13446 ・要素数：10564	・節点数：13453 ・要素数：10558	
材料特性	・温度依存の弾塑性材料，硬化則：多直線等方硬化則 ・材料構成則：ASME BPVC Sec. VIII Div.2 Part5 を使用	・温度依存の弾塑性材料，硬化則：多直線等方硬化則 ・材料構成則：ASME BPVC Sec. VIII Div.2 Part5 を使用	
材料	・蓋，胴，ブラケット : [] ・ボルト [] : [] ・平座金 : []	・蓋，胴，ブラケット : [] ・ボルト [] : [] ・平座金 : []	
拘束条件	・周方向対称面：周方向の自由度を拘束 ・中心軸：軸直2方向の自由度を拘束 ・胴端部：周方向，軸方向の自由度を拘束	・周方向対称面：周方向の自由度を拘束 ・中心軸：軸直2方向の自由度を拘束 ・胴端部：完全拘束	下部ドライウェル機器搬入用ハッチについては，鏡板に固定される構造のため径方向を拘束しない設定とした
荷重条件	・ボルト締結力 [] [N] (必要最小締付力：ボルト軸方向応力は約 [] MPa)	・ボルト締結力 [] [N] (必要最小締付力：ボルト軸方向応力は約 [] MPa)	
接触条件	・摩擦係数を考慮する ($\mu = []$) 対象箇所： []	・摩擦係数を考慮する ($\mu = []$) 対象箇所： []	
熱膨張	・構造部材全体について考慮 ・熱膨張係数は設計・建設規格 2005年版の値を使用	・構造部材全体について考慮 ・熱膨張係数は設計・建設規格 2005年版の値を使用	

フランジ開口量評価結果 ボルト部の応力コンター図及び変形図

1. はじめに

FEM 解析により実施した 200℃, 2Pd 条件下でのフランジ開口量評価の結果として, 開口現象に係わる主要部位であるボルト部の応力コンター図および変形図を本資料に示す。

2. ボルト部軸方向の応力コンター図及び変形図

図 1~4 に各ボルト部の応力コンター図及び変形図 (変形率は 10 倍) を示す。いずれの部位についても, ボルトの 200℃における降伏応力に対して最大発生応力が小さく, 弾性域に収まっている。



図 1 応力コンター図及び変形図 (ドライウェル主フランジ)



図 2 応力コンター図及び変形図（上部ドライウェル機器搬入用ハッチ）



図 3 応力コンター図及び変形図（下部ドライウェル機器搬入用ハッチ）

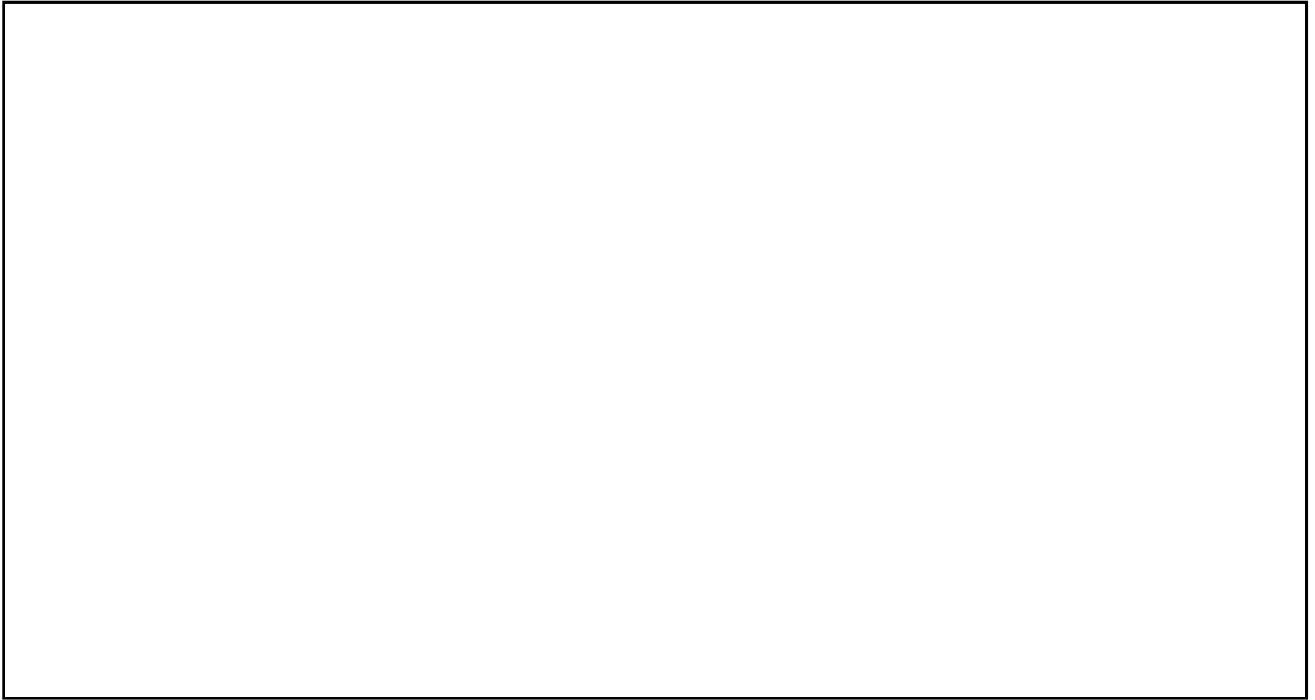


図4 応力コンター図及び変形図（サプレッションチェンバ出入口）

代替循環冷却系の健全性

1. はじめに

原子炉格納容器の温度、圧力が 200°C、2Pd の条件下において、原子炉格納容器に接続される代替循環冷却系の健全性が維持できることを確認する。

2. 代替循環冷却系

代替循環冷却系は、サブプレッションチェンバを水源とし、復水移送ポンプ、残留熱除去系熱交換器及び代替原子炉補機冷却系（熱交換器ユニット等）を使用し、また、流路として、代替循環冷却系の配管及び弁、残留熱除去系ポンプ並びに残留熱除去系の配管及び弁等を使用し、原子炉格納容器内へスプレイするとともに、原子炉注水を行うものである。

代替循環冷却系における主要機器の仕様を 2.1 項に、代替循環冷却系概要図を図 1 に示す。

2.1 代替循環冷却系における主要機器の仕様

(1) 復水移送ポンプ

型式：うず巻形

個数：3

容量： m³/h/個

全揚程：約 m

最高使用圧力：1.70MPa

最高使用温度：85°C

(2) 残留熱除去系熱交換器

型式：横置 U 字管式

個数：1

最高使用圧力：3.43MPa（管側）

最高使用温度：182°C（管側）

伝熱容量： MW/個

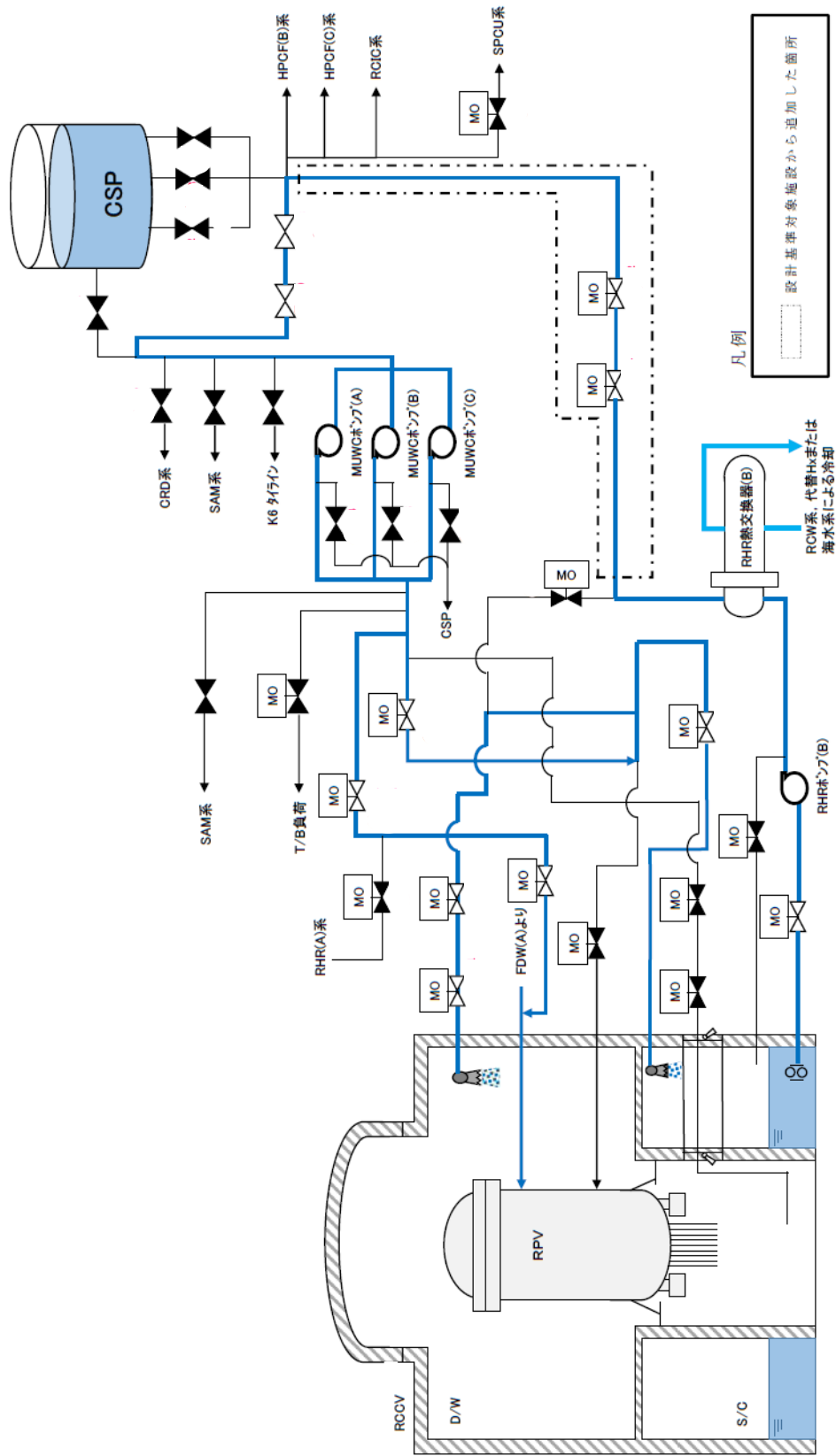


図 1 代替循環冷却系 概要図

2.2 代替循環冷却系の健全性

代替循環冷却系の健全性について、「復水移送ポンプの健全性」、「残留熱除去系ポンプの健全性」、「シール材の健全性」の観点から評価する。

(1) 復水移送ポンプの健全性

設置変更許可申請書 添付書類十で示した有効性評価解析のうち、復水移送ポンプに期待する評価シーケンスである、「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用する場合）」の解析時刻歴における、サプレッションプール（以下「S/P」という。）水の最高温度はおよそ162℃となる。S/P水は残留熱除去系ポンプを經由し、代替原子炉補機冷却水ポンプ（熱交換器ユニット）からの冷却水を用いて残留熱除去系熱交換器にて冷却後、復水移送ポンプにて原子炉格納容器へのスプレイ、原子炉への注水を行う。ここでは、残留熱除去系熱交換器において冷却したS/P水の温度が、復水移送ポンプの最高使用温度85℃を超えないことを確認する。評価条件は以下のとおり。なお、残留熱除去系熱交換器については、最高使用温度が182℃で設計されているため、健全性に問題はない。

熱交換器ユニット 代替原子炉補機冷却水ポンプ流量：300 m³/h/台×2台

復水移送ポンプ流量： m³/h/台×2台

海水温度：30.0℃

S/P水温：162℃

また、その前提として残留熱除去系熱交換器で減圧沸騰が起きないこと、及び復水移送ポンプ入口で減圧沸騰が起きないことを確認する（添付参照）。

上記の条件で残留熱除去系熱交換器の交換熱量を算出し、残留熱除去系熱交換器出口温度を評価した結果、出口温度は83.7℃と評価され、復水移送ポンプの最高使用温度85℃を下回る。また、残留熱除去系熱交換器における圧力が水の飽和蒸気圧力以上であり、減圧沸騰は起きない（添付参照）。なお、復水移送ポンプの運転に伴うポンプ入熱による影響及びS/P水中の核分裂生成物による発熱による影響については、復水移送ポンプの入口側に残留熱除去系熱交換器が設置されており、復水移送ポンプの運転によって、残留熱除去系熱交換器により冷却された水に入れ替わることから影響はない。

以上より、S/P水が最高温度に達する条件下においても、復水移送ポンプの健全性については問題ない。

(2) 残留熱除去系ポンプの健全性

代替循環冷却系については、残留熱除去系ポンプ（最高使用圧力：吸込側 1.37MPa, 吐出側 3.43MPa, 最高使用温度：182℃）を流路として使用する。

系統概要図（図 1）に示すとおり、代替循環冷却系は復水移送ポンプで S/P 水を循環させる系統構成となっており、残留熱除去系が機能喪失している前提で使用する設備であるため、残留熱除去系ポンプは、停止している状態でポンプ内を系統水が流れることとなる。残留熱除去系ポンプの軸封部はメカニカルシールで構成されており、ポンプ吐出側から分岐して送水される冷却水（フラッシング水）により温度上昇を抑える設計としている（図 2）。

ポンプ停止時に系統水が流れる状態においては、通常どおりメカニカルシールに冷却水（フラッシング水）が送水されないことが考えられるため、その際のシール機能への影響について確認した。

残留熱除去系ポンプのメカニカルシールは、スプリングによって摺動部を押さえつける形でシールする構造となっている（図 3）。代替循環冷却系運転時には残留熱除去系ポンプが停止している状態であるため、通常のポンプ運転時のように冷却水（フラッシング水）が封水ラインを通じてメカニカルシール部に送水されないことが想定されるが、上述のとおり、冷却水（フラッシング水）はメカニカルシールの摺動による温度上昇を抑えるためのものであり、ポンプが停止している状態では冷却の必要がなく、メカニカルシールの機能に影響はない。

なお、軸封部及び封水ラインにおいては、復水移送ポンプ運転時には残留熱除去系ポンプが停止していることから、ポンプの吐出圧力に相当する圧力がかかることはなく、原子炉格納容器限界圧力である 0.62MPa[gage]がかかった場合にも、軸封部への影響はない。

したがって、代替循環冷却系運転時において軸封部からの系統水の著しい漏えいはなく、残留熱除去系ポンプの最高使用温度以下で送水されることから健全性については問題ない。

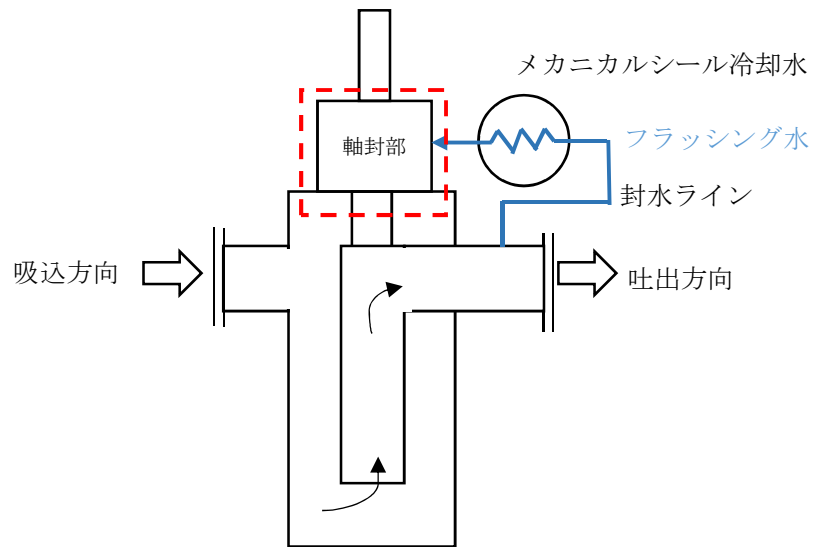


図2 残留熱除去系ポンプ 概要図

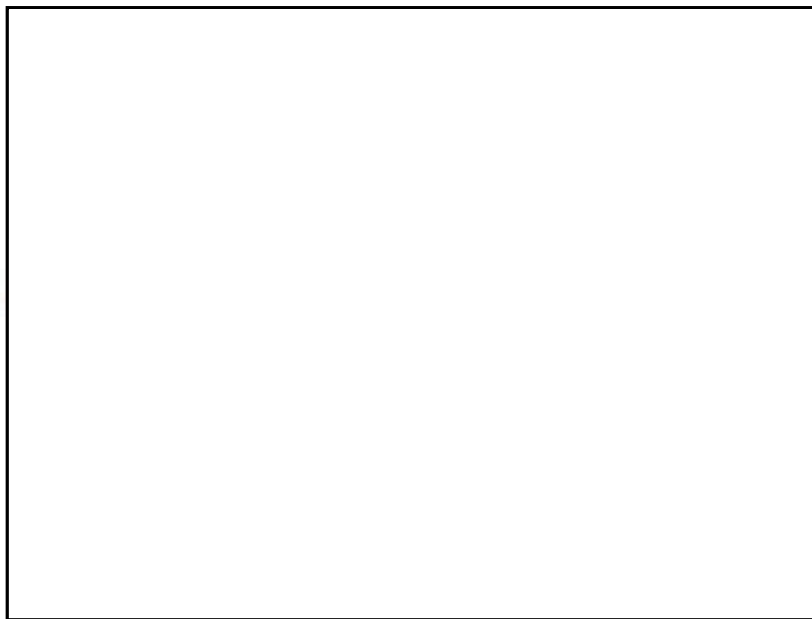


図3 残留熱除去系ポンプメカニカルシール 構造図

(3) シール材の健全性

代替循環冷却系を使用する場合に、系統内の弁、配管及びポンプのバウンダリに使用されているシール材について高温環境による影響、放射線による影響及び化学種による影響によって材料が劣化し漏えいが生じる可能性がある。これらの影響について下記のとおり評価を行った。

① 高温環境及び放射線による影響

代替循環冷却系は、重大事故等時に炉心損傷した状況でシステムを使用することとなる。このため、高温環境下であること及び系統内を高放射能の流体が流れることから、高温及び放射線による劣化が懸念される。

上記に示す部材のうち、配管フランジガスケット及び弁グランドシールには膨張黒鉛材料若しくはステンレス等の金属材料が用いられている。これらは、耐熱性があること及び無機材料であることから高放射線下においても劣化の影響は極めて小さい。このため、これらについては評価温度である 200℃以上の耐熱性を有することに加え、放射線による影響についても、耐放射線性が確認されたシール材を用いることから、シール機能に問題はない。

残留熱除去系ポンプのバウンダリを構成する部材（メカニカルシール、ケーシングシール等）のシール材には、フッ素ゴムが用いられており、高温環境下での使用による影響及び放射線による影響を受けて劣化することが考えられるため、200℃の環境下において7日間の高耐熱性を有し、耐放射線性に優れた改良 EPDM 製シール材への取り替えを行うことにより、耐熱性及び耐放射線性を確保する。

また、復水移送ポンプのバウンダリを構成する部材（本体内Oリング、メカニカルシール等）のシール材についても同様に、耐熱性及び耐放射線性に優れた材料を適用する。

② 化学種による化学的影響

炉心損傷時に発生する核分裂生成物の中で化学的な影響を及ぼす可能性がある物質として、アルカリ金属であるセシウム及びハロゲン元素であるよう素が存在する。このうち、アルカリ金属のセシウムについては、水中でセシウムイオンとして存在しアルカリ環境の形成に寄与するが、膨張黒鉛ガスケットや金属ガスケットはアルカリ環境において劣化の影響はなく、また、EPDM 製シール材についても耐アルカリ性を有する材料であることから、セシウムによるシール機能への化学的影響はない。

一方、ハロゲン元素のよう素については、無機材料である膨張黒鉛ガスケットや金属ガスケットでは影響がないが、有機材料である EPDM 製シール材では影響を生じる可能性がある。設備での使用を考慮している EPDM 製シール材については、当社での社内試験により、よう素による影響の確認を行っており、炉心損傷時に想定されるよう素濃度(約 8200mg/m³)よりも高濃度のよう素環境下(10,000mg/m³以上)においても、圧縮永久ひずみ等のシール材としての性状に大きな変化がないことを確認している。また、ガスケットメーカーにおいて、よう素に対する EPDM の耐性として、表 1 に示すとおり、5 段階評価（ランク 1 が最も耐性がある）のうち、ランク 2 に位置付けられており、よう素に対する耐性があるものとする。

このように、よう素に対する性能が確認された材料を用いることにより、漏えい等の影響が生じることはない。なお、以上の EPDM に関する特性は、改良 EPDM 製シール材においても同様であり、改良 EPDM 製シール材も化学種に対して問題ない。

表 1 EPDM の特性

薬品	耐性ランク
ヨウ素	2

<耐性ランクの凡例>

- 1：動的部分にも使用可能で体積変化率は 10%以内。
- 2：動的部分にも条件により使用可能，体積変化率は 20%以内。
- 3：静的部分には使用可能，体積変化率は 30%以内。
- 4：静的部分には条件により使用可能，体積変化率は 100%以内。
- 5：使用できない，体積変化率は 100%以上。

出典：日本バルカー工業（株）発行「バルカーハンドブック」より抜粋

格納容器圧力逃がし装置を使用する際、S/P 水の酸性化を防止すること及び S/P 水中の核分裂生成物由来のよう素を捕捉することにより、よう素の放出量の低減を図るため、S/P 水 pH 制御装置を自主的な取り組みとして設ける計画である。S/P 水 pH 制御装置の使用により、アルカリ薬液である水酸化ナトリウムを原子炉格納容器へ注入することとなるため、アルカリ薬液によるシール性能への影響が懸念されるが、耐アルカリ性を有する改良 EPDM 製シール材を使用することにより、原子炉格納容器バウンダリのシール機能には影響はない。

3. まとめ

復水移送ポンプの最高使用温度は 85℃であるが、残留熱除去系熱交換器により S/P 水は復水移送ポンプの最高使用温度を超えない。また、ガスケットやシール材については、黒鉛系ガスケット等を用いており、200℃、2Pd の条件下であっても健全性は維持可能である。

(添付)

復水移送ポンプの吸込側配管における減圧沸騰の可能性について

復水移送ポンプに期待する重大事故等時において、原子炉格納容器圧力及びS/P水温度は時間経過とともに変化する。復水移送ポンプには残留熱除去系熱交換器によって83.7℃以下に冷却された水が供給される設計としている。その前提として残留熱除去系熱交換器で減圧沸騰が起きないことを確認する。

<残留熱除去系熱交換器入口の有効水頭>

(1) 評価条件

図1に復水移送ポンプの吸込側配管の概要図を示す。残留熱除去系熱交換器での減圧沸騰の発生有無を評価するため、残留熱除去系熱交換器の入口位置を評価点とする。

吸込液面に作用する絶対圧力 H_a 及び残留熱除去系熱交換器入口部における飽和蒸気圧水頭 h_s については、設置変更許可申請書添付書類十で示した有効性評価解析のうち、代替循環冷却系に期待する評価シーケンスである、「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）（代替循環冷却系を使用する場合）」の解析時刻歴に基づき設定する。

(2) 評価条件の保守性

評価の保守性を確保するため、吸込揚程 H_s については、保守的にS/Pの最低水位に基づく一定の値を設定する。また、ストレーナ部での異物付着を考慮した圧損 H_2 及び H_3 は、復水移送ポンプの評価流量（190m³/h）を保守的に切り上げし、200m³/hを適用した値を設定する。

(3) 評価結果

図2に有効水頭の推移を示す。また、表1に有効水頭算定結果を、表2に有効水頭算定結果の詳細をそれぞれ示す。

復水移送ポンプに期待する評価事故シーケンスにおいて、残留熱除去系熱交換器入口位置における有効水頭は正の値（残留熱除去系熱交換器における圧力が水の飽和蒸気圧以上）であり、残留熱除去系熱交換器入口において減圧沸騰が生じることはない。

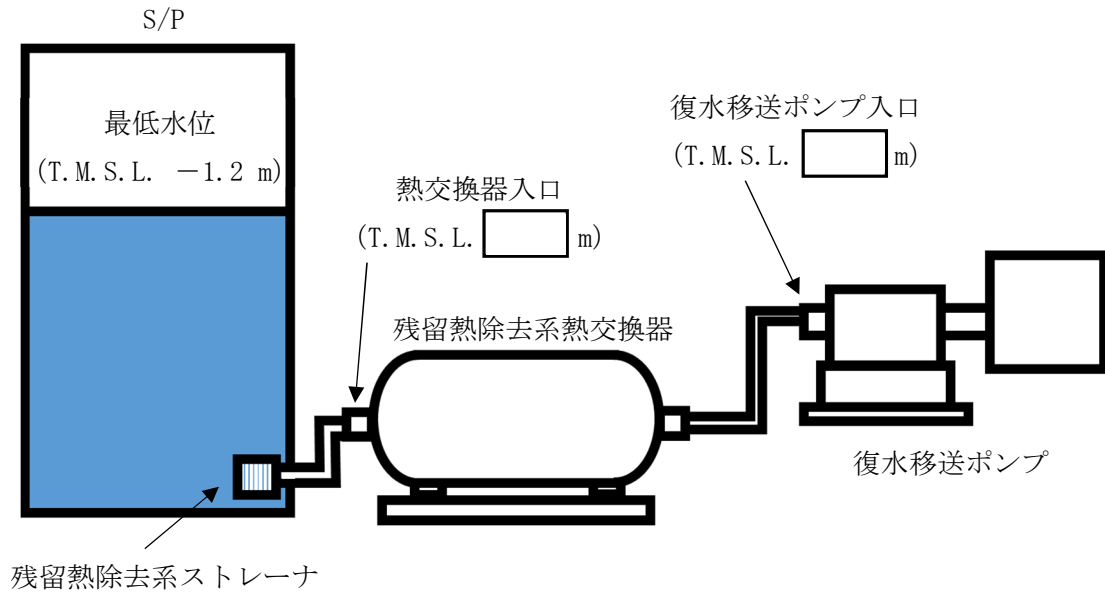


図1 復水移送ポンプの吸込側配管 概要図

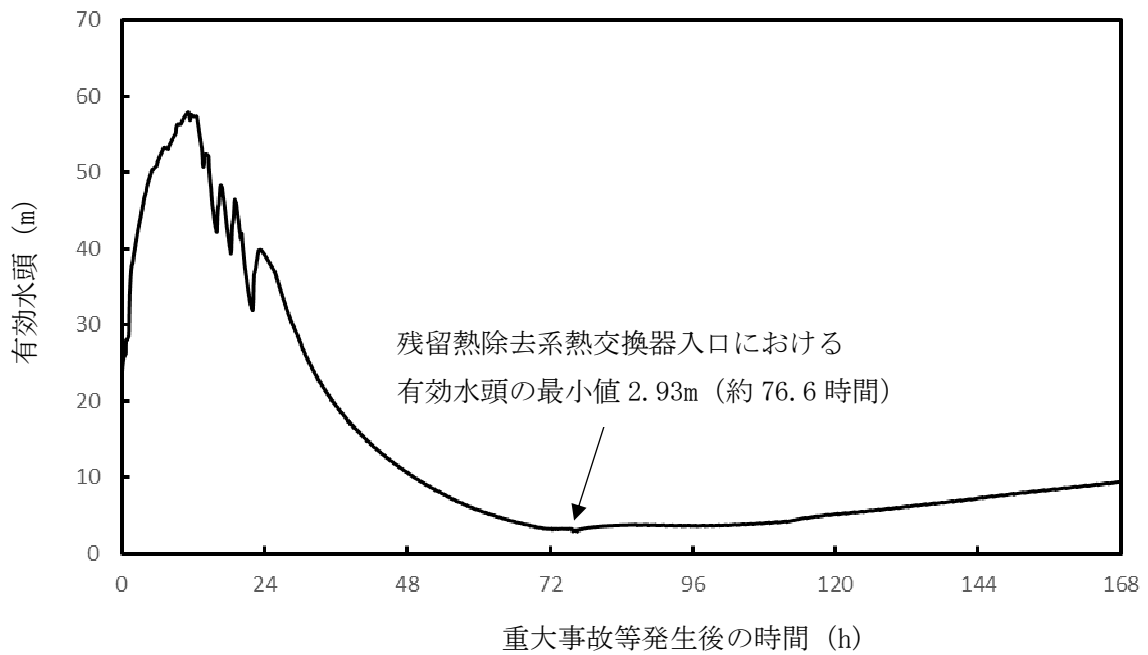


図2 残留熱除去系熱交換器入口配管内における有効水頭の推移
(雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損)
(代替循環冷却系を使用する場合))

表1 残留熱除去系熱交換器入口における有効水頭算定結果
 (雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損)
 (代替循環冷却系を使用する場合))

(単位：m)

	重大事故等時
H_a ：吸込み液面に作用する絶対圧力	解析時刻歴に基づき算出
H_s ：吸込揚程	
H_1 ：熱交換器入口配管圧損	
H_2 ：異物付着なしの状態におけるストレーナ圧損	
H_3 ：異物付着による圧損上昇	
h_s ：熱交換器入口における飽和蒸気圧水頭	解析時刻歴に基づき算出
有効水頭 ($H_a + H_s - H_1 - H_2 - H_3 - h_s$) の最小値	2.93

表2 残留熱除去系熱交換器入口における有効水頭の評価詳細 (1/2)

記載内容		根拠
項目	値 (m)	
H _a : 吸込み液面に作用する絶対圧力	解析時刻歴に基づく	S/P 水面に作用する圧力として、設置変更許可申請書 添付書類十の重大事故等対策の有効性評価解析におけるサプレッションチェンバ圧力（ゲージ圧力）の時刻歴に基づく絶対圧力を設定する。
H _s : 吸込揚程		<p>静水頭は、以下の差分 <input type="text"/> m としている。</p> <ul style="list-style-type: none"> ●水源の T. M. S. L. : -1.2m (S/P の最低水位) <p>水源の T. M. S. L. としてはプラント運転時の S/P の最低水位とした。</p> <ul style="list-style-type: none"> ●残留熱除去系熱交換器入口配管の T. M. S. L. : <input type="text"/> m
H ₁ : 配管圧損		<p>S/P から残留熱除去系熱交換器入口までの配管及び弁類圧損は、復水移送ポンプが以下の流量*1で運転することを想定する。</p> <p>この場合、S/P から復水移送ポンプまでの配管及び弁類圧損の合計値は、<input type="text"/> m となる。</p> <ul style="list-style-type: none"> ●復水移送ポンプ : <input type="text"/> m³/h × 2 台 <p>残留熱除去系熱交換器入口までの圧力損失水頭は、圧損合計値より <input type="text"/> m に設定する。</p> <p>注記*1 : S/P から残留熱除去系熱交換器入口までの吸込配管は、残留熱除去系ポンプと共用する部分があるが、同時使用しない運用であるため、残留熱除去系ポンプの運転流量を圧損計算上で考慮する必要はない。</p>
H ₂ : 異物付着なしの状態におけるストレーナ圧損		<p>異物付着なしの状態におけるストレーナ圧損を、以下に示す。[算出条件 : 復水移送ポンプの評価流量(200m³/h) を使用]</p> <ul style="list-style-type: none"> ●ストレーナ本体部圧損 : <input type="text"/> m ●ティー部圧損 : <input type="text"/> m <p>合計 <input type="text"/> m を保守的に丸めて <input type="text"/> m とする。</p>

表2 残留熱除去系熱交換器入口における有効水頭の評価詳細 (2/2)

<p>H₃ : 異物付着による圧損上昇</p>		<p>異物付着による圧損上昇は、以下の数値を合計して求める。[算出条件：復水移送ポンプの評価流量（保守的に <input type="text"/> m³/h）を使用]</p> <ul style="list-style-type: none"> ●金属反射型保温材の付着による圧損上昇：<input type="text"/> m ●繊維質*²、粒子状の異物*² 及び化学影響生成異物による圧損上昇：<input type="text"/> m <p>合計値である <input type="text"/> m としている。</p> <p>注記*2：原子炉格納容器内の繊維質保温材はすべて撤去しているため考慮する必要はないが、NEDO-32721 式を適用するにあたり繊維質ゼロでは評価できないため、繊維質ゼロ相当（薄膜効果の発生開始 3mm の 1/10）として 0.3mm 相当の繊維質を考慮している。</p> <p>NEDO-32721 式における d 値は、ストレーナ圧損試験結果から下式にて求める。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・繊維質異物、粒子状異物及び化学影響生成異物付着による圧損 $d = \sqrt{\frac{\mu \cdot U \cdot t}{\rho \cdot g} \cdot \frac{K_h}{h}} = \text{ (ft)} \times 0.3048 \text{ (m/ft)} = \text{ (m)}$ <p>ここで、</p> <p>h = <input type="text"/> (ft), $\mu / \rho =$ <input type="text"/> (ft²/s) (試験水温 <input type="text"/> °C), U = <input type="text"/> (ft/s), t = <input type="text"/> (ft), g = 32.2 (ft/s²), K_h = <input type="text"/></p> <p>ここで算出された d 値に基づき、重大事故等時の環境を想定した圧損評価を実施している。</p> $h = \frac{\mu \cdot U \cdot t}{\rho \cdot g \cdot d^2} \cdot K_h = \text{ (m)}$ <p>ここで、</p> <p>d = <input type="text"/> (m), $\mu =$ <input type="text"/> (Pa·s) (評価水温 <input type="text"/> °C), U = <input type="text"/> (m/s), t = <input type="text"/> (m), $\rho =$ <input type="text"/> (kg/m³) (評価水温 <input type="text"/> °C)</p> <p>g = 9.80665 (m/s²), K_h = <input type="text"/></p>
<p>h_s : 熱交換器入口における飽和蒸気圧水頭</p>	<p>解析時刻歴に基づく</p>	<p>設置変更許可申請書 添付書類十の重大事故等対策の有効性評価解析における S/P 水温度の時刻歴に基づく飽和蒸気圧水頭を設定する。</p>
<p>有効水頭 (H_a + H_s - H₁ - H₂ - H₃ - h_s)</p>	<p>解析時刻歴に基づく</p>	<p>有効水頭は、以下の計算式により算出している。 有効水頭 = H_a + H_s - H₁ - H₂ - H₃ - h_s</p>

ドライウェル上鏡部の温度分布形成による局所的な影響について

1. はじめに

ドライウェル主フランジの重大事故等時における開口量評価については、全体を一様に 200℃、2Pd 条件として評価を行っている。

ここでは、重大事故等時にドライウェル上鏡部に局所的な温度分布が形成される可能性について検討し、また、仮に局所的な温度分布が形成された場合のドライウェル主フランジのシール機能に及ぼす影響について確認した結果を示す。

2. 重大事故等時の温度分布状況について

ドライウェル上鏡部の重大事故等時の温度分布状況については以下が考えられる。

- ・ 原子炉格納容器は金属製であり熱伝導が生じるため、ドライウェル上鏡部も含めた原子炉格納容器内で重大事故等時に極端な温度分布が形成されることはないと考えられる。
- ・ 原子炉圧力容器（以下「RPV」という。）ヘッド部には図 1 に示すとおり保温材が設置されていることから、ドライウェル上鏡部に極端な温度分布が形成されることないと考えられる。
- ・ 原子炉格納容器内では気相部が成層化する可能性も考えられるが、一方で、中心部に設置されている RPV が熱源、原子炉格納容器壁面が除熱源となって対流が生じることが想定されるため、極端な温度分布は形成されにくいと考えられる。

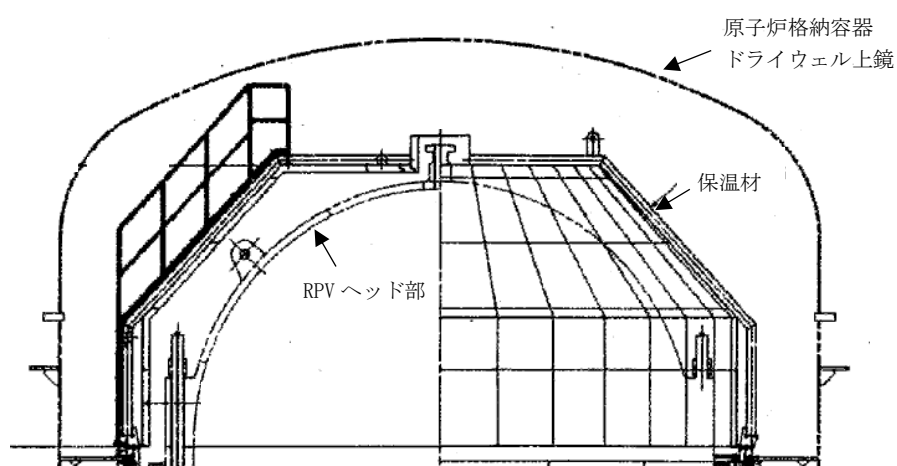


図 1 RPV ヘッド部の保温材概要図

3. 開口量評価への影響確認

上記2. に示したとおり，ドライウエル上鏡部に極端な温度分布が形成されることはないと考えられるが，仮想的な温度分布を考慮した条件でのドライウエル主フランジの開口量評価を実施し，開口量及びシール機能への影響有無について確認を行った。

(1) 評価条件

別添1で示したドライウエル主フランジの開口量評価の評価条件のうち，本評価で変更する条件を表1及び図2に示す。

重大事故等時は，原子炉建屋の水素爆発防止を目的として格納容器頂部注水系を運用する方針のため，原子炉格納容器外側の原子炉ウエルに，ドライウエル主フランジのフランジ面まで水張りする状況を想定する。このとき，注水した水の温度は，原子炉格納容器内温度が200℃の場合，熱伝導及び熱伝達により短時間で100℃まで上昇することが想定されるため，温度条件は，フランジ面より下側を100℃，フランジ面より上側を200℃の条件とした。

表1 開口量評価条件（変更点のみ抜粋）

項目	別添1の評価条件	本評価条件
ドライウエル上鏡部 温度	200℃	ドライウエル上鏡：200℃， ドライウエル主フランジ フランジ面：100℃
胴部温度	200℃	100℃
締結部材温度 (ボルト，ナット，ワッシャ)	200℃	フランジ面を境界として 上鏡側：200℃ 胴部側：100℃



図2 開口量評価条件（ドライウエル主フランジの解析モデル）

なお、格納容器頂部注水系の注水口については、系統概要図を図3に、注水口の設置位置を図4に示すとおり、ドライウエル上鏡の頂部には直接水がかからない位置に設置している。

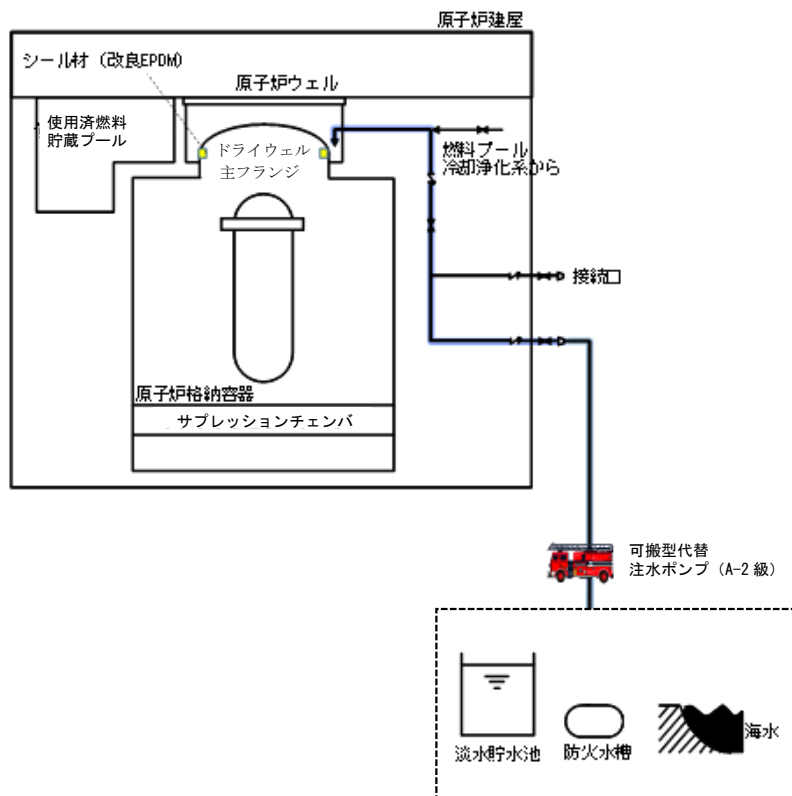


図3 格納容器頂部注水系の系統概要図

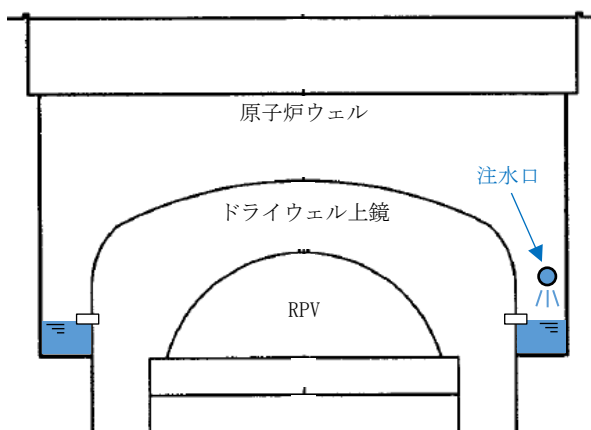


図4 格納容器頂部注水系注水口の設置位置

(2) 評価結果

別添 1 の評価結果，本評価結果の比較を表 2 に示す。また，別添 1 の評価結果を図 5 に，本評価結果を図 6 に示す。

表 2 開口量評価結果の比較

項目	別添 1 の評価結果	本評価結果
内側ガスケット 開口量 (2Pd 時)	1.11 mm	1.06 mm
外側ガスケット 開口量 (2Pd 時)	0.87 mm	0.82 mm



図 5 ドライウェル主フランジの開口量評価結果 (別添 1 の評価結果)

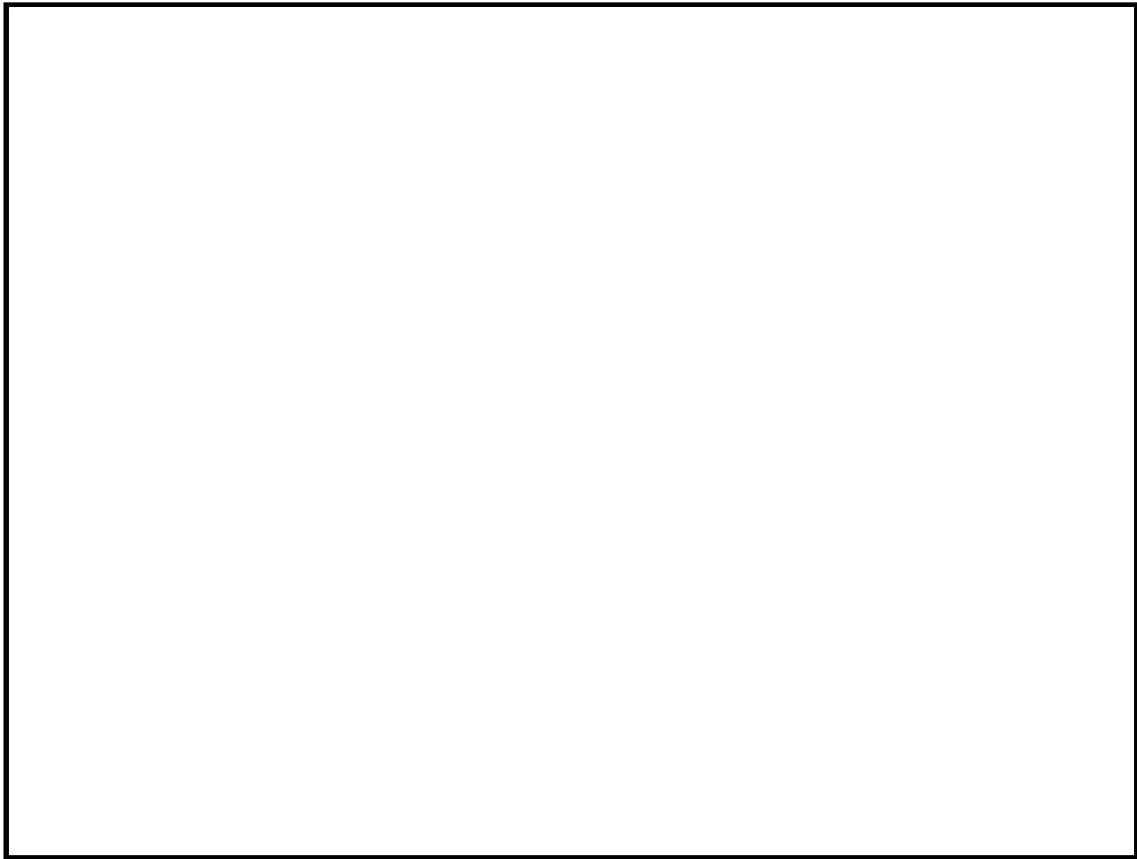


図6 ドライウェル主フランジの開口量評価結果（温度分布を考慮する場合）

表2のとおり、別添1の評価結果（一様200℃条件での評価結果）に比べて、温度分布を考慮した本評価結果の方が、開口量が小さい値となった。

これは、ドライウェル主フランジの下側が低温で熱膨張量が小さく、上側が高温で熱膨張量が大きくなり、ボルト締結部を支点としてフランジが閉じる方向に作用するため、開口量が小さい値になったものと推定される。

以上より、温度分布を考慮した場合においても開口量及びシール機能への影響はないことを確認した。

3. まとめ

重大事故等時にドライウェル上鏡部に局所的な温度分布が形成されることはないと考えられるが、仮に局所的な温度分布が形成されることを想定した条件においてドライウェル主フランジの開口量評価を実施した結果、別添1で説明している一様200℃条件での開口量に比べて小さい開口量となった。

以上より、温度分布を考慮した場合においても開口量及びシール機能への影響はないことを確認した。

原子炉格納施設的设计条件に関する説明書に係る補足説明資料

(コリウムシールド的设计)

目 次

1. 概要

- 別紙1. デブリの凝固停止評価におけるFlemingsモデルの適用性及びその他のモデルによる評価について
- 別紙2. 溶融炉心がコリウムシールドを超えた場合の影響について
- 別紙3. コリウムシールドに鋼構造設計規準を適用することの妥当性について
- 別紙4. コリウムシールド材料の選定に係る試験について
- 別紙5. コリウムシールドに使用する耐熱材の管理について

1. 概要

本資料は、「原子炉格納施設的设计条件に係る説明書」（以下、「説明書」という。）の「4.3.5 重大事故等における原子炉格納容器下部の溶融炉心冷却機能」に示すコリウムシールドの設計に関して詳細を示すものである。

デブリの凝固停止評価における Flemings モデルの適用性及び
その他のモデルによる評価について

1. Flemings モデルの適用性

Fleming らは、図 1 のような試験装置を用いて溶融合金 (Al 95.5%—Cu 4.5%) を耐熱ガラス管内に吸引した試験により溶融物の流動距離等の挙動を確認し、その結果を基に Flemings モデルを用いて流動限界固相率を推定しており、最大で 0.35 程度という結果を得ている。^[1]

一方、渋谷らは、図 2 のような試験装置により Al 95.5%—Cu 4.5% 合金の流動性を確認し、固相率が 0.45 付近から粘性が急激に増加する結果となっており^[2]、両者を比較すると Al—Cu 合金が流動性を失う固相率の評価結果は 0.1 程度の差異がある。

しかし、今回の溶融炉心の流動距離評価においては、溶融炉心先端が完全に凝固するまで流動が続くものと保守的に仮定し、流動限界固相率を 1.0 と設定していることから、上記の要因により流動距離が過小評価されることはないと考えられる。

溶融物の凝固までの流動距離に対して支配的な要素は、溶融物からの必要除熱量、除熱速度及び溶融物の流動速度であり、Flemings モデルでは、流路断面積 A 及び流路周長 S により必要除熱量や除熱速度が表現されている。したがって、これらのパラメータを適切に変更することにより、スリット状の流路形状についても評価に反映可能である。

また、流路の材質（表面粗さ）についてはモデル上考慮されていないが、一般にステンレス鋼（柏崎刈羽原子力発電所第 7 号機の排水スリット条件）はガラス材（Fleming らの試験条件）より表面粗さが大きく、内部流体の乱れが促進され熱伝達率が大きくなるため、Fleming らの試験条件よりも溶融物の流動距離は短くなる傾向と考えられる。

以上より、Fleming らの試験条件と実機条件の差を考慮しても、Flemings モデルは適用可能と考えられる。

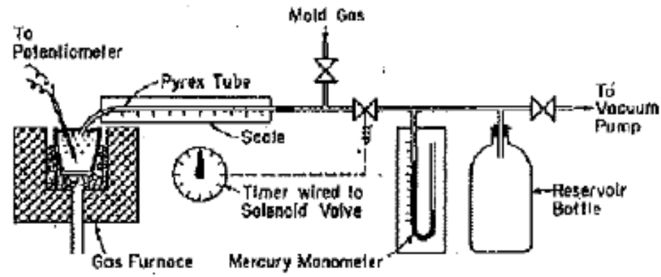


図7 流動性確認試験の試験装置

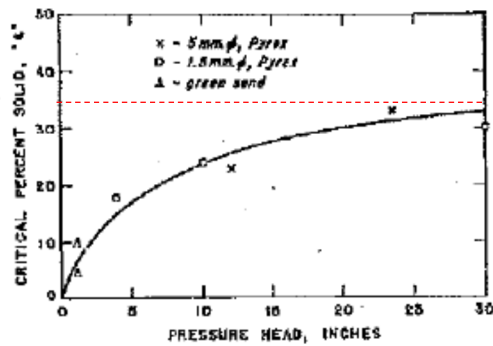


図1 FlemingらによるAl-Cu合金の流動性確認試験装置及び試験結果

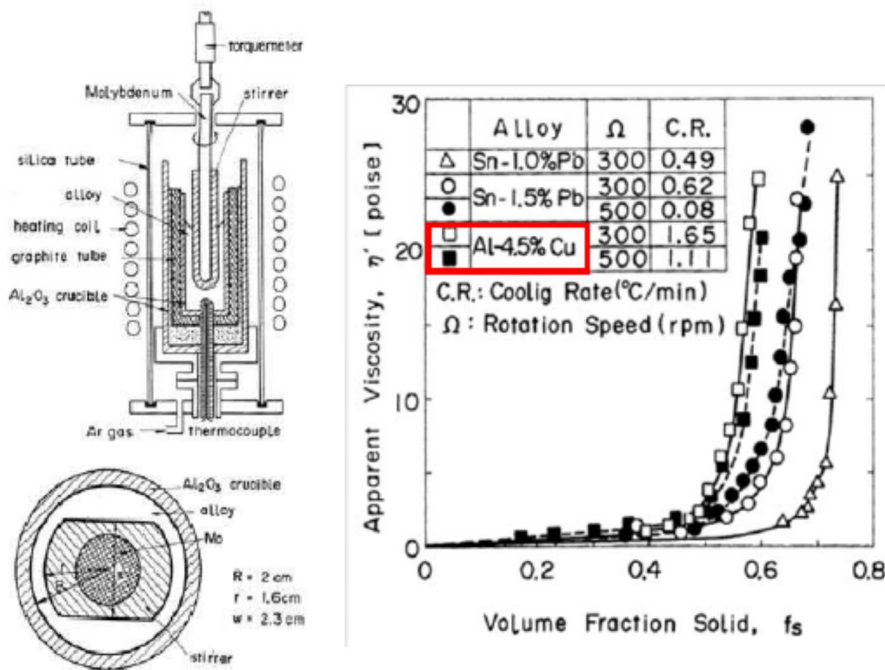


図2 渋谷らによるAl-Cu合金の流動性確認試験装置及び試験結果

2. その他の凝固モデルによる評価

純金属の流路内での凝固挙動を対象とした流動距離評価モデルとして、US-ABWR DCD モデルや、Epstein のモデルがある。

溶融炉心は液相線温度と固相線温度に差があり、合金の凝固挙動を示すものと考えられるが、これらの純金属モデルを用いた場合にも、流動距離の評価結果は表 1 のとおりであり、横スリットの長さ (m) の範囲内で凝固することを確認した。

なお、US-ABWR DCD モデルでは、評価条件として溶融炉心の流速ではなく原子炉圧力容器 (以下「RPV」という。) からの落下率がパラメータとなっており、MAAP 計算結果の最大値を包絡する値として 10000kg/s を使用している。その他の評価条件としては、Flemings モデルによる評価と同様の条件を用いている。

表 1 純金属モデルによる評価結果

評価モデル	評価結果 (流動距離)	備考
US-ABWR DCD モデル	0.22m	溶融炉心流速の代わりに RPV からの溶融炉心の落下率として 10000kg/s を使用。その他は Flemings モデルによる評価条件と同様。
Epstein モデル	0.21m	Flemings モデルによる評価と同様の評価条件を使用。

(1) US-ABWR DCD モデルの概要

US-ABWR DCD (以下「DCD」という。) モデルは、原子炉格納容器下部の HCW サンプル周囲に設置されるコリウムシールドにおいて、ドレン水が通るためのスリット流路を対象とした溶融炉心の凝固評価モデルである。

本モデルは純金属の凝固挙動を想定し、流路の入口付近において周辺の構造材への熱伝導によりクラストが成長し流路が閉塞するものとしている。DCD モデルの評価式を以下に示す。

$$L_{freeze} = \bar{v}(t_{freeze})t_{freeze} \dots \dots \dots (2.1)$$

ここで、

$$t_{freeze} = \left[\frac{H_0 \rho_{cm} (h_{lh} + c_p \Delta T) \sqrt{\pi \alpha_w}}{4k_w (T_s - T_i)} \right]^2 \dots \dots \dots (2.2)$$

$$\bar{v} = \frac{\frac{2}{3} a_0 \sqrt{t} - \frac{a_0 b' a_0 t}{H_0}}{1 + \frac{4b' a_0 \sqrt{t}}{3H_0}} \dots \dots \dots (2.3)$$

$$a_0 = \sqrt{\frac{2g\dot{m}_{ves}}{\rho_{cm} A_{ld}}} \quad , \quad b'_0 = \frac{2k_w (T_s - T_i)}{\rho_{cm} (h_{lh} + c_p \Delta T) \sqrt{\pi \alpha_w}} \dots \dots \dots (2.4)$$

であり、各パラメータは以下のとおりである。

L_{freeze} : 流動距離 (m), $\bar{v}(t)$: 溶融炉心の流路内平均流速 (m/s),
 t_{freeze} : 凝固完了時間 (s), H_0 : スリット高さ (m),
 ρ_{cm} : 溶融炉心密度 (kg/ m³), h_{lh} : 溶融炉心溶融潜熱 (J/kg),
 c_p : 溶融炉心比熱 (J/kg K), ΔT : 溶融炉心過熱度 (K),
 α_w : 構造材熱拡散率 (m²/s), k_w : 構造材熱伝導率 (W/m K),
 T_s : 接触面温度 (K), T_i : 構造材初期温度 (K), g : 重力加速度 (m/s²),
 \dot{m}_{ves} : RPV からの溶融炉心落下率 (kg/s),
 A_{ld} : 下部ドライウェル床面積 (m²)

DCD^[3]においては、過去に実施された関連試験に係る文献を参照し、それらの試験結果より DCD モデルによる評価の適用性を確認している。

(2) Epstein モデルの概要

Epstein^[4]モデルは、MAAP コードの RPV 下部プレナム貫通部閉塞計算に使用されているモデルであり、DCD モデルと同様に流路の入口付近からの閉塞が想定されている。

Epstein モデルの評価式を以下に示す。溶融炉心の総流動距離は式 (2.5) と (2.6) の和で求められる。

- ・溶融炉心が過熱度を有する領域での流動距離

$$X^* = \frac{D}{2f} \ln \left(\frac{T_0 - T_{mp}}{T^* - T_{mp}} \right) \dots \dots \dots (2.5)$$

- ・溶融炉心の過熱度がない領域での流動距離

$$X_s = 0.155 R_e^{8/11} D \left[\frac{Pr}{B} \right]^{7/11} \dots \dots \dots (2.6)$$

ここで、

$$B = \left[1 + \frac{2c_p(T_{mp} - T_w)}{\lambda} \right]^{1/2} \dots \dots \dots (2.7)$$

であり、各パラメータは以下のとおりである。

X^* , X_s : 流動距離 (m), Re : レイノルズ数 (-), Pr : プラントル数 (-),
 D : 水力等価直径 (m), λ : 溶融炉心溶融潜熱 (J/kg),
 c_p : 溶融炉心比熱 (J/kg K), T_0 : 溶融炉心初期温度 (K),
 T_{mp} : 溶融炉心融点 (K), T_w : 構造材初期温度 (K),
 T^* : 溶融炉心凝固開始温度 (推定値) (K), f : 摩擦係数 (-)

なお、 $T^* - T_{mp}$ は EPRI レポートを基に 10K とする。

EPRI^[5]は、図3に示すRPV下部プレナムの核計装管を模擬した試験体に熔融アルミナを流入させる試験を行い、Epsteinモデルによる流動距離評価結果との比較を実施している。その結果、試験結果に対してEpsteinモデルによる流動距離は同等又は大きめの評価結果となっている。

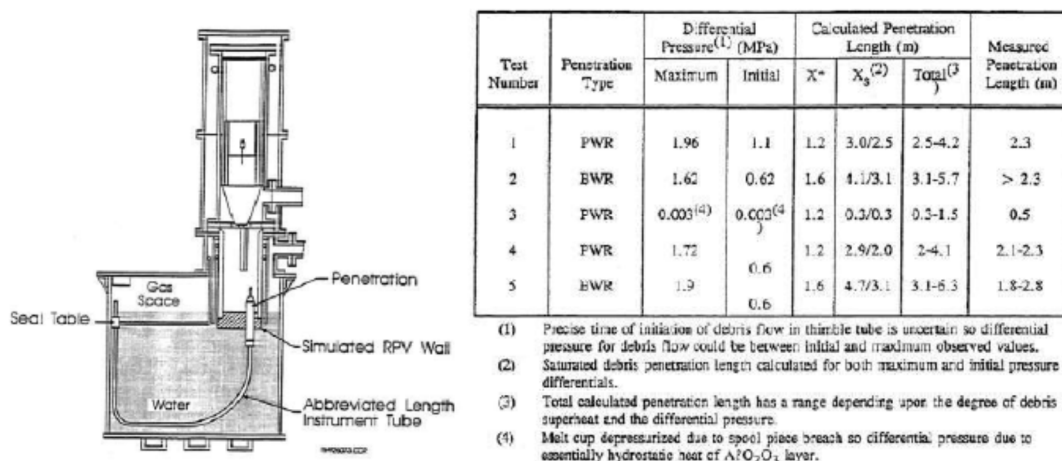


図3 EPRI 試験装置及び試験結果

参考文献

- [1] M.C.Fleming et al., "An Experimental and Quantitative Evaluation of the Fluidity of Aluminium Alloys", AEC Transactions, vol.69, 1961
- [2] 渋谷 他, 固相・液相共存下における鉄および非鉄合金のみかけの粘性の測定結果, 鉄と鋼, 第66年, 第10号, 1980
- [3] GE-Hitachi Nuclear Energy Americas LLC, ABWR Design Control Document, United States Nuclear Regulatory Commission, 2010
- [4] M.Epstein et al., Freezing-Controlled Penetration of a Saturated Liquid Into a Cold Tube, Journal of Heat Transfer, Vol.99, 1977
- [5] EPRI, Experiments to Address Lower Plenum Response Under Severe Accident Conditions, Volume1, EPRI report TR-103389, 1994

溶融炉心がコリウムシールドを越えた場合の影響について

コリウムシールドは、落下してきた溶融炉心が高電導度廃液サンプル（HCW サンプル）及び低電導度廃液サンプル（LCW サンプル）（以下「ドライウェルサンプル」という。）内へ流入することを防止するために設置するが、溶融炉心に対し、ポロシティを考慮した場合、溶融炉心の一部がドライウェルサンプル内に流入する可能性があるため、ドライウェルサンプル床面及びドライウェルサンプル壁面の侵食量を評価した。

1. 溶融炉心の一部がコリウムシールドを越えて、サンプルに流入する場合の影響

原子炉格納容器下部に落下した溶融炉心はコリウムシールドによって堰き止められ、あるいはファンネルの途中で凝固することにより、多量にサンプルに流入することはない。細粒化された溶融炉心が水中に浮遊することにより、わずかな量がコリウムシールドの内側に移行する可能性があるが、細粒化された溶融炉心は周囲の水によって十分に冷却されていると考えられることから、仮にわずかな量の細粒化された溶融炉心がサンプルに移行しても、サンプル床面を有意に侵食するものではない。

ただし、溶融炉心に対し、ポロシティを見込んだ場合、溶融炉心の一部がコリウムシールドを越えて、サンプルに流入することも想定し、以下のように侵食量を評価した。

1.1 評価体系

MAAPコードでは、サンプルのような直方体の形状を模擬できないため、床面積をサンプルの床面積に合わせた円柱で模擬した。

1.2 評価条件

・ポロシティ評価範囲

MAAPコードにおける不確かさの範囲と同様に、ポロシティを0.26（面心立方格子、最稠密）、0.32（体心立方格子）、0.4（MAAP標準値）、0.48（単純立方格子）の範囲を想定する。ポロシティについては、概ね0.3以上と報告されているが、ポロシティに対する侵食量の感度を確認する観点から、ポロシティの最小値について、本評価では仮想的に0.26を設定した。

なお、粒子化割合の評価にはRicou-Spalding相関式を用い、エントレインメント係数はMAAP推奨値 とした。この評価結果をもとに、本評価における粒子化割合は63%とした。

- ・崩壊熱及び上面熱流束

事象発生から7時間後の崩壊熱，ポロシティ及び原子炉格納容器圧力への依存性を考慮した上面熱流束を用いた評価を行う。上面熱流束は，図1のLipinski0-Dモデルを用いたドライアウト熱流束をもとに表1のとおりに設定した。Lipinski0-Dモデルについては添付資料に詳細を示す。

- ・熔融炉心の堆積高さの設定

各ポロシティを用いた場合の下部ドライウエルでの熔融炉心の堆積高さ(コリウムシールドに囲まれた床面積を除いた場合)は表1のとおりとなる。(ポロシティ別のコリウムシールドの越流量のイメージを図2に示す。)

これを踏まえ，各ポロシティを用いた場合のサンプル内への熔融炉心の流入量を以下のとおりで考慮し，表1のとおりにサンプル内での熔融炉心の堆積高さを設定した。

(i) コリウムシールドの高さ以上に堆積し，コリウムシールドの内側に流入するものと見なす熔融炉心の量がサンプルの体積未満の場合

ポロシティが0.26のケースでは，コリウムシールドの高さ以上に堆積する熔融炉心の量がサンプル2つ分の容量未満であることから，二つのサンプルに均一に熔融炉心が流入すると想定し，堆積高さを約0.7mとした。

(ii) コリウムシールドの高さ以上に堆積し，コリウムシールドの内側に流入するものと見なす熔融炉心の量がサンプルの体積以上の場合

ポロシティが0.32，0.4及び0.48のケースでは，熔融炉心の流入量がサンプル2つ分の容量を大きく上回る。熔融炉心がコリウムシールドの内側のサンプル外の領域にも堆積するため，サンプル及びコリウムシールドの内側のサンプル外の領域に堆積した場合の堆積高さを用いてサンプル床面の侵食量評価を行った。

1.3 評価結果

表2に示すとおり，サンプル床面の侵食量は最大約0.05mであり，鋼製ライナの損傷には至らないことを確認した。また，サンプル壁面の侵食量は最大約0.05mであり，外側鋼板の損傷には至らないことを確認した。

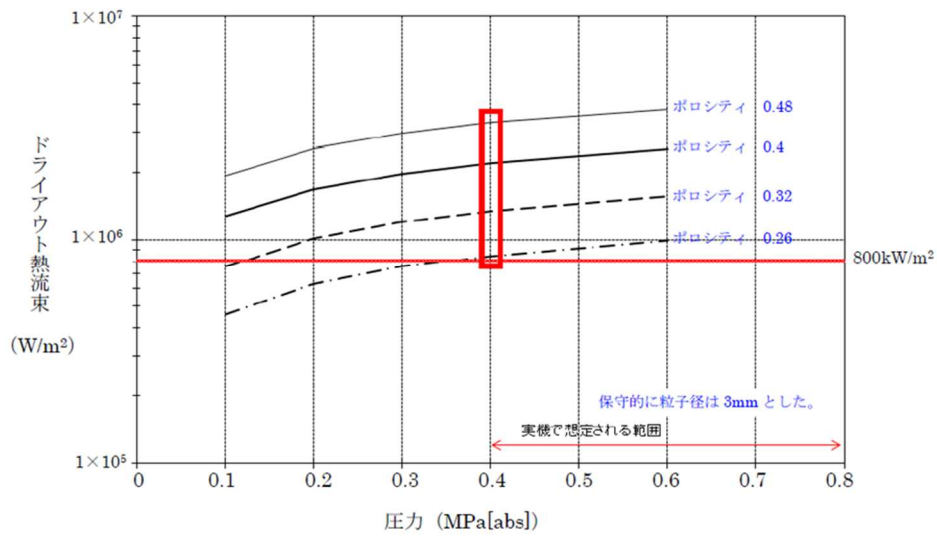


図1 Lipinski0-Dモデルを用いたドライアウト熱流束

表1 ポロシティへの依存性を考慮した場合の上面熱流束の設定と溶融炉心の堆積高さ

ポロシティ	0.26	0.32	0.40	0.48
上面熱流束(原子炉格納容器 圧力依存性を考慮) (kW/m ²)	図参照			
	800* ²	1300* ²	2200* ²	3300* ²
下部ドライウエル* ¹ での溶 融炉心の堆積高さ(m)	約 0.68	約 0.73	約 0.80	約 0.89
越流する溶融炉心の 体積(m ³)	約 2.6	約 5.8	約 11	約 18
サンプル床面からの 堆積高さ(m)	約 0.7	約 1.4	約 1.8	約 2.1

注記 *1: コリウムシールドに囲まれた床面積を除き, コリウムシールドの内側への流入を考慮しない場合の堆積高さ

*2: (参考) 原子炉格納容器圧力 0.4MPa[abs]における値

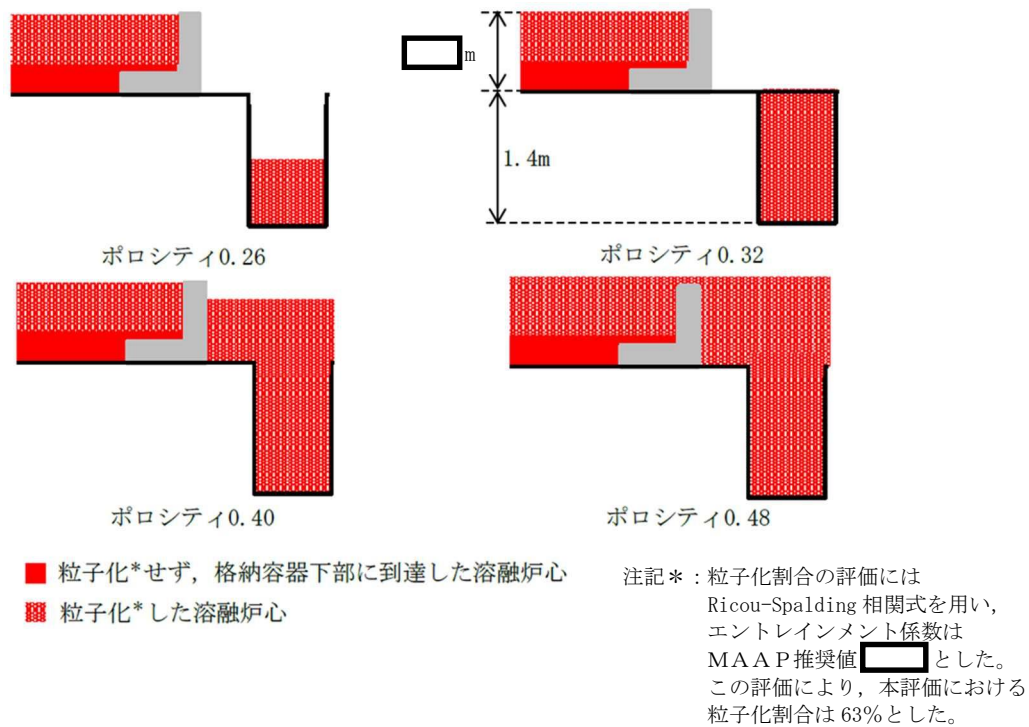


図2 ポロシティ別のコリウムシールド越流量のイメージ

表2 溶融炉心がサンプルに流入する場合の侵食量評価結果

ポロシティ	0.26	0.32	0.40	0.48
サンプル床面侵食量(m)	0.05	0.03	0.01	0
サンプル壁面侵食量(m)	0.05	0.03	0.01	0

2. 溶融物の落下量を保守的に考慮する場合の影響

原子炉格納容器下部に溶融炉心と共に落下し得る構造物については表3に整理しており、原子炉圧力容器内の構造物のみならず CRD 交換装置や原子炉圧力容器外の全ての CRD ハウジング等を考慮しても、落下した溶融物のポロシティが 0 の場合はコリウムシールドを越えない設計としている。

落下した溶融物の量を十分保守的に設定しているが、ポロシティを考慮した場合、溶融物の一部がサンプルの内側に流入すると想定される。このため、溶融物の落下量に対するサンプル床面の侵食量の感度を確認する観点から、以下のように侵食量を評価した。

2.1 評価体系

MAAPコードでは、サンプルのような直方体の形状を模擬できないため、床面積をサンプルの床面積に合わせた円柱で模擬した。

2.2 評価条件

本評価では落下した溶融物の量を保守的に設定するものとし、他のパラメータについて、評価結果に与える影響の大きなパラメータについてはノミナル条件に近いと考える値とした。評価条件の設定の考え方を表3に示す。

・ポロシティ評価範囲

文献値等において、ポロシティは現実的には0.3以上と報告されていることを踏まえ、0.32（体心立方格子の値）とした。なお、粒子化割合の評価にはRicou-Spalding 相関式を用い、エントレインメント係数はMAAP推奨値 とした。この評価結果をもとに、本評価における粒子化割合は63%とした。

・崩壊熱及び上面熱流束

事象発生から7時間後の崩壊熱、ポロシティ及び原子炉格納容器圧力への依存性を考慮した上面熱流束を用いた評価を行う。上面熱流束は、図1のLipinski 0-Dモデルを用いたドライアウト熱流束をもとに表3のとおりを設定した。

・溶融炉心の堆積高さの設定

表4に示すとおり、ポロシティ及び落下物量の想定から、溶融炉心がコリウムシールド内を埋め、更に原子炉格納容器下部全体に堆積する高さ（原子炉格納容器下部床面から約0.66m（サンプル床面から約2.06m））とした。

2.3 評価結果

表5に示すとおり、サンプル床面及びサンプル壁面の侵食量はそれぞれ約0.09mであり、鋼製ライナ及び外側鋼板が損傷する恐れはないことを確認した。

表 3 侵食量評価に影響する評価条件と設定の考え方，保守性の整理（溶融物の落下量を保守的に考慮する場合）

侵食量に影響する評価条件	設定値	考え方	保守性
溶融物の量	約 <input type="text"/> t	炉心及び炉心支持構造物，原子炉圧力容器内外の CRDハウジング，CRD 交換機が落下する想定。原子炉圧力容器外の構造物は溶融物とはせず，発熱密度を下げない扱いとしている。ポロシティが 0 の場合は落下物の高さはコリウムシールド高さと同じになる。	炉心及び炉心支持構造物のみならず，原子炉圧力容器外の CRDハウジング全てや CRD 交換機も落下する想定となることから，大きな保守性を有していると考ええる。
崩壊熱	事象発生から 7 時間後の値	原子炉への注水に期待しない場合，原子炉格納容器下部への溶融炉心落下に至る時刻が最も早いプラント損傷状態である LOCA の溶融炉心落下時刻を保守的に切り上げた値。	崩壊熱曲線自体に保守性があるものの，ベースケースと同じ落下時刻を設定値としており，ノミナル条件と考える。
初期水張り	2m	運用手順	ノミナル条件と考える。
エントレインメント係数	<input type="text"/>	解析コード MAAP 推奨値であり，「設置変更許可申請書添付書類十 7.2.5 溶融炉心・コンクリート相互作用」のベースケースに用いている値と同じ。(Ricou-Spalding 相関式を用いた評価により，粒子化割合は 63% と評価される。)	ノミナル条件と考える。
粒子化した溶融物のポロシティ	0.32	文献により，ポロシティは概ね 0.3 以上と報告されていることから，体心立方格子の値である 0.32 を設定。(図 3 にコリウムシールドの越流量のイメージを示す。)	下限値（現実的には厳しめの値）と考える*1。
上面熱流束（水への除熱量）	図 1 参照	原子炉格納容器圧力依存性を考慮し，ポロシティ 0.32 における熱流束を Lipinski0-D モデルを用いて評価	ノミナル条件と考える。

注記*1：ポロシティの値については，文献では概ね 0.3 以上と報告されており，0.4 を超える値も報告されている。本評価で想定している，一旦落下し堆積した溶融物の上部から粒子化した溶融物がコリウムシールドの堰を超えて流入する状況を考える場合，原子炉格納容器下部に堆積している溶融炉心には上下に密度差が生じており，その上部の粒子化した溶融炉心のポロシティは溶融物全体の中では大きな値をとると考えると，サンプルに流入した溶融物のポロシティは文献値よりも大きな値になる可能性が考えられる。

*2：粒子化割合の評価には Ricou-Spalding 相関式を用い，エントレインメント係数は MAAP 推奨値 とした。この評価により，本評価における粒子化割合は 63% とした。

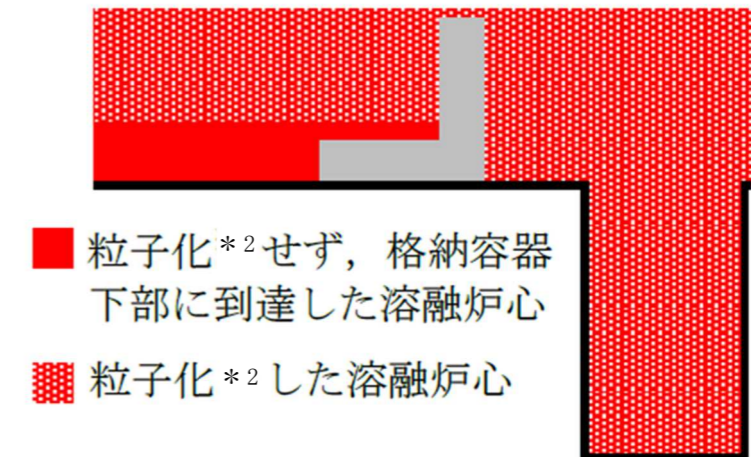


図 3: コリウムシールド越流量のイメージ

表 4 溶融炉心の堆積高さ（溶融物の落下量を保守的に考慮する場合）

サンプル床面からの堆積高さ (m)	約 2.06
-------------------	--------

表 5 溶融物の落下量を保守的に考慮する場合の侵食量結果*

サンプル床面床面侵食量 (m)	約 0.09
サンプル床面壁面侵食量 (m)	約 0.09

注記*：本評価結果は各種感度解析の中でサンプルの侵食量が最も大きく，サンプル床面侵食部下端からライナまでの距離は 0.11m である。侵食には至らないが，溶融炉心からの熱がライナに伝わることによる影響を確認したところ，ライナの到達温度は 500℃未満であり，融点約 1530℃に対して低い値であることから溶融には至らず，上下両側からコンクリートによって固定されている構造であることから，熱膨張の観点でも影響はないものと考えられる。

3. 溶融炉心落下位置が原子炉圧力容器底部中心から径方向に偏る場合の影響

溶融炉心が原子炉圧力容器底部のどの位置から落下するかについては不確かさがあるが，基本的には原子炉圧力容器底部の中心及びその近傍に配置されており，原子炉圧力容器底部を貫通する構造部材である CRDハウジングからの落下を想定している。原子炉圧力容器破損後に原子炉格納容器下部に落下する溶融炉心が，原子炉格納容器下部のサンプルに流入することを防止する目的でコリウムシールドを設置しているが，その堰の設置位置は図4に示すとおり，CRDハウジングの最外周の位置よりも原子炉格納容器下部の壁面寄りとしており，CRDハウジングの最外周を溶融炉心の落下位置として想定しても，原子炉格納容器下部に落下した溶融炉心はコリウムシールドによって堰き止められる。

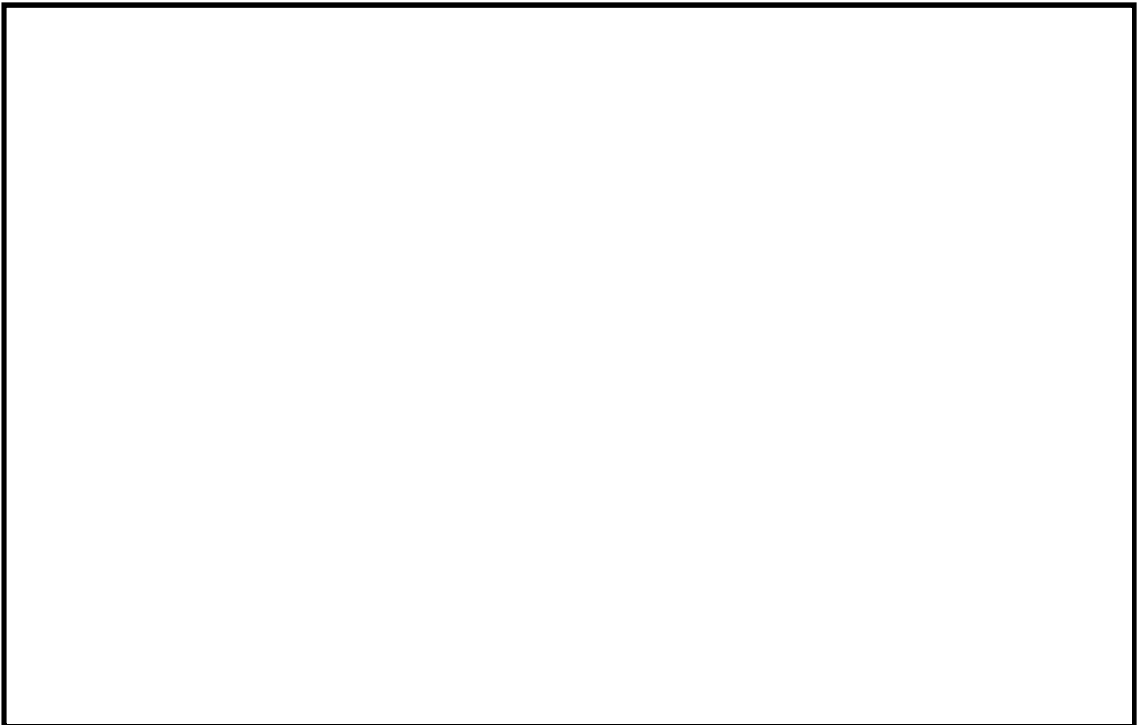
溶融炉心の拡がりについては「設置変更許可申請書 追補 2. III 重大事故対策の有効性評価に係るシビアアクシデント解析コードについて 第 5 部 M A A P 説明資料添付 3 溶融炉心とコンクリートの相互作用について 付録 4 溶融物の拡がり実験」において参照した知見から，原子炉格納容器下部に落下した溶融炉心は数分程度で原子炉格納容器下部に拡がること，また，ANLの実験では，デブリベッドが均一化することに要した時間が 2~3分程度であったことを踏まえると，原子炉格納容器下部に落下した溶融炉心は短時間で原子炉格納容器下部に均一に拡がるものと考えられる。

しかしながら、熔融炉心の落下位置がコリウムシールド近傍に偏るとした場合、堆積高さはコリウムシールド近傍に偏って高く分布することとなるため、熔融炉心が原子炉格納容器下部に拡がる前にコリウムシールドを越えてサンプに流入する可能性が考えられる。

このような熔融炉心の堆積偏心を想定した場合、堆積物の形状には不確かさが生じることから、評価モデルを特定することが困難となる。このため、堆積物の形状の不確かさに対しては、多くの熔融炉心がコリウムシールドの内側に流入する場合を考慮し、ポロシティを保守的な0.48（表1に示す条件のうち最大値）に設定することで堆積高さが高くなる評価で代表させることとする。なお、本評価においては、コリウムシールドの内外が同じ堆積高さとなる想定としている。

ここで、原子炉圧力容器底部から原子炉格納容器下部の水中に落下した熔融炉心の一部は細粒化され低密度となり、落下した熔融炉心中の上部に集まるものと考えられる。このため、コリウムシールドを越えてサンプに流入する熔融炉心は、細粒化によって密度が低く総表面積が比較的大きな状態になっているものと考えられる。この状態においては水による高い除熱量が期待でき、表2に示すとおり、ポロシティを0.48に設定した場合の評価でも床面及び壁面の侵食量が0mとなる結果を得ている。以上のことから、堆積物の形状の不確かさを包絡する条件においても、サンプ侵食による原子炉格納容器バウンダリ機能の喪失には至らない。

(a)
側
面
図



(b) 上面図

図 4 CRDハウジング最外周とコリウムシールドの位置関係

4. まとめ

ポロシティを考慮した場合，溶融炉心の一部がドライウェルサンプ内に流入することが考えられるが，ドライウェルサンプ床面及びドライウェルサンプ壁面の侵食量はわずかであり，原子炉格納容器の支持機能に影響しないことを確認した。

(添付資料)

Lipinski 0-D モデルについて

(日本機械学会編「沸騰熱伝達と冷却」より抜粋)

c. Lipinskiの0-Dモデル⁽¹¹⁾

Lipinskiは多孔質の対向二相流の気液各相で、層流及び乱流に適用できる運動量の式を、連続の式、エネルギーの式と共に連立して解いた。

連続の式

$$\rho_v U_v = \rho_l U_l \quad \dots(8.14)$$

運動量の式 (気相)

$$\rho_v U_v^2 / \eta \eta_v + \mu_v U_v / \kappa \kappa_v + \rho_v g = \Delta P_v / H_b \quad \dots(8.15)$$

運動量の式 (液相)

$$-\rho_l U_l^2 / \eta \eta_l - \mu_l U_l / \kappa \kappa_l + \rho_l g = \Delta P_l / H_b \quad \dots(8.16)$$

エネルギー式

$$\rho_v U_v \Delta h_{v} = \dot{Q} H_b \quad \dots(8.17)$$

圧力の釣合⁽¹⁵⁾⁽¹⁶⁾

$$\Delta P_v - \Delta P_l = \sigma(\epsilon/5\kappa)^{1/2} \quad \dots(8.18)$$

ここで、

U : 見掛け流速

κ : 層流での浸透率

η : 乱流での浸透率

$\kappa_v, \kappa_l, \eta_v, \eta_l$: 各々層流及び乱流での気液の比浸透率 (無次元)

でデブリベッド内の平均液体存在割合 s の関数で、以下のように表わしている⁽¹⁵⁾。

$$\kappa = (d^2/180)\epsilon^3/(1-\epsilon)^2$$

$$\eta = (d/1.75)\epsilon^3/(1-\epsilon)$$

$$\kappa_v = 1 - 1.11s, \quad \kappa_l = s^3$$

$$\eta_v = (1-s)^3, \quad \eta_l = s^3$$

上述の関係を用いると、式(8.14)~式(8.18)からデブリベッド上面での熱流束 q ($=\dot{Q}H_b$) は下式で与えられる。

$$q = \rho_v \Delta h_{v} u_l \left\{ \left[1 + (u_2/u_1)^2 \right]^{1/2} - 1 \right\} \quad \dots(8.19)$$

$$u_1 = \frac{90(1-\epsilon)}{1.75d} \left\{ \frac{\mu_v}{\rho_v(1-1.11s)} + \frac{\mu_l}{\rho_l s^3} \right\} /$$

$$\left\{ \frac{1}{\rho_v(1-s)^3} + \frac{1}{\rho_l s^3} \right\}$$

$$u_2 = \left[\frac{d\epsilon^3(\rho_l - \rho_g)g}{1.75(1-\epsilon)} \left\{ 1 + \frac{6\sigma(1-\epsilon)}{\epsilon d(\rho_l - \rho_g)gH_b} \right\} / \right. /$$

$$\left. \left\{ \frac{1}{\rho_v(1-s)^3} + \frac{1}{\rho_l s^3} \right\} \right]^{1/2}$$

ドライアウト熱流束は、式(8.19)が s ($0 \leq s \leq 1$) に関して極大値をとる条件として求まる。

※ポロシティ(空隙率)は変数 ϵ に該当する。

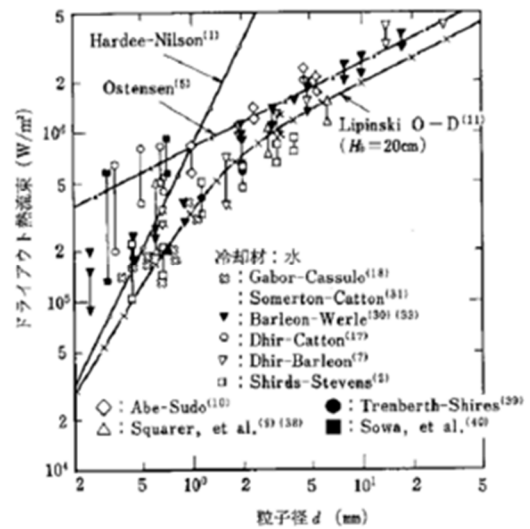


図8-6 冷却材が水の場合の理論式・半実験式と実験結果との比較

コリウムシールドに鋼構造設計規準を適用することの妥当性について

コリウムシールドは、設計・建設規格で定義されるクラス 1, 2, 3 及び MC 機器の支持構造物ではないため、設計・建設規格の適用範囲外となる。

また、コリウムシールドは、J E A G 4 6 0 1 に定義される耐震重要度分類に該当しないが、J E A G 4 6 0 1—1 9 8 7 の B, C クラス応力・強度評価の基本手順を示す図 6.1.8-5 に示されるように、支持構造物の適用基準として鋼構造設計規準が記載されていること、原子炉格納容器内に設置されている原子炉本体の基礎や下部ドライウェルアクセストンネルにも適用実績がある規格であることから、コリウムシールドの耐震評価の適用規格としては、鋼構造物に一般的に使用されている鋼構造設計規準（日本建築学会）を適用することとした。

鋼構造設計規準には許容値の温度依存が考慮されていないが、これは従前の適用実績においても同様の扱いである。

鋼構造設計規準には許容値の温度依存がないが、一次応力、二次応力の概念もなく、従前の適用実績においては、本来 1 回のみ的事象に対しては考慮する必要のない二次応力も一次応力と同じ許容値として取り扱っているため、温度荷重を受ける構造物にとって保守的な取り扱いを行う規準と言える。

表1 F値（オーステナイト系ステンレス鋼）算出方法の相違

	鋼構造設計規準	J E A G 4 6 0 1（支持構造物）
F 値	Min（ S_y （RT）， $0.7S_u$ （RT））	Min（ $1.35S_y$ ， $0.7S_u$ ， S_y （RT））

ここで， S_y （RT）：常温での降伏点（あるいは，設計・建設規格 付録材表図表 Part5 表 8 に定める材料の 40℃における値）

S_u （RT）：常温での引張強さ（あるいは，設計・建設規格 付録材表図表 Part5 表 9 に定める材料の 40℃における値）

S_y ：設計・建設規格 付録材表図表 Part5 表 8 に定める値（設計降伏点）

S_u ：設計・建設規格 付録材表図表 Part5 表 9 に定める値（設計引張強さ）

表2 鋼構造設計規準の許容応力度（一例）

状態	許容応力度			一次＋二次応力		
	引張	せん断	曲げ	引張	せん断	曲げ
長期	f_t	f_s	f_b	—	—	—
短期	$1.5f_t$	$1.5f_s$	$1.5f_b$	—	—	—

表3 J E A G 4 6 0 1 の許容応力（一例）

状態	一次応力			一次＋二次応力		
	引張	せん断	曲げ	引張	せん断	曲げ
I _A	f_t	f_s	f_b	$3f_t$	$3f_s$	$3f_b$
III _{AS}	$1.5f_t$	$1.5f_s$	$1.5f_b$	$3f_t$	$3f_s$	$3f_b$

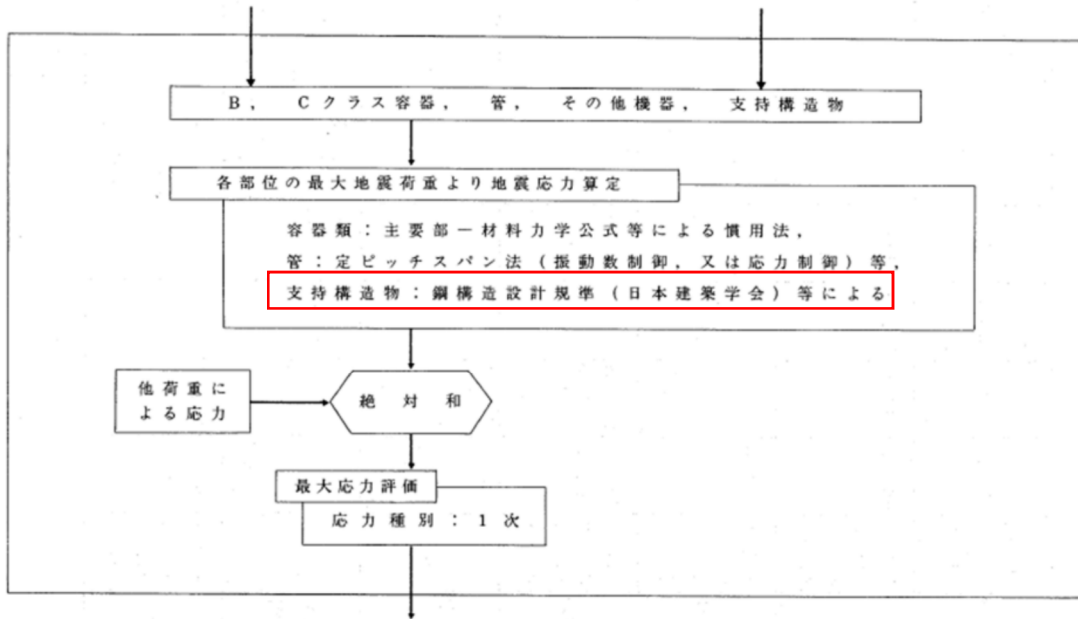


図6.1.8-5 基本手順の部分詳細 (B, Cクラス応力・強度評価ブロック)

(原子力発電所耐震設計技術指針 (JEG4601-1987))

(日本電気協会) より抜粋)

コリウムシールド材料の選定に係る試験について

原子炉の重大事故等において、放射性物質が環境へ放出することを防ぐため、溶融炉心による原子炉格納容器の侵食を抑制する静的デブリ冷却システムの開発に取り組んでいる。溶融炉心を受け止めて保持する役割を担う耐熱材は、高融点でかつ化学的安定性に優れていることが必要であることから、候補材としては、、、 ZrO_2 （ジルコニア）等が挙げられる。模擬溶融炉心と上記耐熱材との侵食データを取ることを目的として、侵食試験を実施した。

以下に溶融 Zr 及び模擬溶融炉心 (UO_2-ZrO_2-Zr) による耐熱材侵食試験の概要について示す。この結果より、コリウムシールド材料として ZrO_2 を選定した。

1. 溶融 Zr による耐熱材侵食試験

1.1 試験方法

耐熱材には 、、 ZrO_2 の多孔質材料を用いた。模擬溶融炉心の金属成分をるつぼに入れ、るつぼ上部に耐熱材試験片をセットする（図 1）。これらを電気炉で加熱し、 $2000^{\circ}C \sim 2200^{\circ}C$ の所定温度にして金属を溶かす。溶融した金属中に耐熱材試験片を上部から挿入し、5 分間保持する。その後、試験片を初期位置へ戻してから炉冷する。各種試験片について、冷却後に外観及び試験片の残存状態を確認した。なお、溶融炉心の主な構成材料として、BWR で使用される UO_2 、Zr、 ZrO_2 、Fe 等が想定されるが、試験においては、金属成分は $100mol\%Zr$ とした。

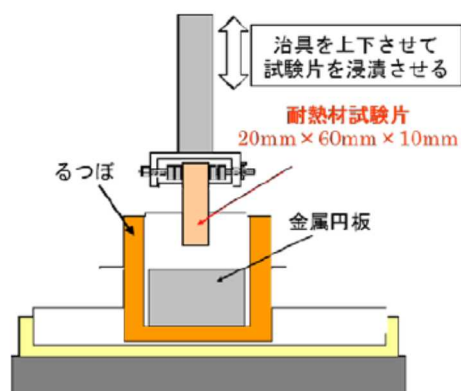


図 1 試験体系

1.2 試験結果

図 2 に金属組成が 100mol%Zr における試験後の耐熱材試験片の断面写真を示す。侵食量は > > ZrO₂ となり, ZrO₂, , の順に耐侵食性に優れていることが確認できた。



図 2 溶融 Zr による耐熱材侵食試験後の断面写真

2. 模擬溶融炉心による耐熱材侵食試験

2.1 試験方法

高融点材料にて製作したるつぼ内に円柱状に加工した ZrO₂ 耐熱材と模擬溶融炉心粒子を所定の重量分装荷した。模擬溶融炉心の組成は UO₂-ZrO₂-Zr : 30mol%-30mol%-40mol%とした。

図 3 に試験体系を示す。るつぼを試験装置の誘導コイル内に設置して、誘導加熱により加熱を行った。試験中の模擬溶融炉心の温度は、放射温度計により計測した。試験時の温度は、放射温度計や熱電対にて計測している模擬溶融炉心の温度が、目標温度範囲 (2000℃~2100℃) に入るように温度制御を行った。温度保持時間は 10 分とした。

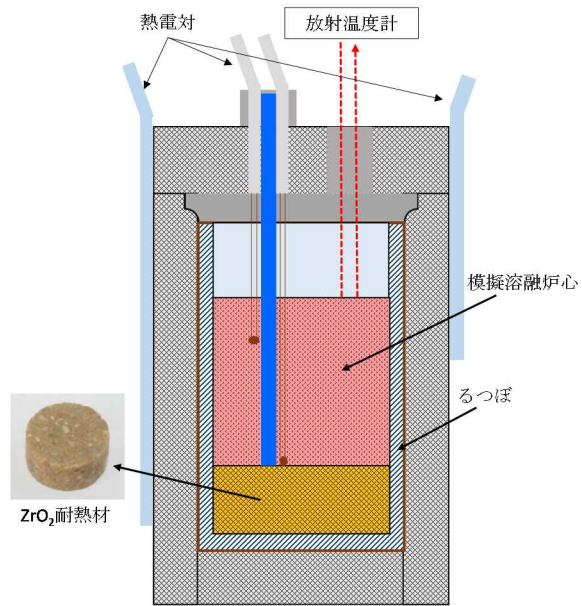


図 3 試験体系

2.2 試験結果

試験温度の推移を図 4 に示す。試験においては 2000°C～2050°C の範囲で、約 10 分程度温度が保持されていることを確認した。また、試験後のるつぼの断面写真を図 5 に示す。ZrO₂ 耐熱材の厚さが試験前から変わっていないことから、模擬熔融炉心による ZrO₂ 耐熱材の有意な侵食がないことが分かる。

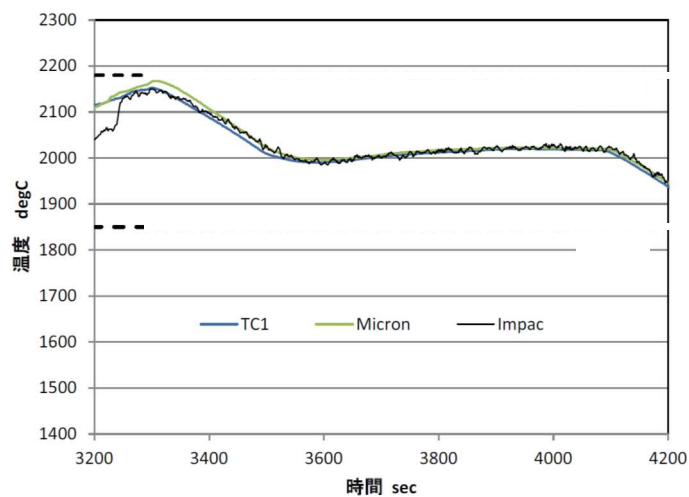


図 4 試験温度推移

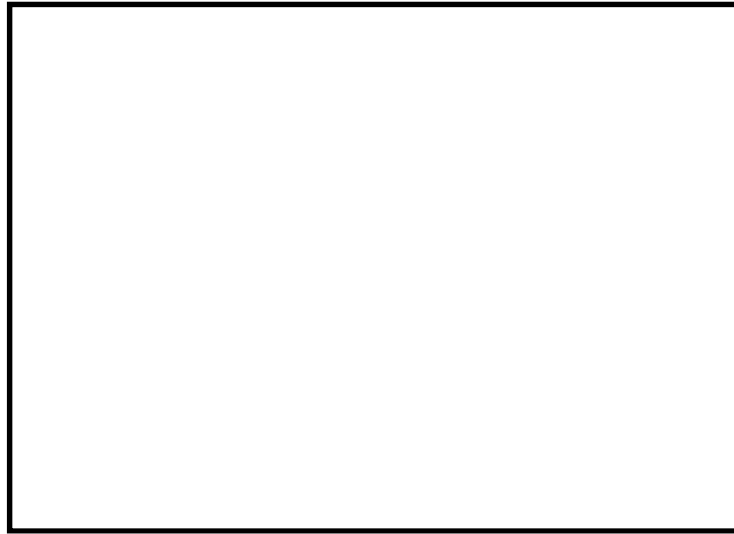


図5 模擬熔融炉心による耐熱材侵食試験後の断面写真

3. 耐熱材への模擬熔融炉心落下試験

3.1 試験方法

耐熱材に熔融炉心が接触した際の短期的な相互作用を確認するため、 ZrO_2 耐熱材の上に模擬熔融炉心を落下させ、耐熱材の侵食量の測定、耐熱材侵食性状や模擬熔融炉心の固化性状の分析などを実施した。模擬熔融炉心の組成は $UO_2-ZrO_2-Zr : 30mol\% - 30mol\% - 40mol\%$ とした。図6に試験装置を示す。 ZrO_2 耐熱材を内張りしたコンクリートトラップの上部に電気炉を設置し、電気炉により加熱した模擬熔融炉心を ZrO_2 耐熱材上に落下させ、コンクリートトラップに設置した熱電対により ZrO_2 耐熱材の温度を測定した。

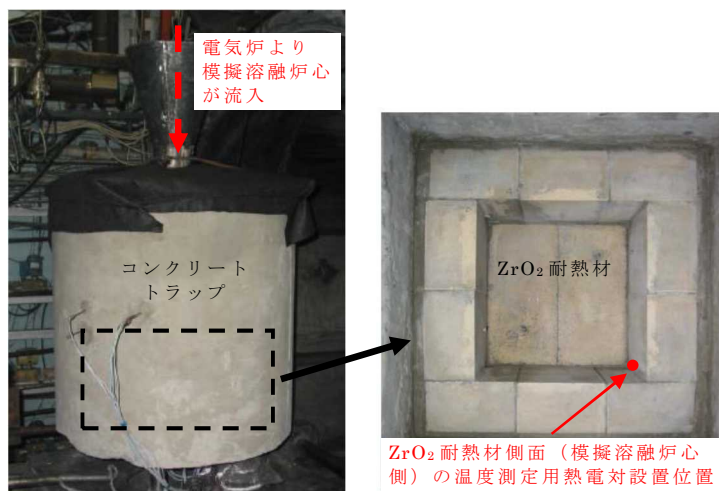


図6 試験装置

3.2 試験結果

試験温度推移を図 7 に示す。ZrO₂ 耐熱材側面（模擬熔融炉心側）の温度を測定する熱電対が模擬熔融炉心落下直後に最高温度約 2450℃を観測したことから、落下してきた模擬熔融炉心温度は 2450℃以上であったと推測される。また、試験後のコンクリートトラップ断面写真を図 8 に示す。模擬熔融炉心接触部から最大で約 1cm が黒色化し、その周辺部が白色化していることが確認されたものの、顕著な耐熱材の侵食及び急激な入熱（熱衝撃）による耐熱材の割れは確認されなかった。

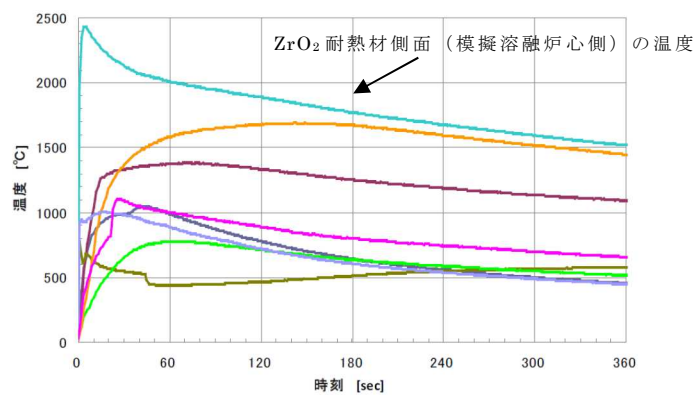


図 7 試験温度推移

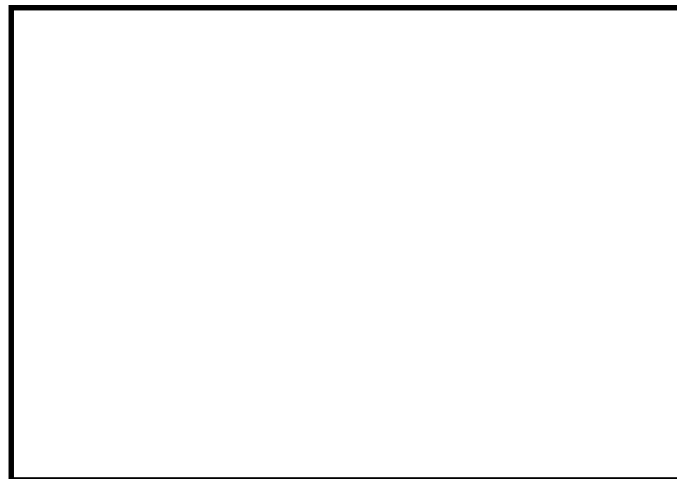


図 8 耐熱材への模擬熔融炉心落下試験後の断面写真

一般に、 ZrO_2 には還元雰囲気中で高温に暴露されると材料中に酸素欠損が起こり、変色する特性があることが知られている。試験においては、計測された模擬熔融炉心の温度が $2450^{\circ}C$ 以上と高温であり、かつ模擬熔融炉心中には金属 Zr が存在することから、模擬熔融炉心中の金属 Zr によって ZrO_2 耐熱材の表面で還元反応が起こり、酸素欠損が生じたと推測される。しかしながら、黒色部について X 線回折分析を行った結果、耐熱材表面の組成に有意な変化が確認されなかったことから、欠損した酸素の量は微量であり、 ZrO_2 耐熱材の耐熱性能に影響はないと考えられる（図 9）。

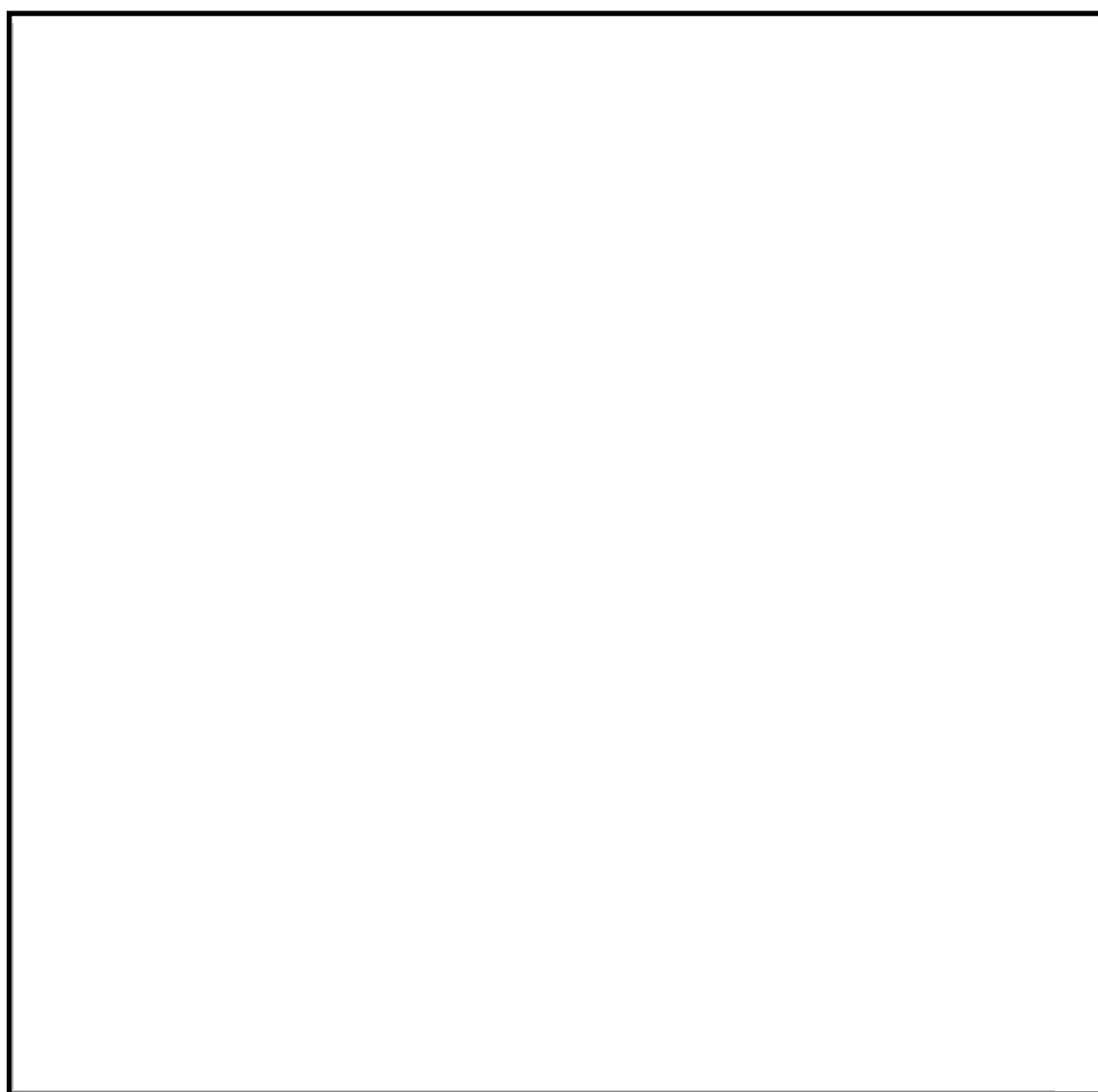


図 9 耐熱材表面の成分分析結果

なお、原子炉本体の基礎（ドライウエル部）には水プールが存在するため、原子炉本体の基礎（ドライウエル部）に落下してきた熔融炉心中に残存する未酸化の金属 Zr は、水との反応によって酸化されると想定される。MAAP 解析の結果から、原子炉本体の基礎（ドライウエル部）に落下してきた熔融炉心は、2000℃を超える高い温度でコリウムシールドと数十分接触する可能性があるが、上述のとおり、熔融炉心中の金属 Zr は酸化されていると考えられることから、重大事故等時に熔融炉心がコリウムシールドと接触したとしても、ZrO₂ 耐熱材の表面が還元されることによる影響は軽微であると考えられる。

4. まとめ

上記試験結果から、熔融炉心に対して高い耐性を有している ZrO₂ 耐熱材を、コリウムシールドに用いる材料として選定した。

注：本試験は、中部電力(株)、東北電力(株)、東京電力ホールディングス(株)、北陸電力(株)、中国電力(株)、日本原子力発電(株)、電源開発(株)、(一財)エネルギー総合工学研究所、東芝エネルギーシステムズ(株)、日立 GE ニュークリア・エナジー(株)が実施した共同研究の成果の一部である。

コリウムシールドに使用する耐熱材の管理について

1. はじめに

本資料は、コリウムシールド向けの ZrO_2 (ジルコニア) 耐熱材を導入するにあたって、 ZrO_2 含有量の影響について検討したものである。

2. ZrO_2 耐熱材の侵食挙動に関する知見 (試験の概要)

耐熱材の侵食挙動に関して、国内外で実施された主な試験概要を示す。

(1) 静的デブリ冷却システムの開発 Ph-1

国内においては、国プロ/電共研試験 (以下「国プロ試験」という。) で、耐熱材の化学侵食や熱的侵食に対する試験 (共晶試験, 化学侵食試験, 高温物性測定試験) 等を実施し、侵食評価モデルを検討した。また、侵食評価モデルの検証のため、模擬デブリと耐熱材の相互作用試験を実施した。

耐熱材候補としては、 ZrO_2 , ,
 を対象とし、模擬熔融炉心を用いて、耐熱材の侵食挙動を調べた。

国プロ試験では、熔融金属ジルコニウム (Zr) への浸漬試験、模擬熔融炉心との相互作用試験等が実施され、熔融炉心に対する耐性の観点で、 ZrO_2 を主成分とした耐熱材が最も優れていると判断された。

また、 $2100^{\circ}C$ の金属 Zr100% の条件で、 ZrO_2 耐熱材試験片を浸漬しても当初の形状を保つ結果が得られており、この結果に基づき、 ZrO_2 耐熱材の侵食開始温度 (融点) を保守側に $2100^{\circ}C$ と設定している。

なお、国プロ試験で用いられた ZrO_2 耐熱材の ZrO_2 含有率のサンプル分析では約 93% 程度となっている。

(2) CIT 実験

欧州においても、模擬熔融炉心と ZrO_2 耐熱材の侵食挙動に関し、CIT 実験が実施されている。CIT 実験では、模擬熔融炉心と ZrO_2 耐熱材を最長 10 時間程度接触させ、模擬熔融炉心の表面温度と侵食量の推移が測定された。CIT-9 実験 (他の試験条件に比べ、実機 BWR の熔融炉心組成に近いが、酸化鉄の成分が BWR 条件よりも多く、 ZrO_2 耐熱材の侵食にとっては厳しい条件) では、 ZrO_2 耐熱材の最終的な侵食量が 22.5mm、最大の侵食速度は 0.18mm/min と報告

されている。

なお、CIT 実験で用いられた ZrO_2 耐熱材の ZrO_2 純度は 94.7 % となっている。

3. ZrO_2 含有量の影響度合い

(1) ZrO_2 含有量と侵食量について

国プロ試験で使用した ZrO_2 耐熱材は、製造上における ZrO_2 含有量の管理値として 90% 以上（国プロ試験でのサンプル分析では約 93%）としている。

国プロ試験では、実機 BWR の熔融炉心の組成に比べて、 ZrO_2 耐熱材に対する還元性の観点で非常に保守側の条件である金属 Zr100% の熔融金属に浸漬した結果、2100℃ で ZrO_2 耐熱材の健全性が確認されている。

コリウムシールドの設計においては、国プロ試験で健全性が確認されている 2100℃ を侵食開始温度と設定し評価を行っており、保守的条件でも ZrO_2 耐熱材の侵食量は mm 以下であることが確認されている。

なお、 ZrO_2 の融点は約 2700℃ であり、ドライ条件で 2450 °C 以上の模擬熔融炉心による侵食試験でも顕著な侵食がないことを確認していることから、侵食開始温度 2100 °C は保守的な設定となっている。

上記より、柏崎刈羽原子力発電所第 7 号機のコリウムシールドに用いる ZrO_2 耐熱材については、国プロ試験の結果に基づき保守的に侵食開始温度が設定されていること、侵食量（ mm 以下）に対して設計厚さ（ mm）は十分であることから、国プロ試験で使用した ZrO_2 耐熱材を採用する計画である。

柏崎刈羽原子力発電所第 7 号機で採用している耐熱材については、国プロ試験で使用した耐熱材と同じ製造メーカー製品を採用している。製造能力の関係から、調達上の ZrO_2 含有量管理値は 90% 以上としているが、実機に使用している耐熱材の ZrO_2 含有量を実際に測定した結果、国プロ試験でのサンプル分析で得られた結果と同等以上であったことから、熔融物に対する耐侵食性は、国プロ試験耐熱材と同等の性能を有していると考ええる。

(2) ZrO₂含有量が低下した場合の他の成分の影響

Zrの含有量が低い場合に、Zr以外の成分のうち含有量が高くなる可能性がある成分としては、添加剤であるCaが考えられる。CaについてはZrO₂の相変態による体積変化を起こし難くするために安定化元素として添加しているものであり、ZrO₂耐熱材の性質に悪影響を与えるような成分ではない。その他の不純物については、ZrO₂の原料粉に含まれているものであり、これらについては含有量を抑えるように管理していることからZrO₂耐熱材の機能に影響を与えることはない。