

＜原子炉ペDESTALの温度分布解析について＞

柏崎刈羽2号炉（以下、「KK2」という）の原子炉ペDESTALにおける温度分布解析について以下に示す。

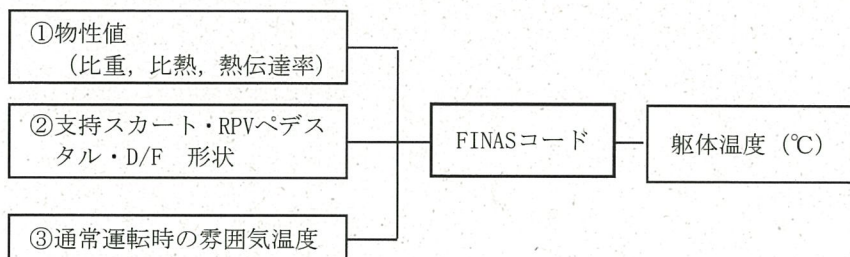
1. 温度分布解析の方法

評価モデルは、原子炉压力容器下部（以下、「支持スカート」という）から原子炉本体基礎（以下、「RPVペDESTAL」という）、ダイヤフラムフロア（以下、「D/F」という）とした。

なお、RPVペDESTALは鋼板とコンクリートから形成されているが、円筒部は鋼構造であり、内部充填コンクリートは強度部材ではないことから、コンクリート温度の評価対象は、鉄筋コンクリート部材であるRPVペDESTALの中間スラブ上面とD/Fの床スラブ上面とする。

解析は、熱伝導計算コードFINAS（Version 19.0）を使用し、通常運転時の雰囲気温度を入力値として評価対象部位の躯体温度を求めた。

FINASコードは、高速増殖炉の開発において遭遇した様々な構造設計、ならびに構造強度評価上の課題を解決する手段として、動力炉・核燃料開発事業団（現：独立行政法人日本原子力研究開発機構）により開発されたコードであり、入力パラメーターは以下の通りである。



2. 解析条件

2.1 解析モデル

解析モデルは、KK2の工事計画認可申請図書（以下、「工認図書」という）と同範囲とし、支持スカート・RPVペDESTAL・D/Fからなる2次元軸対象モデルとする。解析モデルを図3-1に示す。

2.2 解析条件

(1) 材料定数

KK2 工認図書においては、支持スカートについて温度分布解析に必要な物性値が示されていないことから、使用材料を確認した上で、表 3-1 に示す通り、先行機である

の物性値を採用した。また、RPV ペDESTAL及びD/F の使用材料と物性値を表 3-2 に

示す。

(2) 境界条件

温度分布解析における境界条件は、KK2 工認図書に基づき、図 3-2 及び表 3-3 に示す通りとした。

原子炉本体基礎
(RPVペデスタル)

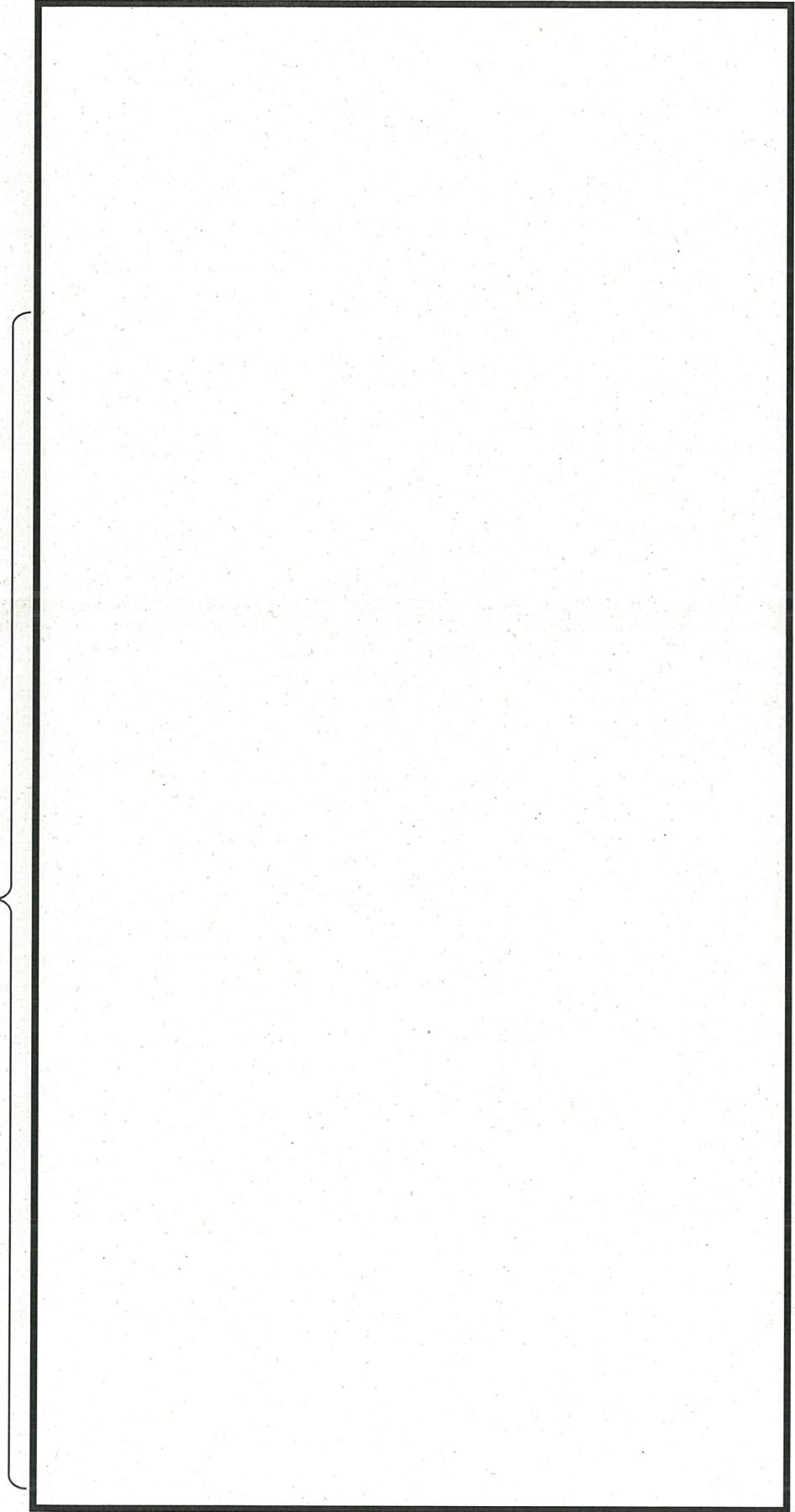


図 3-1 温度分布解析モデル

表3-1 材料の物性値 (支持スカート)

材 料	材種	比重 ρ [kg/m ³]	比熱Cp [kcal/kg°C]	熱伝導率 λ [kcal/mh°C]
①ライナ				
②円筒胴				
③下鏡				
④支持スカート				

表3-2 材料の物性値 (RPVペデスタル・D/F部)

材 料	材種	比重 ρ [kg/m ³]	比熱Cp [kcal/kg°C]	熱伝導率 λ [kcal/mh°C]
鋼板				
コンクリート				

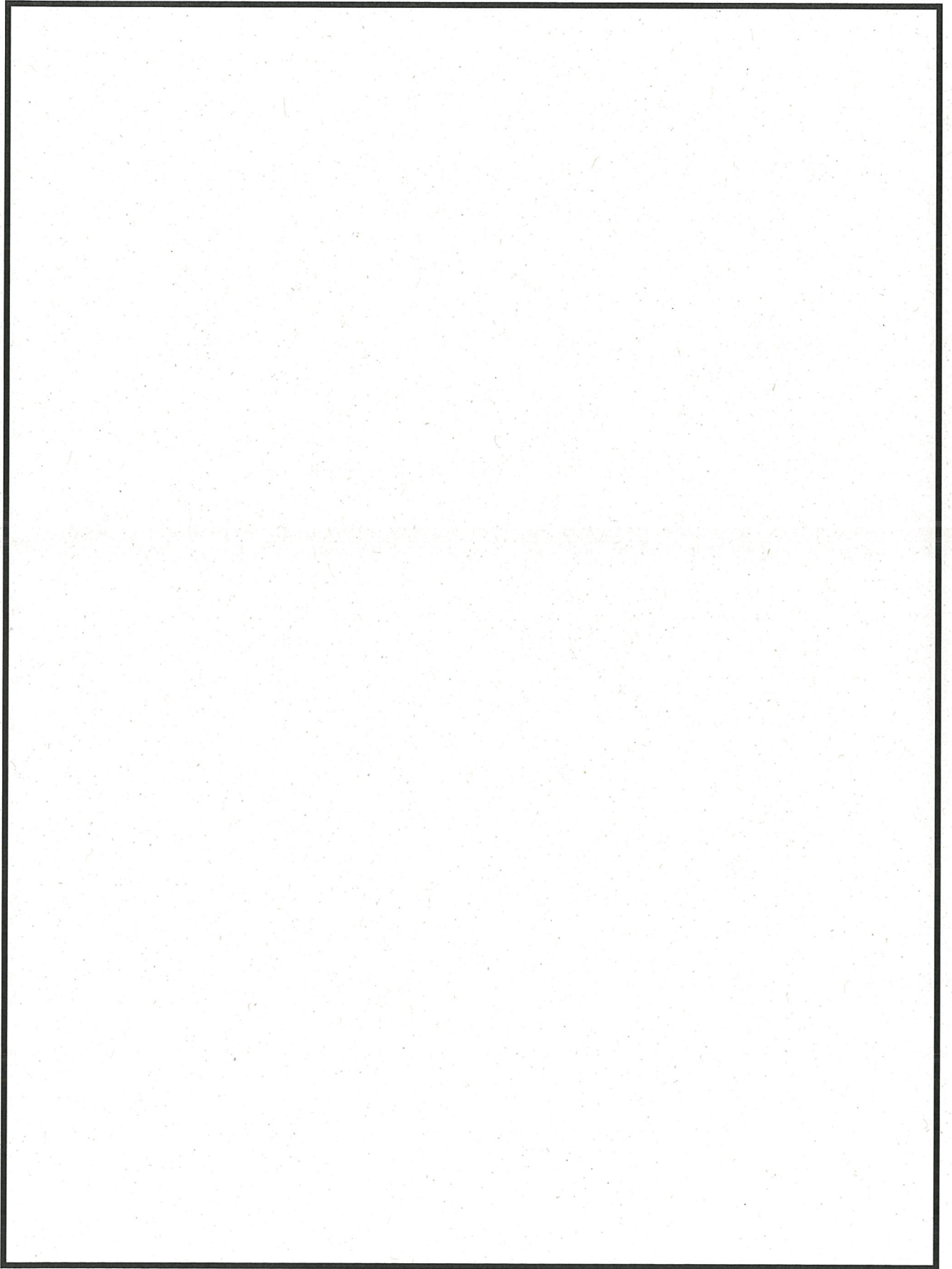


図3-2(1) 境界条件1/2 (境界1~4: 支持スカート)

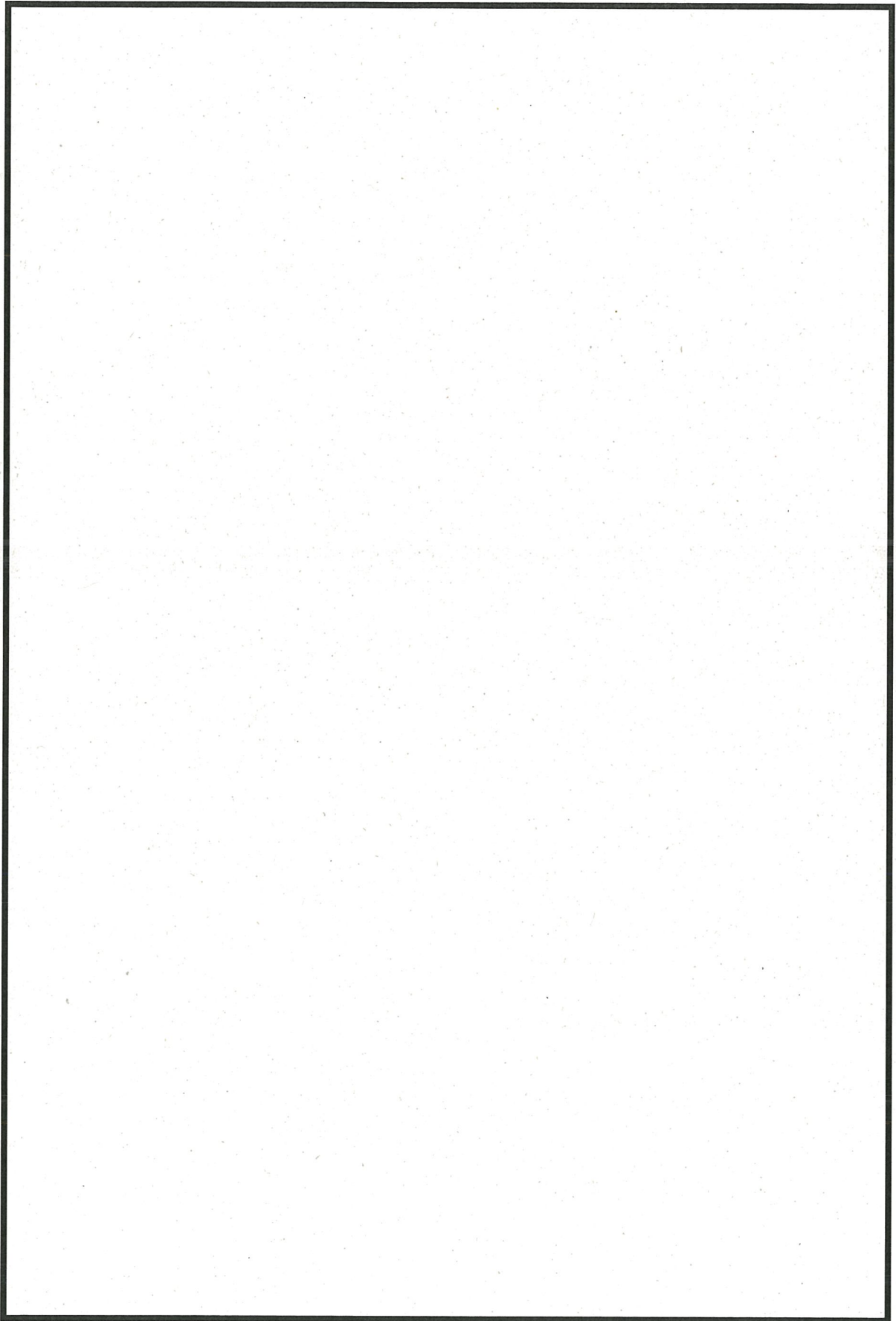


図3-2(2) 境界条件2/2 (境界5~6 : RPVペデスタル~D/F部)

表 3-3 境界条件一覧



3. 解析結果

解析結果のうち、評価対象であるコンクリート躯体（RPV ペデスタル中間スラブ及びD/Fスラブ）における最高温度を整理して表 3-4 に示す。また、解析結果の詳細として各部のコンター図を図 3-3 及び図 3-4 に示す。

温度分布解析の結果、原子炉ペデスタルコンクリートと圧力容器支持脚部との接触面におけるコンクリート躯体の最高温度は、RPV ペデスタル中間スラブ上面で 57.0℃であり、(社)日本建築学会「原子炉建屋構造設計指針・同解説（1988）」において設計基準強度確保の観点から定められているコンクリートの温度制限値（一般部 65℃，局部 90℃）を下回った。

表3-4 コンクリート躯体における最高温度

RPVペデスタル 中間スラブ上面 最高温度（℃）	D/F スラブ上面 最高温度（℃）	備 考
57.0	54.2	

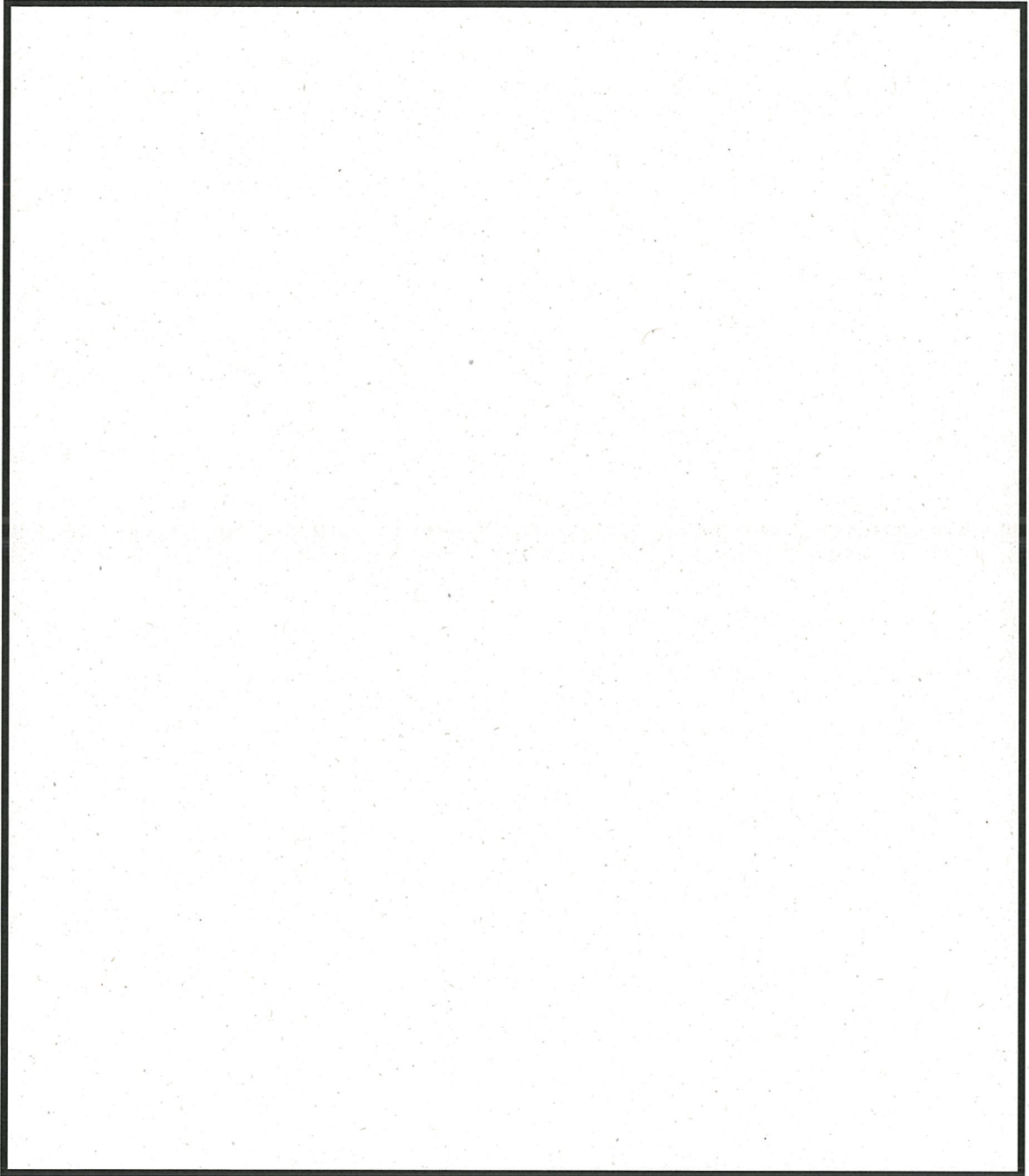


図3-3 温度分布解析結果コンター図（上部）

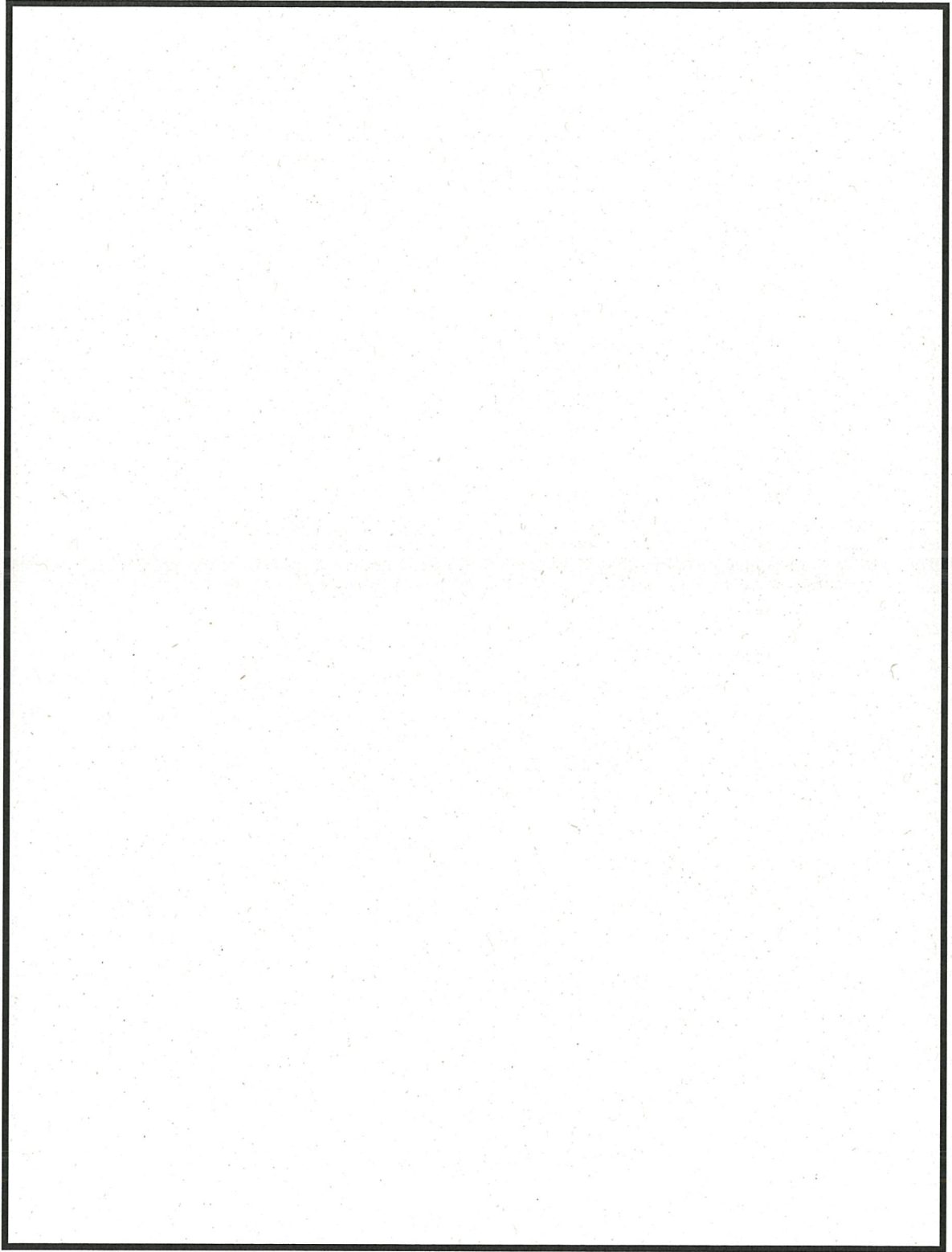


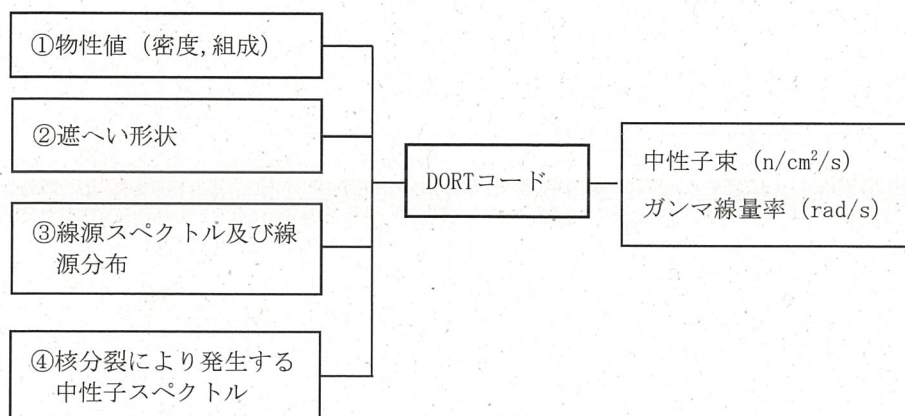
図 3-4 温度分布解析結果コンター図（下部）

＜放射線照射量の算定方法、条件及び結果について＞

1. 算定方法

原子炉ペDESTALコンクリート上部の放射線照射量は、原子炉圧力容器周囲を評価モデルとして、輸送計算コードDORT (DOORS3.2aバージョン 2次元Sn法)により、各部における中性子束 ($E > 0.1\text{MeV}$) 及びガンマ線量率を算定し、運転時間を掛けることで中性子、ガンマ線照射量を求めている。

DORTコードは、米国のオークリッジ国立研究所で開発された中性子輸送方程式を数値的に解くコードであり、入力パラメーターは以下のとおりである。



2. 算定条件

(1) 評価モデル

評価モデルは、2次元 R-Z体系モデルとする。評価モデル及び領域（材質）マップを図4-1に示す。

(2) 線源設定

線源は、柏崎刈羽2号炉の定格運転時の炉心出力分布形状から設定する。

図4-2に線源領域を示す。軸（鉛直）方向の線源領域は等間隔24節点（ノード）、径方向の線源領域は中心部1領域、その周囲に燃料集合体1節点あたり6領域の計7領域とする。

また、軸方向の線源分布を図4-3に、径方向の線源分布を図4-4に示す。

図4-3は、図4-2に示した径方向の燃料集合体領域1～7に対する軸方向の相対線源分布を表している。図より、相対線源の「最大」となるのは領域2であり、「炉心境界」となるのは、線源領域の最外周である領域7である。

図4-4は、径方向の各燃料集合体領域に対する相対線源の軸方向平均値を表している。図より、軸方向平均値の「最大」となるのは領域3であり、「炉心境界」となるのは、線源領域の最外周である領域7である。

なお、炉心中心に最も近い領域1が「最大」とならないのは制御棒により出力が抑えられているためである。

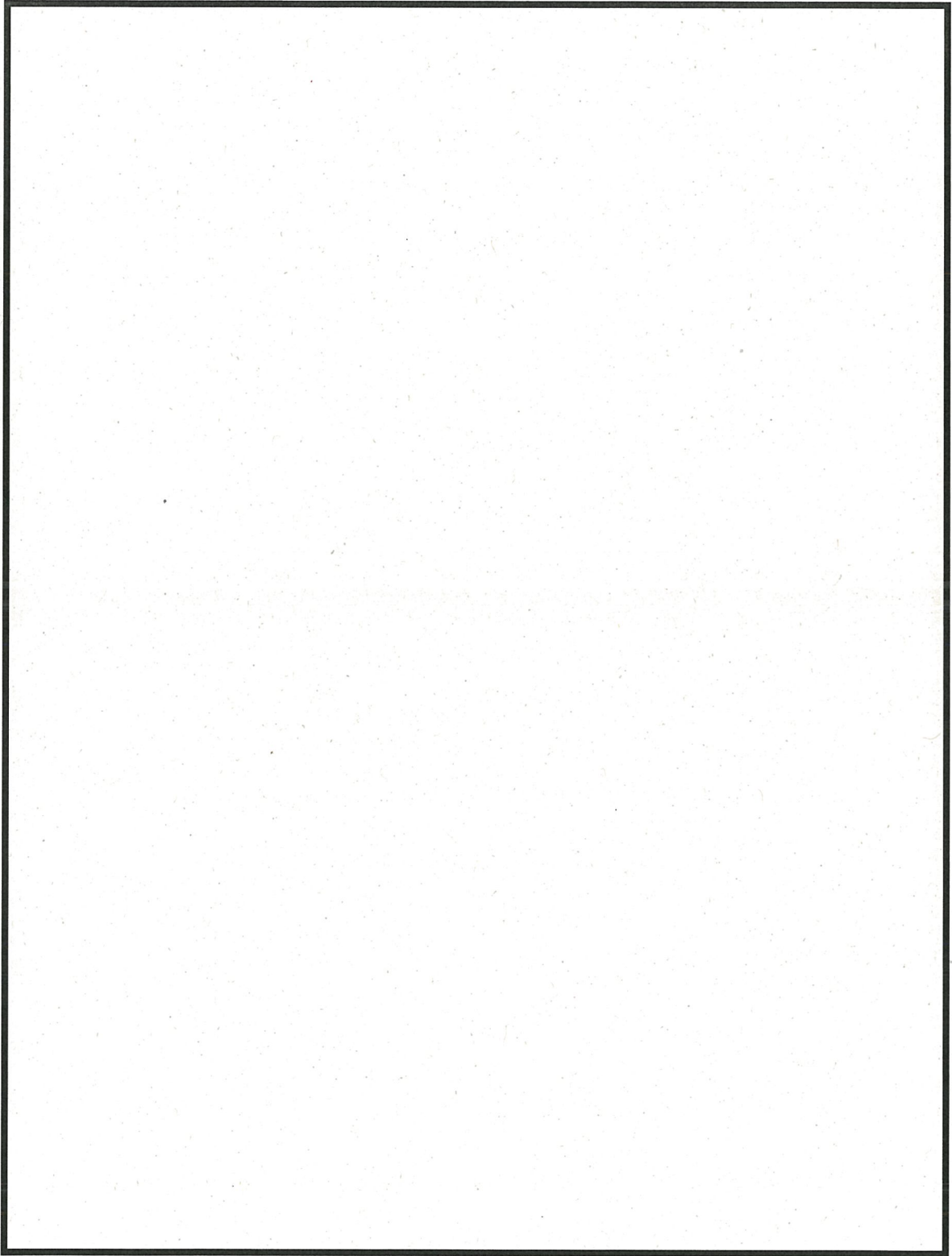


図 4-1 評価モデル及び領域（材質）マップ

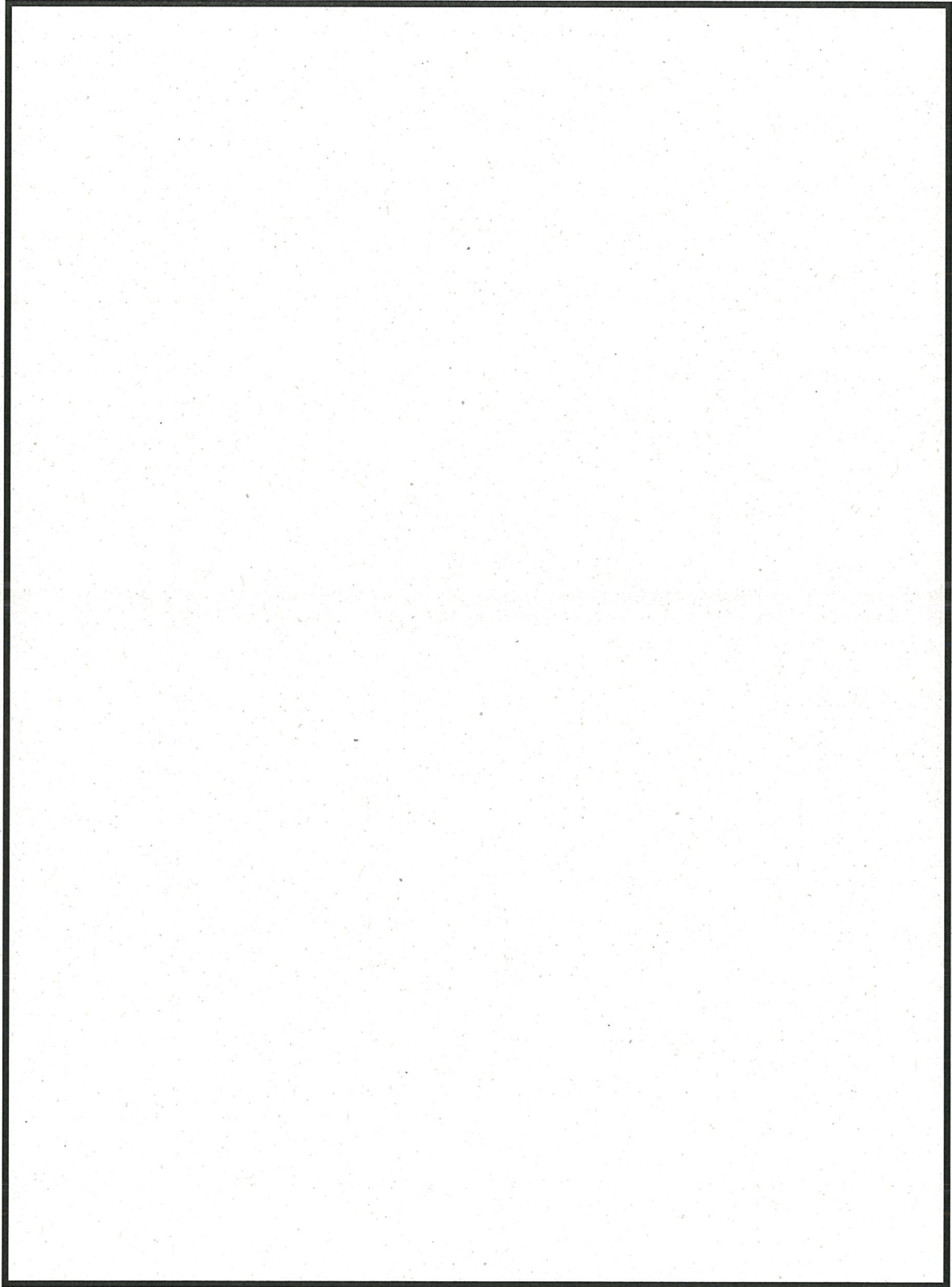


図 4-2 線源領域分割イメージ

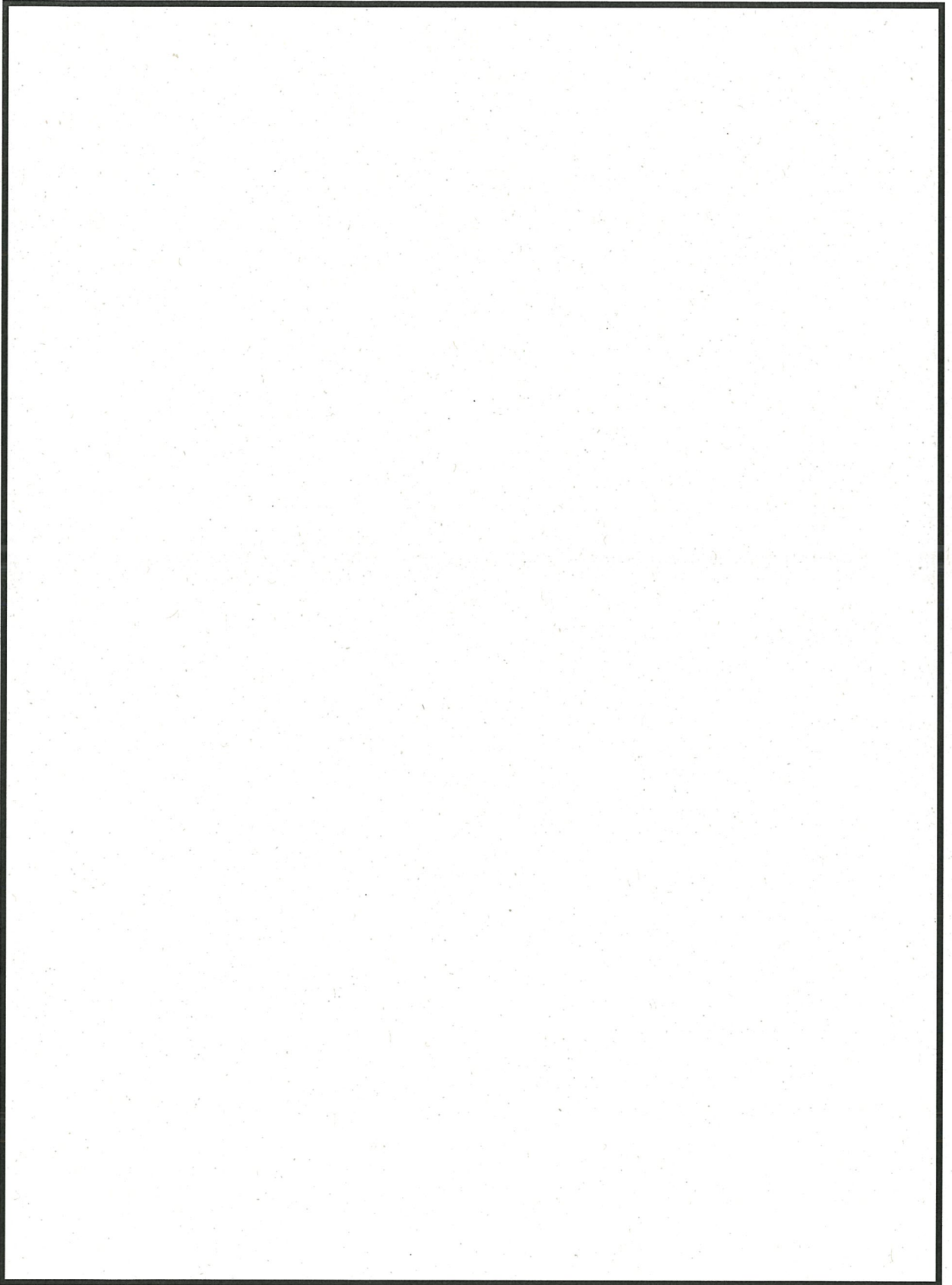


図 4-4 径方向の線源分布（相対線源の軸方向平均値）

3. 算定結果

原子炉格納容器内における定格運転時の中性子束分布を図4-5に、ガンマ線量率分布を図4-6に示す。コンクリート躯体部分（原子炉ペDESTAL又は一次遮へい壁内面）において、中性子束、ガンマ線量率が最大となる部位は、一次遮へい壁内面であった。

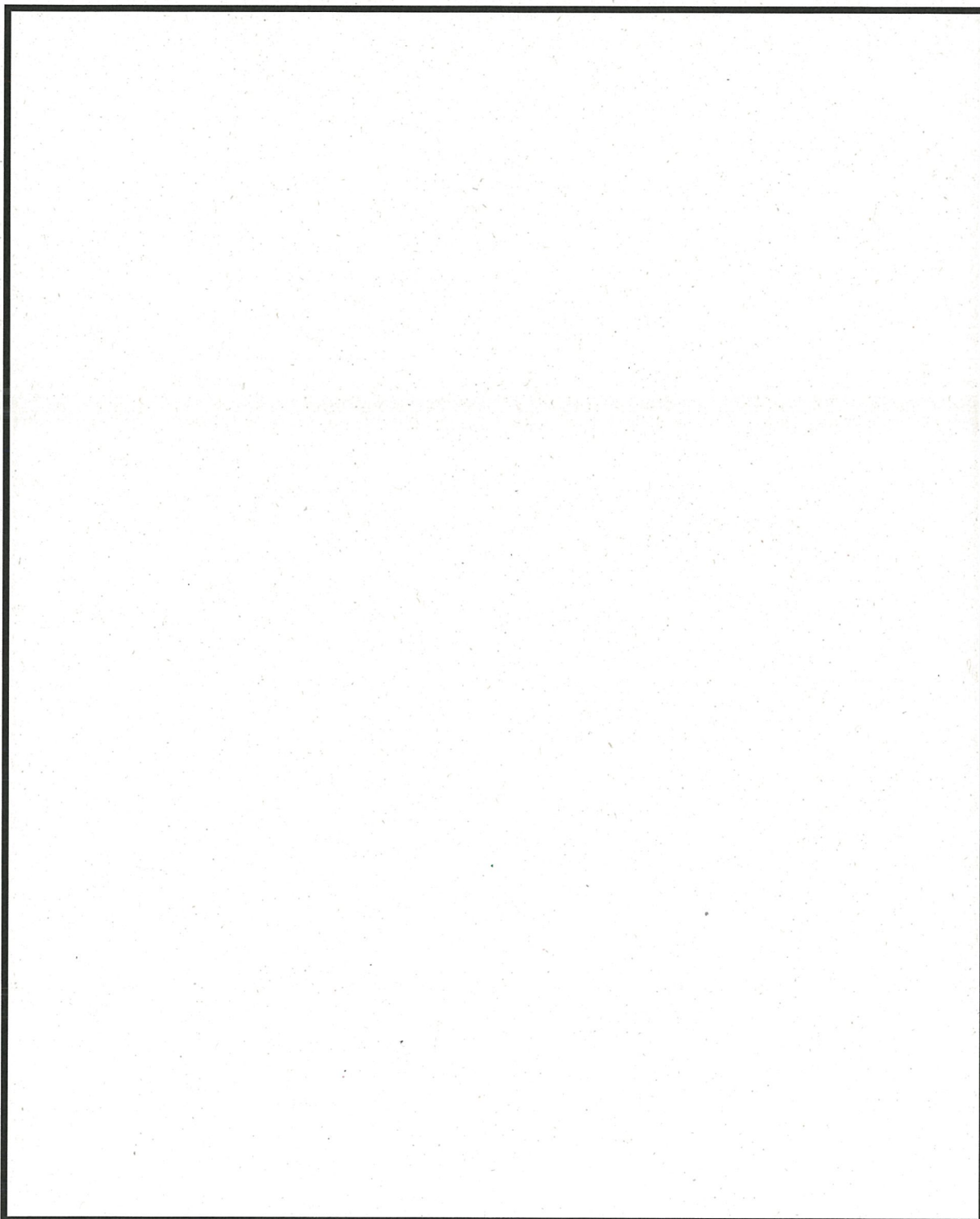


図 4-5 中性子束分布図 ($n/cm^2/s$)

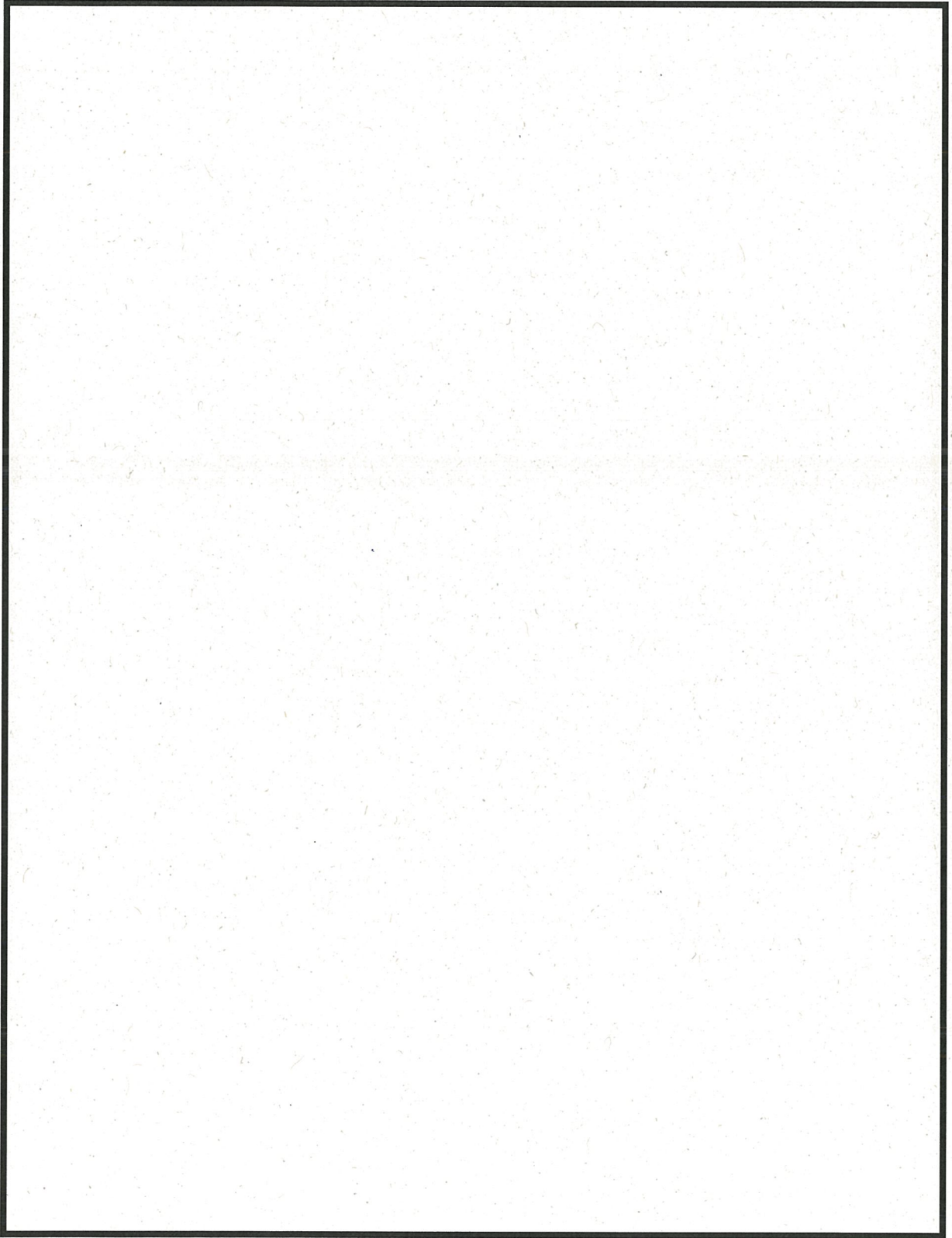


図4-6 ガンマ線量率分布図 (rad/s)

4. 運転開始後40年時点の実効運転期間

2018年3月時点及び運転開始後40年時点の定格負荷相当年数（EFPY）は、累積発電電力量から下記の通り算定した。

<2018年3月時点のEFPY>

$$= 2018\text{年}3\text{月}\text{時点の累積発電電力量} \div \text{定格出力} \div 24 \div 365$$

$$= 125,113,550 \text{ (MWh)} \div 1,100 \text{ (MW)} \div 24 \text{ (h)} \div 365 \text{ (D)}$$

$$= 12.98 \text{ EFPY} \approx 13.00 \text{ EFPY}$$

<運転開始後40年時点のEFPY>

$$= 13.00 \text{ EFPY}^{*1}$$

*1：2018年3月時点から運転開始後40年時点までは冷温停止状態を継続するため、EFPYは2018年3月時点と同じ値とする。

5. 40年時点における評価

解析結果により得られた一次遮へい壁内面における中性子束及びガンマ線量率に対し、運転開始後40年時点における定格負荷相当年数（EFPY=13.00年）を乗じ、一次遮へい壁が受ける照射量を算定した結果を表4-1に示す。

その結果、運転開始後40年時点で予想される中性子照射量（ $E > 0.1\text{MeV}$ ）は一次遮へい壁内面において $1.24 \times 10^{15} \text{ n/cm}^2$ であり、小嶋他の文献における試験結果においてコンクリート強度が低下し始める可能性が確認されている中性子照射量（ $1 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$ ）を下回った。

また、運転開始後40年時点で予想されるガンマ線照射量は一次遮へい壁内面において $9.84 \times 10^5 \text{ rad}$ であり、Hilsdorf他の文献において、それ以下では有意なコンクリートの強度低下が見られないとされるガンマ線照射量（ $2.0 \times 10^{10} \text{ rad}$ ）を下回った。

表4-1 照射量算定結果

	解析結果	運転開始後40年時点の累積放射線照射量
中性子照射量 ($E > 0.1\text{MeV}$)	$3.03 \times 10^6 \text{ n/cm}^2/\text{s}$	$1.24 \times 10^{15} \text{ n/cm}^2$
ガンマ線照射量	$2.40 \times 10^{-3} \text{ rad/s}$	$9.84 \times 10^5 \text{ rad}$

＜中性化の評価点を選定した過程について＞

中性化の評価対象部位は、屋外と屋内では鉄筋位置に対する中性化深さと鉄筋腐食開始の関係が異なることから、各々に対して評価対象部位を抽出した。

屋内における中性化の評価対象部位の決定に際して実施した環境測定及び中性化の評価点の選定過程について以下に示す。

1. 環境測定

中性化の進展度合いは、環境要素（温度、相対湿度、二酸化炭素濃度）の影響を受けることから、環境測定を実施した。

(1) 測定方法

環境測定に使用した機器を表5-1に示す。温度、相対湿度の測定は、2017年2月1日から2018年1月31日の期間で実施し、1時間間隔で連続測定を行った。二酸化炭素濃度の測定は、2017年2月から2018年1月の期間で各月毎に1回測定を行った。

表5-1 環境測定 使用機器

測定場所	測定項目	使用機器
構内各所	温度	温湿度計
	相対湿度	
	二酸化炭素濃度	二酸化炭素濃度計

(2) 測定位置

測定箇所を選定にあたっては下記a, bを基本に、その他c～fを加味し、計38箇所にて測定を実施した。

- a. 仕上げに無塗装部がある箇所
- b. 空気系統区分毎に1箇所以上
- c. 各建屋の代表エリア（各系統・各階の主要部）
- d. 既往のPLMで代表部位とされたエリア
- e. 室内設計温度が異なる箇所
- f. 人・車の往来の多い箇所

測定位置図を図5-1～18に示す。

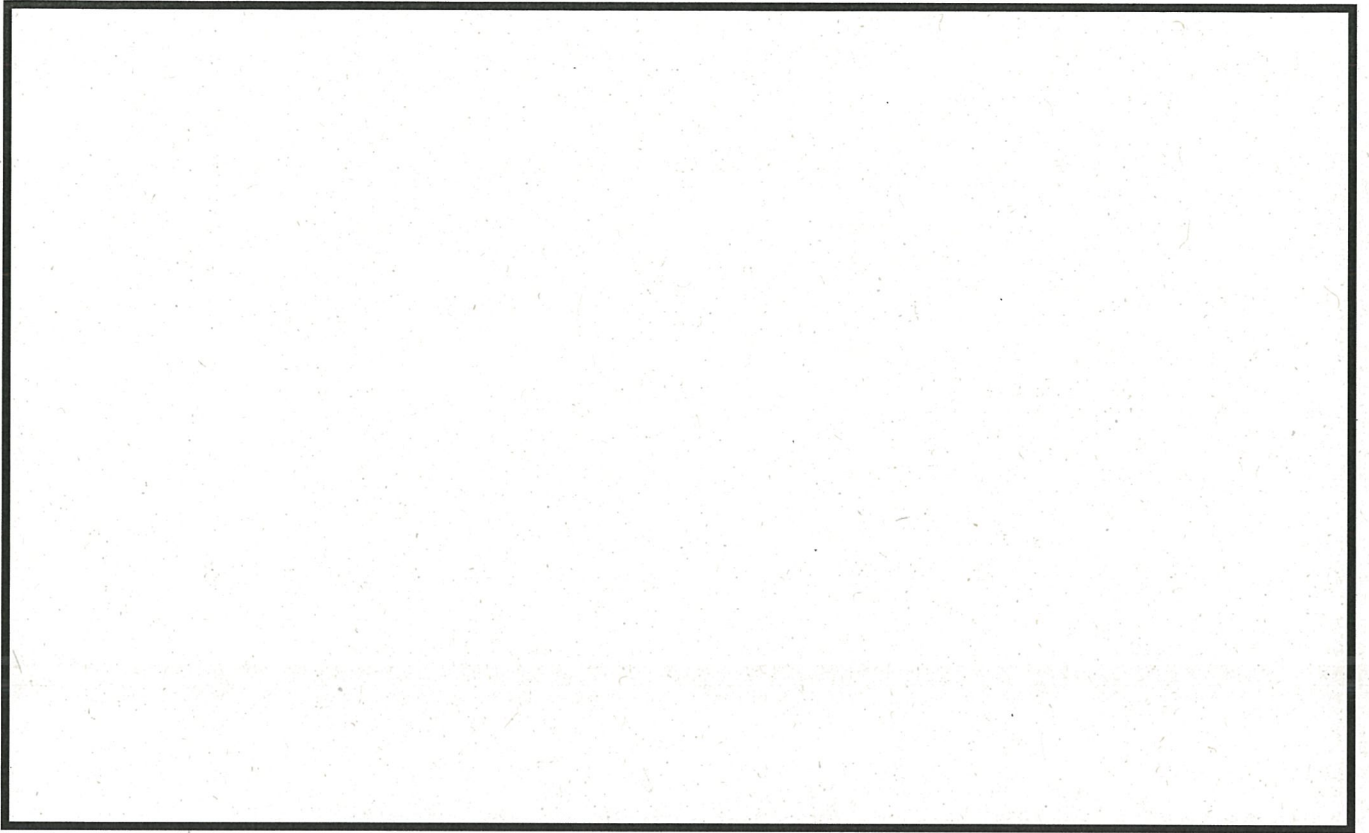


图5-1 原子炉建屋 (T. M. S. L. -32. 5m)

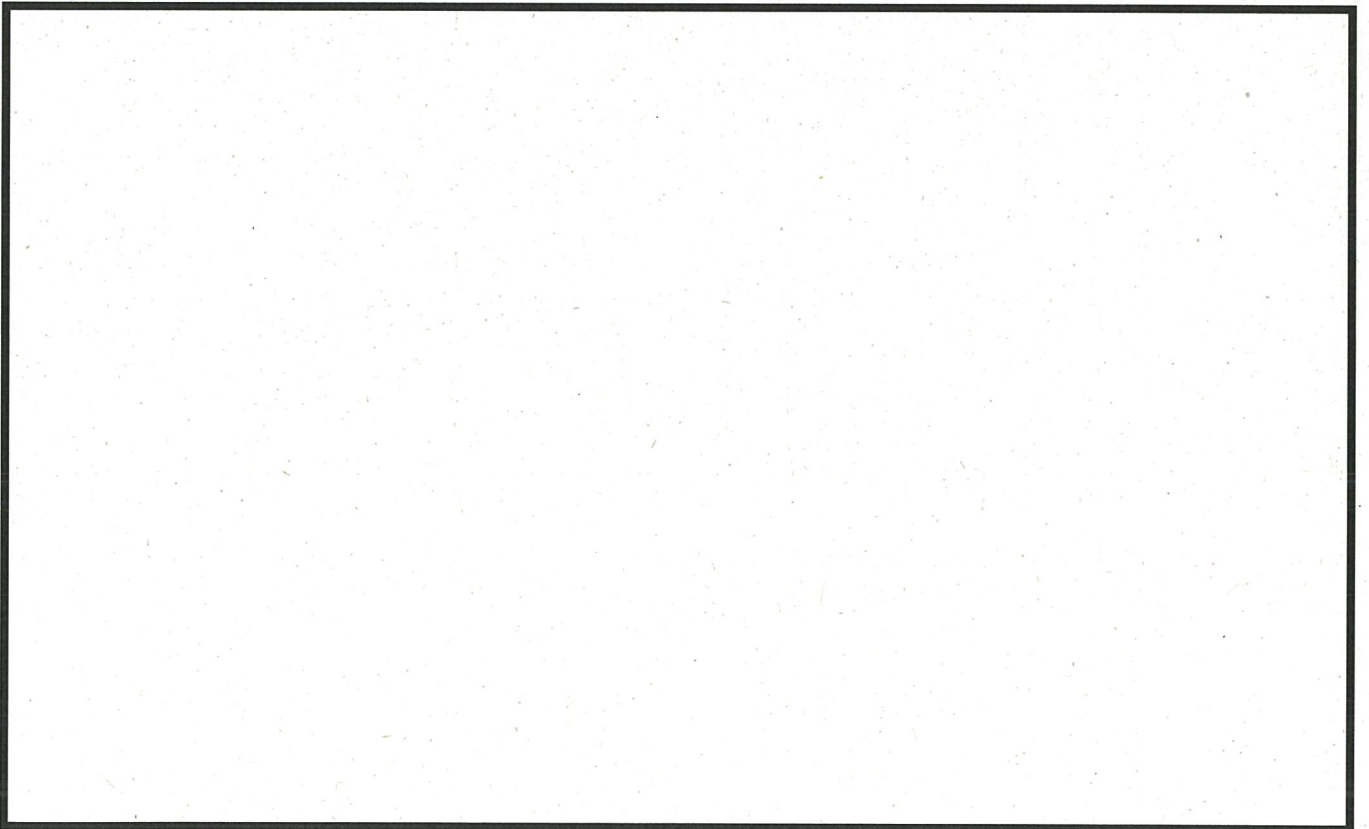


图 5-2 原子炉建屋 (T. M. S. L. -25. 1m)

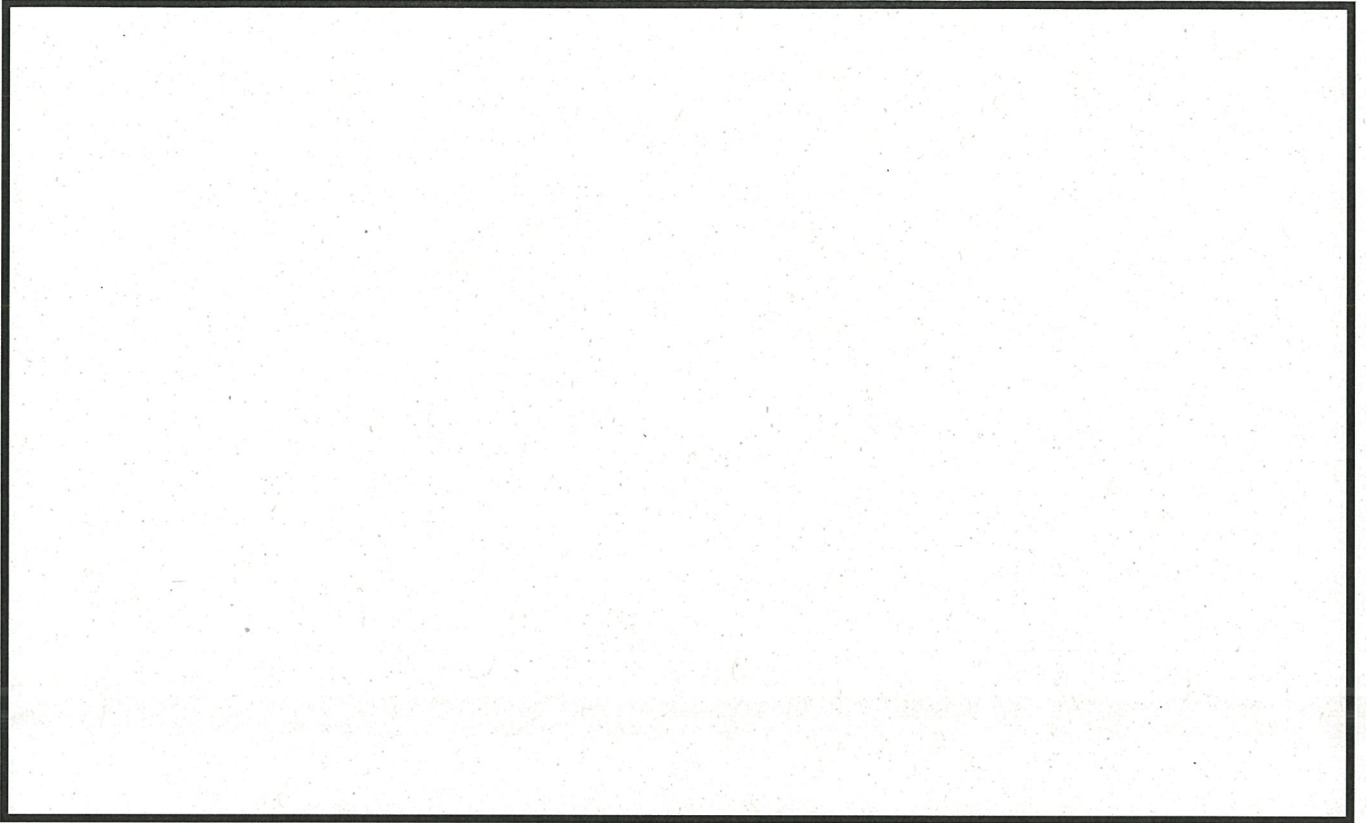


图 5-3 原子炉建屋 (T. M. S. L. -16. 1m)

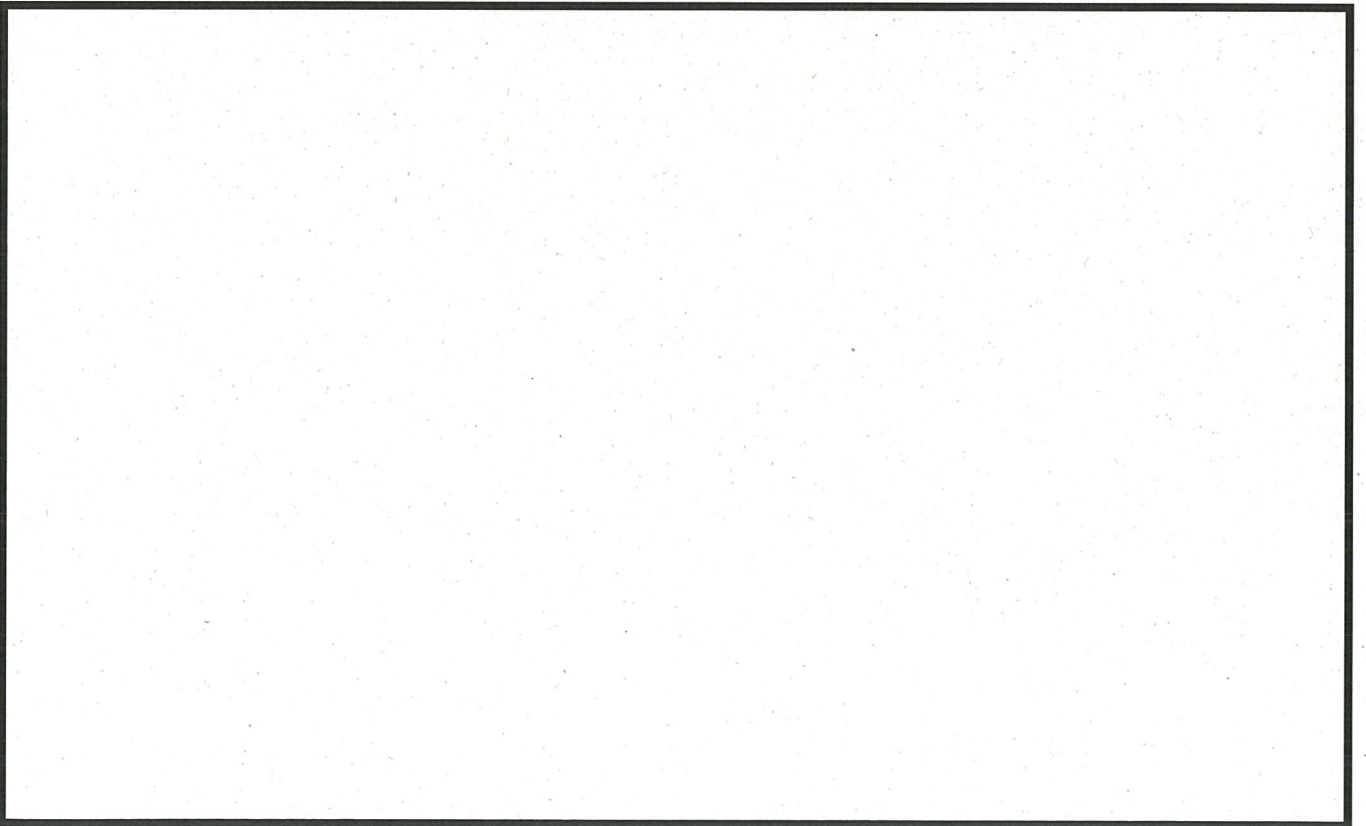


图 5-4 原子炉建屋 (T. M. S. L. -9. 7m)



图 5-5 原子炉建屋 (T. M. S. L. -2.7m)

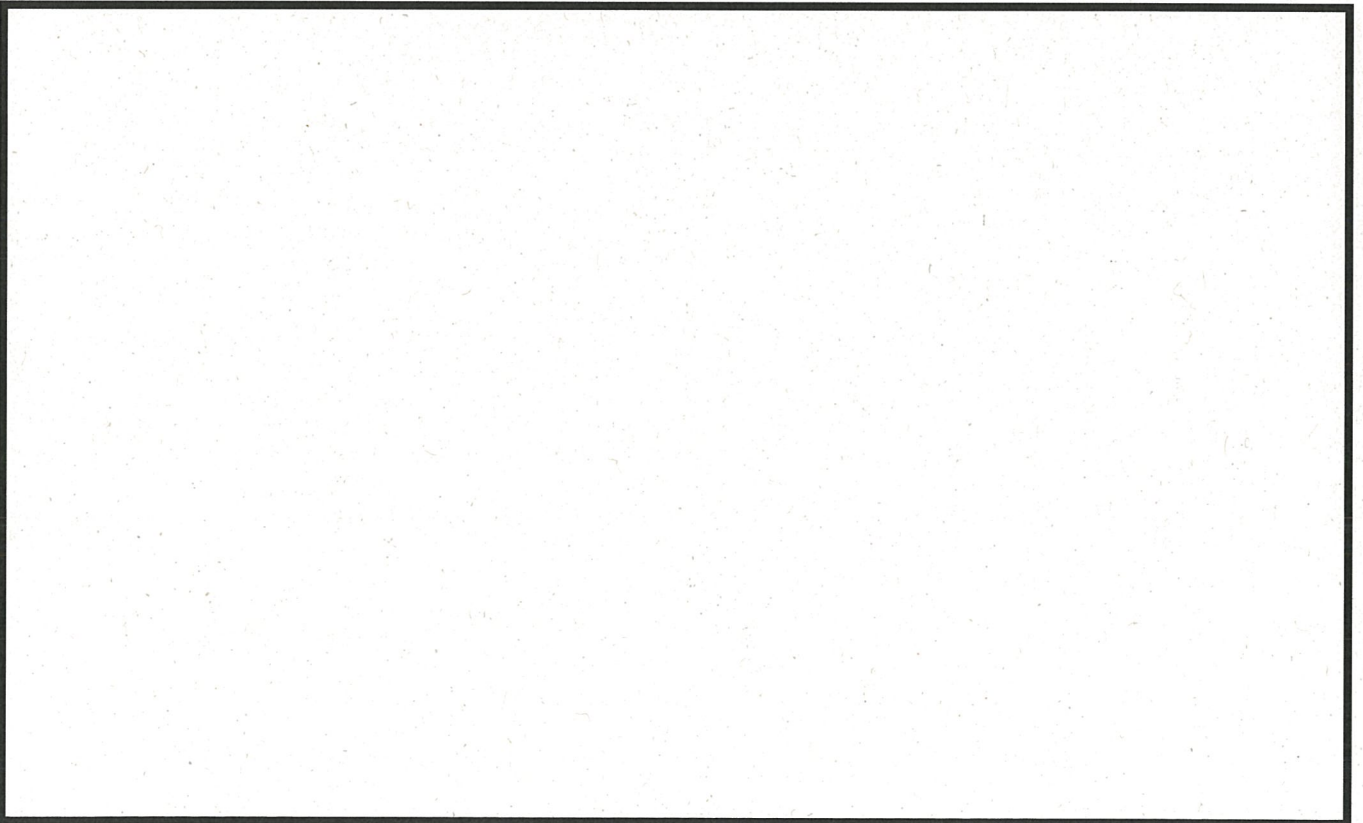


图 5-6 原子炉建屋 (T. M. S. L. 5.3m)

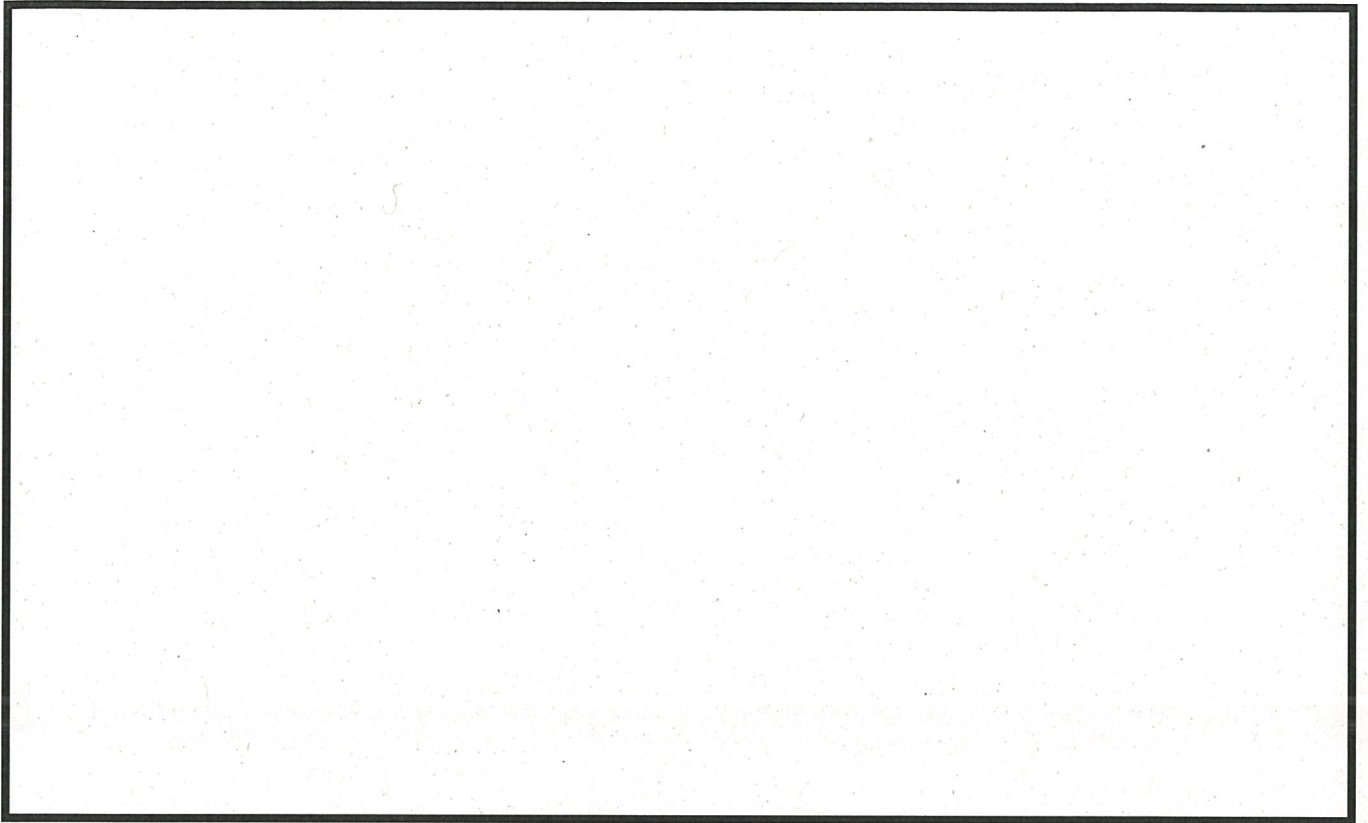


图 5-7 原子炉建屋 (T. M. S. L. 12. 8m)

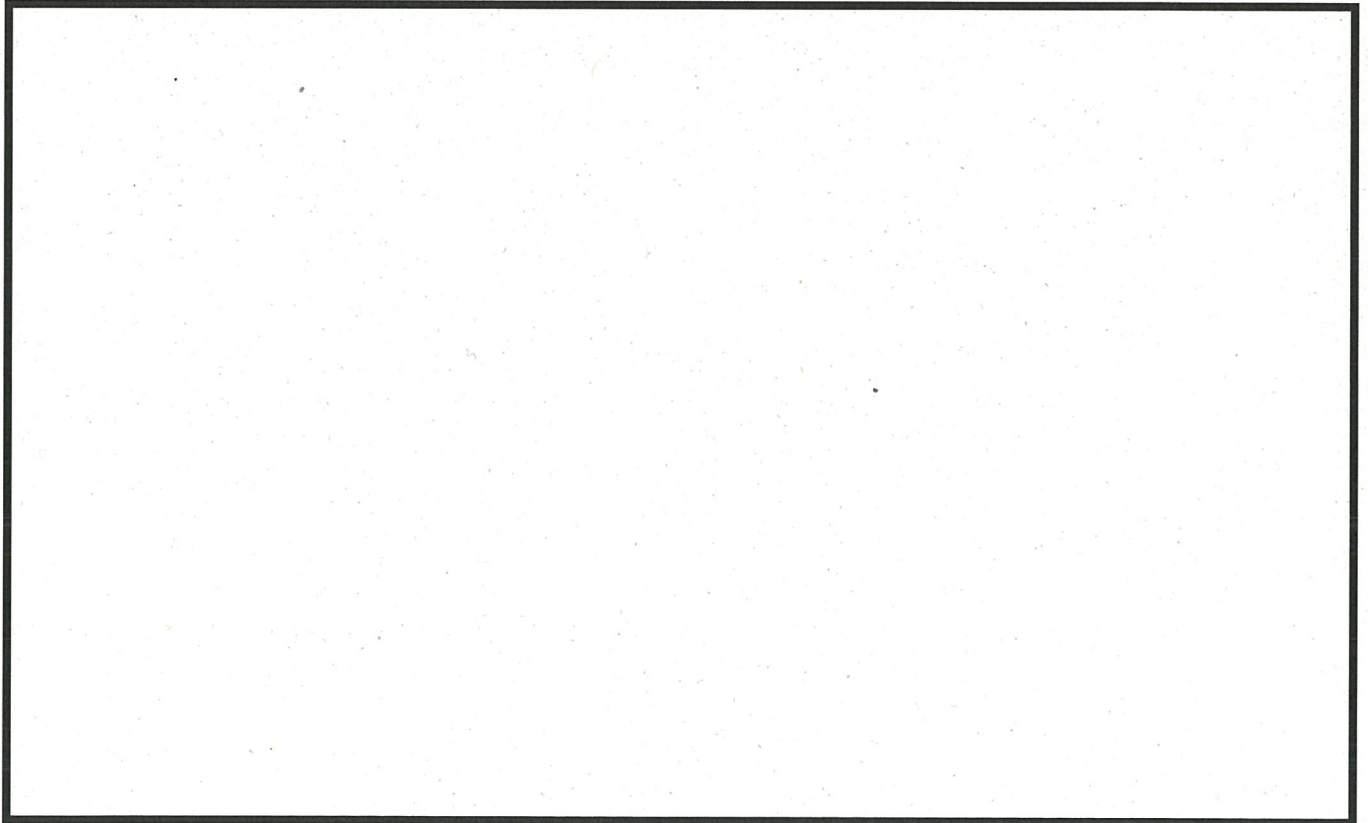


图 5-8 原子炉建屋 (T. M. S. L. 18. 0m)

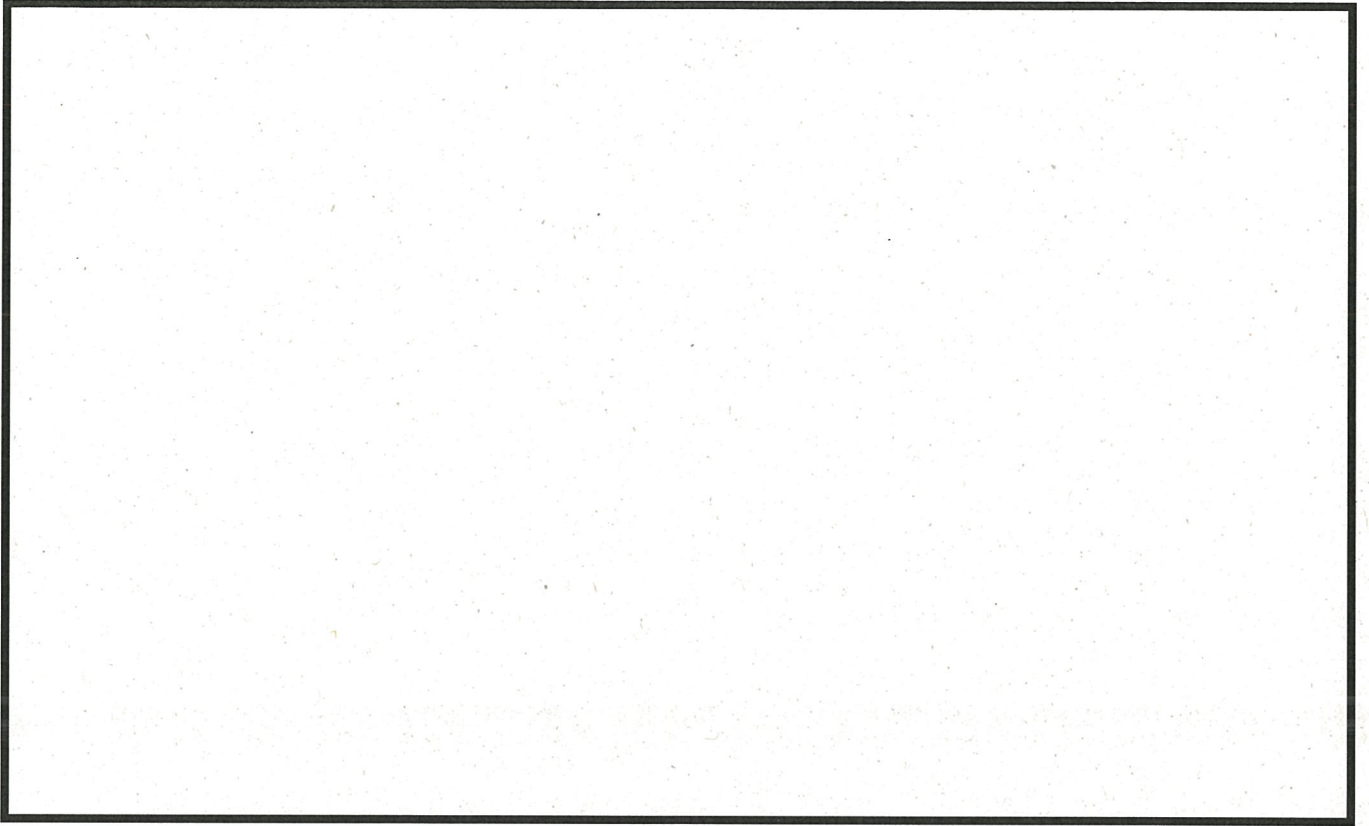


図 5-9 原子炉建屋 (T. M. S. L. 21. 0m)

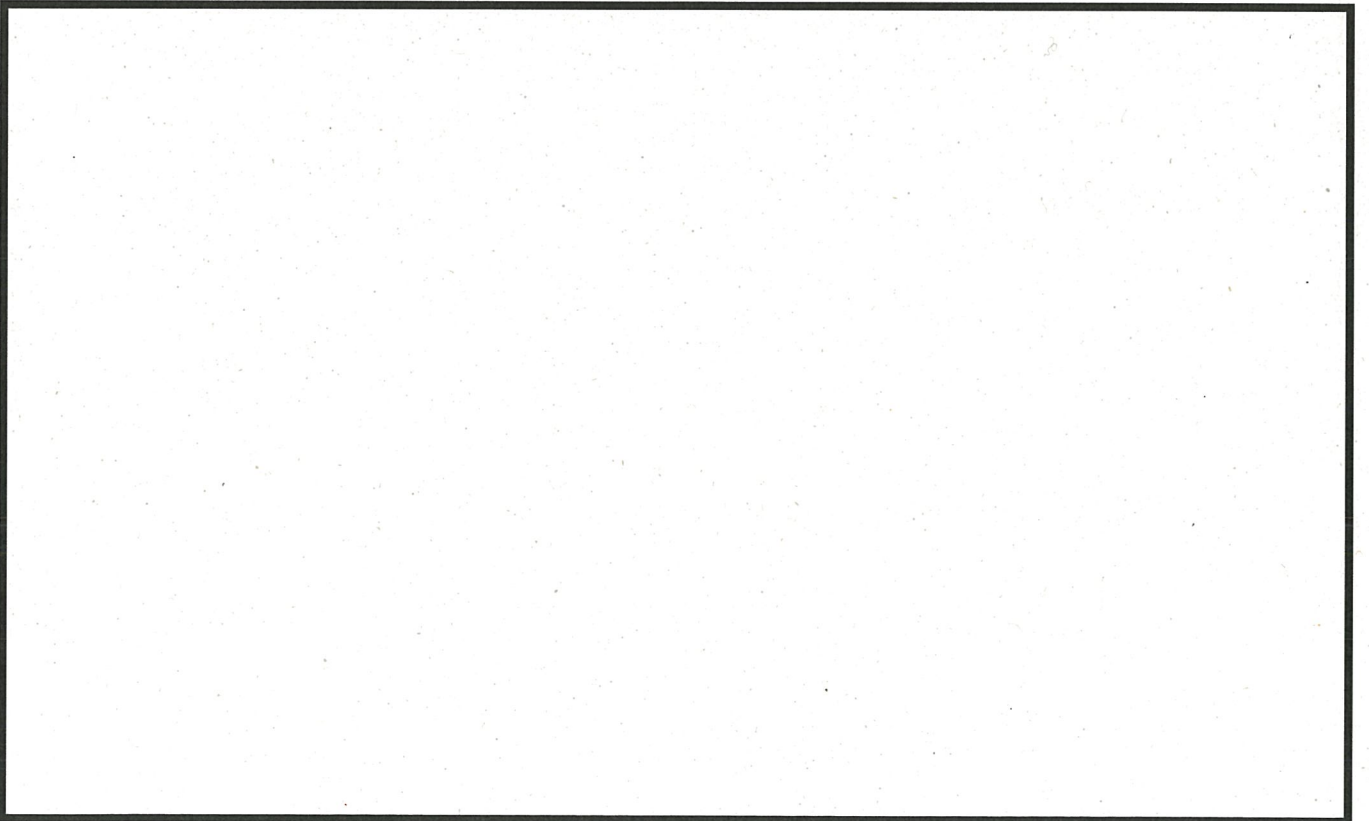


図 5-10 タービン建屋 (T. M. S. L. -16. 3m)

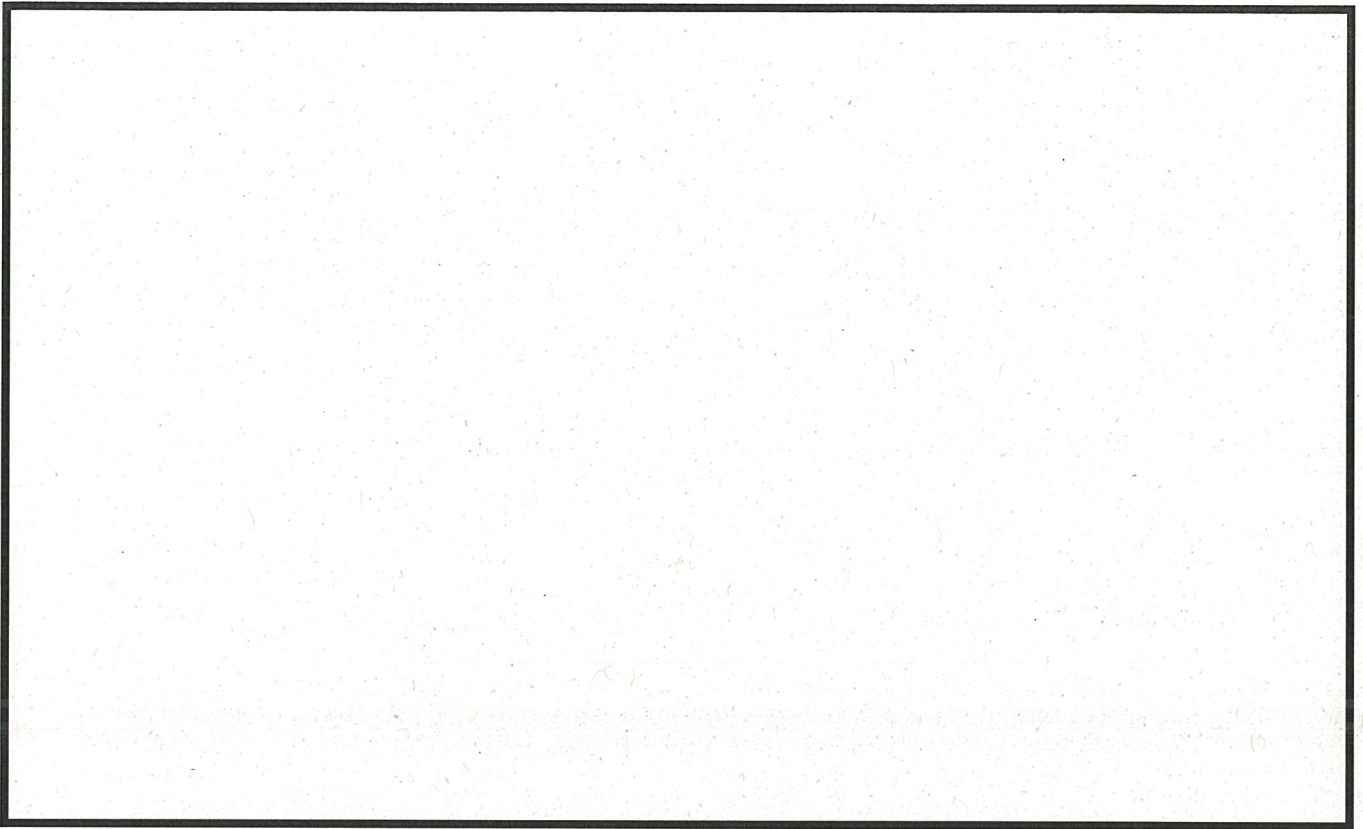


図 5-11 タービン建屋 (T. M. S. L. -11. 9m)

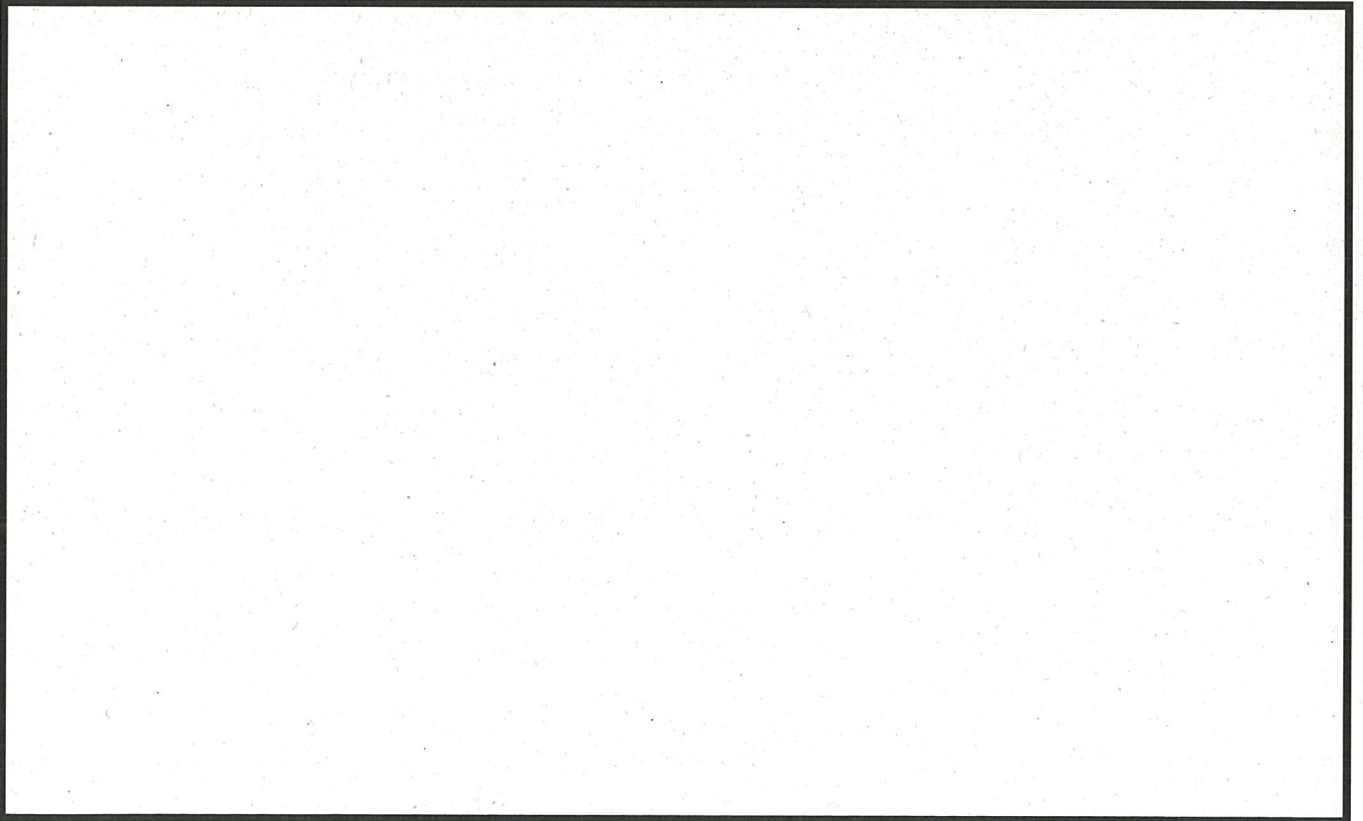


図 5-12 タービン建屋 (T. M. S. L. -4. 5m)

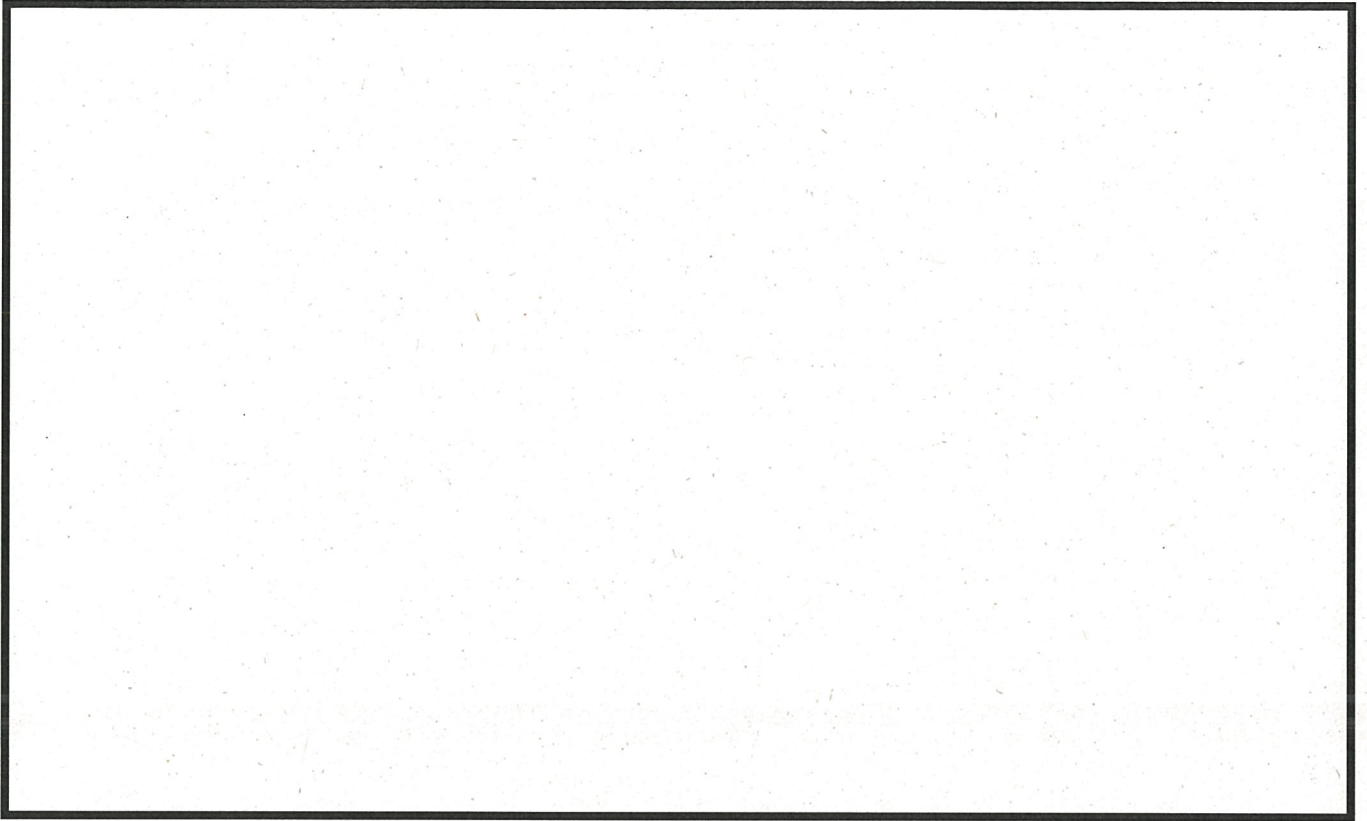


図 5-13 タービン建屋 (T. M. S. L. 0. 0m)

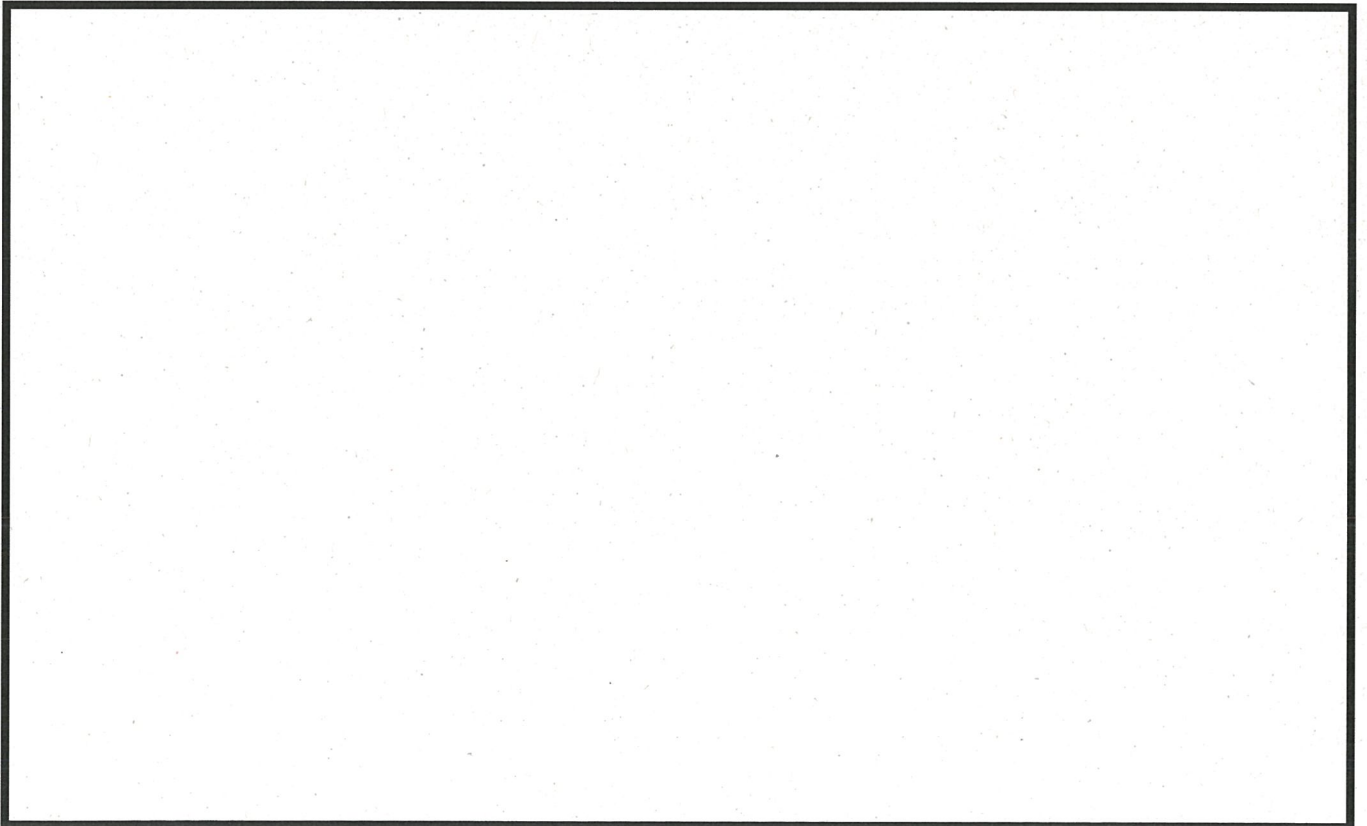


図 5-14 タービン建屋 (T. M. S. L. 5. 3m)

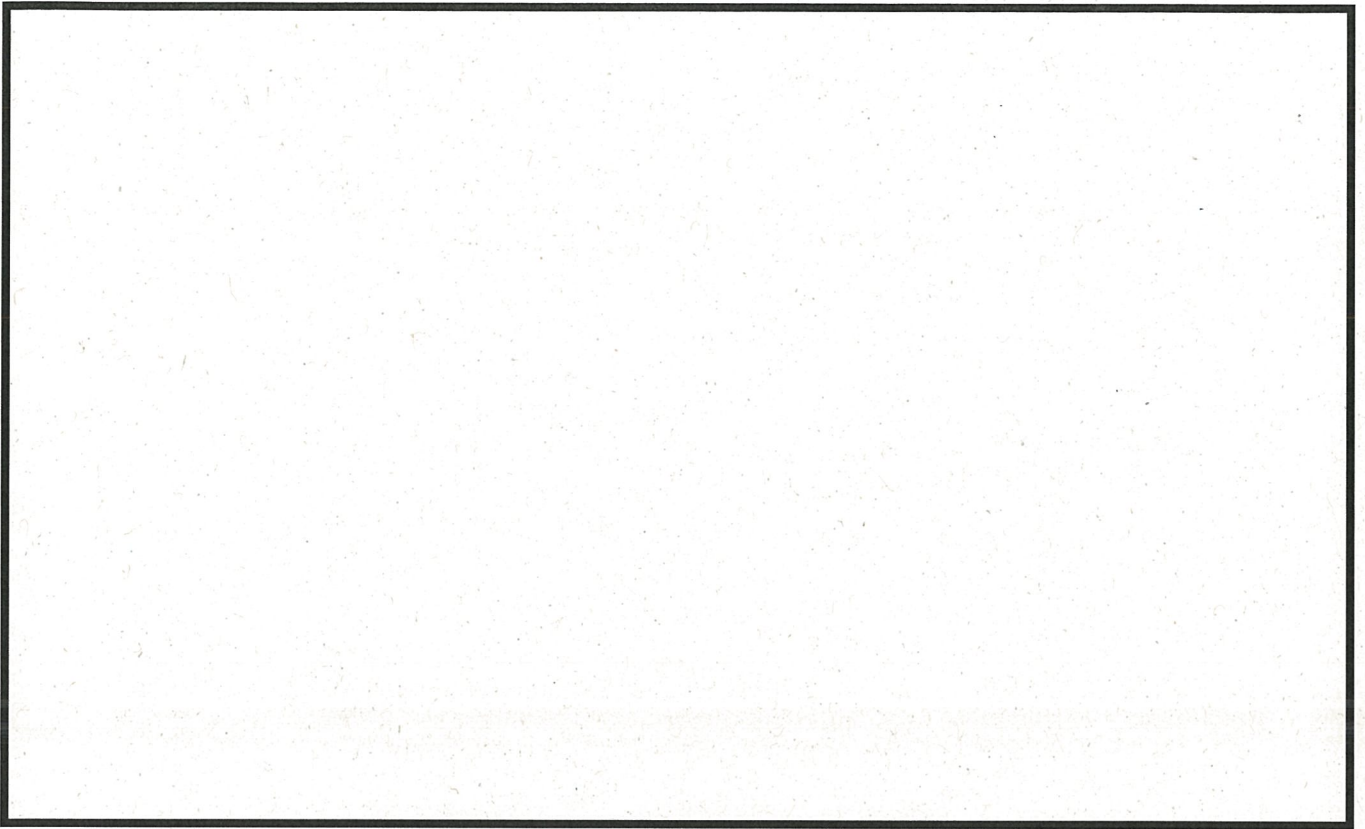


図 5-15 タービン建屋 (T. M. S. L. 17. 0m)

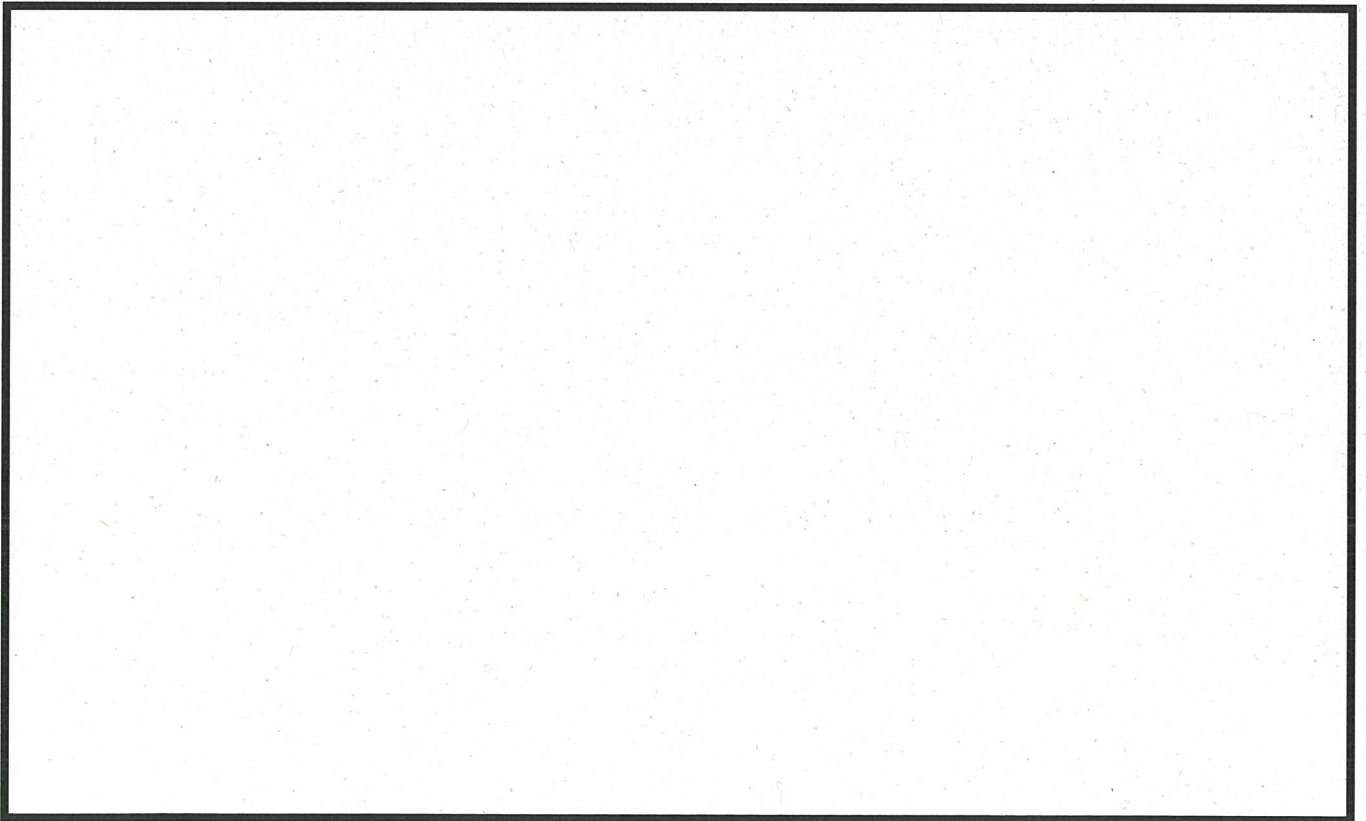


図 5-16 海水熱交換器建屋 (T. M. S. L. -12. 2m)

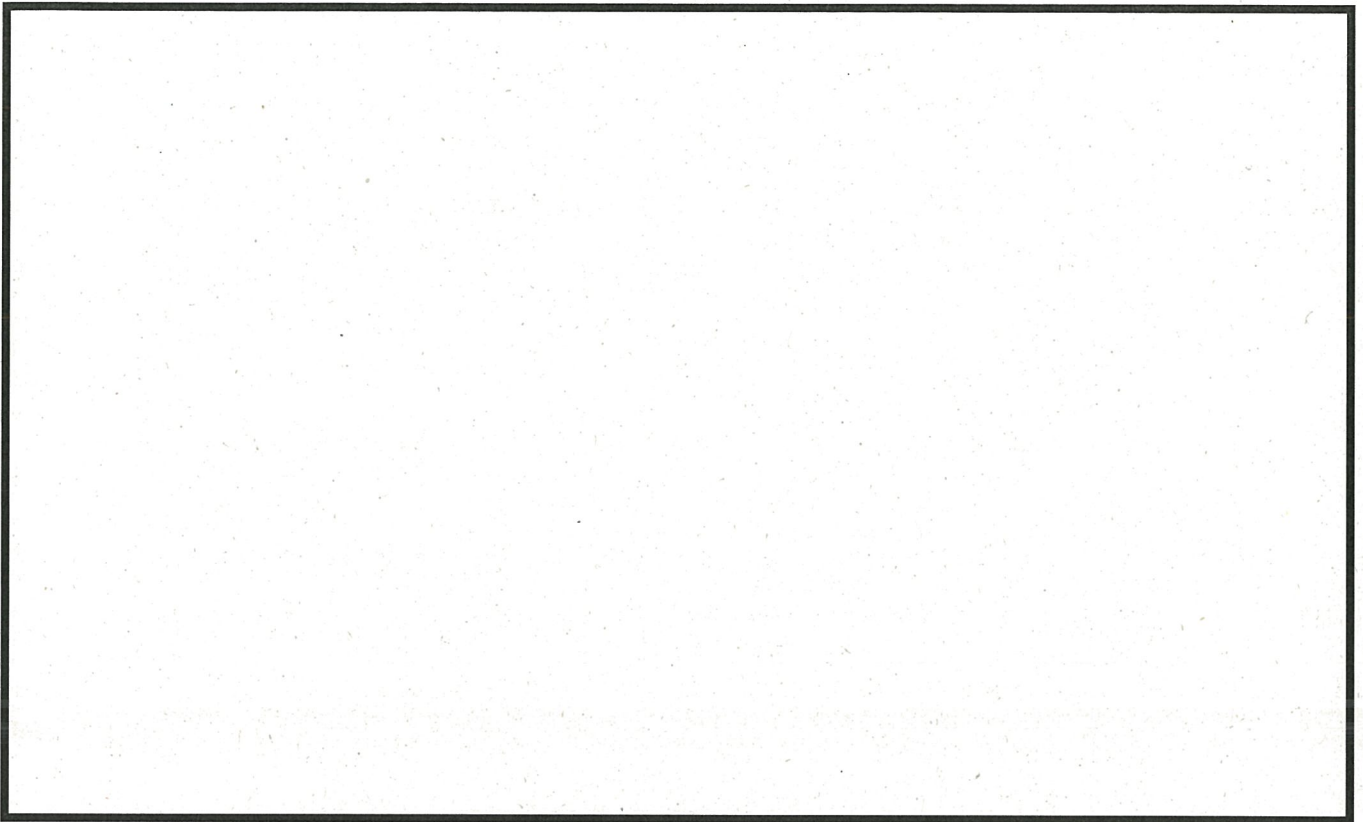


図 5-17 海水熱交換器建屋 (T. M. S. L. -3.8m)

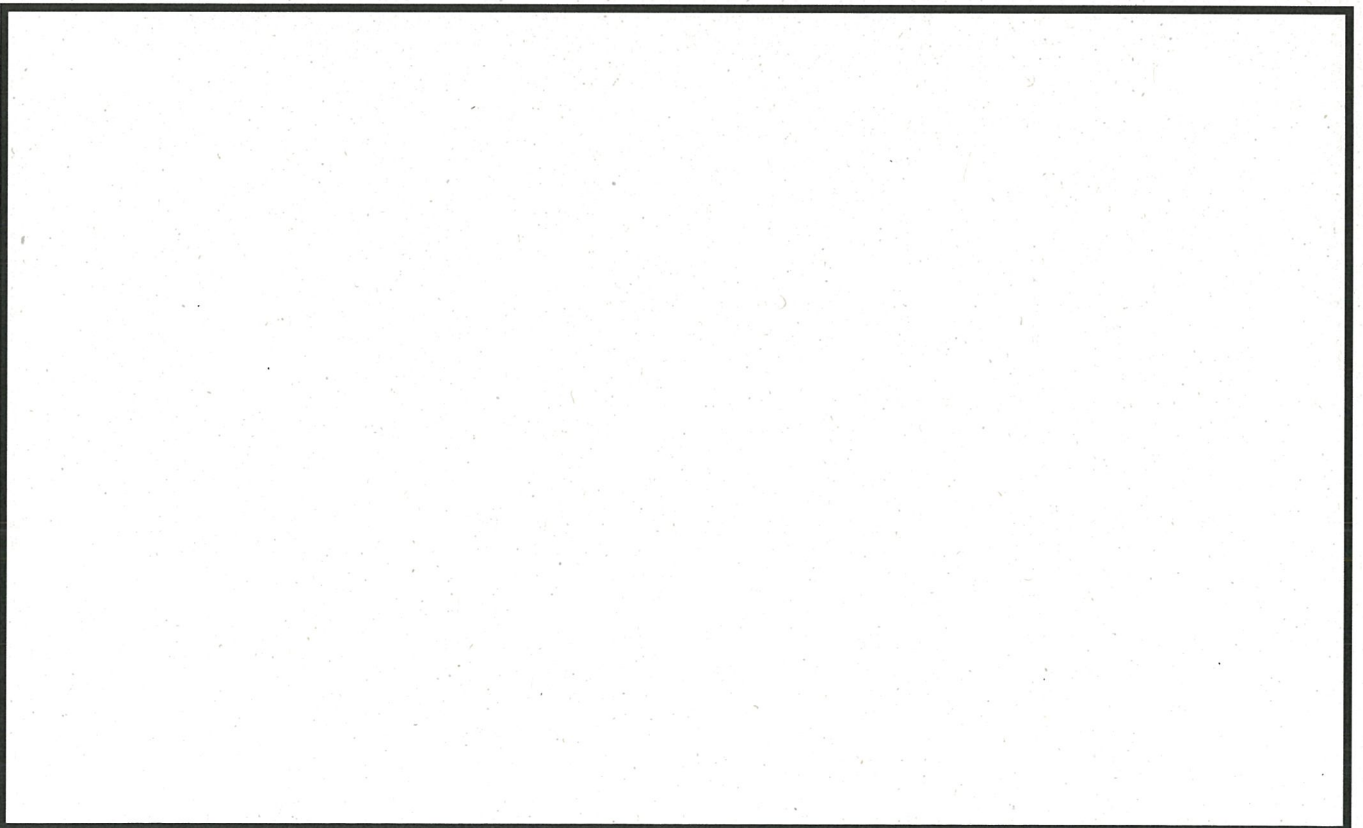


図 5-18 海水熱交換器建屋 (T. M. S. L. 5.3m)

2. 中性化の評価点の選定過程

コンクリートの中性化深さの実測値及び評価対象部位の選定結果を表5-2に示す。

2.1 屋内

上記の環境測定結果をもとに、仕上げ材の有無も考慮して、中性化が進展しやすい環境下にあると想定される複数箇所を選定し、2019年に中性化深さを測定した。

表5-2の結果と各建屋の最小かぶり厚さは同一であることを踏まえ、原子炉建屋内壁を中性化深さの評価対象部位とし、評価点は、中性化深さの平均値が最大となった原子炉建屋北側廊下壁とした。

2.2 屋外

各対象構造物における屋外環境は、ほぼ同一であるが、屋外の評価対象部位抽出にあたり、2015年、2016年及び2019年に各構造物の中性化深さを測定した。

表5-2の結果と各建屋の最小かぶり厚さは同一であることを踏まえ、建物においては原子炉建屋外壁を評価対象とした。評価点は、中性化深さの平均値が最大となった原子炉建屋3階西側外壁とした。

さらに、各構築物の最小かぶり厚さは同一であることを踏まえ、構築物においては原子炉補機冷却水系配管ダクトB系を評価対象とし、評価点は、原子炉補機冷却水系配管ダクトB系内壁とした。

表5-2 コンクリートの中性化深さ実測値及び評価対象部位の選定

環境	種別	対象構造物	測定位置	運転開始 または 使用開始 年月	調査時点の中性化深さ			かぶり 厚さ (cm)	選定
					調査時期	経過 年数	実測値 (cm)		
屋内	建物	原子炉建屋	北側廊下	1990年 9月	2019年 1月	28	0.8	4.0	○
		タービン建屋	北側廊下				0.5	4.0	
		海水熱交換器 建屋	A系RCW 熱交換器室				0.1	4.0	
屋外	建物	原子炉建屋	3階 西側外壁	1990年 9月	2019年 1月	28	0.3	4.0	○
		タービン建屋	1階西側・ 北側外壁				0.0	4.0	
		海水熱交換器 建屋	1階 西側外壁				0.1	4.0	
	構築物	取水構造物※	干満帯	1990年 9月	2015年 11月	25	0.6	8.4	
		非常用ガス処理系配 管ダクト	ダクト内壁		2016年 9月	25	0.2	8.4	
		原子炉補機冷却水系 配管ダクトA系	ダクト内壁				0.4	8.4	
		原子炉補機冷却水系 配管ダクトB系	ダクト内壁				1.3	8.4	○

※：取水構造物の調査結果で、中性化深さが最も大きい部位とした。

＜中性化深さの推定値の算定過程について＞

調査時点及び運転開始後40年経過時点の中性化深さの推定値の算定過程（推定式，条件，パラメータ）を以下に示す。

■ : 中性化深さの推定に必要なパラメータ
 ■ : 推定結果

1. 岸谷式

	屋内		屋外	
	原子炉建屋		原子炉建屋	原子炉補機冷却水系配管ダクトB系
	北側廊下	3階西側外壁	ダクト内壁	
x : 水セメント比 (%)				
α : 劣化外力係数の区分による係数	1.7	1.0	1.0	
	屋内	屋外	屋外	
β : 仕上げ材による係数	1.0	1.0	1.0	
	仕上げ材なし	仕上げ材なし	仕上げ材なし	
γ : セメントによる係数	1.4	1.4	1.4	
	フライアッシュB種	フライアッシュB種	フライアッシュB種	
調査時点の推定値 (cm) (運転開始後経過年数)	2.33 (28.3年)	1.37 (28.3年)	1.83 (25.9年)	
運転開始後40年経過時点の推定値 (cm)	2.77	1.63	2.27	

岸谷式

$$t = \frac{7.2}{R^2(4.6x - 1.76)^2} C^2$$

t : 期間(年)
 C : 中性化深さ (cm)
 x : 水セメント比 (x ≤ 0.6)

R : 中性化速度係数 (R = α × β × γ)
 α : 劣化外力の区分による係数
 β : 仕上げ材による係数
 γ : セメントによる係数

2. 森永式

	屋内		屋外	
	原子炉建屋		原子炉建屋	原子炉補機冷却水系配管ダクトB系
	北側廊下	3階西側外壁	ダクト内壁	
w/c : 水セメント比 (%)				
R : 中性化比率	1.0	1.0	1.0	
	打放し	打放し	打放し	
C : 炭酸ガス濃度 (%) *1	0.0431	0.0440	0.0440	
T : 温度 (°C) *2	21.3	13.6	13.6	
RH : 湿度 (%) *2	44.5	72.0	72.0	
調査時点の推定値 (cm) (運転開始後経過年数)	1.25 (28.3年)	0.54 (28.3年)	0.72 (25.9年)	
運転開始後40年経過時点の推定値 (cm)	1.49	0.64	0.89	

*1 : 2017年2月から2018年1月の期間で各月毎に1回測定した結果の平均値

*2 : 2017年2月1日から2018年1月31日の期間で、1時間間隔で連続測定した結果の平均値

森永式

$$x = \sqrt{\frac{C}{5} \cdot 2.44 \cdot R (1.391 - 0.017RH + 0.022 T) \times (4.6 \times w/c/100 - 1.76) \times \sqrt{t}}$$

x : 中性化深さ (mm)
 C : 炭酸ガス濃度 (%)
 R : 中性化比率 (-)

T : 温度 (°C)
 RH : 湿度 (%)
 w/c : 水セメント比 (%)
 t : 材令 (日)

3. 中性化深さの実測値に基づく \sqrt{t} 式

	屋内		屋外
	原子炉建屋	原子炉建屋	原子炉補機冷却水系配管ダクトB系
	北側廊下	3階西側外壁	ダクト内壁
中性化実測深さ (cm)	0.75	0.21	1.29
運転開始後40年経過時点の推定値 (cm)	0.89	0.25	1.60

\sqrt{t} 式

$$y = b\sqrt{t}$$

y : 中性化深さ (mm)

t : 中性化期間 (年)

b : 中性化速度係数 (mm/ $\sqrt{\text{年}}$)

＜塩分浸透における評価点の妥当性について＞

1. 塩化物イオン濃度の測定結果

柏崎刈羽2号炉においては、2019年に海側に面する壁を有する構造物（原子炉建屋、タービン建屋、海水熱交換器建屋）を対象に、表7-1に示す通り、塩化物イオン濃度の測定を行ったほか、2015年に海水や飛沫の影響により最も厳しい塩分浸透環境下にある取水構造物を対象に、表7-2に示す通り、塩化物イオン濃度の測定を行った。

その結果、鉄筋位置における塩化物イオン濃度は、原子炉建屋で0.0043%、タービン建屋で0.0048%、海水熱交換器建屋で0.0047%、取水構造物で気中帯0.0046%、干満帯0.0055%、海中帯0.0051%であった。

以上の結果と塩分浸透環境を考慮して、タービン建屋外壁と、取水構造物を評価対象部位とし、評価点は、タービン建屋は1階北側外壁、取水構造物は塩分浸透環境を考慮し、気中帯、干満帯及び海中帯とした。

表7-1 鉄筋位置における塩化物イオン濃度測定結果 (建物)

構造物 (箇所)	コア記号	試料 採取 位置 [mm]	塩化物イオン 量(CL-)の 平均値 A[kg/m ³]	コンク リートの 密度 B[kg/m ³]	塩化物イオン濃度 [%]	
					コア別 A/B	3本 平均値
原子炉建屋 (3F西外壁)	2R-6-①	40~60	0.05	2330	0.0020	0.0027
	2R-6-②	40~60	0.09	2350	0.0040	
	2R-6-③	40~60	0.05	2340	0.0020	
原子炉建屋 (1F東外壁)	2R-7-①	40~60	0.12	2330	0.0050	0.0043
	2R-7-②	40~60	0.05	2310	0.0020	
	2R-7-③	40~60	0.14	2300	0.0060	
タービン建屋 (1F西外壁)	2T-7-①	40~60	0.09	2300	0.0040	0.0037
	2T-7-②	40~60	0.05	2330	0.0020	
	2T-7-③	40~60	0.12	2330	0.0050	
タービン建屋 (1F北外壁)	2T-8-①	40~60	0.12	2310	0.0050	0.0048
	2T-8-②	40~60	0.11	2300	0.0045	
	2T-8-③	40~60	0.12	2310	0.0050	
海水熱交換器建屋 (1F西外壁)	2Hx-2-①	40~60	0.11	2280	0.0050	0.0047
	2Hx-2-②	40~60	0.10	2240	0.0045	
	2Hx-2-③	40~60	0.11	2310	0.0045	
海水熱交換器建屋 (1F北外壁)	2Hx-3-①	40~60	0.08	2310	0.0035	0.0037
	2Hx-3-②	40~60	0.10	2290	0.0045	
	2Hx-3-③	40~60	0.07	2300	0.0030	

注) 太字：評価書記載値

表7-2 鉄筋位置における塩化物イオン濃度測定結果（取水構造物）

構造物 (箇所)	コア記号	試料 採取 位置 [mm]	塩化物イオン 量(CL-)の 平均値 A[kg/m ³]	コンク リートの 密度 B[kg/m ³]	塩化物イオン濃度 [%]	
					コア別 A/B	3本 平均値
取水構造物 (気中帯)	①	80~100	0.16	2295	0.0070	0.0046
	②	80~100	0.07	2308	0.0030	
	③	80~100	0.09	2327	0.0039	
取水構造物 (干満帯)	①	80~100	0.16	2280	0.0070	0.0055
	②	80~100	0.11	2282	0.0048	
	③	80~100	0.11	2284	0.0048	
取水構造物 (海中帯)	①	80~100	0.14	2275	0.0062	0.0051
	②	80~100	0.14	2302	0.0061	
	③	80~100	0.07	2363	0.0030	

注) 太字：評価書記載値

2. 取水構造物における評価点の範囲

気中帯、干満帯及び海中帯は1964年3月から1980年12月までの柏崎港における潮位観測記録に気象偏差を考慮して設定している。

上記期間における柏崎港の朔望平均満潮位、朔望平均干潮位は、以下の通りである。

- ・朔望平均満潮位：T.M.S.L. +0.50m
- ・朔望平均干潮位：T.M.S.L. +0.05m

これに気象偏差の最大値（0.48m 1972年12月2日発生）を考慮して干満帯の範囲を以下の通り設定している。

- ・設計満潮位 = 朔望平均満潮位 + 気象偏差の最大値 = 0.5m + 0.48m = 0.98m ≒ 1.00m (T.M.S.L. +1.00m)
- ・設計干潮位 = 朔望平均干潮位 = 0.05m ≒ 0.00m (T.M.S.L. ±0.00m)

更に1964年から至近までの潮位観測記録を確認した結果を以下に示す。

- ・最高潮位：T.M.S.L. +1.07m
- ・朔望平均満潮位：T.M.S.L. +0.46m
- ・朔望平均干潮位：T.M.S.L. -0.01m

最高潮位は設計満潮位と同程度となり、朔望平均干潮位は設計干潮位と同程度となることから、現状の条件設定と至近（2018年）まで含めた条件設定の評価結果に有意な差はないことを確認している。

柏崎における1964年から2018年までの潮位変化を図7-1に示す。

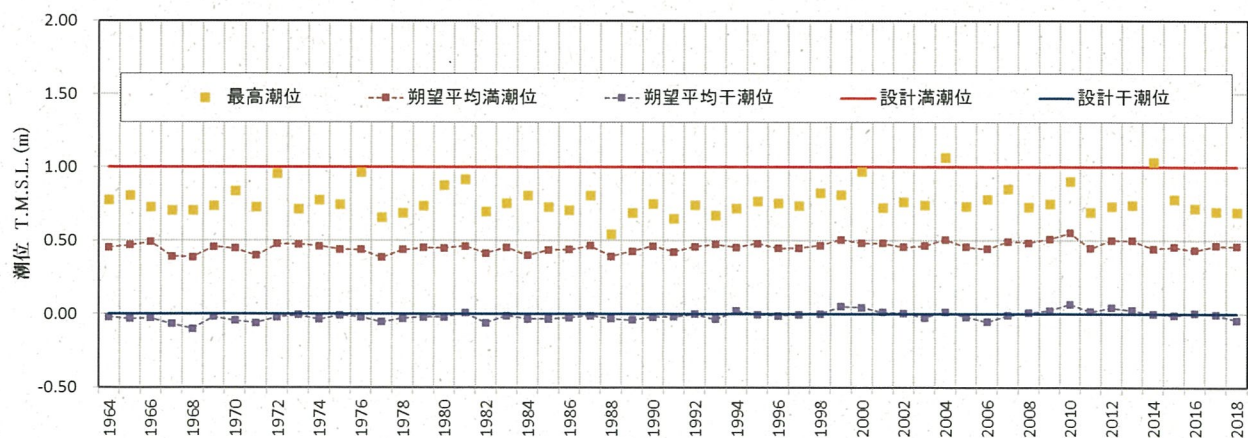


図 7-1 1964 年から 2018 年までの潮位変化

気中帯、干満帯及び海中帯の範囲と評価点（以下、「コア採取位置」という。）を表 7-3 に示す。

表7-3 取水構造物における評価点の範囲とコア採取位置*1

	評価点の範囲	コア採取位置
気中帯	T. M. S. L. +1.00m 以上	T. M. S. L. +2.25m
干満帯	T. M. S. L. +1.00m 未満, T. M. S. L. ±0.00m 以上	T. M. S. L. +0.95m
海中帯	T. M. S. L. ±0.00m 未満	T. M. S. L. -4.30m

*1 コア径 : 55.0mm

気中帯、干満帯及び海中帯のコア採取位置は、気中帯では設計満潮位以上、干満帯では設計満潮位未満かつ設計干潮位以上、海中帯では設計干潮位未満、の範囲内となっている。したがって、コアは適切な位置から採取しており、評価点は妥当であると判断した。

＜塩分浸透における鉄筋の腐食減量の算定過程について＞

1. 鉄筋の腐食減量の算定過程

方法、条件及びパラメータを以下に示す。

	タービン建屋	取水構造物		
	①1F北外壁	②気中帯	③干満帯	④海中帯
t_n : 供用開始からの経過年数(年)	28.3	25.1	25.1	25.1
Cl_{tn} : 鉄筋位置における塩化物イオン量(kg/m ³)*1	0.117	0.107	0.127	0.117
C_0 : コンクリート表面の塩化物イオン量(kg/m ³)*2	0.204	18.108	20.069	7.237
D_c : コンクリート中の塩化物イオンの見かけ上の拡散係数(cm ² /年)*2	1.390	0.178	0.333	0.243
Cl_{tn} : 鉄筋位置における塩化物イオン量(kg/m ³) (推定値)*3	0.000 ~0.144	0.000 ~0.471	0.000 ~2.080	0.000 ~0.411
c : かぶり(mm)*4	40	84	84	84
d : 鉄筋径(mm)*4	16	32	32	32
W/C : ホセメント比(%/100)*5				
T : 温度(°C)*6	13.6	13.6	13.6	17.0
RH : 相対湿度(%)*7	72	72	100	100
O : 酸素濃度(%/100)*8	0.21	0.21	0.21	0.0071
V_{IIt_n} : 調査時点の鉄筋の腐食減量($\times 10^{-4}$ g/cm ²)	3.9	1.7	7.1	0.0
$V_{II(40)}$: 運転開始後40年経過時点の鉄筋の腐食減量($\times 10^{-4}$ g/cm ²)	5.3	2.9	11.8	0.0
Q_{cr} : かぶりコンクリートにひび割れが発生する時点の鉄筋の腐食減量 推定値($\times 10^{-4}$ g/cm ²)	44.2	91.5	91.5	91.5

■: 拡散方程式により、コンクリート表面からの塩化物イオンの浸透を予測するのに必要なパラメータ

■: 予測結果

■: 森永式により、鉄筋の腐食減量の評価を実施するのに必要なパラメータ

■: 推定結果

*1: 鉄筋位置における経過年数 t_n (年)の塩化物イオン量の平均値

*2: コンクリート表面からの深さと塩化物イオン量の実測値をFickの第二法則に与え、最小二乗法から C_0 と D_c を算定した

*3: 運転開始から40年経過時点までの各年の推定値

*4: ①: 竣工図より

②~④: 配筋図より、芯かぶり=100mm, 100-32/2=84mmと設定

*5: ①~④: 工事記録より

*6: ①~③: 理科年表 2019年版より, 1981~2010年の新潟平均値

④: 日本海洋データセンターHPより, 柏崎刈羽を含む北緯37°~38°, 東経138°~139°の水温の平均値(深度は10mとした)

*7: ①, ②: 理科年表 2019年版より, 1981~2010年の新潟平均値

③: 干満作用により湿った状態が継続すると考え, 海中と同じ条件とした

④: 湿潤状態であることからRH100%とした

*8: 一般的な大気中及び海中の酸素濃度として設定

1.1 拡散方程式

コンクリート表面からの深さと塩化物イオン量の実測値を下式 (Fickの第二法則の解の式) に与え, 最小二乗法から表面塩化物イオン量 (C_0) と見かけの拡散係数 (D_c) を算定する。

$$Cl_{tn} = C_0 \left(1 - \operatorname{erf} \frac{0.1c}{2\sqrt{D_c \cdot t_n}} \right)$$

Cl_{tn} : 鉄筋位置における経過年数 t_n (年)の塩化物イオン量 (kg/m^3)
 C_0 : コンクリート表面における塩化物イオン量 (kg/m^3)
 D_c : コンクリート中の塩化物イオンの見かけの拡散係数 ($\text{cm}^2/\text{年}$)
 c : かぶり (mm)
 t_n : 供用開始からの経過年数 (年)
 erf : 誤差関数

1.2 森永式

(1) 腐食量の算定

経過年数 t_n 年 (1, 2, 3...) ごとに腐食速度 V_{1tn} ($\text{mg}/\text{cm}^2/\text{年}$)を算出した結果を累加し, その経過年時点における腐食減量(mg/cm^2)を求める。

$$V_{1tn} = V_{11tn} \times \frac{V_{12tn}}{V_{12tn}'}$$

$$V_{11tn} = \frac{d}{10 \cdot c^2} \left[-0.51 - 6.81 \cdot Cl_{tn} + 44.97 \cdot (W/C)^2 + 60.84 \cdot Cl_{tn} \cdot (W/C)^2 \right]$$

$$V_{12tn} = \frac{1}{10} (2.59 - 0.05 \cdot T - 6.89 \cdot H - 22.87 \cdot O - 0.89 \cdot Cl_{tn} + 0.14 \cdot T \cdot H + 0.51 \cdot T \cdot O + 0.01 \cdot T \cdot Cl_{tn} + 60.81 \cdot H \cdot O + 3.01 \cdot H \cdot Cl_{tn} + 6.55 \cdot O \cdot Cl_{tn})$$

$$V_{12tn}' = \frac{1}{10} (0.56528 + 1.2808 \cdot Cl_{tn})$$

V_{1tn} : 経過年数 t_n 年における腐食速度 ($\text{mg}/\text{cm}^2/\text{年}$)

V_{11tn} : 温度 15°C , 湿度69%, 酸素濃度20%における腐食速度 ($\text{mg}/\text{cm}^2/\text{年}$)

V_{12tn} : ペーストコーティング鉄筋の腐食速度 ($\text{mg}/\text{cm}^2/\text{年}$)

V_{12tn}' : 温度 15°C , 湿度69%, 酸素濃度20%におけるペーストコーティング鉄筋の腐食速度 ($\text{mg}/\text{cm}^2/\text{年}$)

d : 鉄筋径 (mm)

c : かぶり (mm)

Cl_{tn} : 経過年数 t_n 年における鉄筋位置の塩化物イオン量 (kg/m^3)

W/C : 水セメント比 (%/100)

T : 温度 ($^\circ\text{C}$)

H : 湿度に関する項 [$H = (RH - 45) / 100$]

RH : 相対湿度 (%)

O : 酸素濃度 (%/100)

(2) ひび割れ発生の限界腐食量の算定方法

(1)の1年ごとの腐食速度の累積値が下式による限界腐食量を越える経過年数を, 鉄筋腐食によるひび割れが発生する時点として評価を行う。

$$Q_{cr} = 0.0602 \left(1 + \frac{2c}{d} \right)^{0.85} \times d$$

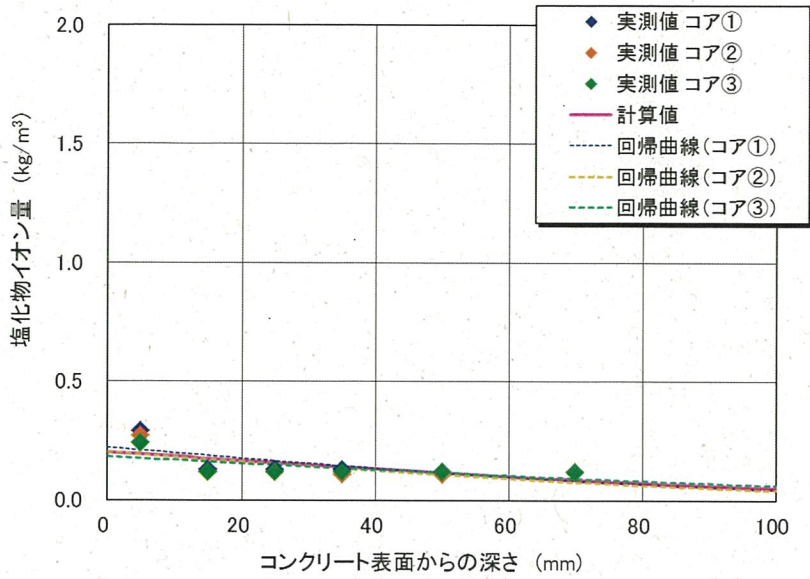
Q_{cr} : ひび割れ発生時の腐食量 (mg/cm^2)

c : かぶり (mm)

d : 鉄筋径 (mm)

2. 拡散方程式の回帰分析結果

(1) タービン建屋



注記)

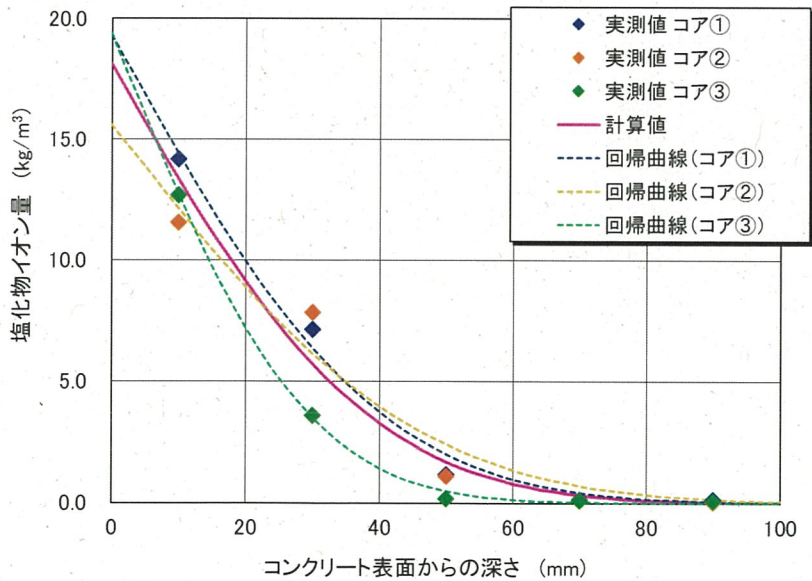
$C_0 = 0.204 \text{ (kg/m}^3\text{)}$

$D_c = 1.390 \text{ (cm}^2\text{/年)}$ を用いると、図中「計算値」の分布となる。

上記の値は、個々のコアの回帰曲線（図中の破線）で得られた C_0 、 D_c の3個の値の平均とした。

(2) 取水構造物

(気中帯)



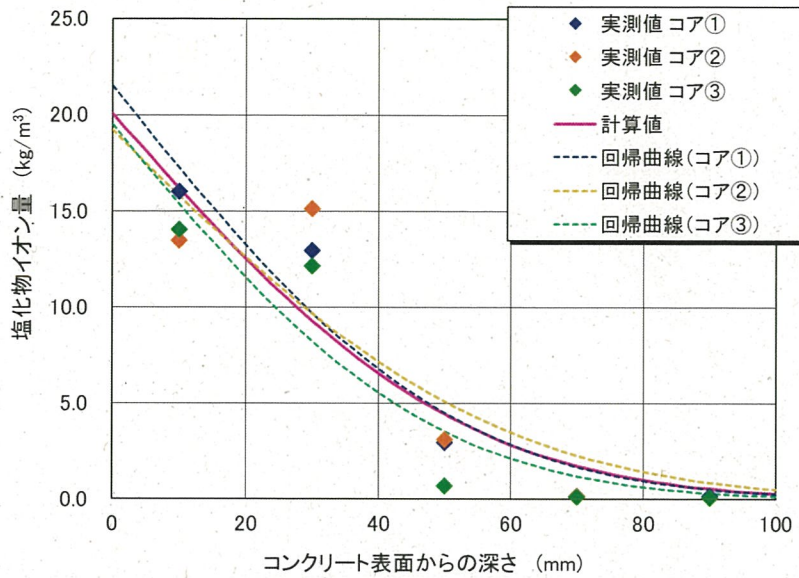
注記)

$C_0 = 18.108 \text{ (kg/m}^3\text{)}$

$D_c = 0.178 \text{ (cm}^2\text{/年)}$ を用いると、図中「計算値」の分布となる。

上記の値は、個々のコアの回帰曲線（図中の破線）で得られた C_0 、 D_c の3個の値の平均とした。

(干満帯)



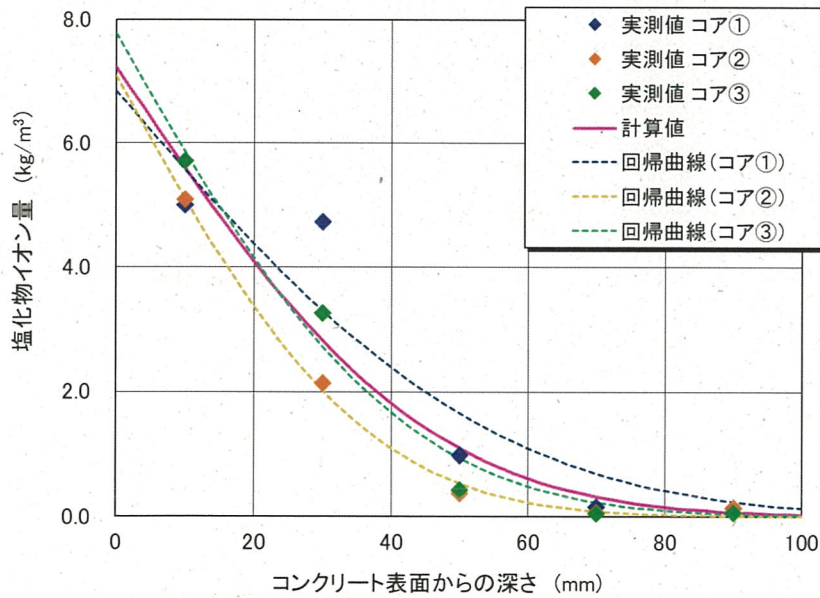
注記)

$C_0 = 20.069 \text{ (kg/m}^3\text{)}$

$D_c = 0.333 \text{ (cm}^2\text{/年)}$ を用いると、図中「計算値」の分布となる。

上記の値は、個々のコアの回帰曲線（図中の破線）で得られた C_0 、 D_c の3個の値の平均とした。

(海中帯)



注記)

$C_0 = 7.237 \text{ (kg/m}^3\text{)}$

$D_c = 0.243 \text{ (cm}^2\text{/年)}$ を用いると、図中「計算値」の分布となる。

上記の値は、個々のコアの回帰曲線（図中の破線）で得られた C_0 、 D_c の3個の値の平均とした。

3. 調査時点, 運転開始後40年時点及びかぶりコンクリートにひび割れが発生する時点の前後5年の鉄筋の腐食減量

(1)タービン建屋		(2)取水構造物					
		①気中帯		②干満帯		③海中帯	
経過年数 (年)	ΣV_{itn} ($\times 10^{-4}g/cm^2$)	経過年数 (年)	ΣV_{itn} ($\times 10^{-4}g/cm^2$)	経過年数 (年)	ΣV_{itn} ($\times 10^{-4}g/cm^2$)	経過年数 (年)	ΣV_{itn} ($\times 10^{-4}g/cm^2$)
24	3.2	21	1.4	21	6.0	21	0.0
25	3.3	22	1.5	22	6.2	22	0.0
26	3.5	23	1.6	23	6.5	23	0.0
27	3.6	24	1.6	24	6.8	24	0.0
28	3.7	25	1.7	25	7.0	25	0.0
28.3	3.9	25.1	1.7	25.1	7.1	25.1	0.0
29	3.9	26	1.8	26	7.3	26	0.0
30	4.0	27	1.9	27	7.6	27	0.0
31	4.1	28	1.9	28	7.9	28	0.0
32	4.3	29	2.0	29	8.2	29	0.0
33	4.4	30	2.1	30	8.5	30	0.0
35	4.7	35	2.5	35	10.0	35	0.0
36	4.8	36	2.6	36	10.4	36	0.0
37	4.9	37	2.6	37	10.7	37	0.0
38	5.1	38	2.7	38	11.1	38	0.0
39	5.2	39	2.8	39	11.4	39	0.0
40	5.3	40	2.9	40	11.8	40	0.0
41	5.4	41	3.0	41	12.1	41	0.0
42	5.6	42	3.1	42	12.5	42	0.0
43	5.7	43	3.2	43	12.9	43	0.0
44	5.8	44	3.3	44	13.3	44	0.0
45	6.0	45	3.4	45	13.7	45	0.0
323	43.5	311	89.2	156	88.0	757	90.7
324	43.7	312	89.7	157	88.8	758	90.9
325	43.8	313	90.1	158	89.7	759	91.0
326	43.9	314	90.6	159	90.6	760	91.2
327	44.1	315	91.1	160	91.4	761	91.4
328	44.2	316	91.5	161	92.3	762	91.5
329	44.4	317	92.0	162	93.2	763	91.7
330	44.5	318	92.5	163	94.1	764	91.9
331	44.6	319	93.0	164	95.0	765	92.1
332	44.8	320	93.4	165	95.8	766	92.2
333	44.9	321	93.9	166	96.7	767	92.4

＜機械振動の評価対象部位及び評価点の抽出過程について＞

1. 冷温停止状態の維持に必要な評価対象機器の抽出について

柏崎刈羽2号炉（以下、「KK2」という）の冷温停止状態の維持に必要な機器の原動機出力及び重量を機械振動の大きさとして抽出した。主要な機器の原動機出力及び重量を表9-1に示す。

表9-1 冷温停止が維持されることを前提とした場合の主要な機器の原動機出力と重量

評価書	機器名称	出力 (kW)	重量 (kg)	備考
ポンプ	原子炉補機冷却水ポンプ	440	8,150	
	残留熱除去系ポンプ	750	41,855	出力, 重量の第3位
	原子炉補機冷却海水ポンプ	250	22,140	
	原子炉冷却浄化系ポンプ	90	6,100	
	ほう酸水注入系ポンプ	37	3,300	
ポンプモータ	原子炉補機冷却水ポンプモータ	440	2,400	
	原子炉補機冷却海水ポンプモータ	250	4,100	
空調設備	中央制御室送風機	75	2,750	
	中央制御室排風機	22	295	
機械設備	高圧炉心スプレイ系ディーゼル機関	3,600	60,300	出力, 重量の第2位
電源設備	非常用ディーゼル発電設備 (A, B系)	6,600	105,100	出力, 重量の第1位

その結果、冷温停止状態の維持に必要な主要機器のうち、出力及び重量が最も大きい機器は、非常用ディーゼル発電設備となった。

2. 機械振動の評価対象部位及び評価点の抽出について

従来の機械振動の評価対象部位は、表 9-2 に示すとおり、常時振動を受ける対象構造物のうち、最も大きな機械振動を受けるタービン発電機架台コンクリートであった。

ただし、タービン発電機は冷温停止状態において劣化の進展に影響を及ぼす機器ではないことから、機械振動による強度低下の評価対象部位は、冷温停止状態において支持する機器の機械振動が大きく、且つ、建屋のコンクリート躯体から独立している非常用ディーゼル発電設備基礎とした。

また、評価点は、局部的に影響を受ける可能性がある基礎ボルト周辺のコンクリートとした。

表 9-2 タービン発電機と非常用ディーゼル発電設備との比較

(a) 原動機出力と重量

機器名称	出力 (kW)	重量 (kg)	備考
タービン発電機	1, 100, 000	1, 250, 200	高圧タービン, 低圧タービンの総重量
非常用ディーゼル発電設備	6, 600	105, 100	1 系統の重量

(b) 運転時間

機器名称	運転時間 (h)	備考
タービン発電機	約 111, 060	運転開始以降の発電時間を運転時間として算出
非常用ディーゼル発電設備	A 系 : 約 471 B 系 : 約 469	運転開始～2019 年 2 月末時点の運転時間

(c) 振動測定結果

機器名称	変位最大値 ($\mu\text{m P-P}$) *	加速度最大値 (G)	備考
タービン発電機	29.17	0.285	福島第二 1 号炉 (運転時) での測定結果
非常用ディーゼル発電設備	A 系 : 11.26 B 系 : 23.59	A 系 : 0.090 B 系 : 0.117	KK2 (定例試験時) での測定結果

* : P-P は、peak to peak (正負最大振幅の差) を表す。

3. 回転機器における振動監視方法と頻度

機械振動により、機器定着部の支持力が失われるような場合、機器に異常振動が発生するものと考えられるが、連続運転中の回転機器については、運転員による1回/日のパトロールの他に、表9-3に示す方法で振動の監視を行っている。非常用ディーゼル発電設備については、定例試験の際に異常振動が無いことを確認している。

また、定期的実施している「建築設備点検業務（2018年度）」による目視点検の結果、補修を要するひび割れは確認されていない。過去の目視点検においても補修を要するひび割れは確認されていないことから、補修計画及び補修実績はない。

なお、非常用ディーゼル発電設備基礎の基礎ボルト周辺のコンクリートにおいて反発度法による非破壊試験を行った結果、平均推定圧縮強度は、コンクリート躯体の設計基準強度を十分上回っていることを確認している。

表 9-3 回転機器における振動監視方法と頻度

機器	振動監視方法	頻度
冷温停止状態で連続運転している回転機器	ポータブル振動計により、軸受近傍部を定期的に測定	1回/1～3ヶ月 (必要に応じ周期短縮)

＜熱による遮へい能力低下の評価に用いた温度分布解析について＞

熱による遮へい能力低下の評価点における温度分布解析については、柏崎刈羽 2 号炉工事計画認可申請書 添付書類 IV-4-1「生体しゃへい装置の放射線のしゃへい及び熱除去についての計算書」による。

ガンマ線遮へいコンクリートの炉心領域部におけるガンマ線による熱発生は、SPAN コードを用いて、遮へいコンクリートに吸収されたガンマ線エネルギーが全て熱に変換されるとして計算を行っている。

原子炉しゃへい壁及び一次しゃへい壁中におけるガンマ線束と発熱量分布を図 10-1、原子炉しゃへい壁及び一次しゃへい壁中の温度分布を図 10-2 に示す。

全ガンマ線束による発熱を考慮して温度分析解析を行った結果、ガンマ線遮へいコンクリートの炉心領域部の最高温度は 60.5℃となり、「コンクリート遮へい体設計基準」(R. G. Jaeger et. al 「Engineering Compendium on Radiation Shielding (ECRS) VOL. 2」) によるコンクリートの温度制限値(中性子遮へい 88℃, ガンマ線遮へい 177℃)を下回った。

放射線量の日常監視については、建屋内に設置された放射線監視装置(エリア放射線モニタ)から伝送される計測値を中央操作室において連続監視すると共に、毎日の計測値を記録に取り纏め、傾向監視を実施している。

その結果、日常的に監視している放射線量について、異常な兆候は確認されていない。

なお、通常時におけるエリアモニタの警報設定値と傾向監視によるアクションレベルについて、表 10-1 及び表 10-2 に示す。

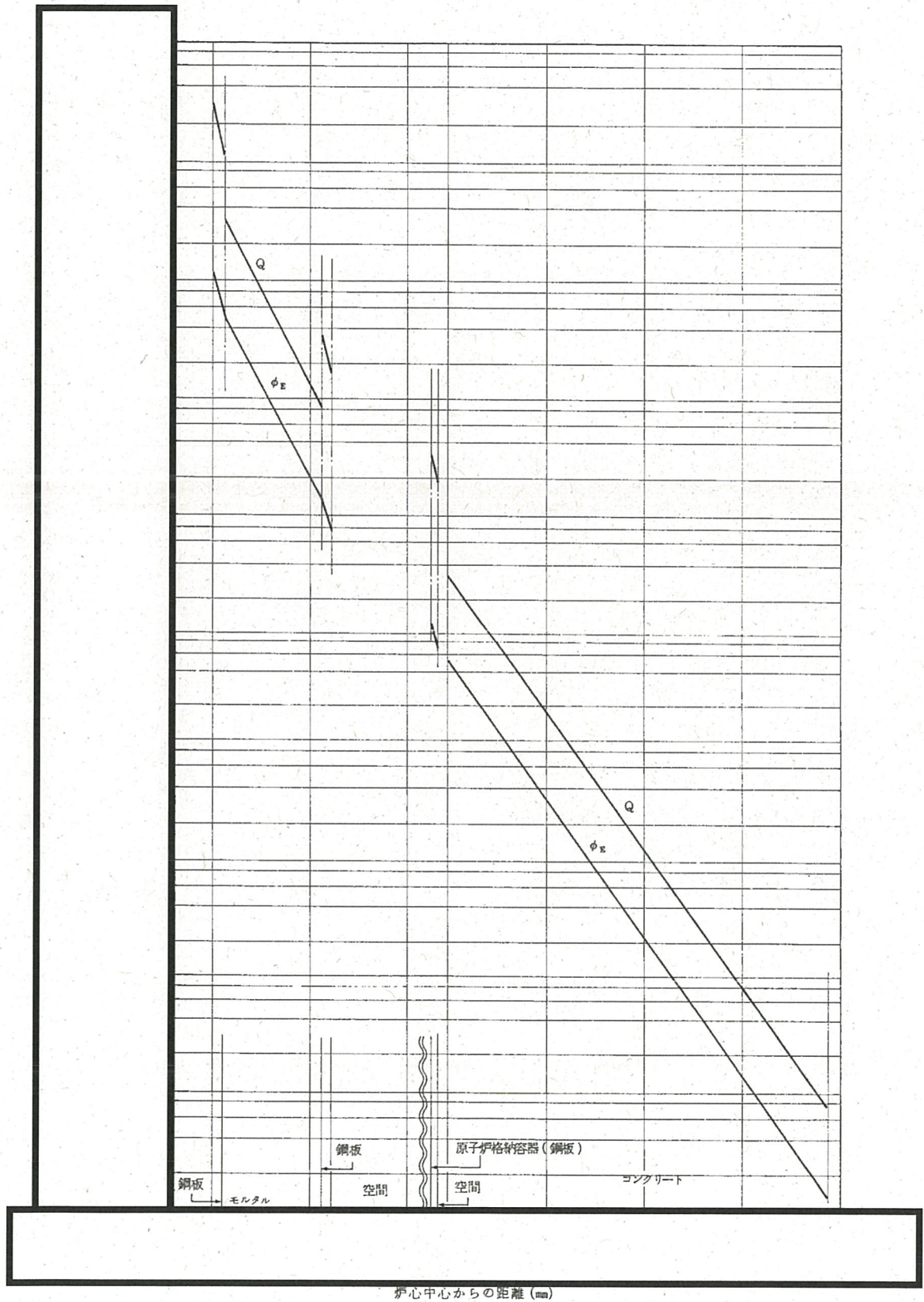


図 10-1 原子炉しゃへい壁及び一次しゃへい壁中におけるガンマ線束と発熱量分布

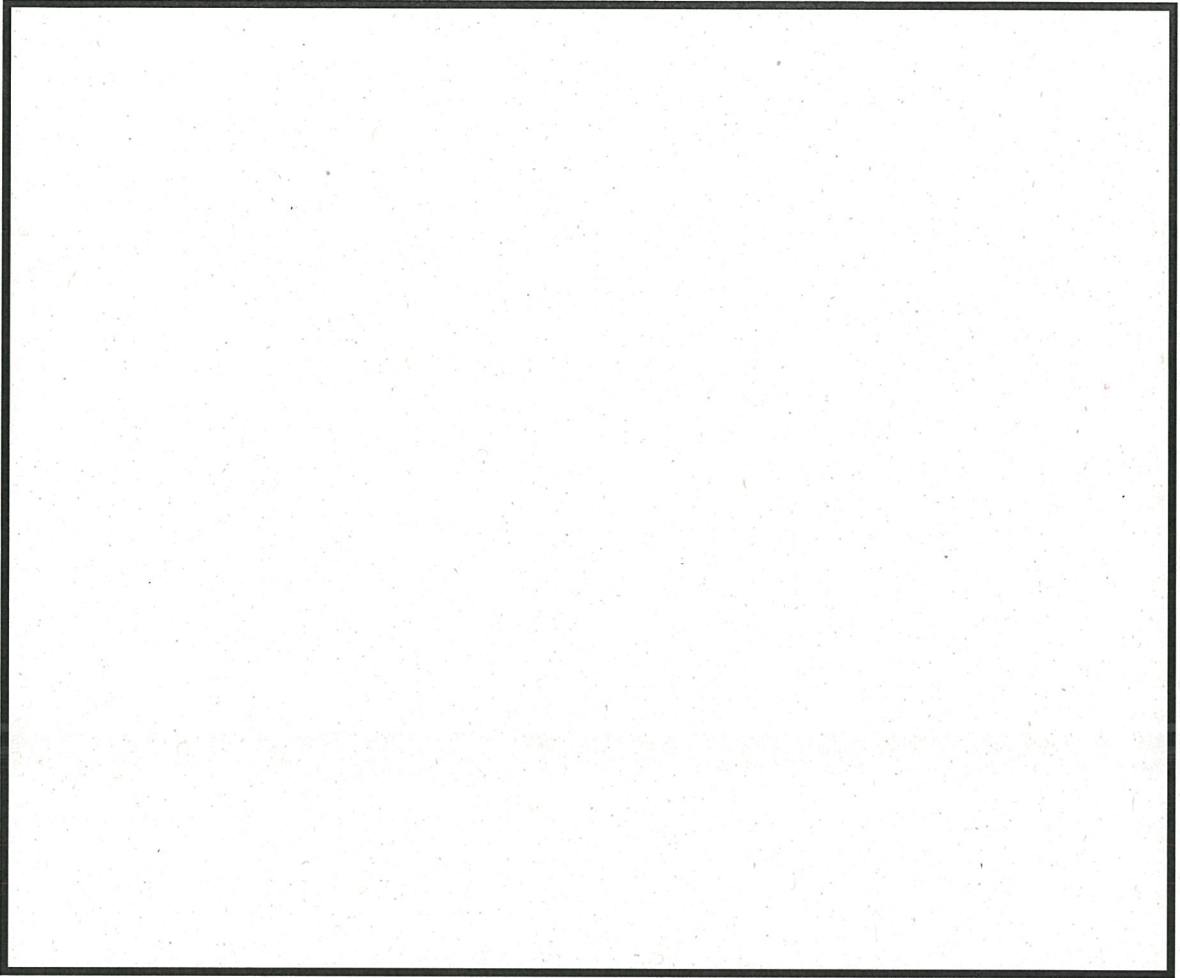


図 10-2 原子炉しゃへい壁及び一次しゃへい壁中の温度分布

表 10-1 エリア放射線モニタ警報設定値

単位： mSv/h

測定場所	警報設定値
非管理区域	0.001
通路	0.02
制御盤エリア	0.02
作業エリア	0.05 又は過去最大値の3倍
タービンオペフロ	0.05
事故時監視用	5
TIP 装置室	1

表 10-2 アクションレベル

測定項目	アクションレベル
管理区域内の 外部放射線量当量率	前回又は今回測定値が線量当量率 0.01mSv/h 以上かつ前回測定値比較若しくは過去 3 日間 比較で 0.7 倍以下の下降及び 1.5 倍以上の上 昇

＜柏崎刈羽2号炉周辺の地下水による劣化影響について＞

1. はじめに

柏崎刈羽2号炉（以下、「KK2」という）のコンクリート構造物のうち、原子炉建屋、タービン建屋、海水熱交換器建屋、取水構造物、非常用ガス処理系配管ダクト及び原子炉補機冷却水系配管ダクトの一部は、地下に埋設されているため、これらの構造物に対する地下水による劣化影響について検討する。

コンクリートの強度低下に影響を及ぼすと想定される地下水に起因する劣化要因を抽出するとともに、それらがKK2の地下埋設部コンクリートにおいて発生し、進展する可能性について評価を行う。

なお、原子炉建屋、タービン建屋及び海水熱交換器建屋の地下外壁の表面に防水層を設けるとともに、建屋周囲にはサブドレン設備を設置して地下水位を低下させているが、当該評価では、保守的に防水層及びサブドレン設備による効果には期待しないこととする。

2. 劣化影響評価

2.1 地下水に起因するコンクリート劣化要因の抽出

地下水に起因するコンクリートの劣化要因とその概要を表 11-1 に示す。

地下水に起因するコンクリート劣化の種類には、化学的物質の作用による材料劣化と、地下水圧の作用による構造劣化が考えられる。このうち、後者の構造劣化については設計時の強度計算書において、地下水を考慮した土圧荷重に対して地下外壁が健全であることを確認していることから、常時の水圧に対して問題になることはないと考えられる。

そこで、コンクリートの材料劣化に該当する塩分浸透、アルカリ骨材反応及び化学的侵食の3要因が、KK2 の地下埋設部コンクリートにおいて発生し、進展する可能性について評価を行った。

表 11-1 地下水の存在下で引き起こされるコンクリートの劣化要因

劣化の種類	劣化要因	概 要
材料劣化	塩分浸透	地下水に含まれる塩化物イオンの浸透により、鉄筋腐食が発生し、コンクリートに膨張性のひび割れが発生する。
	アルカリ骨材反応	骨材中の反応性珪物とセメントペースト中のアルカリイオンが反応し、これに水が加わることにより、コンクリートに膨張性のひび割れが発生する。
	化学的侵食	水分中の酸や硫酸塩等の塩類とセメント水和物の化学反応により、セメントペーストの溶解（酸）やコンクリート表層の剥離・剥落（塩類）が発生する。
構造劣化	地下水圧	地下水圧によって側壁に発生する曲げモーメントにより、コンクリート部材の引張側にひび割れが発生する。

2.2 地下水に起因するコンクリートの材料劣化評価

コンクリートの材料劣化に該当する劣化要因のうち、塩分浸透、アルカリ骨材反応、化学的侵食が KK2 の地下埋設部コンクリートにおいて発生し、進展する可能性について KK2 の環境条件に基づき評価を行った。

2.2.1 塩分浸透

コンクリート中に塩化物イオンが浸透し、鉄筋位置まで達すると、鉄筋の腐食が徐々に進行し、鉄筋の体積膨張によりコンクリートにひび割れやはく離が生じ、コンクリート構造物としての健全性が損なわれる可能性がある。

KK2 の対象構造物においては、塩分浸透が生じる可能性があるため、経年劣化に対する評価を実施している。

その結果、各評価部位における鉄筋の腐食減量は、運転開始後 40 年時点の想定においても、かぶりコンクリートにひび割れが発生する時点での鉄筋の腐食減量を十分に下回っている。

また、定期的な建屋内部からの目視点検の結果、塩分浸透に起因する鉄筋腐食が生じた場合に発生する膨張性のひび割れは確認されていない。さらにコンクリート躯体が直接海水に接触する取水構造物においても、塩分浸透による鉄筋腐食に起因する膨張性のひび割れは確認されていない。

したがって、塩分浸透の評価結果、目視点検の結果及び最も厳しい環境下にある取水構造物の現状を鑑み、同じ産地の材料を使用しているその他の地下埋設部コンクリートにおいても塩分浸透によるコンクリートの劣化が進展し、KK2 の供用期間中にコンクリート構造物としての健全性が損なわれる可能性は小さいと考えられる。

2.2.2 アルカリ骨材反応

アルカリ骨材反応は、コンクリート中に含まれるアルカリ性の水溶液と、骨材中に含まれる反応性珪物の化学反応である。このとき生成されたアルカリ・シリカゲルが周囲の水を吸収し膨張すると、コンクリート表面にひび割れが生じ、コンクリート構造物としての健全性が損なわれる可能性がある。

ただし、KK2 においては、建設時の 1984 年及び 1987 年にコンクリートの使用骨材についてモルタルバー法 (ASTM C227-81, JASS 5N T-201) による反応性試験を実施しており、その結果得られた膨張率は「材齢 6 カ月で 0.100% 以下」の判定基準に対し、無害と判定されている。

また、定期的な建屋内部からの目視点検の結果、アルカリ骨材反応が発生した場合に発生する膨張性のひび割れは確認されていない。さらに絶えず海水が供給される環境下にある取水構造物においても、アルカリ骨材反応に起因する膨張性のひび割れは確認されていない。

したがって、使用骨材の反応性試験結果、目視点検の結果及び外部からの水分供給に対して最も厳しい環境下にある取水構造物の現状を鑑み、同じ産地の材料を使用しているその他の地下埋設部コンクリートにおいてもアルカリ骨材反応によるコンクリートの劣化が生じる可能性は小さいと考えられる。

2.2.3 化学的侵食

コンクリートの化学的侵食は、コンクリートが外部からの化学作用によって、セメント硬化体を構成する水和生成物の変質や分解することにより、結合能力を失っていく事象である。化学的侵食は、その劣化機構によって、①セメント水和物との化学反応による溶解、②セメント水和物との化学反応による膨張に大別される。

① セメント水和物との化学反応による溶解

コンクリート中のセメント水和物との化学反応により、本来、水に溶解しにくいセメント水和物を可溶性物質に変質させ、コンクリートが多孔質化する、あるいは分解することで、骨材の露出や脱落などが生じる。

② セメント水和物との化学反応による膨張

コンクリート中のセメント水和物との化学反応により、新たな化合物が生成され、膨張する際の膨張圧がコンクリートにひび割れや剥離を生じさせる。

一般的な環境においては、化学的侵食が発生することはほとんどなく、温泉地帯、酸性河川流域及び酸性・硫酸塩土壌等に建造された構造物等が化学的侵食の影響を受けるとされている。

そこで、KK2 における地下水質の調査結果に基づき化学的侵食が発生し、進展する可能性について評価を行った。

(1) KK2 周辺における地下水質の調査位置及び調査結果

KK2 周辺のサブドレンピット (図 11-1) においては、2017 年 7 月、2018 年 2 月及び 2019 年 6 月の計 3 回の地下水質調査を実施している。結果の一例を表 11-2 に示す。

なお、調査結果は海水の影響を考慮し、図 11-1 に示す通り、陸側と海側の 2 つのエリアに大別して分析を行った。

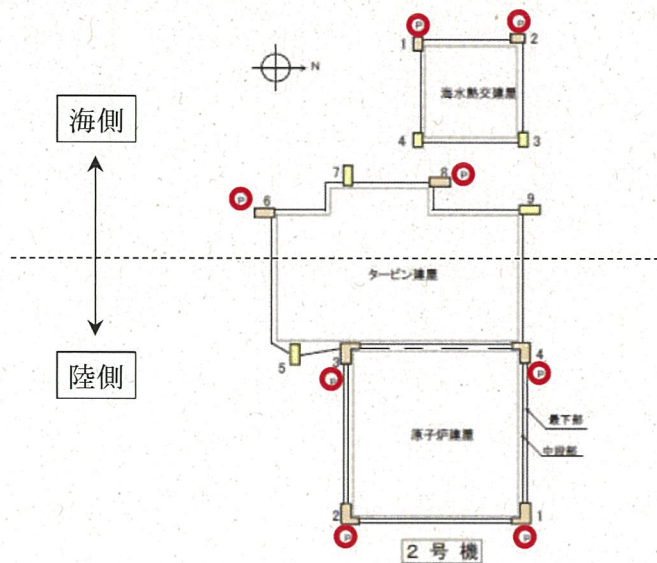


図 11-1 KK2 周辺のサブドレン配置図

表 11-2 KK2 周辺における地下水質の調査結果

(a) pH

エリア	採取箇所	平均値
陸側	原子炉建屋 No. 1, 2, 3, 4 ピット	
海側	タービン建屋 No. 6, 8 ピット 海水熱交換器建屋 No. 1, 2 ピット	

(b) 硫酸塩 (単位 ; mg/l)

エリア	採取箇所	平均値
陸側	原子炉建屋 No. 1, 2, 3, 4 ピット	
海側	タービン建屋 No. 6, 8 ピット 海水熱交換器建屋 No. 1, 2 ピット	

(c) マグネシウム (単位 ; mg/l)

エリア	採取箇所	平均値
陸側	原子炉建屋 No. 1, 2, 3, 4 ピット	
海側	タービン建屋 No. 6, 8 ピット 海水熱交換器建屋 No. 1, 2 ピット	

(d) アンモニウム (単位 ; mg/l)

エリア	採取箇所	平均値
陸側	原子炉建屋 No. 1, 2, 3, 4 ピット	
海側	タービン建屋 No. 6, 8 ピット 海水熱交換器建屋 No. 1, 2 ピット	

(e) 石灰可溶性炭酸 (単位 ; mg/l)

エリア	採取箇所	平均値
陸側	原子炉建屋 No. 1, 2, 3, 4 ピット	
海側	タービン建屋 No. 6, 8 ピット 海水熱交換器建屋 No. 1, 2 ピット	

(2) 地下水質調査結果の分析

KK2 周辺の地下水において得られている pH, 硫酸塩, マグネシウム及びアンモニウムを EN206 の地下水の環境区分と対比した結果を表 11-3 に示す。

表 11-3 KK2 における調査結果と EN206 の環境区分 (地下水) の対比

環境区分	XA1	XA2	XA3	備 考
	弱い化学的侵食	標準的な化学的侵食	強い化学的侵食	
pH	$6.5 \geq X \geq 5.5$	$5.5 > X \geq 4.5$	$4.5 > X \geq 4.0$	陸側・海側共に 該当区分なし
SO ₄ ²⁻ 〔mg/l〕	$200 \leq X \leq 600$	$600 < X \leq 3000$ (海側: <input type="text"/>)	$3000 < X \leq 6000$	陸側は該当区分 なし
Mg ²⁺ 〔mg/l〕	$300 \leq X \leq 1000$ (海側: <input type="text"/>)	$1000 < X \leq 3000$	$3000 < X$	陸側は該当区分 なし
NH ₄ ⁺ 〔mg/l〕	$15 \leq X \leq 30$	$30 < X \leq 60$	$60 < X \leq 100$	陸側・海側共に 検出限界値以下
CO ₂ 〔mg/l〕 (侵食性)	$15 \leq X \leq 40$	$40 < X \leq 100$	$100 < X$	未実施

注) 網掛け箇所は KK2 の調査結果が該当する区分を, () 内には該当するエリアとその平均値を示す。

(a) pH

陸側及び海側共に 6.5 を上回っており, 酸劣化の可能性はないと考えられる。

(b) SO₄²⁻ (硫酸塩)

陸側において, EN206 のいずれの環境区分にも該当しないことが確認された。海側については, 硫酸塩が EN206 の「標準的な化学的侵食」に区分される結果となった。これは, 海側の地下水に海水が流入していると考えられ, 海水に含まれる各種イオン量との比較からも確認できる。

硫酸塩による劣化では, 膨張性のエトリンガイトが生成されるが, 海水のように過剰な塩化物イオンが共存する環境下においては, 塩化物があるとエトリンガイトが溶解し, 海水によって浸出することがあるため, 有害な膨張を伴わないとされている。また, I-GALL Report¹⁾において侵食性があるとされる硫酸塩濃度の 1500ppm 以下であることから硫酸塩劣化の可能性はないと考えられる。

(c) Mg²⁺ (マグネシウム)

マグネシウムは, 陸側において, EN206 のいずれの環境区分にも該当しないことが確認された。海側については, EN206 の「弱い化学的侵食」に区分される結果となった。これは, 海側の地下水に海水が流入していると考えられ, 海水に含まれる各種イオン量との比較からも確認できる。

また、山路の報告²⁾によれば、海洋環境に曝露された供用年数が40年のコンクリート構造物から採取したコアにおけるマグネシウムの浸透深さが10mm以下であったことを踏まえれば、KK2においても海水の影響によるコンクリート劣化の可能性はないと考えられる。

(d) NH_4^+ (アンモニウム)

アンモニウムは、陸側及び海側共に検出限界値以下であり、EN206のいずれの環境区分にも該当しないことが確認された。

(3) 化学的侵食に関する劣化評価

KK2の地下水質調査結果に基づき、地下水成分の分析を行った結果、酸や硫酸塩に起因するコンクリート劣化の可能性はないと考えられる。

また、対象構造物のうち、海洋環境の影響を直接受ける取水構造物においては、化学的侵食に特有の劣化兆候は見られない。

したがって、地下水質の分析結果や、海水由来の侵食性物質に対して最も厳しい環境下にある取水構造物の現状を鑑み、同じ産地の材料を使用しているその他の地下埋設部コンクリートにおいても化学的侵食によるコンクリートの劣化が生じる可能性はないと考えられる。

1) IAEA : I-GALL Report AMP306 : STRUCTURES MONITORING, pp. 1-12, 2018

2) 山路 : 海洋に位置するコンクリート構造物の耐久性能照査手法に関する研究, 港湾空港技術研究所資料, pp. 29-48, 2011

2.3 地下水に起因するコンクリート劣化評価についてのまとめ

地下水に起因するコンクリートの劣化要因が、KK2 の地下埋設部コンクリートにおいて発生し、進展する可能性について、KK2 の環境条件に基づき評価を行った。結果を表 11-4 に示す。

これより、塩分浸透及びアルカリ骨材反応については発生の可能性が否定できないものの、取水構造物等の定期的な目視点検により、塩分浸透による鉄筋腐食及びアルカリ骨材反応に起因するひび割れがないことを確認していく。

一方、地下水に起因する化学的侵食及び構造劣化については、KK2 の環境条件及び設計条件から判断して、発生の可能性はないことを確認した。

表 11-4 地下水に起因するコンクリートの劣化要因に係る発生及び進展の可能性

構造物	経年劣化事象	劣化要因	劣化要因のスクリーニング結果		
			発生の可能性	進展の可能性	KK2 の環境条件・根拠等
コンクリート構造物	強度低下	塩分浸透	○	△	地下水から塩化物イオンが供給されるため発生の可能性はあるが、各経年劣化評価部位における鉄筋の腐食減量は、運転開始後 40 年時点の想定においても、健全性を有していることを確認している。 また、塩分浸透に起因する鉄筋腐食が生じた場合に発生する膨張性のひび割れは、建屋内部からの目視点検において確認されていない。 さらにコンクリート躯体が直接海水に接触する取水構造物においても、塩分浸透による鉄筋腐食に起因する膨張性のひび割れは確認されていない。
		アルカリ骨材反応	△	△	KK2 建設時にコンクリート使用骨材についてモルタルバー法による反応性試験を実施した結果、無害と判定された。 また、仮にアルカリ骨材反応が発生した場合に発生する膨張性のひび割れは、建屋内部からの目視点検において確認されていない。 さらに絶えず海水が供給される環境下にある取水構造物においても、アルカリ骨材反応に起因する膨張性のひび割れは確認されていない。
		化学的侵食	×	×	KK2 は、土壌や地下水に侵食性物質が多く含まれる温泉地帯や酸性河川流域等の付近には建設されていない。 また、KK2 の地下水成分の分析の結果、酸や硫酸塩に起因するコンクリート劣化の可能性はないことを確認している。
		地下水圧による構造劣化	×	×	設計時の強度計算書において、地下水の存在を考慮した土圧荷重に対して地下外壁が健全であることを確認しており、常時の水圧に対して問題になることはないことを確認している。

凡例) ○：可能性あり， △：可能性は小さいが日常劣化管理事象， ×：可能性なし