

## (2) 円筒タンク

NASTRAN の解析モデルを図 3、解析モデル諸元を表 2、NASTRAN による有効質量比算出結果及び容器指針における円筒タンクの有効質量比を図 4 に示す。

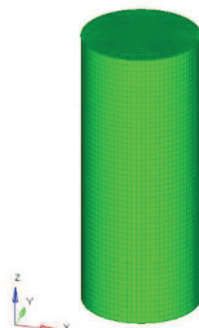


図 3 円筒タンク解析モデル

表 2 円筒タンク解析モデル諸元

半径	0.5m
高さ	2.5m
メッシュ数	約 6400

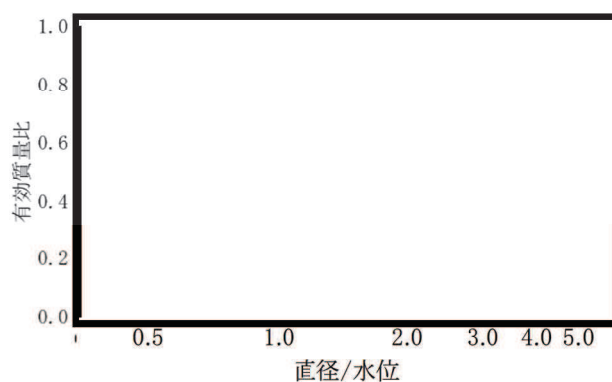


図 4 円筒タンクの有効質量比

## 4. 検討結果

図 2 及び図 4 の比較結果から、NASTRAN による有効質量比算出結果と容器指針における有効質量比がほぼ一致しており、NASTRAN による有効質量比算出は妥当であることを確認した。

## 原子炉建屋基礎版上における地震応答を用いる妥当性について

## 1. 概要

サプレッションチェンバは、ドライウェルとベント管を介して接続されるが、ベント管に設けられたベント管ベローズ（材質：オーステナイト系ステンレス鋼（SUS316L））により相対変位を吸収する構造となっているため、サプレッションチェンバの耐震評価に当たっては、ドライウェルの地震応答と切り離し、原子炉建屋基礎版上における地震応答を用いている。

本資料では、ベント管ベローズの構造及びサプレッションチェンバへの地震応答への影響を確認し、上記扱いの妥当性について確認する。

## 2. ベント管ベローズの構造

ベント管ベローズは、図1に示すとおり、サプレッションチェンバとベント管の熱膨張による相対変位や地震相対変位を吸収できる構造となっている。

また、地震相対変位によるサプレッションチェンバへの反力は、ベント管ベローズのばね定数と地震相対変位により算定することができる。サプレッションチェンバの荷重伝達イメージを図2に示す。

## 3. サプレッションチェンバの地震応答への影響

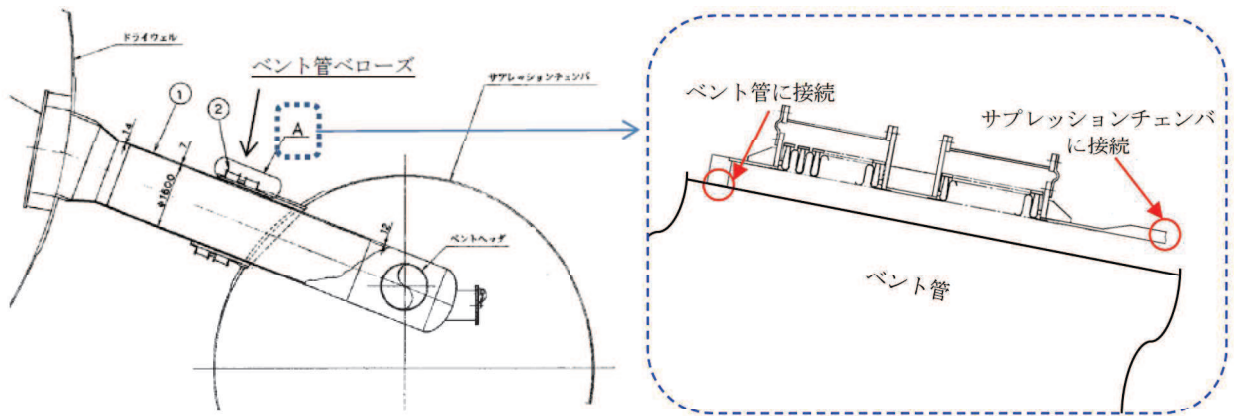
サプレッションチェンバとベント管の地震相対変位、ベント管ベローズの反力、サプレッションチェンバの地震荷重及びそれらの比率を表1に示す。評価用地震動は、添付書類「VI-2-1-7 設計用床応答曲線の作成方針」（原子炉建屋 O.P. -8, 100mm, 減衰 1% (RB-SsH-RBB3-010)）に記載のものを用いた。地震相対変位によるベント管ベローズの反力は、サプレッションチェンバの地震荷重に対して 1%程度と軽微であり、サプレッションチェンバの地震応答解析に原子炉建屋基礎版上における地震応答を用いることは、妥当と考えられる。

なお、オーステナイト系ステンレス鋼のひずみ速度に関する知見としてひずみ速度が  $1\text{sec}^{-1}$  以下となるものについては、ひずみ速度が耐力や設計引張強さに影響がないものとされている<sup>[1]</sup>。ベント管ベローズのひずみ速度は、 $7.9 \times 10^{-2}\text{sec}^{-1}$ 程度\*であり、上記知見を踏まえると、材料物性への影響がないと推定されるため、剛性に対しても同様に影響がないものと考えられる。

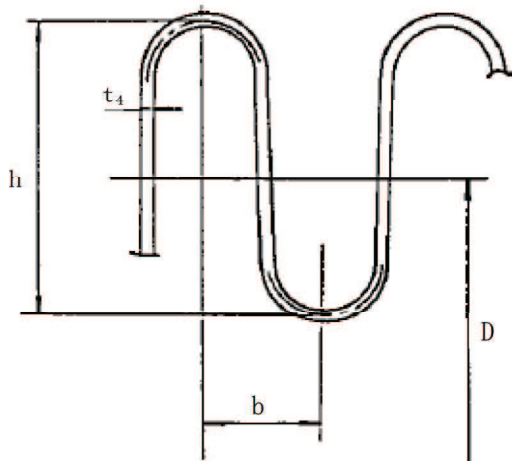
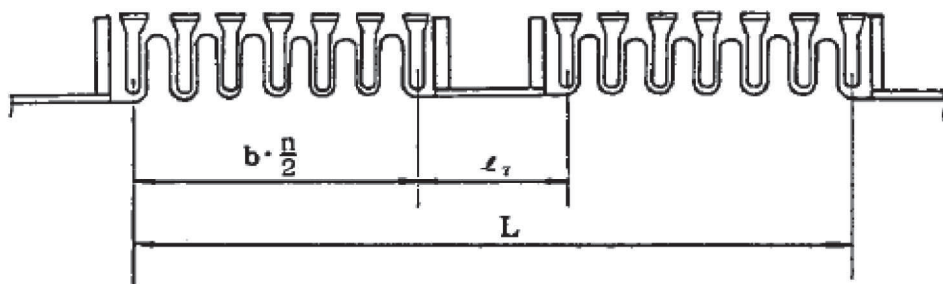
\* サプレッションチェンバの地震応答解析モデルの固有周期 T に対するサプレッションチェンバの最大ひずみ量  $\varepsilon$  の比 ( $\varepsilon/T$ ) からひずみ速度 ( $\text{sec}^{-1}$ ) を算出

---

参考文献[1]:Hiroe Kobayashi et al., Strain Rate of Pipe Elbow at Seismic Event and Its Effect on Dynamic Strain Aging, ASME Pressure Vessels and Piping Conference, July 26-30, 2009



a. ベント管ベローズの構造概要



- D = 1875
- b = 25
- L = 828
- $l_f = 228$
- $t_4 = 2$
- h = 73
- n = 2×6×2
- = 24

b. ベント管ベローズの主要寸法

図1 ベント管ベローズの構造

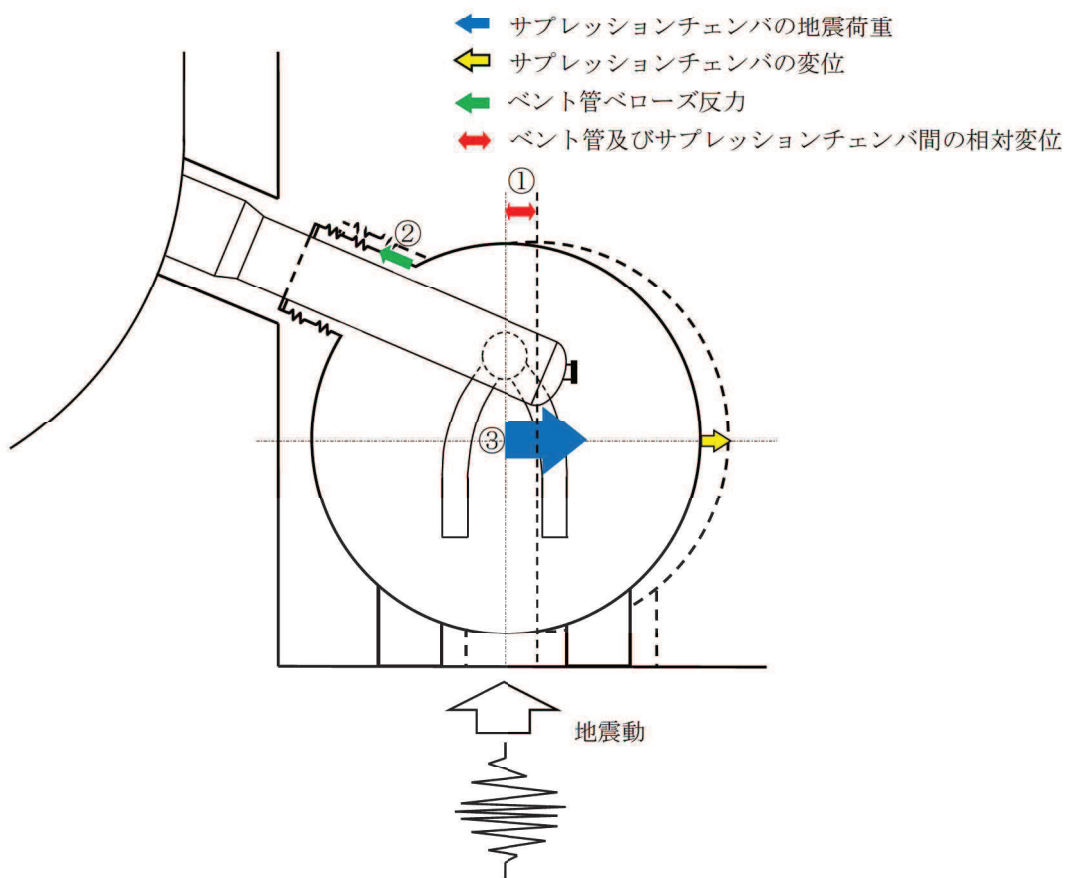


図2 サプレッションチェンバの荷重伝達イメージ

表1 相対変位による影響評価結果

項目*	評価値
① 地震相対変位	211.4 mm
② 地震相対変位による ベント管ベローズの反力	$1.029 \times 10^5$ (N)
③ サプレッションチェンバ の地震荷重	$9.427 \times 10^7$ (N)
比率 (②/③)	1%

注記\*：項目の①～③は、図2の番号に対応する



## ボックスサポートの耐震評価における応力算出方法の考え方

### 1. 概要

ボックスサポートの耐震評価における応力算出は、既工認で公式等による応力評価を行っていることを踏まえ、今回工認においても同様に公式等による応力評価を行い、個別に詳細評価が必要な場合に FEM 解析による応力評価を行っている。なお、サプレッションチェンバの応力評価は、3次元 FEM 解析モデルによる応力評価を行っている。

本書では、今回工認におけるボックスサポートの耐震評価における応力算出方法に対して、公式等による応力評価を行うことの考え方について説明する。

### 2. 耐震評価における応力算出方法の考え方

#### 2.1 適用規格

サプレッションチェンバ及びボックスサポートは、原子力発電所耐震設計技術指針 JEAG4601・補-1984, JEAG4601-1987 (以下「JEAG4601」という。)に基づき、サプレッションチェンバは原子炉格納容器として、ボックスサポートは原子炉格納容器の支持構造物として耐震評価を行う。また、JEAGにおいて、原子炉格納容器及び原子炉格納容器の支持構造物の耐震評価について地震力と他の荷重を組み合わせた場合には、原則として過大な変形がないようにすることが求められている。

#### 2.2 原子炉格納容器及び原子炉格納容器の支持構造物の耐震評価

原子炉格納容器に対する地震荷重との組合せ評価は、JEAG4601に従い、以下の項目に対する応力評価が要求される。

- ① 一次応力評価
- ② 一次+二次応力評価
- ③ 一次+二次+ピーク応力評価 (疲れ解析)

ただし、一次+二次+ピーク応力評価 (疲れ解析) は、設計・建設規格 JSME NC1 2005/2007 PVB-3140(6)の要求を満足する場合、評価を省略することができる。なお、一次+二次応力評価に対する許容応力  $3S_m$  を超える場合は、評価対象部位の応力集中係数を用いた一次+二次+ピーク応力評価又は3次元 FEM 解析による疲れ解析を行う。

一方、原子炉格納容器の支持構造物に対する地震荷重との組合せ評価は、JEAG4601上、一次応力、一次+二次応力に対する応力評価が要求されており、一次+二次+ピーク応力に対する応力評価は要求されていない。

#### 2.3 ボックスサポートの耐震評価における応力算出方法

上記のとおり、ボックスサポートは、原子炉格納容器の支持構造物に該当する。原子炉格納容器の支持構造物に対する要求事項に基づき、ボックスサポートの耐震評価は、一次応力及び一次+二次応力に対する応力評価を行い、過大な変形がないことを確認する。また、耐

震評価における応力算出については、一次+二次+ピーク応力の評価要求がないことを踏まえ、既工認と同様に公式等による応力評価を行う。

### 6.1.3 荷重の組合せと許容限界

荷重の組合せと許容限界についての原則を以下に示すが、<sup>(6.1.1-1), (6.2.1-1)</sup>詳細は参考文献を参照のこと。

#### (1) 荷重の組合せ

- a. 地震動によって引き起こされるおそれのある事象については、その荷重を組合せる。
- b. 地震動によって引き起こされるおそれのない事象については、その事象の発生確率と荷重の継続時間及び地震の発生確率を考え、同時に発生する確率が高い場合にはその組合せを考慮するものとする。

#### (2) 許容限界

##### a. As クラス

- (a) 基準地震動  $S_1$  又は静的震度による地震力と他の荷重とを組合せた場合には、原則として弾性状態にあるようにする。
- (b) 基準地震動  $S_2$  による地震力と他の荷重とを組合せた場合には、原則として過大な変形がないようにする。

##### b. A クラス

上記 a. (a)と同じ

##### c. B 及び C クラス

静的震度による地震力と他の荷重と組合せた場合には、原則として弾性状態にあるようにする。

<第2種容器に対する評価>

2.1.2 第2種容器の許容応力

第2種容器の許容応力を次に示す。

応力分類 許容 応力状態	1次一般膜応力	1次膜応力+ 1次曲げ応力	1次+2次応力	1次+2次+ ピーク応力	特別な応力限界	
					純せん断 応力	支圧応力
設計条件	S	1.5 S	—	—	—	—
I <sub>A</sub>	—	—	(1) 3 S	(2) 運転状態 I 及び II における荷重 の組合せについ て疲れ解析を行 い疲れ累積係 数が1.0 以下で あること。	(6) 0.6 S	(7)(8) S <sub>y</sub> (1.5 S <sub>y</sub> )
II <sub>A</sub>	—	—			(6) 0.6 S	(7)(8) S <sub>y</sub> (1.5 S <sub>y</sub> )
III <sub>A</sub>	S <sub>y</sub> と2/3 S <sub>u</sub> 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 1.2 Sとする。	左欄の1.5 倍の値	—	—	(6) 0.6 S	(7)(8) S <sub>y</sub> (1.5 S <sub>y</sub> )
IV <sub>A</sub>	構造上の連続な 部分は0.6 S <sub>u</sub> 、 不連続な部分は S <sub>y</sub> と0.6 S <sub>u</sub> 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 S と0.6 S <sub>u</sub> の小 さい方、不連続 な部分は1.2 S とする。	左欄の1.5 倍の値	—	—	—	—
III <sub>A</sub> S	S <sub>y</sub> と0.6 S <sub>u</sub> 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 1.2 Sとする。	左欄の1.5 倍の値	(3) 3 S 〔S <sub>1</sub> 又はS <sub>2</sub> 地震動のみ による応力 振幅につい て評価する。〕	(4)(5) S <sub>1</sub> 又はS <sub>2</sub> 地震 動のみによる疲 れ解析を行い疲 れ累積係数を求 め、運転状態 I, II における疲れ 累積係数との和 が1.0 以下で あること。	0.6 S	(8) S <sub>y</sub> (1.5 S <sub>y</sub> )
IV <sub>A</sub> S	構造上の連続な 部分は0.6 S <sub>u</sub> 、 不連続な部分は S <sub>y</sub> と0.6 S <sub>u</sub> 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 S と0.6 S <sub>u</sub> の小 さい方、不連続 な部分は1.2 S とする。	左欄の1.5 倍の値			0.4 S <sub>u</sub>	(8) S <sub>u</sub> (1.5 S <sub>u</sub> )



- 注：(1)  $3S$ を超えるときは、告示第14条の弾塑性解析を用いることができる。 $(S_m$ を $S$ と読替える。)
- (2) 告示第13条第1項第三号を満たすときは疲れ解析を行うことを要しない。 $(S_m$ を $S$ と読替える。)
- (3)  $3S$ を超えるときは弾塑性解析を行うこと。この場合告示第14条（同条第三号を除く。また、 $S_m$ は $S$ に読替える。）の弾塑性解析を用いることができる。
- (4) 告示第13条第1項第3号へを満たすときは、疲れ解析を行うことを要しない。  
ただし、へ項の“応力の全振幅”は“ $S_1$ 又は $S_2$ 地震動による応力の全振幅”と読替える。
- (5) 運転状態Ⅰ、Ⅱにおいて、疲れ解析を要しない場合は、地震動のみによる疲れ累積係数が1.0以下であること。
- (6) 告示第13条第1項第一号チによる。
- (7) 告示第13条第1項第一号リによる。
- (8) ( )内は、支圧荷重の作用端から自由端までの距離が支圧荷重の作用幅より大きい場合の値

## 2.8.2 第2種支持構造物の許容応力

2.8.1の(2)、(3)及び(4)の規定を準用する。

## 2.8.3 第3種支持構造物の許容応力

2.8.1の(2)、(3)及び(4)の規定を準用する。

応力分類 許容 応力状態	1次応力					1次+2次応力				
	引張	せん断	圧縮	曲げ	支圧	引張 圧縮	せん断	曲げ	支圧	座屈
設計条件	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
I <sub>A</sub>	$f_t$	$f_s$	$f_c$	$f_b$	$f_p$	$3f_t$	$3f_s^{(1)}$	$3f_b$	$1.5f_p^{(3)}$	$1.5f_s$ 又は $1.5f_c^{(3)}$
II <sub>A</sub>	$f_t$	$f_s$	$f_c$	$f_b$	$f_p$	$3f_t$	$3f_s^{(1)}$	$3f_b$	$1.5f_p^{(3)}$	$1.5f_s$ 又は $1.5f_c^{(3)}$
III <sub>A</sub>	$1.5f_t$	$1.5f_s$	$1.5f_c$	$1.5f_b$	$1.5f_p$	—	—	—	—	—
IV <sub>A</sub>	$1.5f_t^*$	$1.5f_s^*$	$1.5f_c^*$	$1.5f_b^*$	$1.5f_p^*$	—	—	—	—	—
III <sub>A</sub> S	$1.5f_t$	$1.5f_s$	$1.5f_c$	$1.5f_b$	$1.5f_p$	$3f_t$	$3f_s^{(1)}$	$3f_b^{(2)}$	$1.5f_p^{(4)}$	$1.5f_b^{(2)(4)}$
IV <sub>A</sub> S	$1.5f_t^*$	$1.5f_s^*$	$1.5f_c^*$	$1.5f_b^*$	$1.5f_p^*$	$(S_1$ 又は $S_2$ 地震動の みによる応力振幅に ついて評価する)		$1.5f_p^{(4)}$	$1.5f_s$ 又は $1.5f_c$	

- 注：(1) すみ肉溶接部にあつては最大応力に対して $1.5f_s$ とする。  
 (2) 告示第88条第3項第一号イ(ハ)により求めた $f_b$ とすること。  
 (3) 応力の最大圧縮値について評価する。  
 (4) 自重、熱膨張等により常時作用する荷重に、地震動による荷重を重ね合せて得られる応力の圧縮最大値について評価を行うこと。  
 (5) 鋼構造設計規準（日本建築学会（1970年度制定））等の幅厚比の制限を満足すること。  
 (6) 上記応力の組合せが考えられる場合には、組合せ応力に対しても評価を行うこと。  
 (7) 耐圧部に溶接等により直接取付けられる支持構造物であつて耐圧部と一体の応力解析を行うものについては耐圧部と同じ許容応力とする。

## サプレッションチェンバ内の耐震補強対策等による有効性評価等への影響

## 1. 概要

本資料は、サプレッションチェンバ内の耐震補強対策等による設備の構造変更によって設計基準事故及び重大事故等対策の有効性評価（以下「有効性評価等」という。）へ与える影響について検討したものである。

## 2. 耐震補強対策等の対象

サプレッションチェンバ本体の耐震補強対策（強め輪）が有効性評価等へ与える影響について検討した。なお、本検討では、新規制基準後工事に加えて、新規制基準前に実施したECCS系ストレーナの取替工事等も考慮した。

## 3. 有効性評価等への影響検討方針

耐震補強対策等による補強部材の追加や構造変更によってサプレッションチェンバ空間部体積及び水量が変化するため、有効性評価等へ与える影響について確認する。

併せて、耐震補強対策による補強部材の追加によって、LOCA時等の水温や内部水の流動に与える影響についても確認する。

## 4. 有効性評価等への影響検討結果

## ① 有効性評価等の空間部体積及び水量への影響

有効性評価等における空間部体積及び水量の評価条件及び耐震補強対策等前後の空間部体積及び水量の算定結果の比較結果を表1に示す。比較の結果から、耐震補強対策等による空間部体積及び水量の減少はわずかであり、有効性評価等で用いている評価条件以上の体積が確保されることを確認した。

表1 有効性評価等の評価条件及び耐震補強対策等前後の空間部体積及び水量の比較結果

事象	パラメータ	評価条件 (m <sup>3</sup> )	工事前の 体積 (m <sup>3</sup> ) *	工事後の 体積 (m <sup>3</sup> ) *
設計基準事故	空間部体積	4700		
	水量	2800		
重大事故等 - 炉心損傷防止 (TC除く) - 格納容器破損防止	空間部体積	5100		
	水量	2850		
重大事故等 - 炉心損傷防止 (TC)	空間部体積	5150		
	水量	2800		

注記\*：工事前後の体積は10m<sup>3</sup>未満を切り捨て



## ② LOCA時等の水温や内部水の流動影響

耐震補強対策等の補強部材追加による水温や内部水の流動への影響は、LOCA時及び主蒸気逃がし安全弁作動時に着目して考察を行った。

LOCA時の水温や内部水の流動影響については、耐震補強対策等によってベント管、ダウンカマ内部の構造変更がなく、ベント管からの蒸気及び高温水がダウンカマから各ベイに放出されることになるため、耐震補強前の状態と変わらず補強による影響はない。また、ダウンカマから蒸気流出後においては、サプレッションチェンバ水平断面に対して補強部材の投影面積がごくわずかであること、単一ベイ中でも複数のダウンカマが分散していることなどから、内部水の流動への影響はほとんどないと考えらえる。

主蒸気逃がし安全弁作動時に係る試験時の知見(NUREG/CR-3471)によれば、隣接ベイへの流動による熱移動は、高温水が主にプール上部の水面に近い領域を拡散することで行われる(図1)。そのため、主蒸気逃がし安全弁作動時の水温や内部水の流動影響は、障害要因となる強め輪がトラス壁面近傍にあるものの、実機サプレッションチェンバの水面に近い領域においてベイ間の流路が十分に広いため(図2)、隣接ベイへの流動による熱移動が阻害されることはないと考えられる。なお、クエンチャ近傍のトラス断面内では、図1の上図に示すような断面に沿った流れも生じるが、この領域に強め輪はなく、サプレッションチェンバ水平断面に対して補強部材の投影面積ごくわずかであることから、内部水の流動への影響はほとんどないと考えられる。

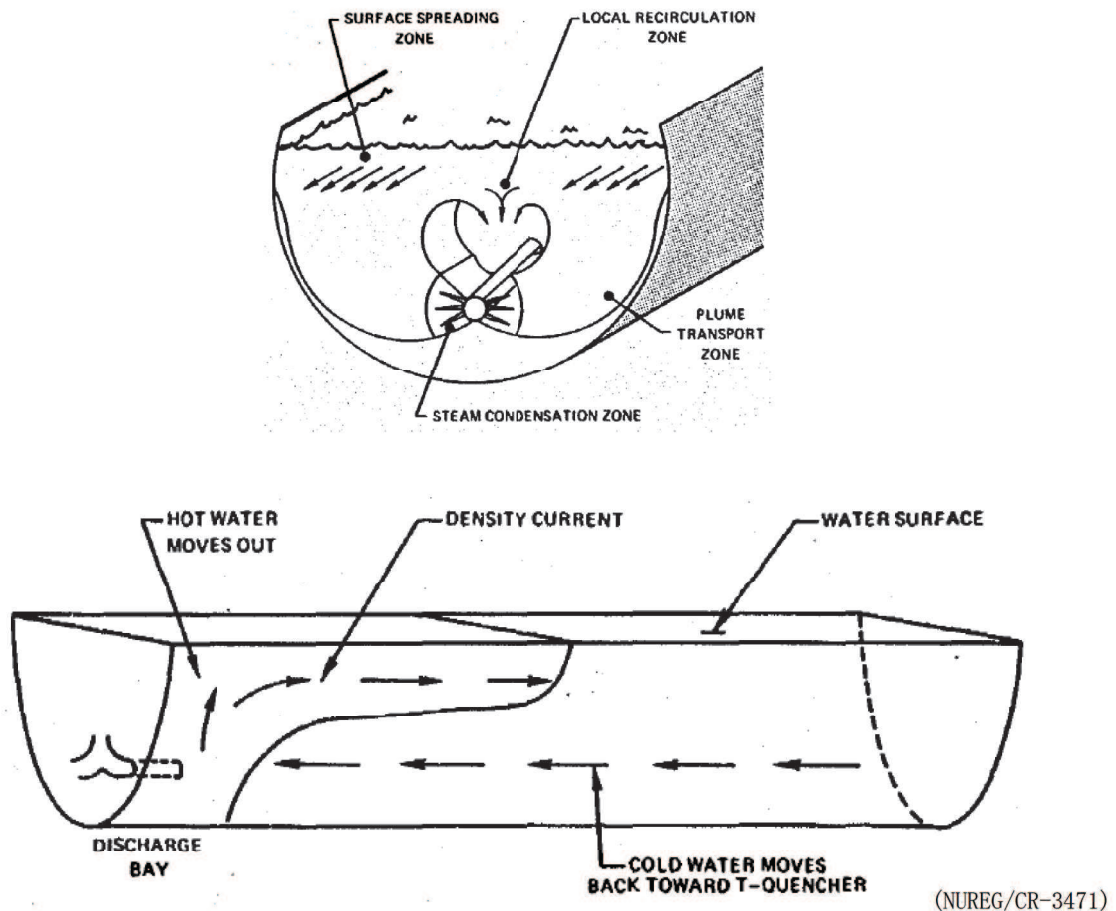


図1 内部水の流動 (概念図)





図2 サプレッションチェンバ断面図