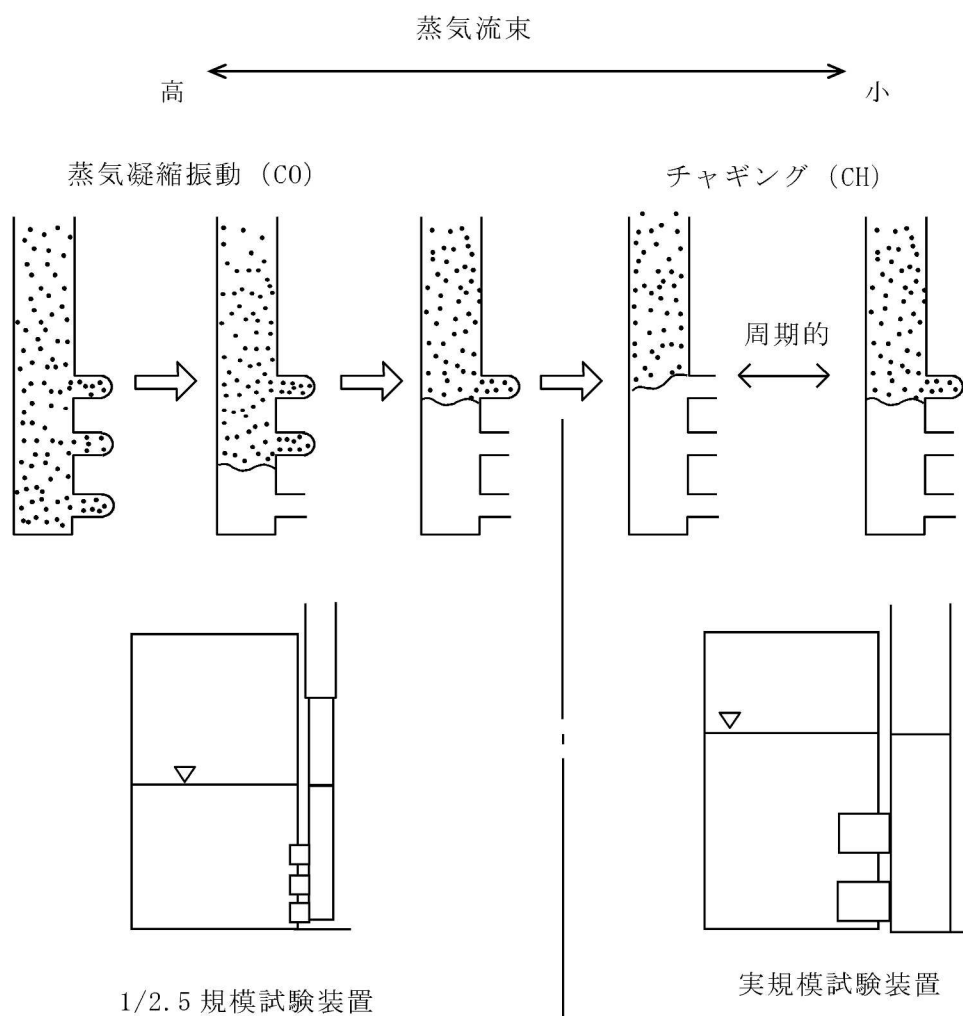


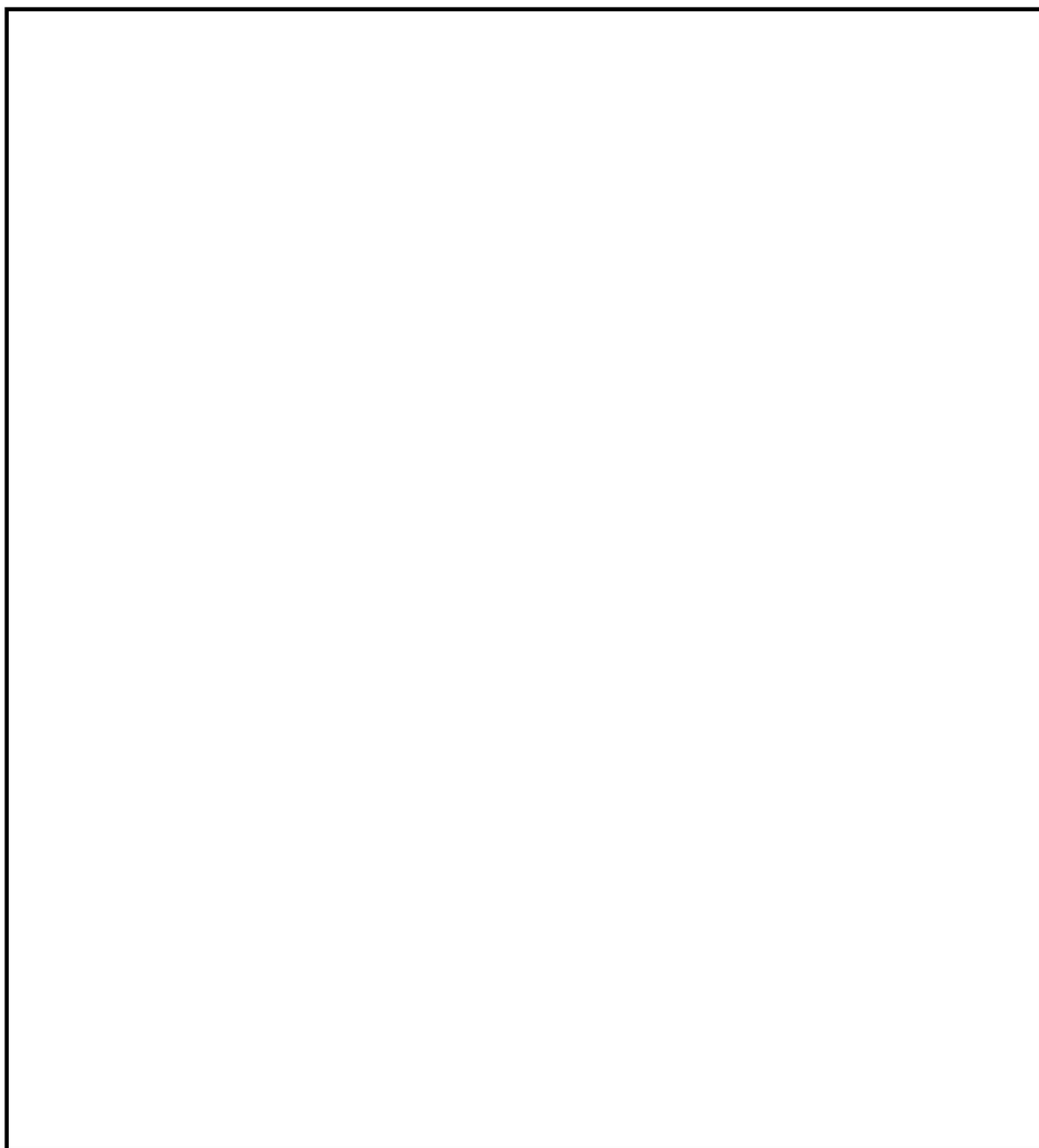
表参考 2-⑤-1 試験装置計画の基本的な考え方

- (1) 圧力抑制室は対称性を有しているのでセクターで模擬する。
(ベント系 1 本分)
- (2) ベント出口の蒸气流束に応じて 2 種類の試験装置を使い分ける。

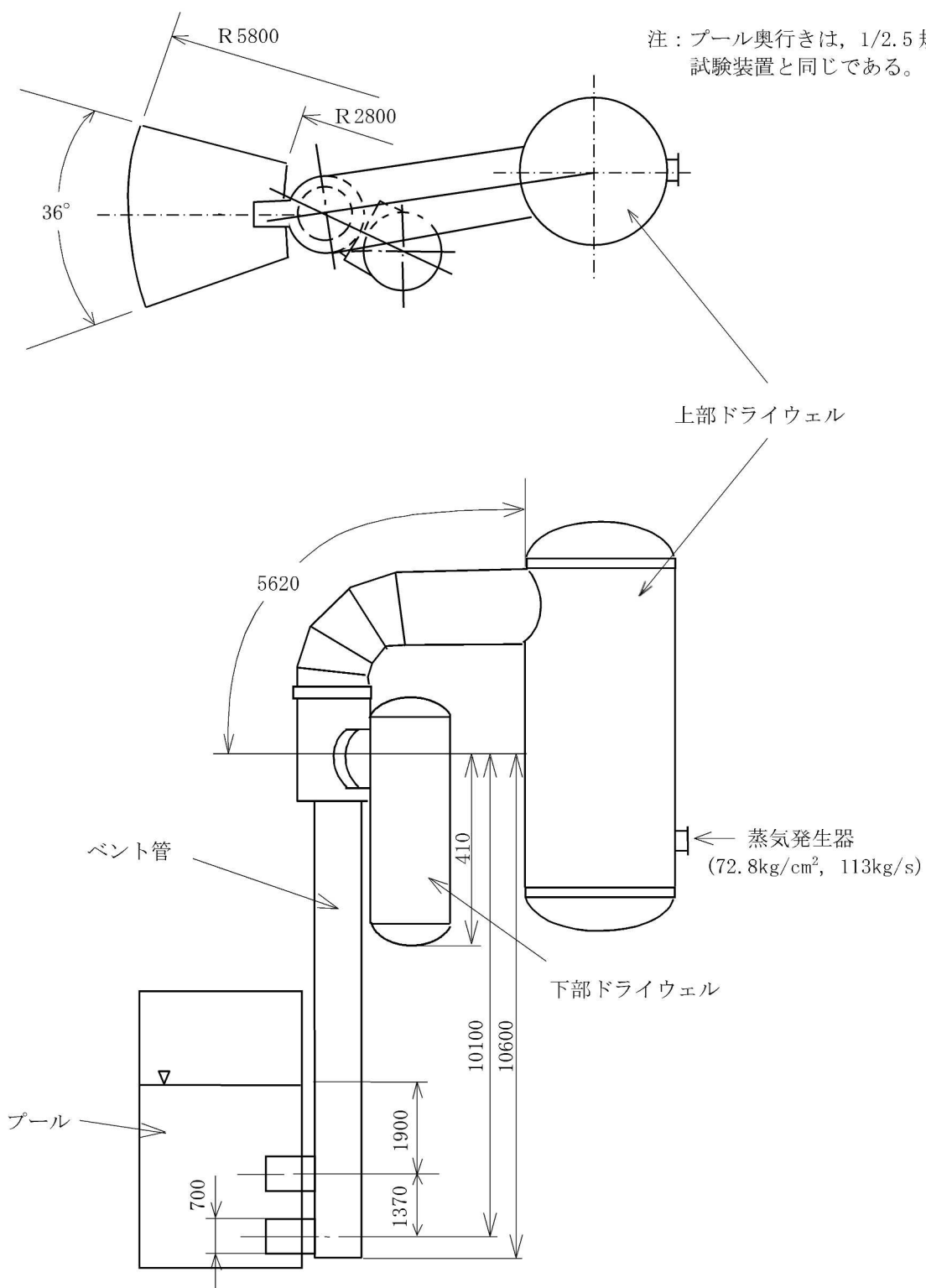


表参考2-⑤-2 試験マトリクス

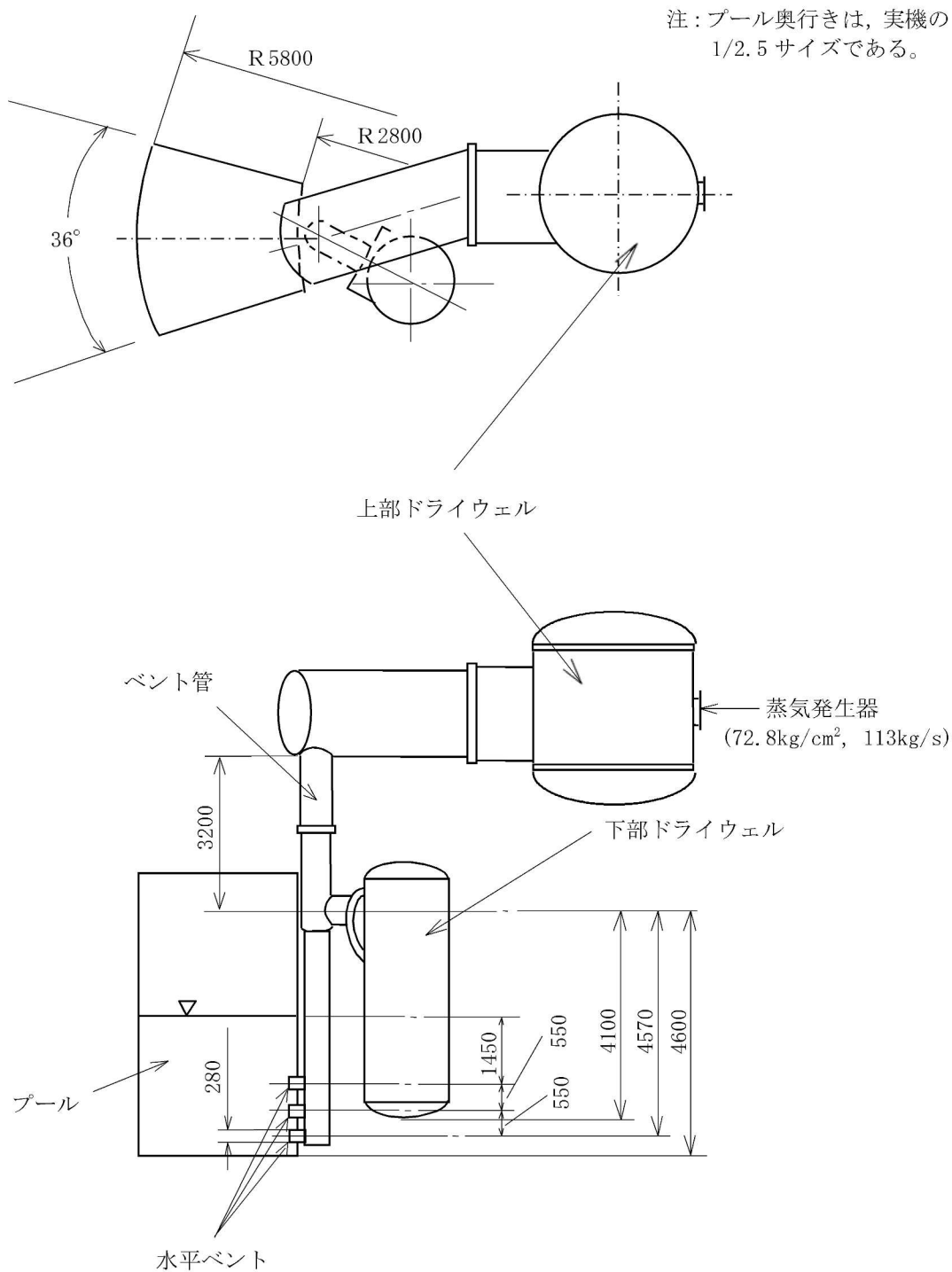
テストケース	スケール	破断直径 (mm)	初期プール水温度 (°C)	破断タイプ	プリパージ	圧力制御室初期圧力 (kg/cm ²)	試験実施数	試験目的
1	Full	54	21	Steam	Yes	1.4	2	CH のベースケース CH に対する プール水温度の効果
2	〃	〃	49	〃	〃	〃	〃	
3	〃	〃	68	〃	〃	〃	〃	
4	〃	97	〃	Liquid	〃	〃	〃	CO スケール則確認 (等蒸気流速となる条件)
5	Sub	44	〃	〃	〃	〃	〃	
6	〃	64	49	〃	No	0	2	最大破断事故模擬 (CO のベースケース)
7	〃	〃	〃	〃	Yes	0	1	CO に対する 空気含有率の効果
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)



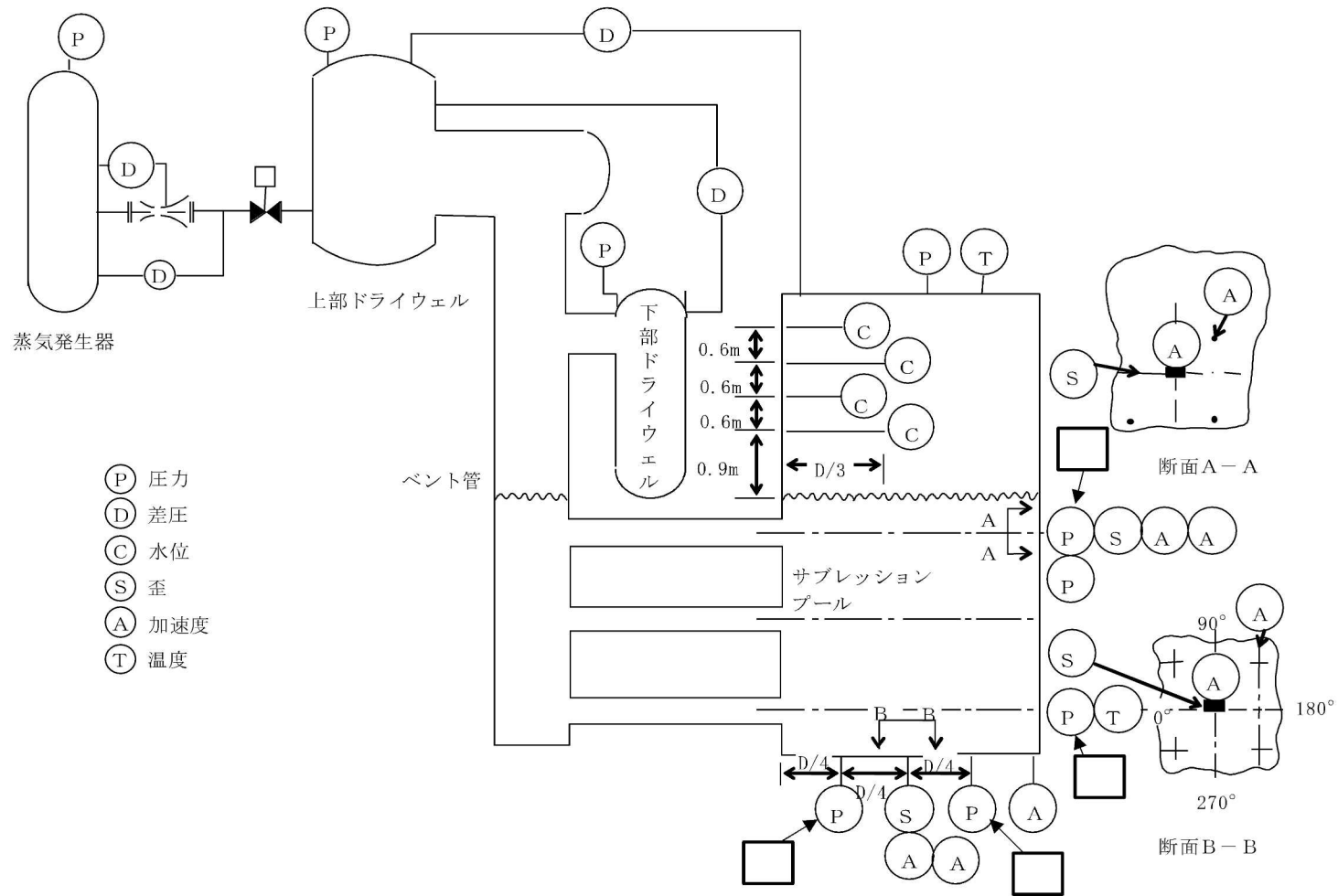
図参考 2-⑤-1 ABWR 格納容器の水平ベント確証試験の必要性について



図参考 2-⑤-2 試験装置の概略図 (実規模試験装置)

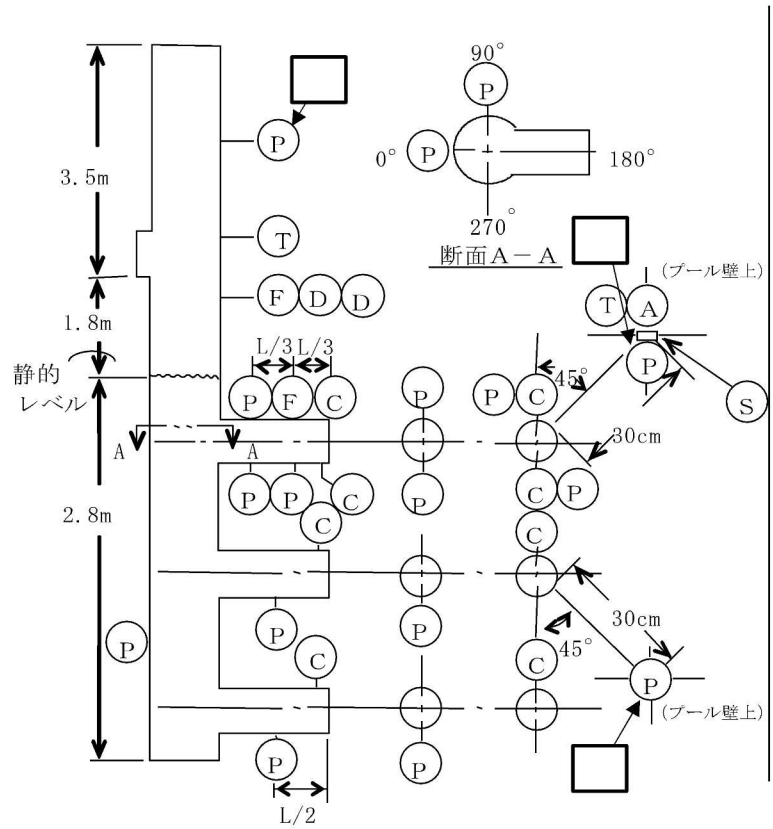


図参考 2-⑤-3 試験装置の概略図 (1/2.5 規模試験装置)

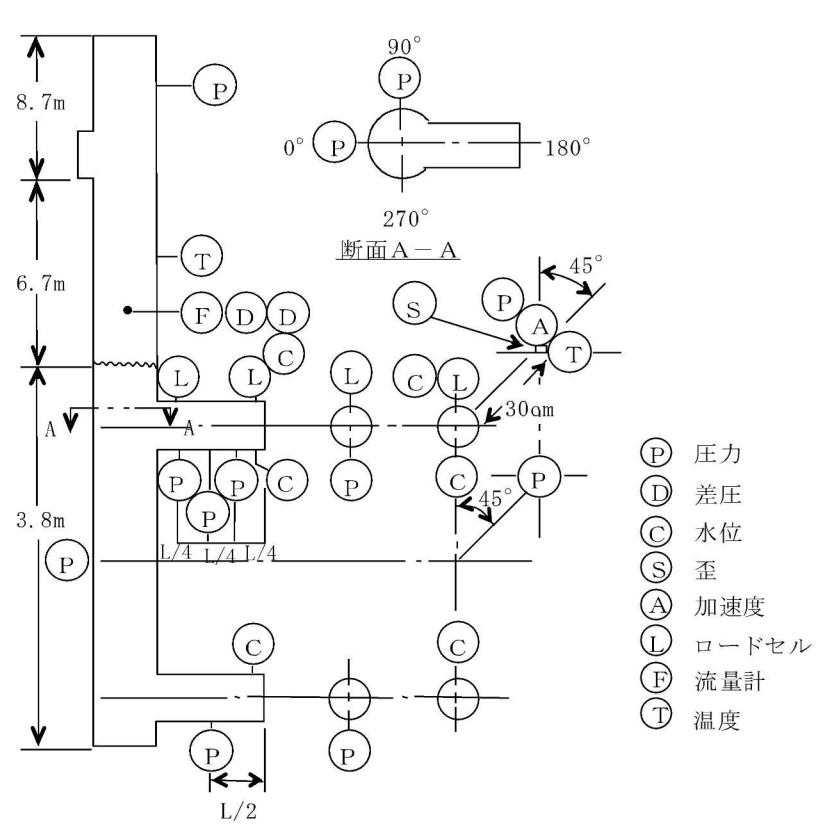


- (P) 圧力
- (D) 差圧
- (C) 水位
- (S) 歪
- (A) 加速度
- (T) 温度

図参考 2-⑤-4 試験装置のドライウエル及び圧力制御室の計装

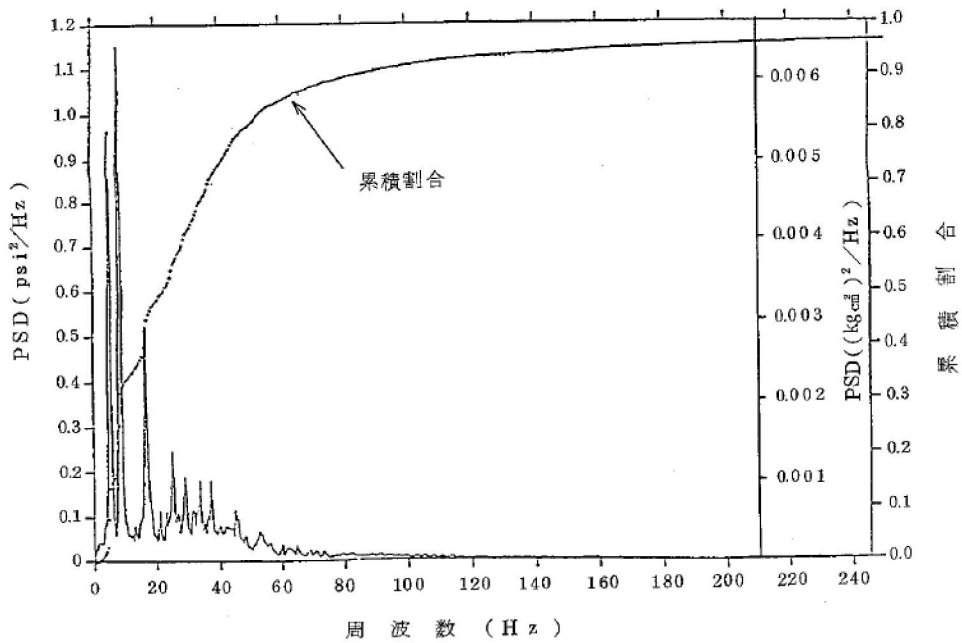
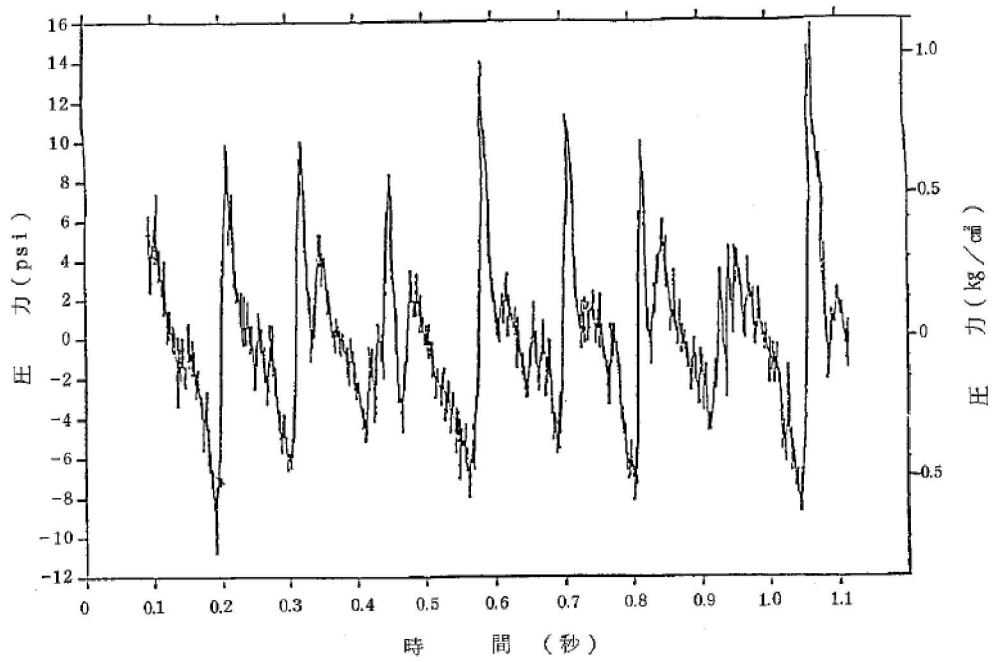


図参考 2-⑤-5(a) 1/2.5 規模装置ベント系の計装

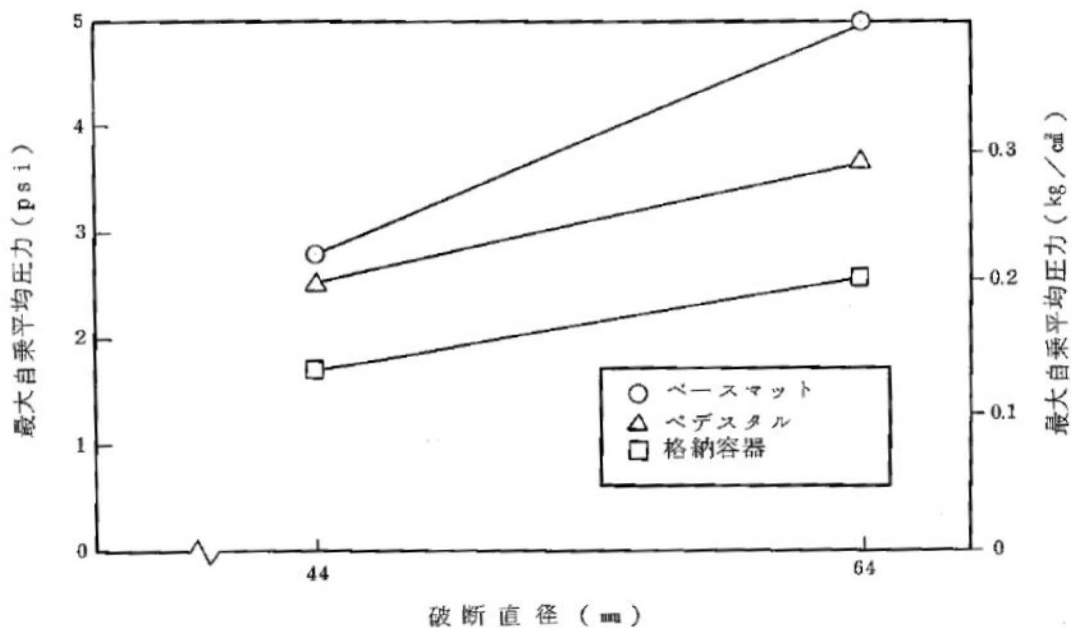


図参考 2-⑤-5(b) 実規模装置ベント系の計装

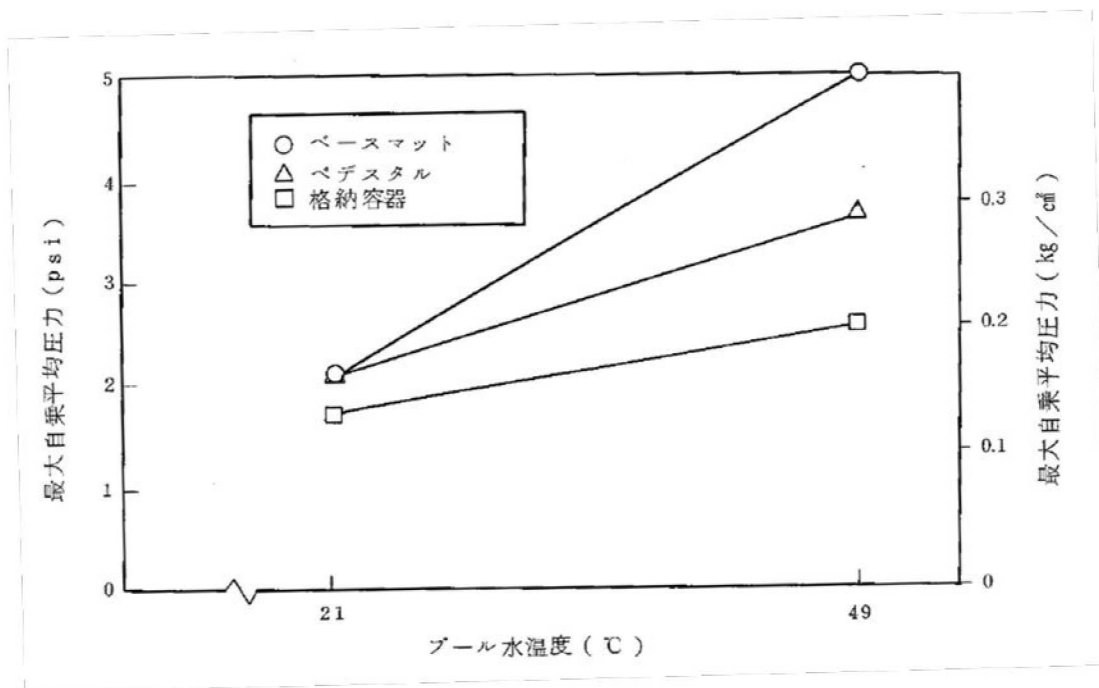
- Ⓟ 圧力
- Ⓧ 差圧
- Ⓒ 水位
- Ⓢ 歪
- Ⓐ 加速度
- Ⓛ ロードセル
- ⓕ 流量計
- Ⓣ 温度



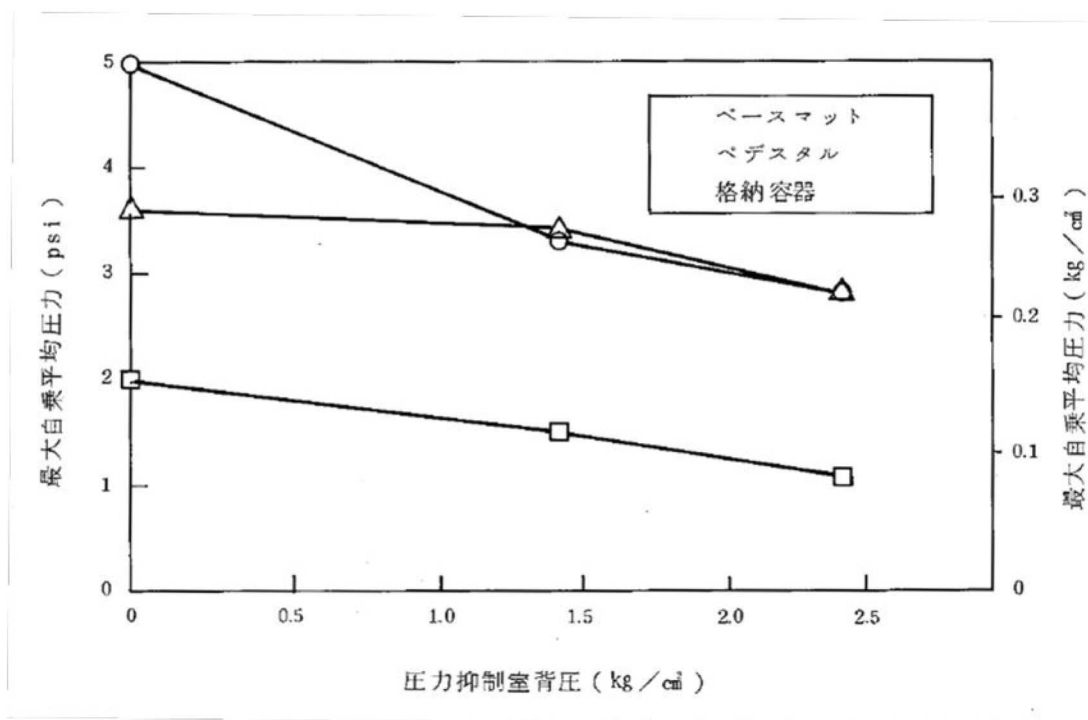
図参考 2-⑤-6 蒸気凝縮振動の一例



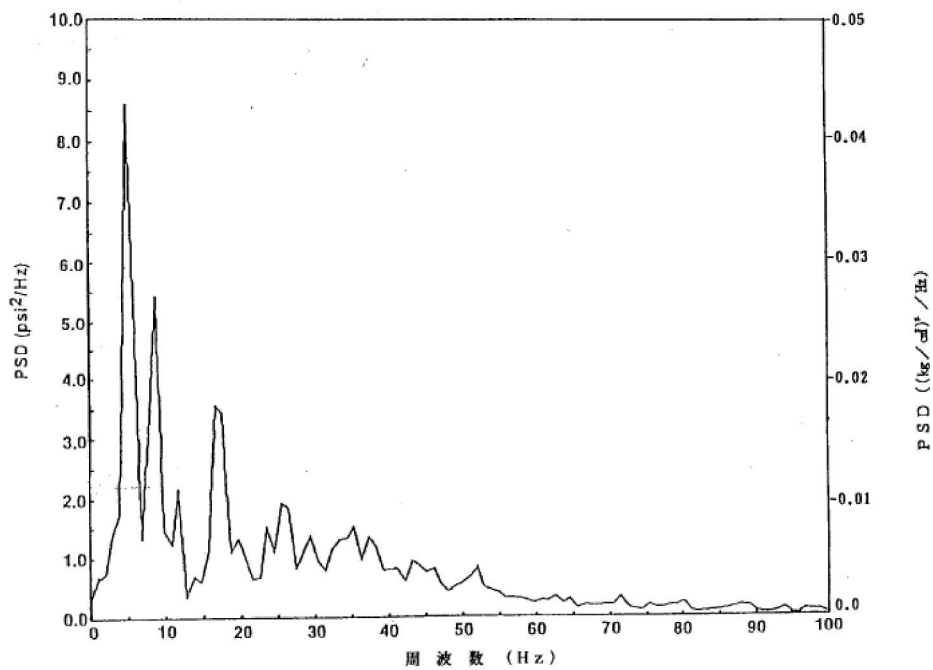
図参考 2-⑤-7 破断直径との C0 の振幅の関係



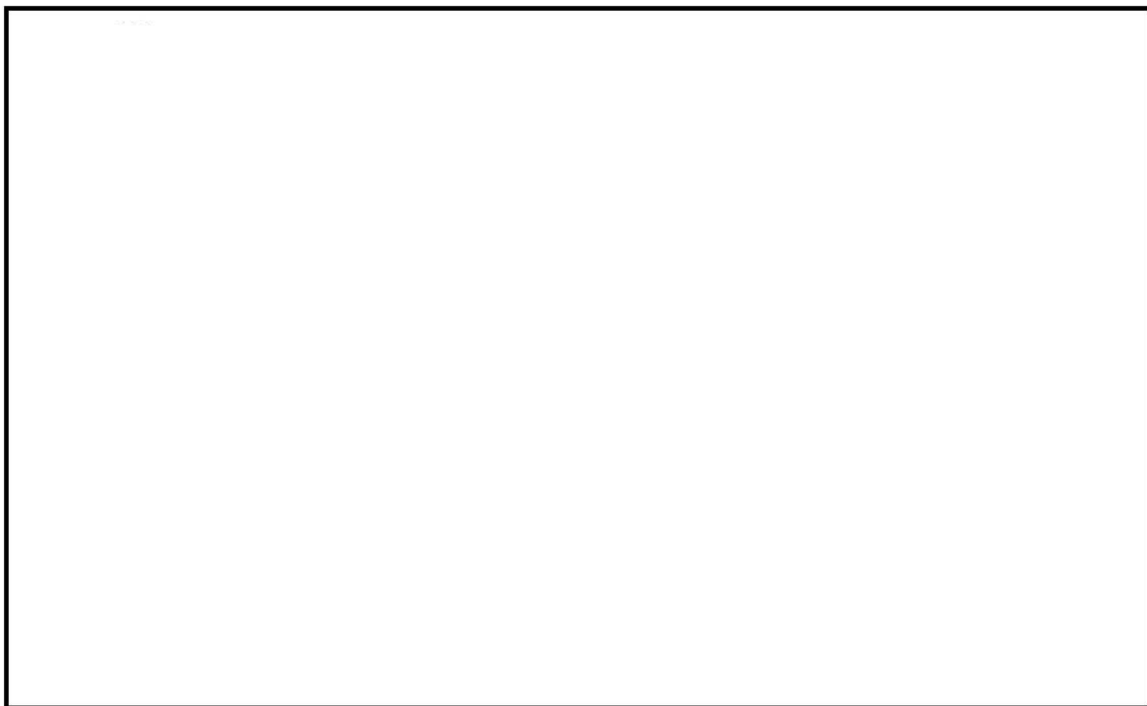
図参考 2-⑤-8 プール水温と C0 の振幅の関係



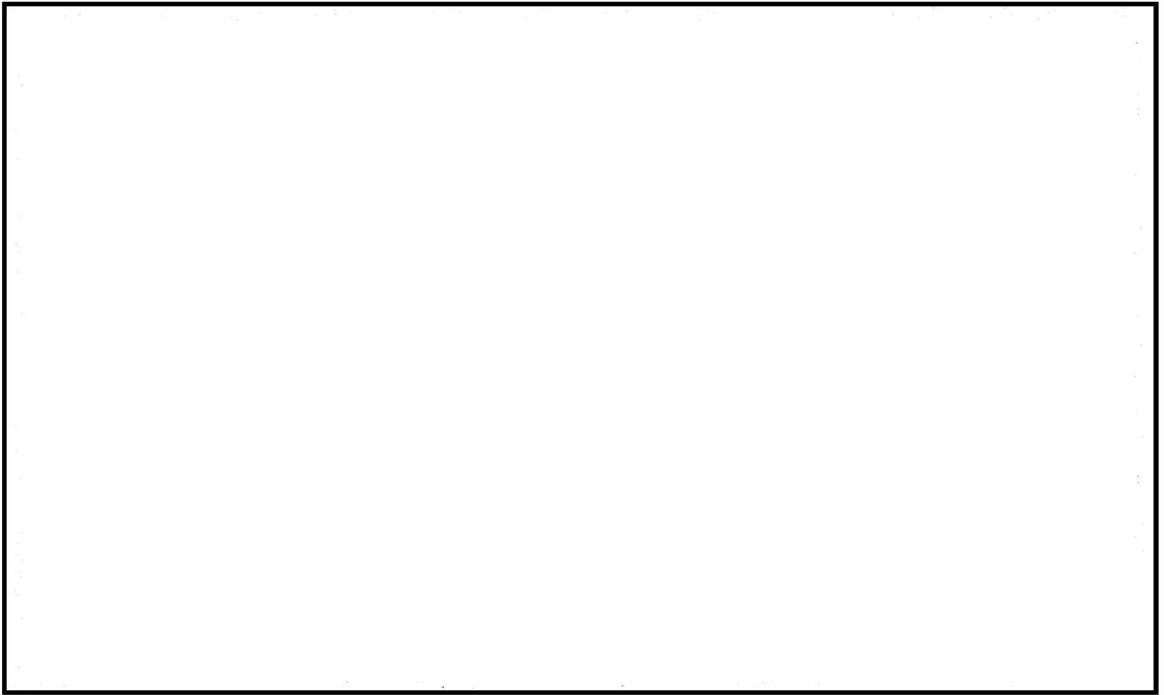
図参考 2-⑤-9 圧力抑制室の背圧と CO の振幅の関係



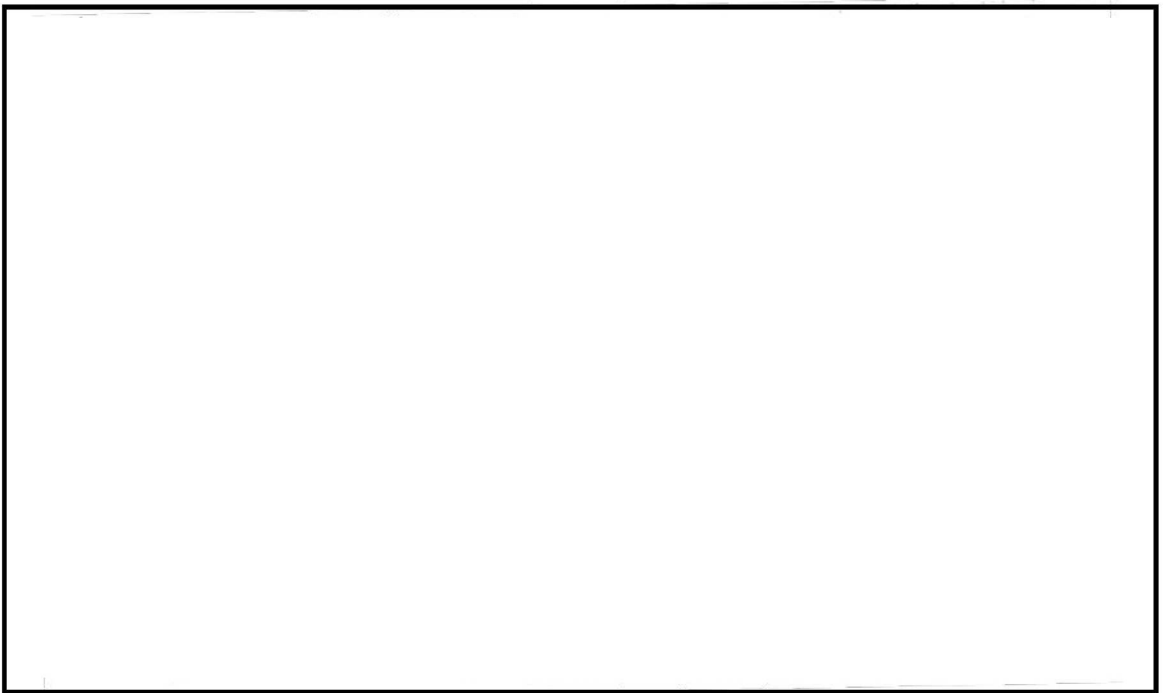
図参考 2-⑤-10 全 CO 荷重の PSD 包絡



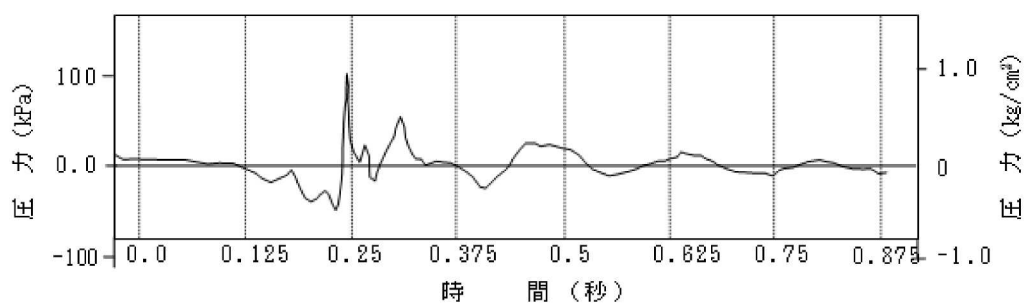
図参考 2-⑤-11 試験および実機の想定される熱水力条件の比較



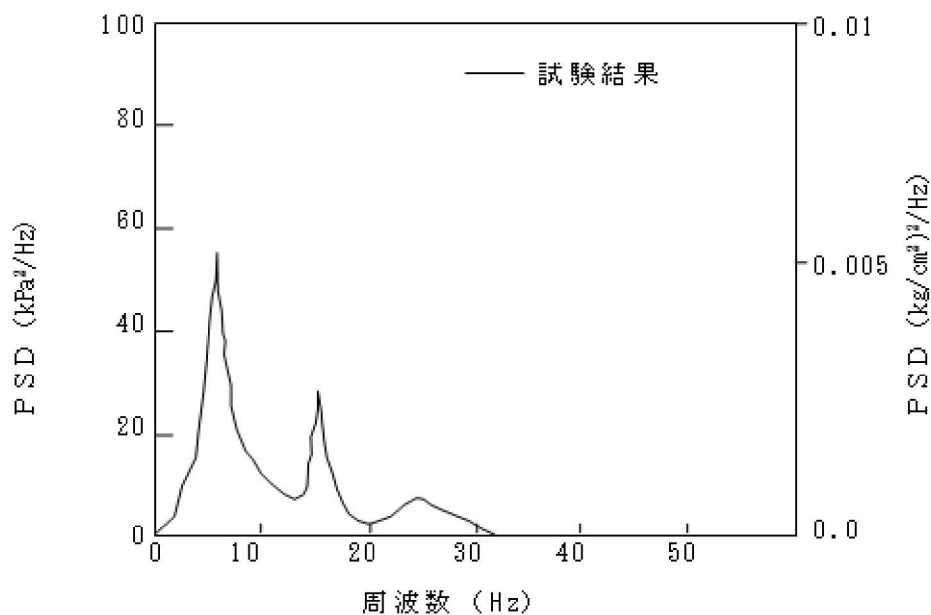
図参考 2-⑤-12(a) 典型的チャギング



図参考 2-⑤-12(b) チャギングの PSD

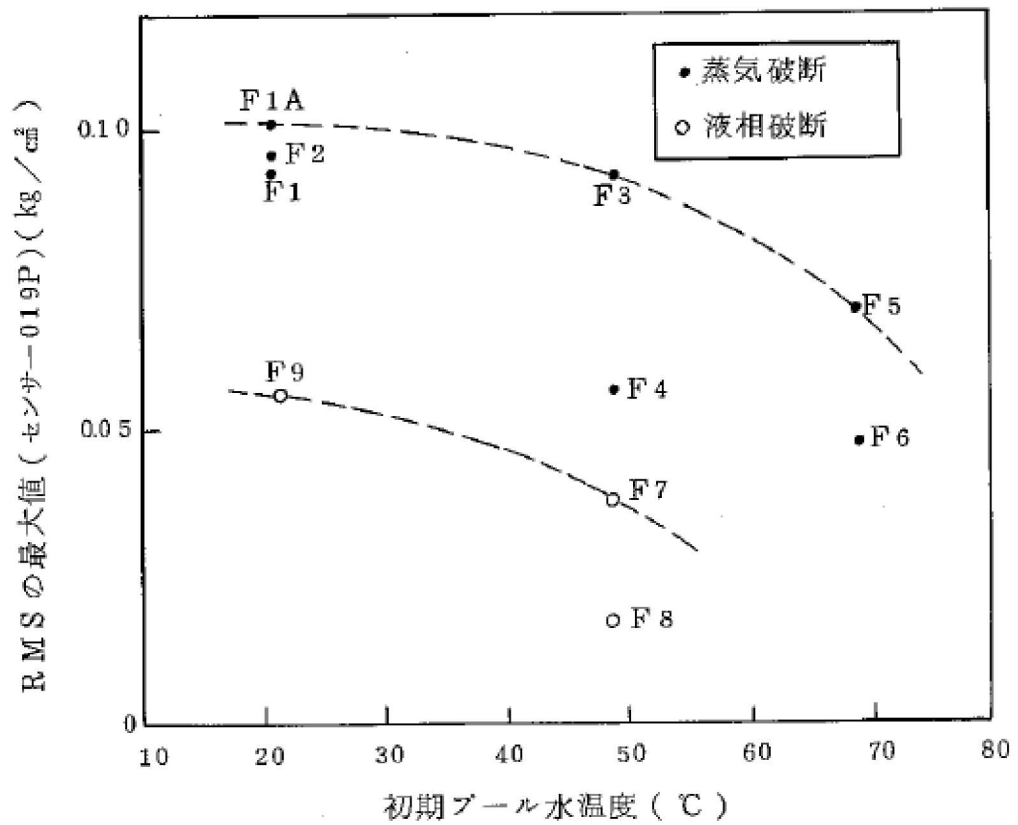


(a) 原研試験におけるチャギング時圧力波形

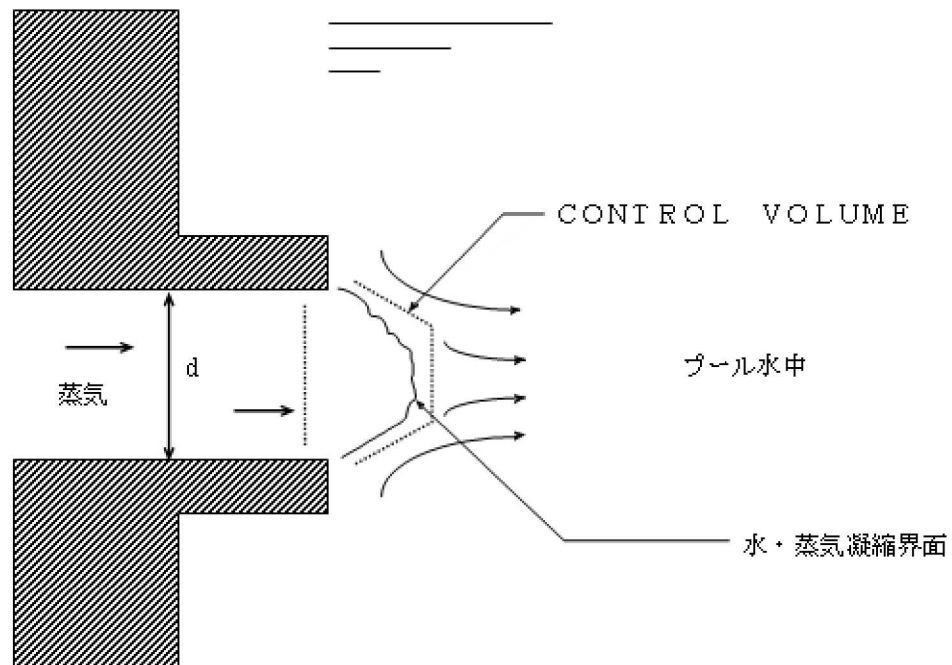


(b) 原研試験におけるチャギング時の PSD

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,

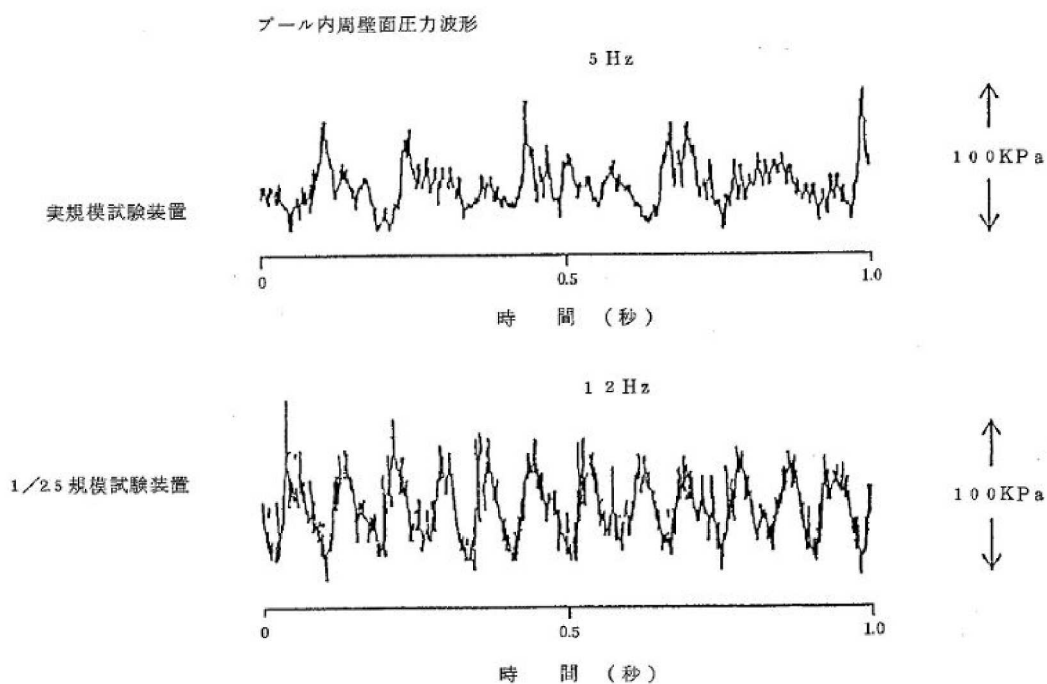
ベント管口径 d , サブクール温度 ΔT に対して

$$f \propto 1 / d$$

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

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

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

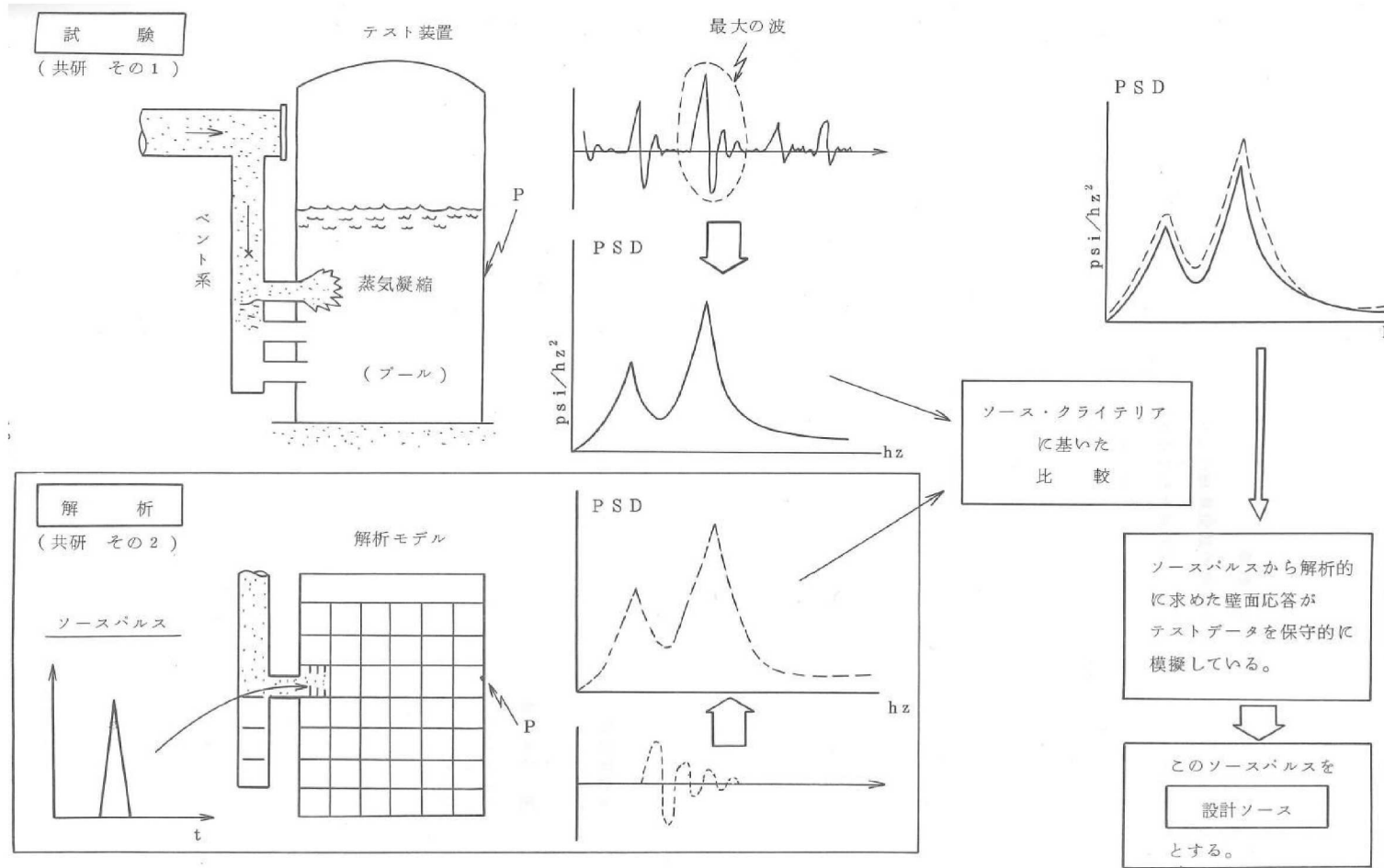
[参考文献] NEDC-31393, "CONTAINMENT HORIZONTAL VENT CONFIRMATORY TEST, PART I FINAL REPORT", GENERAL ELECTRIC COMPANY, March, 1987 共同研究報告書

“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]

1. 試験の概要

水平ベントを有するMark-III型格納容器のLOCA時の熱水力学的特性を知るために、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

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、サブ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。

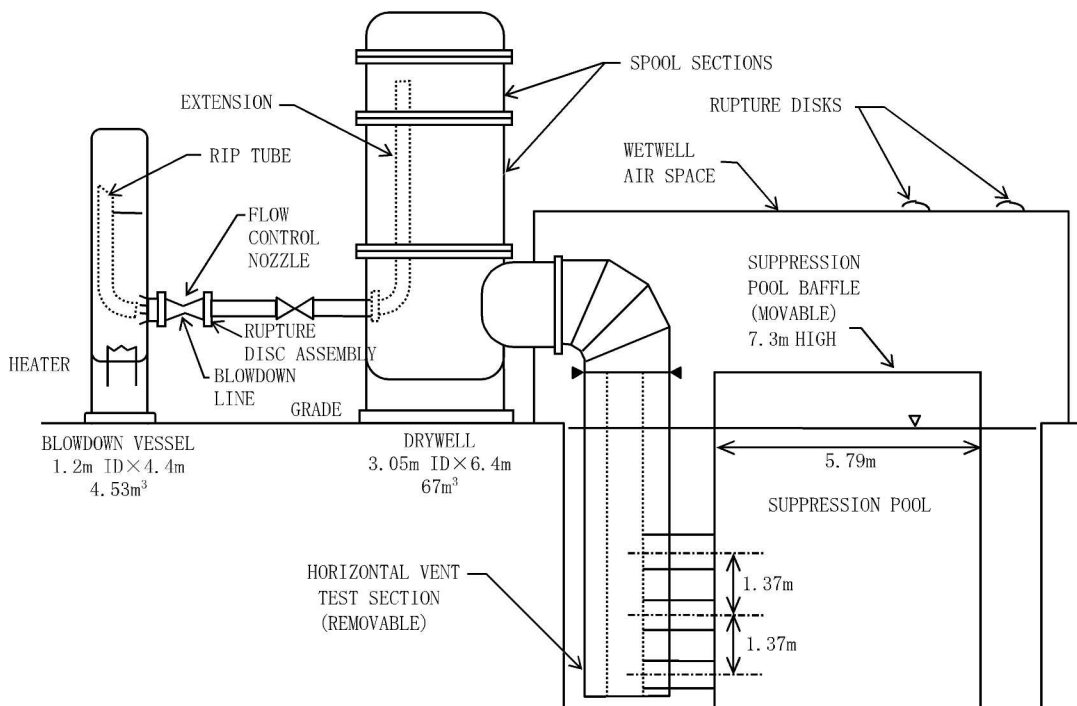
各圧力容器は、BWR-6のMark-III型格納容器1/135のスケール (Mark-IIIのベント1列分相当) を基本としているが、ベント及びプールについては、図参考2-⑥-2に示すように、full scale, 1/3 area scale, 1/9 area scaleのものが行われた。

3. 試験結果

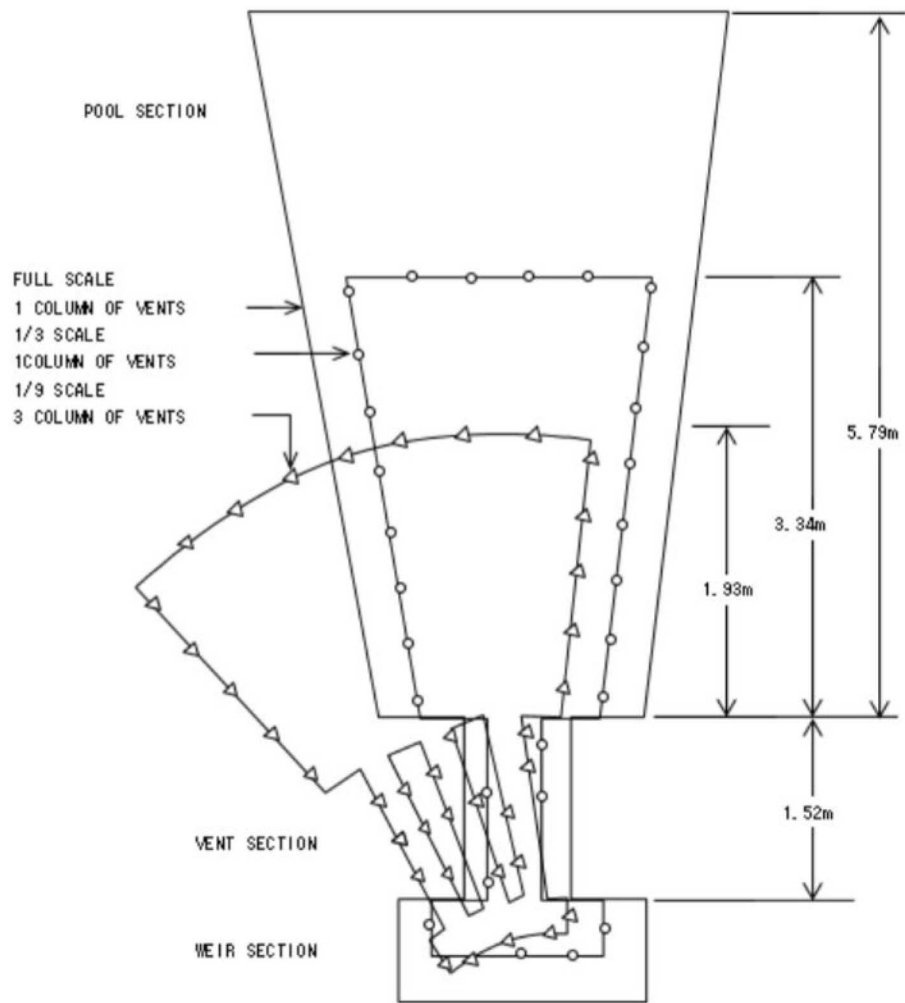
試験は、15シリーズ、213回のブローダウンテストが行われた。

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の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。

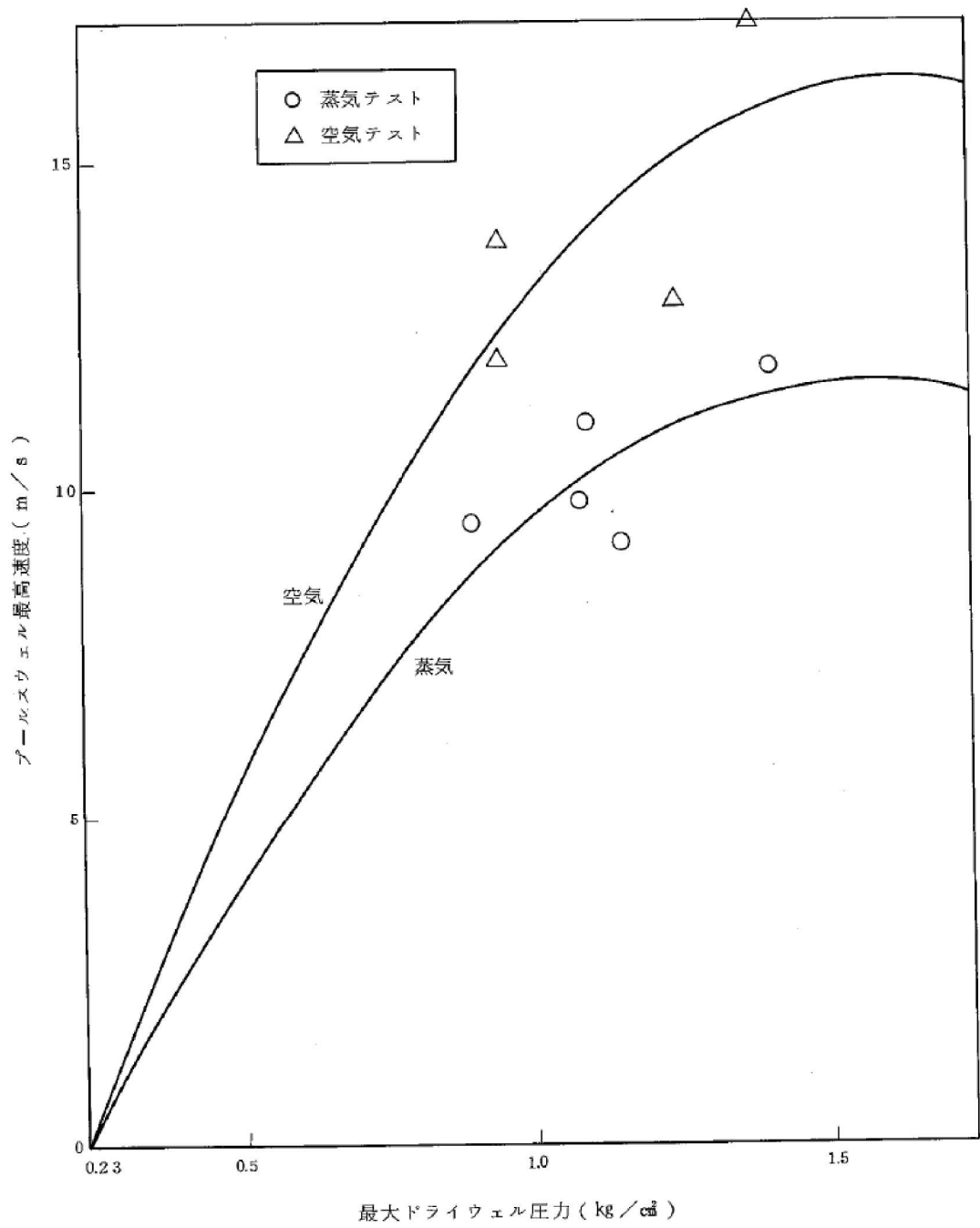
プールスウェルでは、蒸気流と空気流で各々試験を行い、蒸気の場合、プール水での凝縮があるため、図参考2-⑥-3に示すように、プールスウェルは緩和されることが確認された。図参考2-⑥-4～図参考2-⑥-6は、プールスウェル解析モデルの検証として、PSTF装置で得られた試験結果との比較を行ったものであり、スウェル高さ、速度は保守的に評価されている。



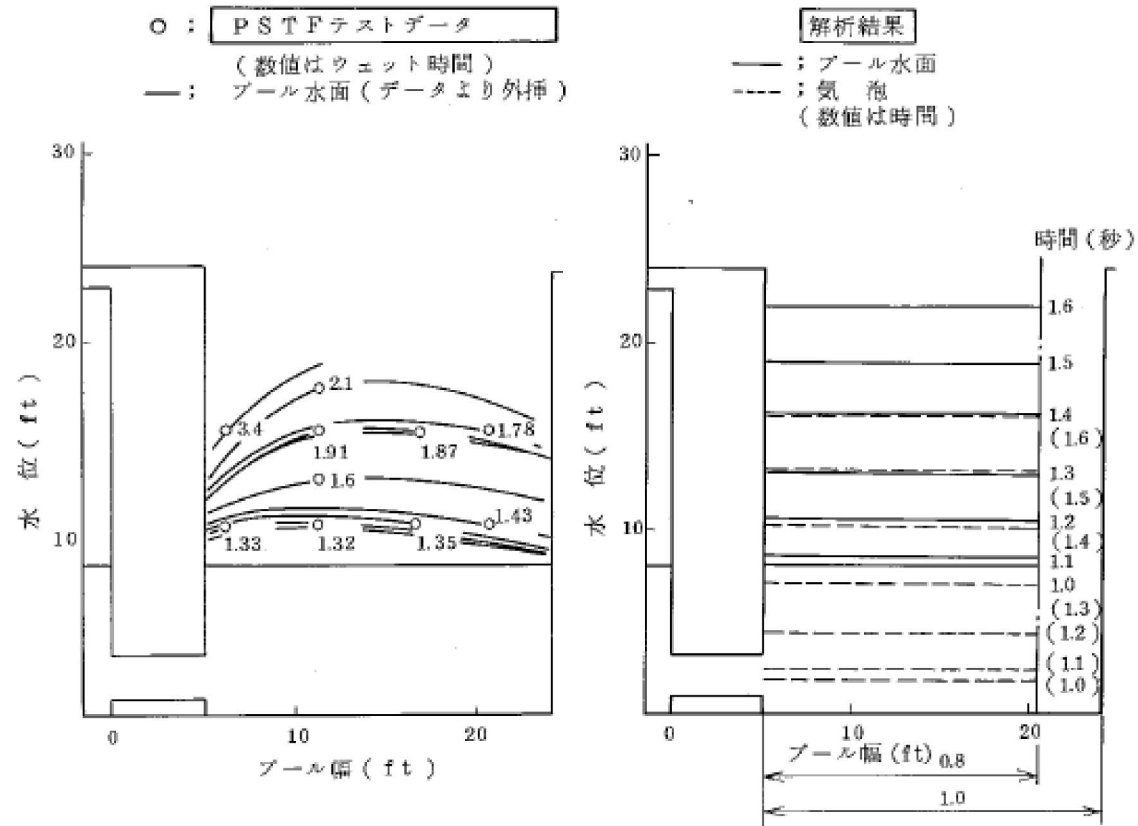
図参考 2-⑥-1 PSTF 試験装置 (立面図)



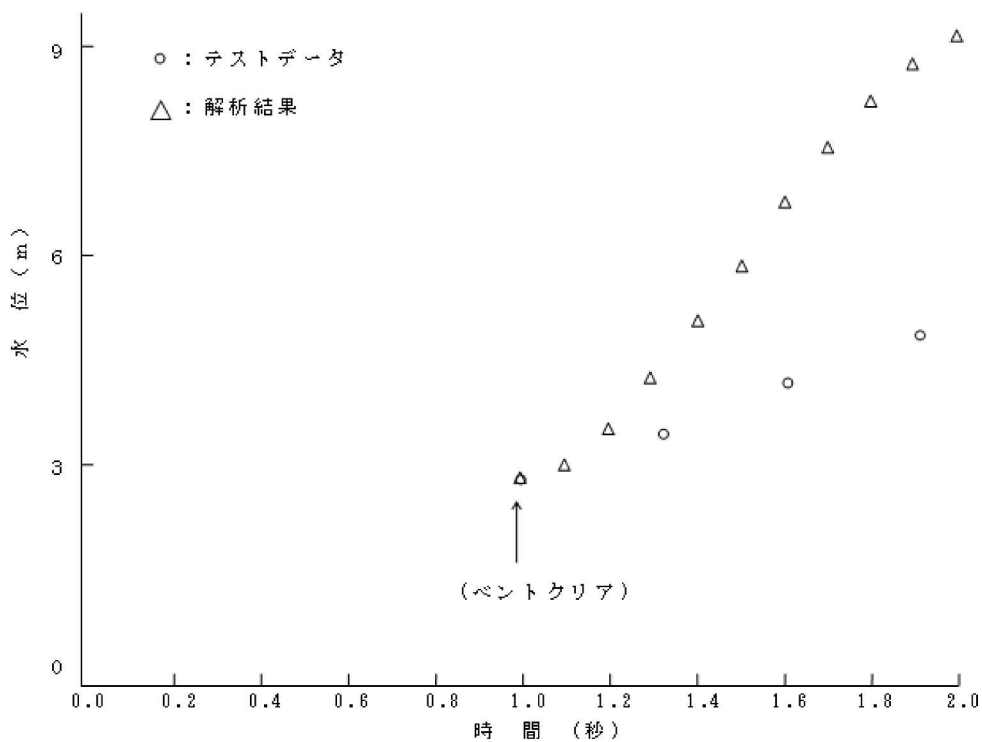
図参考 2-⑥-2 PSTF 試験装置 (平面図)



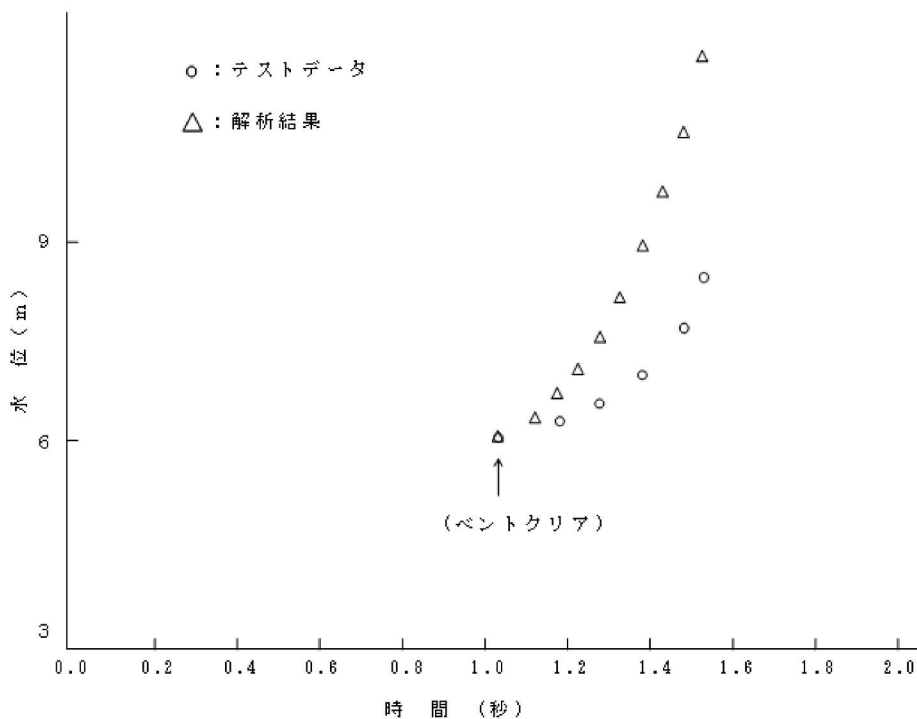
図参考 2-⑥-3 空気流によるテストと蒸気流によるテストの比較



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

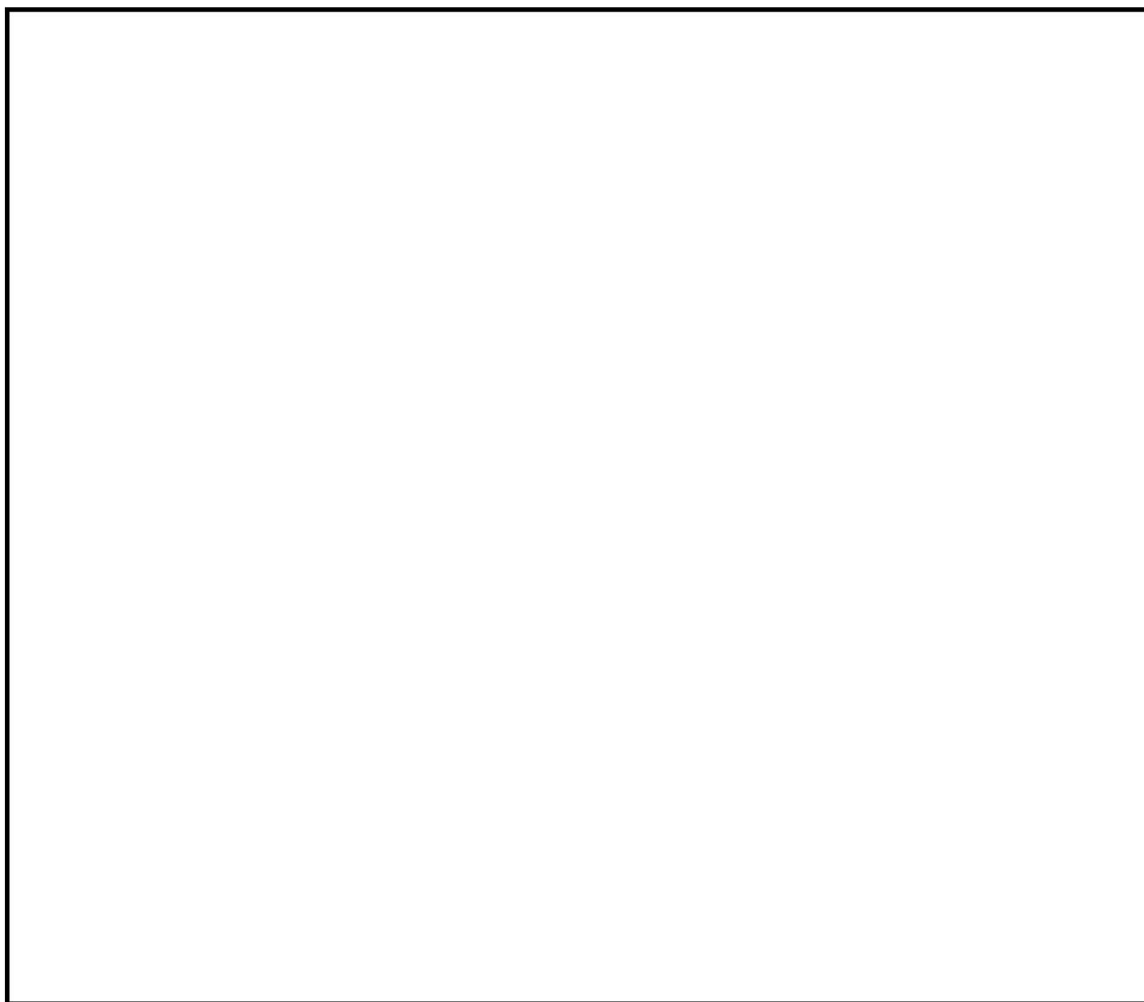
[参考文献]

[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。

図参考 3-1 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合せについて

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合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合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合せとなる。
 - 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 との組合せも評価する。

前述の考え方を踏まえ、重大事故等時に生じる動荷重（本文表 2-2）に係る荷重の組合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おいて特に考慮が必要となる荷重は、LOCA 後長期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、この時の水及びガスの流量（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・温度条件との組合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、本文表 5-1 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、本文図 4-2 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 水温の上昇に伴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。したがって、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が生じている状況で、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 ²² 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 ¹⁴ 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

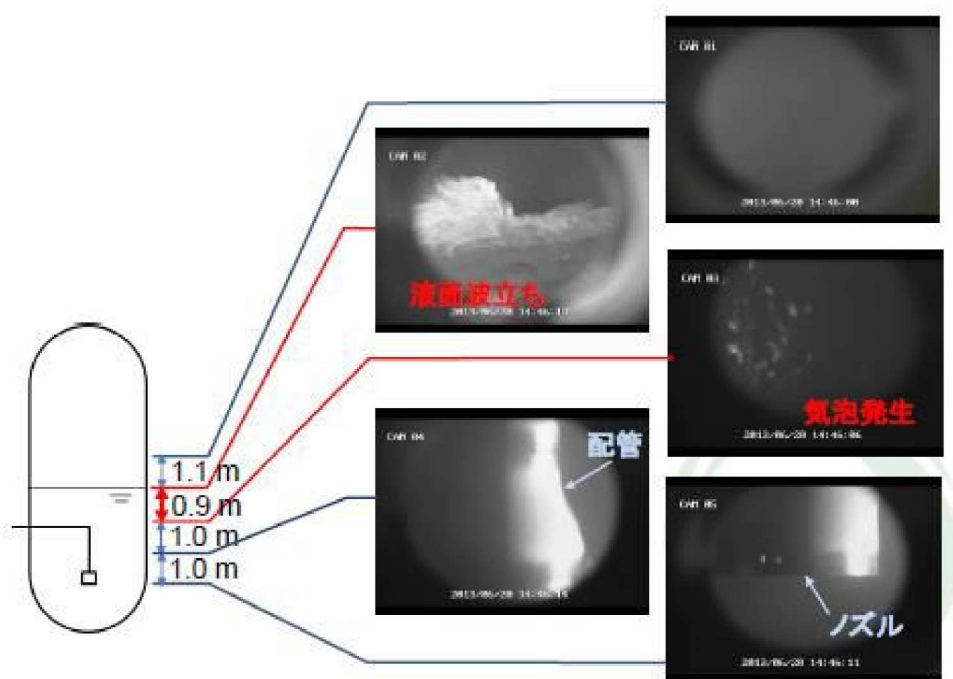
表参考 4-2 重大事故等時の荷重組合せの網羅性

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 SRV	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	Ss	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	Ss	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)	Sd	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)	Ss	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 Sd 若しくは静的地震力

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 弁動作及び原子炉圧力増加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。）及び逃がし安全弁荷重の増加を想定した評価の結果が許容値を満足するかの観点（以下「評価値による検討」という。）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 のとおりであり、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°C S/C : 35°C	設計評価荷重	D+P+T+H
ATWS 時	14kPa*1	D/W : 57°C *2 S/C : 35°C	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。ただし、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。したがって、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。

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

*5 : 重大事故等時に温度荷重は組み合わせないが、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。

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. 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。したがって，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。したがって，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。

ただし，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}		○
下部ドライウエル 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}		○
下部ドライウエル 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 に記載のとおり、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 に記載のとおり、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 に記載のとおり、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）と短期荷重（運転状態Ⅳに相当）の許容せん断力比は 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. 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。したがって、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。ただし、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、設工認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荷重の増加を想定した評価の結果が許容値を満足す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 弁動作及び原子炉圧力増加時の逃がし安全弁による動荷重の増加の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 の許容値比を表に示す。

表参考 6-3～表参考 6-9 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, 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)	$2 \cdot F_c / 3$ *	$3 \cdot F_c / 4$ *	荷重状態 I, II に対する 値の 1.5 倍
許容応力度比	2.0	1.6	1.5

注記*：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, II	2000	2000	2000
V (IVを準用)	3500*	4000*	3000*
許容応力度比	1.75	2.0	1.5

注記*：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

荷重状態	ひずみの種類	許容ひずみ	
		膜	膜と曲げの和
I, II	圧縮ひずみ	0.002	0.004
	引張ひずみ	0.002	0.004
V (III, 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
(貫通部スリーブ及び付属物がとりつくライナプレートについては、表参考 6-9 参照)

荷重状態	一次一般膜応力	一次膜応力+ 一次曲げ応力
I, 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。

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, II	次の二つの計算式のうち、いずれか F_a の小さい方 $F_a = 0.67 \cdot F_y$ $F_a = 0.33 \cdot F_u$
V (III, IVを準用)	次の二つの計算式のうち、いずれか F_a 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*

注記* : 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, II	$\delta_a = 0.25 \delta_u$
V (III, 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*	1.5以上*	1.5以上*	1.5以上*	1.5以上*	1.5以上*	1.5以上*	

注記* : $f_t \leq f_t^*$ 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)	$0.4 (0.5_{sc} a \sqrt{F_c \cdot E_c})$
V (Ⅲ, Ⅳを準用) (短期荷重に対する許容せん断力を適用)	$0.6 (0.5_{sc} a \sqrt{F_c \cdot E_c})$
許容せん断力比	1.5

注) $_{sc}a$: 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に示す。

表参考 6-12～表参考 6-26 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*	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 ($\times 10^{-3}$)	0.144	5.00
	膜力	圧縮応力度 (N/mm^2)	2.43	21.4
	面内せん断力	面内せん断応力度 (N/mm^2)	0.481	6.25
	面外せん断力	面外せん断応力度 (N/mm^2)	0.256	2.23
	基部面外せん断力	面外せん断応力度 (N/mm^2)	0.256	2.11
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 ($\times 10^{-3}$)	0.0643	3.00
		鉄筋引張ひずみ ($\times 10^{-3}$)	0.0486	5.00
	面外せん断力	面外せん断応力度 (N/mm^2)	0.307	1.21
底部	軸力 + 曲げモーメント	コンクリート圧縮ひずみ ($\times 10^{-3}$)	0.0228	3.00
		鉄筋圧縮ひずみ ($\times 10^{-3}$)	0.0142	5.00
	面外せん断力	面外せん断応力度 (N/mm^2)	0.538	2.91

注記* : 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、VI-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*		許容値
	評価値	評価点	
引張ひずみ	0.00023	P5	0.00300
圧縮ひずみ	0.00055	P6	0.00500
変位量[mm]	0.68	P3	4.50

注記* : 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 13033 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	応力分類	単位	評価値*	許容値
P8	フランジプレート (外側)	曲げ応力	MPa	65	317
		せん断応力	MPa	9	158
P9	フランジプレート (内側)	曲げ応力	MPa	269	444
		せん断応力	MPa	20	221
P10	ガセットプレート (外側)	曲げ応力	MPa	-	-
		せん断応力	MPa	46	158
P11	ガセットプレート (内側)	曲げ応力	MPa	-	-
		せん断応力	MPa	91	158
P12	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	3.6	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	7.2	27.5

注記* : 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 13033 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 P1~7 は水力学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	応力分類	単位	評価値*	許容値
P8	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
P9	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
P10	ガセットプレート (外側)	曲げ応力	MPa	-	-
		せん断応力	MPa	29	158
P11	ガセットプレート (内側)	曲げ応力	MPa	-	-
		せん断応力	MPa	81	158
P12	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	6.4	27.5

注記* : 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 13033 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 P1~7 は水力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	応力分類	単位	評価値*	許容値
P1	ベースプレート	引張応力	MPa	116	196
		曲げ応力	MPa	265	453
P2	ガセットプレート	曲げ応力	MPa	39	327
		せん断応力	MPa	11	163
P3	基礎ボルト	引張応力	MPa	263	473
P4	ベアリングプレート	曲げ応力	MPa	169	327
P5	コンクリート部	圧縮応力度	N/mm ²	9.7	25.0
		せん断応力度	N/mm ²	0.3	1.1

注記* : 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 13033 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	応力分類	単位	評価値*	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	リターンラインの 垂直管との結合部	一次応力	MPa	11	124

注記* : 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 13033 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 ダイアフラムフロア

評価点 番号	評価点	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	c σ c	N/mm ²	1	No. 3	-2.8	-21.5
			N/mm ²	2	No. 4	-7.0	-24.2
		s σ c	N/mm ²	2	No. 2	-51.7	-343
		s σ t	N/mm ²	2	No. 4	131.7	343
		面外せん断力	N/mm	2	No. 4	753	944
P2	鉄筋コンクリート スラブ円周方向	c σ c	N/mm ²	1	No. 2	-0.7	-21.5
			N/mm ²	2	No. 4	-9.0	-24.2
		s σ c	N/mm ²	2	No. 4	-151.1	-343
		s σ t	N/mm ²	1	No. 4	14.7	343
		面外せん断力	N/mm	2	No. 4	161	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	176	305
		せん断応力度	N/mm ²	-	No. 3	22	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	2.842 ×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 13033 号にて認可された工事計画の IV-3-4-3-3 「ダイア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 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 の許容値を用いた。

注) ・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する。

・c σ c はコンクリートの圧縮応力度、s σ c は鉄筋の圧縮応力度、s σ t 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	応力分類	単位	評価値*	許容値
P1	原子炉本体基礎側端部	組合せ 応力度	N/mm ²	134	425
P4	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	178	425
P7	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	29	425
P11	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	125	425
P15	原子炉格納容器側端部	組合せ 応力度	N/mm ²	128	425

注記* : 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 13033 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	応力分類	単位	評価値*	許容値
P1	円筒部 (内筒)	面内せん断 応力度	N/mm ²	10	245
		組合せ応力度	N/mm ²	139	425
	円筒部 (外筒)	面内せん断 応力度	N/mm ²	24	245
		組合せ応力度	N/mm ²	141	425
P2	たてリブ	面内せん断 応力度	N/mm ²	77	245
		組合せ応力度	N/mm ²	138	425
P4	ベアリング プレート	曲げ応力度	N/mm ²	385	491

注記* : 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作動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) 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。評価点 P5 は水力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* ²
P1	エンドコア	一次膜応力+ 一次曲げ応力	MPa	10	203
P2	エンドディスク	一次膜応力+ 一次曲げ応力	MPa	16	203
P3	中間ディスク	一次膜応力+ 一次曲げ応力	MPa	15	203
P4	アウターリム	一次膜応力	MPa	23	113
		一次膜応力+ 一次曲げ応力	MPa	25	203
P5	インナーギャップ	一次膜応力	MPa	16	113
		一次膜応力+ 一次曲げ応力	MPa	17	203
P6	最終列位置	一次膜応力+ 一次曲げ応力	MPa	2	203
P7	第一列位置	一次膜応力+ 一次曲げ応力	MPa	21	203
P8	フランジ接触面	一次膜応力+ 一次曲げ応力	MPa	17	203
P9	フランジ	曲げ応力	MPa	15	203
P10	ストレーナ取付部ボルト	引張応力	MPa	7	223

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 VI-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。

*2：H6 年告示第 5 0 1 号及び設計・建設規格に基づく許容値の小さい値を記載。

表参考 6-22 残留熱除去系ストレーナ部ティー

評価部位	適用規格	応力分類	単位	評価値*	許容値
ティー	設計・建設規格	一次応力	MPa	40	187
	S55 年告示第 5 0 1 号	一次応力	MPa	22	124

注記*：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 VI-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 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* ²
P1	エンドコア	一次膜応力+ 一次曲げ応力	MPa	4	214
P2	エンドディスク	一次膜応力+ 一次曲げ応力	MPa	12	214
P3	中間ディスク	一次膜応力+ 一次曲げ応力	MPa	9	214
P4	アウターリム	一次膜応力	MPa	19	119
		一次膜応力+ 一次曲げ応力	MPa	20	214
P5	インナーギャップ	一次膜応力	MPa	7	119
		一次膜応力+ 一次曲げ応力	MPa	8	214
P6	最終列位置	一次膜応力+ 一次曲げ応力	MPa	3	214
P7	第一列位置	一次膜応力+ 一次曲げ応力	MPa	16	214
P8	フランジ接触面	一次膜応力+ 一次曲げ応力	MPa	14	214
P9	フランジ	曲げ応力	MPa	12	214
P10	ストレーナ取付部ボルト	引張応力	MPa	6	244

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 VI-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。

*2：H6 年告示第 5 0 1 号及び設計・建設規格に基づく許容値の小さい値を記載。

表参考 6-24 高圧炉心注水系ストレーナ部ティー

評価部位	適用規格	応力分類	単位	評価値*	許容値
ティー	設計・建設規格	一次応力	MPa	33	190
	S55 年告示第 5 0 1 号	一次応力	MPa	19	128

注記*：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 VI-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 6-25 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	こし筒とフランジの取付け部	一次膜応力+一次曲げ応力	MPa	14	128
P2	フランジ	曲げ応力	MPa	1	122
P3	ストレーナ取付部ボルト	引張応力	MPa	1	244

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VI-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：H6 年告示第 5 0 1 号及び設計・建設規格に基づく許容値の小さい値を記載。

表参考 6-26 原子炉隔離時冷却系ストレーナ部ティー

評価部位	適用規格	応力分類	単位	評価値*	許容値
ティー	設計・建設規格	一次応力	MPa	1	190
	S55 年告示第 5 0 1 号	一次応力	MPa	1	128

注記*：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VI-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学的動荷重について

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学的動荷重について検討した。

本参考資料では、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学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。

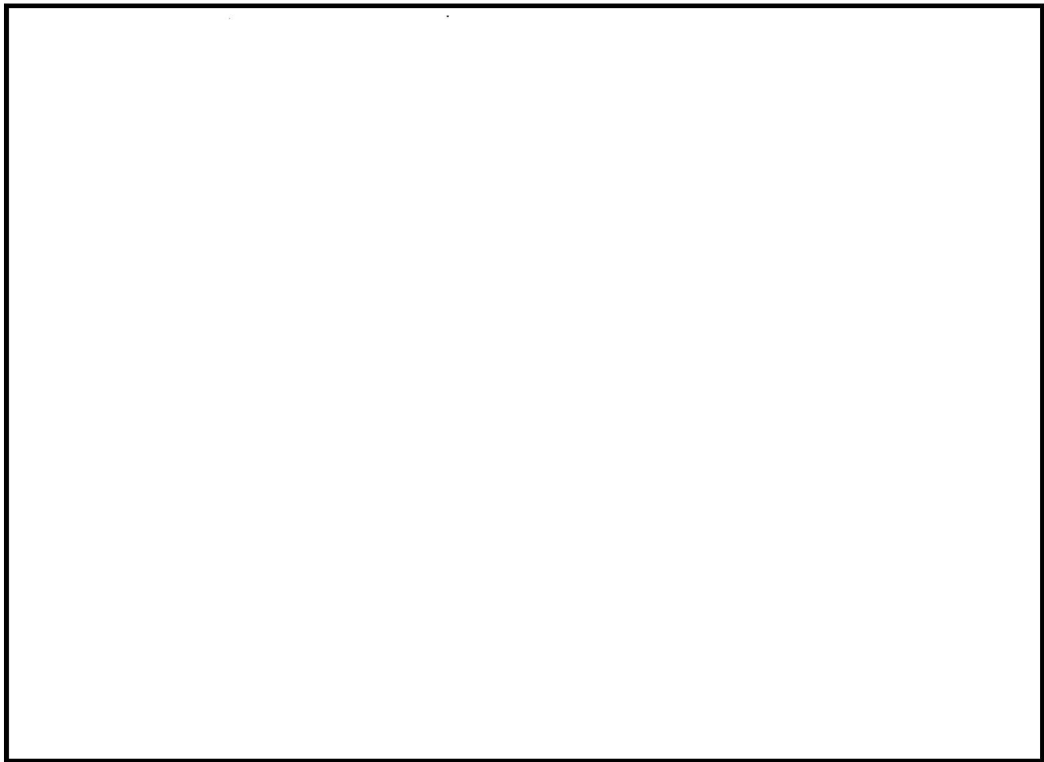
ZONE1：低蒸気流束下での蒸気凝縮であり、不定期で比較的低い振幅の振動が生じる。

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：臨界流に近い又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。

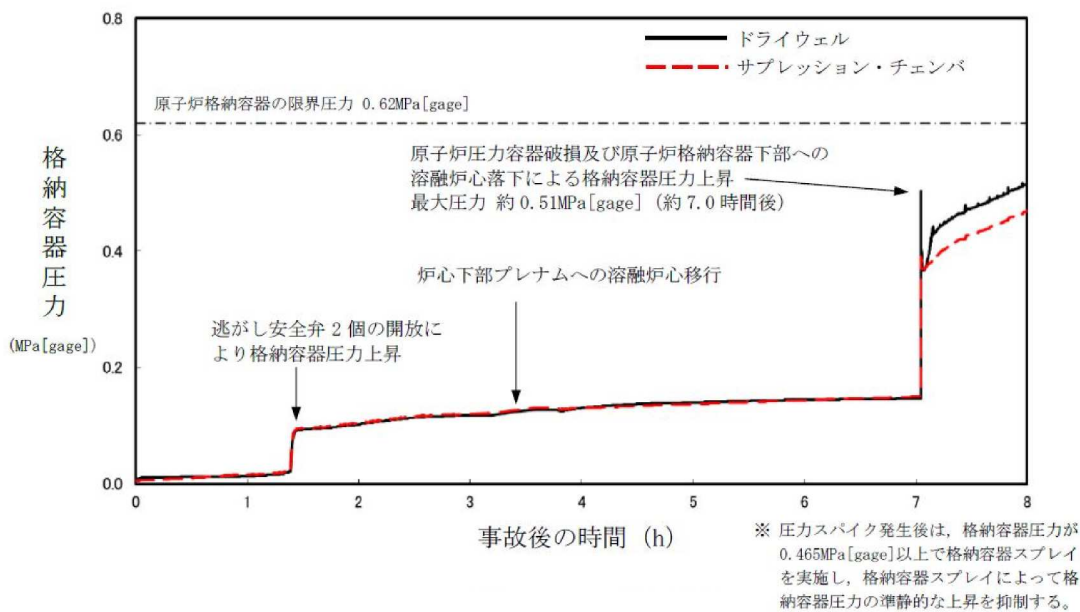


図参考 7-2-1 ストレートパイプ型 SRV における蒸気凝縮モードマップ

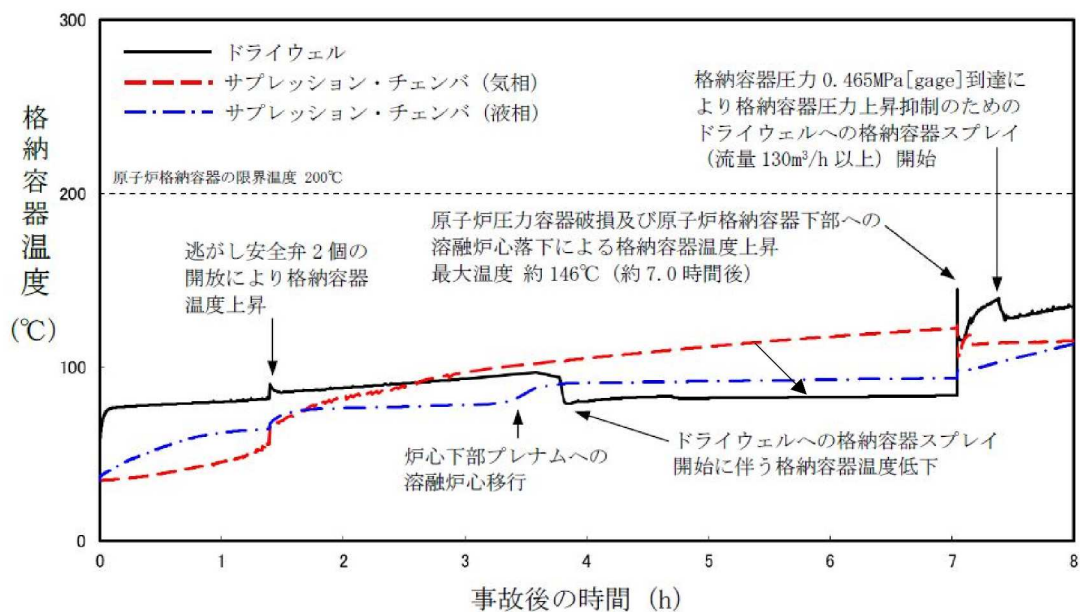
2.2 FCI 発生時の蒸気凝縮モード

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。

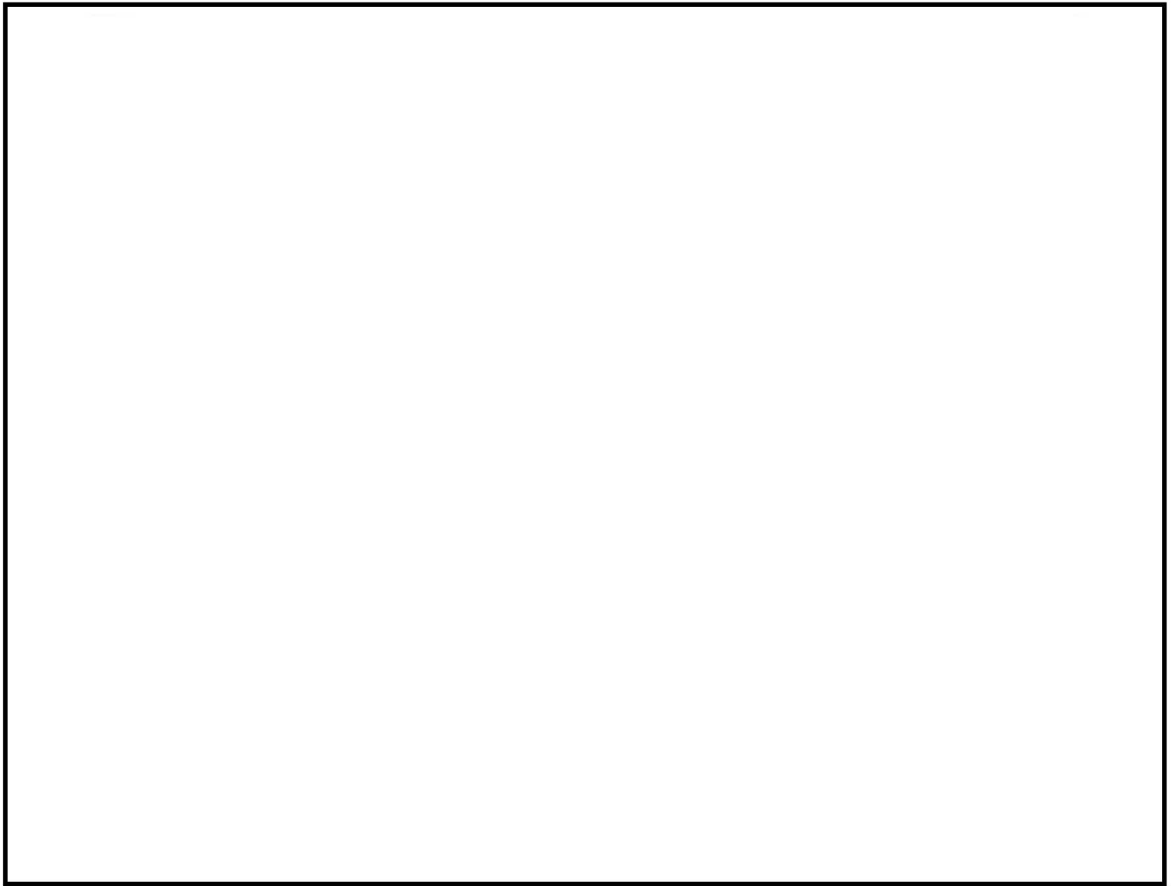
したがって、FCI 有効性評価と同じベント管蒸気流束であっても、安定凝縮状態であると考えられる。



図参考 7-2-2 格納容器圧力



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から、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。

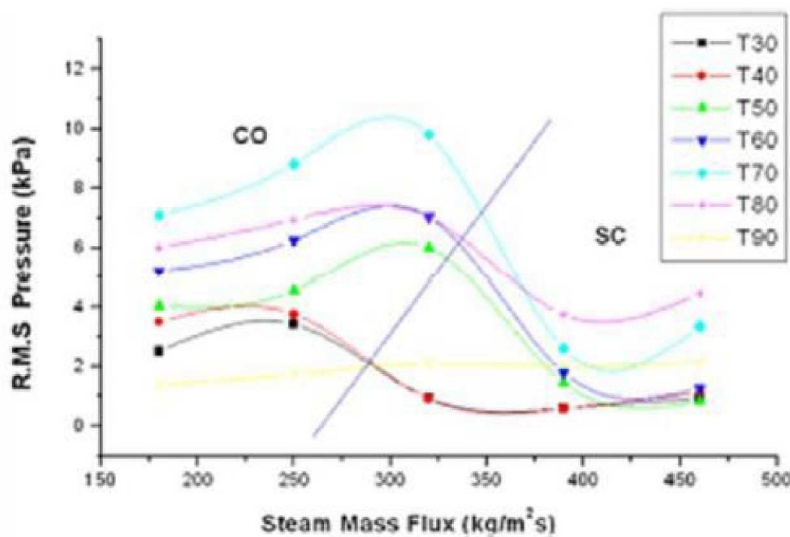
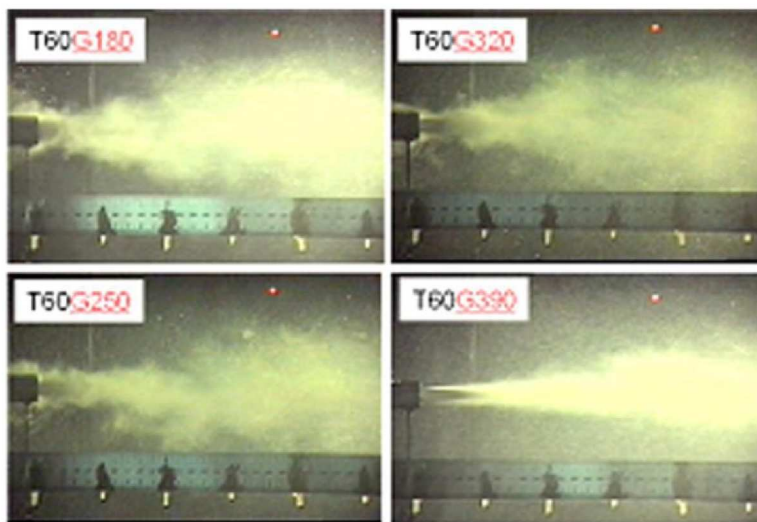
3.1 蒸気流束と水力的荷重の関係について

3.1.1 蒸気凝縮モードと水力的荷重の関係について

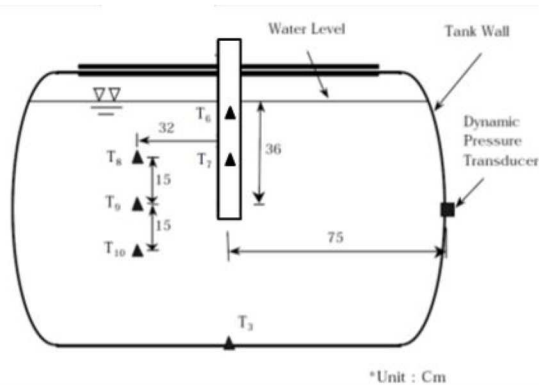
プール水中での蒸気の凝縮モードは蒸気流束の増加に伴い、凝縮振動 (CO) から安定凝縮 (SC) に遷移するが、安定凝縮 (SC) モードでは、発生する水力的荷重は、凝縮振動 (CO) モードに比べ小さくなることが知られている。図参考 7-3-1 に Song らの実験^[2]の例を示す。図参考 7-3-1 では、蒸気流束の増加に伴い、凝縮モードが凝縮振動 (CO) から安定凝縮 (SC) へと遷移し、水力的荷重は減少している。また、図参考 7-3-1 上部の写真のうち、右下の写真は蒸気流束の高い 390kg/s/m^2 における蒸気凝縮の様子をとらえた写真であるが、凝縮界面はベント管から離れ、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)



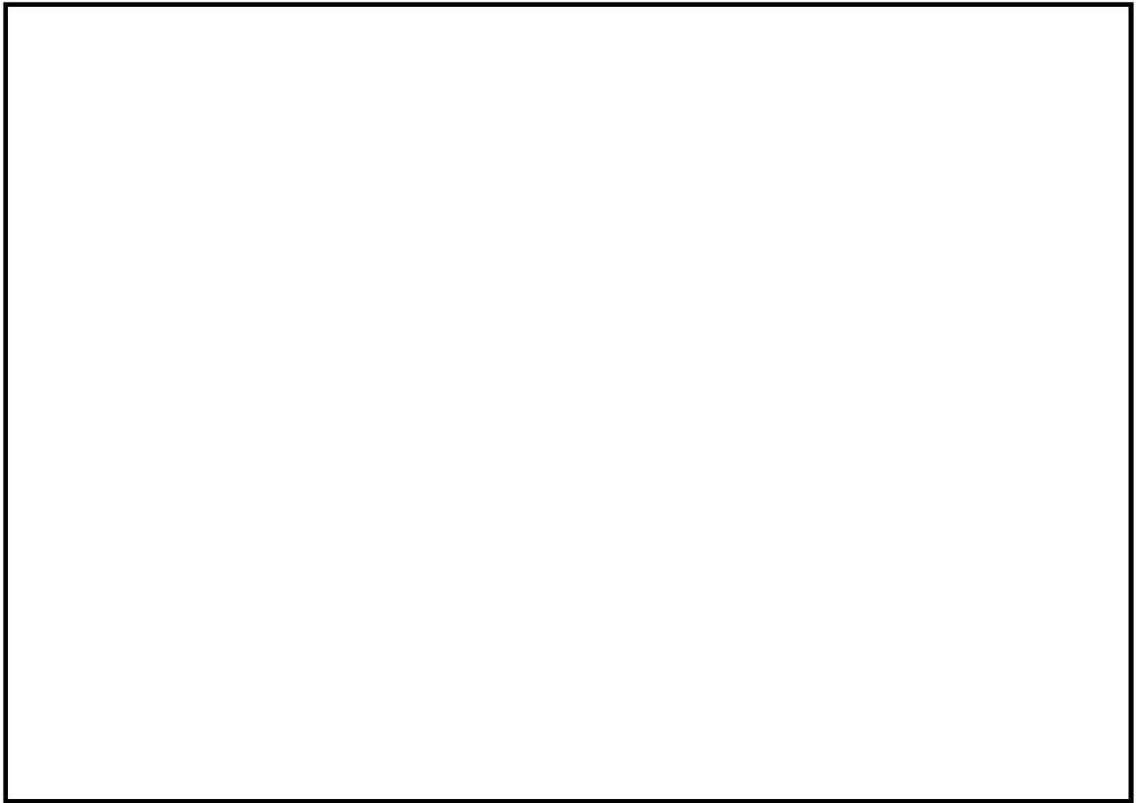
試験体系



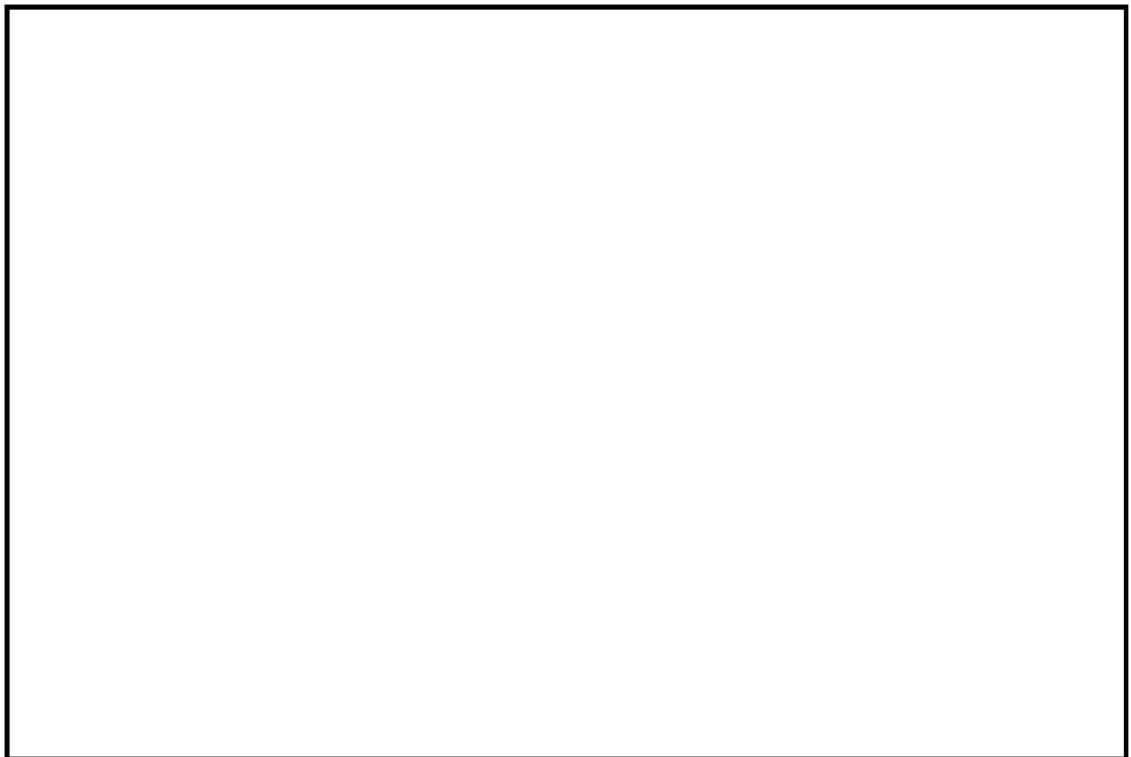
注：凡例の T の後ろの数字はプール水温 (°C)、G の後ろの数字は蒸気流束 (kg/s/m²) を表す。

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 サブクール度が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。



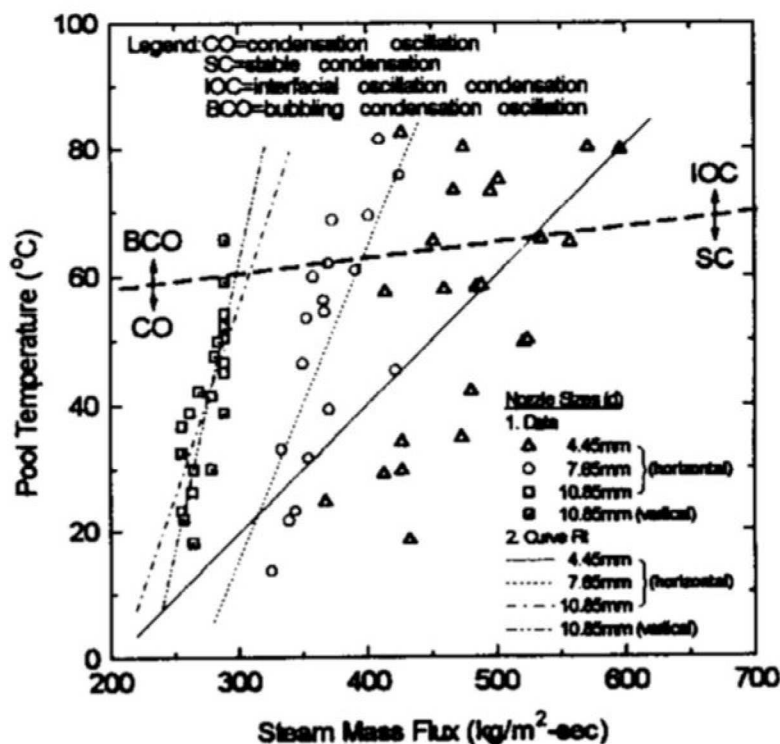
図参考 7-3-2 ストレートパイプ型 SRV 作動時の圧力振動



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

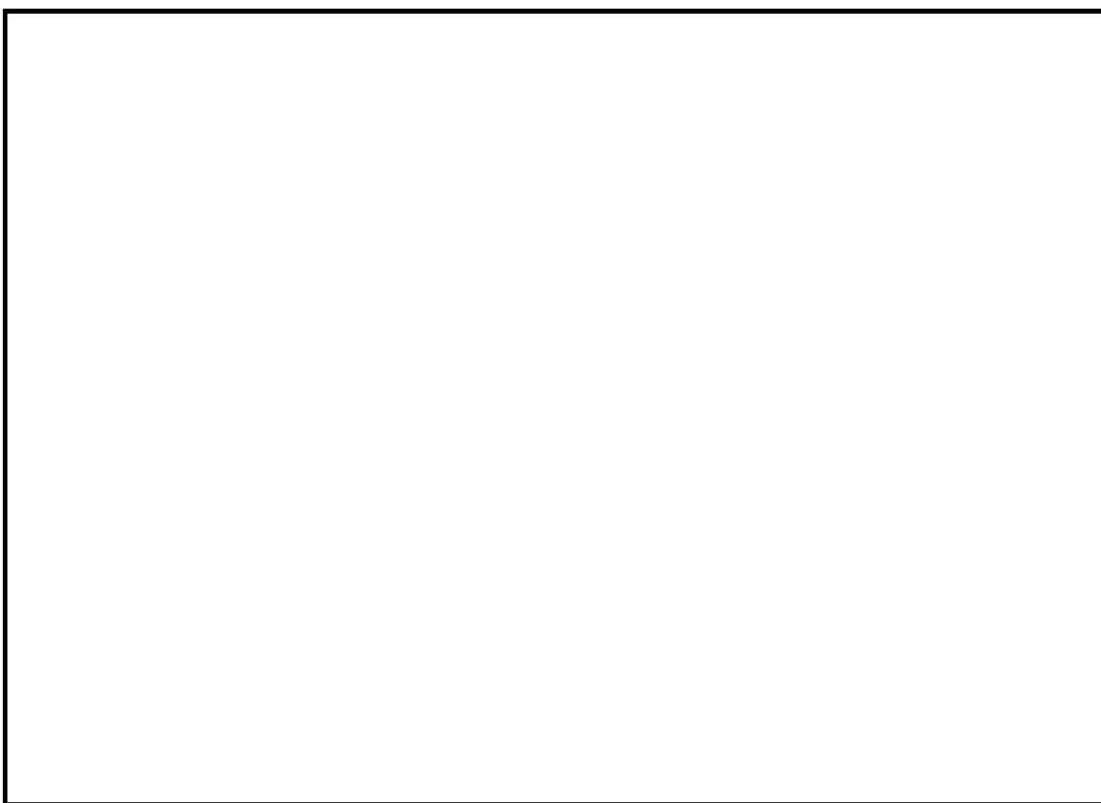
ここでは ABWR 開発時に実施した水平ベント確認試験の 1/2.5 サブスケール試験^[5] (Sub-scale test; SST, 試験施設は図参考 7-3-5 参照) で観察された水力的荷重の傾向について述べる。SST で実施された複数の試験ケースを表参考 7-3-1 にまとめる。このうち高蒸気流束条件であり、かつ試験装置内をあらかじめ蒸気置換 (プリパージ) したケースである SST-4 に着目すると、図参考 7-3-6 に示すとおり、ベントクリアが完了していると考えられる試験開始 秒後以降から 秒過ぎまでの間、ベント管蒸気流束の計算値は単調低下の傾向にある。この間、プール床面の圧力 (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 (CO) 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 CO 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 (CO) 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証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く、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 (CO) 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 (CO) 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 (CO) 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 (CO) 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 7-3-12, 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 (CO) 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。

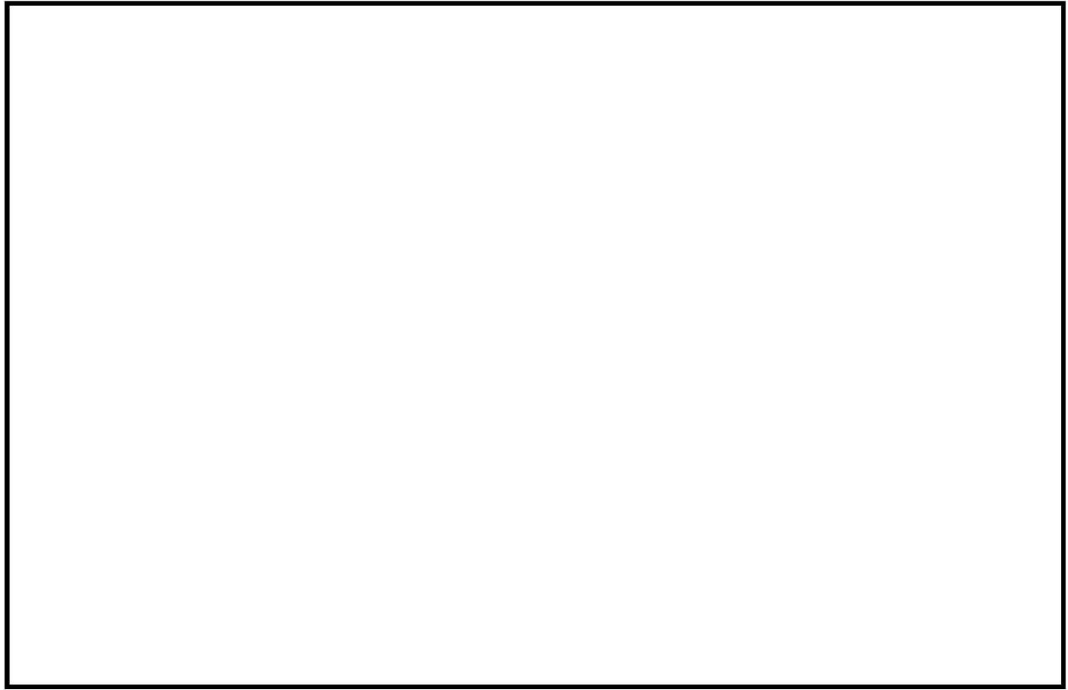


図参考 7-3-5 SST 試験施設

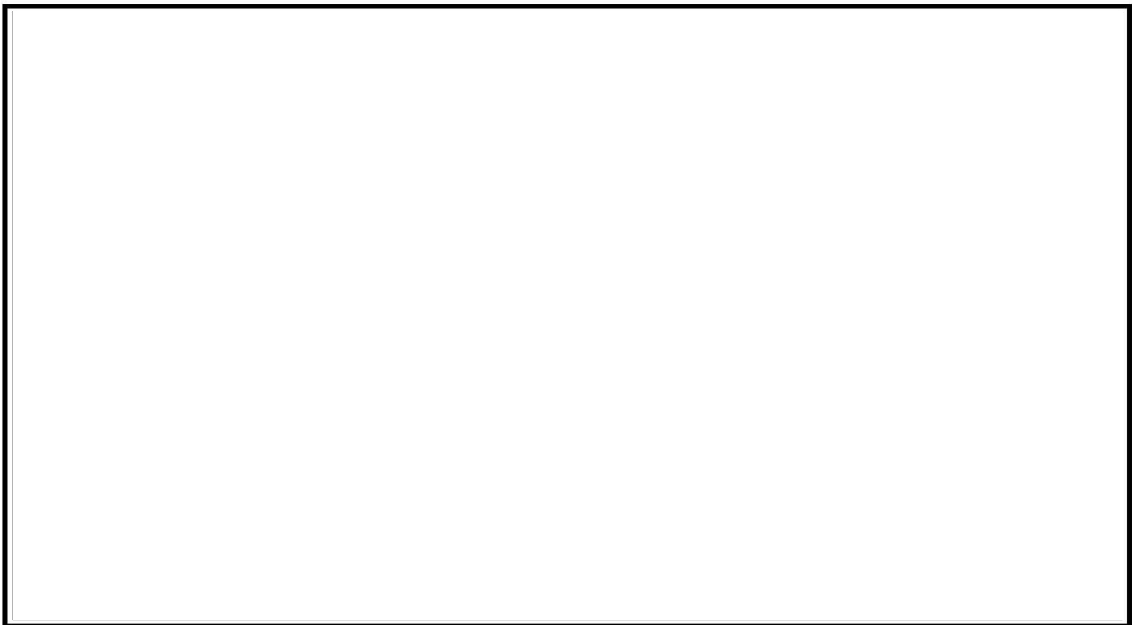
表参考 7-3-1 SST 試験ケース

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	プール水温の影響確認
SST-3					120	背圧の影響確認
SST-4						
SST-5		あり	20	120	スケール則の確認	
SST-6			33			
SST-7		1.75	20	130	気相破断	
SST-8						
SST-9	気相	2.125	なし	0	130	下部 D/W なしの影響確認
SST-10	液相	2.5		0	120	中規模破断
SST-11		1.75		0		
SST-12	気相	2.125		0	70	プール水温の影響確認
SST-14				あり	20	130

注記* : 試験開始前に PCV 内を蒸気置換すること。



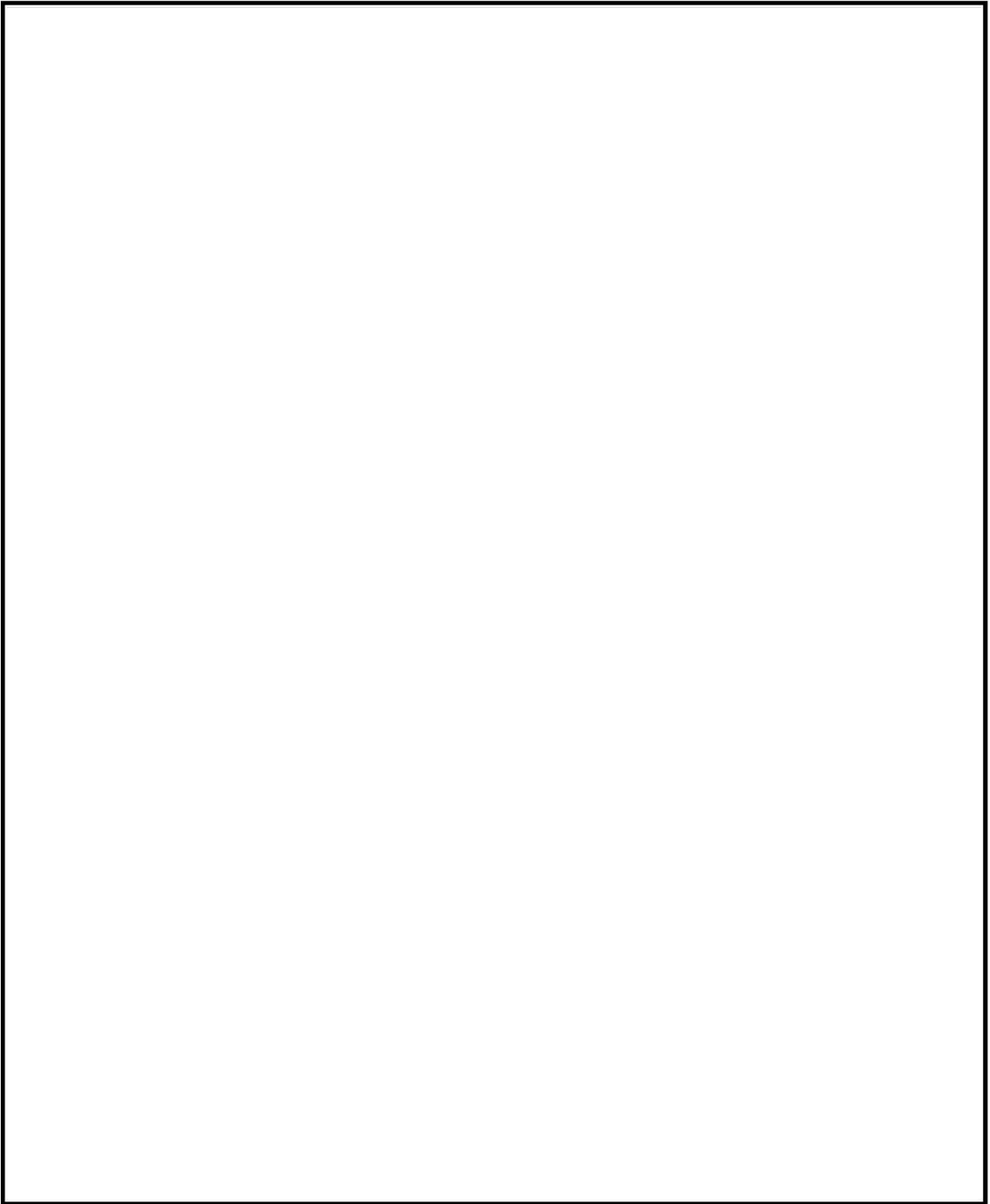
図参考 7-3-6 SST-4 のベント管蒸気流束



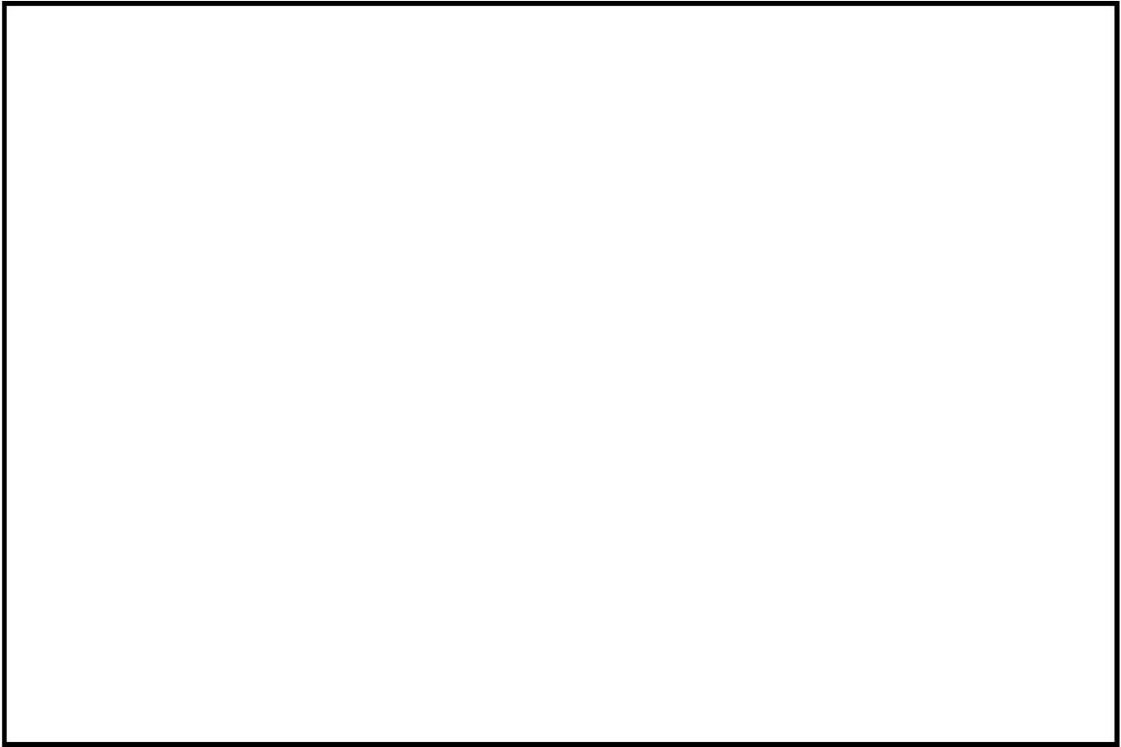
図参考 7-3-7 SST-4 の圧力変化



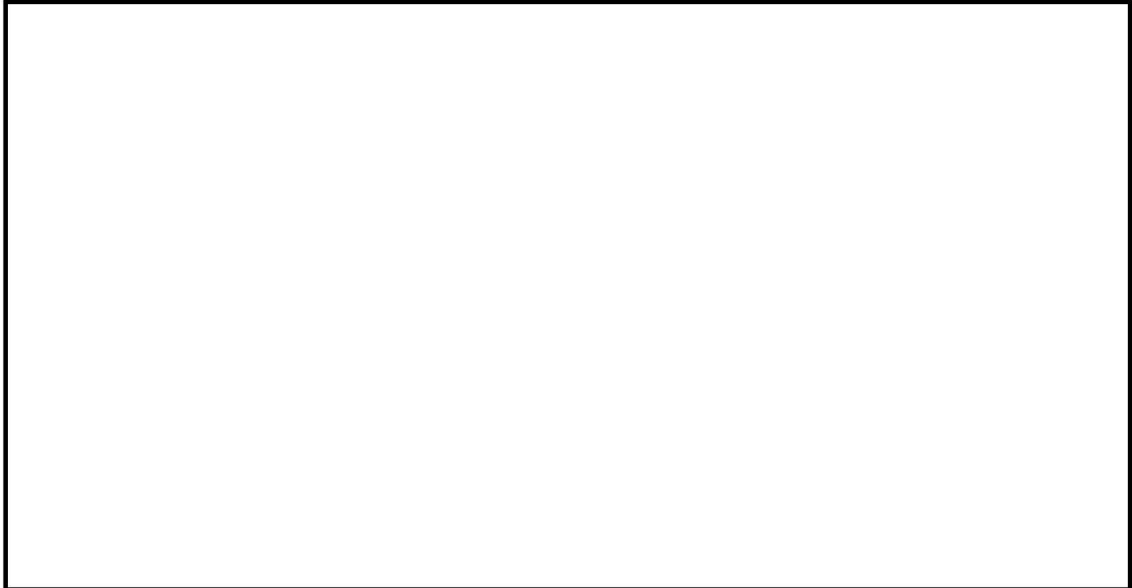
図参考 7-3-8 SST-2 のベント管蒸気流束



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



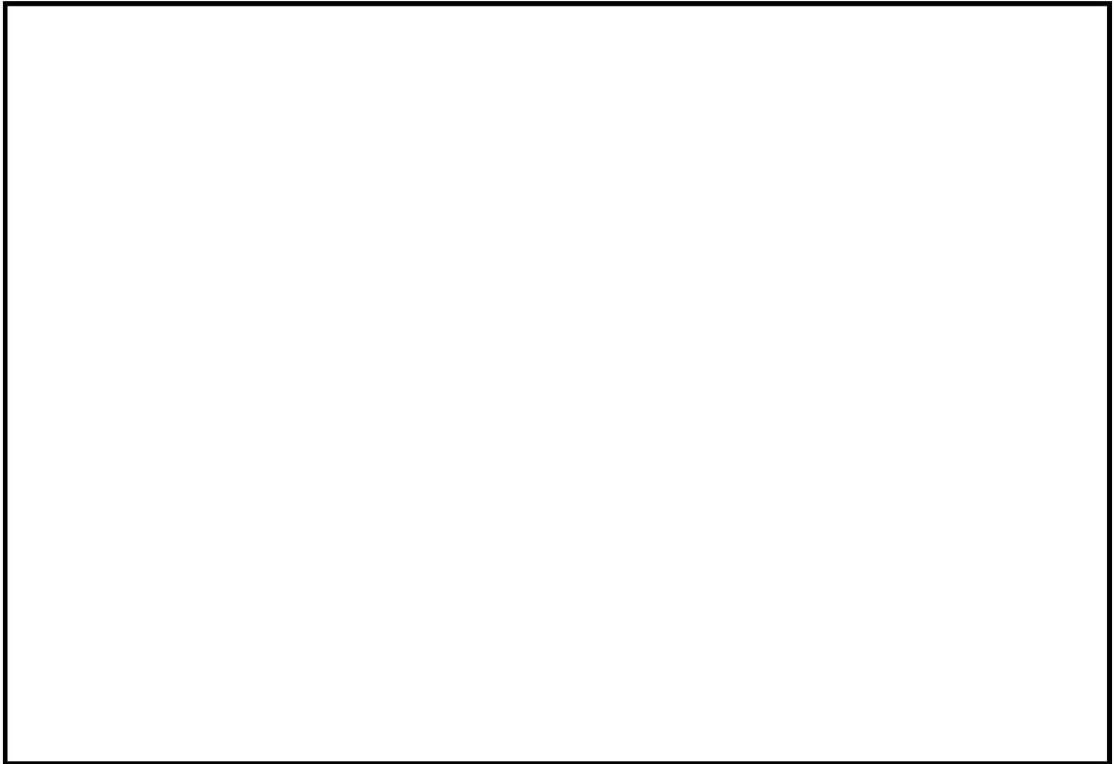
図参考 7-3-11 SST-1 の圧力変化



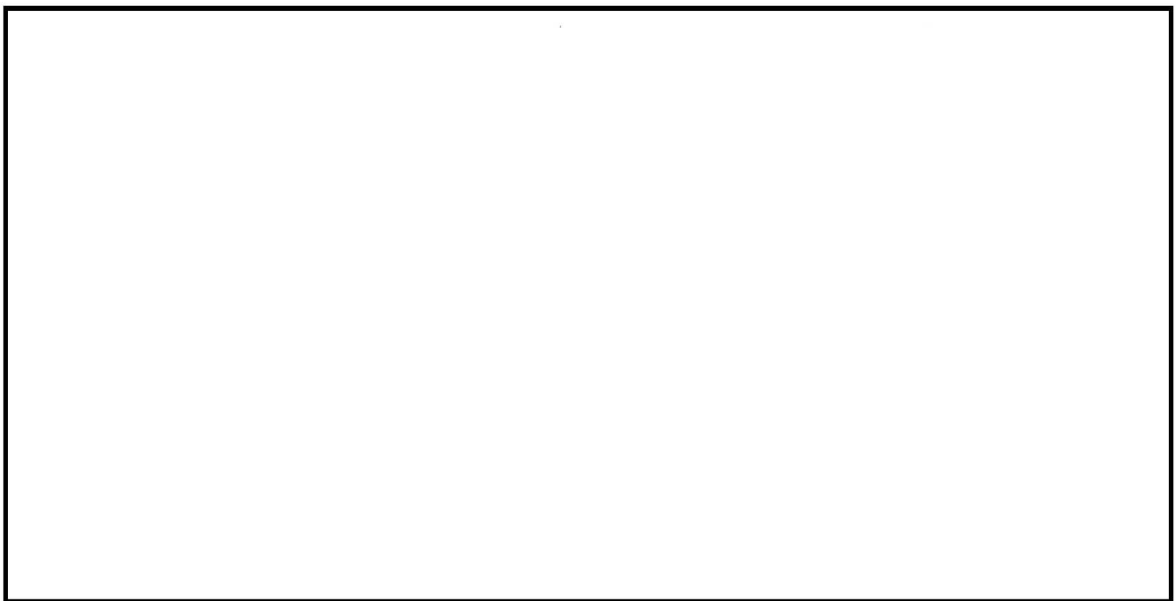
図参考 7-3-12 SST-2 のベント管蒸気流束



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

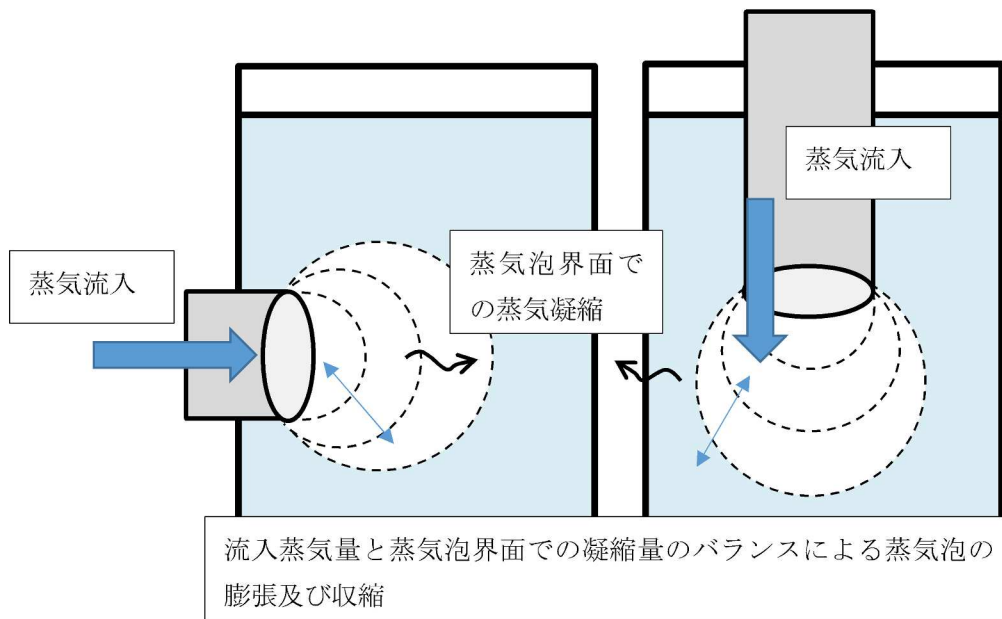
2. 及び 3. で参照したのはいずれも垂直管又はストレートパイプ型 SRV に関する知見であり、水中への蒸気の吹き出し方向及び吹き出し口の分岐の有無の点で ABWR の水平ベント管と異なっている。以下では、これらの違いによる凝縮挙動への影響について考察した。

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ると、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

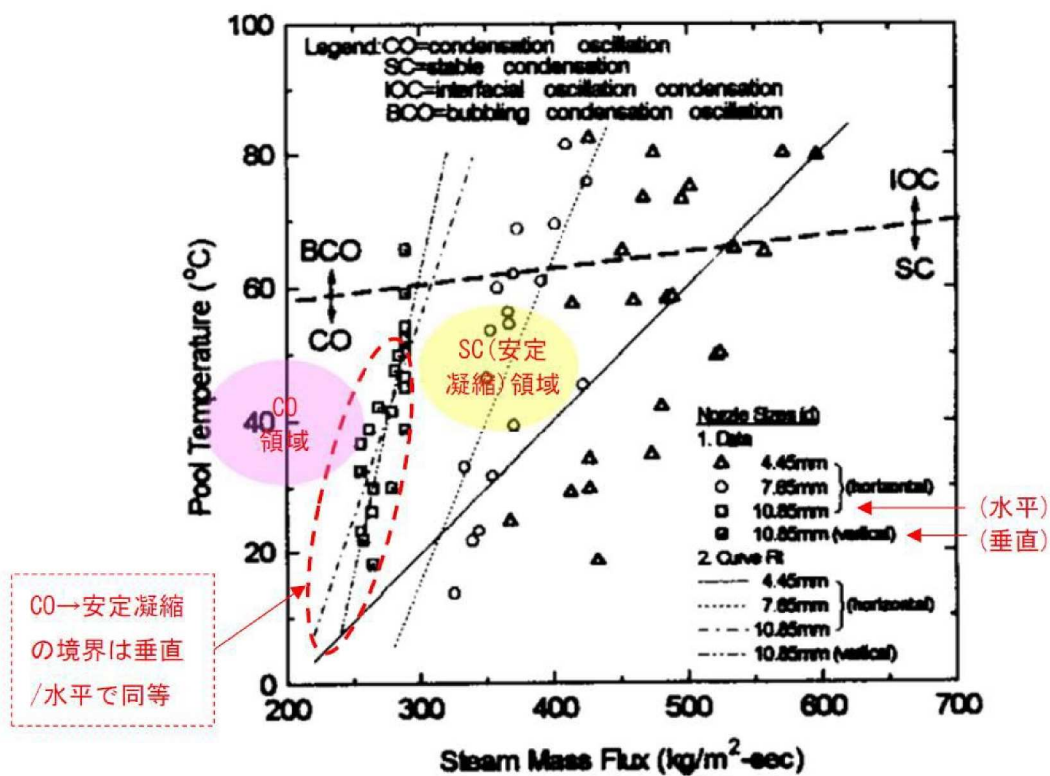
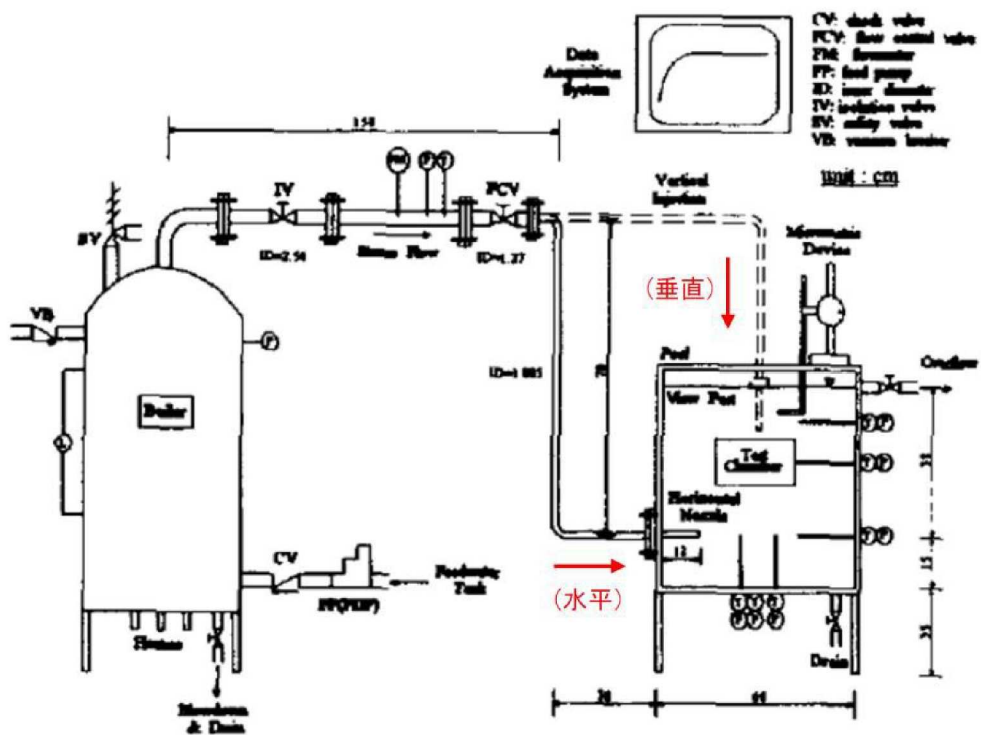


図参考 7-4-2 蒸気凝縮試験の様子

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]

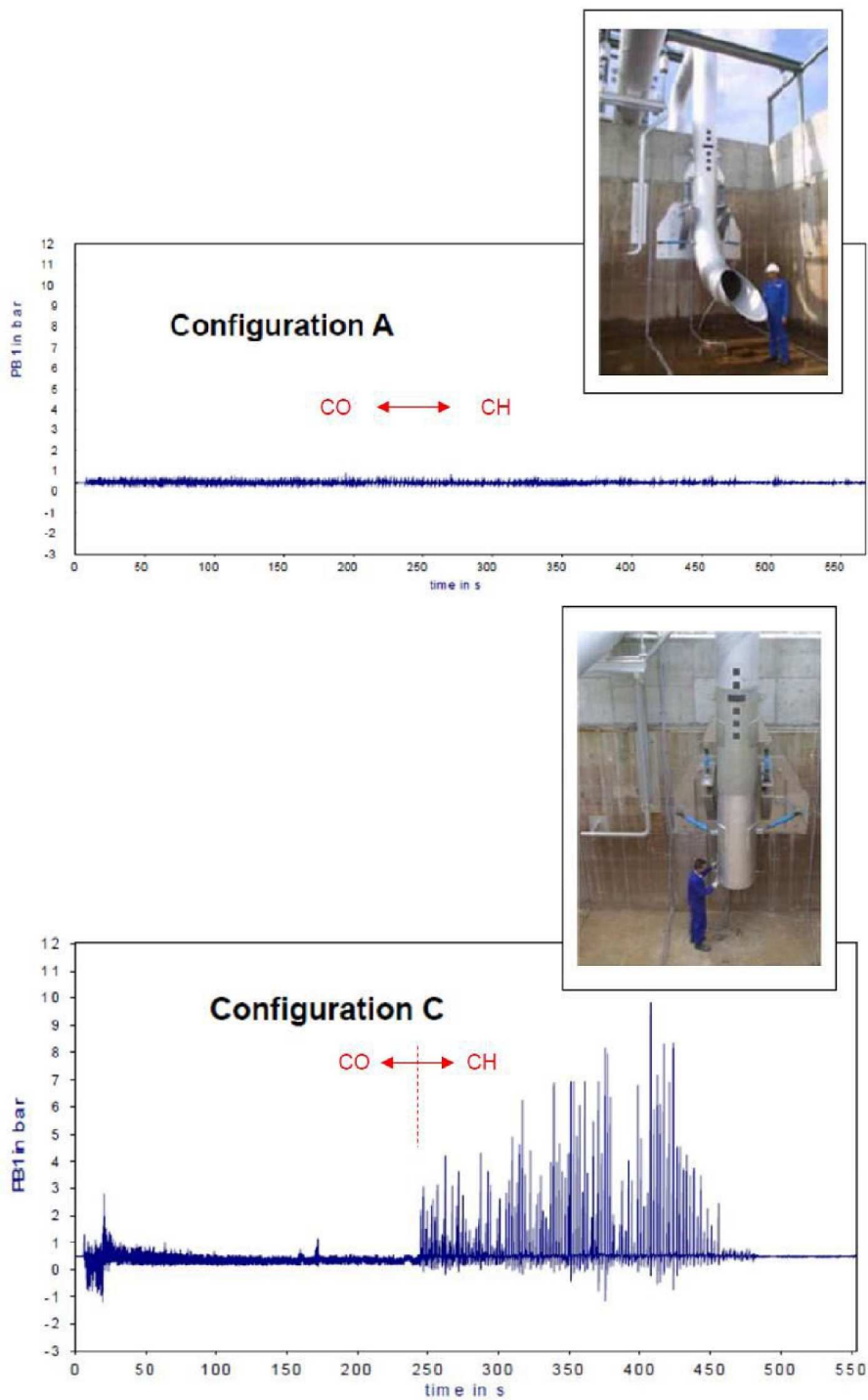
小規模（ノズル口径 5～10mm）の試験装置で、凝縮モードマップを作成している（図参考 7-4-3）。凝縮振動（CO）領域と安定凝縮（SC）領域の間の遷移境界に、垂直管／水平管で違いがみられないことから、いずれの吹き出し方向でも蒸気凝縮挙動に大きな違いはないものと考えられる。



図参考 7-4-3 実験装置及び凝縮モードマップ

4.2.2 AREVA 社試験^[8]

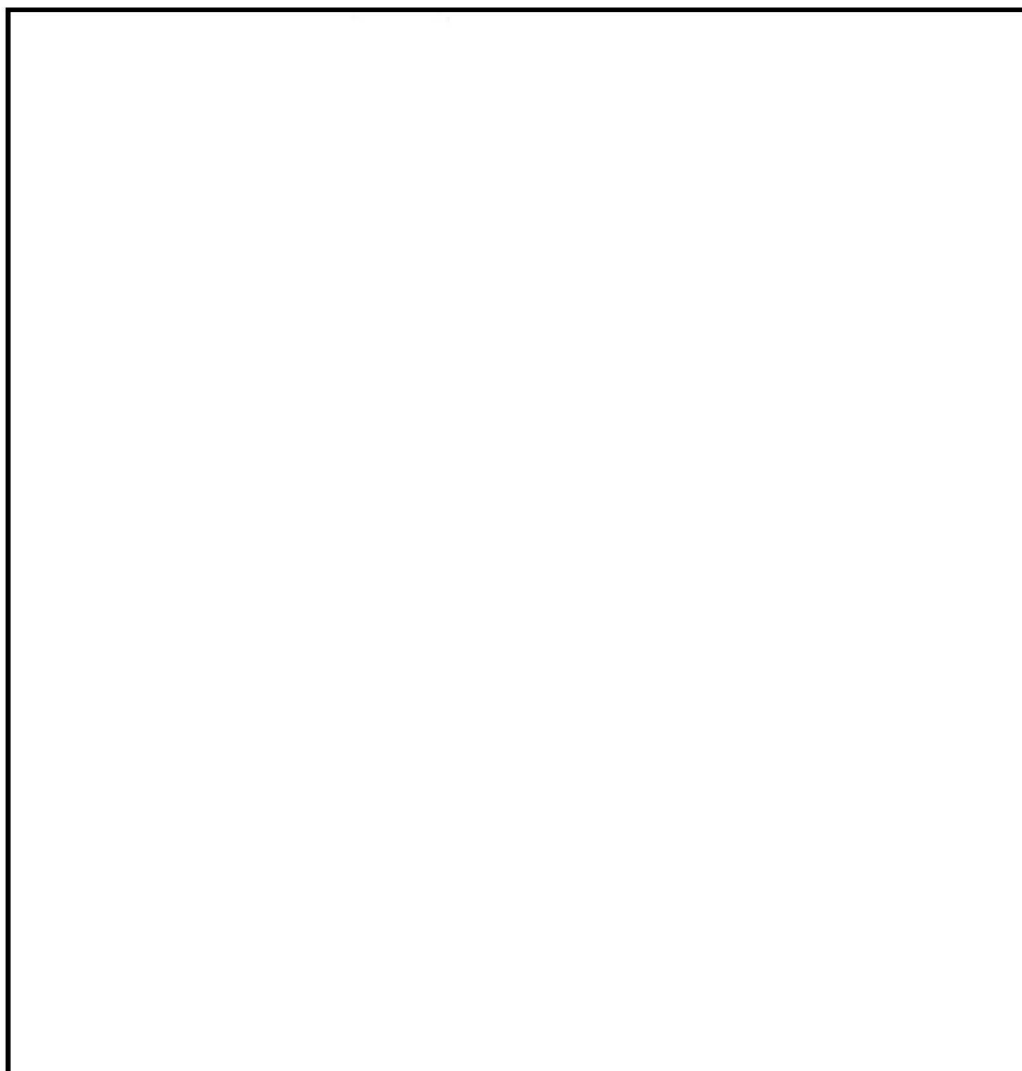
実規模ベント管形状（1本）で試験を実施しており，CO 期間の圧力振動には垂直管／水平管で大きな差異は観察されていない（図参考 7-4-4）。



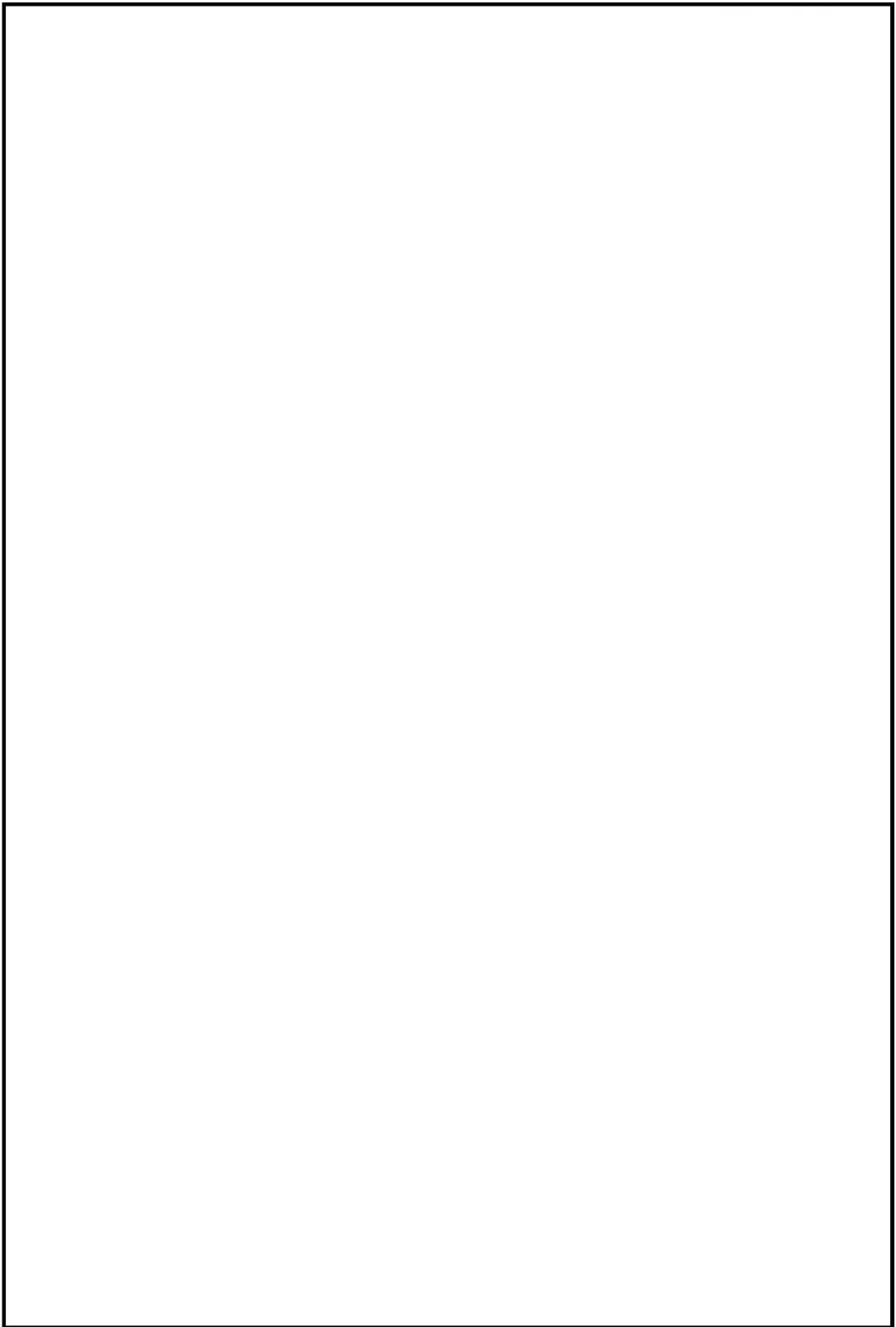
図参考 7-4-4 AREVA 社試験におけるプール底部の圧力振動

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)



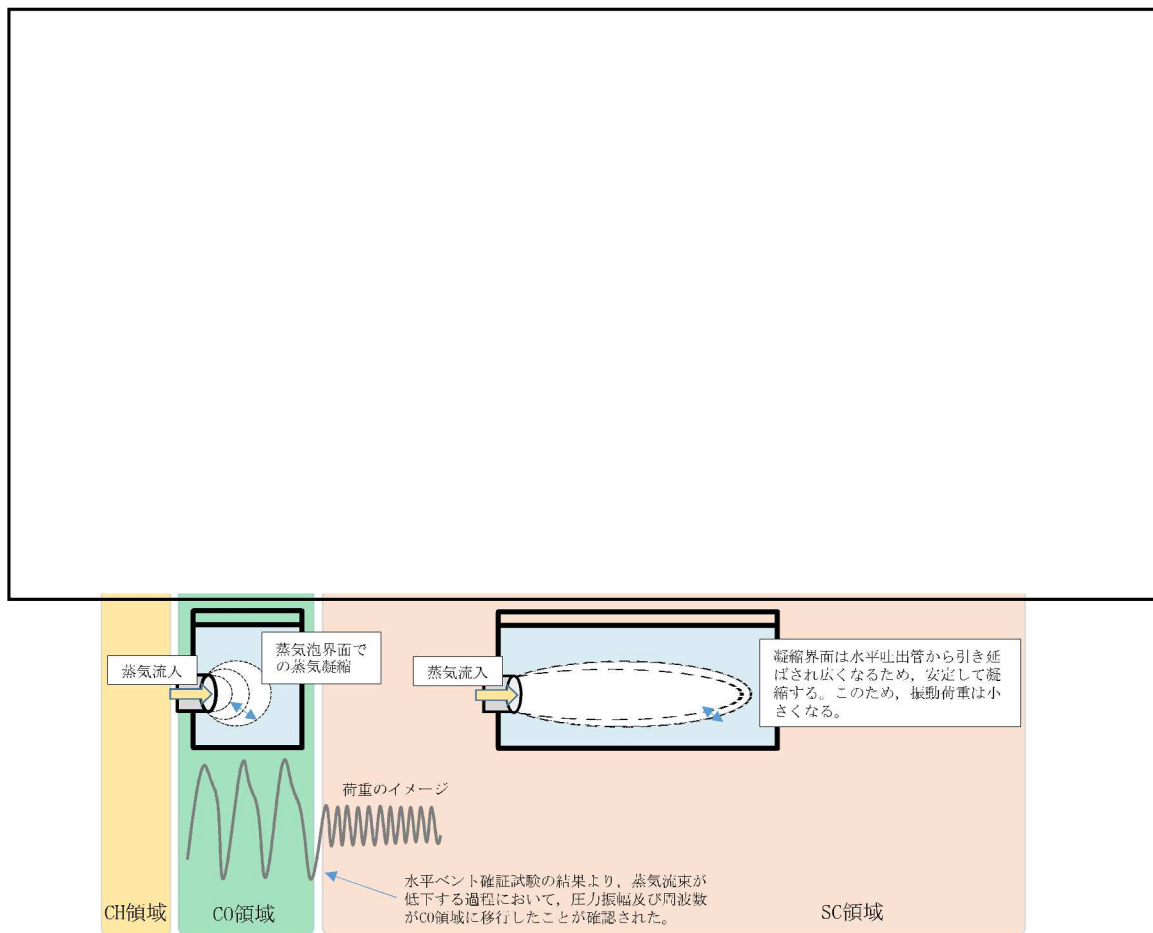
図参考 7-4-6 単一ベント管と多ベント管の荷重の比較

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、蒸気の吹出しの方向ではなく、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）が違ってても C0/SC の遷移領域の傾向は同様となっていること、また C0 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。水平ベント確認試験の結果等より、蒸気流束が水平ベント確認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、熔融燃料-冷却材相互作用発生時の水力的動荷重として、DBA における C0 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的荷重設定概念図

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

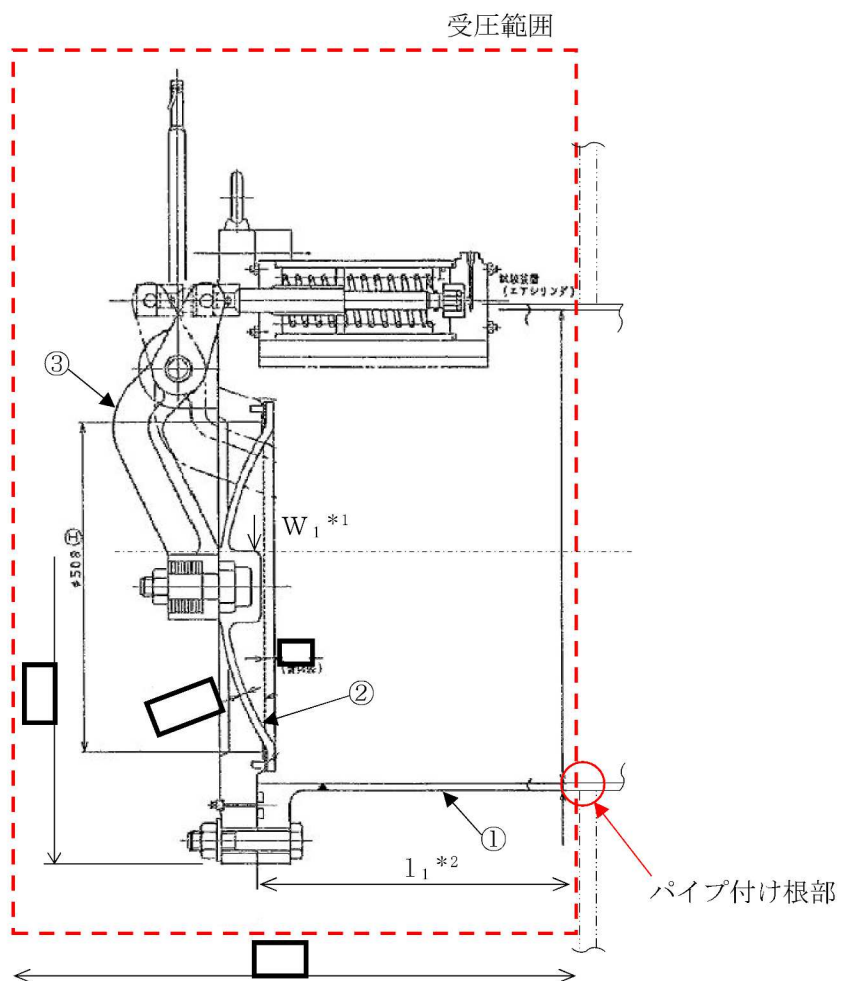
本資料は、5.2 で説明した、格納容器ベント実施時の水位上昇に伴い真空破壊弁に作用する荷重に対して、構造影響評価の内容をまとめたものである。

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 | ② バルブディスク | ③ アーム |
| $D_1 = \square$ | $l_1 = \square$ | $t_1 = \square$ |

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。

$$\text{曲げ応力 } \sigma_b = M/Z = \boxed{} / 7.447 \times 10^6 = \boxed{} \text{ MPa}$$

ここで、

$$Z : \text{付け根部の断面係数} = 7.447 \times 10^6 \text{ mm}^3$$

M : パイプ付け根に生じる曲げモーメント

$$= F \times L = 1.415 \times 10^4 \times \boxed{} = \boxed{} \text{ N}\cdot\text{mm}$$

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

$$\begin{aligned} &= 1/2 \times C_D \times \rho \times A \times V^2 = 1/2 \times 1.2 \times 1000 \times \boxed{} \times \boxed{}^2 \\ &= 1.415 \times 10^4 \text{ N} \end{aligned}$$

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 $\boxed{}$ MPa であり、パイプの許容応力 (379MPa) に対して十分裕度が確保されていることを確認した。