

41. 主蒸気管の弾性設計用地震動 S_d での耐震評価について

本資料では、主蒸気管（外側主蒸気隔離弁より主塞止弁まで）における耐震重要度分類の考え方及び耐震評価結果について示す。

- I．主蒸気管における耐震重要度分類及び評価用に適用する地震動の考え方について
- II．評価用地震動における評価結果

I. 主蒸気管における耐震重要度分類及び評価用に適用する地震動の考え方について

1. はじめに

主蒸気管（外側主蒸気隔離弁より主塞止弁まで）については、耐震Bクラスに分類され、また弾性設計用地震動S_dに対して破損しないことの検討を行うこととしている。

本資料においては、主蒸気管（外側主蒸気隔離弁より主塞止弁まで）の耐震重要度分類の考え方及び評価に適用する地震動の考え方について示す。

2. 耐震クラス設定の考え方

耐震重要度分類において、主蒸気管は、以下のクラス分類の規定に基づき、Bクラスに分類している。

「安全機能を有する施設のうち、機能喪失した場合の影響がSクラスの施設と比べ小さい施設であって、原子炉冷却材圧力バウンダリに直接接続されていて、一次冷却材を内蔵しているか又は内蔵し得る施設」

さらに、主蒸気管（外側主蒸気隔離弁より主塞止弁まで）については、仮に破断した場合に、一次冷却系から直接外部へ放射性気体（核分裂生成物）を放出する事象が引き起こされる可能性があることに配慮して、弾性設計用地震動S_dに対して破損しないことの検討を行うこととした。

設備の耐震上の重要度分類にあたって、原子力発電所耐震設計技術指針 重要度分類・許容応力編 JEAG 4601・補-1984（以下「JEAG 4601・補-1984」という。）において検討した内容が整理されている。（図1参照）

この中で、「放射性物質に関連する設備の耐震重要度分類と被ばく線量」に関して、設備単体が破損したときに全身0.5レム以上の被ばくを与えるものは基準地震動S₁による機能維持の確認を行うべき、としている。これにより、基準地震動S₂による設備の同時破損を想定しても、被ばく線量を「原子炉立地審査指針及びその適用に関する判断のめやすについて」の目安線量に対して十分小さくすることができることになる。

また、主蒸気管については、仮に原子炉格納容器外で破損した場合の被ばく線量は、小児甲状腺1.5レム以下となることが当時の評価方法で得られており、基準地震動S₁に対し機能維持をする必要は必ずしもない。一方で、複数基立地の発電所で主蒸気管の同時破損を想定すると、仮定の仕方により目安線量を超える場合もあり得るとして、主塞止弁までの部分は、基準地震動S₁で破損しないことの確認を行っておくことが望ましいとしている。さらに、被ばく評価の基準が見直されたら、基準地震動S₁に対する検討も再度見直す必要があるとしている。

被ばく評価の基準に関しては、「発電用軽水型原子炉施設の安全評価に関する審査指針」（平成2年8月30日原子力安全委員会決定）で判断基準が示されている。主蒸気管（外側主蒸気隔離弁より主塞止弁まで）については、破損時に上記審査指針に定められている事故時の実効線量に関する判断基準（5mSv）を超えないという条件が満たされる必要がある。柏崎刈羽原子力発電所7号機の原子炉設置変更許可申請書における主蒸気管破断時の評価結果によると、被ばく量は 5.0×10^{-2} mSvであり、上記の判断基準（5mSv）と比較して小さい。このことから、主蒸気管は耐震Bクラスとすることは妥当である。一方で、主蒸気管（外側主蒸気隔離弁より主塞止弁まで）が破断した場合、一次冷却系から直接外部へ放射性気体（核分裂生成物）を放出する事象が引き起こされる可能性があることに配慮することとし、念のため、主蒸気管（外側主蒸気隔離弁より主塞止弁まで）を弾性設計用地震動S_dで破損しないことの検討を行うこととしたものである。

以上のように、被ばく評価結果に基づき耐震Bクラスの妥当性を確認するとともに、放射性物質の放出の可能性に配慮して弾性設計用地震動S_dに対して破損しないことの検討を行うこととしたものであり、基準地震動S₁を弾性設計用地震動S_dに読み換えたものではない。

【参考：耐震設計審査指針改訂（平成18年9月）による耐震重要度と適用する地震動との関連について】

次に耐震重要度分類と適用する地震動に関して、J E A G 4601・補-1984 発刊当時は、耐震Aクラスのうち特に重要な施設を耐震A_sクラスとし、耐震Aクラス施設に対して基準地震動S₁を、耐震A_sクラス施設に対して基準地震動S₁、S₂を適用することとなっていた。その後、平成18年に改訂された耐震設計審査指針において、耐震重要度分類については、A_sクラス及びAクラスを統合してSクラスとし、適用する地震動は基準地震動S_sのみとなった。さらに、施設の安全機能の保持を高い精度で確認するため弾性設計用地震動S_dを規定し、Sクラス施設に適用することとなった。

上記のような改訂経緯から、基準地震動S₁と弾性設計用地震動S_dとは直接関連するものではない。

4. 放射性物質に関連する設備の耐震重要度分類と被ばく線量

4.1 原子炉冷却材圧力バウンダリに直接接続されていて1次冷却材を内蔵しているか、又は内蔵し得る設備（特にBWR主蒸気管⁽¹⁾）

これらの設備は本文では、耐震Bクラスに分類されているが、耐震上の重要度分類に当たっては、基準地震動 S_2 による設備破損が想定される場合にはこれによる被ばくが少なくとも「原子炉立地審査指針及びその適用に関する判断のめやすについて」（以下立地審査指針という。）の目安線量を超えないという条件が満たされる必要がある。また、基準地震動 S_2 より発生頻度の高い基準地震動 S_1 に対しては、これより小さい線量に抑えるべきと考えられるが、これに相当する線量としてその設備単体が破損した時に全身0.5レム⁽²⁾以上の被ばくを与えるものは基準地震動 S_1 による機能維持の確認を行うべきものとする。こうすることにより、たとえ基準地震動 S_2 による設備の同時破損を想定しても、その際の被ばく線量を立地審査指針の目安線量に対し十分小さくすることができる。

BWR主蒸気管がもし原子炉格納容器外で破損すれば現在の評価方法では、小児甲状腺1.5レム以下の被ばく線量となるので、基準地震動 S_2 に対し機能維持をする必要は必ずしもない。しかし、現在の被ばく評価法が保守的なため、一発電所に多数基が設置されている場合、基準地震動 S_1 による複数の主蒸気管の同時破損の仮定のしかたによっては、目安線量を超える場合もあり得る。したがって、BWR主蒸気管のうち主塞止弁までの部分は、当面基準地震動 S_1 で破損しないことの確認を行っておくことが望ましいと考えられる。

なお、現在の被ばく評価における線源、解析条件の設定は非常に苛酷なものであり、炉水の放射能濃度、沃素の燃料からの追加放出量等の線源の見直し、放出過程での大幅な放射能の減衰効果等の評価法の見直しが行われれば、かなりの基数があっても甲状腺被ばくを十分低く抑えることが可能と考えられるので、現在の被ばく評価の基準が見直された時点で、上記基準地震動 S_1 に対する検討について再度見直される必要がある。

それ以外の設備については、主蒸気管破断事故より被ばく線量が小さいので原則として耐震Bクラスとする。

注：(1) 原子炉冷却材圧力バウンダリに直接接続されている配管としてはBWRの主蒸気管の他にBWRでは、①原子炉冷却材浄化系 ②給水系、PWRでは、①抽出系 ②余剰抽出系がある。BWRの逃がし安全弁排気管、PWRの加圧器逃がし弁排気管のようにその下流側が開放されており内蔵機能を持っていないものは、本分類に該当しないものとする。

(2) 目安線量として全身被ばく線量を0.5レム、小児甲状腺被ばく線量を1.5レムと考える。

図1 J E A G 4601・補-1984 重要度分類編(抜粋)

II. 評価用地震動における評価結果

1. はじめに

説明資料 I 「主蒸気管における耐震重要度分類及び評価用に適用する地震動の考え方について」において、主蒸気管（外側主蒸気隔離弁より主塞止弁まで）は、耐震 B クラス、かつ、弾性設計用地震動 S d に対して破損しないことの検討を行うこととしている。

ここでは、主蒸気管（外側主蒸気隔離弁より主塞止弁まで）について、弾性設計用地震動 S d を作用させた場合の応力評価を示す。

2. 応力評価

(1) 評価条件

主蒸気管のうち、外側主蒸気隔離弁より主塞止弁（タービン主蒸気止弁）までを評価対象とする。

配管の評価に用いる設計用床応答曲線は、V-2-1-7「設計用床応答曲線の作成方針」に基づき策定したものをを用いる。（表 1）

支持構造物の評価に用いる設計用床応答曲線のうち原子炉建屋については、配管の評価と同様に V-2-1-7「設計用床応答曲線の作成方針」に基づき水平 2 方向（NS 方向，EW 方向）を包絡させたものをを用いる。タービン建屋については、水平 2 方向（NS 方向，EW 方向）を方向別とし、かつ本評価対象である主蒸気管が敷設されている位置を考慮して策定した床応答スペクトルを用いる。（図 3）

また、配管及び支持構造物の評価においては、水平 2 方向及び鉛直方向の地震力の組合せを適切に考慮する。減衰定数は V-2-1-6「地震応答解析の基本方針」に記載の減衰定数を用いる。

表 1 設計用床応答曲線

系統名称	耐震設計上の重要度分類	建物・構築物	標高	減衰定数(%)
主蒸気系 (MS-T-1)	B	原子炉建屋	T. M. S. L. 18.1m	3.0
			T. M. S. L. 12.3m	
		タービン建屋	T. M. S. L. 20.4m	
			T. M. S. L. 18.35m	
			T. M. S. L. 12.3m	
			T. M. S. L. 10.7m	
			T. M. S. L. 4.9m	

注：上記設計用床応答曲線を包絡している

(2) 固有周期及び刺激係数

主蒸気系（MS-T-1）の固有周期及び刺激係数を下表に示す。また、振動モード図は、3次モードまでを代表とし、各質点の変位の相対量・方向を破線で図示し、図1に示す。

表2 各モードに対応する刺激係数

モード	固有周期 (s)	刺激係数*		
		X方向	Y方向	Z方向
1次	0.123	0.422	4.324	0.846
2次	0.119	0.005	0.103	0.603
3次	0.114	0.108	0.933	4.715
4次	0.100	0.259	0.012	0.508
5次	0.098	5.876	0.987	0.454
6次	0.094	1.415	2.458	0.176
7次	0.082	0.161	0.168	0.216
8次	0.082	0.092	0.093	0.563
53次	0.050	0.292	0.319	0.021

注記*：刺激係数は、モード質量を正規化し、固有ベクトルと質量マトリックスの積から算出した値を示す。

(3) 配管評価結果

主蒸気系（MS-T-1）の最大応力点の応力評価結果を下表に示す。以下の結果から、計算値が許容値以下であり、主蒸気管（外側主蒸気隔離弁より主塞止弁まで）が弾性設計用地震動Sdに対して破損しないことを確認した。また、最大応力点を図2に示す。

表3 Sdに対する評価結果

応力の種類		計算応力	許容応力
一次応力 (MPa)		137	394
一次+二次応力 (MPa)		414	396
疲労評価*1	疲労累積係数	0.0055*2	

注記*1：最大応力点の一次+二次応力が許容応力を満足しないため、疲労評価を実施し疲労累積係数が許容値を満足することで、耐震性を有することを確認した。

*2：一律に設定する等価繰り返し回数（200回）を用いて評価を実施。

(4) 支持構造物評価結果

下表に示す通り計算応力及び計算荷重はそれぞれの許容値以下である。

表 4 支持構造物評価結果（荷重評価）

支持構造物 番号	種類	型式	材質	温度 (°C)	評価結果	
					計算 荷重 (kN)	許容 荷重 (kN)
MST-2	オイルスナッパ	SHP200T-160	SNB23-4	60	2100	3000
MS301-1-M03	メカニカルスナッパ	SMS25B-160	S45C	60	210	375
MS-1	ロッドレストレイント	REZ340	SNB23-4	60	2400	6120

7

表 5 支持構造物評価結果（応力評価）

支持構造物 番号	種類	型式	材質	温度 (°C)	支持点荷重						評価結果		
					反力 (kN)			モーメント (kN・m)			応力 分類	計算 応力 (MPa)	許容 応力 (MPa)
					F _x	F _y	F _z	M _x	M _y	M _z			
MS301-1-R06	レストレイント	-	STKR400	60	1300	400	-	-	-	-	引張	382	446

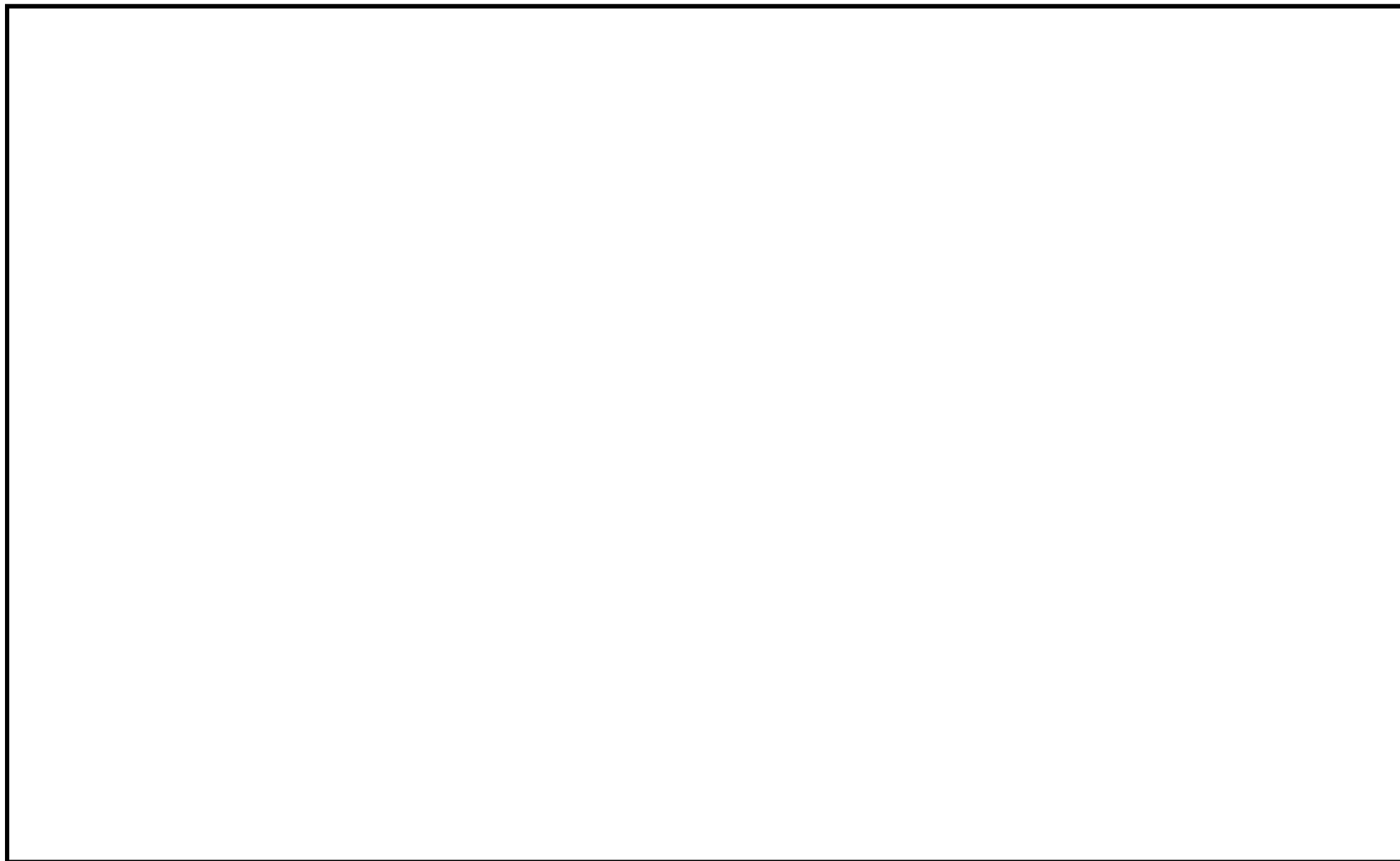


図1 振動モード図 (1/3)

鳥瞰図	MS-T-1
-----	--------

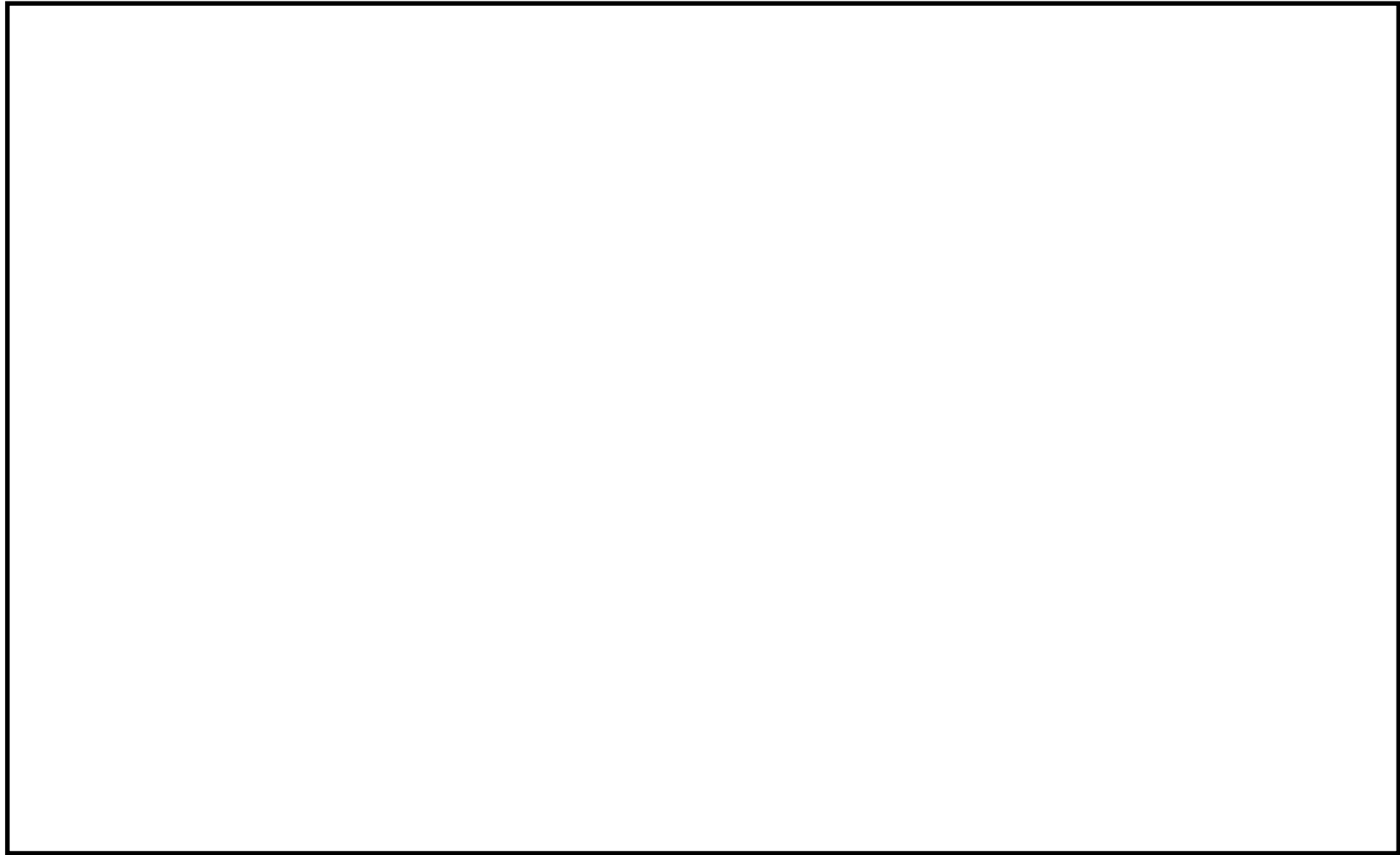


図1 振動モード図 (2/3)

鳥瞰図

MS-T-1

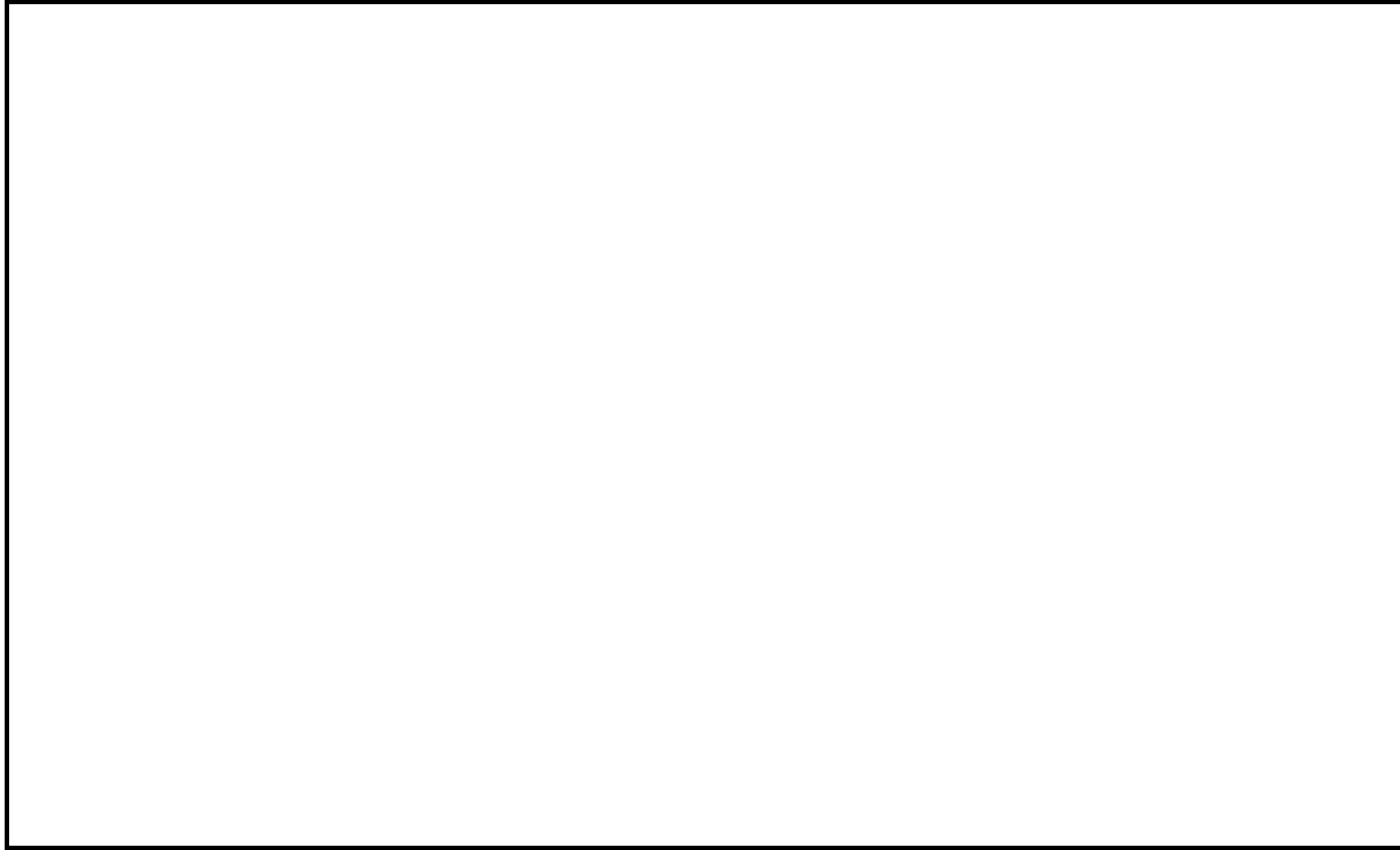


図1 振動モード図 (3/3)

鳥瞰図

MS-T-1

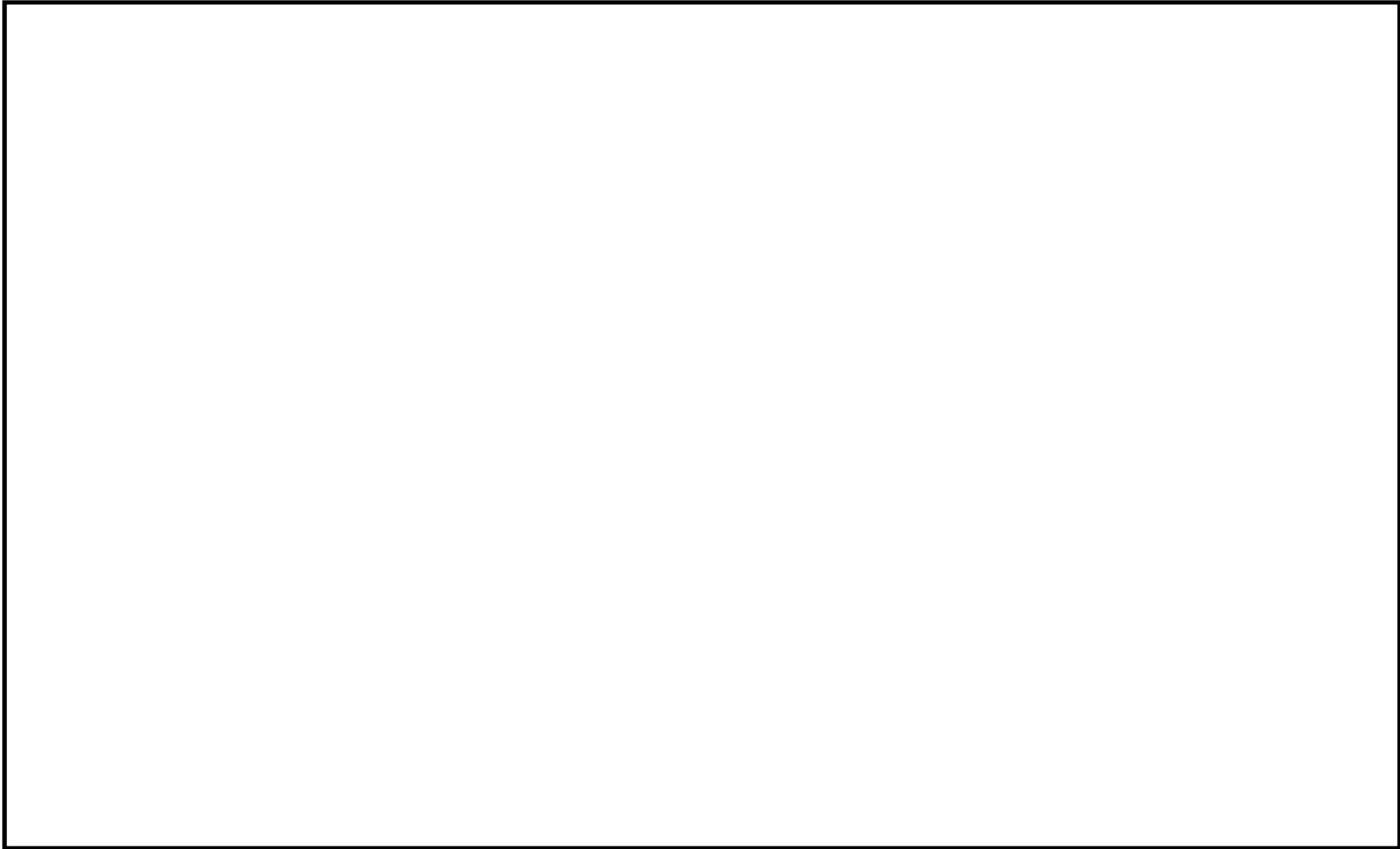


図2 主蒸気配管モデル (1/4)

鳥瞰図

MS-T-1

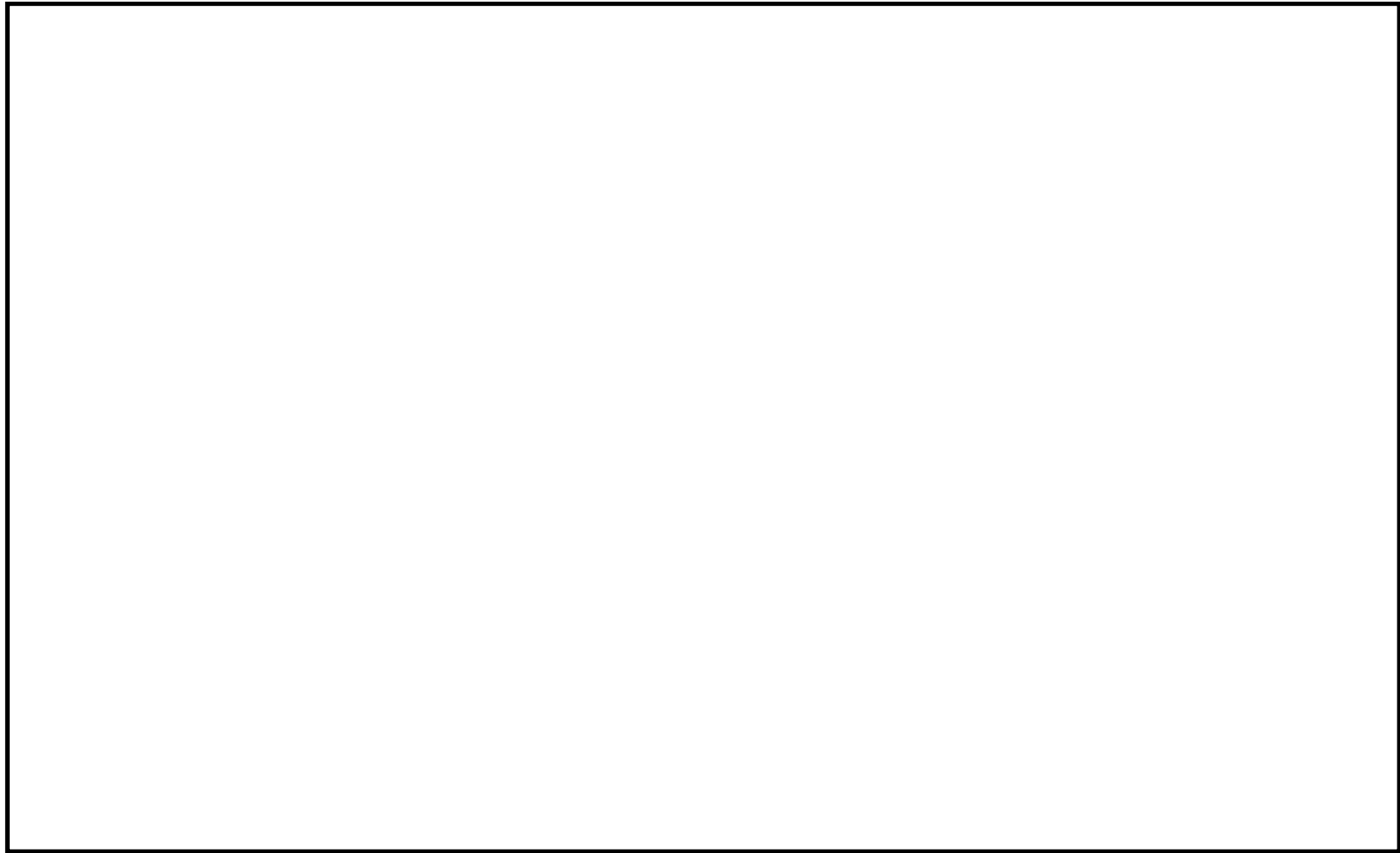


図2 主蒸気配管モデル (2/4)

鳥瞰図

MS-T-1

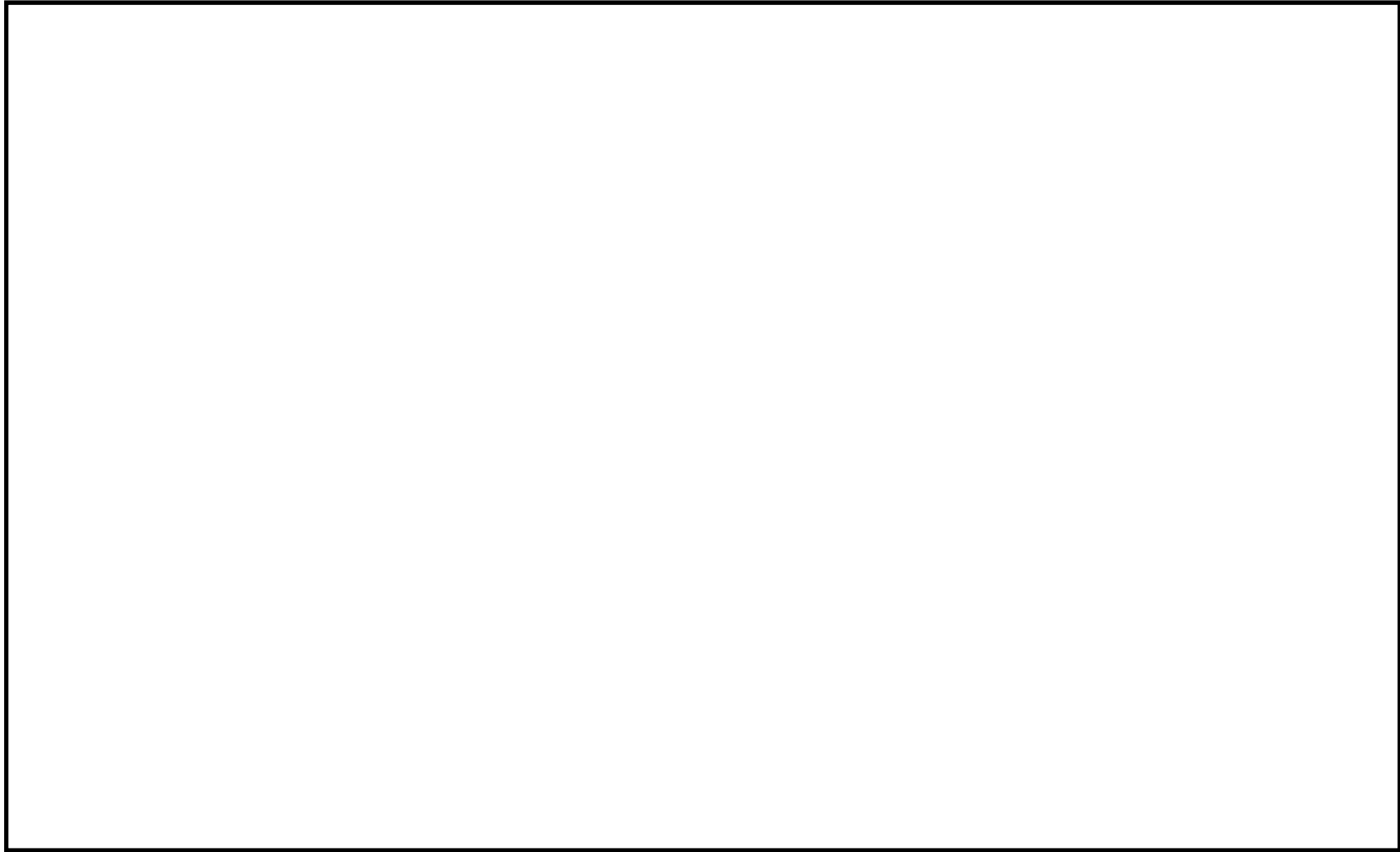


図2 主蒸気配管モデル (3/4)

鳥瞰図	MS-T-1
-----	--------

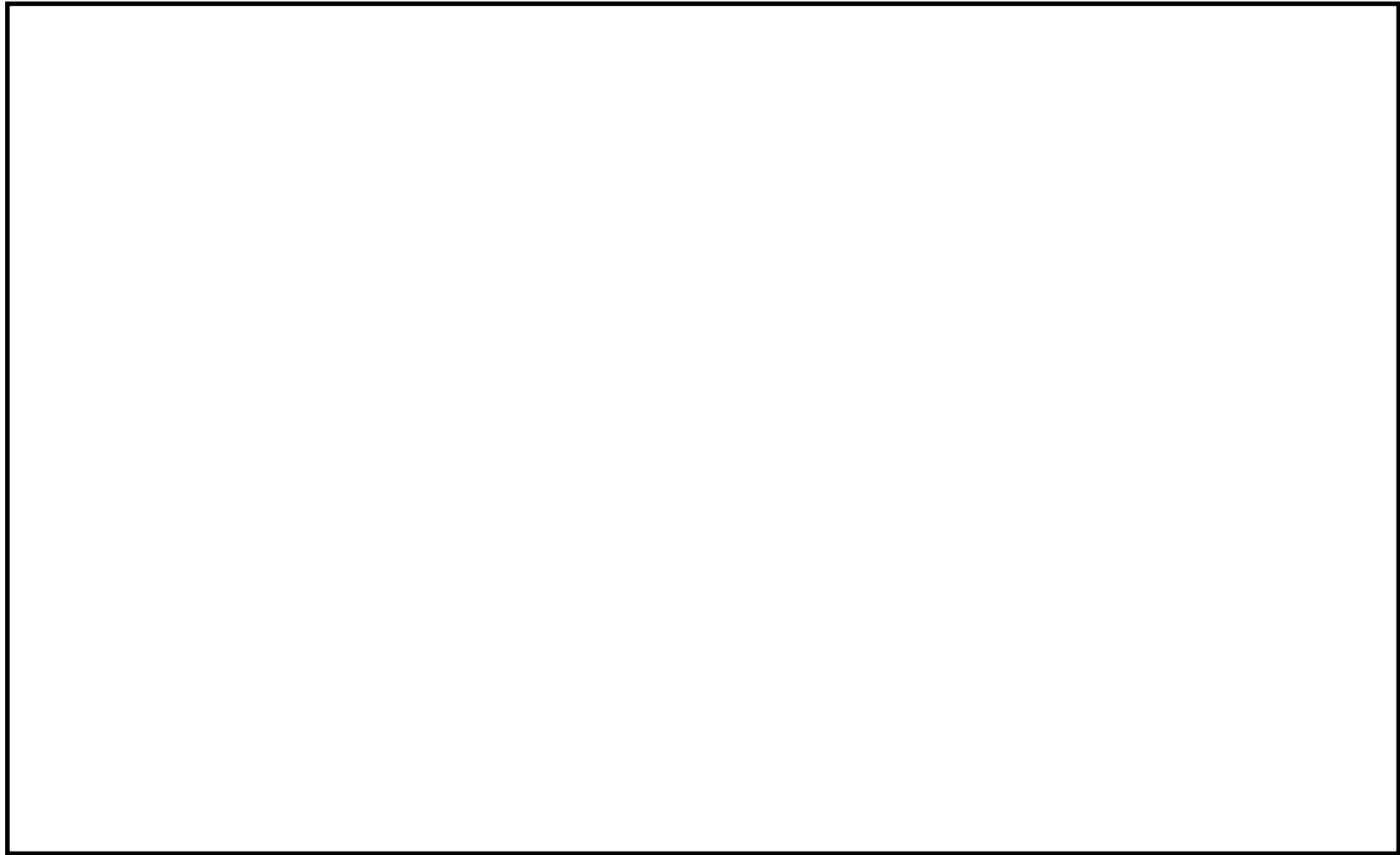


図 2 主蒸気配管モデル (4/4)

鳥瞰図

MS-T-1

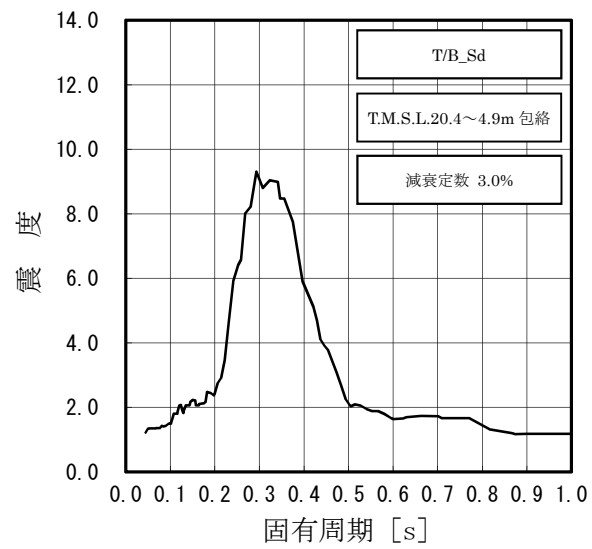


図 3-1 床応答スペクトル (NS 方向)

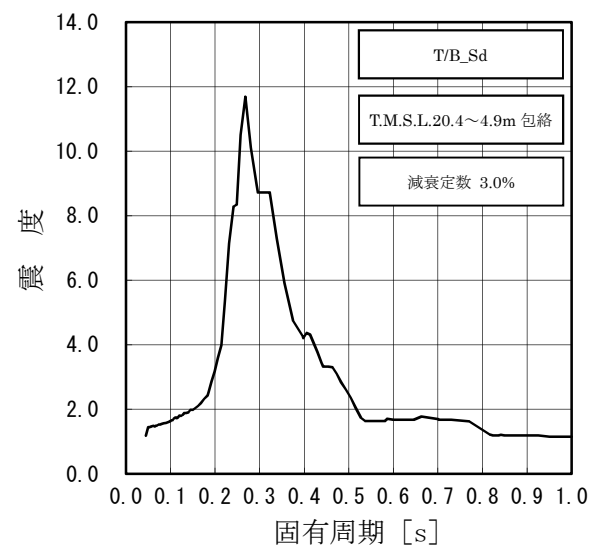


図 3-2 床応答スペクトル (EW 方向)

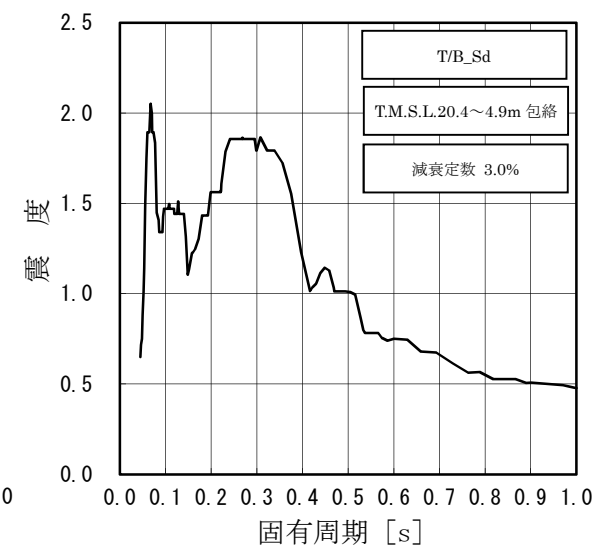


図 3-3 床応答スペクトル (UD 方向)

42. ダクトの座屈評価で用いる補正係数，安全係数の設定根拠について

1. はじめに

中央制御室外気取入れ・排気ダクトの支持点は、定ピッチスパン法（計算モデル：両端単純支持はり）により設計しており、耐震支持間隔の算定においては、ダクト系が適切な剛性を有すると共に、ダクトの発生曲げモーメントが許容座屈曲げモーメントを満足するものとしている。

本紙はこのうち、矩形ダクトの座屈曲げモーメント評価の際に用いる以下の係数の設定根拠について、補足説明するものである。

座屈限界曲げモーメントの補正係数（ λ ）

座屈限界曲げモーメントの安全係数（ γ ）（=0.6）

許容座屈曲げモーメントの安全係数（S）（=0.7）

2. 各種係数の設定根拠について

ダクトの座屈曲げモーメント評価の際に用いる各種係数（ λ ， γ ）は、共同研究報告書「機器配管系の合理的な耐震設計手法の確立に関する研究（昭和61年3月）」に基づく、静的荷重試験（剛性試験及び限界強度試験）結果から設定している。一方、許容座屈曲げモーメントの安全係数（S）については、メーカーにて設定した安全率としている。

以下に当該研究の目的及び試験内容の概要及び各種係数の設定根拠を示す。

（1）研究の目的…共同研究報告書「機器配管系の合理的な耐震設計手法の確立に関する研究（昭和61年3月）」引用

従来薄板構造であるダクトの耐震性評価は、オーソライズされた評価手法がなく、一般的な梁理論および平板理論を適用し、安全側となるモデル化により剛設計を基本とした定ピッチスパン法の設計を行ってきた。他方、ダクトに対する数々の試験が試みられてはいたものの、これらは断片的であり実際のダクトが前述の理論に比して耐震上安全側にあることを確認するに留まっている。

本研究では、今後のダクト支持設計を耐震上十分安全であるようにかつ、合理的に行うことを目的とし、ダクト系の耐震解析手法を確立するとともに、合理的簡易設計法の確立を図る。

（2）研究の目的…共同研究報告書「機器配管系の合理的な耐震設計手法の確立に関する研究（昭和61年3月）」引用

（a）剛性試験：ダクトの剛性を評価するために、各種寸法のダクトに対して静荷重試験を実施し、荷重・変位の関係によりダクトの剛性に寄与する有効断面を把握する。

（b）限界強度試験：ダクトの限界強度（座屈）を評価するために各種寸法のダクトに対して静荷重試験を実施し、限界座屈荷重（モーメント）を検索すると共にダクトの強度に寄与する有効断面を把握する。

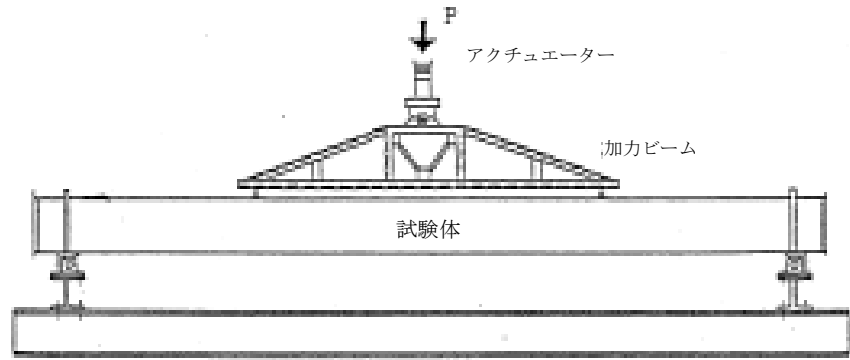


図1 試験装置概要図

(3) 各種係数の設定根拠

共同研究報告書より，ダクトの剛性及び限界強度に寄与する有効断面は，ウェブ寸法（ b ：ダクト短辺寸法）が支配的要素となっていることから，ウェブの形状に着目した試験結果（各種係数）が整理されている。

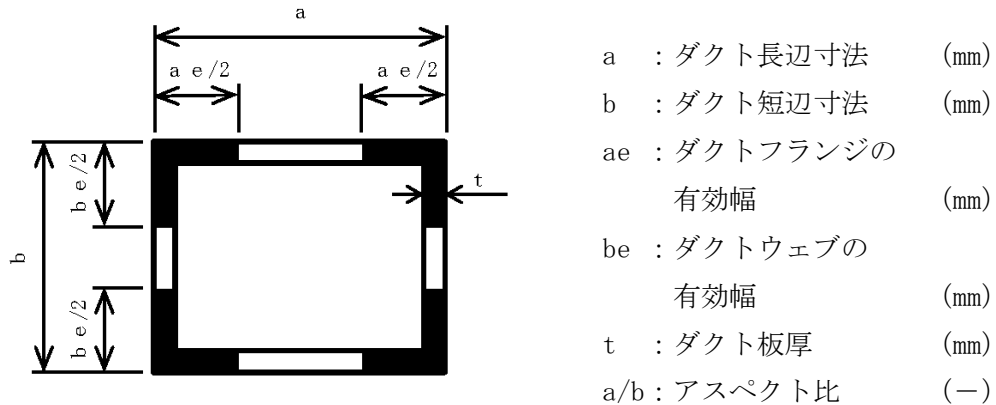


図2 ダクトの断面図

(a) 座屈限界曲げモーメントの補正係数 (λ)

図3（ここでは，試験体長さ” $l=2400$ ”の結果を代表で示す。）は，各種寸法のダクト限界曲げモーメントについて，限界強度試験による実験値と理論式による計算値との比を，ダクトのウェブと板厚の比（幅厚比： b/t ）で整理し，その結果を近似曲線で示されたものであり，両者の限界曲げモーメントを近似させるための補正係数 (λ) は，ダクト幅厚比 (b/t) に応じた近似曲線の値を設定している。

一方，図3の結果より，プロット値にはバラツキが生じており，一部のダクト寸法において，近似曲線による補正係数 (λ) がプロット値に対して非安全側となるが，これについては補正係数 (λ) に加え，次項で述べる安全係数 (γ) を計算値に乗じることで考慮される。



図3 座屈限界曲げモーメントの補正係数と幅厚比の関係 ($Q=2400$)

(b) 座屈限界曲げモーメントの安全係数(γ) ($=0.6$)

図4は、各種寸法のダクト限界曲げモーメントについて、限界強度試験による実験値と理論式(図3の近似曲線 λ)による計算値との比を、ダクトのウェブと板厚の比(幅厚比: b/t)で整理されたものである。この結果より、一部のダクト寸法において、計算値による限界曲げモーメントが実験値に比べ非安全側に算出されていることが確認でき、このことから両者の比率(安全係数 γ)を計算値に乘じ、計算値が実験値を下回らないものとしている。ここで、弊社において座屈限界曲げモーメントを算出する際の安全係数 γ は、ダクト幅厚比に拠らず、図4に示される各比率のうち、最下限の値を一律して設定している。

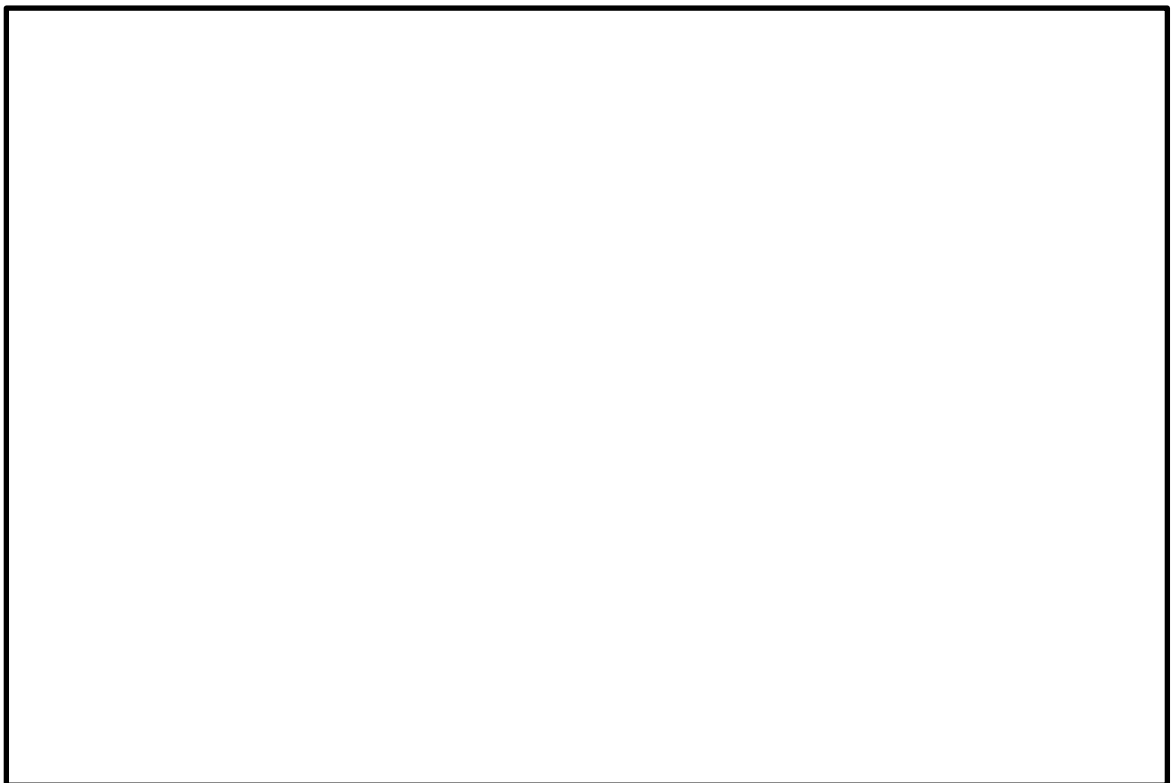


図4 ダクト限界曲げモーメントの実験値と計算値の比と幅厚比の関係

(c) 許容座屈曲げモーメントの安全係数(S) (=0.7)

許容座屈曲げモーメントの安全係数Sについては、実際のダクト破壊に至る座屈限界曲げモーメント M_T に対し、許容座屈曲げモーメントMを決定するにあたっての裕度である ($M = S \cdot M_T$)。

安全係数の値について、日本建築学会「鋼構造設計規準」によれば、許容応力を定める基準値を、材料の降伏点もしくは引張強さの70%のうち、どちらか小さい方の値としている。また、許容応力についても基準値の” 1/1.5 \doteq 0.7” とするなど、一般的に安全率として” 1.5”を採用しており、これらを準用して座屈限界曲げモーメント M_T に対する安全率を” 0.7”としている。

43. 重大事故等対処設備の動的機能維持要求の整理について

1. はじめに

本資料では、重大事故等対処設備（以下「SA設備」という。）の動的機能維持要求の有無の考え方を示す。

2. 重大事故等対処設備に要求される機能維持の考え方について

設計基準対象設備（以下「DB設備」という。）では、従前から全ての動的設備のうち、J E A G 4 6 0 1-1984に基づき動的機能維持が要求される設備を整理した上で、動的機能維持評価を実施している。SA設備の動的機能維持要求の有無についても、J E A G 4 6 0 1-1984を踏まえ整理している。

J E A G 4 6 0 1-1984に基づくDB設備に関する動的機能維持要求の整理に対し、SA設備を加えたものを表1に示す。

【地震従属事象に対する考え方】

「重大事故等対処施設の耐震設計における重大事故と地震の組合せについて」（KK7 補足-024-6）に示すとおり、地震に対しては耐震重要度分類Sクラス施設が健全であることによつて事象を収束させることが可能であり、SAは地震の独立事象と整理されていることから、SA設備にはDB設備のように地震従属事象への対処に必要な設備はなく、地震時機能維持 α が要求される設備は無い（表1の【A】の説明）。

【地震独立事象に対する考え方】

J E A G 4 6 0 1-1984では、原子炉格納容器（PCV）隔離弁を除き、事象発生からの期間を限定せず事象後に必要な機器・弁について地震後機能維持 β が要求されると例示されており、DB設備はその例示に準じて整理し、SA設備のうち機器についてもDBと同様に地震後機能維持 β が要求されると整理している。

SAは地震の独立事象であること及び、J E A G 4 6 0 1-1984にPCV隔離弁について「L O C A後、一般の隔離弁は直ちに閉となるため、地震時の動的機能維持の必要はない。」と記載されていることを踏まえ、確率論的な組合せを考慮することにより、事象発生後短期（3日未満*）のみ動作し、その後の動作要求の無い弁については、動的機能維持は不要と整理している（表1の【B】の説明）。

また、事象発生後長期間（3日以上*）において使用する弁については、手動で操作する弁を除き、地震後機能維持 β が要求されると整理している。（表1の【C】の説明）。

なお、今回工認においてSA時に動作が要求される弁は、事象発生後短期（3日未満*）において動作させる弁、又は事象発生後長期（3日以上*）において手動による操作を行う弁であることから、動的機能維持評価は不要と整理している。（「弁の動的機能維持評価について」（KK-7 補足-028-5）添付3別添2 参照）

注記* : 「重大事故等対処施設の耐震設計における重大事故と地震の組合せについて」(KK7 補足-024-6) では, 事象発生後長期 (3 日以上) において地震独立事象による荷重と地震の組合せを考慮し, 3 日以上は弾性設計用地震動 S_d , 60 日以上は基準地震動 S_s を組み合わせることとしており, 本資料においても同様に事象発生後長期 (3 日以上) について地震を考慮することとしている。

3. 動的機能維持評価 (解析) における動作時荷重の考慮について

動的機能維持評価 (解析) においては, 地震時/後機能維持によらず保守的な設定として動作時の荷重を含めた評価を実施している。

これは, 従前の構造強度評価における基礎ボルト等の評価において, ポンプ振動による震度 C_p を保守的に考慮していることと評価の考え方を整合させたものである。

表1 J E A G 4 6 0 1-1984に基づく動的機能維持要求の整理

	動作時期	D B 設備	S A 設備
地震従属事象への対処に必要な設備	地震時	<u>α : 地震時機能維持</u> (考え方) 地震時に動作が必要な機器 (設備の例) 制御棒, 原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する弁	— : 対象設備無し 【A】 (考え方) S A は「地震の従属事象」ではなく「地震の独立事象」となることを確認しているため, 動的機能維持が必要な設備は無い。
	地震後	<u>β : 地震後機能維持</u> (考え方) 地震による原子炉停止後に冷温停止するために動作が必要な機器 (設備の例) 主蒸気逃がし安全弁 (逃がし弁機能), 原子炉隔離時冷却系タービン	
地震独立事象への対処に必要な設備	事象発生後短期	— : 不要 (考え方) 事象発生直後のみ動作する P C V 隔離弁 (設備の例) L O C A 直後のみ動作, その後の動作要求の無い P C V 隔離弁	— : 不要 【B】 (考え方) 事象発生後短期 (3 日未満) のみ動作する弁 (設備の例) 事象発生後短期 (3 日未満) のみ動作, その後の動作要求の無い弁
	事象発生後長期	<u>β : 地震後機能維持</u> (考え方) 事象発生後に動作が必要な機器 (J E A G 4 6 0 1-1984 では, 事象発生からの期間を限定せず, 対象設備を例示している)。 (設備の例) E C C S 系ポンプ, E C C S 系の動作に必要な弁, L O C A 後に E C C S 等の停止に伴い動作する P C V 隔離弁	<u>β : 地震後機能維持</u> 【C】 (考え方) 弁 : 事象発生後長期 (3 日以上) において動作する弁 (今回工認において対象となる弁は無い)。 機器 : 事象発生からの期間を限定せず動作が必要な機器 (設備の例) 非常用ディーゼル発電機燃料移送ポンプ, 復水移送ポンプ

注 : 表中で用いている略語を以下に示す。(E C C S : 非常用炉心冷却系) (L O C A : 冷却材喪失事故)

表 II - 1 具体的な動的設備とその分類例 (BWR)

耐震重要度分類	動的機能の分類	系 統	動的機能が要求される機器	要求機能	備 考
As	(i) 原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する弁のうち、その健全性を維持するために動的機能が必要なもの	① 主蒸気系	① 主蒸気隔離弁 ② 逃がし安全弁 (安全弁機能)	$\alpha(S_2)$	図 II - 1 参照 他の動的機能分類で動的機能が要求される弁は除く。
		② 主蒸気ドレン系	① ドレンライン隔離弁	$\alpha(S_2)$	
		③ 給水系	① 給水逆止弁	$\alpha(S_2)$	
		④ 原子炉冷却材浄化系	① 隔離弁	$\alpha(S_2)$	
	(ii) 原子炉停止後、炉心から崩壊熱を除去するために必要な動的設備	① 主蒸気系	① 逃がし安全弁 (逃がし弁機能)	$\beta(S_2)$	図 II - 1 参照
		② 原子炉隔離時冷却系	① タービン, ② 弁 ③ ポンプ	$\beta(S_2)$	図 II - 2 参照
		③ 高圧炉心スプレイ系	① 弁, ② ポンプ	$\beta(S_2)$	図 II - 3 参照
		④ 残留熱除去系 (停止時冷却モード)	① 弁, ② ポンプ	$\beta(S_2)$	図 II - 4 参照
		⑤ 非常用補機冷却系	① 弁, ② ポンプ	$\beta(S_2)$	
		⑥ 非常用電源設備	① ディーゼル ② 弁, ③ ポンプ	$\beta(S_2)$	
	(iii) 原子炉の緊急停止のために、急激に負の反応度を付加するために必要な動的設備、及び原子炉の停止状態を維持するために必要な動的設備	① 制御棒駆動系	① 駆動機構 ② スクラム弁	$\alpha(S_2)$	図 II - 5 参照
	(iv) 原子炉格納容器バウンダリを構成	① 不活性ガス系	① PCV 隔離弁	$\beta(S_1)$	図 II - 6 参照 原子炉冷却材圧力バウンダリ破損

耐震重要度分類	動的機能の分類	系 統	動的機能が要求される機器	要求機能	備 考
A _S	する弁のうち、原子炉冷却材圧力バウダリ破損の一定時間後に閉止が必要なもの				(LOCA)後、一般の隔離弁は直ちに閉となるため、地震時の動的機能維持の必要はない。ただし、LOCA後、ECCS等の停止に伴う原子炉格納容器バウダリ閉止に必要な弁は、S ₁ 地震後機能維持を要す。 また、他の動的機能分類で動的機能が要求される弁は除く。
A	(i) 原子炉冷却材圧力バウダリ破損後、炉心から崩壊熱を除去するために必要な動的設備	① 非常用炉心冷却系			
		1) 高圧炉心スプレイ系	① 弁, ② ポンプ	β(S ₁)	A _S クラスの(ii)の③で確認
		2) 低圧炉心スプレイ系	① 弁, ② ポンプ	β(S ₁)	図II-7 参照
		3) 残留熱除去系(低圧炉心注水モード)	① 弁, ② ポンプ	β(S ₁)	図II-8 参照
		② 非常用補機冷却系	① 弁, ② ポンプ	β(S ₁)	A _S クラスの(ii)の⑤で確認
		③ 非常用電源設備	① ディーゼル ② 弁, ③ ポンプ	β(S ₁)	A _S クラスの(ii)の⑥で確認
	(ii) 放射性物質の放出を伴うような事故の際にその外部放散を抑制するために必要な動的設備で、上記耐震A _S クラスの(iv)以外の設備	① 残留熱除去系(PCVスプレイモード)	① 弁, ② ポンプ	β(S ₁)	図II-9 参照
		② 可燃性ガス濃度制御系	① ブ ロ ア	β(S ₁)	図II-10 参照
		③ 非常用ガス処理系	① 排気ファン	β(S ₁)	図II-11 参照
		④ 非常用補機冷却系	① 弁, ② ポンプ	β(S ₁)	A _S クラスの(ii)の⑤で確認
⑤ 非常用電源設備		① ディーゼル ② 弁, ③ ポンプ	β(S ₁)	A _S クラスの(ii)の⑥で確認	
(iii) 使用済燃料プール水を捕給するために必要な動的設備	① 燃料プール水補給設備(非常用)	① 弁, ② ポンプ	β(S ₁)		

44. 主蒸気逃がし安全弁排気管の耐震評価について

1. 概要

主蒸気逃がし安全弁排気管について、耐震クラスは表1のとおりであるが、V-2-1-4「耐震重要度分類及び重大事故等対処施設の施設区分の基本方針」に示すとおり、基準地震動 S_s に対してドライウエル内の主蒸気逃がし安全弁排気管が破損しないことを確認することとしており、本資料はその確認結果を説明するものである。

表1 主蒸気逃がし安全弁排気管の耐震クラス

	耐震クラス
ドライウエル内	Bクラス (S_s 機能維持)
サブプレッションチェンバ内	Sクラス

2. 評価方針

主蒸気逃がし安全弁排気管はドライウエル内とサブプレッションチェンバ内をあわせて、重大事故等クラス2管として評価を実施しているため、設計基準対象施設及び重大事故等対処設備としての評価条件を比較し、重大事故等対処設備としての評価結果から設計基準対象施設として基準地震動 S_s に対して機能維持することを確認する。

2.1 設計条件

設計基準対象施設		重大事故等対処設備	
最高使用圧力	最高使用温度	最高使用圧力	最高使用温度
3.73 MPa	250 °C	3.73 MPa	250 °C

2.2 考慮する地震動

重大事故等対処設備としての評価において、基準地震動 S_s を考慮している。

2.3 許容応力

重大事故等対処設備としての評価において、許容応力状態 V_{AS} として IV_{AS} の許容限界を用いている。

3. 評価結果

2.における評価条件の比較から、設計基準対象施設としての評価条件と重大事故等対処設備としての評価条件は同じものとなる。重大事故等対処設備として、V-2-5-2-1-2「管の耐震性についての計算書」に示すとおり、ドライウエル内の主蒸気逃がし安全弁排気管*は、評価結果が許容値を満足する。よって、設計基準対象施設としても基準地震動 S_s に対して機能維持することを確認できる。

注記*：配管モデル MS-PD-1, MS-PD-2, MS-PD-3, MS-PD-4

4. 結論

ドライウェル内の主蒸気逃がし安全弁排気管は，設計基準対象施設としての評価条件が重大事故等対処設備としての評価条件と変わらない。よって，重大事故等対処設備としての評価結果から，設計基準対象施設としても基準地震動 S_s に対してドライウェル内の主蒸気逃がし安全弁排気管が破損しないことを確認した。

46. 下部端栓溶接部の有限要素法を用いた解析モデルについて

目 次

1. 概要	1
2. 下部端栓溶接部の応力解析モデルの設定の考え方	1
2.1 熱解析モデル	1
2.2 機械解析モデル	2
2.3 解析モデルにおける要素の形状及び大きさについて	3

1. 概要

「燃料集合体の耐震性についての計算書」の燃料被覆管の閉じ込め機能の維持に関する下部端栓溶接部の燃料被覆管応力評価においては、図 1-1 に示すように、下部端栓溶接部が切り欠き形状を含む複雑な形状であることから有限要素法による解析を実施している。

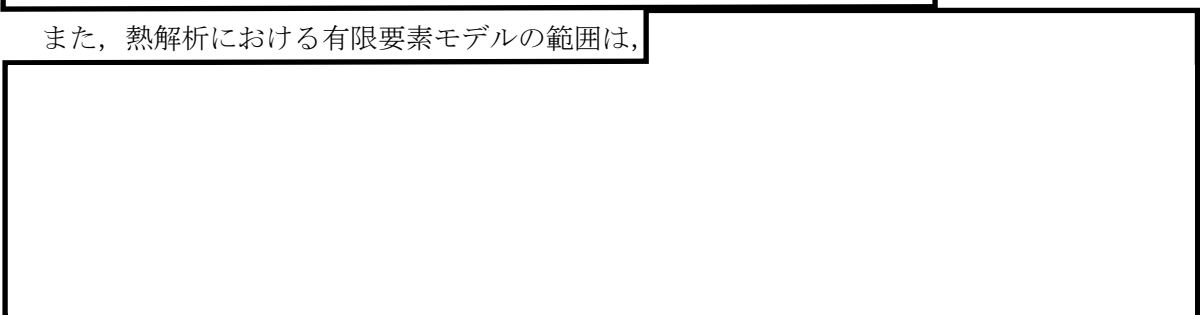
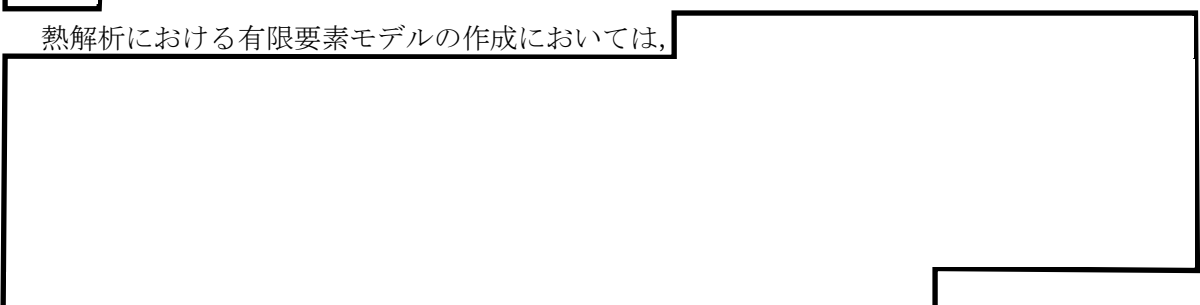
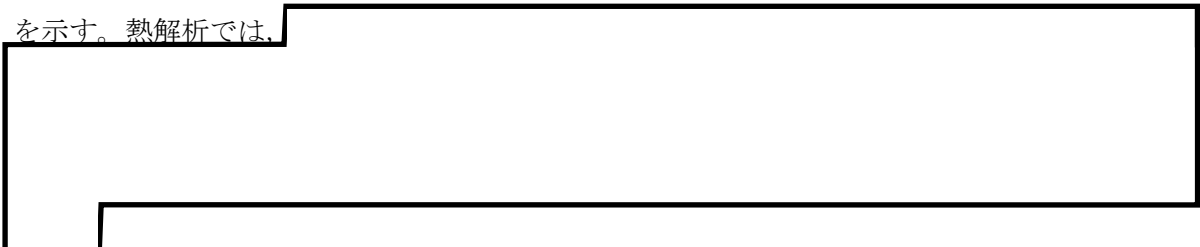
本資料は、有限要素法を用いた下部端栓溶接部の応力解析モデルの設定の考え方について説明するものである。

2. 下部端栓溶接部の応力解析モデルの設定の考え方

図 1-1 に示すように、下部端栓のペDESTAL部はペレットと直接接触しており、ペレットで発生した熱がペDESTAL部に流入するため燃料被覆管の溶接部より高温となる。このため、下部端栓の熱膨張量は燃料被覆管より大きく、下部端栓が燃料被覆管を内側から押し上げるため、熱応力が発生する。また、下部端栓溶接部は切り欠き形状を有しており、熱応力だけでなく種々の機械的荷重に起因する応力についても応力集中が発生する。このような特徴を考慮し、下部端栓溶接部近傍の温度分布及び応力分布を詳細に解析するため、有限要素法による熱解析及び機械解析を実施している。以下に、下部端栓溶接部の有限要素法を用いた熱解析モデル及び機械解析モデルの設定の考え方を説明する。

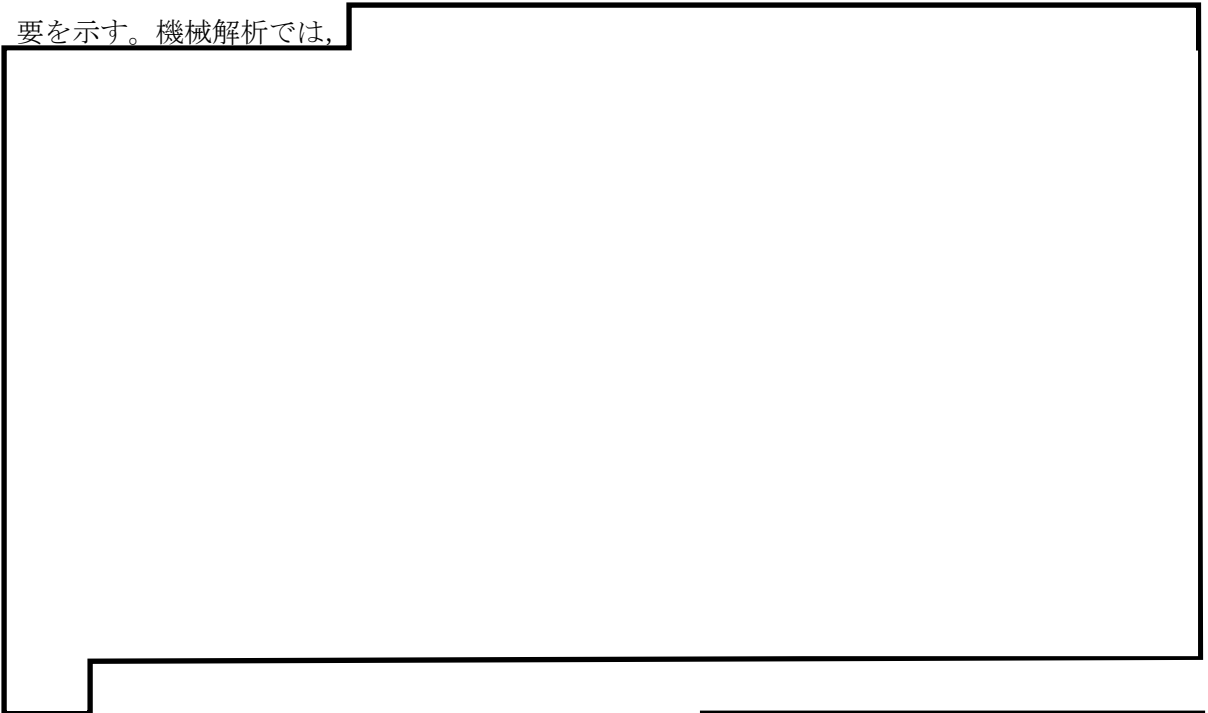
2.1 熱解析モデル

図 2-1 に、 9×9 燃料 (A 型) の下部端栓溶接部の応力評価における熱解析モデルの概要を示す。熱解析では、

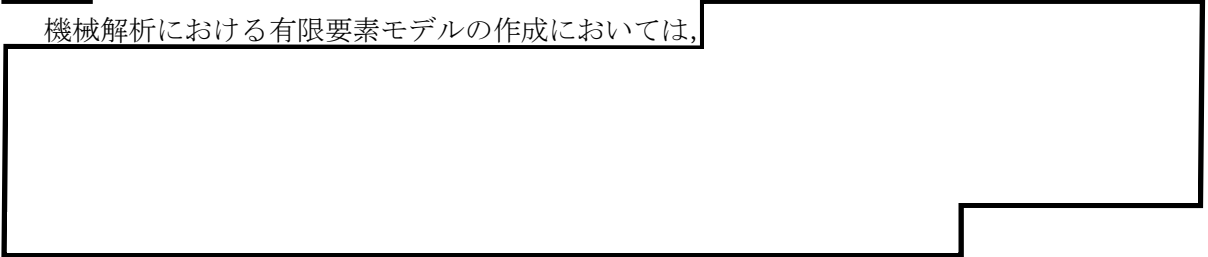


2.2 機械解析モデル

図 2-2 に、9×9 燃料（A 型）の下部端栓溶接部の応力評価における機械解析モデルの概要を示す。機械解析では、



機械解析における有限要素モデルの作成においては、

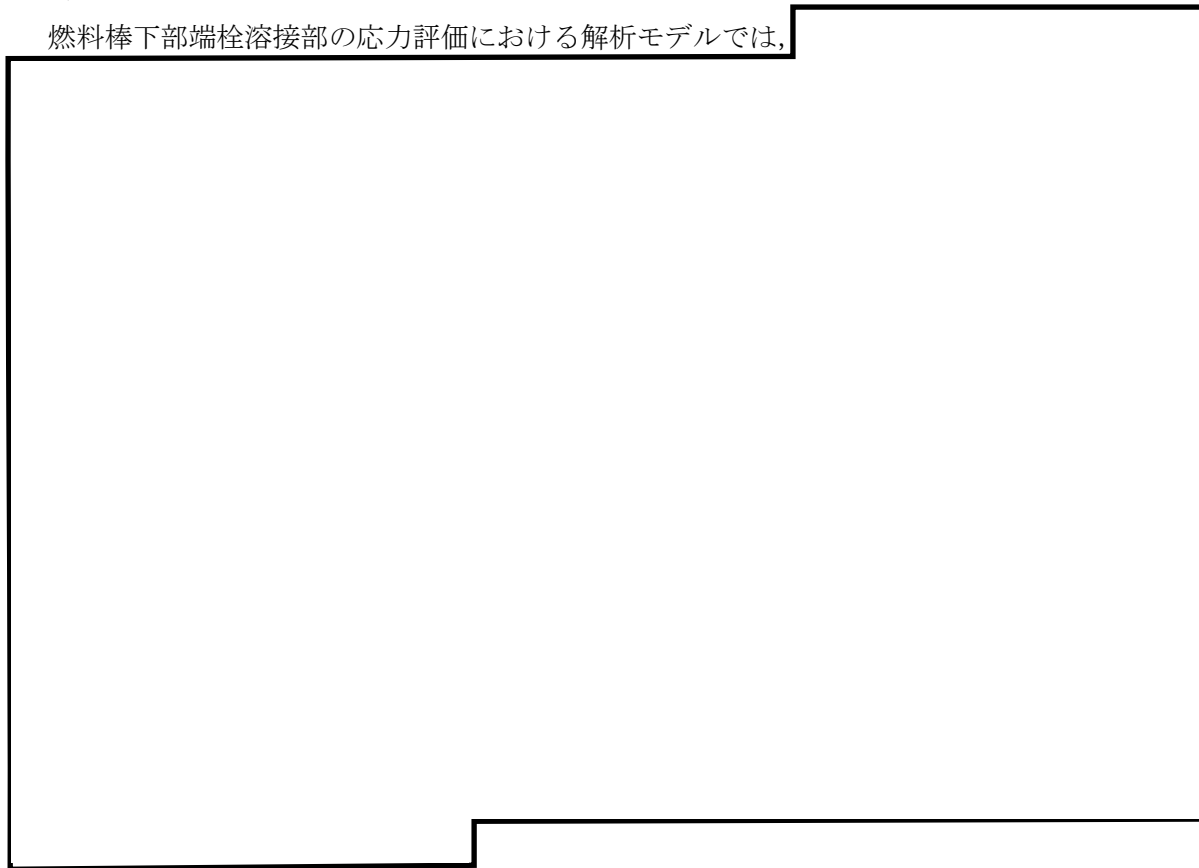


注記*：



2.3 解析モデルにおける要素の形状及び大きさについて

燃料棒下部端栓溶接部の応力評価における解析モデルでは、



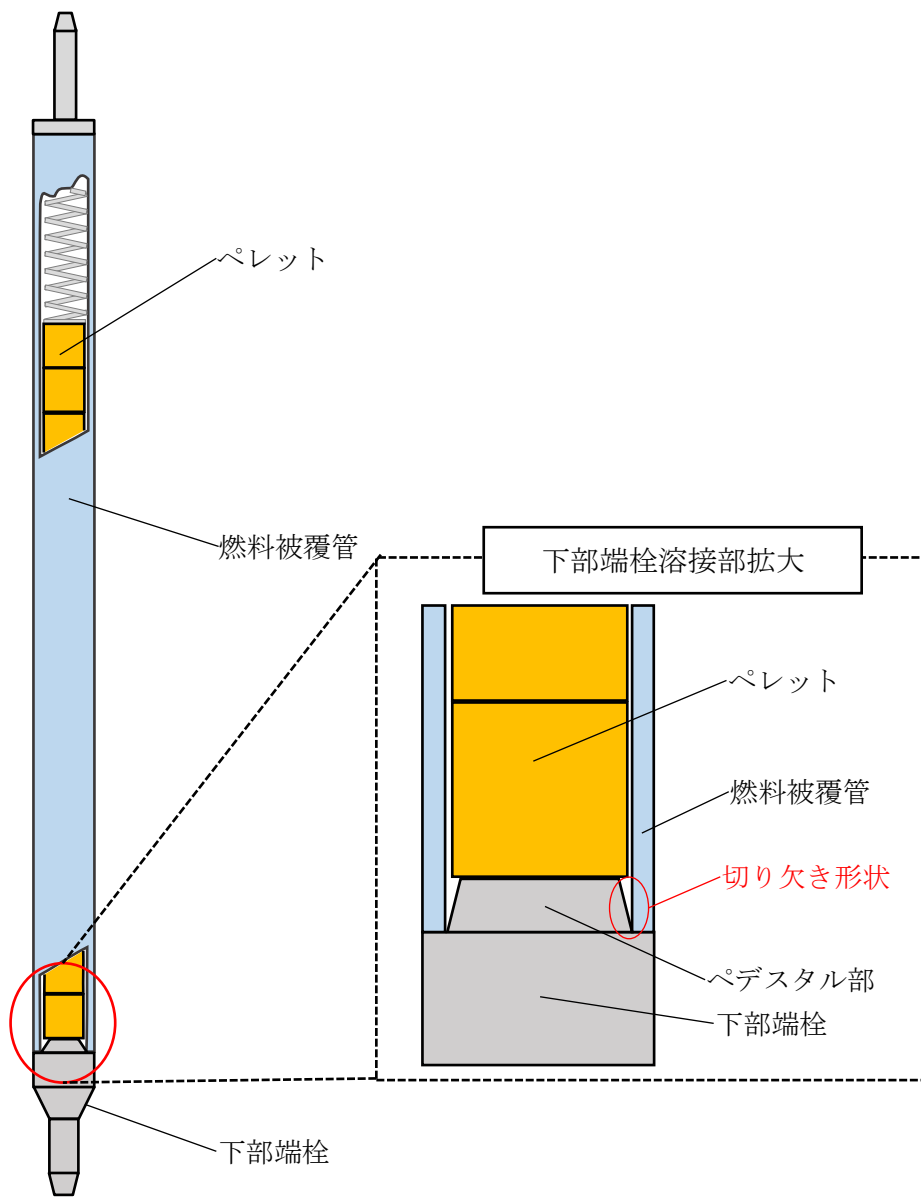


図 1-1 下部端栓溶接部の拡大図

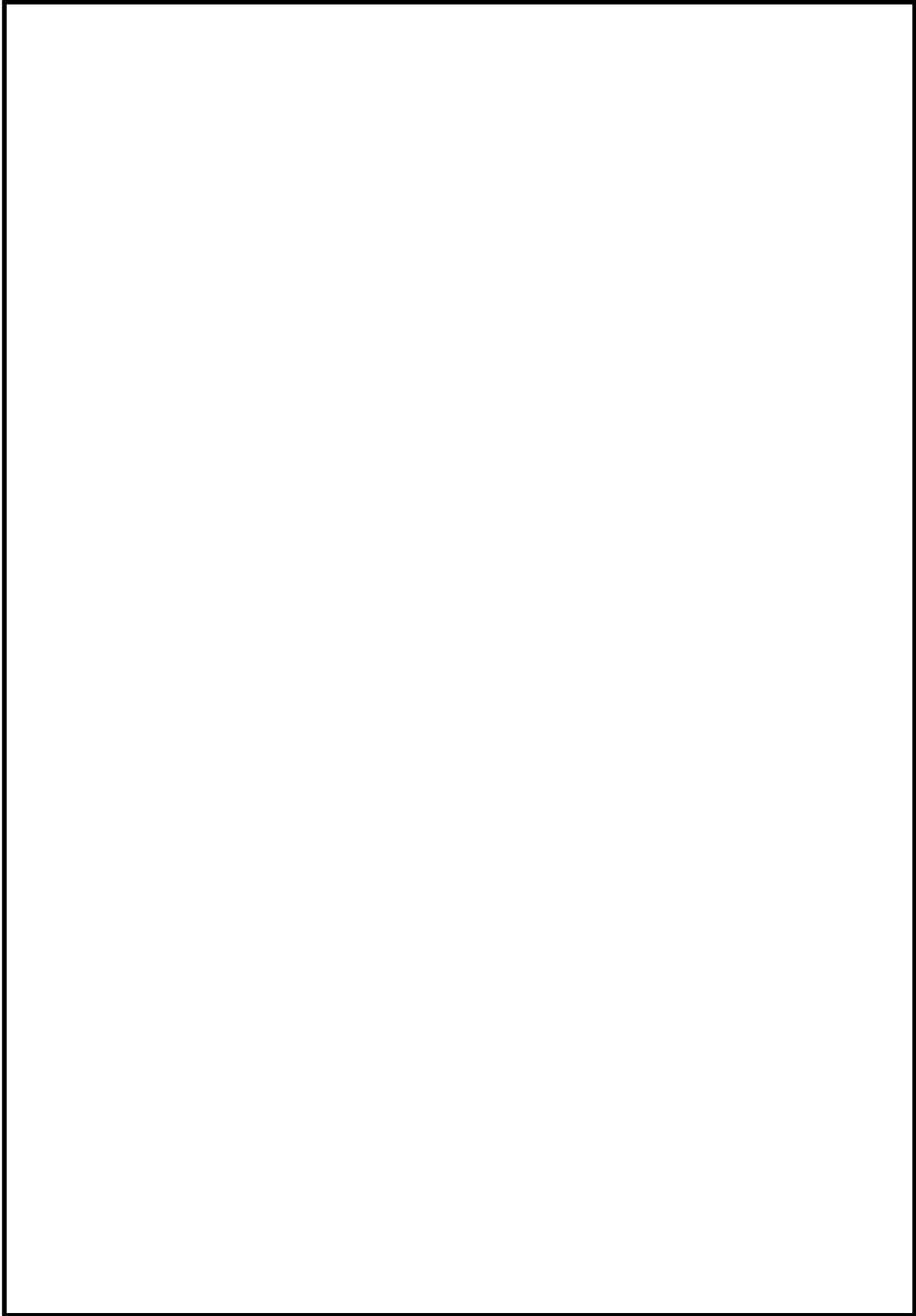


図 2-1 9 × 9 燃料 (A 型) の下部端栓溶接部の応力評価における熱解析モデルの概要

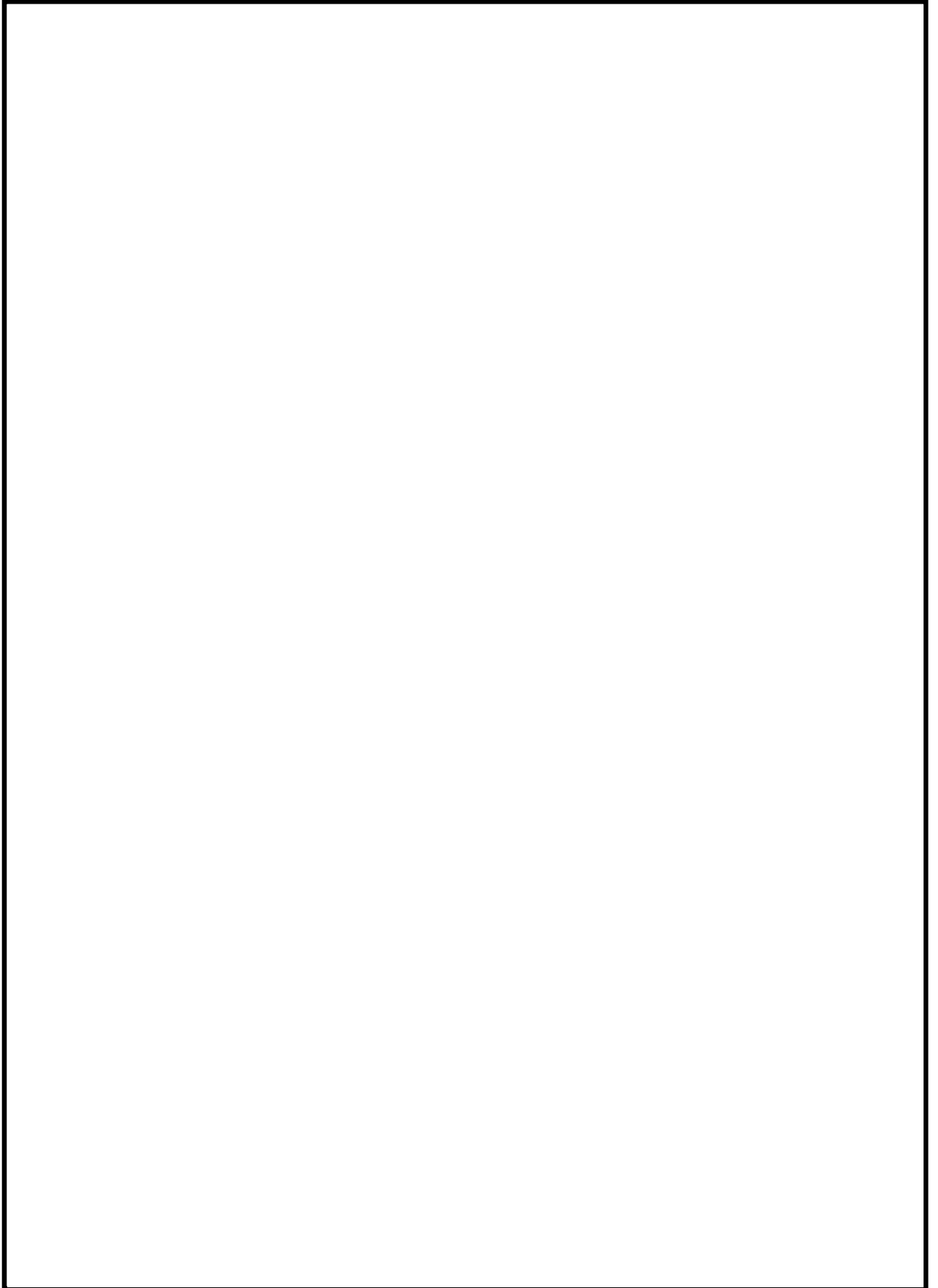


図 2-2 9 × 9 燃料 (A 型) の下部端栓溶接部の応力評価における機械解析モデルの概要

47. 静的触媒式水素再結合器の触媒カートリッジの固定方法について

静的触媒式水素再結合器の触媒カートリッジの固定方法について

静的触媒式水素再結合器本体の構造図を図1に示す。触媒カートリッジは、ステンレス製の鋼板を角形に組み立てたハウジング内部に、触媒カートリッジガイドに沿って全11枚を収納した構造となっている。触媒カートリッジの収納状態を図2に示す。

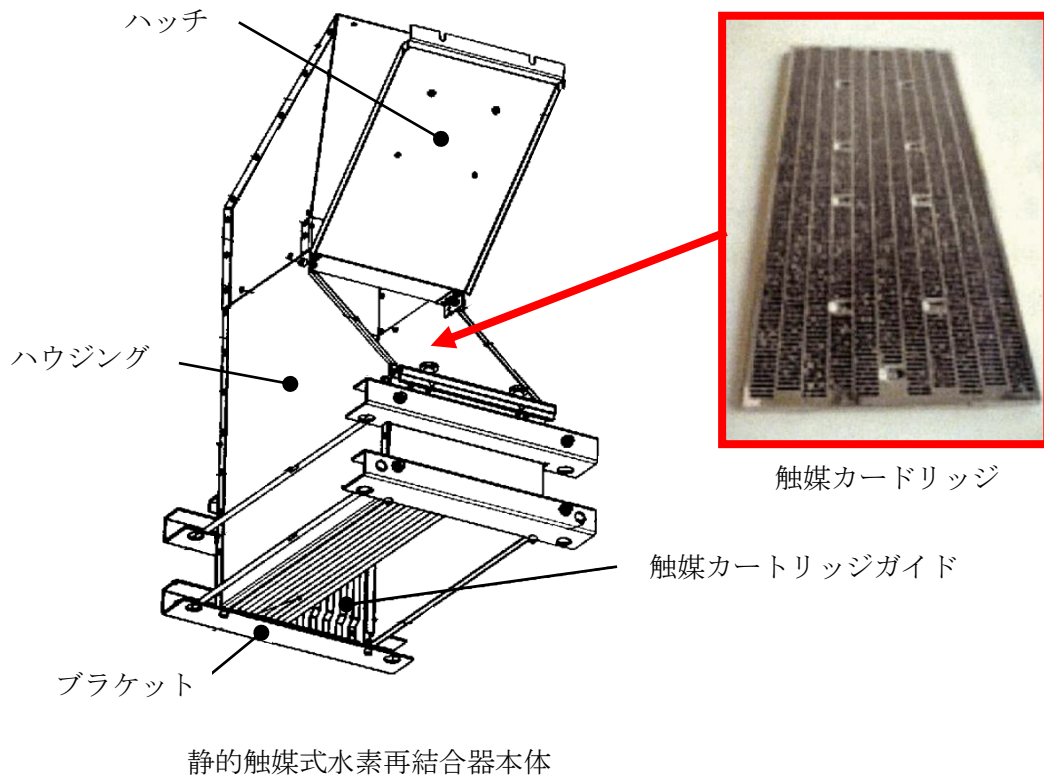


図1 静的触媒式水素再結合器本体構造図

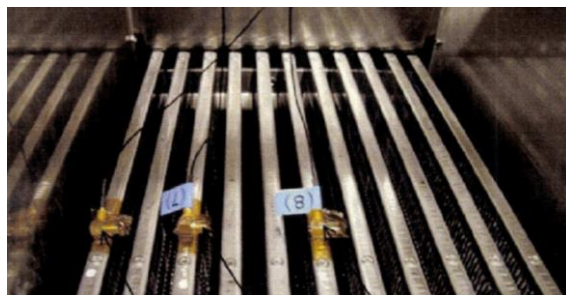
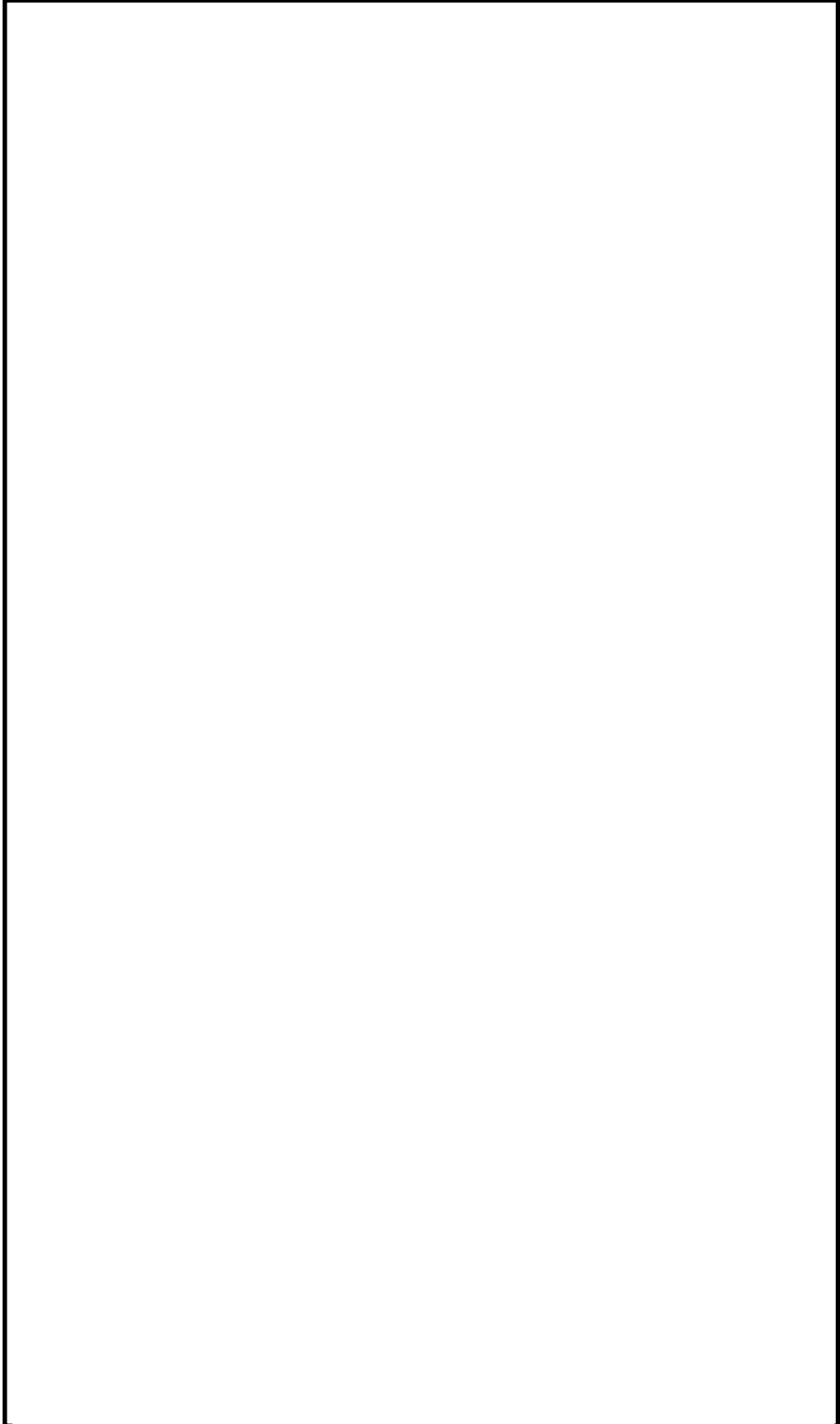


図2 触媒カートリッジの収納状態

48. ドレンタンク架台を剛構造として扱うことの根拠について

ドレンタンク架台の固有値解析結果

1. 構造図

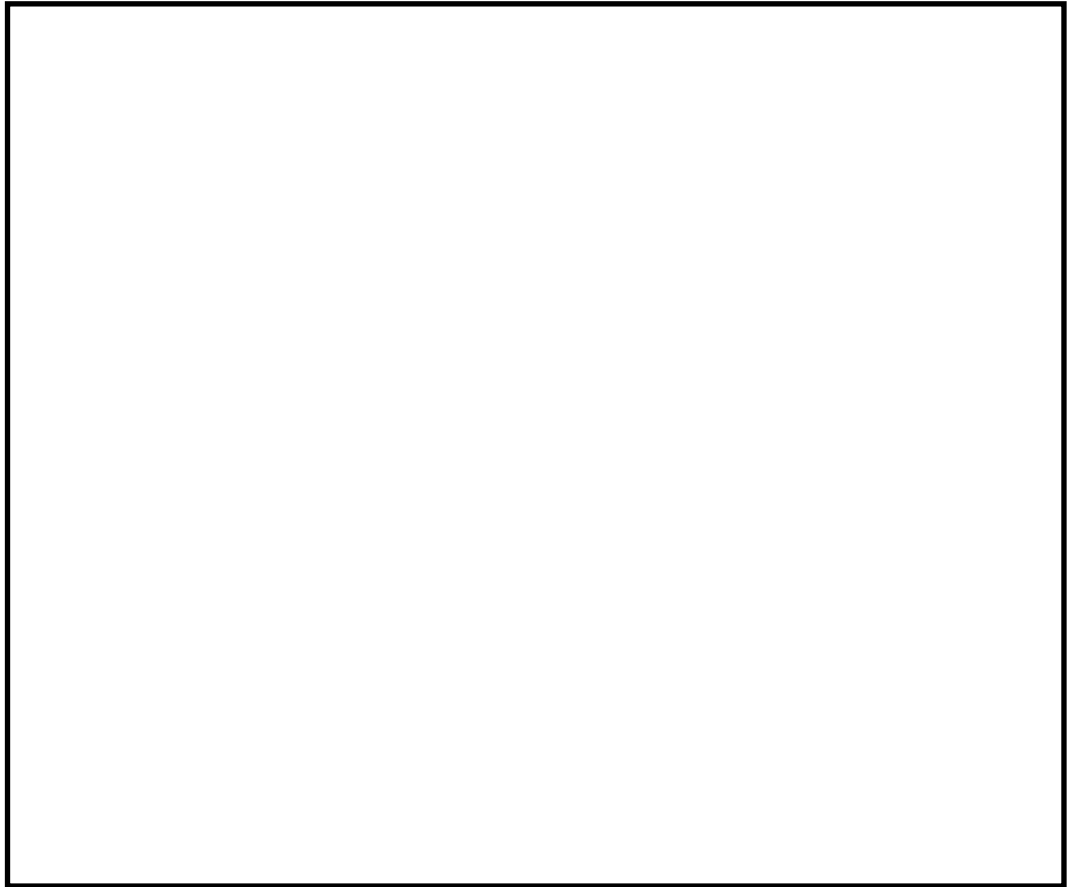


2. 解析条件

	項目	記号	単位	値
設計条件	ドレンタンク質量	M	ton	
物性値	鋼材 ヤング率	E	MPa	191000
	鋼材 ポアソン比	ν	-	0.3
	鋼材 質量密度	λ	kg/mm ³	7.85×10^{-6}

3. 解析モデル

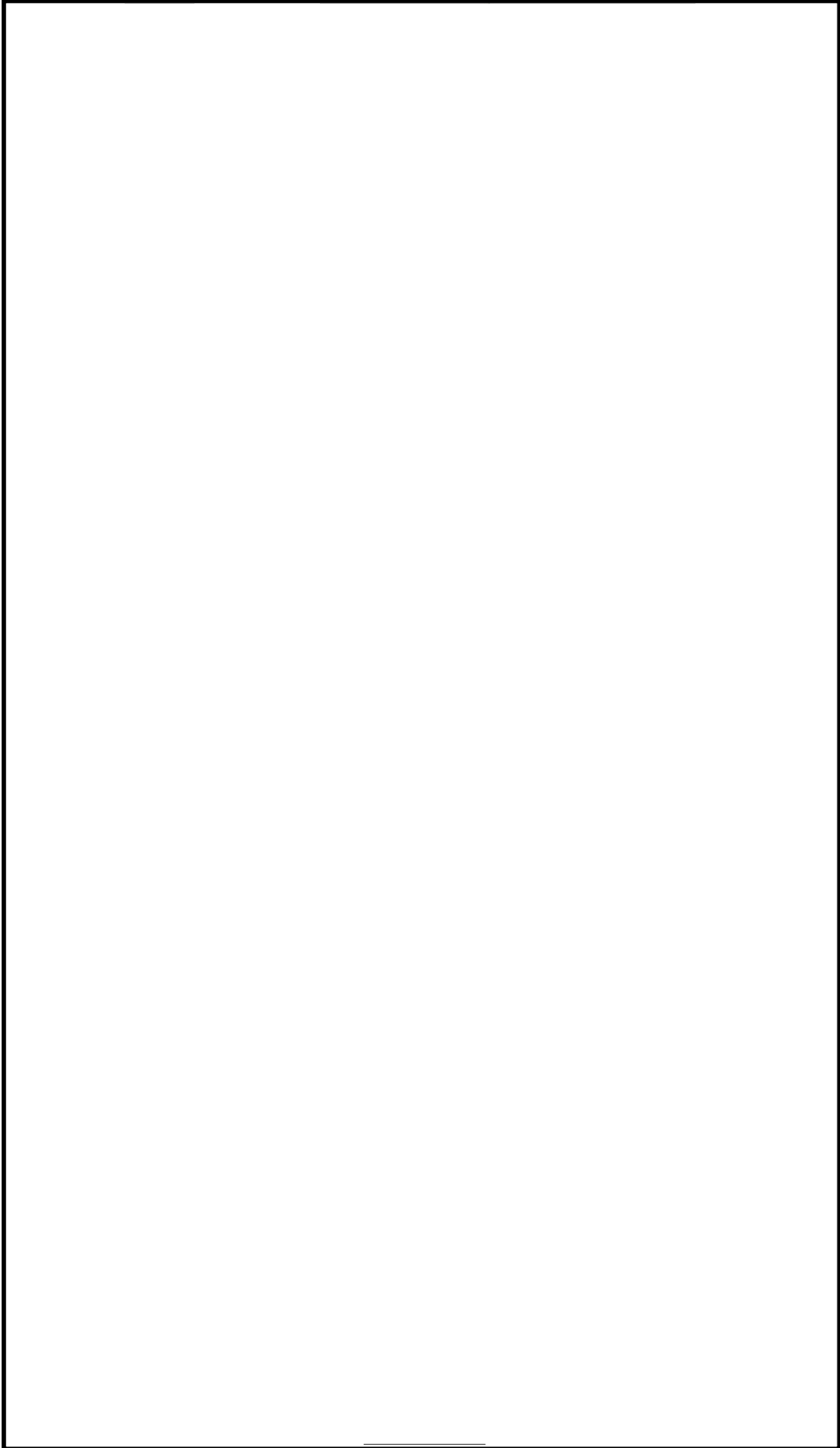
4. 固有値及びモード



49. よう素フィルタ架台を剛構造として扱うことの根拠について

よう素フィルタ架台の固有値解析結果

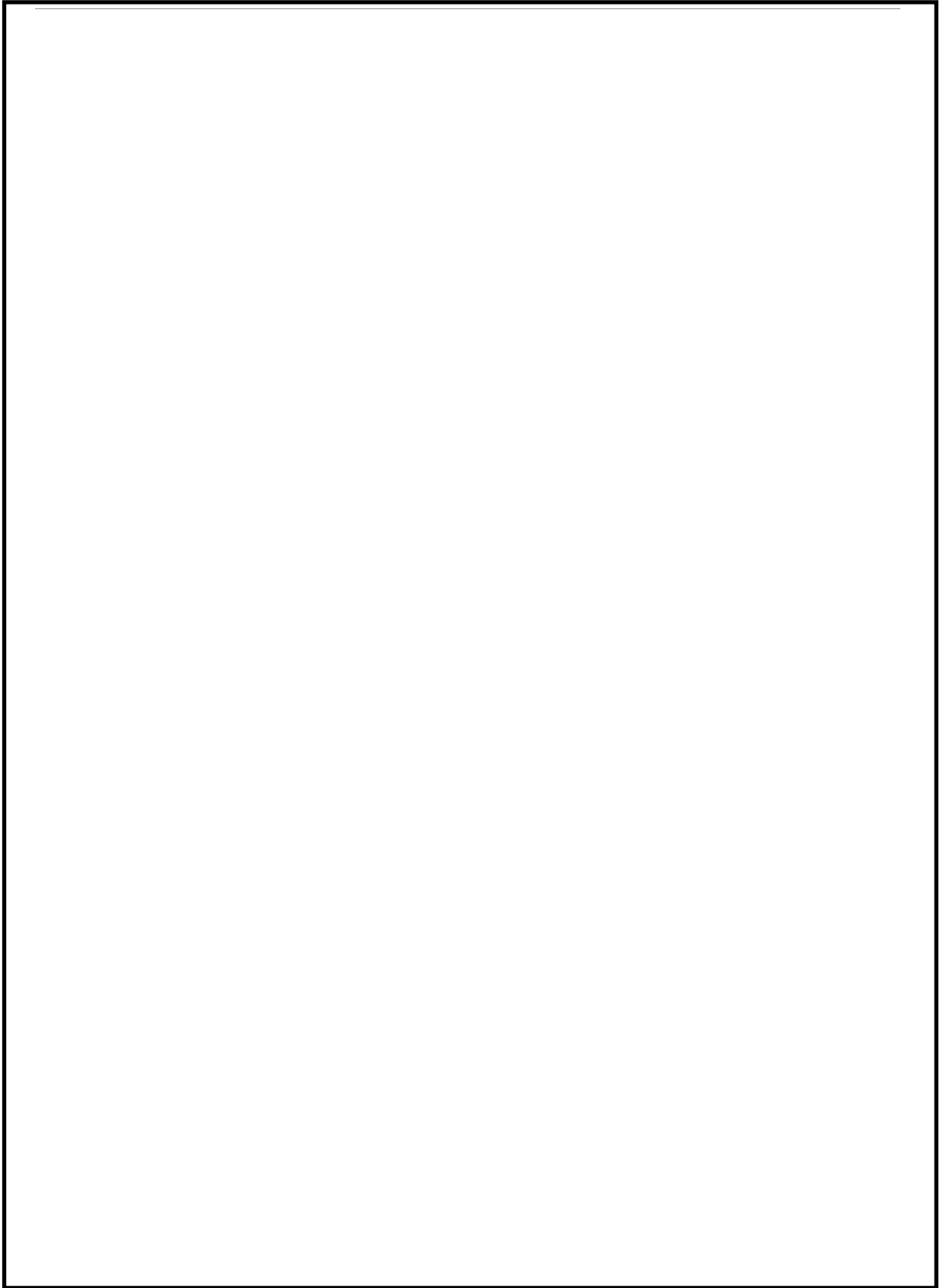
1. 構造図



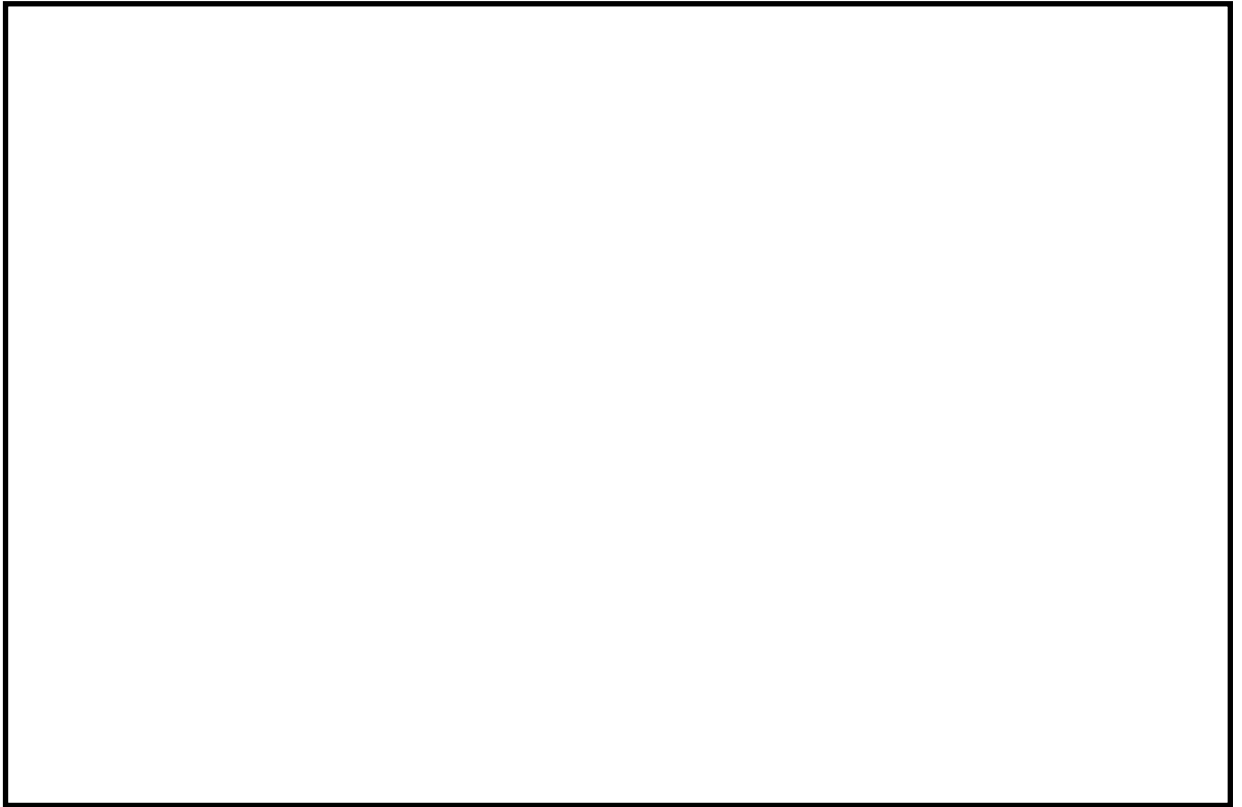
2. 解析条件

項目		記号	単位	値
設計条件	よう素フィルタ質量	M	ton	<input type="text"/>
	配管サポート質量	M'	ton	0.8
	よう素フィルタ 支持剛性 (並進方向)	KX KY	N/mm	9.5×10^5
	よう素フィルタ 支持剛性 (上下方向)	KZ	N/mm	2.6×10^5
	よう素フィルタ 支持剛性 (回転方向)	KT	N/mm	3.6×10^{11}
物性値	鋼材 ヤング率	E	MPa	191000
	鋼材 ポアソン比	ν	-	0.3
	鋼材 質量密度	λ	kg/mm ³	7.85×10^{-6}

3. 解析モデル



4. 固有値及びモード



50. クエンチャサポート基礎の設計荷重について

クエンチャサポート基礎の設計荷重について

1. はじめに

クエンチャサポート基礎は、配管側の設計確定前に設計・評価を行うことから、作用する荷重を予め設計荷重として設定し、評価を行っている。

本資料は確定後の配管側の設計に基づく荷重が、設計荷重に包絡されることを説明する資料である。

2. 設計荷重の包絡性確認方法

クエンチャサポート基礎には、主蒸気逃がし安全弁排気管側から作用する配管荷重及びクエンチャに作用する水力的動荷重の2種類の荷重がかかる。

これらを荷重状態に応じて適切に組み合わせることにより、クエンチャサポート基礎に加わる荷重を算出する。この荷重がV-2-9-2-6「クエンチャサポート基礎の耐震性についての計算書」及びV-3-3-6-1-1-8「クエンチャサポート基礎の強度計算書」に記載の設計荷重を下回ることを確認する。

3. クエンチャサポート基礎に加わる荷重の算出

3. 1 主蒸気逃がし安全弁排気管側から作用する配管荷重

主蒸気逃がし安全弁排気管から作用する配管荷重は、V-2-5-2-1-2「管の耐震性についての計算書」及びV-3-3-3-1-1-3-2「管の応力計算書」における解析に基づき設定する。

配管荷重の内訳は各許容応力状態において以下の通りである。

・ 一次応力評価

許容応力状態 I_A, II_A : 自重+機械荷重

許容応力状態 III_{AS} : 自重+機械荷重+地震慣性力(Sd)

許容応力状態 IV_{AS} : 自重+機械荷重+地震慣性力(Ss)

・ 一次+二次評価

許容応力状態 I_A, II_A : 自重+熱膨張+機械荷重

許容応力状態 III_{AS} : 地震慣性力(Sd)+地震相対変位(Sd)

許容応力状態 IV_{AS} : 地震慣性力(Ss)+地震相対変位(Ss)

クエンチャサポート基礎は18基あるため、配管解析結果もそれぞれのクエンチャサポート基礎に対して算出されるが、クエンチャサポート基礎に加わる配管荷重としては、包絡値を使用する。また、配管荷重としては一次応力評価と一次+二次応力評価結果があるが、包絡値を使用する。表3-1に荷重状態毎のクエンチャサポート基礎に加わる配管荷重を示し、図3-1に荷重の方向を示す。

表 3-1 主蒸気逃がし安全弁排気管から作用する配管荷重

荷重 状態	項目		水平力	軸力 (上向)	軸力 (下向)	曲げ モーメント	ねじり モーメント
			H [kN]	N ₁ [kN]	N ₂ [kN]	M ₁ [kN・m]	M ₂ [kN・m]
Ⅲ V (L)	配管解析 結果*	一次	194.00	160.00	248.00	546.00	29.00
		一次+二次	218.00	96.00	312.00	635.00	49.00
	使用する配管荷重		218.00	160.00	312.00	635.00	49.00
Ⅳ V (LL)	配管解析 結果*	一次	226.00	189.00	277.00	611.00	43.00
		一次+二次	250.00	125.00	341.00	700.00	63.00
	使用する配管荷重		250.00	189.00	341.00	700.00	63.00
Ⅴ (S)	配管解析 結果*	一次	162.00	130.00	218.00	479.00	15.00
		一次+二次	186.00	66.00	282.00	568.00	35.00
	使用する配管荷重		186.00	130.00	282.00	568.00	35.00

注記* : 18本ある主蒸気逃がし安全弁排気管の配管解析結果の包絡値を示す。

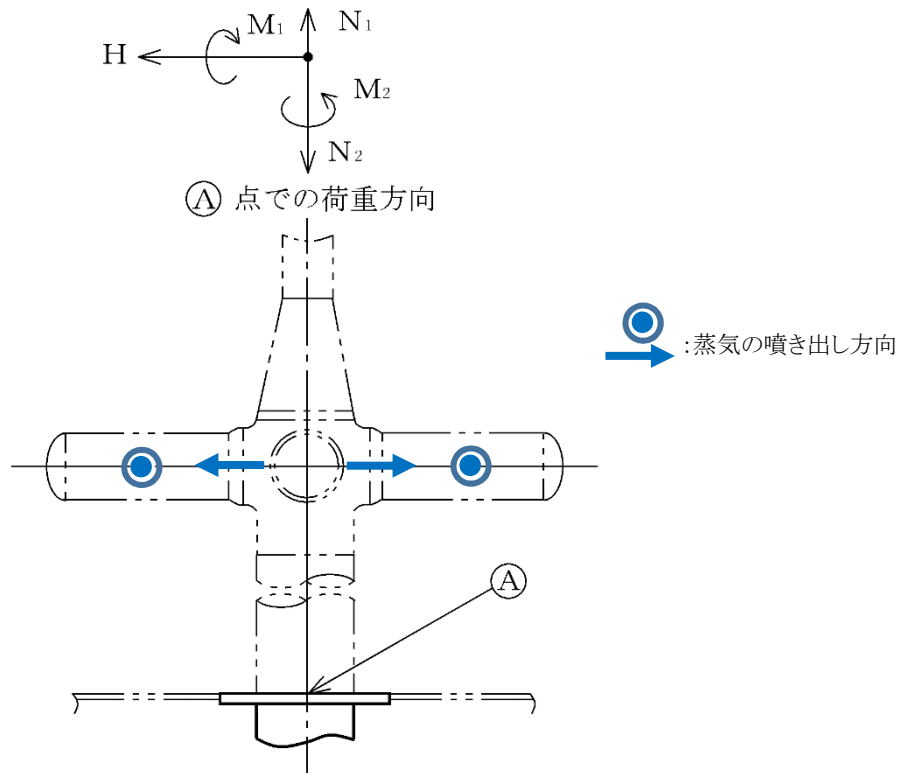


図 3-1 クエンチャサポート基礎における荷重方向

3. 2 クエンチャに加わる水力的動荷重

クエンチャに作用する水力的動荷重は、逃がし安全弁作動時の荷重（以下「SRV 荷重」という）、チャギング荷重（以下「CH 荷重」という）及び蒸気凝縮振動荷重（以下「CO 荷重」という）が存在する。これらの荷重は、既工認における設計荷重の設定にあたり用いた値と同じものを使用する。

表 3-2 にクエンチャに加わる水力的動荷重を示す。

表 3-2 クエンチャに加わる水力的動荷重

項目		水平力	軸力 (上向)	軸力 (下向)	曲げ モーメント	ねじり モーメント
		H [kN]	N ₁ [kN]	N ₂ [kN]	M ₁ [kN・m]	M ₂ [kN・m]
水力的 動荷重	SRV					
	CH					
	CO					

3. 3 荷重の組合せ

主蒸気逃がし安全弁排気管側から作用する配管荷重及びクエンチャに作用する水力的動荷重を表 3-3 の組合せで合算し、クエンチャサポート基礎に加わる荷重を求める。

表 3-3 荷重の組合せ

	配管荷重	水力的動荷重		
		SRV	CH	CO
荷重状態Ⅲ	○	○		
荷重状態Ⅳ	○	○		
荷重状態Ⅴ(S)-1	○		○	
荷重状態Ⅴ(S)-2	○	○	○	
荷重状態Ⅴ(S)-3	○			○
荷重状態Ⅴ(L)	○		○	
荷重状態Ⅴ(LL)	○			

4. 設計荷重の包絡性確認

3. 3の組合せに従って合算した結果を、設計基準対象施設の評価に用いるものを表4-1に、重大事故等対処設備に用いるものを表4-3に示す。

また、V-2-9-2-6「クエンチャサポート基礎の耐震性についての計算書」及びV-3-3-6-1-1-8「クエンチャサポート基礎の強度計算書」に記載の設計荷重を設計基準対象施設の評価に用いるものについて整理したものを表4-2に、重大事故等対処設備に用いるものを整理したものを表4-4に示す。

表4-1は表4-2の、表4-3は表4-4の値に包絡されていることから、設計荷重はクエンチャサポートの基礎に加わる荷重を包絡している。

表4-1 確定後のクエンチャサポート反力による荷重（設計基準対象施設）

荷重種別	記号	荷重状態	
		III	IV
水平力(N)	H		
軸力(N)	N ₁		
	N ₂		
モーメント (N・mm)	M ₁		
	M ₂		

表4-2 クエンチャサポート基礎に加わる荷重（設計荷重）（設計基準対象施設）

荷重種別	記号	荷重状態	
		III	IV
水平力(N)	H		
軸力(N)	N ₁		
	N ₂		
モーメント (N・mm)	M ₁		
	M ₂		

表 4-3 確定後のクエンチャサポート反力による荷重（重大事故等対処設備）

荷重種別	記号	荷重状態				
		V (S)-1	V (S)-2	V (S)-3	V (L)	V (LL)
水平力 (N)	H					
軸力 (N)	N ₁					
	N ₂					
モーメント (N・mm)	M ₁					
	M ₂					

表 4-4 クエンチャサポート基礎に加わる荷重（設計荷重）（重大事故等対処設備）

荷重種別	記号	荷重状態
		V
水平力 (N)	H	
軸力 (N)	N ₁	
	N ₂	
モーメント (N・mm)	M ₁	
	M ₂	

5. まとめ

クエンチャサポートの基礎に加わる荷重を包絡していることから、V-2-9-2-6「クエンチャサポート基礎の耐震性についての計算書」及びV-3-3-6-1-1-8「クエンチャサポート基礎の強度計算書」に記載の設計荷重は妥当である。

51. 原子炉格納容器電気配線貫通部の設計荷重について

原子炉格納容器電気配線貫通部の設計荷重について

1. はじめに

原子炉格納容器電気配線貫通部については、作用する荷重のうち、死荷重及び地震荷重によるものを設計荷重として設定し、評価を行っている。

本資料は設計荷重の設定方法及びその算出例について示し、設計荷重が適切に設定されていることを説明するものである。

2. 設計荷重の算出方法

電気配線貫通部の設計荷重は、設計基準対象施設としての許容応力状態 I_A 、 II_A 、 III_{AS} 、 IV_{AS} 、及び重大事故等対処設備としての許容応力状態 V_A 、 V_{AS} (SA 後長期/SA 後長々期) の各許容応力状態について、軸力、せん断力、モーメント*に対して設定される。

以下、設計荷重の算出に必要な設計震度、質量、モーメントの設定方法について述べた後、設計荷重の算出方法について説明する。

注記*：強度計算書及び耐震計算書においては、それぞれ、垂直力 (F_x)、垂直力 (F_y)、モーメント (M_B) として表記している。

2. 1 設計震度

電気配線貫通部は T.M.S.L 7.3m~20.1m の間の高さに存在することから、設計震度は保守的な設定となるよう、以下のように設定する。

弾性設計用地震動 S_d に関しては、V-2-1-7「設計用床応答曲線の作成方針」における T.M.S.L 4.8m~23.5m 間の設計用最大応答加速度 II の最大値と当該高さ範囲における静的震度の最大値のうち大きい方を用いる。

基準地震動 S_s に関しては、V-2-1-7「設計用床応答曲線の作成方針」における T.M.S.L 4.8m~23.5m 間の設計用最大応答加速度 II の最大値を用いる。

電気配線貫通部の設計震度を表 2-1 にまとめる。

表 2-1 電気配線貫通部の設計震度

地震荷重		水平震度	鉛直震度
Sd *	設計用最大応答加速度 II (最大値)	0.77	0.71
	静的震度 (最大値)	0.78	0.29
	上記の大きい方	0.78	0.71
Ss	設計用最大応答加速度 II (最大値)	1.51	1.38

2. 2 各部位の質量及びモーメント

電気配線貫通部はスリーブ（ケーブル、ヘッダ、アダプタ含む）、端子箱及びエンドシールドにて構成される。電気配線貫通部の概略図を重大事故等時を例に図 2-1 に、記号の説明を表 2-2 に示す。

これらの部位を RCCV 内側、コンクリート内、RCCV 外側の項目に分割して質量及びモーメントを算出する。

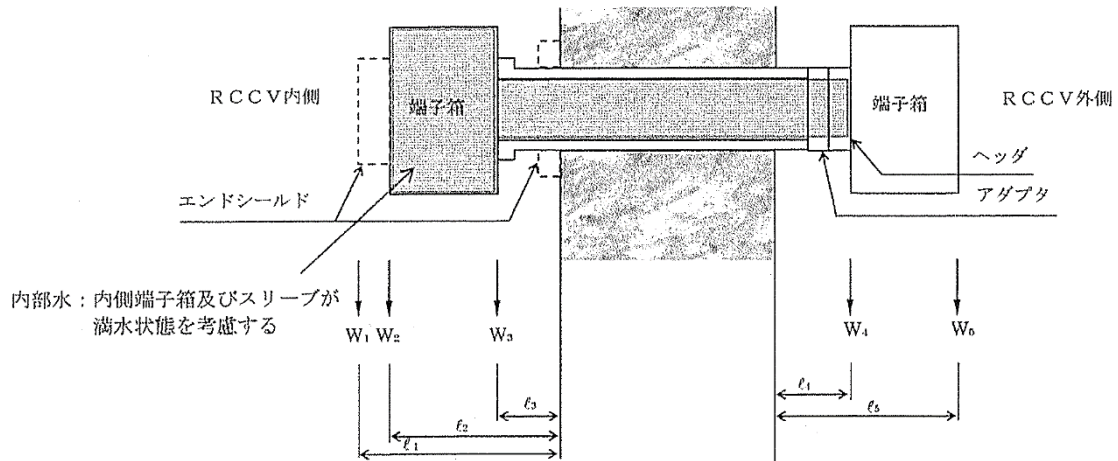


図 2-1 電気配線貫通部の概略図 (SA 時)

表 2-2 記号の説明

記号	記号の説明	単位
W_1	質量(RCCV 内側エンドシールド)	kg
W_2	質量(RCCV 内側端子箱)	kg
W_3	質量(RCCV 内側スリーブ)	kg
W_4	質量(RCCV 外側スリーブ)	kg
W_5	質量(RCCV 外側端子箱)	kg
l_1	モーメントアーム(RCCV 内側エンドシールド)	mm
l_2	モーメントアーム(RCCV 内側端子箱)	mm
l_3	モーメントアーム(RCCV 内側スリーブ突出し部)	mm
l_4	モーメントアーム(RCCV 外側スリーブ突出し部)	mm
l_5	モーメントアーム(RCCV 外側端子箱)	mm

2. 2. 1 質量

設計基準対象施設としての評価においては、それぞれの部位における鋼材等の質量

の総和を貫通部の合計質量とする。

重大時等対処設備としての評価においては鋼材等の質量に加えて、水没する貫通部に対しては、内側端子箱内及びスリーブ内の水質量を考慮する。

なお、質量の設定にあたっては、同口径貫通部において原子炉格納容器からの突き出し長さが長く、偏心の大きい貫通部の鋼材等の質量により設定する。但し、重大事故等対処設備としての評価における水質量の考慮においては、水没する貫通部から代表を選定して算出した水質量を用いる。

2. 2. 2 モーメント

自重により発生する荷重にモーメントアームを乗じて求める。

各部位におけるモーメントアームは保守的になるよう、同口径貫通部において原子炉格納容器からの突き出し長さが長く、偏心の大きい貫通部の寸法を用いて、原子炉格納容器壁から各部位の端までの距離により設定する。但し、重大事故等対処設備としての評価においては、同口径貫通部における寸法の相違よりも水没による水質量の影響の方が大きいことから、水没する貫通部の寸法を用いる。

原子炉格納容器の内側及び外側の各部位におけるモーメントは同じ箇所に作用しないが、保守的に各部位におけるモーメントの合計値を合計モーメントとする。

2. 3 設計荷重の計算

今回申請にて設計荷重の設定が必要な許容応力状態及びその内訳は以下の通りである。地震時慣性力が作用する許容応力状態と作用しない許容応力状態に分けて設計荷重の計算方法を説明する。

・一次荷重及び一次+二次荷重

許容応力状態 I_A, II_A : 死荷重

許容応力状態 III_{AS} : 死荷重+地震慣性力(Sd*)

許容応力状態 IV_{AS} : 死荷重+地震慣性力(Ss)

許容応力状態 VA : 死荷重*

許容応力状態 VAS(SA 後長期) : 死荷重*+地震慣性力(Sd)

許容応力状態 VAS(SA 後長々期) : 死荷重*+地震慣性力(Ss)

注記* : 重大事故等時に水没することから、水質量による自重の増加を考慮する。

許容応力状態 I_A , II_A , V_A においては, 設計荷重は死荷重による荷重のみであるため, 水平方向荷重は発生しないことから軸力は0とする。せん断力は死荷重(質量)により発生する力に等しいものとする。モーメントは, 2.2.2 項にて説明の通り, 貫通部の各主要部において発生するせん断力によるモーメントの合計値とする。

許容応力状態 III_{AS} , IV_{AS} , V_{AS} が対象となる地震時においては, 地震による水平方向荷重が発生することから, 自重と水平震度の積を軸力とする。せん断力は自重と合成震度の積にて算出する。このとき, 合成震度は 1G 及び鉛直震度を足し合わせたものと水平震度のベクトル和により求める。モーメントは貫通部の各主要部において発生するせん断力によるモーメントの合計値に合成震度を乗じて求める。

原子炉格納容器電気配線貫通部の荷重作用方向を図 2-2 に示す。

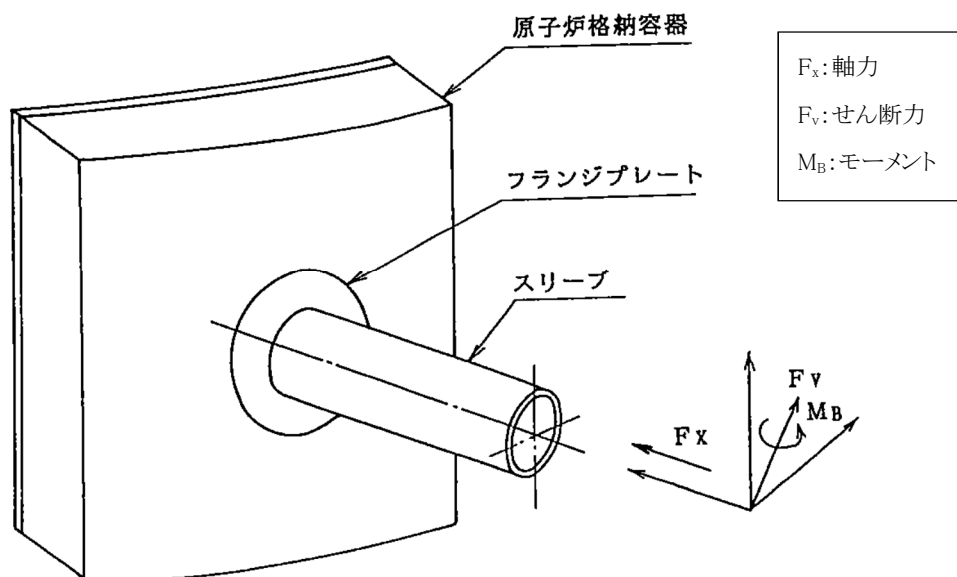


図 2-2 原子炉格納容器電気配線貫通部の荷重作用方向

3. 設計荷重の計算例

重大事故等時に水没する電気配線貫通部である X-300 を対象に計算過程を示す。

3. 1 質量

表 3-1 に X-300 を対象とした設計荷重の算定に用いる質量を示す。

X-300 の鋼材等の質量は RCCV からの突出長さが大きく、偏心の大きい 300A 代表貫通部 X-104F の鋼材等の質量を用いる。

但し、水質量は重大事故等時に水没する 300A 貫通部の代表である X-300A の水質量を用いる。

表 3-1 X-300 の質量分布

項目	部位	記号	鋼材等質量 (kg)	水質量*1 (kg)
RCCV 内側	エンドシールド	W ₁		
	端子箱	W ₂		
	スリーブ	W ₃		
コンクリート内	スリーブ	-		
RCCV 外側	スリーブ	W ₄		
	端子箱	W ₅		
内側合計*2		-		
外側合計*2		-		
合計		-		
		-		

注記*1：重大事故等時に考慮する。

*2：一の位にて切り上げ処理。

注：記号は図 2-1 及び表 2-2 の記号に対応している。

3. 2 モーメント

各部位に対応するモーメントアーム及び算出モーメントを表 3-2 に示す。なお、モーメントアームに関して、設計基準としての評価時においては 300A 代表貫通部である X-104F の寸法を用い、重大事故等対処設備としての評価においては重大事故等時に水没する 300A 貫通部の代表である X-300A の寸法を用いる。

表 3-2 X-300 のモーメント

項目	部位	モーメントアーム (mm)			質量 (kg)		モーメント ($\times 10^6$ N・mm)	
		記号	DBA 時*1	SA 時	DBA 時	SA 時	DBA 時	SA 時
RCCV 内側	エンドシールド	l_1					2.7043	2.6701
	端子箱	l_2					1.6137	4.7741
	スリーブ	l_3					0.79740	0.79284
RCCV 外側	スリーブ	l_4					1.0605	1.1846
	端子箱	l_5					1.5695	1.5546
合計		-	-	-	-	-	7.7454	10.976

注記*1：DBA 時においては 300A 代表貫通部である X-104F の寸法を用いる。

注：単位換算に関する説明は省略している。なお、質量(kg)から力(N)への変換に用いる重力加速度は保守的に $10(m/s^2)$ とする。

3. 3 設計荷重の算出

3. 1 及び 3. 2 にてまとめた質量及びモーメント，並びに 2. 1 にてまとめた震度を用いて，2. 3 の手法で算出した各許容応力状態における設計荷重を表 3-3 にまとめる。

表の荷重を端数切り上げ処理して，設計荷重とする。

4. まとめ

原子炉格納容器電気配線貫通部に作用する設計荷重について，その設定方法及びその算出例について示した。

算出過程において設計荷重が保守的となるよう算出を行っており，設計荷重は適切に設定されている。

表 3-3 X-300 の設計荷重

許容応力状態	地震荷重				① 合計 質量 (kg)	② 合計 モーメント (N・mm)	軸力 (N) ①×水平	せん断力 (N) ①×合成*2	モーメント (N・mm) ②×合成*3	備考		
	地震	水平	鉛直	合成*1								
I _A , II _A	-	-	-	-					7.750E+06			
III _A S	Sd *	0.78	0.71	1.879					7.745E+06		1.460E+07	
IV _A S	Ss	1.51	1.38	2.819					2.180E+07			
V _A	-	-	-	-					1.098E+07		1.100E+07	水質量考慮
V _A S (SA 後長期)	Sd*4	0.78	0.71	1.879							2.060E+07	
V _A S (SA 後長々期)	Ss	1.51	1.38	2.819							3.100E+07	

注記* 1 : $\sqrt{[1+(\text{鉛直})]^2+(\text{水平})^2}$ により求める

* 2 : 許容応力状態 I_A, II_A及びV_Aについては, ①合計質量により生じる荷重を用いる

* 3 : 許容応力状態 I_A, II_A及びV_Aについては, ②合計モーメントを用いる

* 4 : 保守的に Sd *の地震荷重を適用する

注 : 単位換算に関する説明は省略している。なお, 質量(kg)から力(N)への変換に用いる重力加速度は保守的に 10(m/s²)とする。

52. 水力学的動荷重の分布について

水力的動的荷重の分布について

1. はじめに

本資料は水力的動的荷重のうち蒸気凝縮振動荷重（以下「CO 荷重」という。）、チャギング荷重（以下「CH 荷重」という。）、逃がし安全弁による気泡振動荷重（以下「SRV 動荷重」という。）について、その原子炉格納容器内分布を説明する資料である。

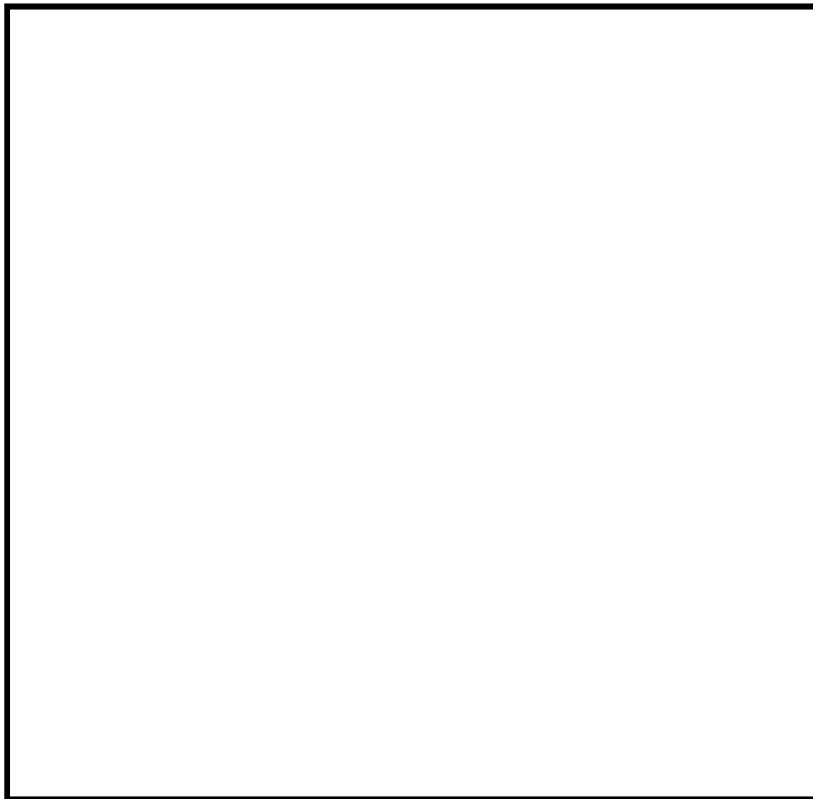
重大事故等時においては、サプレッションプール水位の上昇による影響を考慮し、異なる分布を設定していることから、設計基準事故時及び重大事故等時それぞれについて説明する。

2. 設計基準事故時の動荷重について

設計基準事故時の動荷重分布については、既工認と同様に次のような分布で設定する。

2. 1 CH 荷重

設計基準事故時の CH 荷重の分布は水平ベント確証試験の結果に基づき、図 1 のように設定する。

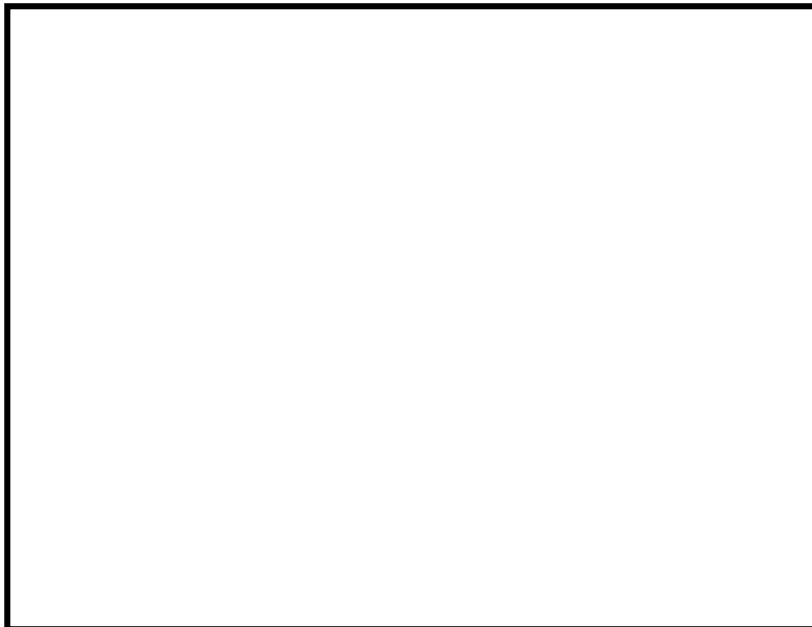


注：図中の数値はV-1-8-1「原子炉格納施設の設計条件に関する説明書」に定める、設計荷重値に対する比を示す。

図 1 設計基準事故時における CH 荷重の分布

2. 2 CO 荷重

設計基準事故時の CO 荷重の分布は水平ベント確証試験の結果に基づき、図 2 のように設定する。

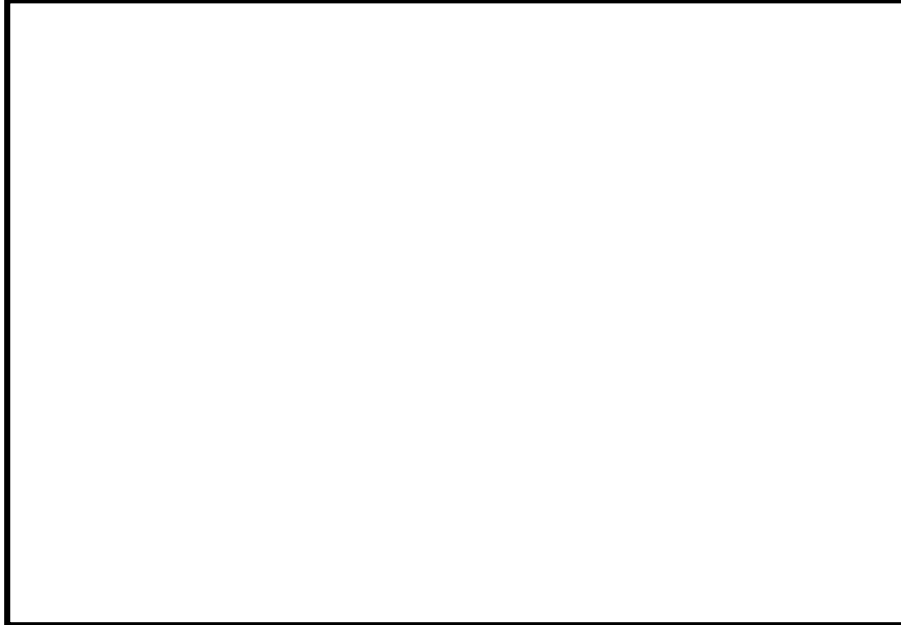


注 : 図中の数値はV-1-8-1「原子炉格納施設的设计条件に関する説明書」に定める, 設計荷重値に対する比を示す。

図 2 設計基準事故時における CO 荷重の分布

2. 3 SRV 動荷重

設計基準事故時の SRV 動荷重については、東海第二発電所における実機試験の結果を包絡するように、図 3 のように設定する。



注 : 図中の数値は V-1-8-1 「原子炉格納施設的设计条件に関する説明書」に定める, 設計荷重値に対する比を示す。

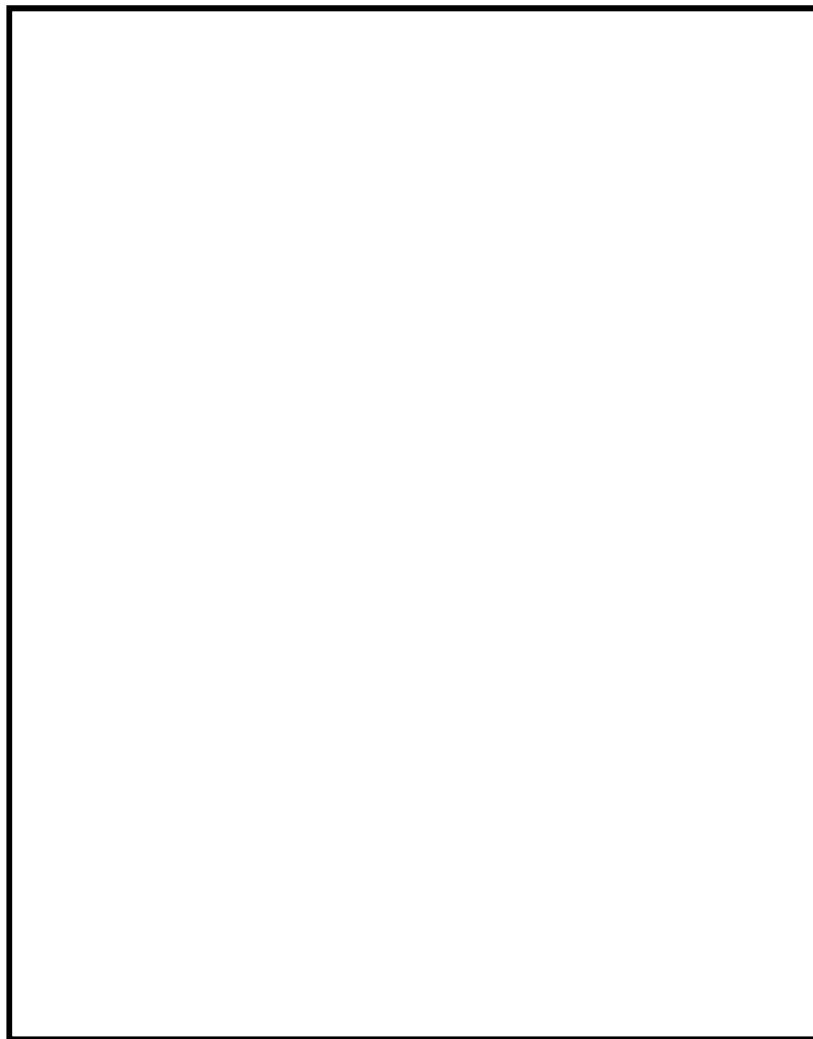
図 3 設計基準事故時における SRV 動荷重の分布

3. 重大事故等時の動荷重について

重大事故等時の動荷重分布については，設計基準事故時における考え方を拡張し，重大事故等時に想定する水位に対して，次のような分布で設定する。

3. 1 CH 荷重

重大事故等時の CH 荷重の分布は図 4 のように設定する。

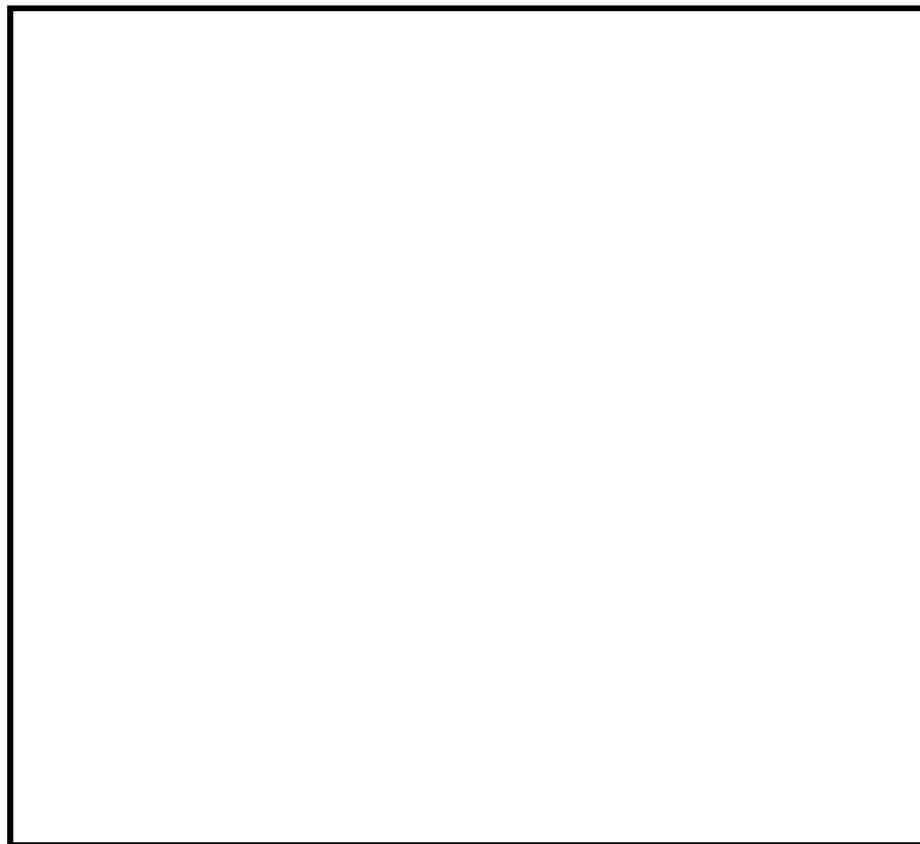


注：図中の数値はV-1-8-1「原子炉格納施設的设计条件に関する説明書」に定める，設計荷重値に対する比を示す。

図 4 重大事故等時における CH 荷重の分布

3. 2 C0 荷重

重大事故等時の C0 荷重の分布は図 5 のように設定する。

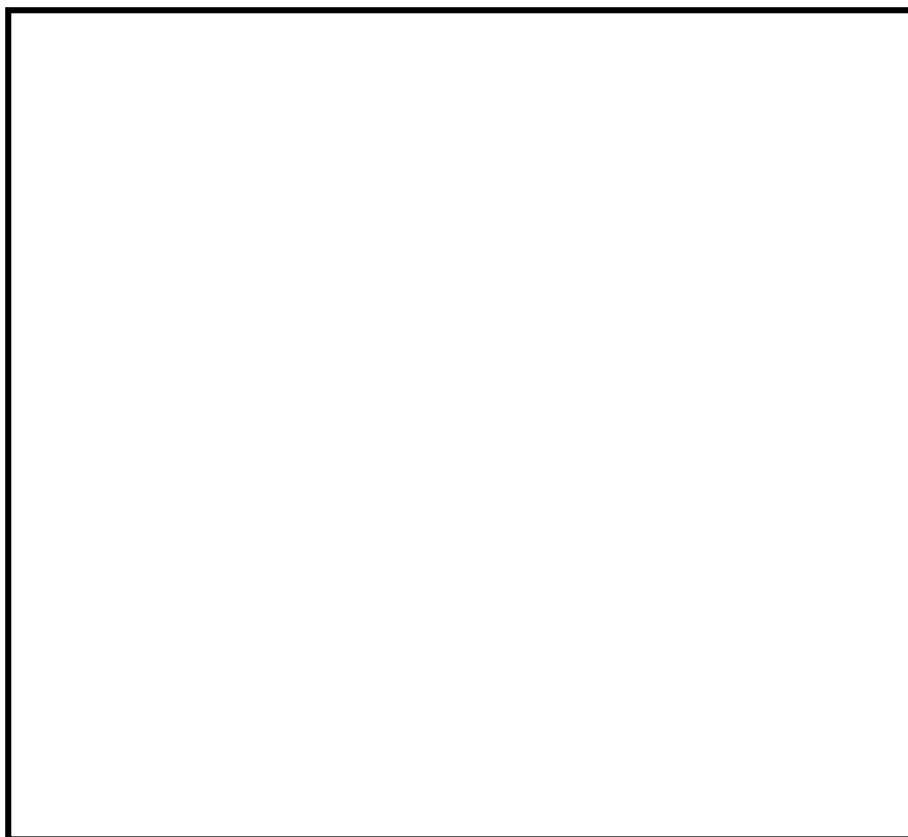


注 : 図中の数値はV-1-8-1「原子炉格納施設的设计条件に関する説明書」に定める, 設計荷重値に対する比を示す。

図 5 重大事故等時における C0 荷重の分布

3. 3 SRV 動荷重

重大事故等時の SRV 動荷重の分布は図 6 のように設定する。



注 : 図中の数値はV-1-8-1「原子炉格納施設的设计条件に関する説明書」に定める, 設計荷重値に対する比を示す。

図 6 重大事故等時における SRV 動荷重の分布

53. 下部ドライウェルアクセストンネルの耐震・強度計算に関する

補足説明資料

下部ドライウェルアクセストンネル解析モデルへの
荷重及び変位入力方法と境界条件について

1. 概要

本申請の下部ドライウェルアクセストンネル FEM モデルは既工認同様 1/2 モデルを用いており、荷重及び変位の入力方法や境界条件がフルモデルに比べて複雑なため、本資料で荷重及び変位の入力方法をイメージ図で示し、1/2 モデル境界条件の設定についての詳細を示すものとする。

2. FEM モデルへの変位・荷重入力方法についてのイメージ図

下部ドライウェルアクセストンネルの FEM モデルを図 1 に示す。下部ドライウェルアクセストンネルの評価では、表 1 に示す荷重の種類ごとに図 1 に示す解析モデルを用いて応力を算出し、それらを荷重の組み合わせに従い足し合わせることで応力を算出する。

荷重の種類ごとの荷重入力イメージを図 2～図 8 に示す。

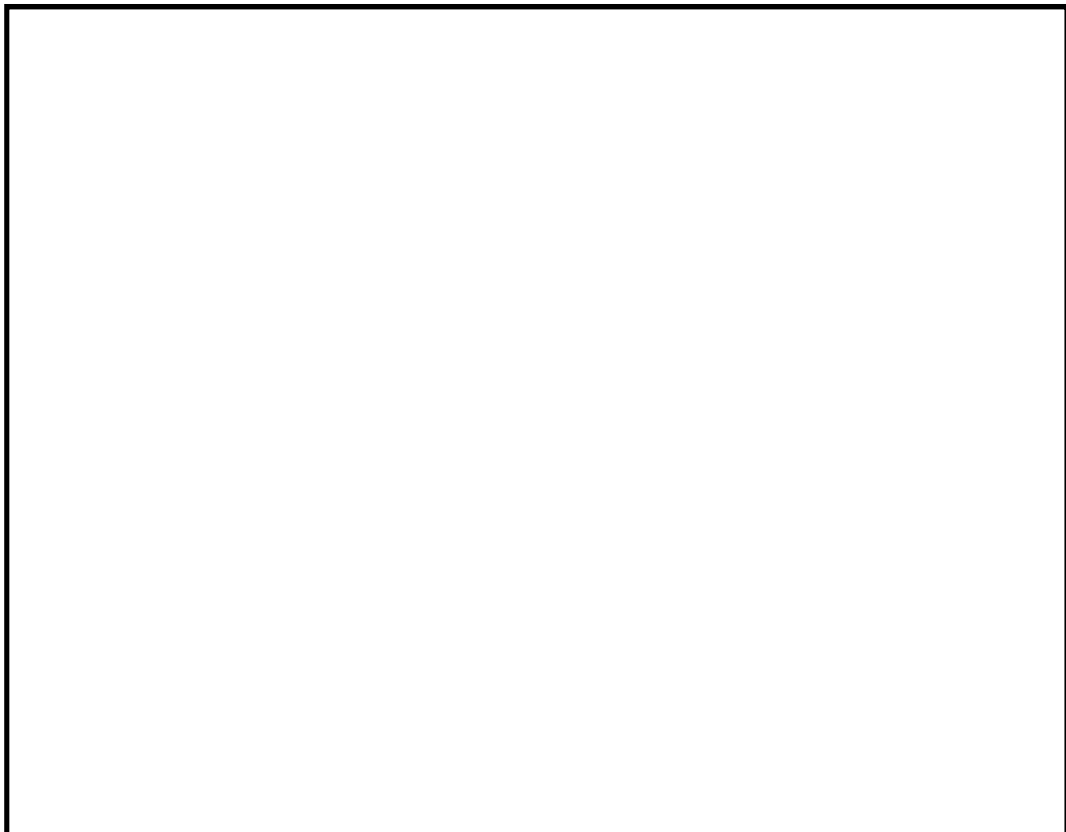


図 1 解析モデル

表 1 荷重の種類

荷重名称	荷重の種類	境界条件		備考
		対称面	両端部*	
固有値	固有値 (逆対称)	逆対称		図 2
	固有値 (対称)	対称		
圧力	内圧	対称		図 3
相対変位	相対変位 (X 方向)	逆対称		図 4
	相対変位 (Y 方向)	対称		
	相対変位 (Z 方向)	対称		
加速度	加速度 (X 方向)	逆対称		図 5
	加速度 (Y 方向)	対称		
	加速度 (Z 方向)	対称		
地震 (応答スペクトル解析)	Sd 地震 (X 方向)	逆対称		図 6
	Sd 地震 (Y 方向)	対称		
	Sd 地震 (Z 方向)	対称		
	Ss 地震 (X 方向)	逆対称		
	Ss 地震 (Y 方向)	対称		
	Ss 地震 (Z 方向)	対称		
水力学的 動荷重	蒸気凝縮振動荷重	対称	図 7	
	チャギング荷重	対称		
	逃がし安全弁作動時 荷重	対称		
浮力	浮力	対称	図 8	

* : 原子炉格納容器側及び原子炉本体基礎側を示す。

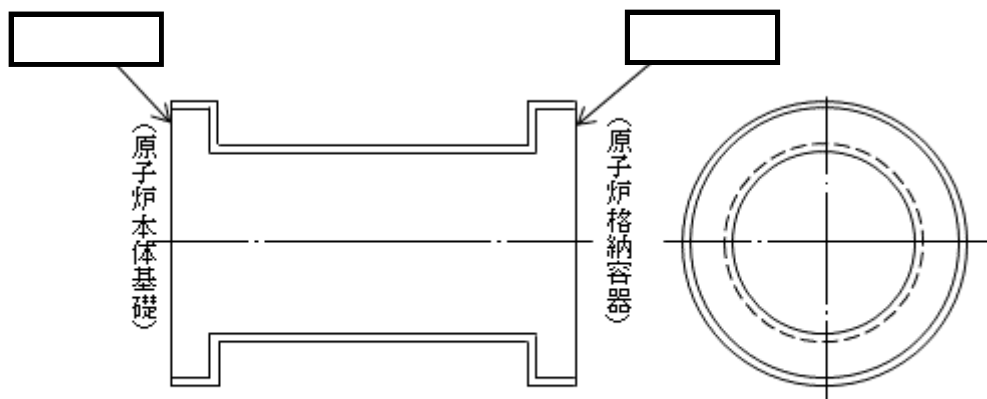


図2 解析モデルのイメージ (固有値)

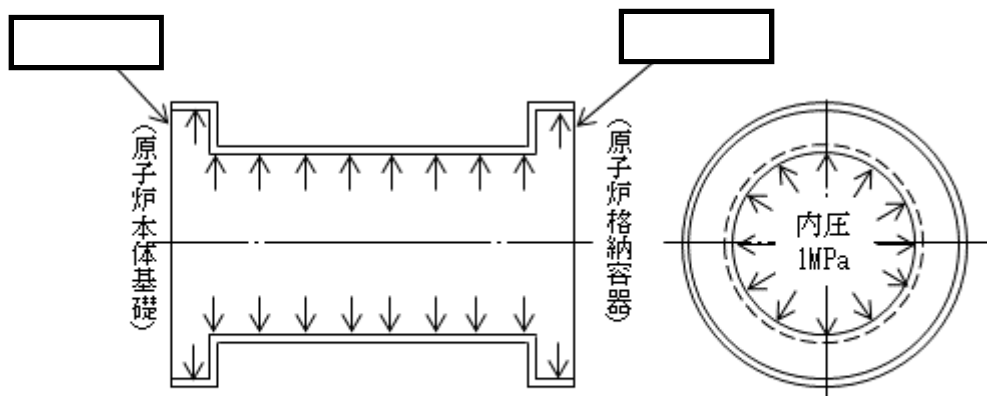
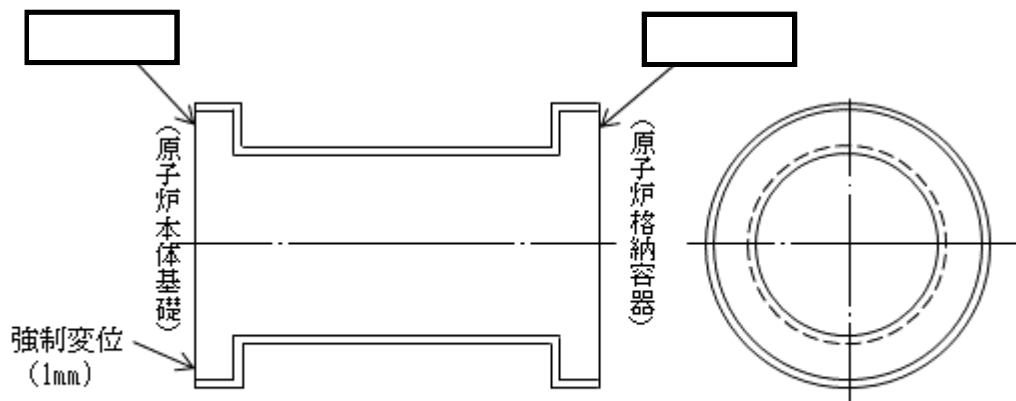
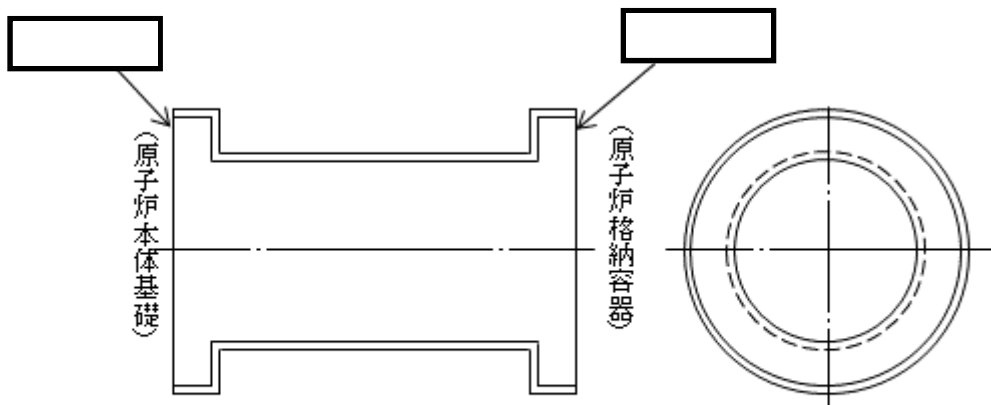


図3 解析モデルのイメージ (内圧 1MPa)



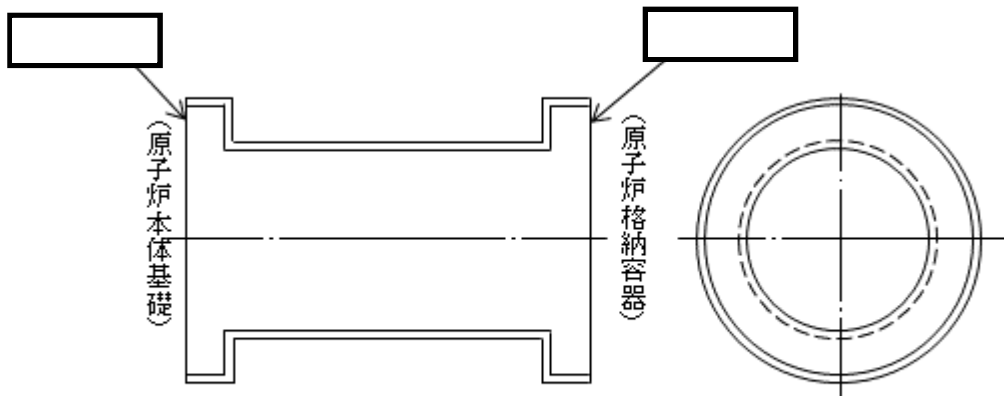
※原子炉本体基礎側に強制変位を入力する。

図4 解析モデルのイメージ (相対変位 1mm)



注) 加速度方向に 1G (9.80665m/s²) を加える。

図5 解析モデルのイメージ (加速度 1G)



※床応答スペクトルは両端の拘束部から入力する。

図6 解析モデルのイメージ (応答スペクトル解析)



図7 解析モデルのイメージ (水力学的動荷重)

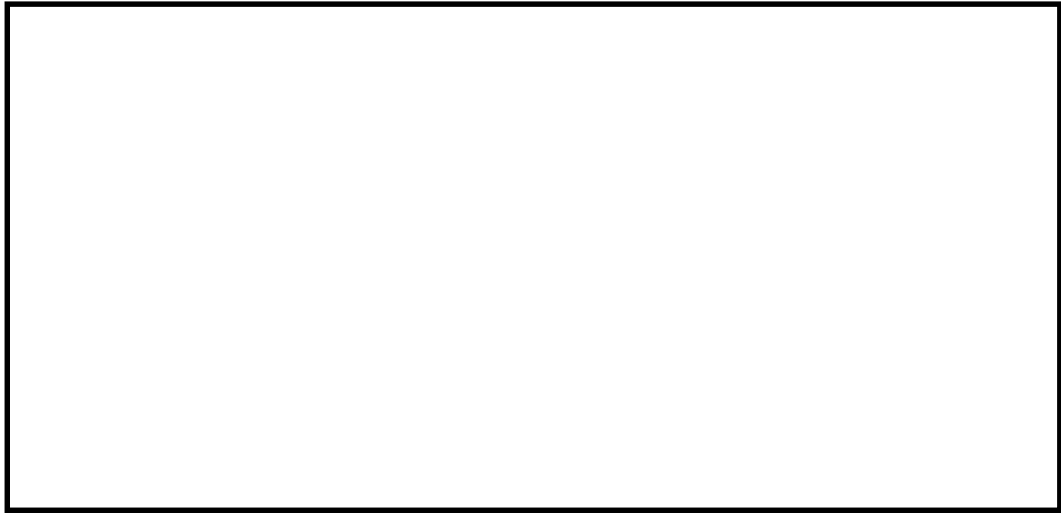


図 8 解析モデルのイメージ (浮力)

3. 半割部における境界条件設定の理由

下部ドライウェルアクセストンネルの解析モデルは、構造の対称性から 1/2 モデルとしている（図 1）。1/2 モデルの境界部における境界条件は、入力する荷重の方向に応じて「対称境界」と「逆対称境界」を使い分けている。境界条件の使い分けを整理した結果を表 2 に示す。

以上のことから、図 1 の解析モデルの境界部において、

表 2 半割部における境界条件の使い分け

対称境界	構造に対称荷重が作用する場合に適用する。 解析対象からはずした領域の解析結果は、解析領域と対称となる。イメージ図を図 9 に示す。
逆対称境界	構造に逆対称荷重が作用する場合に適用する。 解析対象からはずした領域の解析結果は、解析領域と逆対称となる。イメージ図を図 9 に示す。

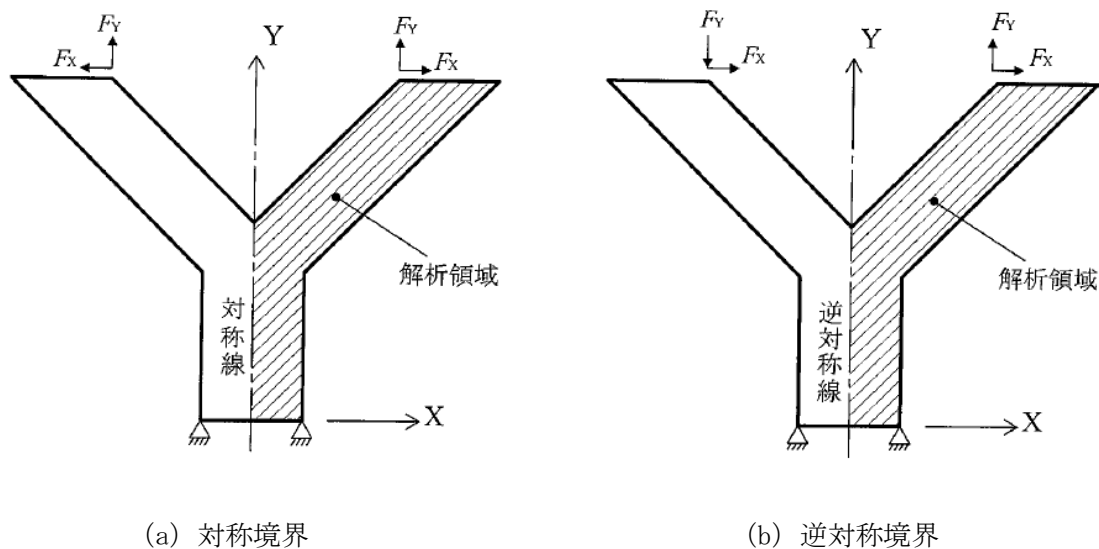


図 9 境界条件設定のイメージ図※

※ 出典：構造解析のための有限要素法実践ハンドブック（発行：森北出版株式会社）

下部ドライウェルアクセストンネルへ入力する 相対変位の妥当性について

1. 概要

下部ドライウェルアクセストンネルは、原子炉格納容器と原子炉本体の基礎の間にある構築物のため、これらの構築物の相対変位を考慮した設計を行っている。

本書では下部ドライウェルアクセストンネルへ入力する相対変位の妥当性を確認するために、相対変位算出の詳細を示す。

2. 相対変位の算出方法

下部ドライウェルアクセストンネルに入力する相対変位は、既工認同様に水平地震による相対変位を除いて、原子炉格納容器と原子炉本体の基礎をモデル化した RCCV 躯体解析結果から求め、水平地震による相対変位は躯体解析結果と大型機器連成モデルによる相対変位の和とする。ただし、既工認にはなかった大型機器連成モデルによる鉛直方向の相対変位は、計算上の処理として、表 1 の注記*4 及び表 2 の注記*3 のように水平地震による相対変位の鉛直方向 (Z 軸成分) 変位に加える。(組合せ応力算出時に鉛直と水平地震による応力は足し合わせるので、どちらかの応力に相対変位による応力が含まれていれば、発生応力算出には影響ない)

RCCV 躯体解析結果には 2 基のアクセストンネル (機器搬入用ハッチ側と所員用エアロック側) の包絡値を用い、10%の設計マージンを考慮する。

さらに、既工認の相対変位との包絡も行い保守的になるよう設定する。以下に算出式を示す。

<水平地震以外の相対変位算出方法>

アクセストンネル評価用相対変位

$$= \text{Max} \{ \textcircled{1} 1.1 \times \text{RCCV 躯体相対変位 (Max (機器搬入用ハッチ側, 所員用エアロック側)),} \\ \textcircled{2} \text{ 既工認相対変位 } \}$$

<水平地震の相対変位算出方法>

アクセストンネル評価用相対変位

$$= \text{Max} \{ \textcircled{1} 1.1 \times \text{RCCV 躯体相対変位 (Max (機器搬入用ハッチ側, 所員用エアロック側))} \\ + \text{大型機器連成モデルの相対変位, } \textcircled{2} \text{ 既工認相対変位 } \}$$

3. 相対変位の算出結果

各評価条件における下部ドライウェルアクセストンネルの相対変位の算出結果を表 1~3 に示す。

表1. 下部ドライウェルアクセストンネルの相対変位（設計基準対象施設）：耐震計算書用

(単位：mm)

項目	RCCV躯体解析結果(a)*1			大型機器連成モデル算出値(b)			①(a)と(b)の合算値*2			②既工認記載値			本申請記載値 (Max (①, ②))		
	水平方向		鉛直方向	水平方向		鉛直方向	水平方向		鉛直方向	水平方向		鉛直方向	水平方向		鉛直方向
	軸直角方向	軸方向		軸直角方向	軸方向		軸直角方向	軸方向		軸直角方向	軸方向		軸直角方向	軸方向	
荷重*3	X	Y	Z	X	Y	Z	X	Y	Z	X	Y	Z	X	Y	Z
鉛直方向Sd*地震															
水平方向Sd*地震															
鉛直方向Ss地震															
水平方向Ss地震															

注記*1：解析結果に10%の裕度を考慮したもの。

*2：水平方向地震荷重はRCCV躯体解析結果と大型機器連成モデル算出値（水平方向及び鉛直方向）を足し合わせる。

*3：設計基準対象施設としての地震荷重以外による相対変位は既工認記載値を用いる。

*4：大型機器連成モデルの鉛直地震用モデルによる鉛直地震相対変位

表2. 下部ドライウェルアクセストンネルの相対変位（重大事故等対処設備）：耐震計算書用

(単位：mm)

項目	RCCV躯体解析結果(a)*1			大型機器連成モデル算出値(b)			①(a)と(b)の合算値*2			②既工認記載値			本申請記載値 (Max (①, ②))		
	水平方向		鉛直方向	水平方向		鉛直方向	水平方向		鉛直方向	水平方向		鉛直方向	水平方向		鉛直方向
	軸直角方向	軸方向		軸直角方向	軸方向		軸直角方向	軸方向		軸直角方向	軸方向		軸直角方向	軸方向	
荷重	X	Y	Z	X	Y	Z	X	Y	Z	X	Y	Z	X	Y	Z
内圧(SA後長期：D/W 620kPa, S/C 620kPa)															
内圧(SA後長々期：D/W 150kPa, S/C 150kPa)															
差圧(SA後長期：D/W 620kPa, S/C 447kPa)															
差圧(SA後長々期：D/W 150kPa, S/C 50kPa)															
鉛直方向Sd地震(SA後長期)															
水平方向Sd地震(SA後長期)															
鉛直方向Ss地震(SA後長々期)															
水平方向Ss地震(SA後長々期)															
チャギング荷重(SA後長期)															

注記*1：解析結果に10%の裕度を考慮したもの。

*2：水平方向地震荷重はRCCV躯体解析結果と大型機器連成モデル算出値（水平方向及び鉛直方向）を足し合わせる。

*3：大型機器連成モデルの鉛直地震用モデルによる鉛直地震相対変位

表3. 下部ドライウェルアクセストンネルの相対変位（重大事故等対処設備）：強度計算書用

(単位：mm)

項目	RCCV躯体解析結果(a)*1			大型機器連成モデル算出値(b)			①(a)と(b)の合算値			②既工認記載値			本申請記載値 (Max (①, ②))		
	水平方向		鉛直方向	水平方向		鉛直方向	水平方向		鉛直方向	水平方向		鉛直方向	水平方向		鉛直方向
	軸直角方向	軸方向		軸直角方向	軸方向		軸直角方向	軸方向		軸直角方向	軸方向		軸直角方向	軸方向	
荷重	X	Y	Z	X	Y	Z	X	Y	Z	X	Y	Z	X	Y	Z
内圧(SA後：D/W 620kPa, S/C 620kPa)															
内圧(SA後：D/W 310kPa, S/C 310kPa)															
差圧(SA後：D/W 620kPa, S/C 447kPa)(設計差圧)															
差圧(SA後：D/W 520kPa, S/C 620kPa)(逆差圧)															
蒸気凝縮振動荷重(SA後)															
チャギング荷重(SA後)															
逃がし安全弁作動時荷重(SA後)															

注記*1：解析結果（告示452号とCCV規格の包絡値）に10%の裕度を考慮したもの。

4. まとめ

下部ドライウェルアクセストンネルに入力する相対変位は原子炉格納容器と原子炉本体の基礎をモデル化した RCCV 躯体解析結果から算出しており、水平地震に対しては大型機器連成モデルの結果も考慮していることから妥当である。

また、設計マージンや既工認相対変位との包絡なども考慮し、保守的な設定としている。

54. ボルトの評価断面について

1. はじめに

機器のボルト部の耐震及び強度評価において、基礎ボルト等の支持構造物としてのボルトとフランジ部のボルトは、適用する規格・基準等により評価断面が異なる。本資料は、評価部位ごとにボルトの応力評価における断面積の考え方をまとめたものである。

2. 評価部位ごとの評価方法

2.1 基礎ボルト等の支持構造物としてのボルト

2.1.1 評価断面

原子力発電所耐震設計技術指針（J E A G 4 6 0 1 -1987）の記載は以下のとおり。

6.6.4 支持構造物 (2)アンカー部 b.アンカー部の応力計算 (b)基礎ボルトの応力計算 (ii)算定の方針

② 基礎ボルトにせん断応力及び引張応力のほか、これらの組合せ応力が作用する場合は組合せて評価するものとする。応力の算定方法及び許容応力は、鋼構造設計規準^(6.6.4-2)、「JEAG 4601・補-1984」によるものとする。

J E A G 4 6 0 1 ・ 補-1984 では許容応力は告示第 88 条に規定される値と記載があり、対応する設計・建設規格（J S M E S N C 1 -2005/2007）の SSB-3130 の記載は以下のとおり。

SSB-3130 ボルト材の許容応力

SSB-3131 供用状態AおよびBでの許容応力

供用状態Aおよび供用状態Bにおいて呼び径断面に生じる応力は、次の値を超えないこと。

SSB-3132 供用状態Cでの許容応力

供用状態Cにおいて呼び径断面に生じる応力は、SSB-3131に定めるそれぞれの許容応力 f_t 、 f_s および f_{ts} の 1.5 倍の値を超えないこと。

SSB-3133 供用状態Dでの許容応力

供用状態Dにおいて呼び径断面に生じる応力は、SSB-3131に定めるそれぞれの許容応力 f_t 、 f_s および f_{ts} の 1.5 倍の値を超えないこと。この場合において、SSB-3121.1(1)a.本文中 S_y および $S_y(RT)$ は、 $1.2 S_y$ および $1.2 S_y(RT)$ と読み替えるものとする。

以上より、基礎ボルト等の支持構造物においてはボルトの呼び径断面を評価断面としている。

2.1.2 許容応力

設計・建設規格（J S M E S N C 1 -2005/2007）の解説 SSB-3131 に以下の記載がある。

SSB-3131 は、ボルト実効引張応力としては、ネジ部の谷径断面積を考慮して算定する方法もあるが、ボルト径が同一でもネジの仕様ごとに算定断面が異なり煩雑となる。したがって、応力算定はボルト呼び径に対して行うこととし、谷径断面積／呼び径断面積の比で許容応力を低減することとした。

SSB-3131(1)は、谷径断面積に対する許容応力としては、一般の引張応力を用いるため $f_t=0.67F$ となるが、これに対し呼び径断面評価の際の低減率（上記の比）はメートルネジで最小 0.75 程度であり、これを考慮して $f_t=0.5F$ とした。

よって、評価断面が谷径断面と呼び径断面で異なることは、応力の制限を実質的に変更するものではない。

2.2 フランジ部のボルト

2.2.1 評価断面

フランジ部のボルトの評価は J I S B 8 2 6 5 附属書 3 を適用している。J I S B 8 2 6 5 (2003)「圧力容器の構造—一般事項」附属書 3 におけるボルト断面積の記載は以下のとおり。

A_b : 実際に使用するボルトの総有効断面積で、次の算式による。

$$A_b = n \frac{\pi}{4} d_b^2 \quad (\text{mm}^2)$$

d_b : ボルトのねじ部の谷の径と軸部の径の最小部の小さい方の径 (mm)

n : ボルトの本数

以上より、フランジ部のボルトにおいてはボルトのねじ部の谷の径と軸部の径の最小部の小さい方の径を評価断面としている。

2.2.2 許容応力

J I S B 8 2 6 5 附属書 3 より、ボルト材料の許容引張応力 S に基づき評価を実施している。

3. まとめ

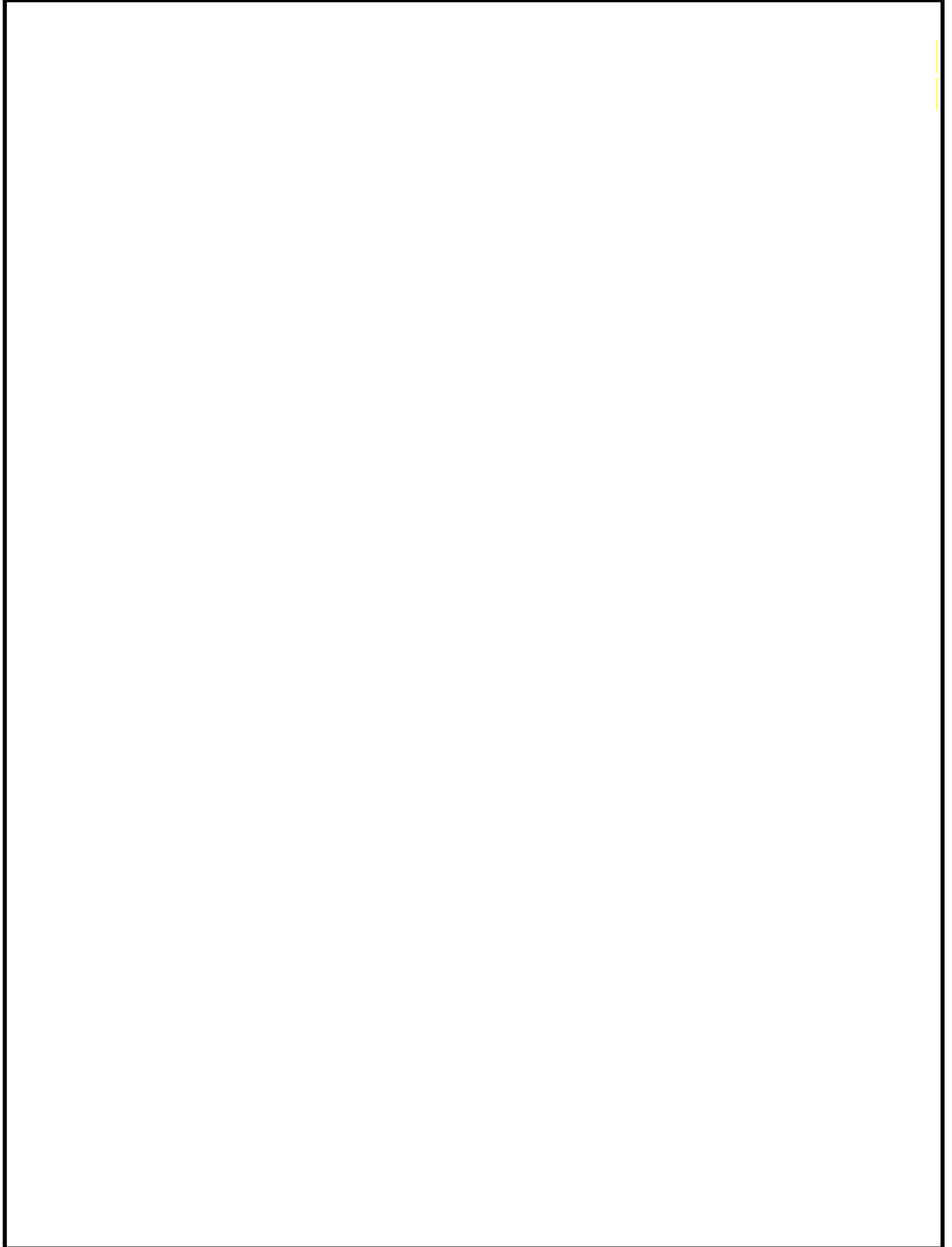
基礎ボルト等の支持構造物としてのボルトでは呼び径断面を評価断面としており、フランジ部のボルトではねじ部の谷の径と軸部の径の最小部の小さい方の径を評価断面としている。適用する規格・基準等により評価断面が異なるが、呼び径断面を評価断面とする場合、谷径断面積／呼び径断面積の比で許容応力を低減しているため、両者の評価は同等である。

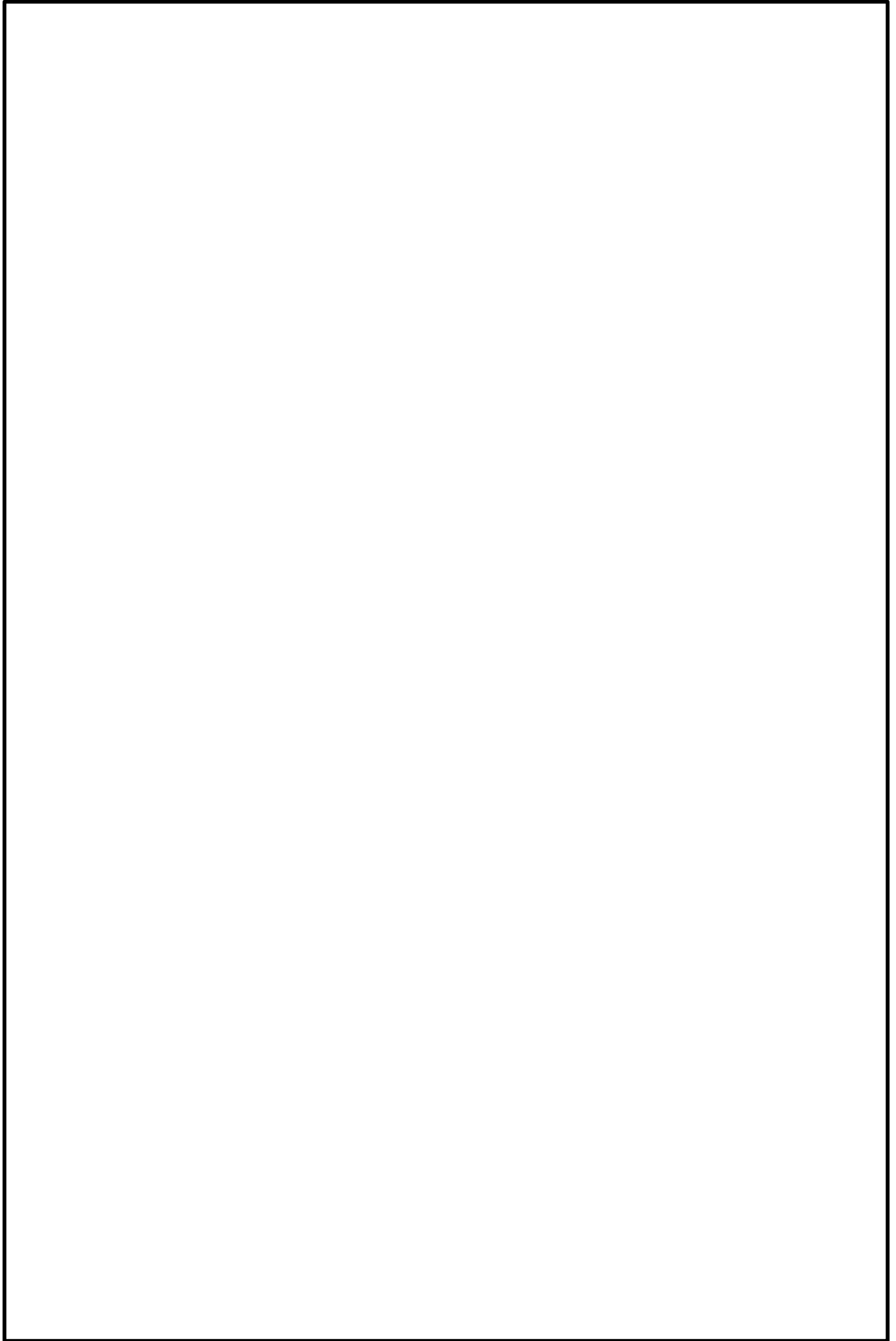
55. 管の耐震評価における地震相対変位の考慮方法について

1. 概要

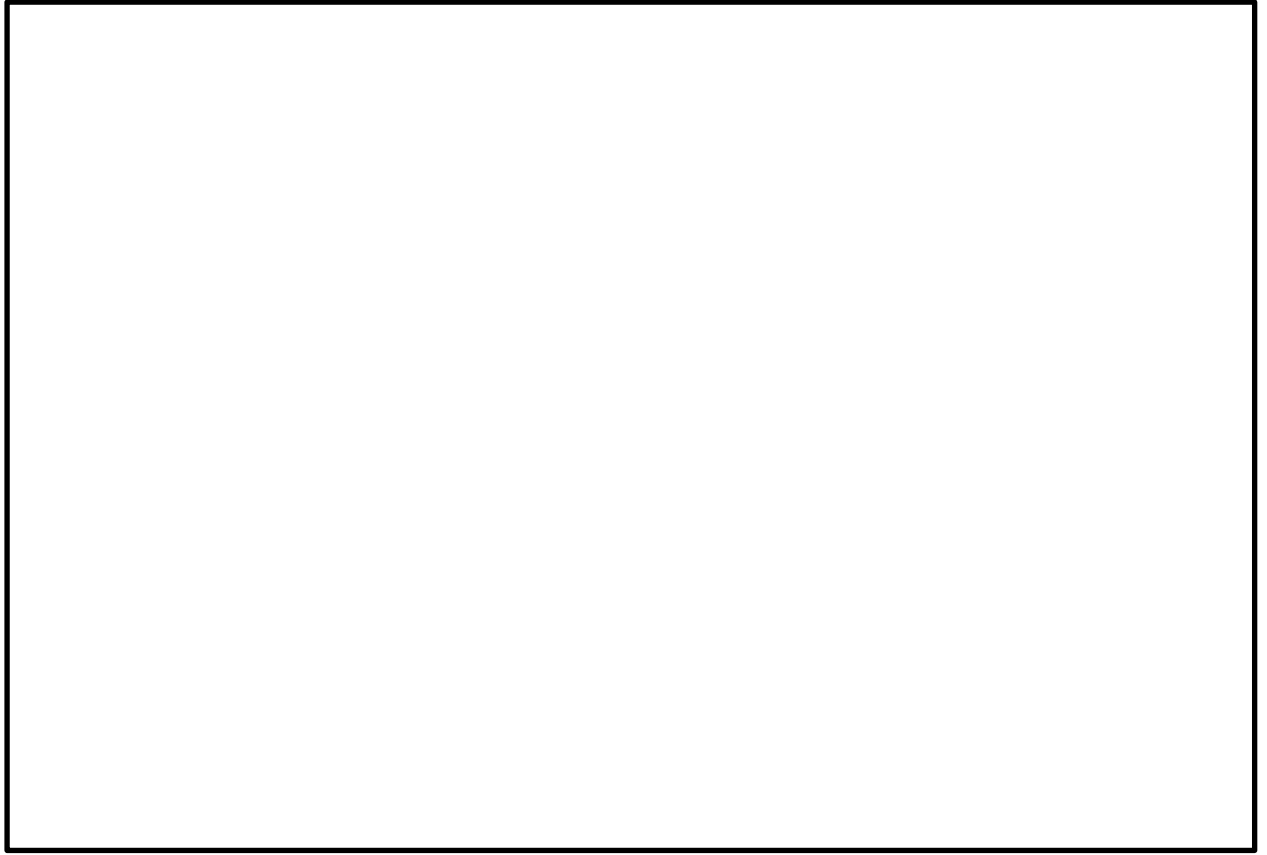
管の耐震計算書において、複数の建屋を亘るモデルには地震相対変位を入力している。本資料は、それらのモデルに対する地震相対変位の適用方法をまとめるものである。

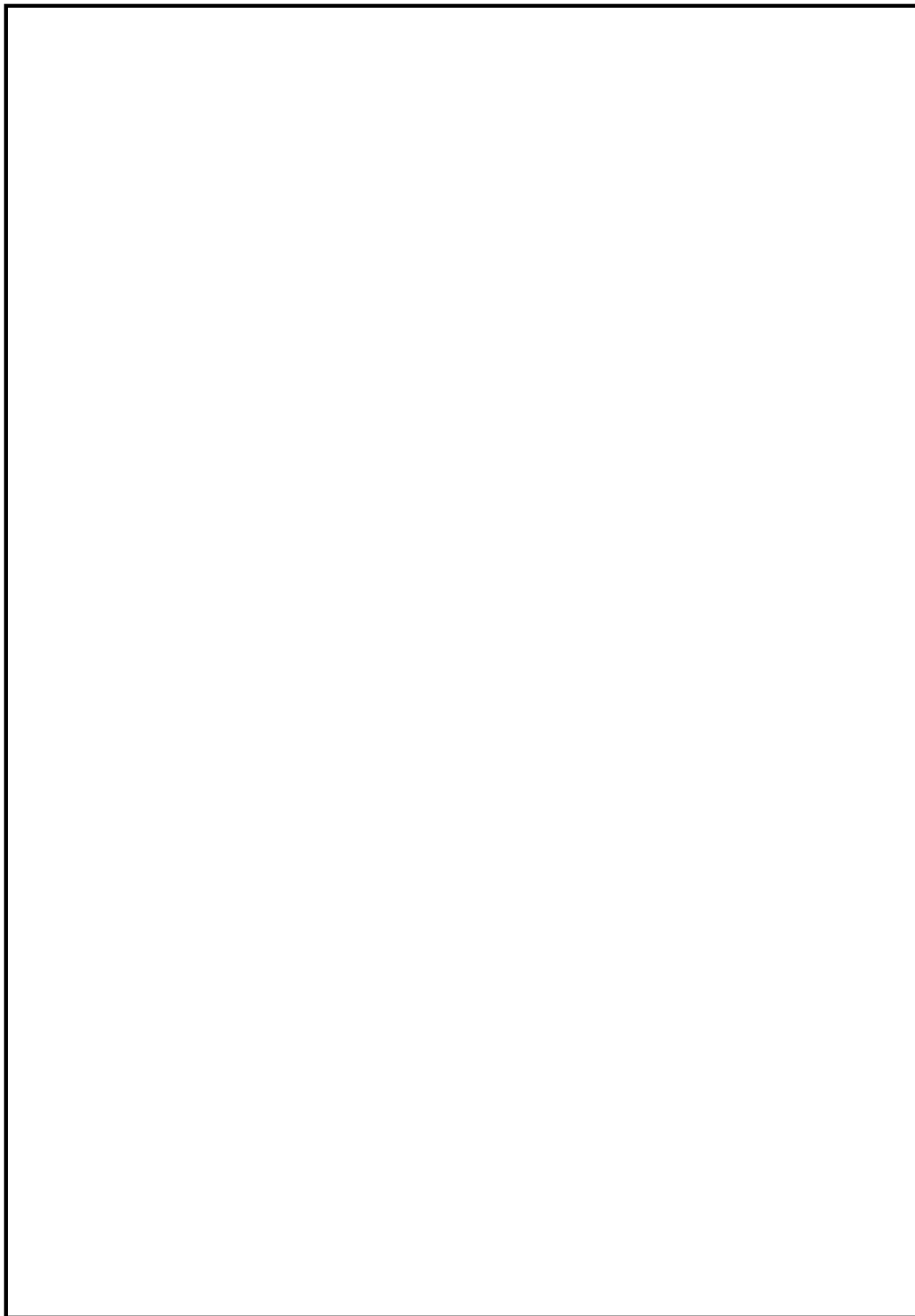
2. 地震相対変位の適用方法

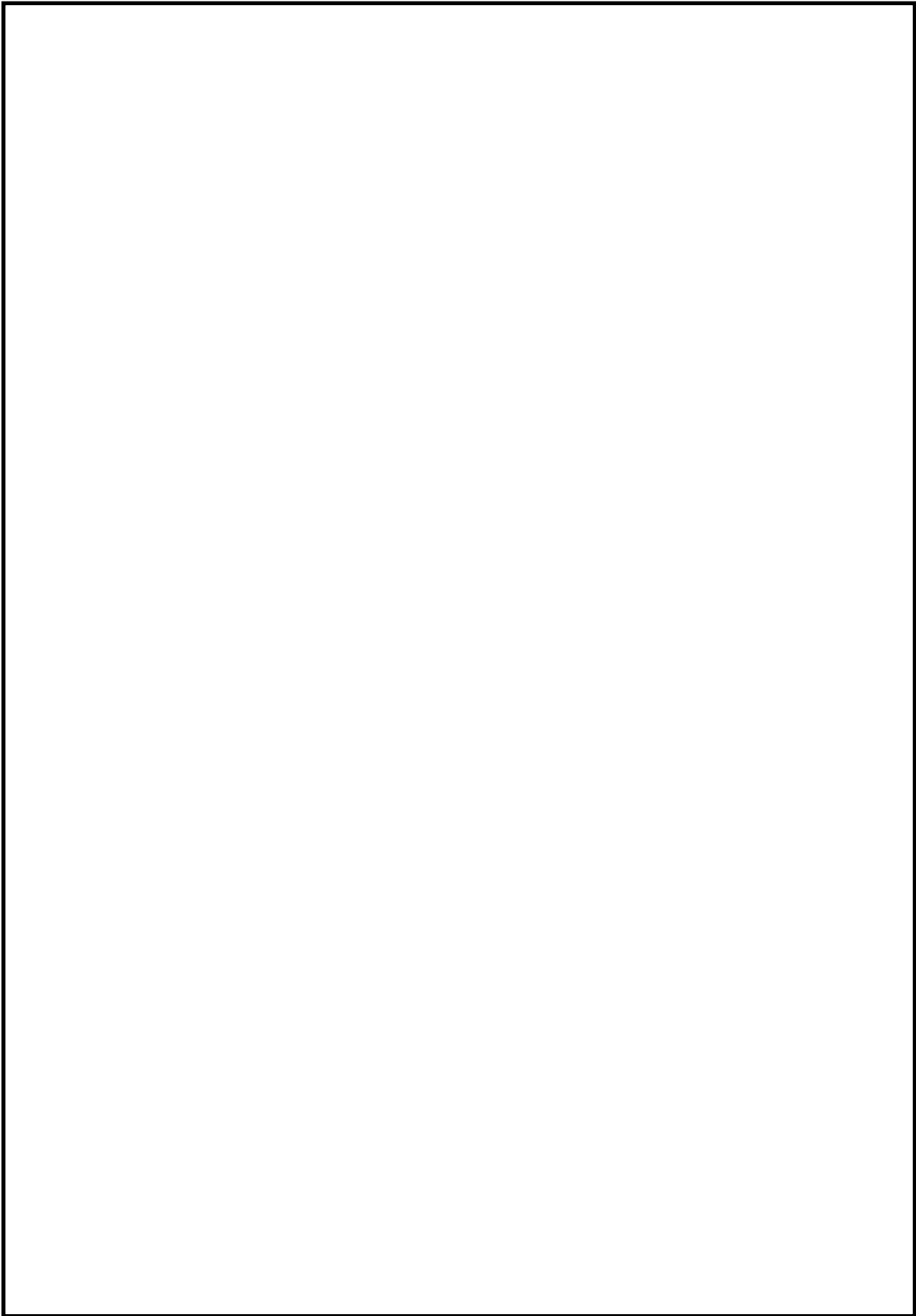


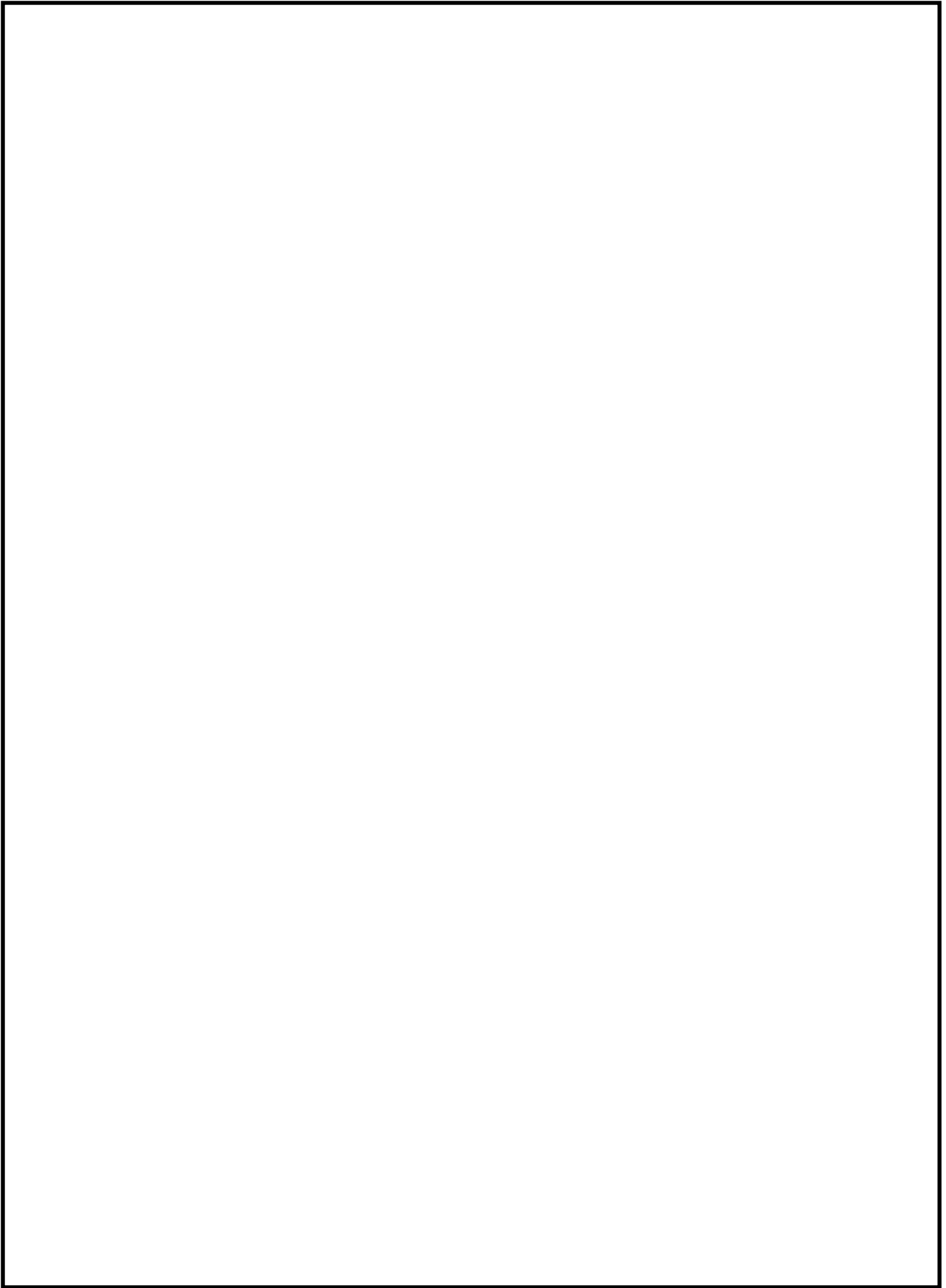


3. 具体的な適用方法

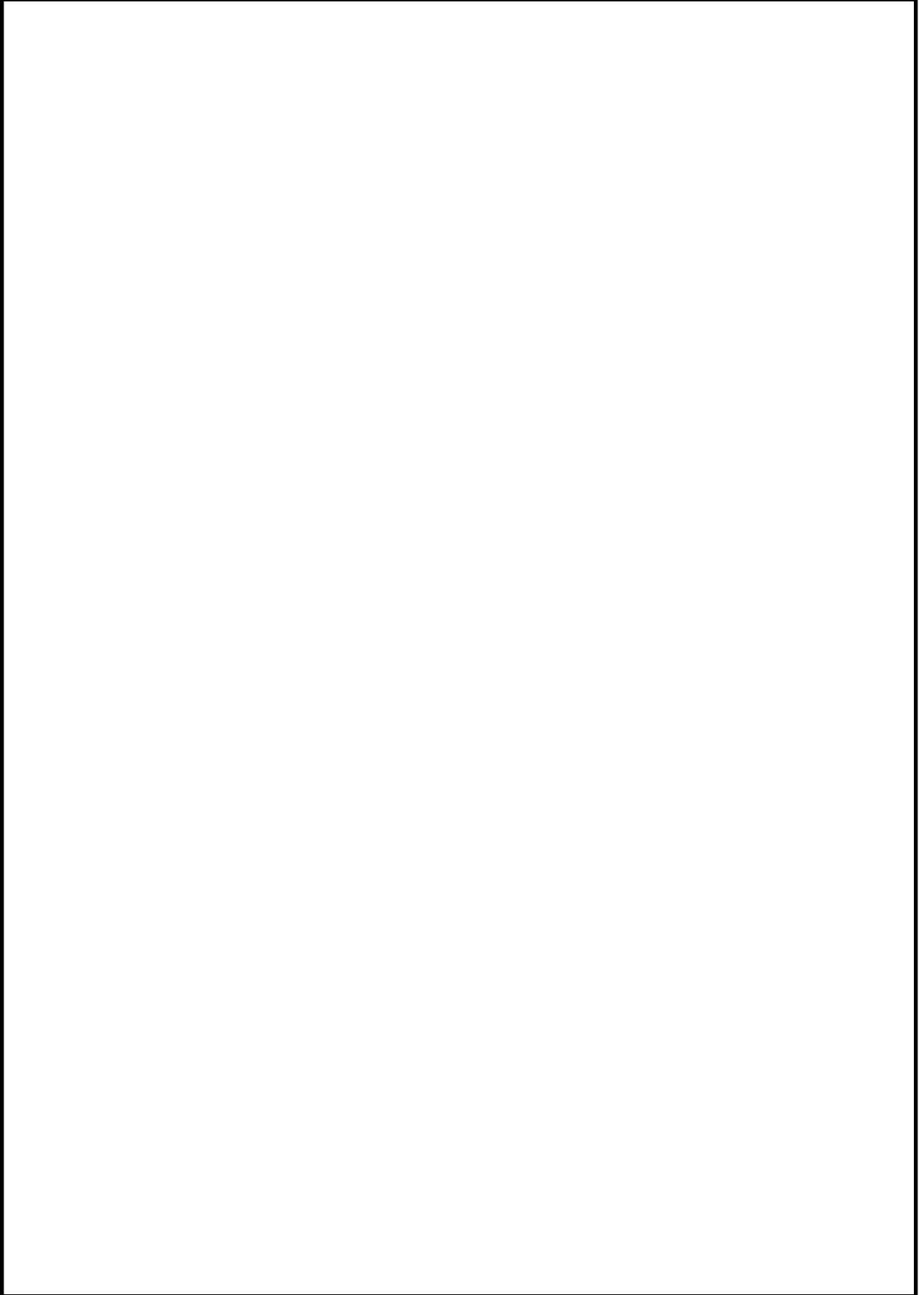


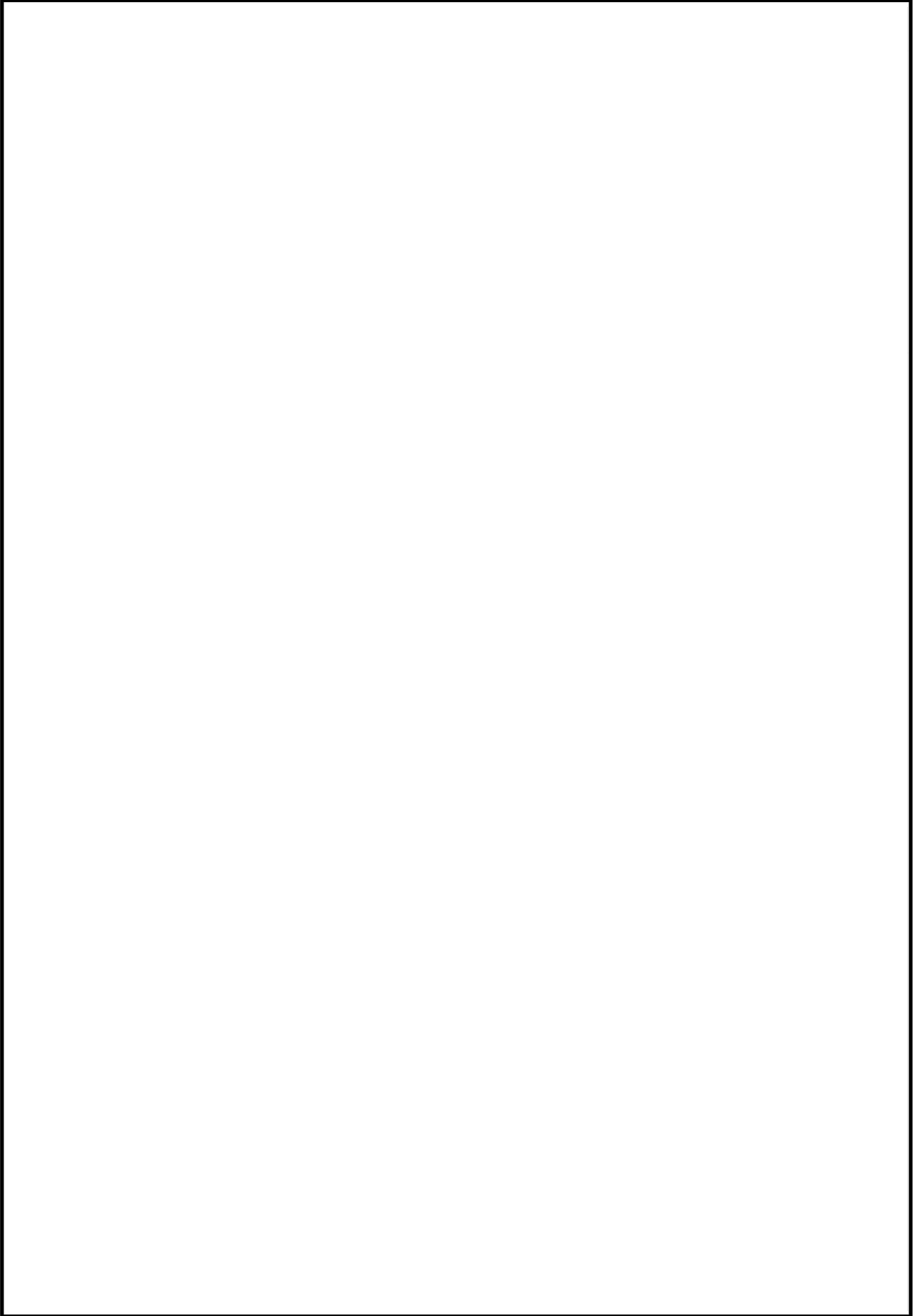


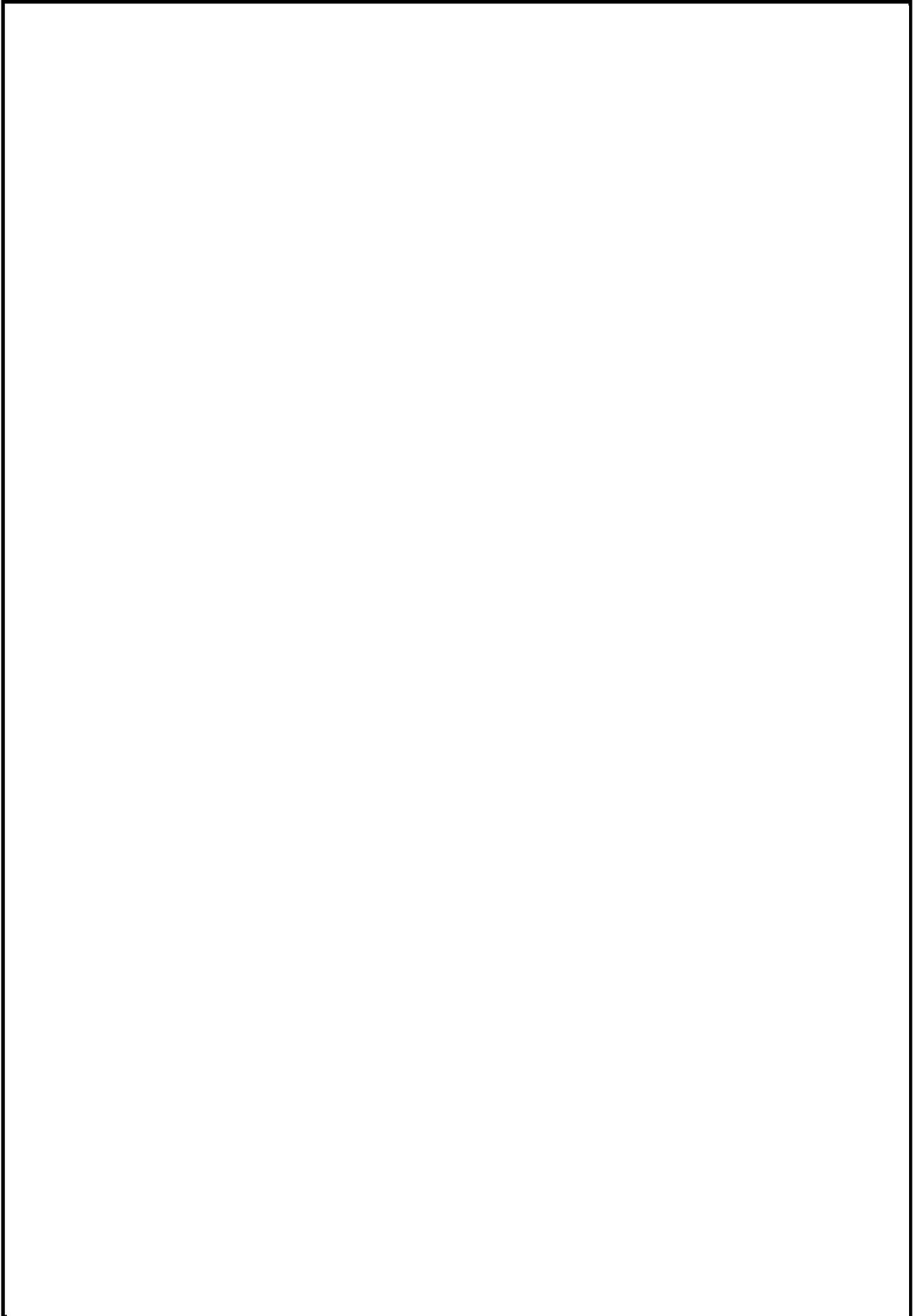




【建屋間地震相対変位の算出過程】







56. 原子炉圧力容器基礎ボルトの耐震計算に用いる縦弾性係数の比

1. 概要

本資料は、柏崎刈羽原子力発電所第7号機における、原子炉压力容器基礎ボルト（以下「基礎ボルト」という）の耐震計算に用いる“ n ：基礎ボルトと原子炉本体基礎の縦弾性係数の比（ $n = E_s/E_c$ ）”について、縦弾性係数の比を1としている理由を説明するものである。

E_c ：原子炉本体基礎の縦弾性係数

E_s ：基礎ボルトの縦弾性係数

2. 各縦弾性係数のエビデンス及び縦弾性係数の比の根拠について

建設時の告示第501号より基礎ボルト及び原子炉本体基礎の縦弾性係数を表-1に示す。

原子炉压力容器本体が設置されている原子炉格納容器ペDESTALは、基礎ボルトと同じ鋼製であることから、基礎ボルト及び原子炉本体基礎の縦弾性係数に差がほとんどなく、表-1より、評価温度（171℃）における縦弾性係数の比が $n = 1.0581$ となる。

この比率より、基礎ボルトの評価結果に与える影響が限りなく小さいものと考えられ、縦弾性係数の比を $n = 1$ としている。

表-1 基礎ボルト及び原子炉本体基礎の縦弾性係数

		材質	種類	150	171	175	[°C]
E_c	ペDESTAL						
E_s	基礎ボルト	SNM439	合金鋼Cr ≤ 3%	20400	20316	199000	20300
				[kg/mm ²]	[kg/mm ²]	[MPa]	[kg/mm ²]
				└ 単位換算 ↑			

3. 縦弾性係数比の影響について

縦弾性係数の比が増加することで引張応力は増加し、圧縮応力は減少する事となる。

しかしながら、今回の耐震評価では評価結果が全面引張となることから、縦弾性係数の比による影響はなく、比を変えた場合でも、計算結果は変わらない。

これは、全面引張（ $\alpha = 0$ ）となる場合に別紙に示す通り、評価式から縦弾性係数の比が含まれなくなるためである。

以上

原子炉压力容器基礎ボルトに発生する引張応力における縦弾性係数の比の補足説明

原子炉压力容器基礎ボルト（以下「基礎ボルト」という）に生じる引張応力 σ_t 及び原子炉本体基礎の圧縮応力 σ_c は、既に認可された工事計画の添付書類IV-2-5-1-1「原子炉压力容器基礎ボルトの耐震性についての計算書」に示す計算式に基づき、断面積の等しい等価な円筒に置き換え（図1を参照）、外荷重と応力の釣合いから、中立軸の位置、基礎ボルトの引張応力、原子炉本体基礎の圧縮応力、軸力及び曲げモーメントにより算出する。

今回の補正申請工認では、基礎ボルトの全面で圧縮応力が発生しない、全面引張応力状態である。全面引張応力状態では、中立軸が存在せず、次式にて表される。

$$\sigma_t = - \left(\frac{N}{\pi \cdot \left\{ \left(r + \frac{t_1}{2} \right)^2 - \left(r - \frac{t_1}{2} \right)^2 \right\}} + \frac{32 \cdot (2 \cdot r + t_1) \cdot M}{\pi \cdot \{ (2 \cdot r + t_1)^4 - (2 \cdot r - t_1)^4 \}} \right)$$

$$\sigma_c = 0$$

ここで、N : 軸力 [N]

r : 基礎ボルトの等価円筒の中心半径 [mm]

t1 : 基礎ボルトの等価円筒板厚 [mm]

M : 曲げモーメント [N・mm]

上式より、基礎ボルトと原子炉本基礎の縦弾性係数の比（ $n = E_s/E_c$ ）が上式に表れていないため、基礎ボルトの引張応力発生時においても縦弾性係数の比による影響はない。

注記：E_s : 基礎ボルトの縦弾性係数

E_c : 原子炉本体基礎の縦弾性係数

57. 原子炉格納容器ライナ部の耐震・強度計算に関する補足説明資料

原子炉格納容器ライナのひずみ算出過程について

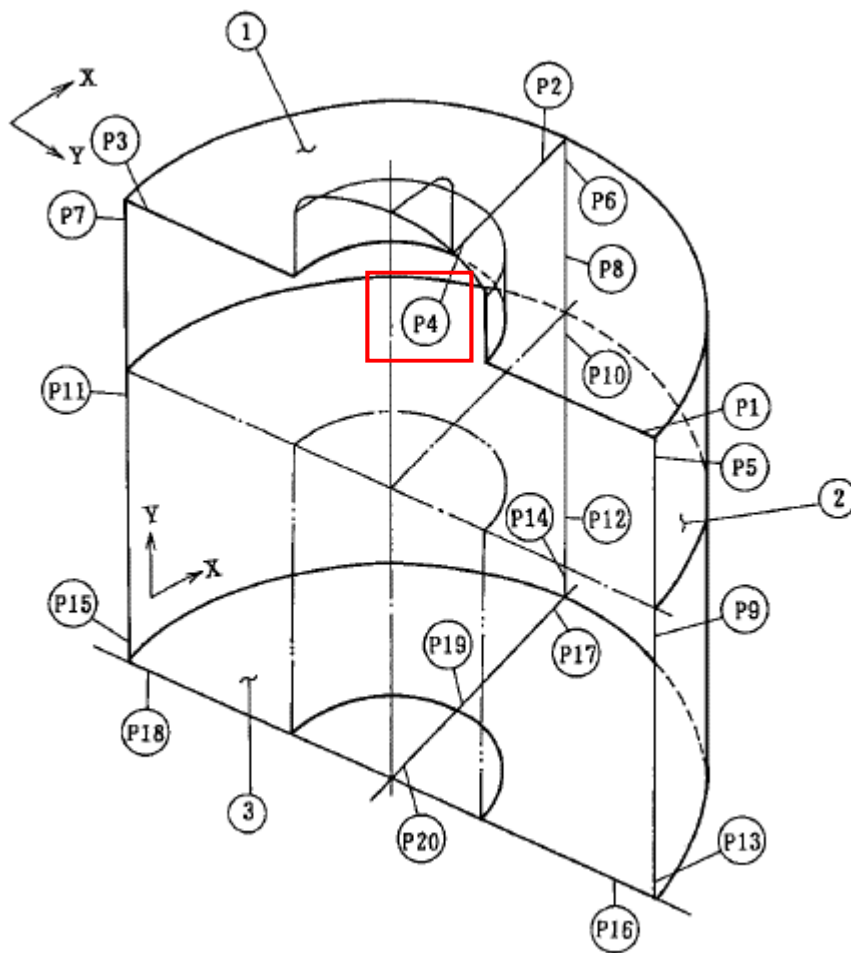
1. 概要

本書は、原子炉格納容器ライナのひずみ算出過程について示すものである。本書では、「V-3-3-6-1-1-2 原子炉格納容器ライナ部の強度計算書」の「P4 トップスラブ部内側（90°側）」のひずみ算出過程を代表として説明する。

2. 対象部位

原子炉格納容器ライナ部の評価点を図1に示す。

ひずみ算出過程として代表選定した「P4 トップスラブ部内側（90°側）」を赤枠で示す。



①トップスラブ部 ②シェル部 ③底部

図1 原子炉格納容器ライナ部の評価点

3. ライナひずみの抽出過程

ひずみ算出過程のイメージを表1に示す。また、「P4 トップスラブ部内側(90°側)」を代表例として算出した結果を表2及び図2に示す。

原子炉格納容器ライナのひずみは、「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」の解析に基づく値を用いる。当該値を入力として、原子炉格納容器ライナ部の強度計算書に記載するひずみは、荷重の組合せに対する評価点のX方向及びY方向ひずみを全て算出し、当該荷重の組合せから引張及び圧縮に対する最大値及び最小値を抽出することで、引張及び圧縮ひずみが最も大きくなるひずみ値を選定している。

表1 ひずみ算出過程のイメージ

荷重状態	組合せ	組合せ番号	ϵX	ϵY
A	A-1	1	X_1	Y_1
		2	X_2	Y_2
		3	X_3	Y_3
	
		N	X_N	Y_N
Max			$\text{Max}(X_1, X_2, X_3, \dots, X_N)$	$\text{Max}(Y_1, Y_2, Y_3, \dots, Y_N)$
Min			$\text{Min}(X_1, X_2, X_3, \dots, X_N)$	$\text{Min}(Y_1, Y_2, Y_3, \dots, Y_N)$
引張			+ (正)側の最大値	+ (正)側の最大値
圧縮			- (負)側の絶対値最大値	- (負)側の絶対値最大値

備考：ひずみの符号が「+ (正)」を引張、「- (負)」を圧縮とする。

なお、荷重状態Ⅲのように温度荷重が加わる場合には、解析に基づく値にライナプレート温度上昇によるひずみ増分を足しこみ、 $X_1, X_2, X_3, \dots, Y_1, Y_2, Y_3, \dots$ として整理する。

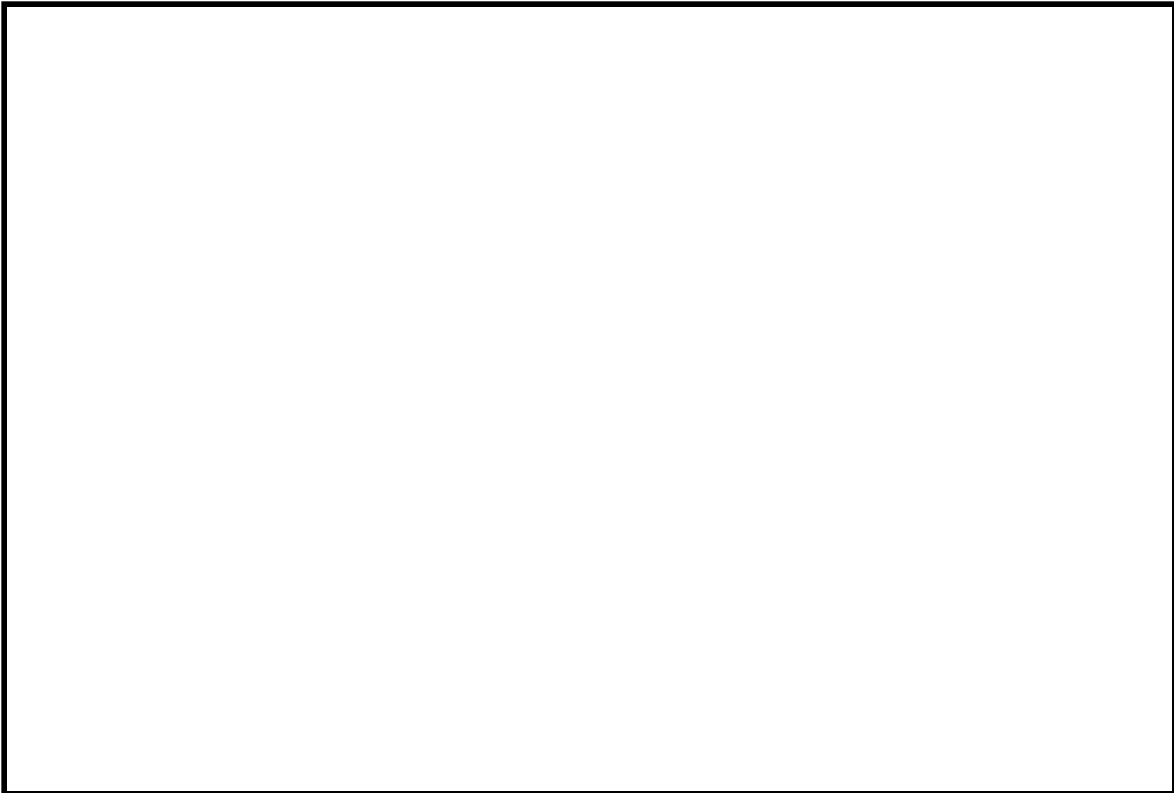


図2 解析結果のひずみデータ例

表2 「P4 トップスラブ部内側 (90° 側)」 (要素 No.) のひずみ

荷重状態	組合せ	組合せ番号	ϵ_x	ϵ_y
V(S)	V(S)-1	<input type="text"/>	4.1443869×10^{-5}	$-2.1979040 \times 10^{-4}$
	V(S)-2		1.4802230×10^{-5}	$-4.9115057 \times 10^{-5}$
	V(S)-3		4.0574898×10^{-5}	$-2.1202010 \times 10^{-4}$
Max			4.1443869×10^{-5}	$-4.9115057 \times 10^{-5}$
Min			1.4802230×10^{-5}	$-2.1979040 \times 10^{-4}$
引張			0.00005	—
圧縮			—	0.00022

備考：ひずみの符号が「+ (正)」を引張, 「- (負)」を圧縮とする。

以上

原子炉格納容器ライナの板厚変化部のひずみ集中について

1. はじめに

本資料は原子炉格納容器ライナ（以下「ライナ」という。）の板厚変化部の評価上の取り扱いについて説明する資料である。

2. ライナ板厚変化部の評価上の取り扱いについて

ライナの板厚変化部はなだらかな傾斜(1:□の傾斜)がつくように取り付けられており、大きなひずみ集中が発生しないように設計されている(図1)。また、ライナの板厚変化部(原子炉格納容器配管貫通部等)の存在するシェル部一般部についてはひずみが小さい傾向にある。このため、板厚変化部は評価モデルに含めていない。

なお、仮に応力集中(ひずみ集中)を応力分類した場合には、ピーク応力に分類され、ピーク応力は疲労累積係数が1.0以下となることがクライテリアとなる。ここで、ライナに対しては、既工認において、告示第452号第20条第1項第4号に基づき、告示第501号第13条第1項第3号「疲れ解析を行うことを要しない」条件を満たしていることから、ピーク応力に対する検討を不要としている。

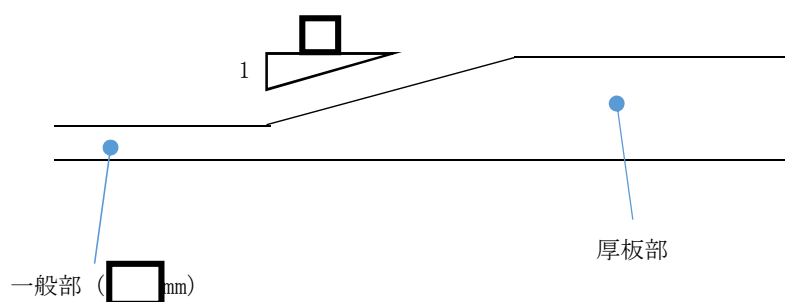


図1 ライナ板厚変化部のイメージ

58. ダイヤフラムフロアの耐震・強度計算に関する補足説明資料

ダイヤフラムフロアの告示第 452 号及び CCV 規格適用性について

1. 概要

ダイヤフラムフロアは告示第 452 号及びコンクリート製原子炉格納容器規格 (以下「CCV 規格」という。) を準用して評価を実施している。しかしながら、ダイヤフラムフロアは告示第 452 号及び CCV 規格の適用範囲には含まれない (例えば、CCV 規格の解説図 CVE-1220-2 鉄筋コンクリート製原子炉格納容器にはダイヤフラムフロアは CCV 規格の適用範囲として示されていない)。そのため、本申請においてダイヤフラムフロアの評価に告示第 452 号及び CCV 規格を準用する経緯及び適用性について示す。

2. 建設工認時の経緯

建設工認時、当初はダイヤフラムフロアを一般建築構造物として扱い、RC 規準を適用する予定であった。しかし、ダイヤフラムフロアが原子力特有の重要構造物であることに鑑み、鉄筋コンクリートスラブの評価に、告示第 452 号を準用することとし、この評価に基づき工事計画の認可を受けた。

3. 告示第 452 号及び CCV 規格の適用性

ダイヤフラムフロアは告示第 452 号及び CCV 規格が対象としている格納容器バウンダリを形成する部位ではないが、ドライウェルとサプレッションチェンバのバウンダリを形成している。耐圧及び漏えい防止の機能を有する点で、告示第 452 号及び CCV 規格の適用範囲であるトップスラブ部等と同じである。また、ダイヤフラムフロアは、トップスラブ部と形状、構造が類似している。そのため、ダイヤフラムフロアに対して、告示第 452 号及び CCV 規格は準用可能と考えられる。

4. 適用実績

柏崎刈羽原子力発電所 7 号機以降の後続 ABWR プラントにおいてもダイヤフラムフロアの適用規格は告示第 452 号または CCV 規格を採用している。

5. まとめ

以上より、ダイヤフラムフロアに告示第 452 号及び CCV 規格を準用して評価を行うことは妥当と考える。

ダイヤフラムフロアの鉛直方向固有周期について

1. 概要

ダイヤフラムフロアを評価する際に考慮する地震荷重として、水平はばね反力、鉛直は1.0ZPAを用いている。これは、ダイヤフラムフロアの構造が外周部固定条件、内周部支持条件で厚さが1.2mであることから、剛構造であるとの判断に基づくものである。

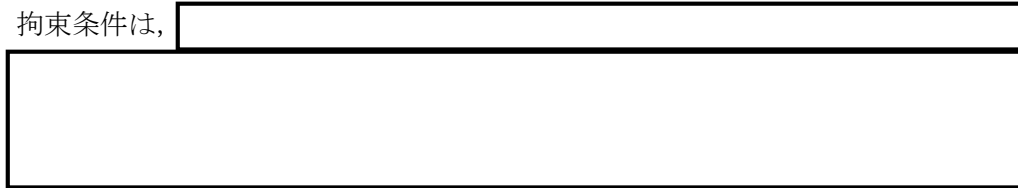
今回、FEM解析に基づくダイヤフラムフロアの鉛直方向固有周期の確認を行ったことから確認結果を示す。

2. 解析モデル及び諸元

ダイヤフラムフロアの固有値解析の解析モデル概要を以下に示す。

- a. ダイヤフラムフロアは、3次元シェル要素による有限要素解析手法を適用する。
ダイヤフラムフロアは平面的にほぼ対称構造のため、構造健全性評価で用いた1/2モデルを適用する。なお、鉛直方向の剛柔判定に用いる一次モード（全体変形モード）を求める上で、1/2モデルでも一次モードに対して適切な評価が可能である。解析モデルを図2-1に、解析モデルの諸元について表2-1に示す。

- b. 拘束条件は、



- c. 解析コードは「MSC NASTRAN」を使用する。



図 2-1 解析モデル

表 2-1 解析モデル諸元

項目	記号	単位	入力値
材質	—	—	コンクリート
質量面密度	ρ	kg/m ²	[Redacted]
ヤング係数	E	N/mm ²	
ポアソン比	ν	—	
要素数	—	—	
節点数	—	—	

注記*：ダイヤフラムフロア本体と積載設備の質量を考慮した密度

3. 固有値解析結果

ダイヤフラムフロア的设计基準対象施設としての鉛直方向固有周期は、0.032[s] (= 32[Hz]) となったため、ダイヤフラムフロアは鉛直方向に対して剛構造である。振動モード図を図 3-1 に示す。

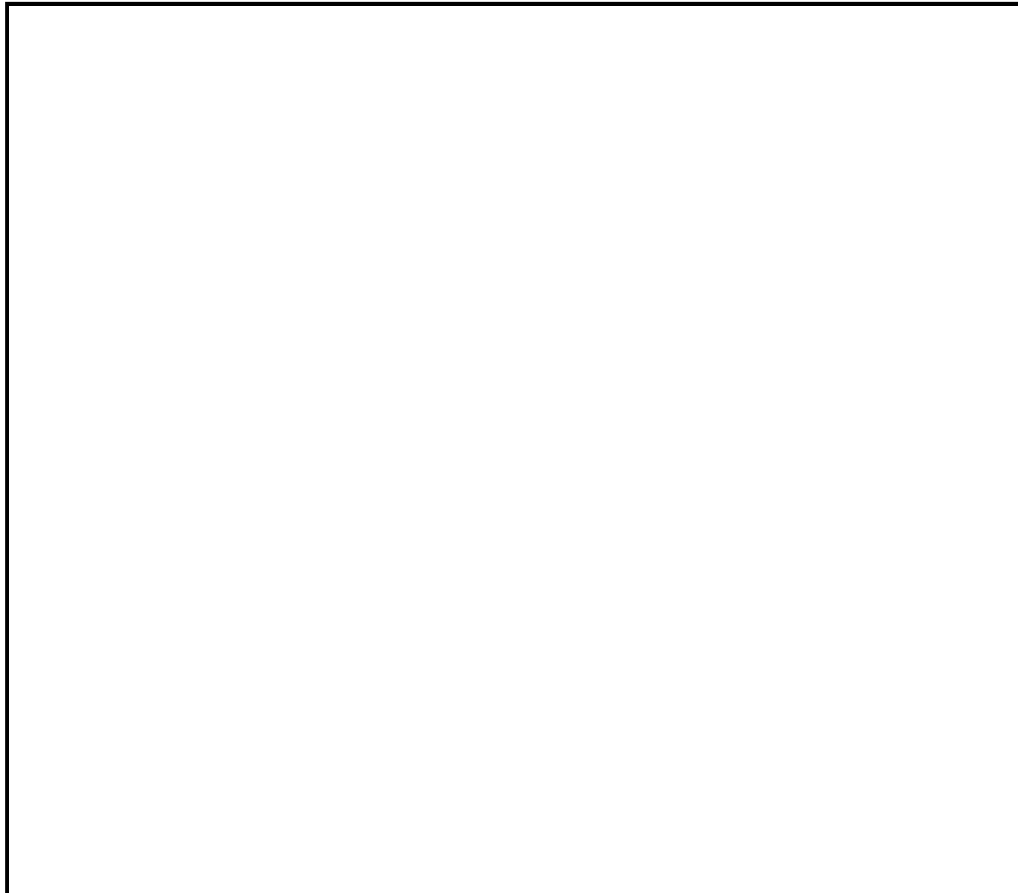


図 3-1 ダイヤフラムフロアの振動モード図

主蒸気逃がし安全弁排気管反力について

1. 概要

ダイヤフラムフロアを評価する際に考慮する荷重の 1 つに主蒸気逃がし安全弁排気管反力がある。本申請のダイヤフラムフロアの評価では、主蒸気逃がし安全弁排気管反力として、既工認の設計荷重に基づいた設計荷重を用いて評価している。

ダイヤフラムフロアの評価で用いた設計荷重が、配管解析より得られた主蒸気逃がし安全弁排気管反力（以下「配管反力」という。）を包絡していることを本書に示す。

2. 配管反力と設計荷重の比較

表 1 に設計基準対象施設、表 2 に重大事故等対処設備としての配管反力及び設計荷重を示す。

配管反力はV-2-5-2-1-2「管の耐震性についての計算書」及びV-3-3-3-1-1-3-2「管の応力計算書」における解析に基づいている。

表 1 設計基準対象施設としての配管反力と設計荷重

荷重			ダイヤフラムフロアに作用する荷重	
			配管反力	設計荷重
地震時 荷重	地震時 配管荷重	弾性設計用地震動 S_d により定まる地震荷重又は静的地震荷重		
		基準地震動 S_s により定まる地震荷重		

注：Vは鉛直方向を示す（下向きを正とする。）。

注記*：逃がし安全弁排気管貫通部 1 箇所当たりの荷重を示す。

表2 重大事故等対処設備としての配管反力と設計荷重

荷重			ダイヤフラムフロアに作用する荷重	
			配管反力	設計荷重
地震時 荷重（重 大事故等 時）	地震時 配管荷重	弾性設計用地震動 S_d により 定まる地震荷重又は静的地震 荷重		
		基準地震動 S_s により定まる 地震荷重		
重大事故 等時荷重	S A時配管荷重			

注：Vは鉛直方向を示す（下向きを正とする。）。

注記*：逃がし安全弁排気管貫通部1箇所当たりの荷重を示す。

3. まとめ

2.項で示した通り，設計荷重は配管反力を包絡しているため，本申請のダイヤフラムフロアの評価で用いている主蒸気逃がし安全弁排気管反力は妥当である。

ダイヤフラムフロア解析モデルへの荷重等入力方法と境界条件について

1. 概要

本申請のダイヤフラムフロア FEM モデルは既工認同様 1/2 モデルを用いており、荷重等の入力方法や境界条件がフルモデルに比べて複雑なため、本資料で荷重等の入力方法をイメージ図で示し、1/2 モデル境界条件の設定についての詳細を示すものとする。

2. FEM モデルへの荷重等入力方法についてのイメージ図

ダイヤフラムフロアの FEM モデルを図 1 に示す。ダイヤフラムフロアの評価では、荷重の種類ごとに図 1 に示す解析モデルを用いて軸力、モーメント及び面外せん断力を算出し、それらを荷重組み合わせに従い足し合わせた後で、鉄筋を考慮して応力などを算出する。

荷重の種類ごとの荷重入力イメージを図 2～図 7 に示す。

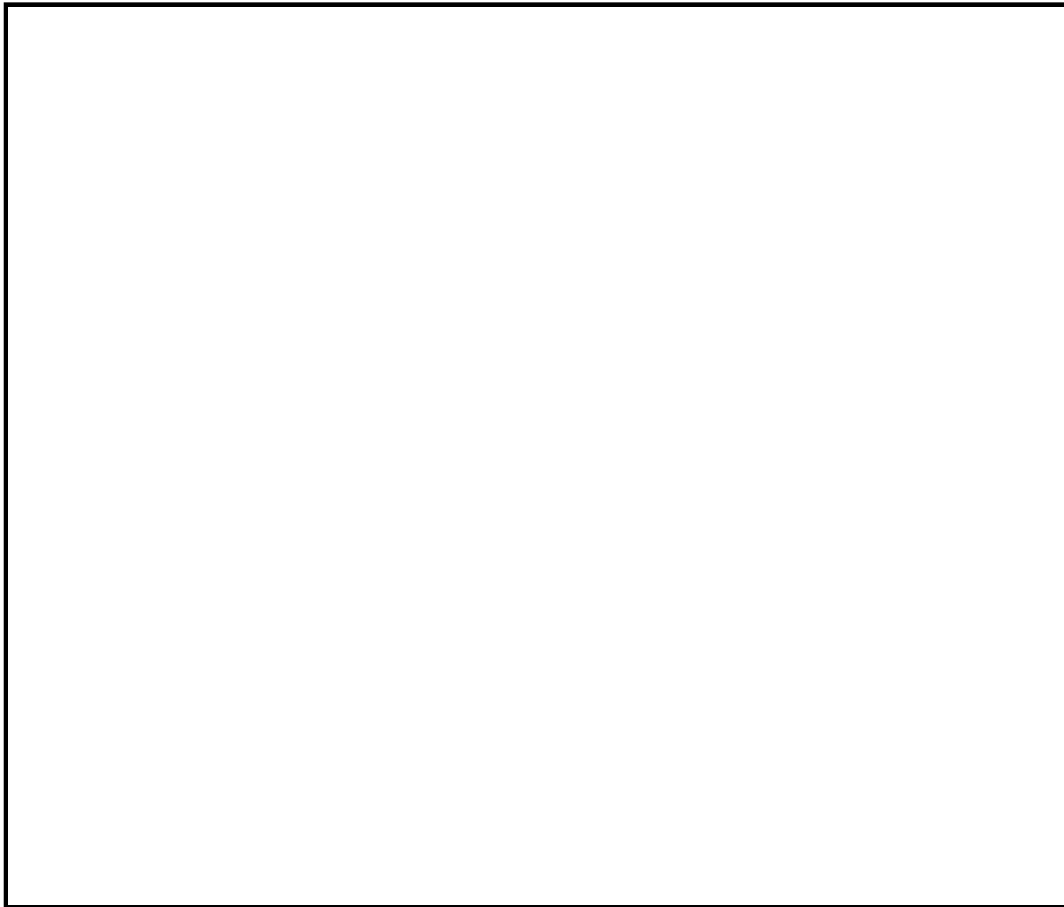


図 1 解析モデル

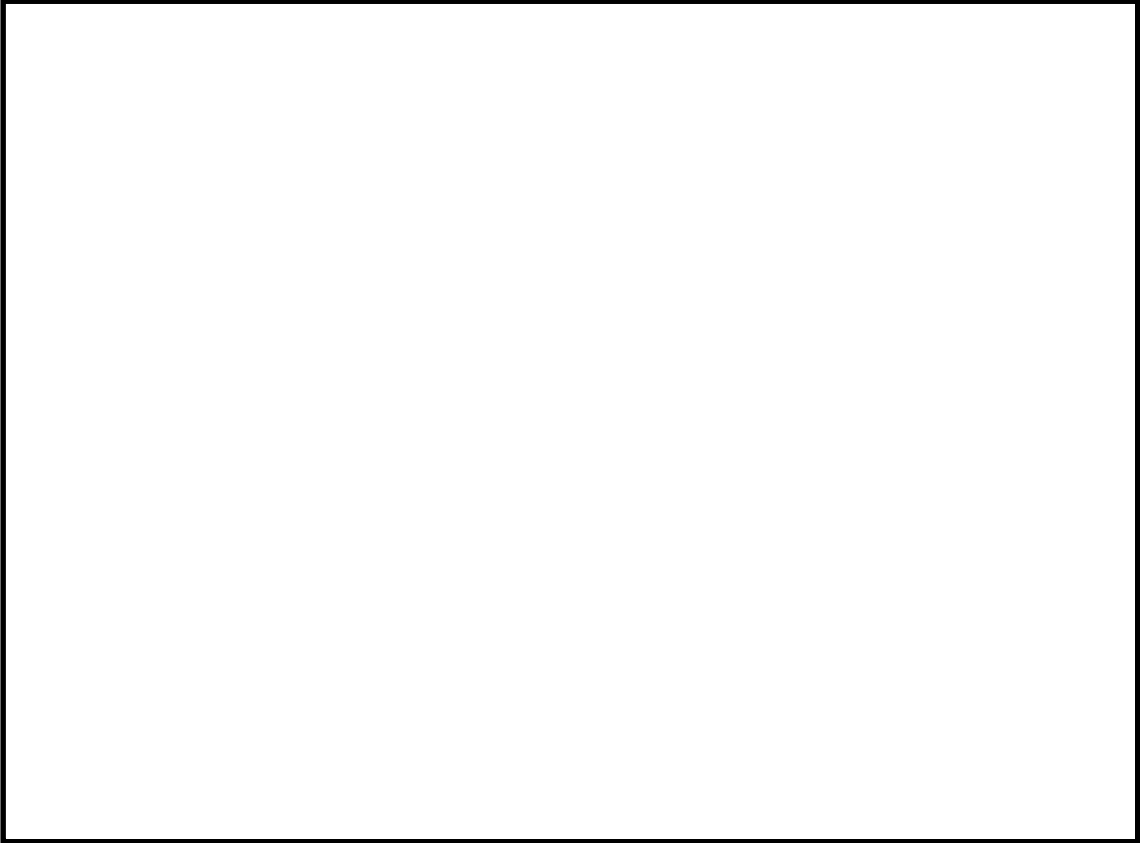


図2 解析モデルのイメージ (死荷重及び鉛直地震荷重)

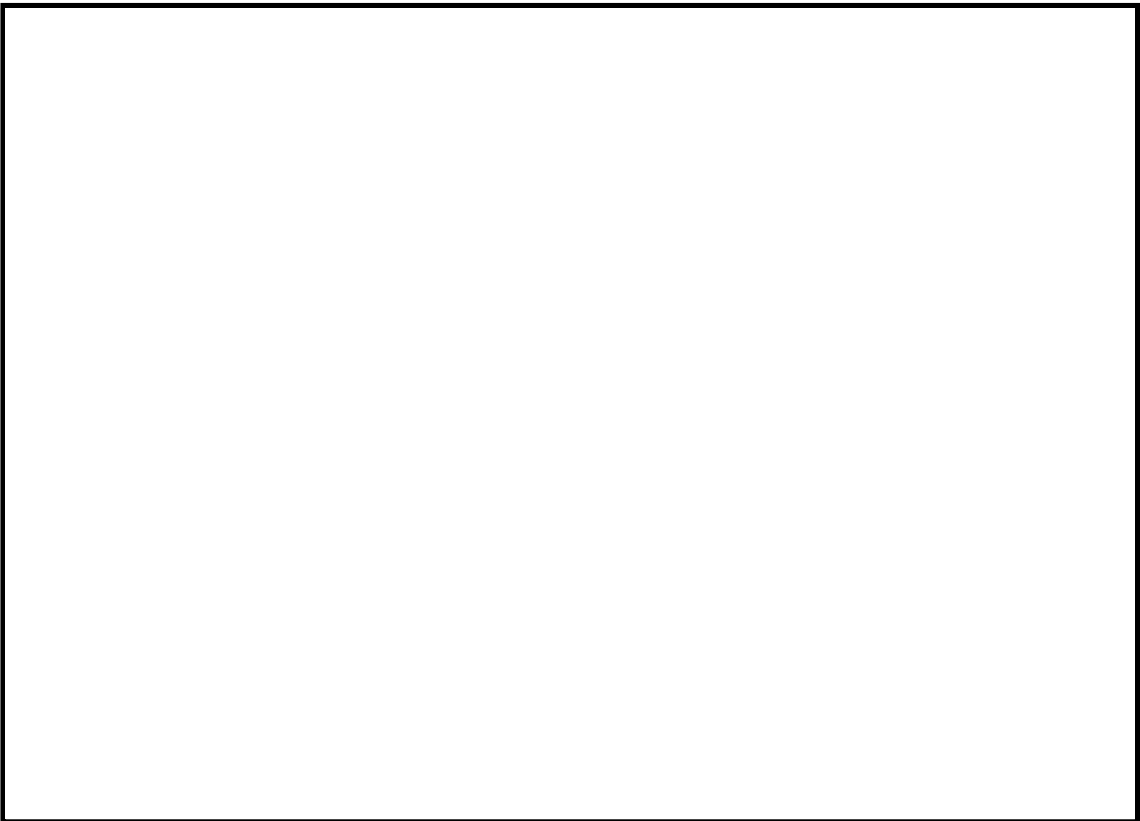


図3 解析モデルのイメージ (圧力荷重)

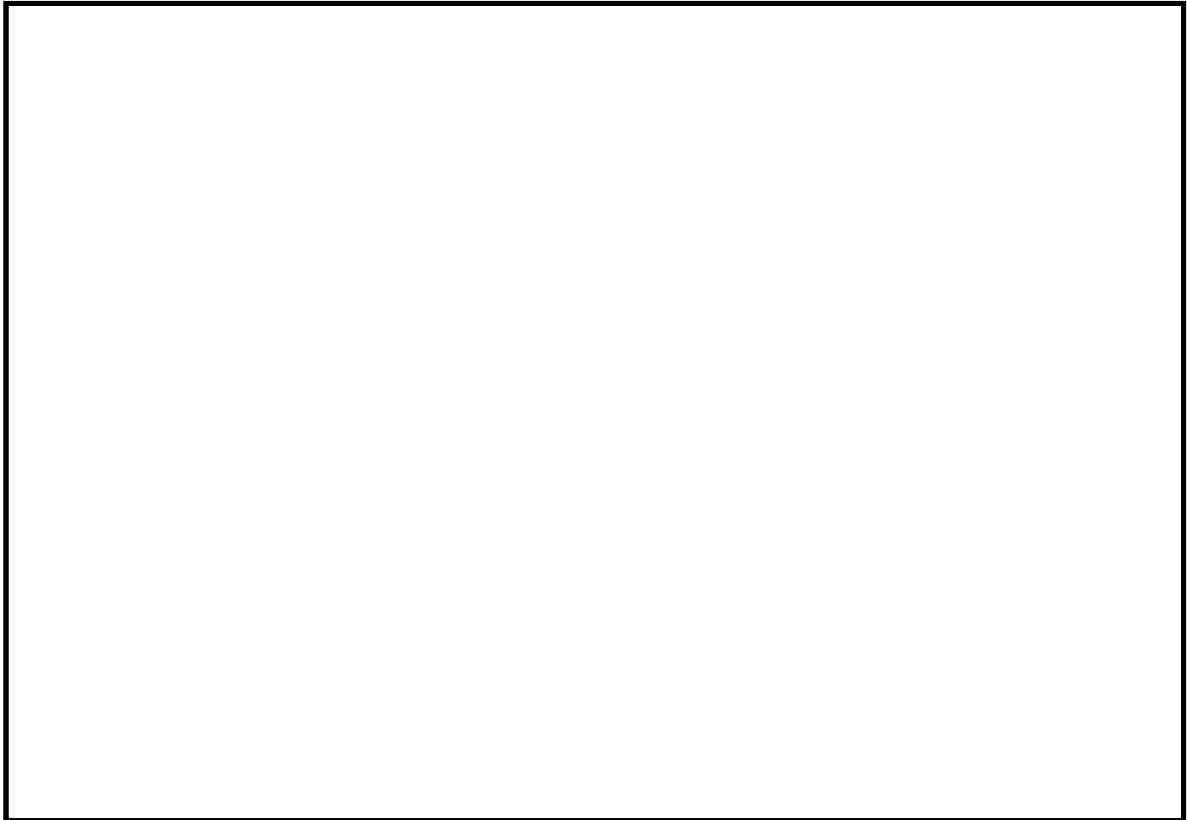


図4 解析モデルのイメージ (温度荷重)

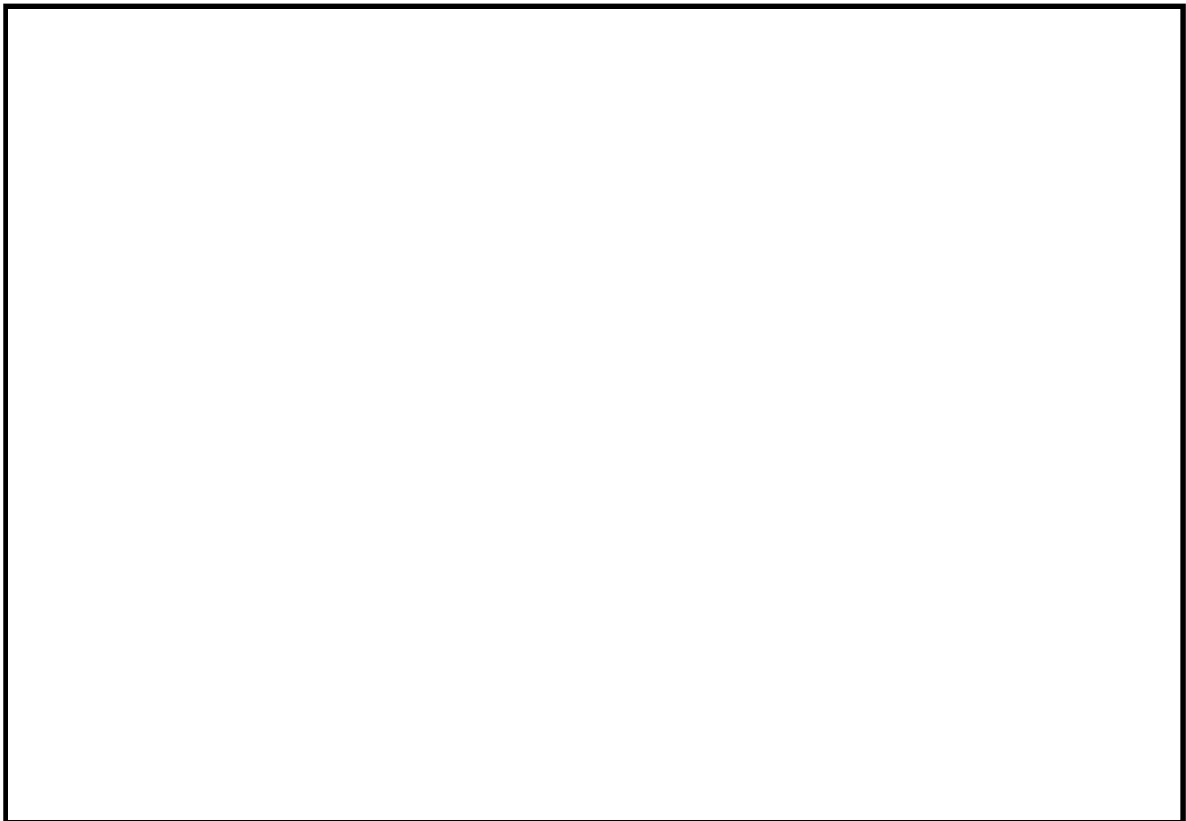


図5 解析モデルのイメージ (SRVDL 荷重)

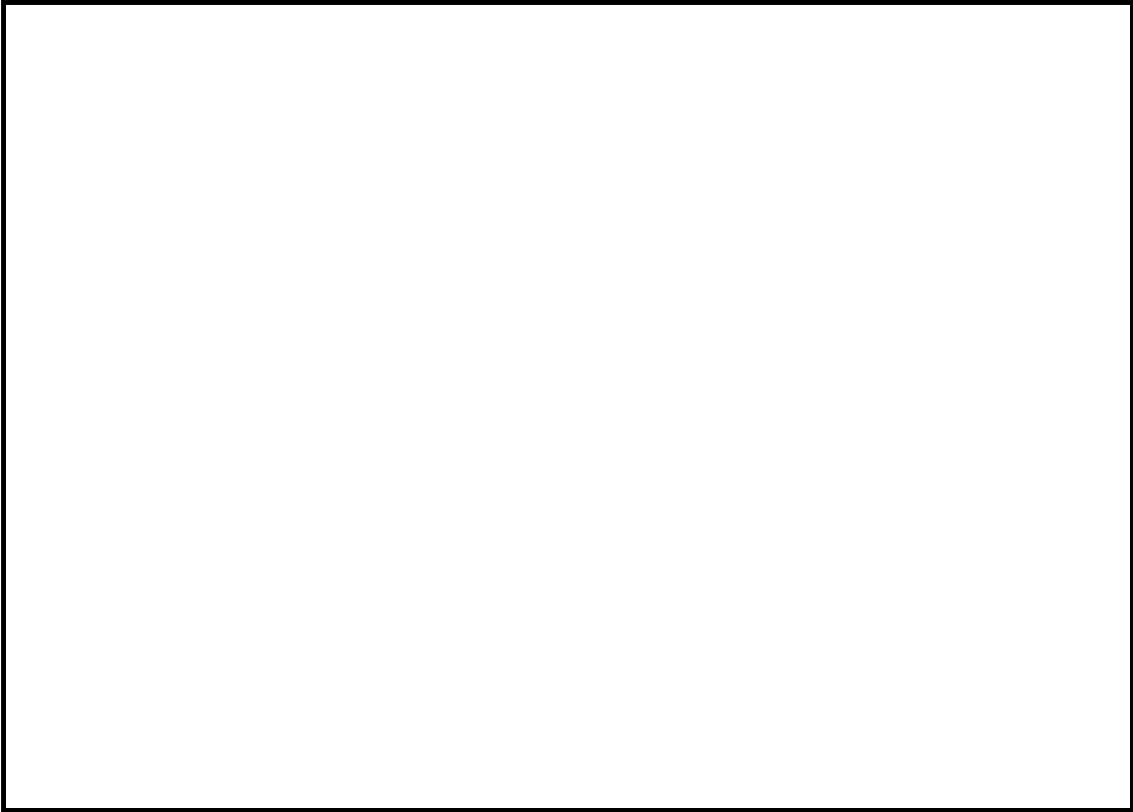


図6 解析モデルのイメージ (EW 方向水平地震荷重)



図7 解析モデルのイメージ (NS 方向水平地震荷重)

3. 半割部における境界条件設定の理由

ダイヤフラムフロアの解析モデルは、構造の対称性から 1/2 モデルとしている (図 8)。1/2 モデルの境界部における境界条件は、入力する荷重の方向に応じて「対称境界」と「逆対称境界」を使い分けている。境界条件の使い分けを整理した結果を表 1 に示す。

表 1 半割部における境界条件の使い分け

対称境界	構造に対称荷重が作用する場合に適用する。(例：圧力荷重，EW 方向水平地震荷重) 解析対象からはずした領域の解析結果は，解析領域と対称となる。イメージ図を図 8 に示す。
逆対称境界	構造に逆対称荷重が作用する場合に適用する。(例：NS 方向水平地震荷重) 解析対象からはずした領域の解析結果は，解析領域と逆対称となる。イメージ図を図 8 に示す。

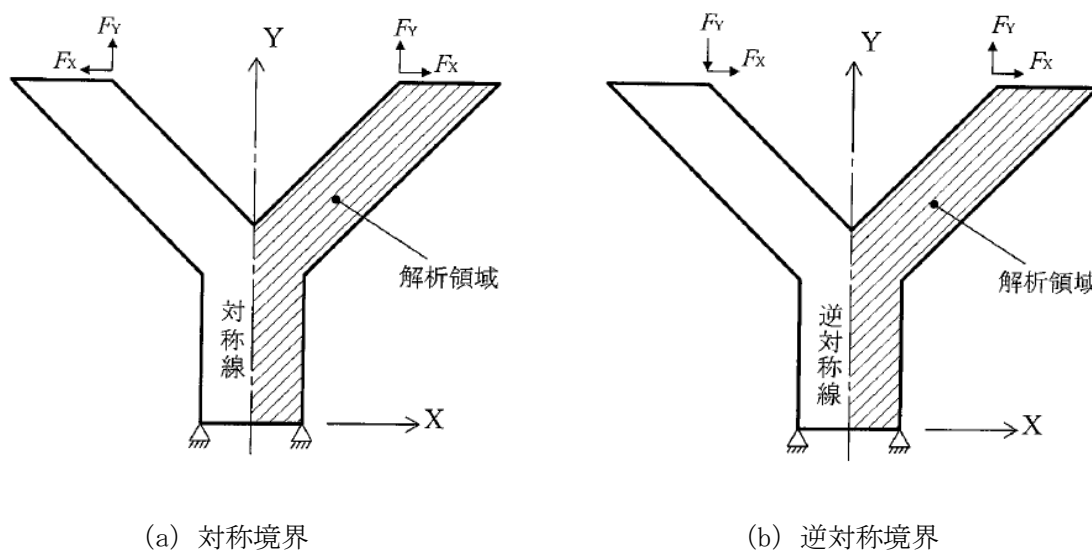


図 8 境界条件設定のイメージ図※

※ 出典：構造解析のための有限要素法実践ハンドブック（発行：森北出版株式会社）

59. ダクトの耐震支持間隔算定時における
サポート剛性の取扱いについて

1. はじめに

中央制御室外気取入れ・排気ダクトの支持点は、定ピッチスパン法（計算モデル：両端単純支持はり）により設計しており、耐震支持間隔の算定においては、ダクト系が適切な剛性を有すると共に、ダクトの発生曲げモーメントが許容座屈曲げモーメントを満足するものとしている。

本紙はこのうち、ダクトの耐震支持間隔算定時におけるサポート剛性の取扱いについて補足説明するものである。

2. ダクト及びサポートの設計方法（サポート剛性の取扱い）

ダクトは、V-2-8-5-1「中央制御室外気取入れ・排気ダクトの耐震性についての計算書」に記載のとおり、耐震支持間隔の算定は、サポート剛性を剛（無限大）として計算を行っている。しかしながら実機のダクト系（サポートとの連成）においては、厳密にはサポート剛性の影響により計算モデル（両端単純支持はり）よりも剛性が低下することから、固有振動数も計算モデルより低下することとなる（図1参照）。

そこで実際の設計においては、サポートの剛性を一定以上確保し、同剛性による固有振動数低下分を考慮した余裕を加味したサポートスパンとすることにより、ダクト系として固有振動数20Hzを確保する設計としている。サポートは個別に解析を実施することで必要な剛性（ばね定数または固有振動数）を確保しており、これによりダクト系の固有振動数20Hzを確保している。

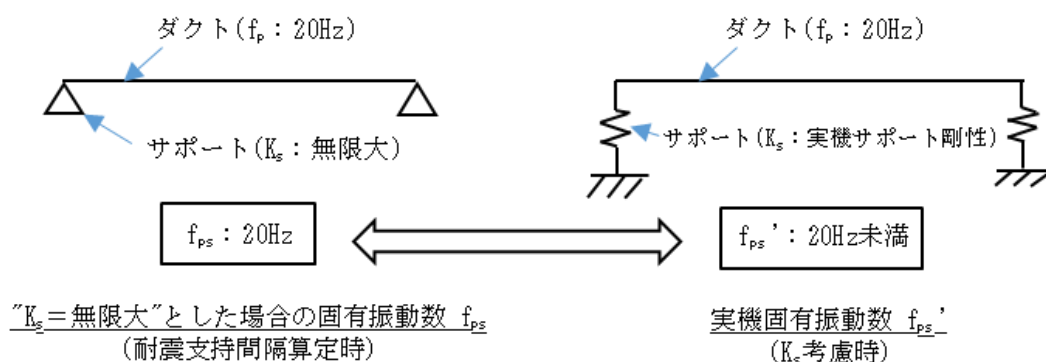


図1 ダクト系固有振動数に対するサポート剛性の影響

60. ダクトの曲げモーメント算定における設計震度について

1. はじめに

ダクトの支持間隔には、固有振動数が十分剛となるよう算定する支持間隔（以下、振動数基準と称す）とダクトに生じる曲げモーメントが許容座屈曲げモーメント以下となるよう算定する支持間隔（以下、モーメント基準と称す）がある。

本紙はこのうち、ダクトの曲げモーメント算定における設計震度について補足説明するものである。

2. ダクトの曲げモーメント算定における地震力の重畳について

2.1 矩形ダクト

矩形ダクトは、形状から弱軸が明確であること及び建屋応答軸に沿った配置となっていることから、曲げモーメント算定時の地震力は一方向のみを考慮すれば良く、水平震度または鉛直震度の大きい方をダクトの弱軸方向に考慮することとしている。なお、鉛直方向には自重も考慮する。

2.2 円形ダクト

円形ダクトは、形状から弱軸となる箇所がないため、曲げモーメント算定時の設計震度は曲げモーメントに寄与する各方向の地震力の重畳を考慮する必要がある。ここで、円形ダクトは建屋応答軸に沿った配置となっていること及びダクト軸方向の地震力は曲げモーメントに寄与しないことから、ダクトに対して軸直2方向の地震力の重畳を考慮する必要がある。

振動数基準による支持間隔と、各方向の地震力の重畳を以下の通り考慮したモーメント基準による支持間隔を比較して、表1及び表2に示す。

- ・水平配管：水平1方向＋鉛直方向地震力の重畳（ベクトル和）
- ・鉛直配管：水平方向＋水平方向地震力の重畳（ベクトル和）

なお、鉛直方向には自重も考慮する。

(1) 手法1（固有振動数20Hz以上）の場合

表1に示すように、振動数基準による支持間隔が、モーメント基準による支持間隔の地震力の重畳の場合よりも短いことから、振動数基準の支持間隔で決定している。

(2) 手法2（固有振動数20Hz未満）の場合

手法2は地震力から算定する手法であり、表2に示すようにモーメント基準による支持間隔のうち、水平1方向＋鉛直方向地震力の重畳を考慮した支持間隔で決定している。

表1 手法1（固有振動数20Hz以上）における支持間隔

号機	範囲	ダクトサイズ	材質	建屋 応答軸 上	敷設 方向	手法1の支持間隔 (mm) $20\text{Hz} \leq F_d$		
						振動数基準	モーメント基準	
							考慮する地震力の方向	
							水平1方向+鉛直	水平+水平
7号機	SA	$\phi 300 \times 0.6\text{t}$	SGLCC	Yes	水平			
		$\phi 500 \times 0.8\text{t}$	SGLCC SGCC	Yes	水平			
				Yes	鉛直			
	DBA	$\phi 700 \times 0.8\text{t}$	SGCC	Yes	水平			
		$\phi 1500 \times 1.0\text{t}$	SGCC	Yes	水平			
6号機	SA	$\phi 267.4 \times 2.3\text{t}$	SS400	Yes	鉛直			
				Yes	水平			
		$\phi 267.4 \times 6.4\text{t}$	STPG	Yes	鉛直			
				Yes	水平			
		$\phi 508.0 \times 2.3\text{t}$	SS400	Yes	鉛直			
				Yes	水平			
		$\phi 508.0 \times 9.5\text{t}$	STPG	Yes	鉛直			
				Yes	水平			

※) 網掛け部：耐震計算書記載値

表2 手法2（固有振動数20Hz未満）における支持間隔

号機	範囲	ダクトサイズ	材質	建屋 応答軸 上	敷設 方向	手法2の支持間隔 (mm) $F_d < 20\text{Hz}$			
						振動数基準	モーメント基準		
							考慮する地震力の方向		
							水平1方向+鉛直	水平+水平	
7号機	SA	$\phi 300 \times 0.6\text{t}$	SGLCC	Yes	水平				
		$\phi 500 \times 0.8\text{t}$	SGLCC SGCC	Yes	水平				
				Yes	鉛直				
	DBA	$\phi 700 \times 0.8\text{t}$	SGCC	Yes	水平				
6号機	-	-	-	-	-				

※) 網掛け部：耐震計算書記載値

3. 設計震度における水平2方向及び鉛直方向地震力の考慮について

3.1 矩形ダクト

矩形ダクトは、形状から弱軸が明確であること及び建屋応答軸に沿った配置となっていることから、曲げモーメント算定時の設計震度は1方向のみを考慮すれば良い。

3.2 円形ダクト

円形ダクトは、2.2項に記載のとおり手法1及び手法2ともに支持間隔の設定において、水平2方向及び鉛直方向地震力による曲げモーメントを考慮している。

4. ダクトの曲げモーメント算定における設計震度について

以上より、曲げモーメント算定における設計震度は以下としている。なお、鉛直方向震度は自重を考慮する。

- ・ 矩形ダクト：水平1方向震度または鉛直方向震度の大きい方
- ・ 円形ダクト：水平1方向震度＋鉛直方向震度

61. 燃料被覆管応力評価におけるモンテカルロ法による
統計処理について

目 次

1. 概要 1
2. 燃料被覆管応力評価におけるモンテカルロ法による統計処理について 1

1. 概要

「燃料集合体の耐震性についての計算書」で実施している崩壊熱除去可能な形状の維持及び燃料被覆管の閉じ込め機能の維持に関するスペーサ間及びスペーサ部の燃料被覆管応力評価におけるモンテカルロ法による統計処理について説明するものである。

2. 燃料被覆管応力評価におけるモンテカルロ法による統計処理について

燃料被覆管応力評価におけるモンテカルロ法による統計処理の概要フローを図 2-1 に示す。モンテカルロ法による統計処理では、入力変数に公称値と標準偏差を定め、一回の試行ごとに統計的分布に従った入力データセットを乱数により作成し、応力設計比を求める。本試行を繰り返すことで応力設計比の統計的分布を求め、95%確率上限値が1以下であることを確認する。

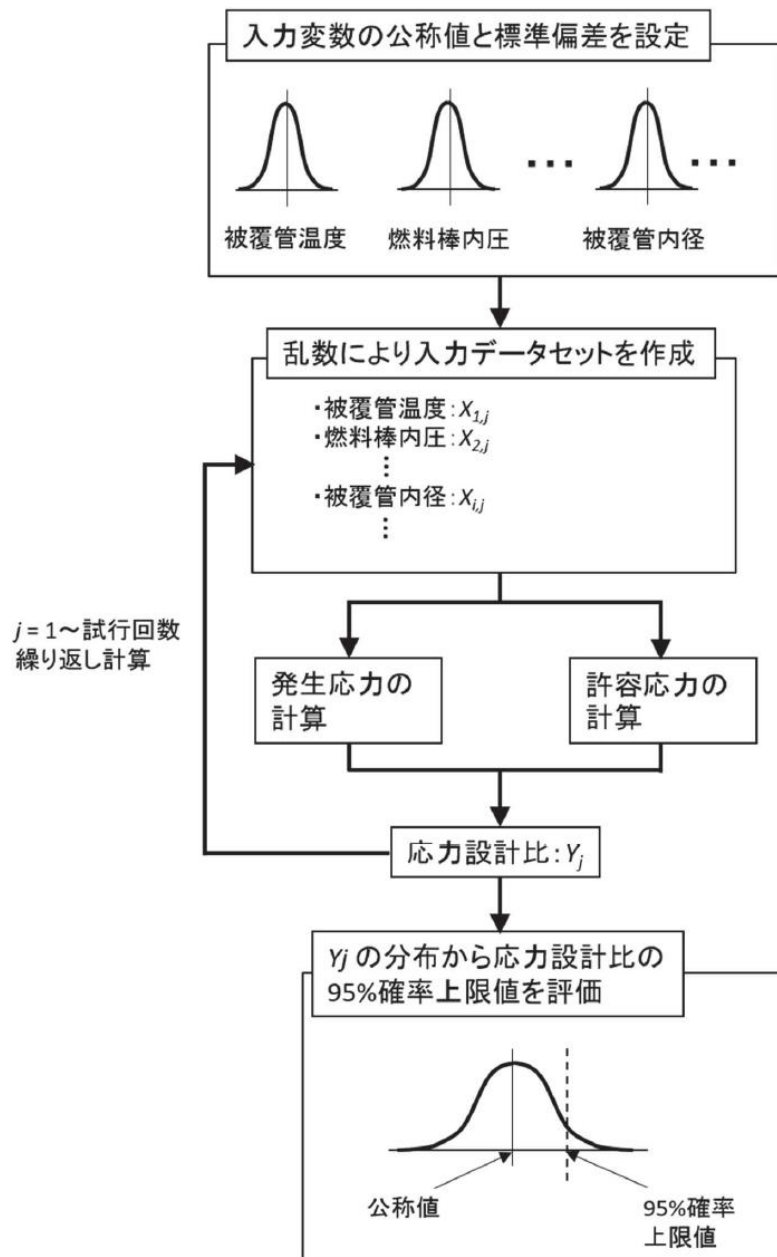


図 2-1 モンテカルロ法による統計処理の概要フロー

62. 原子炉格納容器配管貫通部の耐震計算に関する補足説明資料

原子炉格納容器配管貫通部の設計荷重について

1. はじめに

原子炉格納容器配管貫通部は、配管側の設計確定前に設計・評価を行うことから、作用する荷重を予め設計荷重として設定し、評価を行っている。

本資料は、配管貫通部 X-10 を代表に、確定後の配管側の設計に基づく荷重が設計荷重に包絡されることを説明する資料である。

2. 設計荷重の包絡性確認方法

原子炉格納容器配管貫通部には、原子炉格納容器側から作用する配管荷重並びに原子炉建屋及びタービン建屋側から作用する荷重の 2 種類の荷重がかかる。

これらを合算した配管荷重を許容応力状態に応じて適切に組み合わせることにより、配管貫通部に加わる荷重を算出する。この荷重が V-2-9-2-12「原子炉格納容器配管貫通部の耐震性についての計算書」及び V-3-3-6-1-4-2「原子炉格納容器配管貫通部の強度計算書」に記載の設計荷重を下回ることを確認する。

3. 配管貫通部に加わる荷重の算出

配管貫通部 X-10 を対象に計算過程を示す。

3. 1 設計基準対象施設としての評価条件における配管貫通部に作用する配管荷重

設計基準対象施設としての評価条件（以下「DB 条件」という。）における配管貫通部に作用する配管荷重は、V-2-5-2-1-2「管の耐震性についての計算書」及び V-3-3-3-1-1-3-2「管の応力計算書」における解析に基づき設定する。

配管荷重の内訳は各許容応力状態において以下の通りである。

X-10 に接続される主蒸気系配管は 4 系統あるため、配管解析結果もそれぞれの配管貫通部に対して算出されるが、配管貫通部に加わる配管荷重としては、2 系統ごとの包絡値を使用する。

表 3-1 に許容応力状態毎の配管荷重を示し、図 3-1 に荷重作用方向を示す。

・ 一次応力評価

許容応力状態 I_A, II_A : 自重+機械荷重

許容応力状態 III_{AS} : 自重+機械荷重+地震慣性力(S_d^*)

許容応力状態 IV_{AS} : 自重+機械荷重+地震慣性力(S_s)

・ 一次+二次応力評価

許容応力状態 I_A, II_A : 自重+熱膨張+機械荷重

許容応力状態 III_{AS} : 地震慣性力(S_d^*)+地震相対変位(S_d^*)

許容応力状態 IV_{AS} : 地震慣性力(S_s)+地震相対変位(S_s)

表 3-1 配管貫通部に作用する配管荷重

項目		軸力		せん断力		ねじりモーメント		曲げモーメント	
		F_x (kN)	F_y (kN)	M_x (kN・m)	M_B (kN・m)				
許容応力状態 I A, II A	X-10A	一次	251.5	42.3	26.7	87.8			
		一次+二次	412.6	150.2	269.0	326.3			
	X-10B	一次	272.7	60.2	43.6	114.8			
		一次+二次	399.5	123.9	314.5	312.5			
	X-10C	一次	263.1	50.7	23.7	98.1			
		一次+二次	366.7	105.1	200.7	257.6			
	X-10D	一次	271.3	58.0	37.1	114.8			
		一次+二次	406.1	130.2	203.8	312.6			
許容応力状態 III A S	X-10A	一次	838.3	213.3	178.4	251.9			
		一次+二次	768.9	333.6	345.9	345.2			
	X-10B	一次	835.4	228.7	246.6	294.9			
		一次+二次	737.3	306.8	339.3	351.8			
	X-10C	一次	862.0	227.6	184.5	274.7			
		一次+二次	1032.6	350.7	387.1	389.0			
	X-10D	一次	956.6	240.6	211.6	286.8			
		一次+二次	830.1	361.2	398.8	364.1			
許容応力状態 IV A S	X-10A	一次	1400.7	384.9	330.0	416.1			
		一次+二次	1551.9	683.7	715.9	712.8			
	X-10B	一次	1371.7	397.4	440.3	481.8			
		一次+二次	1473.2	626.3	690.1	731.7			
	X-10C	一次	1438.1	406.1	347.0	470.1			
		一次+二次	2104.1	719.3	794.8	821.8			
	X-10D	一次	1615.6	422.1	406.0	466.2			
		一次+二次	1667.4	741.1	844.5	766.2			

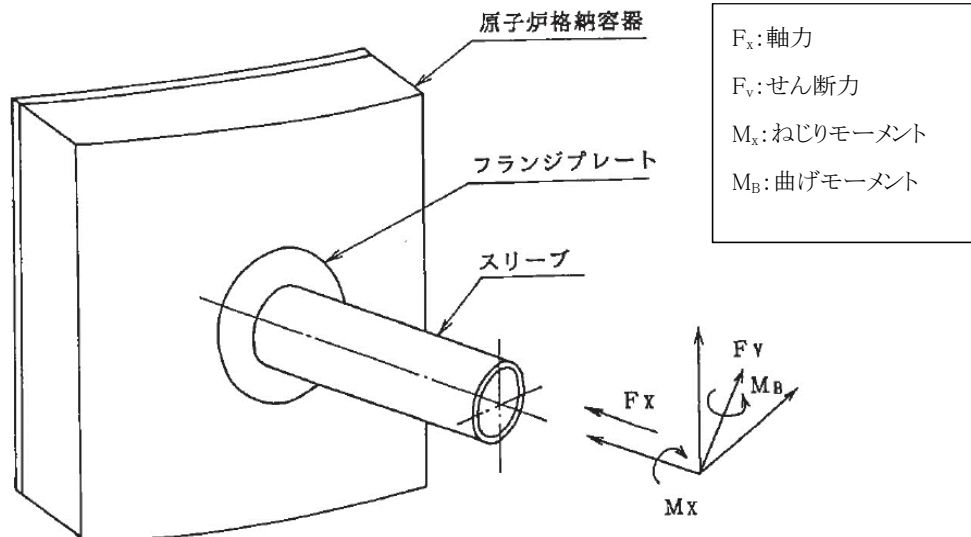


図 3-1 配管貫通部の荷重作用方向

3. 2 重大事故等対処設備としての評価条件における配管貫通部に作用する配管荷重
重大事故等対処設備としての評価条件（以下「SA 条件」という。）における配管貫通部に作用する配管荷重は、以下のように求める。

- ① 死荷重，機械的荷重は，DB 条件における配管荷重を用いる。
- ② 熱膨張による荷重は，DB 条件の熱膨張による配管荷重を以下のように温度補正することによって求める。
 - a. 系統温度が SA 時の格納容器雰囲気温度よりも低い配管
格納容器の内側と外側の系統全体が SA 時の格納容器雰囲気温度の影響を受けるわけではないが，保守的に系統全体が影響を受けたものとして温度補正を行う。
 - b. 系統温度が SA 時の格納容器雰囲気温度よりも高い配管
本書で例示する X-10 のように系統温度が高い配管は格納容器雰囲気温度の影響を受けないため，本来は温度補正が不要であるが，a. と同様に温度補正による荷重の割増を行う。
- ③ 温度補正は，設置位置（ドライウェル(D/W)又はサブプレッションチェンバ(S/C)）に応じた格納容器の雰囲気温度を用いて SA 条件との温度比を考慮する。

今回工認に用いた温度補正式を以下に示す。

（熱膨張による配管荷重（許容応力状態 V_A ））

$$= \{ (\text{許容応力状態 } I_A, II_A \text{ の一次} + \text{二次配管荷重}) - (\text{許容応力状態 } I_A, II_A \text{ の一次配管荷重}) \} \times (\text{温度比})$$

（温度比）

$$= \{ (\text{格納容器雰囲気温度 (SA 条件)}) - (\text{基準温度}) \} / \{ (\text{DB 条件温度}) - (\text{基準温度}) \}$$

ここで，

格納容器雰囲気温度（SA 条件）： $V_A(S) = 200^\circ\text{C}$ ， $V_A(L) = 168^\circ\text{C}$ ， $V_A(LL) = 100^\circ\text{C}$

DB 条件温度：格納容器雰囲気温度（D/W = 57°C ，S/C = 35°C ）*

基準温度： 20°C

注記*：補正処理を簡便にする目的で原則この値を用いるが，一部配管については配管解析における DB 条件温度を使用する。

上式で求めた熱膨張による配管荷重に死荷重及び機械荷重を加え，一次＋二次応力評価における許容応力状態 V_A の配管荷重を作成する。

表 3-2 に一次＋二次応力評価における許容応力状態 V_A の配管荷重を示す。

表 3-2 一次+二次応力評価における許容応力状態 V_A の配管荷重

項目		軸力	せん断力	ねじりモーメント	曲げモーメント	
		Fx(kN)	Fv(kN)	Mx(kN・m)	Mb(kN・m)	
許容応力状態 V_A (一次+二次)	X-10A	VA(S)	1035.2	585.1	1205.6	1289.9
		VA(L)	895.8	487.6	996.0	1073.8
		VA(LL)	599.8	280.5	550.6	615.1
	X-10B	VA(S)	889.3	386.8	1361.2	1094.2
		VA(L)	779.7	327.6	1126.9	919.0
		VA(LL)	546.7	202.1	629.2	547.0
	X-10C	VA(S)	766.8	336.6	884.8	874.5
		VA(L)	677.3	284.3	731.7	736.4
		VA(LL)	487.0	173.7	406.4	443.0
	X-10D	VA(S)	927.0	411.3	848.2	1081.8
		VA(L)	810.4	348.4	704.0	909.6
		VA(LL)	562.7	214.6	397.6	543.6

3. 3 荷重の組合せ

表 3-1 及び表 3-2 の配管荷重を表 3-3 の組合せで合算し、配管貫通部に作用する荷重を求める。

表 3-3 荷重の組合せ

許容応力状態	配管荷重			
	許容応力 状態 I_A, II_A	許容応力 状態 III_{AS}	許容応力 状態 IV_{AS}	温度補正
I_A, II_A	○			
III_{AS}		○		
IV_{AS}			○	
V_A	○			○
V_{AS} (SA 後長期)		○		
V_{AS} (SA 後長々期)			○	

4. 設計荷重の包絡性確認

3. 3の組合せに従って合算した結果を、設計基準対象施設の評価に用いるものを表 4-1 に、重大事故等対処設備に用いるものを表 4-3 に示す。

また、V-2-9-2-12「原子炉格納容器配管貫通部の耐震性についての計算書」及びV-3-3-6-1-4-2「原子炉格納容器配管貫通部の強度計算書」に記載の設計荷重を設計基準対象施設の評価に用いるものについて整理したものを表 4-2 に、重大事故等対処設備に用いるものを整理したものを表 4-4 に示す。

表 4-1 は表 4-2 の、表 4-3 は表 4-4 の値に包絡されていることから、設計荷重は配管貫通部 (X-10) に作用する荷重を包絡している。

5. まとめ

配管貫通部 X-10 に作用する荷重を包絡していることから、V-2-9-2-12「原子炉格納容器配管貫通部の耐震性についての計算書」及びV-3-3-6-1-4-2「原子炉格納容器配管貫通部の強度計算書」に記載の設計荷重は妥当である。

他の貫通部についても、設計が完了していない工認主配管以外の配管が接続される貫通部（X-60, 70, 170）を除いて同様に設計荷重の包絡性確認を実施している。

設計が完了していない工認主配管以外の配管が接続される貫通部についても、設計荷重に基づいて貫通部の設計が完了している。今後、荷重が設計荷重以内となるよう配管側の設計を行うとともに、配管の設計完了後に設計荷重が当該配管による荷重を包絡しており、妥当であることを確認する。

以上

表 4-1 確定後の配管反力による荷重（設計基準対象施設）

貫通部 番号	許容応力 状態	一次荷重				一次+二次荷重			
		垂直力 (N)		モーメント (N・mm)		垂直力 (N)		モーメント (N・mm)	
		F _X	F _V	M _X	M _B	F _X	F _V	M _X	M _B
X-10A, D	I _A , II _A	2.72E+05	5.80E+04	3.71E+07	1.15E+08	4.13E+05	1.51E+05	2.69E+08	3.27E+08
	III _A S	9.57E+05	2.41E+05	2.12E+08	2.87E+08	8.31E+05	3.62E+05	3.99E+08	3.65E+08
	IV _A S	1.62E+06	4.23E+05	4.06E+08	4.67E+08	1.67E+06	7.42E+05	8.45E+08	7.67E+08
X-10B, C	I _A , II _A	2.73E+05	6.02E+04	4.36E+07	1.15E+08	4.00E+05	1.24E+05	3.15E+08	3.13E+08
	III _A S	8.62E+05	2.29E+05	2.47E+08	2.95E+08	1.04E+06	3.51E+05	3.88E+08	3.89E+08
	IV _A S	1.44E+06	4.07E+05	4.41E+08	4.82E+08	2.11E+06	7.20E+05	7.95E+08	8.22E+08

表 4-2 配管貫通部に作用する荷重（設計荷重）（設計基準対象施設）

貫通部 番号	許容応力 状態	一次荷重				一次+二次荷重			
		垂直力 (N)		モーメント (N・mm)		垂直力 (N)		モーメント (N・mm)	
		F _X	F _V	M _X	M _B	F _X	F _V	M _X	M _B
X-10A, D	I _A , II _A	3.94E+05	8.41E+04	5.38E+07	1.67E+08	6.00E+05	2.20E+05	3.89E+08	4.77E+08
	III _A S	1.54E+06	3.73E+05	3.47E+08	4.31E+08	1.33E+06	4.82E+05	5.24E+08	4.78E+08
	IV _A S	2.65E+06	6.67E+05	6.71E+08	7.08E+08	2.66E+06	9.72E+05	1.09E+09	9.92E+08
X-10B, C	I _A , II _A	3.96E+05	8.73E+04	6.33E+07	1.67E+08	5.80E+05	1.80E+05	4.56E+08	4.54E+08
	III _A S	1.37E+06	3.49E+05	4.08E+08	4.40E+08	1.49E+06	4.65E+05	5.25E+08	5.06E+08
	IV _A S	2.35E+06	6.36E+05	7.31E+08	7.27E+08	3.01E+06	9.38E+05	1.07E+09	1.06E+09

表 4-3 確定後の配管反力による荷重（重大事故等対処設備）

貫通部 番号	許容応力 状態	一次荷重				一次+二次荷重			
		垂直力 (N)		モーメント (N・mm)		垂直力 (N)		モーメント (N・mm)	
		F _X	F _V	M _X	M _B	F _X	F _V	M _X	M _B
X-10A, D	重大事故等時	2.72E+05	5.80E+04	3.71E+07	1.15E+08	1.04E+06	5.86E+05	1.21E+09	1.29E+09
	V _A *	2.72E+05	5.80E+04	3.71E+07	1.15E+08	8.96E+05	4.88E+05	9.96E+08	1.08E+09
		2.72E+05	5.80E+04	3.71E+07	1.15E+08	6.00E+05	2.81E+05	5.51E+08	6.16E+08
V _A S*	9.57E+05	2.41E+05	2.12E+08	2.87E+08	8.31E+05	3.62E+05	3.99E+08	3.65E+08	
	1.62E+06	4.23E+05	4.06E+08	4.67E+08	1.67E+06	7.42E+05	8.45E+08	7.67E+08	
X-10B, C	重大事故等時	2.73E+05	6.02E+04	4.36E+07	1.15E+08	8.90E+05	3.87E+05	1.37E+09	1.10E+09
	V _A *	2.73E+05	6.02E+04	4.36E+07	1.15E+08	7.80E+05	3.28E+05	1.13E+09	9.19E+08
		2.73E+05	6.02E+04	4.36E+07	1.15E+08	5.47E+05	2.03E+05	6.30E+08	5.47E+08
V _A S*	8.62E+05	2.29E+05	2.47E+08	2.95E+08	1.04E+06	3.51E+05	3.88E+08	3.89E+08	
	1.44E+06	4.07E+05	4.41E+08	4.82E+08	2.11E+06	7.20E+05	7.95E+08	8.22E+08	

注記*：上段はS A後長期設計荷重，下段はS A後長々期設計荷重を示す。

表 4-4 配管貫通部に作用する荷重（設計荷重）（重大事故等対処設備）

貫通部 番号	許容応力 状態	一次荷重				一次+二次荷重			
		垂直力 (N)		モーメント (N・mm)		垂直力 (N)		モーメント (N・mm)	
		F _X	F _V	M _X	M _B	F _X	F _V	M _X	M _B
X-10A, D	重大事故等時	3.94E+05	8.41E+04	5.38E+07	1.67E+08	1.51E+06	8.50E+05	1.75E+09	1.88E+09
	V _A *	3.94E+05	8.41E+04	5.38E+07	1.67E+08	1.31E+06	7.09E+05	1.45E+09	1.56E+09
		3.94E+05	8.41E+04	5.38E+07	1.67E+08	8.72E+05	4.08E+05	7.97E+08	8.95E+08
V _A S*	1.54E+06	3.73E+05	3.47E+08	4.31E+08	1.33E+06	4.82E+05	5.24E+08	4.78E+08	
	2.65E+06	6.67E+05	6.71E+08	7.08E+08	2.66E+06	9.72E+05	1.09E+09	9.92E+08	
X-10B, C	重大事故等時	3.96E+05	8.73E+04	6.33E+07	1.67E+08	1.30E+06	5.61E+05	1.98E+09	1.59E+09
	V _A *	3.96E+05	8.73E+04	6.33E+07	1.67E+08	1.14E+06	4.75E+05	1.64E+09	1.34E+09
		3.96E+05	8.73E+04	6.33E+07	1.67E+08	7.95E+05	2.93E+05	9.12E+08	7.93E+08
V _A S*	1.37E+06	3.49E+05	4.08E+08	4.40E+08	1.49E+06	4.65E+05	5.25E+08	5.06E+08	
	2.35E+06	6.36E+05	7.31E+08	7.27E+08	3.01E+06	9.38E+05	1.07E+09	1.06E+09	

注記*：上段はS A後長期設計荷重，下段はS A後長々期設計荷重を示す。

原子炉格納容器配管貫通部（X-112 及び X-243）の疲労評価不要の評価について

1. はじめに

原子炉格納容器鋼製耐圧部の疲労解析については、V-1-8-1「原子炉格納施設の設計条件に関する説明書」の中で、設計・建設規格の規定に従い、鋼製耐圧部の一般部を代表条件として疲労解析が評価不要であることを示している。

原子炉格納容器配管貫通部(X-112 及び X-253)については、今回工認において改造を実施することから、個別の条件において疲労評価不要の評価を実施し、この結果について説明するものである。

2. 評価条件について

評価は設計・建設規格 PVB-3140 に基づき実施する。評価対象は、クラス MC 容器部分としてスリーブを対象とする。主な評価条件を表 1 に示す

表 1 疲労不要の評価の評価条件

No.	貫通部番号	形式	最高 使用温度	最高 使用圧力	スリーブ材質	備考
1	X-112	2	171℃	310kPa		
2	X-253	2	104℃	310kPa		

3. 評価結果

X-112 に対する評価結果を添付資料-1 に、X-253 に対する評価結果を添付資料-2 に示す。いずれの原子炉格納容器配管貫通部も設計・建設規格の要求事項を満足しており、疲労評価は不要である。

4. 添付資料

1. X-112 に対する疲労評価の必要性の検討
2. X-253 に対する疲労評価の必要性の検討

X-112 に対する疲労評価の必要性の検討

原子炉格納容器配管貫通部 (X-112) のスリーブについて、設計・建設規格 PVB-3140 を適用して疲労評価が不要となることを以下の(1)～(6)に示す。

ここで、繰り返し荷重としてかかるサイクル数はV-1-8-1「原子炉格納施設の設計条件に関する説明書」による。

(1) 大気圧から運転圧になり、再び大気圧に戻るサイクル数

(設計・建設規格 PVB-3140(1))

設計・建設規格に定められる許容引張応力 S の 3 倍の値は $3 \times$ MPa であり、これに対応する許容繰返し回数 N は である。ここで設計・建設規格に示される運転圧力を原子炉格納容器の最高使用圧力と対応させてみると、その回数は 回で N より小さいので本条項を満足している。

(2) 負荷運転時における圧力変動の全振幅の検討

(設計・建設規格 PVB-3140(2))

疲労解析の対象となる圧力変動の全振幅は PVB-3140(2)a. より、次のように求める。

$$A_m = \frac{1}{3} \cdot P \cdot \frac{S'}{S} = \text{ MPa}$$

ここに、

$$P : \text{最高使用圧力} \\ = 310 \text{ kPa}$$

$$S' : \text{炭素鋼の } 10^6 \text{ 回の繰返しに対する許容ピーク応力強さ} \\ = \text{ MPa}$$

$$S : \text{許容引張応力} \\ = \text{ MPa}$$

したがって、疲労解析が不要となる圧力変動の全振幅は、負荷運転時における圧力変動の全振幅 (MPa) より大きくなるので本条項を満足している。

(3) 起動、運転、停止サイクル中の任意の 2 点間の温度差の検討

(設計・建設規格 PVB-3140(3))

解析の対象となる任意の 2 点間の距離は PVB-3140(3) より、次のように求める。

$$p = 2 \cdot \sqrt{R \cdot t} = \text{ mm}$$

ここに、

$$R : \text{スリーブの半径} \\ = \text{ mm}$$

$$t : \text{スリーブの板厚}$$

$$= \boxed{} \text{ mm}$$

は p の値が最大となるように選ぶ。

疲労解析が不要となる任意の 2 点間の最大温度差は PVB-3140(3) より、次のように求める。

$$T = \frac{S_a}{2 \cdot E \cdot \alpha} = \boxed{} \text{ } ^\circ\text{C}$$

ここに、

S_a : 炭素鋼の $\boxed{}$ 回の繰返しに対する許容ピーク応力強さ
 $= \boxed{} \text{ MPa}$

E : 炭素鋼の縦弾性係数

$= \boxed{} \text{ MPa (} \boxed{} \text{ } ^\circ\text{C における値)}$

α : 炭素鋼の瞬時熱膨張係数

$= \boxed{} \text{ mm/mm} \cdot ^\circ\text{C (} \boxed{} \text{ } ^\circ\text{C における値)}$

ここで、 T は設計上の最大温度差 161°C ($171^\circ\text{C} - 10^\circ\text{C}$) より大きい。したがって、任意の 2 点間の最大温度差は T の値を超えることはないので本条項を満足している。

(4) 負荷運転中の任意の 2 点の温度差の変動の全振幅の検討

(設計・建設規格 PVB-3140(4))

負荷運転中の温度変動の数を $\boxed{}$ 回とすると、疲労解析が不要となる最大温度差は (3) 項に示す T と全く同じになる。

したがって、負荷運転時の任意の 2 点間の最大温度差の変動の全振幅は、(3) 項に示す T を超えることはないので本条項を満足している。

(5) 負荷運転時の異種材結合部の温度差の検討

(設計・建設規格 PVB-3140(5))

疲労解析の対象となる異種材結合部の最小温度差は PVB-3140(5)a. より、次のように求める。

$$T = \frac{S'}{2 \cdot (E_1 \cdot \alpha_1 - E_2 \cdot \alpha_2)} = \boxed{} \text{ } ^\circ\text{C}$$

ここに、

S' : 炭素鋼の 10^6 回の繰返しに対する許容ピーク応力強さ

E_1 : STS410 の縦弾性係数

$= \boxed{} \text{ MPa (} \boxed{} \text{ } ^\circ\text{C における値)}$

α_1 : STS410 の瞬時熱膨張係数

$= \boxed{} \text{ mm/mm} \cdot ^\circ\text{C (} \boxed{} \text{ } ^\circ\text{C における値)}$

E_2 : SGV480 の縦弾性係数

$$= \boxed{} \text{ MPa (} \boxed{} \text{ } ^\circ\text{C における値)}$$

α_2 : SGV480の瞬時熱膨張係数

$$= \boxed{} \text{ mm/mm}\cdot^\circ\text{C (} \boxed{} \text{ } ^\circ\text{C における値)}$$

したがって、疲労解析が不要となる異種材結合部の許容最小温度差は温度差 161°C ($171^\circ\text{C} - 10^\circ\text{C}$) より大きくなるので本条項を満足している。

- (6) 容器に接続される管からの反力その他機械的荷重及び地震動による
応力の全振幅の検討 (設計・建設規格 PVB-3140(6))

荷重の繰返し回数 $\boxed{}$ 回に対応する許容ピーク応力強さは、設計基準対象施設としては $\boxed{}$ MPa, 重大事故等対処設備としては $\boxed{}$ MPa となる。ここで、原子炉格納容器の機械的荷重及び地震動による応力の全振幅はいかなる場所でも設計基準対象施設としては $\boxed{}$ MPa, 重大事故等対処設備としては $\boxed{}$ MPa を超えることのないよう設計しているので本条項を満足している。

X-253 に対する疲労評価の必要性の検討

原子炉格納容器配管貫通部 (X-253) のスリーブについて、設計・建設規格 PVB-3140 を適用して疲労評価が不要となることを以下の(1)～(6)に示す。

ここで、繰り返し荷重としてかかるサイクル数はV-1-8-1「原子炉格納施設の設計条件に関する説明書」による。

(1) 大気圧から運転圧になり、再び大気圧に戻るサイクル数

(設計・建設規格 PVB-3140(1))

設計・建設規格に定められる許容引張応力 S の 3 倍の値は $3 \times$ MPa であり、これに対応する許容繰返し回数 N は である。ここで設計・建設規格に示される運転圧力を原子炉格納容器の最高使用圧力と対応させると、その回数は 回で N より小さいので本条項を満足している。

(2) 負荷運転時における圧力変動の全振幅の検討

(設計・建設規格 PVB-3140(2))

疲労解析の対象となる圧力変動の全振幅は PVB-3140(2)a. より、次のように求める。

$$A_m = \frac{1}{3} \cdot P \cdot \frac{S'}{S} = \text{ MPa}$$

ここに、

$$P : \text{最高使用圧力} \\ = 310 \text{ kPa}$$

$$S' : \text{ステンレス鋼の } 10^{11} \text{ 回の繰返しに対する許容ピーク応力強さ} \\ = \text{ MPa}$$

$$S : \text{許容引張応力} \\ = \text{ MPa}$$

したがって、疲労解析が不要となる圧力変動の全振幅は、負荷運転時における圧力変動の全振幅 (MPa) より大きくなるので本条項を満足している。

(3) 起動、運転、停止サイクル中の任意の 2 点間の温度差の検討

(設計・建設規格 PVB-3140(3))

解析の対象となる任意の 2 点間の距離は PVB-3140(3) より、次のように求める。

$$p = 2 \cdot \sqrt{R \cdot t} = \text{ mm}$$

ここに、

$$R : \text{スリーブの半径} \\ = \text{ mm}$$

$$t : \text{スリーブの板厚}$$

$$= \boxed{} \text{ mm}$$

は p の値が最大となるように選ぶ。

疲労解析が不要となる任意の 2 点間の最大温度差は PVB-3140(3) より、次のように求める。

$$T = \frac{S_a}{2 \cdot E \cdot \alpha} = \boxed{} \text{ } ^\circ\text{C}$$

ここに、

S_a : ステンレス鋼の $\boxed{}$ 回の繰返しに対する許容ピーク応力強さ

$$= \boxed{} \text{ MPa}$$

E : ステンレス鋼の縦弾性係数

$$= \boxed{} \text{ MPa (} \boxed{} \text{ } ^\circ\text{C} \text{ における値)}$$

α : ステンレス鋼の瞬時熱膨張係数

$$= \boxed{} \text{ mm/mm} \cdot ^\circ\text{C (} \boxed{} \text{ } ^\circ\text{C} \text{ における値)}$$

ここで、 T は設計上の最大温度差 94°C ($104^\circ\text{C} - 10^\circ\text{C}$) より大きい。したがって、任意の 2 点間の最大温度差は T の値を超えることはないので本条項を満足している。

(4) 負荷運転中の任意の 2 点の温度差の変動の全振幅の検討

(設計・建設規格 PVB-3140(4))

負荷運転中の温度変動の数を $\boxed{}$ 回とすると、疲労解析が不要となる最大温度差は (3) 項に示す T と全く同じになる。

したがって、負荷運転時の任意の 2 点間の最大温度差の変動の全振幅は、(3) 項に示す T を超えることはないので本条項を満足している。

(5) 負荷運転時の異種材結合部の温度差の検討

(設計・建設規格 PVB-3140(5))

X-253 のスリーブ及びフランジプレートの使用材料の縦弾性係数及び熱膨張係数の値は同じであるため、異種材結合部の温度差の検討は不要である。

(6) 容器に接続される管からの反力その他機械的荷重及び地震動による

応力の全振幅の検討 (設計・建設規格 PVB-3140(6))

荷重の繰返し回数 $\boxed{}$ 回に対応する許容ピーク応力強さは、設計基準対象施設としては $\boxed{}$ MPa、重大事故等対処設備としては $\boxed{}$ MPa となる。ここで、原子炉格納容器の機械的荷重及び地震動による応力の全振幅はいかなる場所でも設計基準対象施設としては $\boxed{}$ MPa、重大事故等対処設備としては $\boxed{}$ MPa を超えることのないよう設計しているため本条項を満足している。

63. 原子炉本体の基礎の耐震計算に関する補足説明資料

原子炉本体の基礎の解析モデルへの荷重等入力方法と境界条件について

1. 概要

本申請の原子炉本体の基礎の FEM モデルは既工認同様 1/2 モデルを用いており、荷重等の入力方法や境界条件がフルモデルに比べて複雑なため、本資料で荷重等の入力方法をイメージ図で示し、1/2 モデル境界条件の設定についての詳細を示すものとする。

2. FEM モデルへの荷重等入力方法についてのイメージ図

原子炉本体の基礎の FEM モデルを図 1 に示す。原子炉本体の基礎の評価では、荷重の種類ごとに図 1 に示す解析モデルを用いて応力を算出し、それらを荷重組み合わせに従い足し合わせることで応力等を算出する。

荷重の種類ごとの荷重入力イメージを図 2～図 11 に示す。

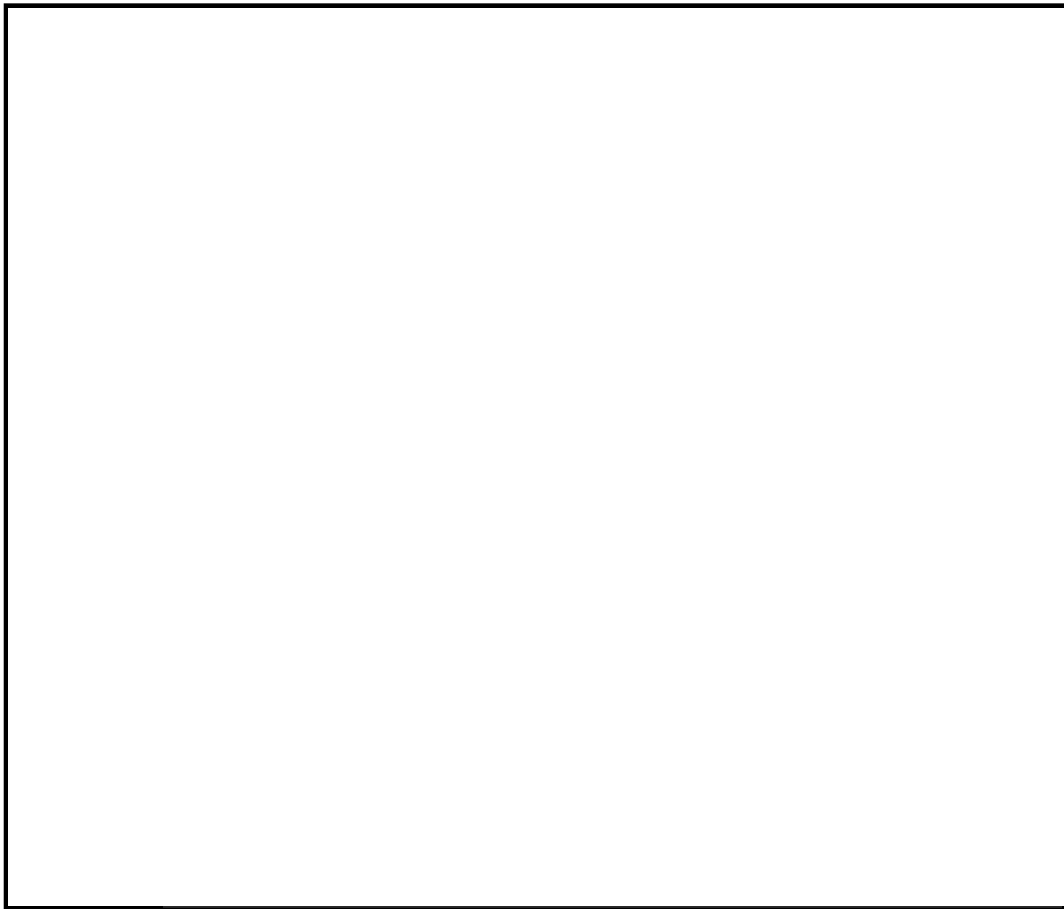


図 1 解析モデル

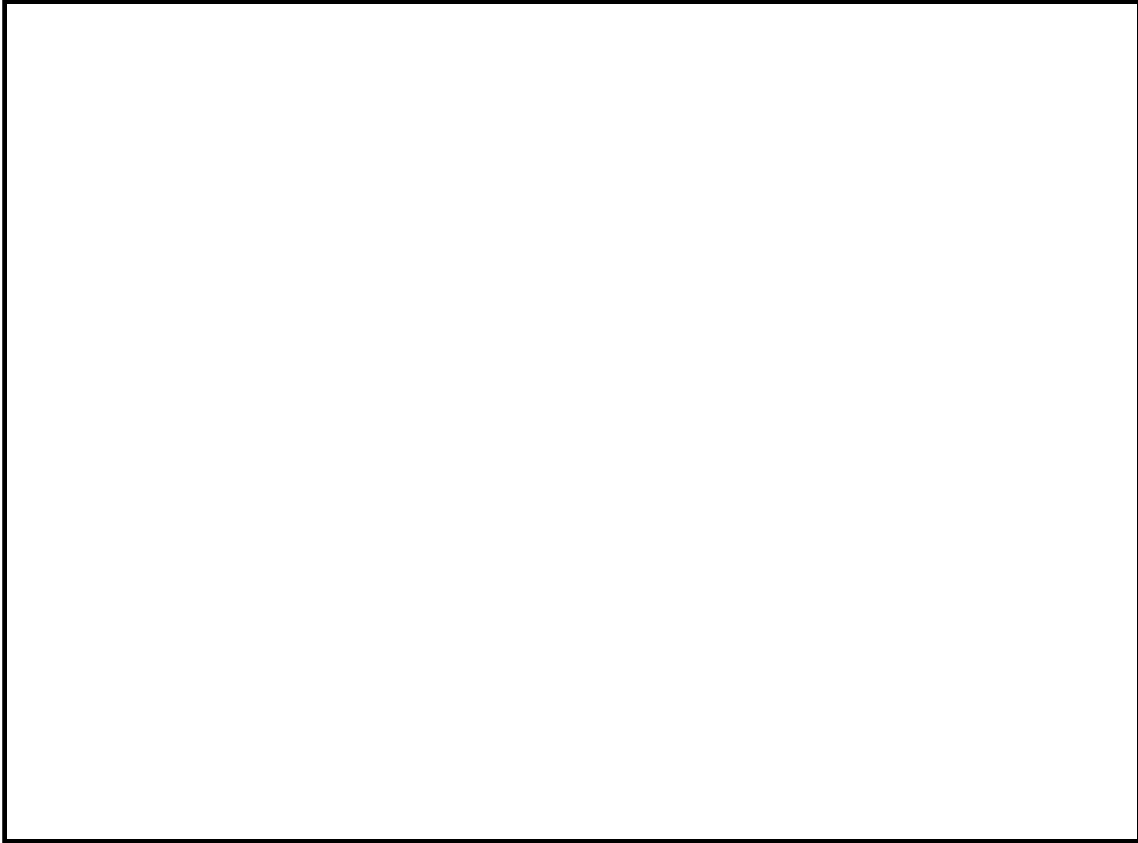


図2 解析モデルのイメージ（死荷重及び鉛直地震荷重）

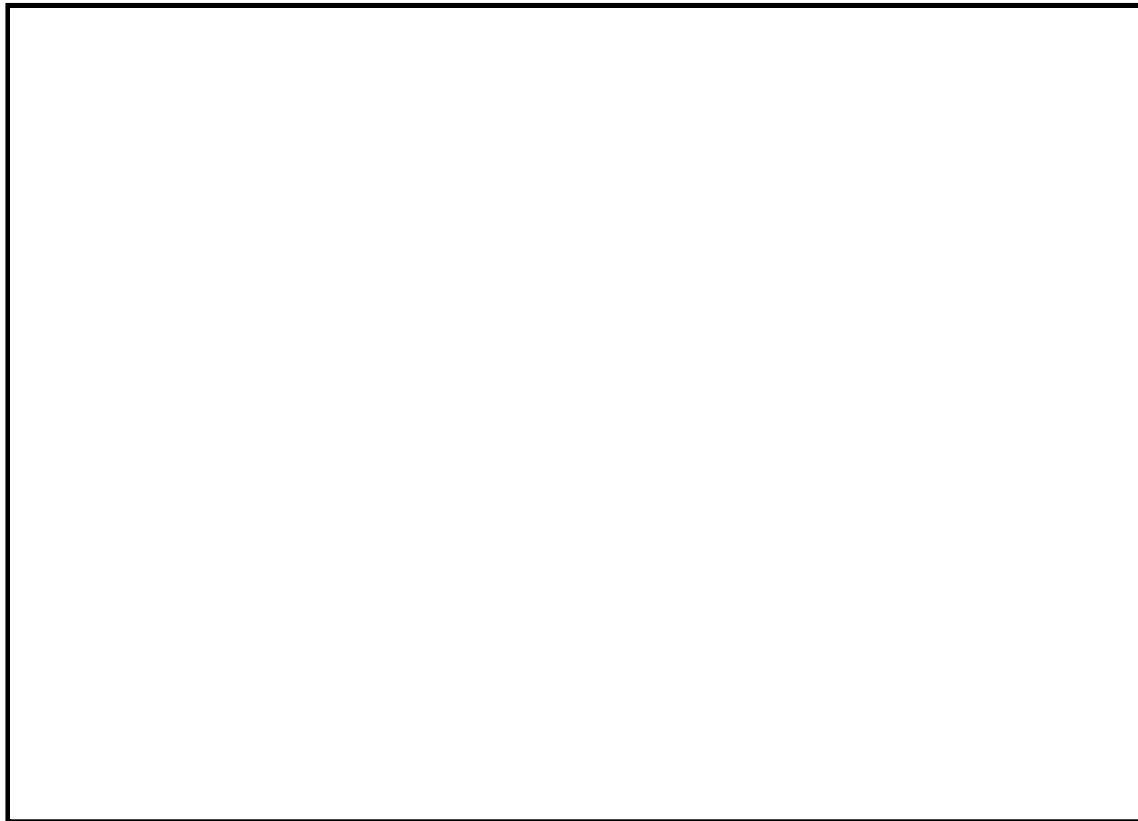


図3 解析モデルのイメージ（水頭圧）

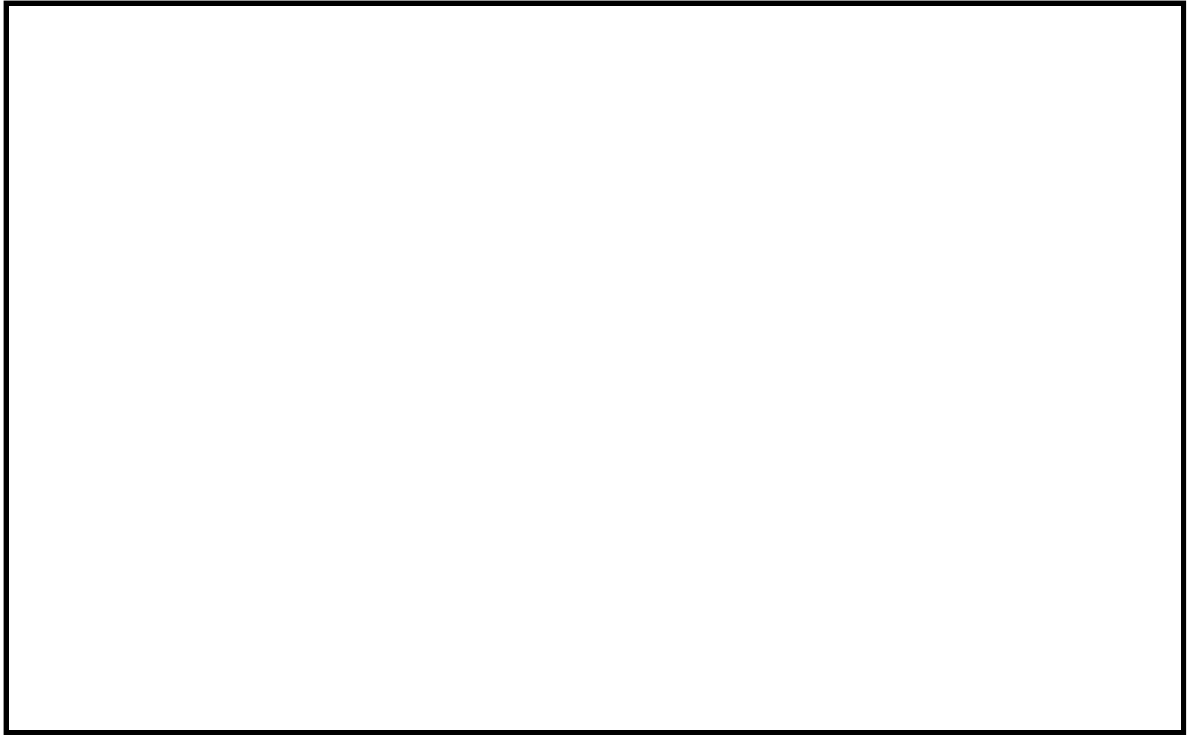


図4 解析モデルのイメージ（圧力荷重）

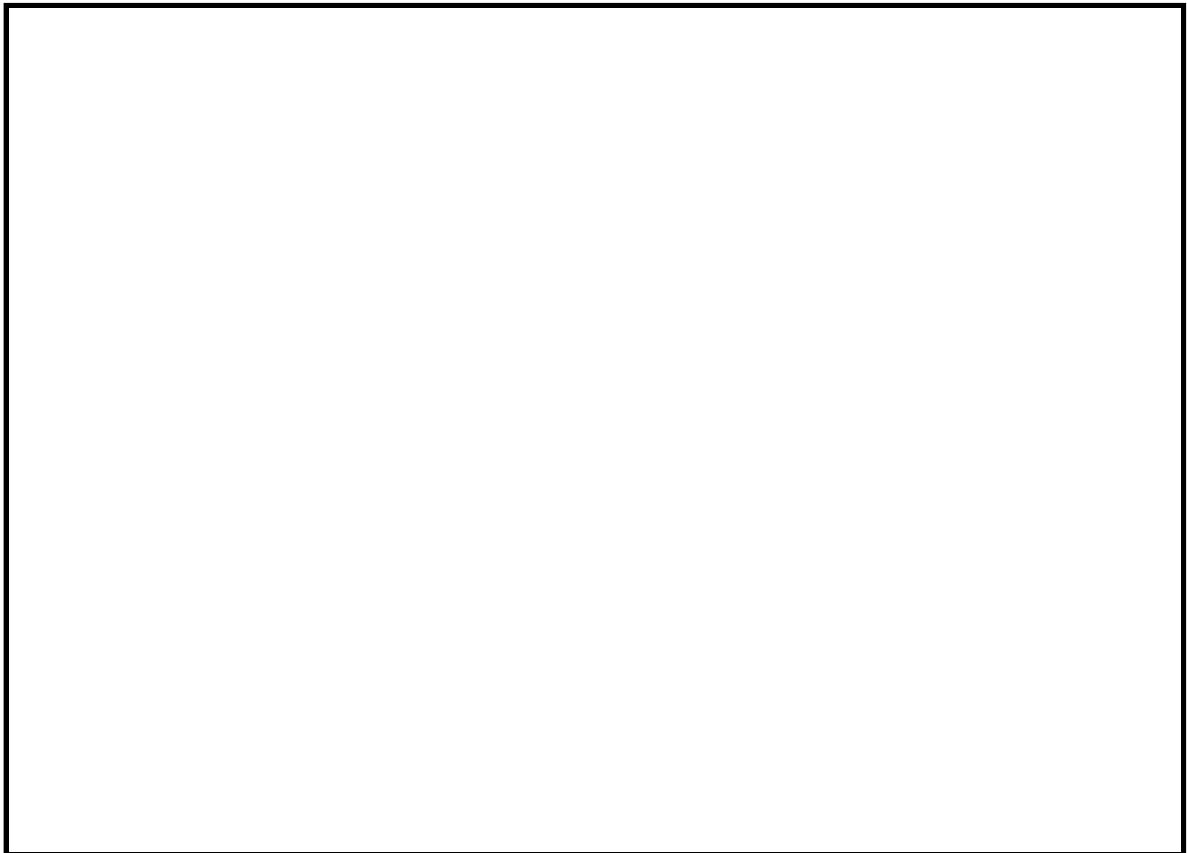


図5 解析モデルのイメージ（温度荷重）

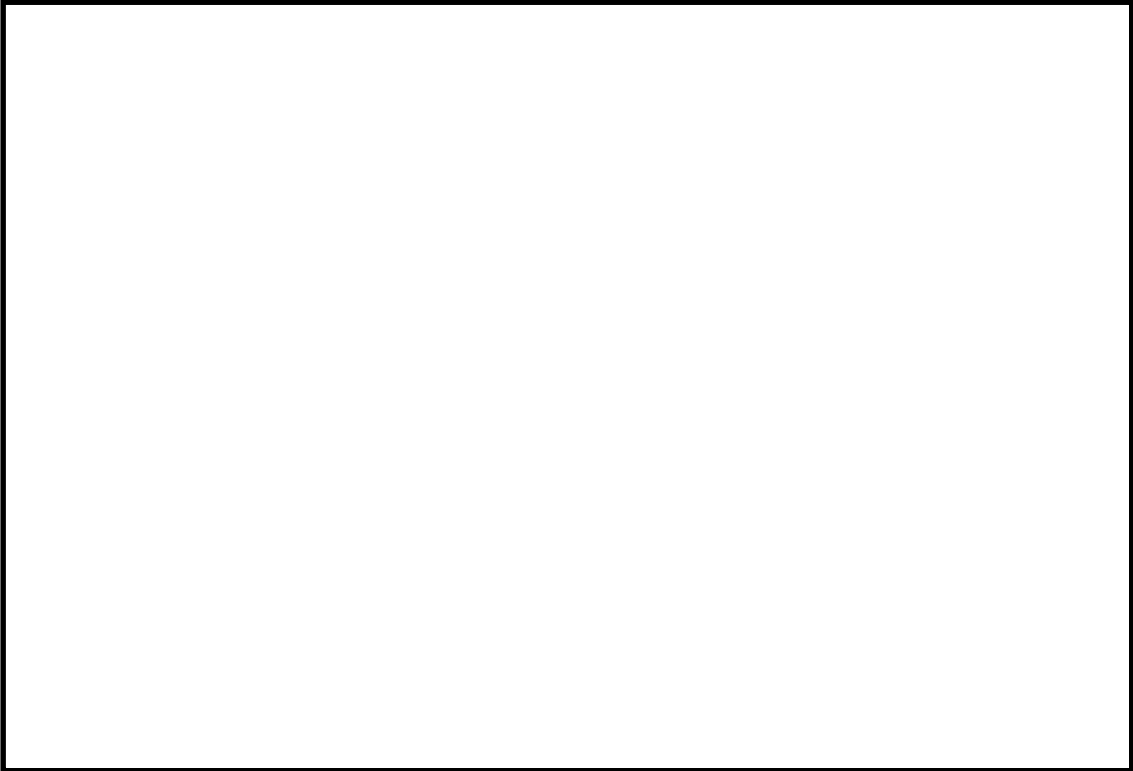


図6 解析モデルのイメージ (逃がし安全弁動作時水力的動荷重)

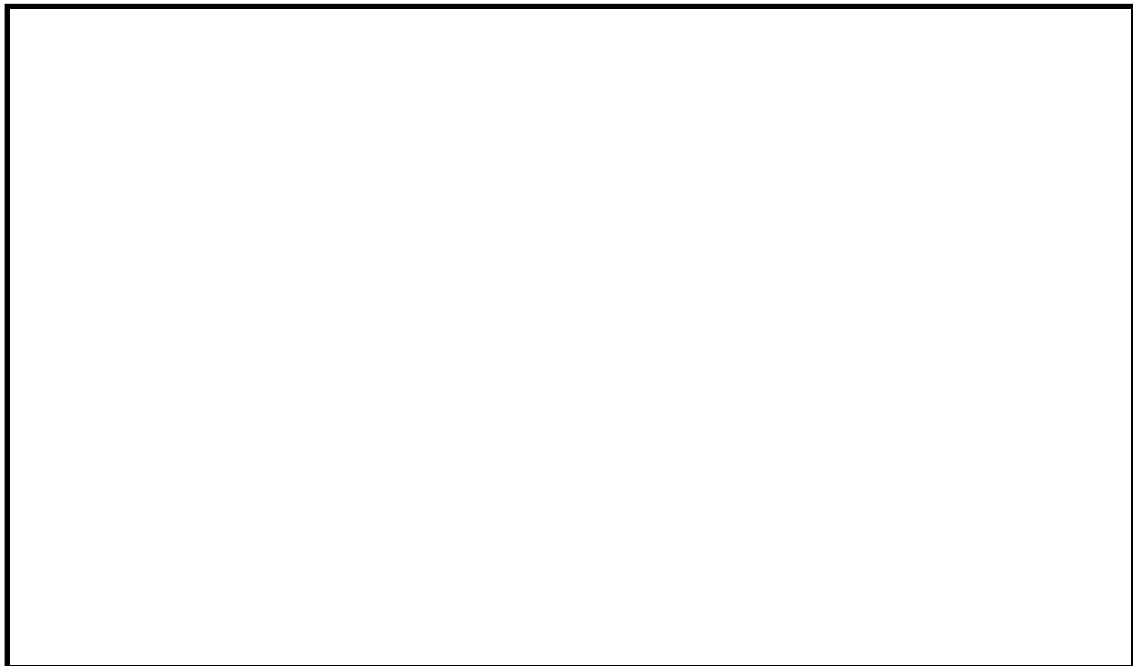


図7 解析モデルのイメージ (チャギング及び蒸気凝縮振動荷重)

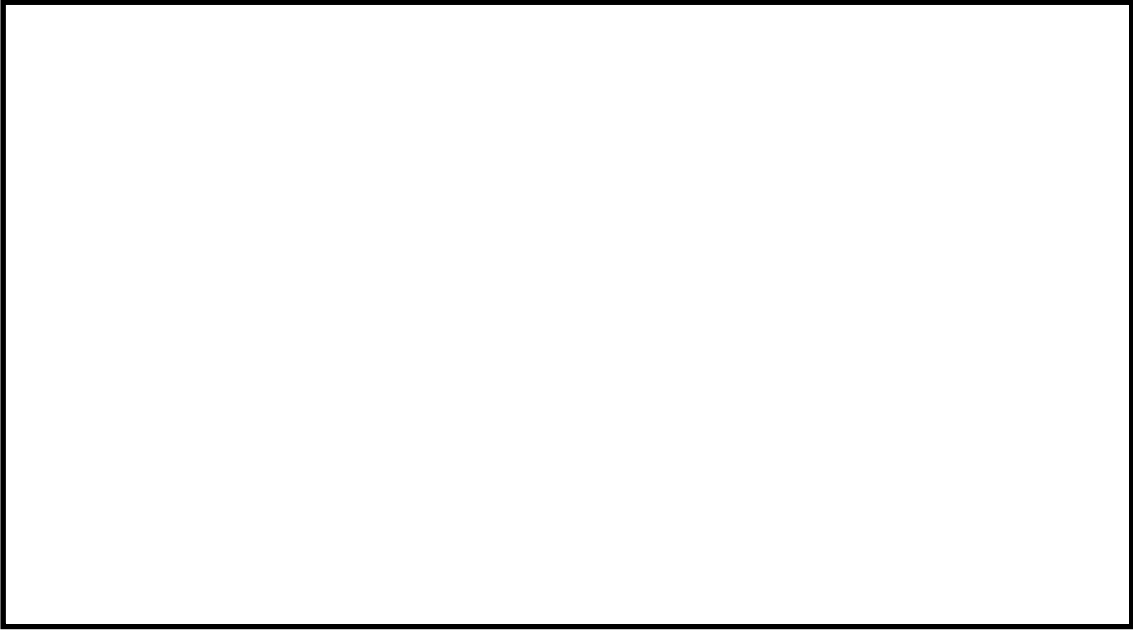


図8 解析モデルのイメージ (EW 方向水平地震荷重)

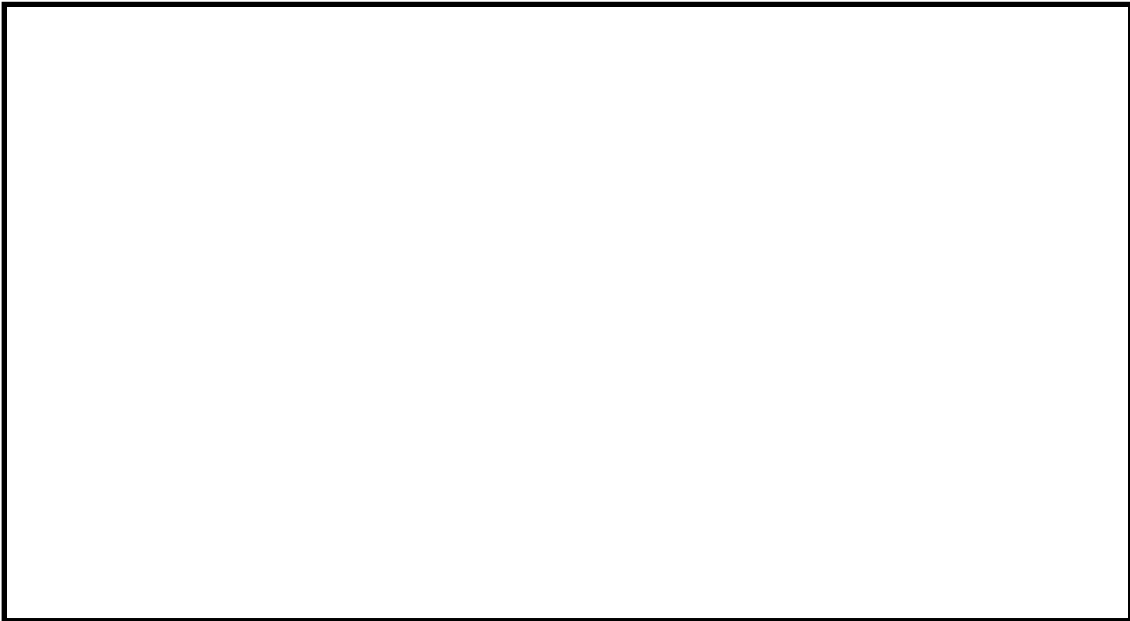


図9 解析モデルのイメージ (NS 方向水平地震荷重)

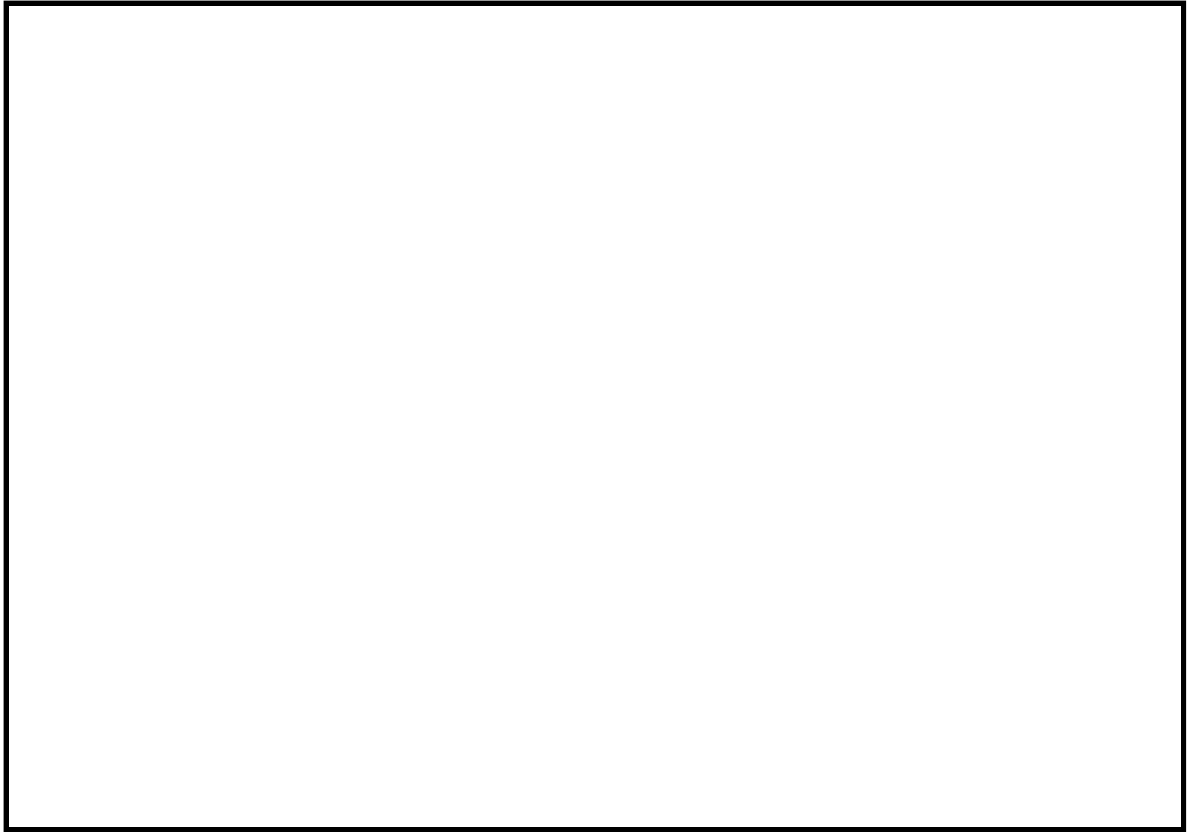


図 10 解析モデルのイメージ (ダイヤフラムフロアより作用する荷重)

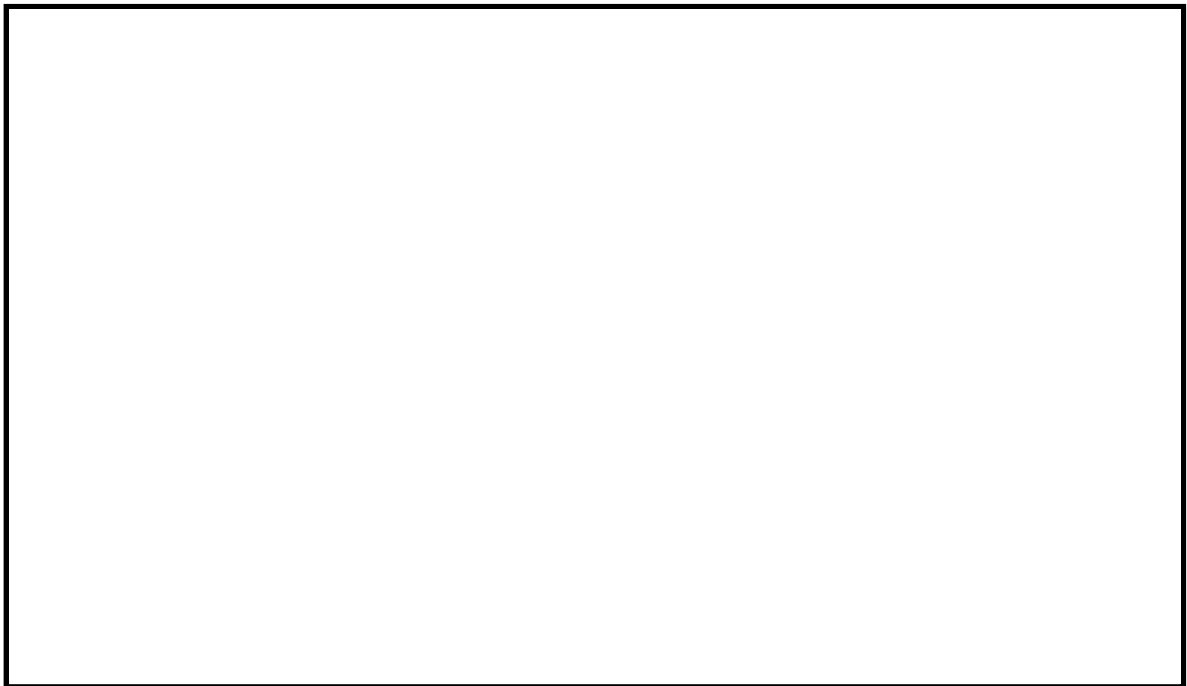


図 11 解析モデルのイメージ (下部ドライウェルアクセストンネルより荷重)

3. 半割部における境界条件設定の理由

原子炉本体の基礎の解析モデルは、構造の対称性から 1/2 モデルとしている（図 12）。1/2 モデルの境界部における境界条件は、入力する荷重の方向に応じて「対称境界」と「逆対称境界」を使い分けている。境界条件の使い分けを整理した結果を表 1 に示す。

表 1 半割部における境界条件の使い分け

対称境界	構造に対称荷重が作用する場合に適用する。（例：圧力荷重，EW 方向 ^{*1} 水平地震荷重） 解析対象からはずした領域の解析結果は，解析領域と対称となる。イメージ図を図 12 に示す。 注記*1：図 12 の Y 軸方向が図 8 の EW 方向に該当する。
逆対称境界	構造に逆対称荷重が作用する場合に適用する。（例：NS 方向 ^{*2} 水平地震荷重） 解析対象からはずした領域の解析結果は，解析領域と逆対称となる。イメージ図を図 12 に示す。 注記*2：図 12 の X 軸方向が図 9 の NS 方向に該当する。

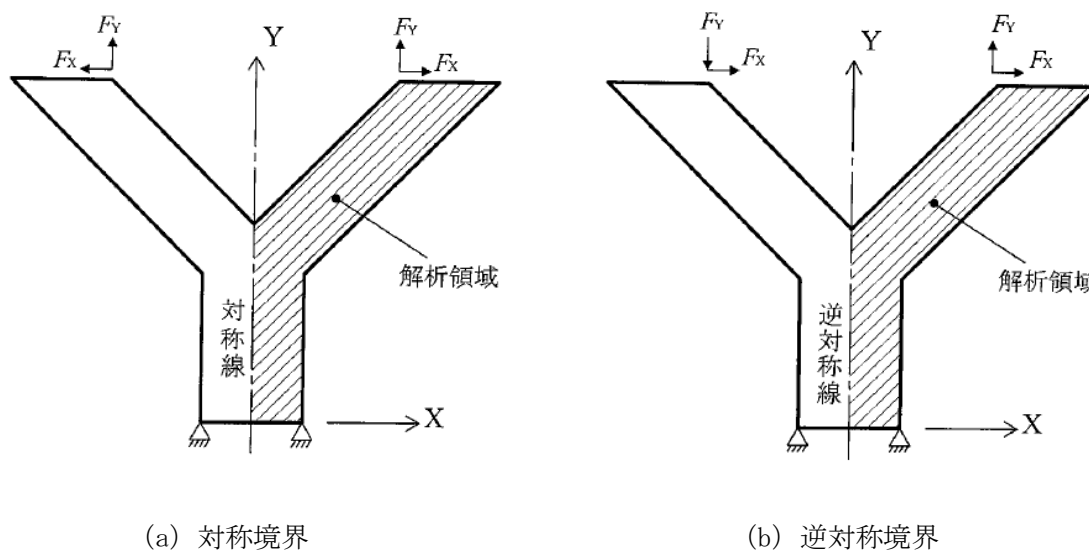


図 12 境界条件設定のイメージ図*

※ 出典：構造解析のための有限要素法実践ハンドブック（発行：森北出版株式会社）

原子炉本体の基礎の耐震重要度分類について

1. はじめに

原子炉本体の基礎はV-1-2-1 原子炉本体の基礎に関する説明書において、耐震重要度分類を「Sクラス相当」と記載している。本資料はこの理由について説明する資料である。

2. 既工認における取り扱い

原子炉本体の基礎は原子力発電所耐震設計技術指針 重要度分類・許容応力編（J E A G 4 6 0 1 ・補-1984）の分類例において、原子炉圧力容器等の間接支持構造物と分類されており、既工認においても間接支持構造物として取り扱っている。

一方で、原子炉本体の基礎は間接支持構造物の機能に加えて、ドライウェルとサブプレッションチェンバの圧力境界となる機能も有しているため、既工認において S クラスと同等の評価を実施している。

3. 本申請における取り扱い

本申請においても、既工認における整理を踏襲し、間接支持構造物として分類するが、評価としては S クラスと同等の評価を実施することとし、原子炉本体の基礎に関する説明書の耐震計算上は、「Sクラス相当」と記載することとする。

原子炉本体の基礎における理論式の応力度算出過程について

1. はじめに

本資料は原子炉本体の基礎の理論式による応力度計算箇所について、その過程について説明する資料である。

なお、計算過程は許容応力状態短期 ($D + P + M + S d^*$) について提示し、そのほかの結果についてはまとめ表として添付資料-1 に示す。

2. 基部アンカ部の応力度算出過程

2. 1 アンカボルト

基部アンカ部を図1に示す。

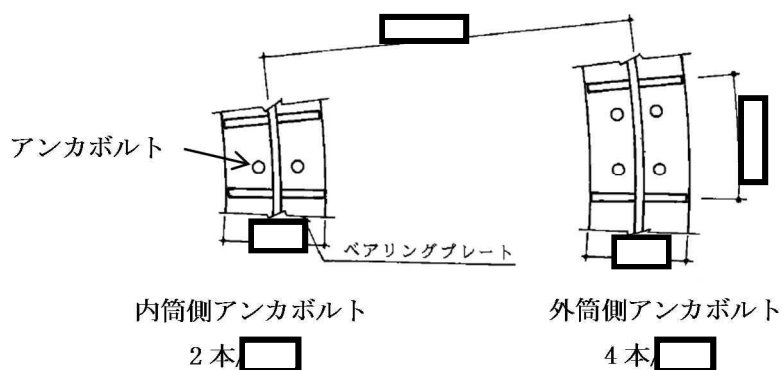


図1 基部アンカ部

2. 1. 1 アンカボルトの最大引張応力度

V-1-2-1 原子炉本体の基礎に関する説明書における解析モデル及び解析モデル諸元に基づく解析結果より、アンカボルトに生じる最大引張応力度 σ_t は

$$\sigma_t = \boxed{} \text{ N/mm}^2$$

となる。この値より、ねじ部有効断面でのアンカボルトの引張応力度 σ_{ta} を求めると

$$\sigma_{ta} = \sigma_t \times A_0 / A_1 = \boxed{} \times \boxed{} = 241.3 \text{ N/mm}^2$$

となり、

アンカボルトの短期許容引張応力度 $1.5 \cdot f_t = 1.5 \times F / 1.5 = \boxed{} \text{ N/mm}^2$ 以下となる。

2. 1. 2 アンカボルトの定着

V-1-2-1 原子炉本体の基礎に関する説明書における解析モデル及び解析モデル諸元に基づき求めたアンカボルトに生じる引張応力度 $\sigma_{t o}$ 及び $\sigma_{t i}$ より、アンカボルトの引抜き力 F は

$$F = (4 \times \sigma_{t o} + 2 \times \sigma_{t i}) \times A_0$$

$$= (4 \times \square + 2 \times \square) \times \square = 2.440 \times 10^6 \text{ N/4.5}^\circ$$

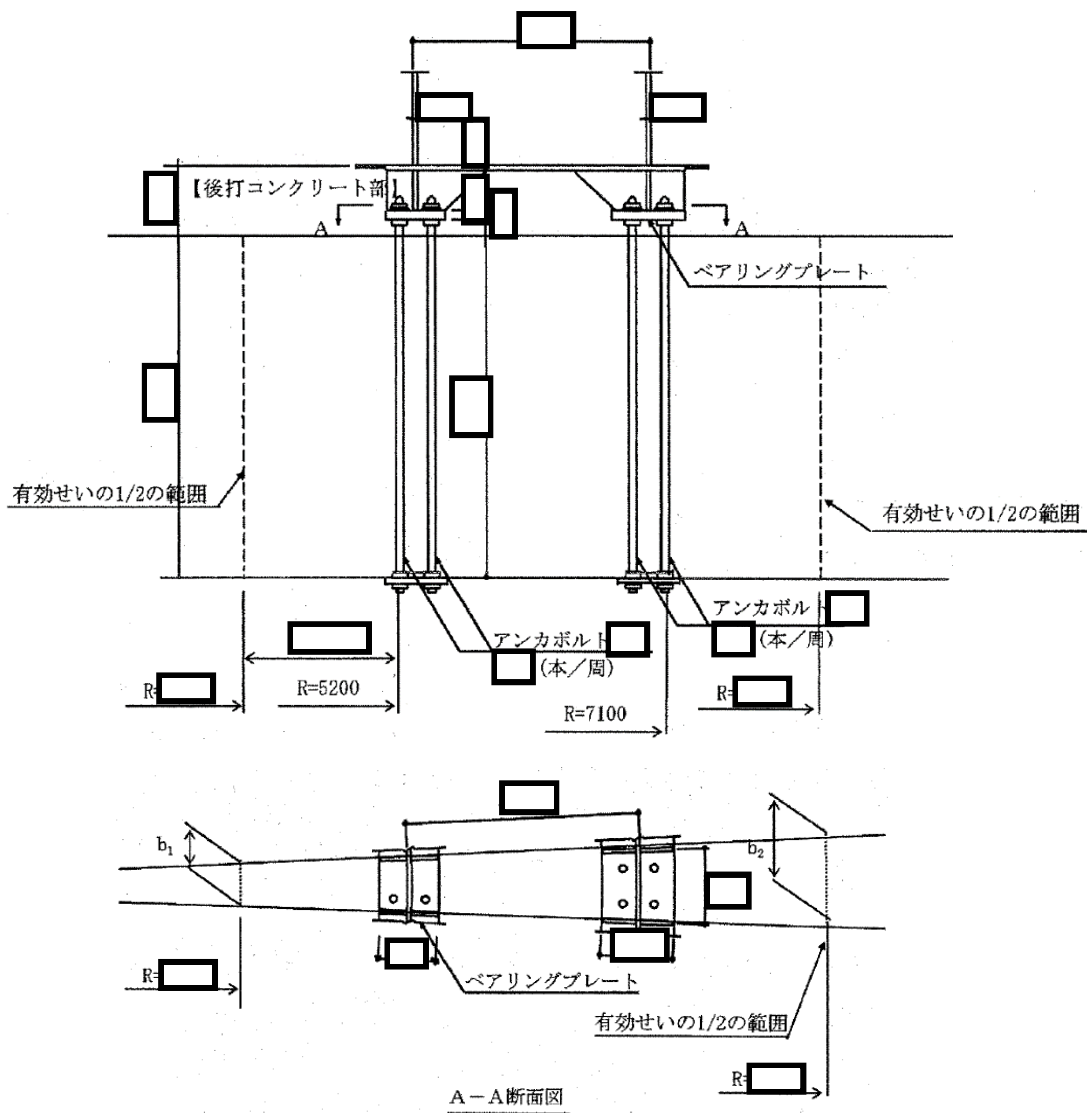
となりコンクリートの短期許容せん断力 $Q_{p a}$ 以下である。

$$Q_{p a} = \alpha \times b_0 \times j \times f_s$$

$$= 1.5 \times \square \times \square \times 1.19$$

$$= \square \text{ N/4.5}^\circ$$

σ_t	アンカボルト軸断面での最大引張応力度
$\sigma_{t a}$	アンカボルトねじ部有効断面での最大引張応力度
A_0	アンカボルトの軸断面積 ($\square \times 1$ 本)
A_1	アンカボルトのねじ部有効断面積 ($\square \times 1$ 本)
F	アンカボルト (\square) の許容応力度の基準値
F	アンカボルトの引抜き力
$\sigma_{t o}$	外筒側のアンカボルト軸断面での引張応力度
$\sigma_{t i}$	内筒側のアンカボルト軸断面での引張応力度
$Q_{p a}$	コンクリートの短期許容せん断力
α	1.5 (定数)
b_0	せん断力算定断面の延べ幅 (図2 参照)
j	応力中心間距離 (図2 参照)
f_s	コンクリートの短期許容せん断応力度



【補足】

RC 規準 20 条 1. (4) ii) より、 b_o はアンカボルトから基礎スラブ有効せいの 1/2 の点を
 連ねた曲線の延べ幅である。また、 j は基礎スラブの応力中心間距離で、 $7/8 \times$ 基礎スラブ
 の算定断面有効せい d とすることができる。4.5° の範囲における b_o 及び j の算出式を以
 下に示す。

$$b_o = b_1 + b_2 = (\text{ } \times 2\pi) \times \text{ } / 360 + (\text{ } \times 2\pi) \times \text{ } / 360 = \text{ } \rightarrow \text{ } \text{ mm}$$

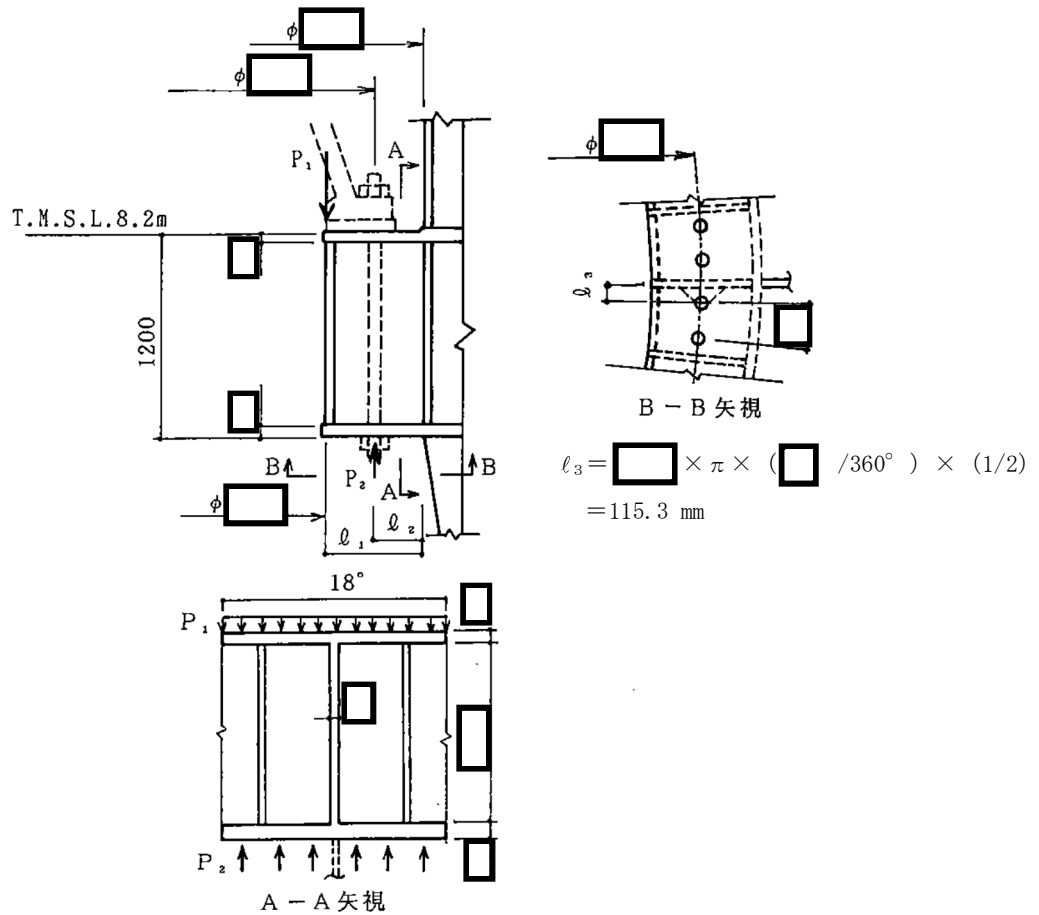
$$d = \text{ } - (\text{ } - \text{ } - \text{ } - \text{ }) = \text{ } \text{ mm}$$

$$j = \text{ } \times (7/8) = \text{ } \rightarrow \text{ } \text{ mm}$$

図 2 セン断力算定断面の延べ幅 b_o 及び応力中心間距離 j

3. ブラケット部

ブラケット部の詳細を図4に示す。ブラケット部に作用する荷重は、原子炉压力容器ベースプレートの最大圧縮力作用時の荷重及び原子炉压力容器基礎ボルトの最大引張力作用時の荷重から算出する。



P_1 : 3.456×10^3 N/mm (最大圧縮力作用時)

P_2 : 5.150×10^5 N/本 (最大引張力作用時)

図4 ブラケット部詳細図

最大圧縮力作用時に生じる応力は、 \square 当たり以下となる。

せん断力

$$\begin{aligned}
 Q_1 &= P_1 \times (\square) / 2 \times \pi \times \square / 360 \\
 &= 3.456 \times 10^3 \times (\square) / 2 \times \pi \times \square / 360 \\
 &= \square \text{ N}
 \end{aligned}$$

曲げモーメント

$$M_1 = Q_1 \times l_1 = \square \text{ N} \cdot \text{mm}$$

曲げ応力度 $\sigma_{b1} = \frac{M_1}{Z} = \boxed{} = 26.0 \text{ N/mm}^2$

せん断応力度 $\tau_1 = \frac{Q_1}{A_e} = \boxed{} = 59.8 \text{ N/mm}^2$

最大引張力作用時に生じる応力は、 $\boxed{}$ 当たり以下となる。

せん断力 $Q_2 = P_2 \times 6 = \boxed{} \text{ N}$

曲げモーメント $M_2 = Q_2 \times \ell_2 = \boxed{} \text{ N} \cdot \text{mm}$

曲げ応力度 $\sigma_{b2} = \frac{M_2}{Z} = \boxed{} = 8.8 \text{ N/mm}^2$

せん断応力度 $\tau_2 = \frac{Q_2}{A_e} = \boxed{} = 38.5 \text{ N/mm}^2$

Z : 断面係数

A_e : 有効せん断断面積

また、最大引張力作用時に下面の水平プレートに局部的に生じる応力は以下となる。

曲げモーメント $M_3 = P_2 \times \ell_3 = \boxed{} \text{ N} \cdot \text{mm}$

曲げ応力度 $\sigma_{b3} = \frac{M_3}{Z} = \boxed{} = 238.7 \text{ N/mm}^2$

ℓ_3 : リブから基礎ボルトまでの距離

Z : 水平プレートの断面係数

以上より、ブラケット部の鋼材に生じる応力度は、

短期許容曲げ応力度 $1.5 \cdot f_b = 1.5 \times F / 1.5 = \boxed{} \text{ N/mm}^2$,

短期許容せん断応力度 $1.5 \cdot f_s = 1.5 \times F / (1.5 \times \sqrt{3}) = \boxed{} \text{ N/mm}^2$

以下である。

4. 添付資料

1. 評価結果一覧

【アンカボルト】

添付表 1-1 アンカボルトの最大引張応力度

荷重の組合せ	最大引張応力度 (軸断面) σ_t (N/mm ²)	最大引張応力度 (有効断面) σ_{ta} (N/mm ²)	短期許容引張応力度 $1.5 \cdot f_t$ (N/mm ²)
D + P + M + S d *			
D + P _L + M _L + S d *			
D + P + M + S s			
D + P _{SA} + M _{SA}			
D + P _{SAL} + M _{SAL} + S d			
D + P _{SALL} + M _{SALL} + S s			

添付表 1-2 アンカボルトの定着

荷重の組合せ	外筒の引張応力度 (軸断面) σ_{to} (N/mm ²)	内筒の引張応力度 (軸断面) σ_{ti} (N/mm ²)	引抜き力 F (N/4.5°)	短期許容せん断力 Q _{pa} (N/4.5°)
D + P + M + S d *			2.440 × 10 ⁶	
D + P _L + M _L + S d *			2.311 × 10 ⁶	
D + P + M + S s			3.216 × 10 ⁶	
D + P _{SA} + M _{SA}			3.449 × 10 ⁵	
D + P _{SAL} + M _{SAL} + S d			2.543 × 10 ⁶	
D + P _{SALL} + M _{SALL} + S s			3.215 × 10 ⁶	

【ベアリングプレート】

添付表-2 ベアリングプレートの曲げ応力度

荷重の組合せ	ベアリングプレート に生じる 最大引張応力度 w_t (N/mm ²)	ベアリングプレート に生じる 最大圧縮応力度 w_c (N/mm ²)	曲げモーメント (単位幅 1mm 当たり) M (N・mm/mm)	曲げ応力度 σ_b (N/mm ²)	短期許容曲げ応力度 $1.5 \cdot f_b$ (N/mm ²)
D + P + M + S d *	6.5			319.9	
D + P _L + M _L + S d *	5.5			322.4	
D + P + M + S _s	8.3			371.6	
D + P _{SA} + M _{SA}	0.2			118.7	
D + P _{SAL} + M _{SAL} + S d	8.5			330.3	
D + P _{SALL} + M _{SALL} + S _s	8.7			361.1	

【ブラケット部】

添付表 3-1 最大圧縮力作用時のブラケット部の曲げ応力度及びせん断応力度

荷重の組合せ	最大圧縮力 作用時 P_1 (N/mm)	せん断力 Q_1 (N)	曲げ モーメント M_1 (N・mm)	曲げ応力度 σ_{b1} (N/mm ²)	せん断応力度 τ_1 (N/mm ²)	短期許容 曲げ応力度 $1.5 \cdot f_b$ (N/mm ²)	短期許容 せん断応力度 $1.5 \cdot f_s$ (N/mm ²)
D + P + M + S _d *	3.456×10^3			26.0	59.8		
D + P _L + M _L + S _d *	3.456×10^3			26.0	59.8		
D + P + M + S _s	4.992×10^3			37.6	86.4		
D + P _{SA} + M _{SA}	—			—	—		
D + P _{SAL} + M _{SAL} + S _d	3.456×10^3			26.0	59.8		
D + P _{SALL} + M _{SALL} + S _s	4.992×10^3			37.6	86.4		

添付表 3-2 最大引張力作用時のブラケット部の曲げ応力度及びせん断応力度

荷重の組合せ	最大引張力 作用時 P_2 (N/本)	せん断力 Q_2 (N)	曲げ モーメント M_2 (N・mm)	曲げ応力度 σ_{b2} (N/mm ²)	せん断応力度 τ_2 (N/mm ²)	短期許容 曲げ応力度 $1.5 \cdot f_b$ (N/mm ²)	短期許容 せん断応力度 $1.5 \cdot f_s$ (N/mm ²)
D + P + M + S _d *	5.150×10^5			8.8	38.5		
D + P _L + M _L + S _d *	5.150×10^5			8.8	38.5		
D + P + M + S _s	8.440×10^5			14.4	63.1		
D + P _{SA} + M _{SA}	—			—	—		
D + P _{SAL} + M _{SAL} + S _d	5.150×10^5			8.8	38.5		
D + P _{SALL} + M _{SALL} + S _s	8.440×10^5			14.4	63.1		

添付表 3-3 最大引張力作用時の下面の水平プレートに局部的に生じる曲げ応力度

荷重の組合せ	最大引張力 作用時 P_2 (N/本)	曲げモーメント M_3 (N・mm)	曲げ応力度 σ_{b3} (N/mm ²)	短期許容 曲げ応力度 $1.5 \cdot f_b$ (N/mm ²)
D + P + M + S _d *	5.150×10^5		238.7	
D + P _L + M _L + S _d *	5.150×10^5		238.7	
D + P + M + S _s	8.440×10^5		391.2	
D + P _{SA} + M _{SA}	—		—	
D + P _{SAL} + M _{SAL} + S _d	5.150×10^5		238.7	
D + P _{SALL} + M _{SALL} + S _s	8.440×10^5		391.2	

原子炉本体の基礎の許容応力状態短期及び機能維持の検討に対する
算出応力度についての検討

1. 概要

V-1-2-1「原子炉本体の基礎に関する説明書」の(1)「原子炉本体の基礎の耐震性についての計算書」において、表 5-1 (1) 許容応力状態短期 ($D+P+M+Sd^*$) の方が、表 5-2(1) 許容応力状態機能維持 ($D+P_L+M_L+Sd^*$) より、算出応力度が大きい評価部位があることについて、検討した結果を示す。

2. 検討結果

許容応力状態短期と許容応力状態機能維持の検討 (Sd^*) の組合せ荷重の差異は以下の通りである。

- ・短期 (通常運転+ Sd^*) : 圧力(差圧 14kPa), 温度 (D/W:57°C, S/C:35°C), SRV 荷重
- ・機能維持の検討 (事故後 720 時間+ Sd^*) : 圧力(差圧 0kPa), 温度 (D/W, S/C:52°C)

各荷重による応力度を確認した結果、SRV 荷重の影響は小さく、圧力や温度による応力度について機能維持の検討の応力度よりも短期の応力度の方が大きくなる評価部位があるため、各荷重による応力度の合計値としても、許容応力状態短期の算出応力度が許容応力状態機能維持の検討の値より大きくなる。

なお、この傾向は既工認でも同様のため、地震荷重条件のみ評価条件が変更となった本申請における評価の結果は妥当であると考えられる。

64. 原子炉圧力容器スタビライザの鉛直地震荷重の考慮について

1. 概要

本資料は、V-2-3-3-2-2「原子炉圧力容器スタビライザの応力計算書」において、鉛直方向地震荷重を考慮していないことについて、鉛直地震時においても、原子炉圧力容器スタビライザブラケットが、原子炉圧力容器スタビライザの構成部品であるヨークと鉛直方向に接触しないことを示し、その妥当性を説明するものである。

2. 検討内容

本検討においては、以下に示すとおり、原子炉圧力容器の定格運転時における熱膨張及び、鉛直地震時における相対変位量を確認することにより、原子炉圧力容器スタビライザブラケットとヨークとが接触しないことを確認する。

2.1 図面寸法及び原子炉圧力容器の定格運転時の熱膨張

図面寸法におけるスタビライザブラケットとヨークの鉛直方向のギャップ（下図参照）は、上側で mm, 下側で mm であり、原子炉圧力容器の定格運転時の熱膨張によるスタビライザブラケットの変位は、鉛直上向き方向に mm である。

2.2 鉛直地震時における相対変位量

今回工認における地震時鉛直方向相対変位は Sd 地震で mm, Ss 地震で mm である。

3. 結論

2章の内容をまとめると下表のとおりであり、熱膨張を考慮した際の地震時鉛直方向ギャップは、上側で 下側で となる。

すなわち、鉛直地震時であっても、原子炉圧力容器スタビライザブラケットとヨークの鉛直方向に接触しないことが確認できることから、原子炉圧力容器スタビライザの応力計算において、鉛直方向地震荷重を考慮していないことは問題なく、妥当である。

表 スタビライザブラケットとヨークの地震時鉛直方向ギャップ算出結果 (単位: mm)

	検 討 項 目	上側ギャップ	下側ギャップ
①	図面寸法 (据付け時)		
②	RPV の定格運転時の熱膨張による鉛直方向移動量		
③	地震時鉛直方向相対変位量 (Sd 地震時と Ss 地震時の包絡値)		
結果	地震時鉛直方向ギャップ (①+②+③)		

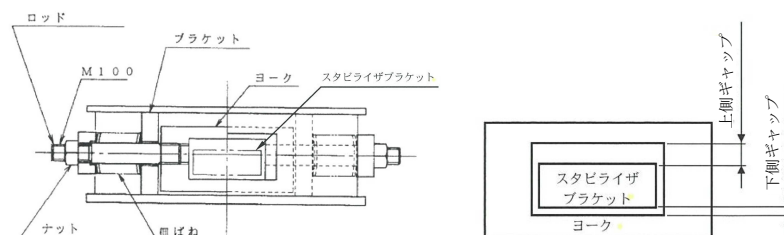


図 スタビライザブラケットとヨークの鉛直方向ギャップの定義

65. 格納容器圧力逃がし装置主配管の地震相対変位に対する考慮について

格納容器圧力逃がし装置主配管の地震相対変位に対する考慮について

1. はじめに

格納容器圧力逃がし装置のうち、原子炉建屋とフィルタベント遮蔽壁間に敷設されているベント配管（フィルタ装置入口側、フィルタ装置出口側）及び排水配管については、建屋間の相対変位を吸収する目的で3連ペローズタイプの伸縮継手を設置している。

本資料では、格納容器圧力逃がし装置に使用する伸縮継手が地震相対変位を吸収可能であることを説明するものである。伸縮継手の設置箇所を図 1-1 に示す。

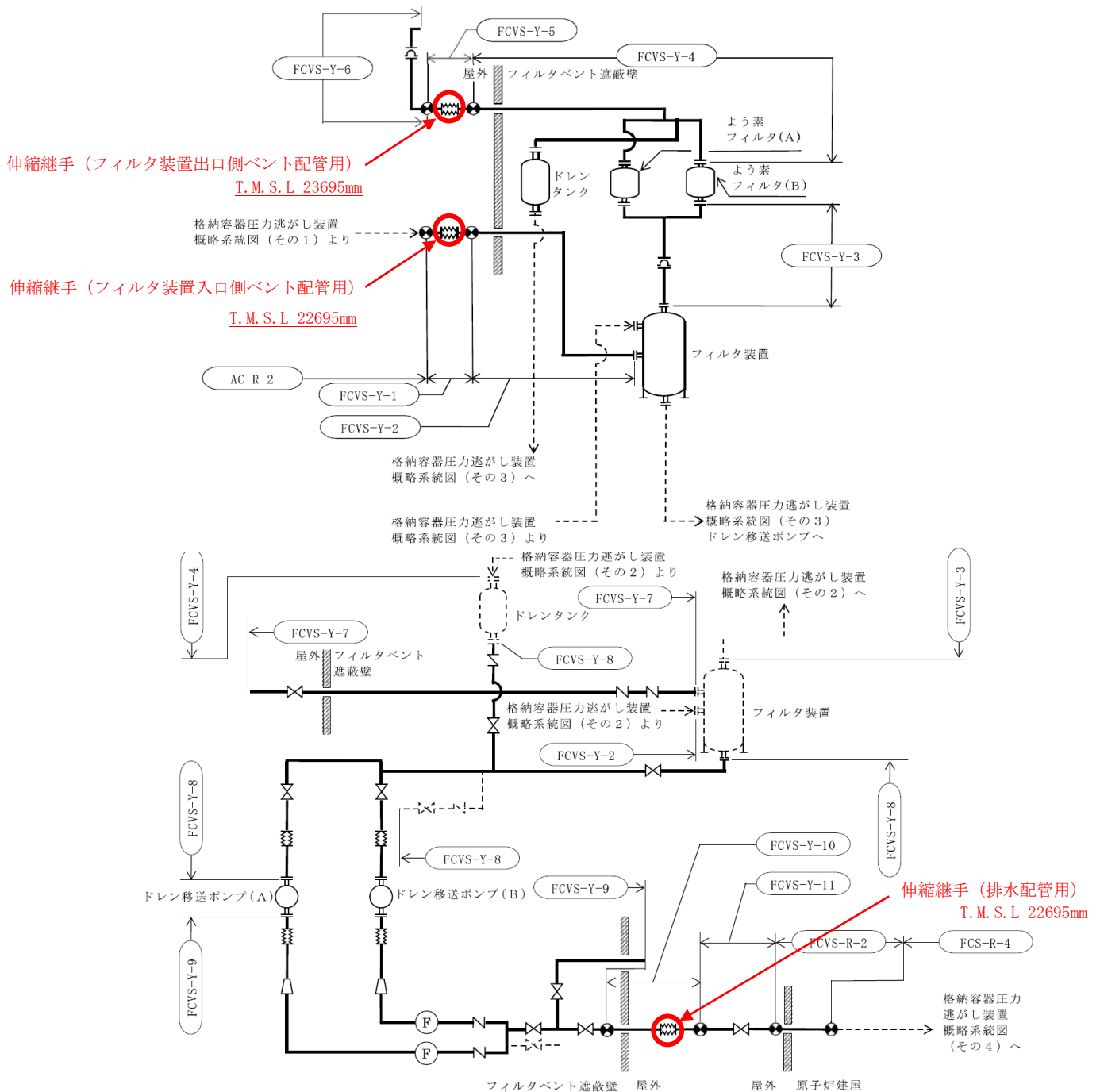


図 1-1 格納容器圧力逃がし装置概略系統図 (抜粋)

2. 伸縮継手の構造

伸縮継手（3連ベローズ）の構造図と各方向の伸縮量を図 2-1、材質を表 2-1、ジンバルベローズ及びアキシャルベローズの構造、動作イメージを図 2-2、図 2-3 に示す。

格納容器圧力逃がし装置で使用する伸縮継手は、軸方向及び軸直角方向の地震相対変位を吸収する必要があり、これを 1 個の伸縮継手で実現可能な 3 連ベローズを採用することにより、地震相対変位を吸収するものである。3 連ベローズは 3 個のベローズをもち、両端のジンバルベローズで軸直角方向の変位を吸収し、中央のアキシャルベローズで軸方向の変位を吸収することにより、多平面の変位を吸収できる構造となっている。

なお、伸縮継手（3 連ベローズ）は、一般産業品として使用実績を有する。

表 2-1 伸縮継手（3 連ベローズ）の材質

伸縮継手	部品名称	材質
フィルタ装置入口側 ベント配管用	パイプ	STPT370-S
	ベローズ	SUS316
フィルタ装置出口側 ベント配管用	パイプ	SM400B
	ベローズ	SUS316
排水配管用	パイプ	STPT316LTP-S
	ベローズ	SUS316

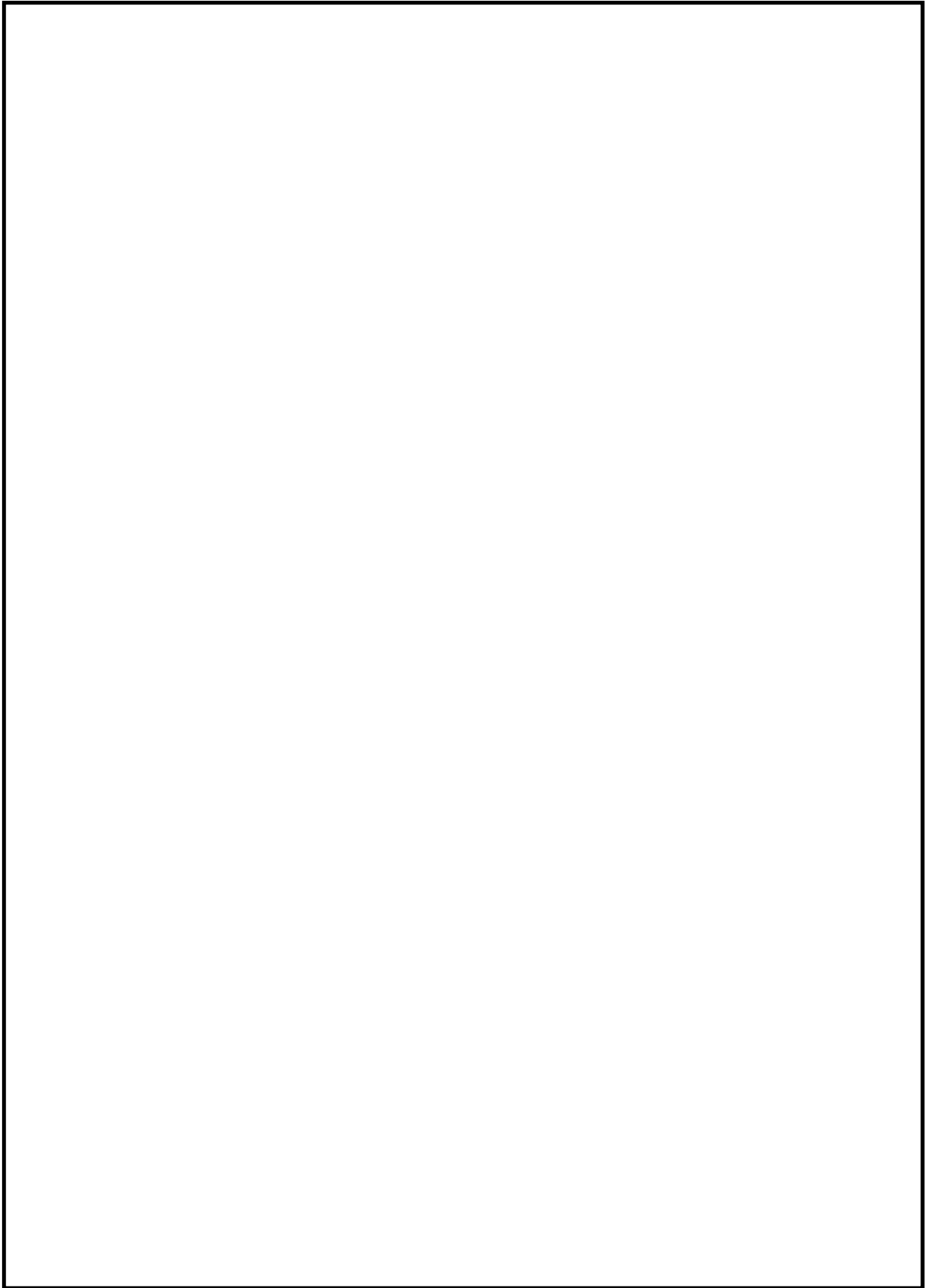


図 2-1 伸縮継手 (3 連ベローズ) 構造図

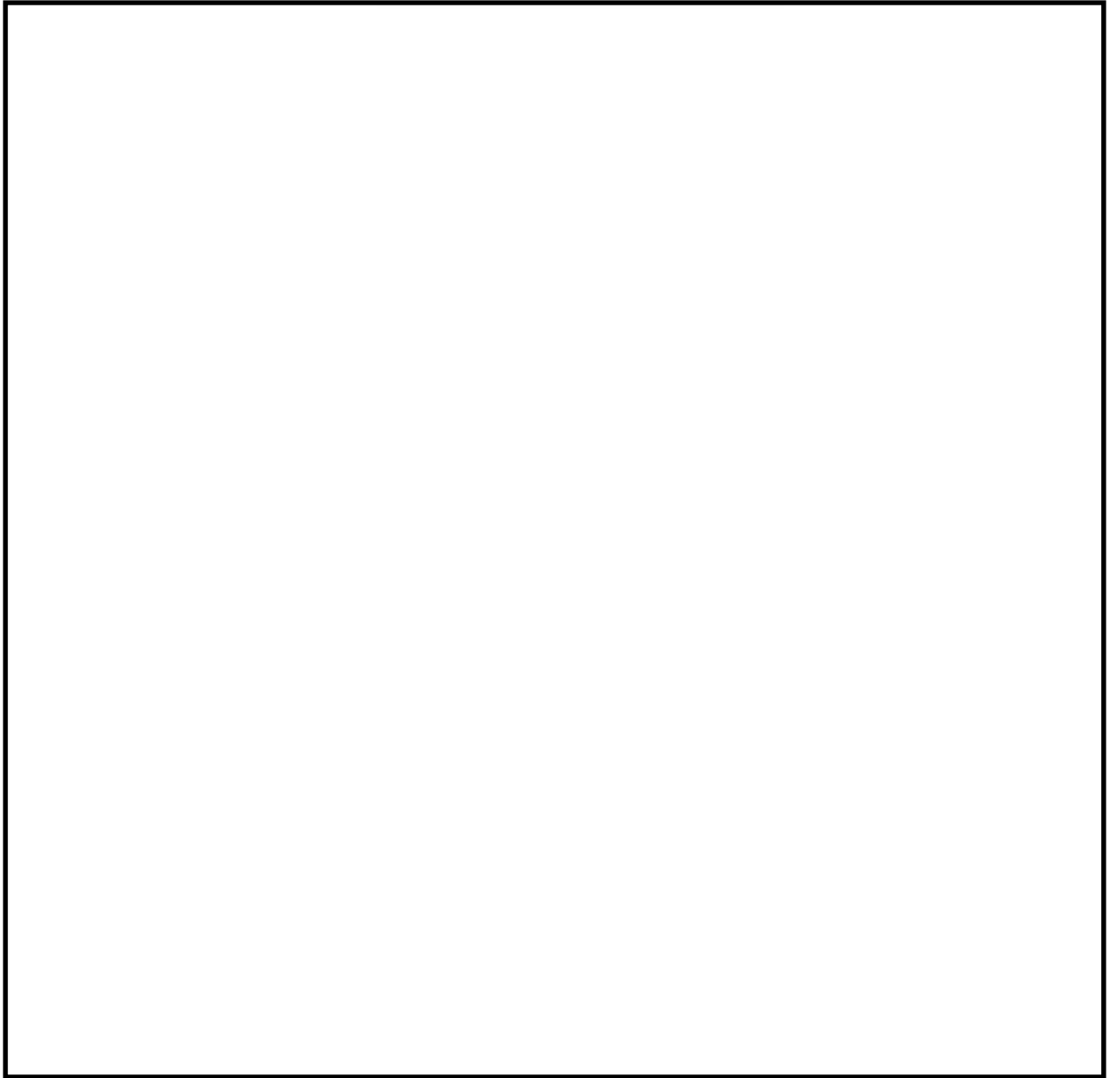


図 2-2 ジンバルベローズ (単式) の構造, 動作イメージ

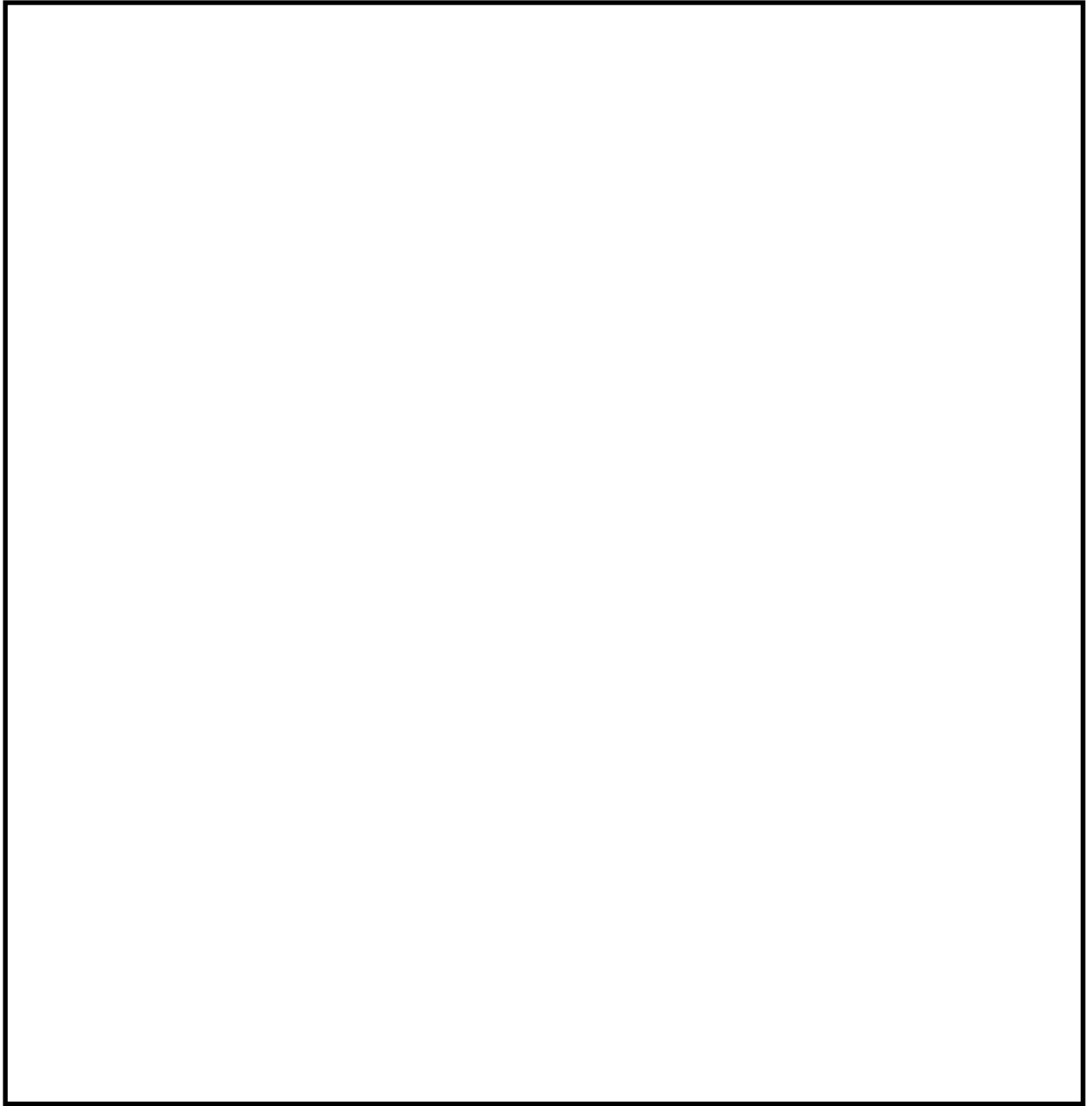


図 2-3 アキシシャルベローズの構造，動作イメージ

3. 地震相対変位を吸収可能であることの確認

各建屋の基準地震動 S_s による最大応答変位を表 3-1 に示す。最大応答変位は標高が高いほど大きくなるため、最も高い位置に設置されている伸縮継手（フィルタ装置出口側ベント配管用）に着目して地震相対変位を吸収可能であることの確認を行う。

伸縮継手（フィルタ装置出口側ベント配管用）の設置位置（T. M. S. L. 23695mm）における原子炉建屋の基準地震動 S_s による最大応答変位と、液状化を考慮した場合のフィルタベント遮蔽壁の基準地震動 S_s による最大応答変位は、表 3-1 に示すとおり 51.8mm（NS 方向）、108.0mm（EW 方向）であり、これを保守的に絶対値和した場合の相対変位は 159.8mm となる。

これに対し、格納容器圧力逃がし装置の伸縮継手は、軸方向及び軸直角方向に±300mm 変位可能であり、基準地震動 S_s による相対変位を十分に吸収可能であることを確認した。

表 3-1 基準地震動 S_s による最大応答変位

(a) 原子炉建屋

T. M. S. L. [mm]	最大応答変位 [mm]	
	NS 方向	EW 方向
49700	79.2 ^{*1}	73.6 ^{*2}
38200	67.3 ^{*1}	61.9 ^{*2}
31700	60.4 ^{*1}	55.3 ^{*2}
23695	51.8 ^{*3}	46.8 ^{*3}
23500	51.5 ^{*1}	46.5 ^{*2}
18100	44.7 ^{*1}	40.4 ^{*2}
12300	37.3 ^{*1}	34.2 ^{*2}
4800	27.4 ^{*1}	25.2 ^{*2}
-1700	18.3 ^{*1}	18.0 ^{*2}
-8200	11.8 ^{*1}	11.7 ^{*2}

注記*1：原子炉建屋の地震応答計算書に関する補足説明資料 別紙3 地震応答解析における材料物性の不確かさに関する検討 表3-2 最大応答変位一覧表（基準地震動 S_s, NS 方向）(1/4) より引用した値。

注記*2：原子炉建屋の地震応答計算書に関する補足説明資料 別紙3 地震応答解析における材料物性の不確かさに関する検討 表3-6 最大応答変位一覧表（基準地震動 S_s, EW 方向）(1/4) より引用した値。

注記*3：T. M. S. L. 31700mm と T. M. S. L. 23500mm の最大応答変位から高さ方向で線形補間して算出した値。

(b) フィルタベント遮蔽壁（液状化を考慮した場合）

T. M. S. L. [mm]	最大応答変位 [mm]	
	NS 方向	EW 方向
26300	103 ^{*4}	111 ^{*5}
23695	101 ^{*6}	108 ^{*6}
12000	88.5 ^{*4}	94.8 ^{*5}

注記*4：格納容器圧力逃がし装置基礎の地震応答計算書に関する補足説明資料 別紙4 地盤の液状化を考慮した地震応答解析結果 図4-23 最大応答変位（基準地震動 S_s, NS 方向）より引用した値。

注記*5：格納容器圧力逃がし装置基礎の地震応答計算書に関する補足説明資料 別紙4 地盤の液状化を考慮した地震応答解析結果 図4-27 最大応答変位（基準地震動 S_s, EW 方向）より引用した値。

注記*6：T. M. S. L. 26300mm と T. M. S. L. 12000mm の最大応答変位から高さ方向で線形補間して算出した値。

4. 地震相対変位に対する疲労評価

地震相対変位に対する疲労評価結果を表 4-1 に示す。なお、評価方法は設計・建設規格 PPC-3416 を準用した。

評価の結果、実際の繰返し回数 (N_r) と許容繰返し回数 (N) の比 ($U = N_r / N$) は 1 以下であり、伸縮継手の強度は十分であることを確認した。

なお、伸縮継手の地震慣性力による影響は、配管側については V-2-9-4-7-1-2 「管の耐震性についての計算書」において、解析モデルに伸縮継手の質量を付加質量として考慮した上で評価しており、十分な構造強度を有していることを確認している。また、伸縮継手側については地震慣性力によるベローズの伸縮量は地震相対変位に比べて微小であることから、地震慣性力を考慮しても伸縮継手の疲労評価に影響はないと考える。

表 4-1 伸縮継手の疲労評価結果

伸縮継手	最高使用 圧力 P (MPa)	最高 使用 温度 (°C)	材料	縦弾性 係数 E (MPa)	t (mm)	全伸縮量 δ (mm)	b (mm)	h (mm)	n	c	算式	継手部 応力 σ (MPa)	N $\times 10^3$	N_r $\times 10^3$	U
フィルタ装置 入口側ベント 配管用	0.62	200	SUS316	183000	2.00	3.66 ^{*1}	25.00	50.00	8	1	B	158	2843.5	0.2	0.0001
	0.62	200	SUS316	183000	1.20	170.60 ^{*2}	25.00	55.00	30	2	B	933	5.7	0.2	0.0352
フィルタ装置 出口側ベント 配管用	0.25	200	SUS316	183000	2.00	4.39 ^{*1}	25.00	50.00	8	1	B	177	1910.9	0.2	0.0001
	0.25	200	SUS316	183000	1.20	170.60 ^{*2}	25.00	55.00	30	2	B	925	5.9	0.2	0.0342
排水配管用	1.00	150	SUS316L	186000	0.60	1.99 ^{*1}	8.50	18.00	10	2	B	165	2443.2	0.2	0.0001
	1.00	150	SUS316L	186000	0.60	170.60 ^{*2}	8.50	18.00	132	3	B	982	4.8	0.2	0.0421

注記*1： 地震相対変位（水平方向：170.6mm，鉛直方向：26.4mm）*3によりジンバルベローズに生じる最大変位。

*2： 地震相対変位（水平方向：170.6mm）*3によりアキシャルベローズに生じる最大変位。

*3： V-2-9-4-7-1-2 「管の耐震性についての計算書」の構造強度評価に使用している地震相対変位。

評価： $U \leq 1$ ，よって十分である。

V-3-2-9 重大事故等クラス 2 管の強度計算方法 (抜粋)

2.8 伸縮継手の強度計算

伸縮継手の強度計算は、設計・建設規格 PPC-3416を適用する。

(1) 記号の説明

設計・建設規格の記号	計算書の表示	表 示 内 容	単 位
b	b	継手部の波のピッチの 2 分の 1	mm
c	c	継手部の層数	—
E	E	材料の縦弾性係数 設計・建設規格 付録材料図表 Part6 表 1 による。	MPa
h	h	継手部の波の高さ	mm
N	N	許容繰返し回数	—
	N_r	実際の繰返し回数	—
n	n	継手部の波数の 2 倍の値	—
t	t	継手部の板の厚さ	mm
	U	実際の繰返し回数 (N_r) / 許容繰返し回数 (N)	—
δ	δ	全伸縮量	mm
σ	σ	継手部応力	MPa
	算 式		—
	A	調整リング無しの場合	
	B	調整リング付きの場合	

(2) 継手部の形状

継手部の形状を図2-16に示す。

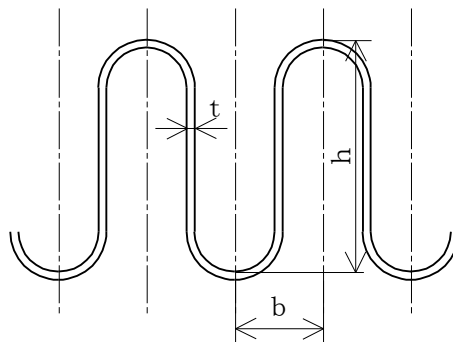


図 2-16 継手部の形状

(3) 算式

伸縮継手の許容繰返し回数は

$$N = \left(\frac{11031}{\sigma} \right)^{3.5}$$

ただし、材料がステンレス鋼及び高ニッケル合金のものに限る。

a. 調整リングが付いていない場合の継手部応力

$$\sigma = \frac{1.5 \cdot E \cdot t \cdot \delta}{n \cdot \sqrt{b \cdot h^3}} + \frac{P \cdot h^2}{2 \cdot t^2 \cdot c} \dots\dots\dots(A)$$

b. 調整リングが付いている場合の継手部応力

$$\sigma = \frac{1.5 \cdot E \cdot t \cdot \delta}{n \cdot \sqrt{b \cdot h^3}} + \frac{P \cdot h}{t \cdot c} \dots\dots\dots(B)$$

(4) 評価

実際の繰返し回数 (N_r) と許容繰返し回数 (N) の比 ($U = N_r / N$) が $U \leq 1$ であれば、伸縮継手の強度は十分である。

実際の繰返し回数が2種類以上の場合は、実際の繰返し回数と許容繰返し回数の比を加えた値 ($U = \sum_i (N_{r i} / N_i)$) が $U \leq 1$ であれば、伸縮継手の強度は十分である。

地震相対変位の全伸縮量算出方法

ジンバルベローズの全伸縮量は、ジンバルベローズに生じる角度 θ が最大となる図 1 の方向に地震相対変位（水平方向：170.6mm，鉛直方向：26.4mm）が加わる場合を考慮して算出している。

なお、ジンバルベローズは伸縮継手の両端に設置されているが、各ジンバルベローズに生じる角度 θ は同じであるため、全伸縮量 $r\theta$ は同一となる。

アキシャルベローズの全伸縮量は、軸方向に地震相対変位（水平方向：170.6mm）が加わる場合を考慮して算出している。

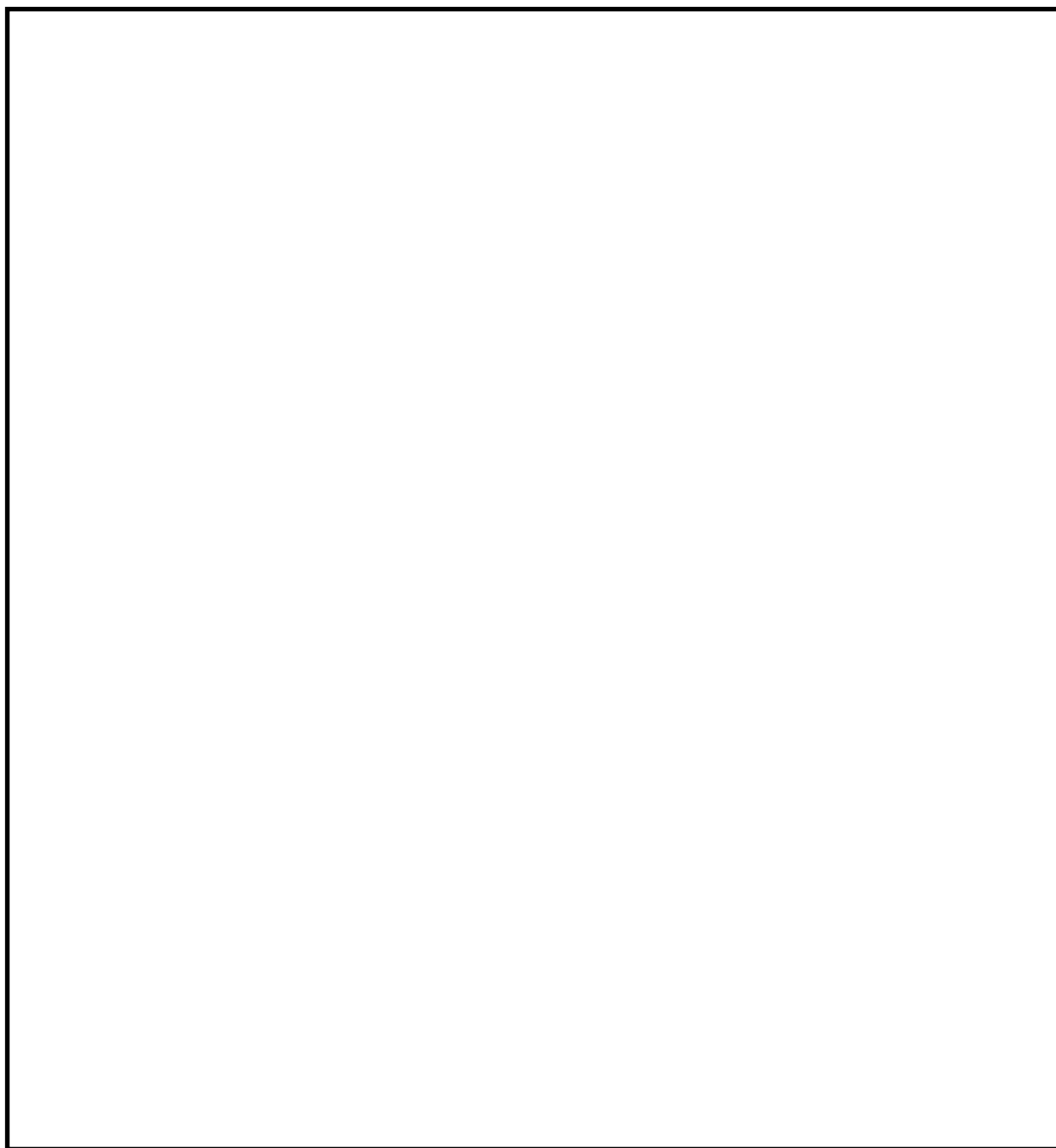


図 1 ジンバルベローズの全伸縮量の算出イメージ

66. 主蒸気逃がし安全弁排気管の耐震クラスについて

目 次

1. 概要 1
2. 主蒸気逃がし安全弁排気管の耐震クラスについて 1

別紙 主蒸気逃がし安全弁排気管の SA 流路の設定の考え方について

1. 概要

本資料では、主蒸気逃がし安全弁排気管の耐震クラスの考え方について示す。

2. 主蒸気逃がし安全弁排気管の耐震クラスについて

主蒸気逃がし安全弁排気管（以下「排気管」という。）は、主蒸気逃がし安全弁から排気された蒸気をサプレッションチェンバ（以下「S/C」という。）のプール水中に導き蒸気を凝縮させる機能を有しており、原子炉安全停止時及び冷却材喪失事故（以下「LOCA」という。）後の炉圧の減圧を目的としている。地震後に原子炉を安全停止するためのプラントシーケンスを図1に、LOCA後のプラントシーケンスを図2に示す。

排気管の耐震クラスとしては、排気管はBクラスの定義のうち「原子炉冷却材圧力バウンダリに直接接続されていて一次冷却材を内蔵しているか又は内蔵しうる施設」の主要設備に分類されるが、表1の考え方に基づき、ドライウエル（以下「D/W」という。）内をB（S_s機能維持）、S/C内をSクラスとしている。

表1 今回工認における排気管の機能及び耐震クラス

	耐震クラス	考え方
D/W内	B（S _s ）	<p>基準地震動S_sにより排気管が破損したとしても、D/W内に放出された蒸気は、ベント管を通してS/Cのプール水中に導かれて凝縮する*ため、格納容器内圧が有意に上昇することはない（最高使用圧力を超えることはない）が、格納容器への影響を保守的に考慮して、基準地震動S_sに対してD/W内の排気管が破損しないことを確認する。</p> <p>注記*：D/W内で破損した場合の蒸気の流れについて図3に示す。</p>
S/C内	S	<ul style="list-style-type: none"> 基準地震動S_sによる安全停止時に排気管がS/C内の気相部で破損した場合、主蒸気逃がし安全弁から排気された蒸気の凝縮が十分に行えなくなる*ことから、S/C内の排気管はSクラスとして設計する。 排気管がS/C内の気相部で破損した場合、ベント管を通した蒸気の凝縮が十分に行えなくなり、原子炉格納容器の圧力抑制装置（ダイヤフラムフロア、ベント管）としての機能が損なわれるおそれがあることから、排気管を圧力抑制装置の一部とみなしSクラスとして設計する。 <p>注記*：S/C内で破損した場合の蒸気の流れについて図4に示す。</p>

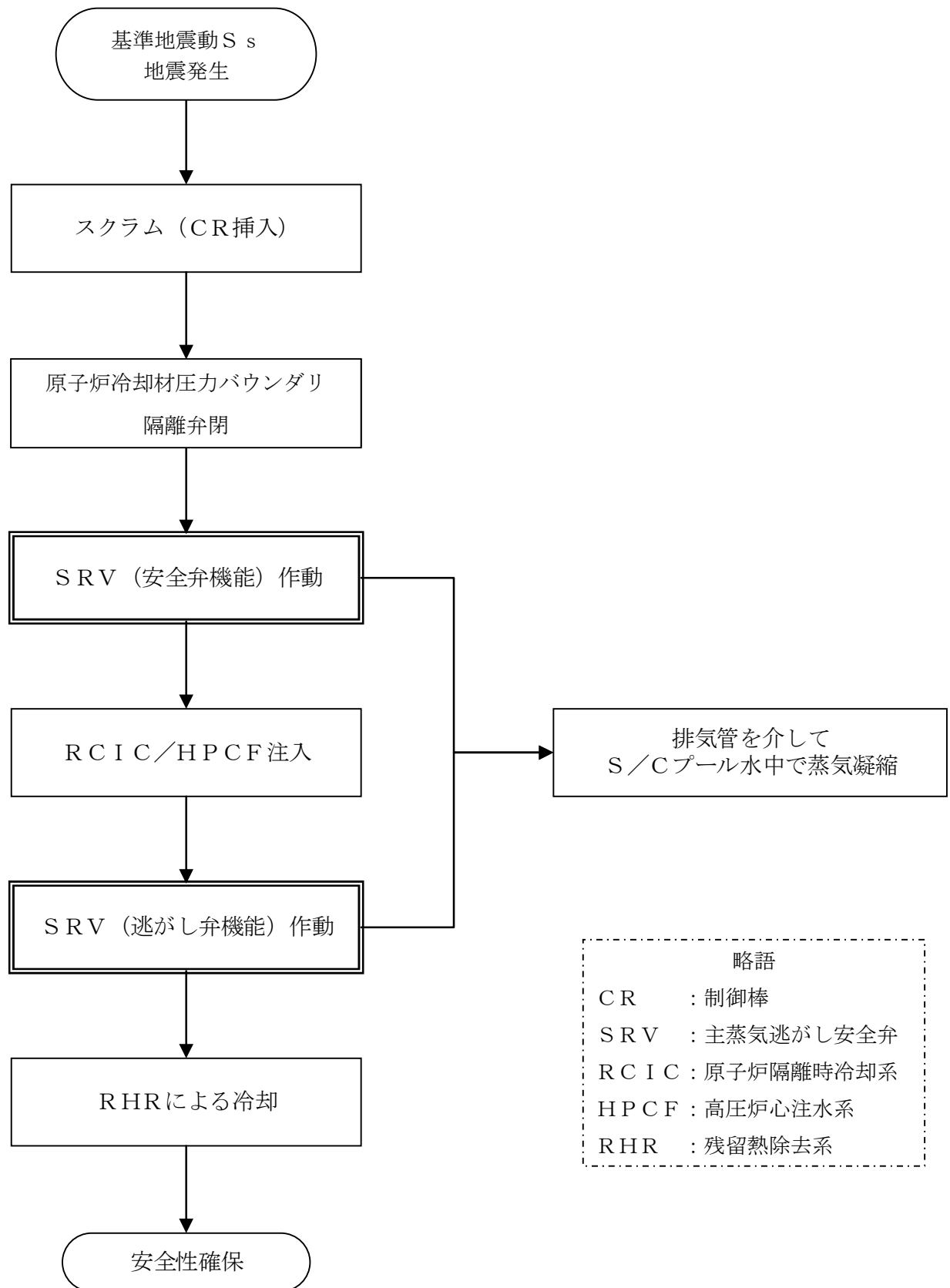


図1 標準地震動 S s 後のプラントシーケンス (通常運転状態から)

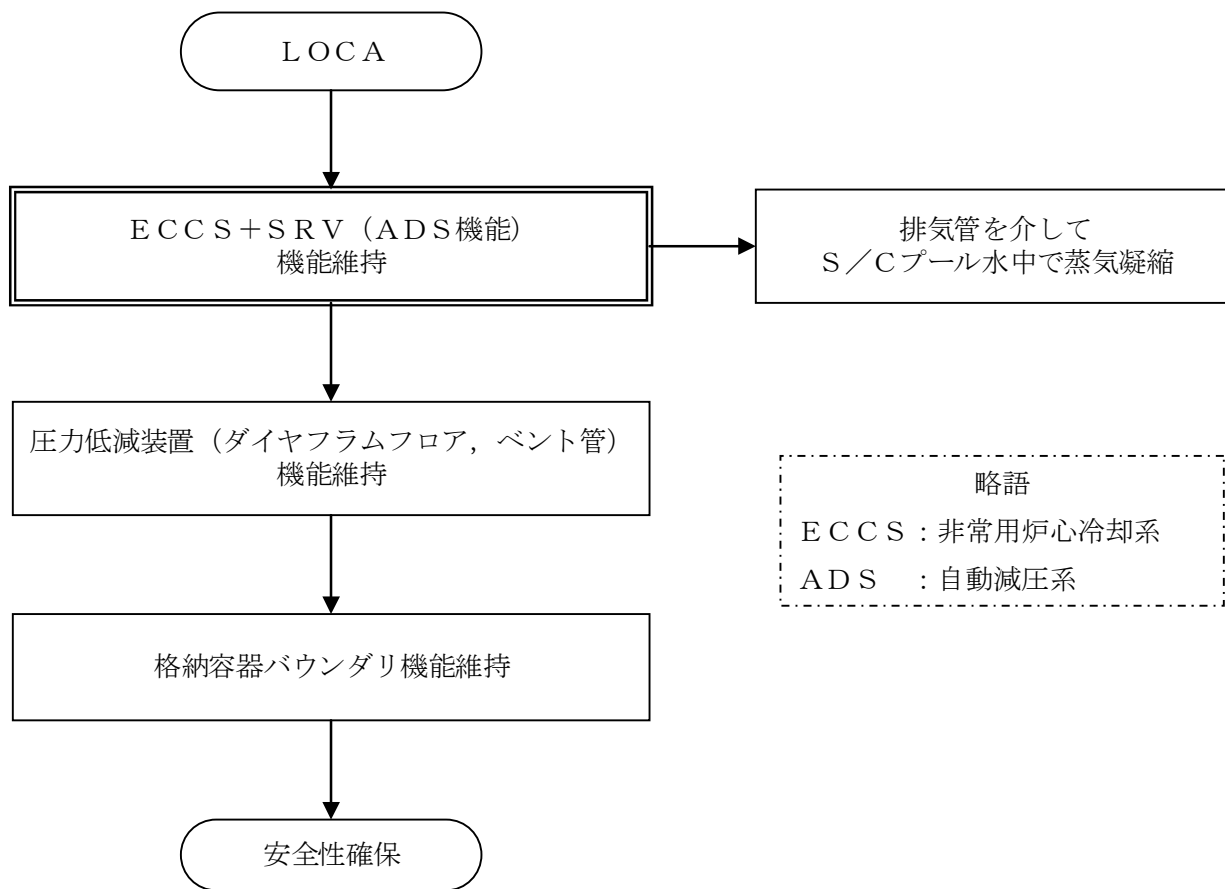


図2 LOCA後のプラントシーケンス

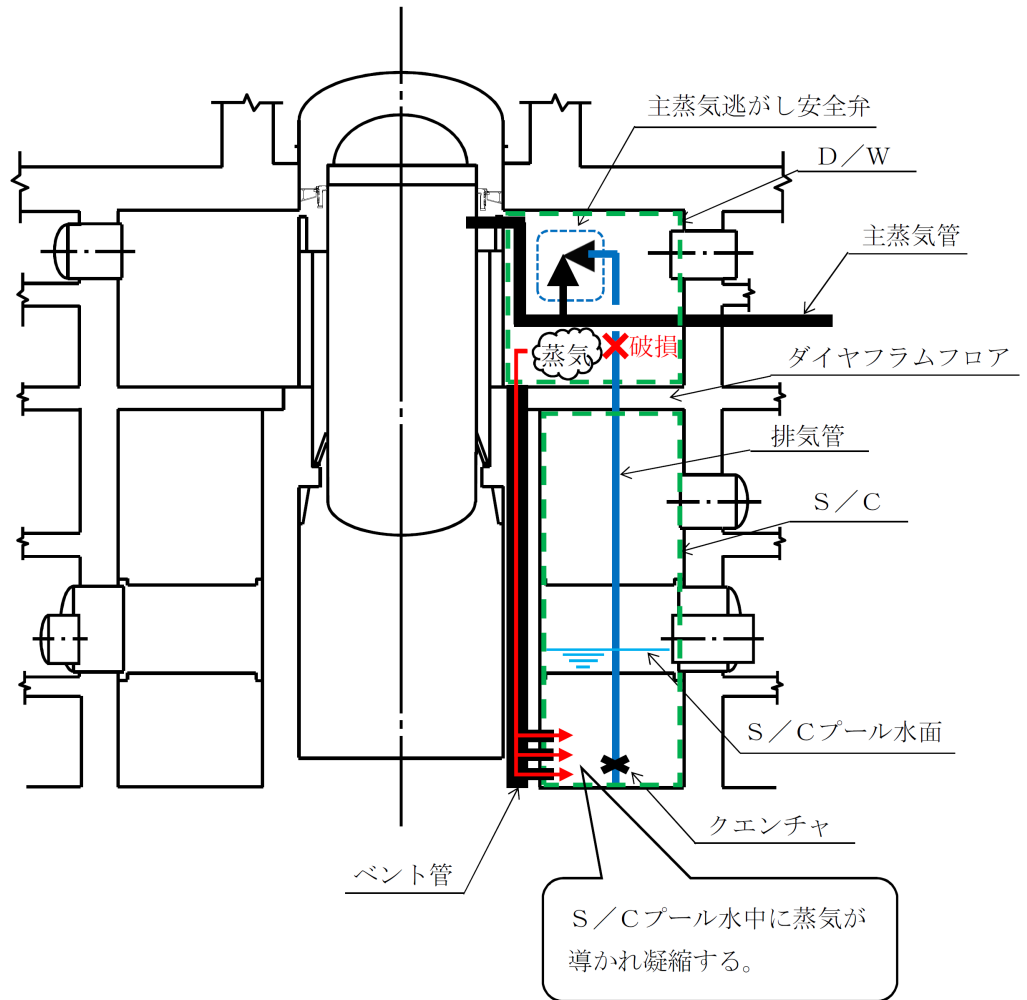


図3 D/W内で排気管が破損した場合の蒸気の流れ

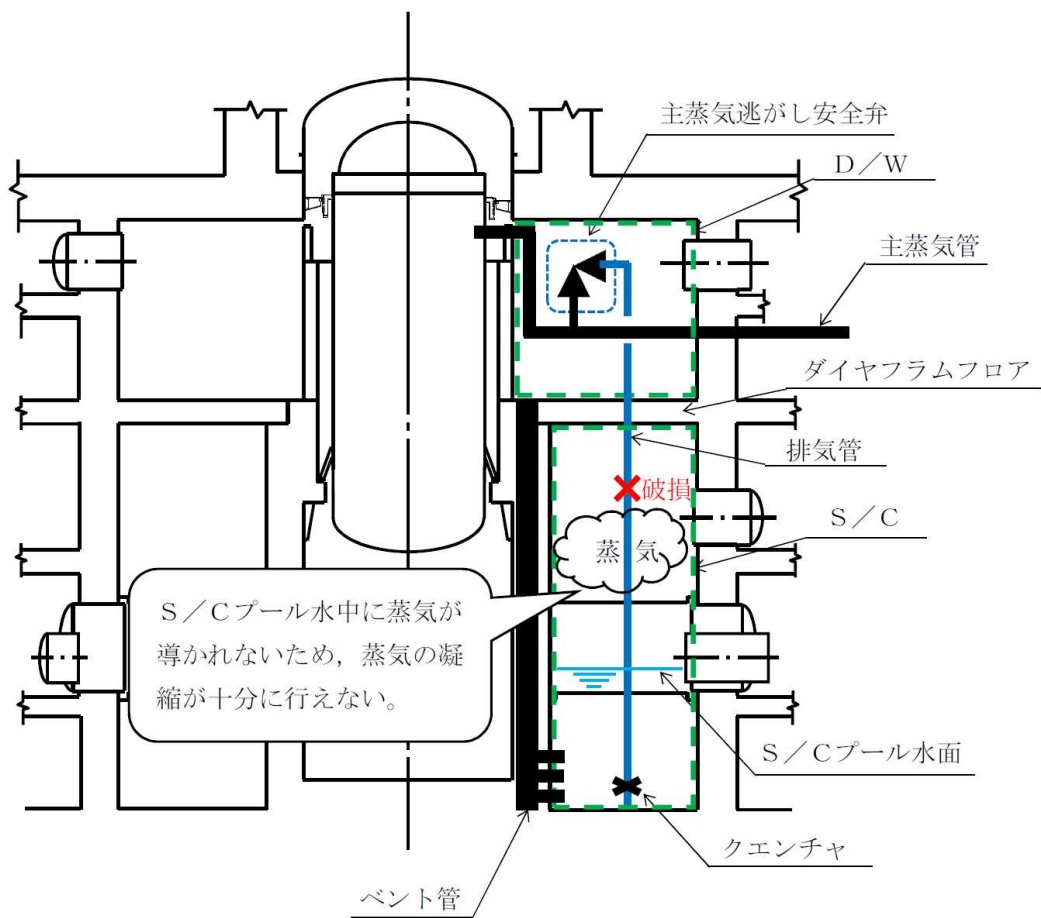


図4 S/C内で排気管が破損した場合の蒸気の流れ

主蒸気逃がし安全弁排気管の SA 流路の設定の考え方について

1. 概要

本資料では、主蒸気逃がし安全弁排気管の重大事故等時における主配管の考え方について示す。

2. 発電用原子炉施設の工事計画に係る手続きガイドにおける記載

主配管の定義については、発電用原子炉施設の工事計画に係る手続きガイドにて以下の記載となっている。

－発電用原子炉施設の工事計画に係る手続きガイド 10, 11 ページ抜粋－
(個別機器等事項)

A. 主配管

通常運転状態、工学的安全施設の作動状態又は重大事故等時においてその配管が属する系統に求める主たる機能を果たすために本流が流れる配管をいう

3. 今回工事計画認可における考え方

以下の考え方により今回工事計画認可において主蒸気逃がし安全弁排気管は重大事故等対処設備の主配管として整理している。

- ・主蒸気逃がし安全弁が重大事故等対処設備となっていること
 - ・重大事故等対処設備である主蒸気逃がし安全弁が作動する際、その排気が流路である主蒸気逃がし安全弁排気管を通じて S/C に排出されること
- ⇒よって重大事故等時においてその配管が属する系統に求める主たる機能を果たすために本流が流れる配管をいうに該当する主配管として主蒸気逃がし安全弁排気管を重大事故等対処設備としている。

67. 原子炉圧力容器関連及び原子炉格納容器関連の
耐震計算書及び強度計算書の構成について

1. 概要

原子炉圧力容器関連（原子炉圧力容器本体、炉心支持構造物、炉内構造物）及び原子炉格納容器関連の耐震計算書並びに強度計算書については、先行電力の図書構成、社内の図書作成ルール等から以下のとおり整理している。

2. 原子炉圧力容器関連

2.1 原子炉圧力容器関連の応力解析の方針について

原子炉圧力容器関連の耐震評価及び強度評価は、既工認より「応力解析の方針」に耐震及び強度評価の条件として、設計条件、運転条件、荷重・圧力条件、熱伝達率の計算式、許容応力強さを記載している。

今回工認においては、「応力解析の方針」として、変更となる耐震評価に必要な条件や計算式のみを記載している。設計条件、運転条件、熱伝達率の計算式等については、既工認より変更されていないため、今回工認の申請範囲外として記載していない。

このため、今回工認の応力解析の方針では、耐震評価に必要な条件のみの記載ではあるが、既工認と同じ図書名称としている。

2.2 原子炉圧力容器関連の計算書の構成について

原子炉圧力容器関連の耐震評価及び強度評価は、既工認では「〇〇の応力計算書」として、機器ごとに異なる図書番号で添付書類を作成している。

今回工認では、以下の様に耐震評価部分と強度評価部分とを分けて添付書類を作成している。

2.2.1 耐震評価部分と強度評価部分の振り分け

別表第二において炉心支持構造物、原子炉圧力容器本体、原子炉圧力容器内部構造物に分類される機器については、別表第二の機器名称の分類に合わせ、耐震評価部分は「〇〇の耐震性についての計算書」に、強度評価部分は「〇〇の強度計算書」に振り分けている。

更に耐震評価部分については、次項に示す振り分けに従い、「〇〇の応力計算書」又は「〇〇の耐震計算結果」と表紙を設け、評価結果をまとめている。

炉心支持構造物、原子炉圧力容器本体、原子炉圧力容器内部構造物の図書の振り分けフローを図1に示し、既工認、今回工認の図書構成の対比表を別紙1に、別紙1の参考として既工認、今回工認の図書を並べた表を別紙2に示す。

2.2.2 耐震性についての計算書における振り分け

耐震評価部分のうち、重大事故等対処設備に分類される機器は、既工認と同じ図書名称を踏襲し「〇〇の応力計算書」に評価結果をまとめ、設計基準対象施設にのみ分類される機器は、社内ルールに基づき「〇〇の耐震計算結果」に評価結果をまとめている。

3. 原子炉格納容器関連の計算書の構成について

原子炉格納容器関連の耐震評価及び強度評価は、既工認では「〇〇の強度計算書」として、機器ごとに異なる図書番号で添付書類を作成している。

今回工認においては、耐震評価部分を「〇〇の耐震性についての計算書」、強度評価部分を「〇〇の強度計算書」として、機器ごとの異なる図書番号で整理している。

既工認、今回工認の図書構成の対比表を別紙3に示す。

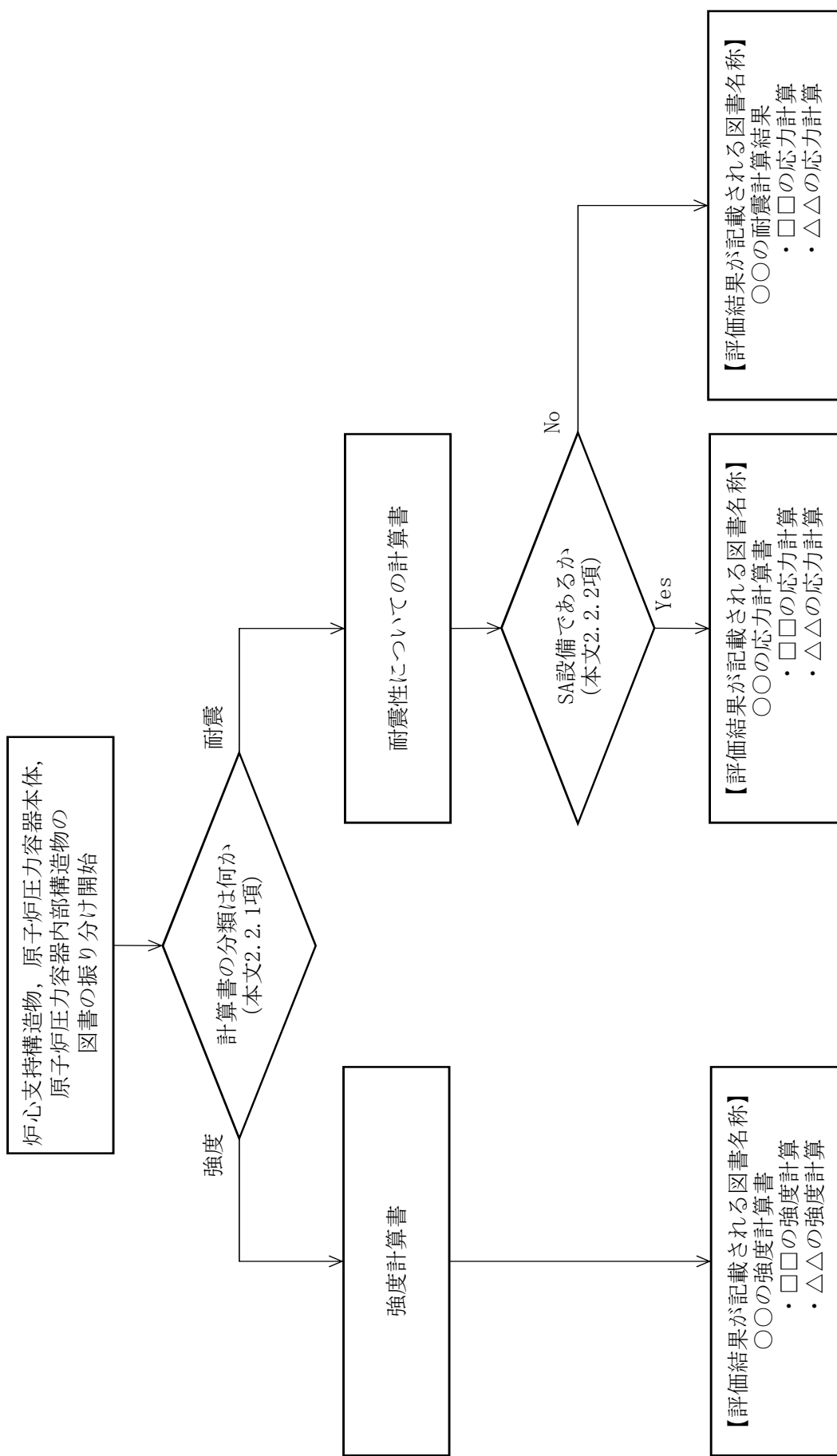


図1. 炉心支持構造物, 原子炉圧力容器本体, 原子炉圧力容器内部構造物の図書の振り分けフロー

第7号機増設第1回申請

IV-2-5-1	原子炉圧力容器支持構造物の耐震性についての計算書
IV-2-5-1-1	原子炉圧力容器基礎ボルトの耐震性についての計算書

第7号機増設第5回申請

IV-2-2	原子炉本体の耐震性についての計算書
IV-2-2-1	炉心、原子炉圧力容器及び圧力容器内部構造物の地震応答計算書
IV-2-2-2	燃料集合体の耐震性についての計算書
IV-2-2-3	給水スパーージャの耐震性についての計算書
IV-2-2-4	高圧炉心注水スパーージャの耐震性についての計算書
IV-2-2-5	低圧注水スパーージャの耐震性についての計算書
IV-2-2-6	高圧炉心注水系配管(原子炉圧力容器内部)の耐震性についての計算書
IV-2-2-7	中性子束計測案内管の耐震性についての計算書

IV-3-1-1	炉心支持構造物の強度計算書
IV-3-1-1-1	炉心支持構造物の応力解析の方針
IV-3-1-1-2	炉心シュラウドの応力計算書
IV-3-1-1-3	シュラウドサポートの応力計算書
IV-3-1-1-4	上部格子板の応力計算書
IV-3-1-1-5	炉心支持板の応力計算書
IV-3-1-1-6	制御棒案内管の応力計算書

IV-3-1-2	原子炉圧力容器の強度計算書
IV-3-1-2-1	原子炉圧力容器の応力解析の方針
IV-3-1-2-2	原子炉圧力容器の穴と補強についての計算書
IV-3-1-2-3	胴板の応力計算書
IV-3-1-2-4	上部鏡板、鏡板フランジ及び胴板フランジの応力計算書
IV-3-1-2-5	下部鏡板の応力計算書
IV-3-1-2-6	制御棒駆動機構ハウジング貫通孔の応力計算書
IV-3-1-2-7	中性子束計測ハウジング貫通孔の応力計算書
IV-3-1-2-8	原子炉冷却材再循環ポンプ貫通孔(N1)の応力計算書
IV-3-1-2-9	主蒸気ノズル(N3)の応力計算書
IV-3-1-2-10	給水ノズル(N4)の応力計算書
IV-3-1-2-11	低圧注水ノズル(N6)の応力計算書
IV-3-1-2-12	上蓋スプレイ・ベントノズル(N7)の応力計算書
IV-3-1-2-13	原子炉停止時冷却材出口ノズル(N8, N10)の応力計算書
IV-3-1-2-14	原子炉冷却材再循環ポンプ差圧検出ノズル(N9)の応力計算書
IV-3-1-2-15	炉心支持板差圧検出ノズル(N11)の応力計算書
IV-3-1-2-16	計装ノズル(N12, N13, N14)の応力計算書
IV-3-1-2-17	ドレンノズル(N15)の応力計算書
IV-3-1-2-18	高圧炉心注水ノズル(N16)の応力計算書
IV-3-1-2-19	ブラケット類の応力計算書

IV-3-1-3	圧力容器内部構造物の強度計算書
IV-3-1-3-1	圧力容器内部構造物の応力解析の方針
IV-3-1-3-2	蒸気乾燥器の応力計算書
IV-3-1-3-3	シュラウドヘッドの応力計算書
IV-3-1-3-4	気水分離器の応力計算書
IV-3-1-3-5	給水スパーージャの応力計算書
IV-3-1-3-6	高圧炉心注水スパーージャの応力計算書
IV-3-1-3-7	低圧注水スパーージャの応力計算書
IV-3-1-3-8	高圧炉心注水系配管(原子炉圧力容器内部)の応力計算書
IV-3-1-3-9	中性子束計測案内管の応力計算書

IV-3-1-4	圧力容器付属構造物の強度計算書
IV-3-1-4-1	原子炉圧力容器スタビライザの応力計算書
IV-3-1-4-2	制御棒駆動機構ハウジングレストレイントビームの応力計算書
IV-3-1-4-3	原子炉冷却材再循環ポンプモータケーシングの応力計算書

今回工認

V-2-3-2	炉心の耐震性についての計算書
V-2-3-2-1	炉心の耐震計算結果
V-2-3-2-2	炉心支持構造物の応力解析の方針
V-2-3-2-3	炉心支持構造物の応力計算書
V-2-3-2-3(1)	炉心シュラウドの応力計算
V-2-3-2-3(1)	シュラウドサポートの応力計算
V-2-3-2-3(1)	上部格子板の応力計算
V-2-3-2-3(1)	炉心支持板の応力計算
V-2-3-2-3(1)	燃料支持金具の応力計算
V-2-3-2-3(1)	制御棒案内管の応力計算

V-2-3-3-1	原子炉圧力容器本体の耐震性についての計算書
V-2-3-3-1-1	原子炉圧力容器の応力解析の方針
V-2-3-3-1-2	原子炉圧力容器の耐震計算結果
V-2-3-3-1-2(1)	ブラケット類の応力計算
V-2-3-3-1-2(1)	原子炉圧力容器スカート上の応力計算
V-2-3-3-1-2(1)	原子炉圧力容器基礎ボルトの応力計算
V-2-3-3-1-3	原子炉圧力容器本体の応力計算書
V-2-3-3-1-3(1)	胴板の応力計算
V-2-3-3-1-3(1)	下部鏡板の応力計算
V-2-3-3-1-3(1)	制御棒駆動機構ハウジング貫通孔の応力計算
V-2-3-3-1-3(1)	原子炉冷却材再循環ポンプ貫通孔(N1)の応力計算
V-2-3-3-1-3(1)	主蒸気ノズル(N3)の応力計算
V-2-3-3-1-3(1)	給水ノズル(N4)の応力計算
V-2-3-3-1-3(1)	低圧注水ノズル(N6)の応力計算
V-2-3-3-1-3(1)	上蓋スプレイ・ベントノズル(N7)の応力計算
V-2-3-3-1-3(1)	原子炉停止時冷却材出口ノズル(N8, N10)の応力計算
V-2-3-3-1-3(1)	原子炉冷却材再循環ポンプ差圧検出ノズル(N9)の応力計算
V-2-3-3-1-3(1)	炉心支持板差圧検出ノズル(N11)の応力計算
V-2-3-3-1-3(1)	計装ノズル(N12, N13, N14)の応力計算
V-2-3-3-1-3(1)	ドレンノズル(N15)の応力計算
V-2-3-3-1-3(1)	高圧炉心注水ノズル(N16)の応力計算

V-2-3-3-2	原子炉圧力容器付属構造物の耐震性についての計算書
V-2-3-3-2-1	原子炉圧力容器付属構造物の耐震計算結果
V-2-3-3-2-1(1)	原子炉冷却材再循環ポンプモータケーシングの応力計算
V-2-3-3-2-2	原子炉圧力容器スタビライザの応力計算書
V-2-3-3-2-3	制御棒駆動機構ハウジングレストレイントビームの応力計算書

V-2-3-3-3	原子炉圧力容器内部構造物の耐震性についての計算書
V-2-3-3-3-1	原子炉圧力容器内部構造物の応力解析の方針
V-2-3-3-3-2	原子炉圧力容器内部構造物の耐震計算結果
V-2-3-3-3-2(1)	蒸気乾燥器の応力計算
V-2-3-3-3-2(1)	気水分離器及びスタンドパイプの応力計算
V-2-3-3-3-2(1)	シュラウドヘッドの応力計算
V-2-3-3-3-2(1)	中性子束計測案内管の応力計算
V-2-3-3-3-3	原子炉圧力容器内部構造物の応力計算書
V-2-3-3-3-3(1)	給水スパーージャの応力計算
V-2-3-3-3-3(1)	高圧炉心注水スパーージャの応力計算
V-2-3-3-3-3(1)	低圧注水スパーージャの応力計算
V-2-3-3-3-3(1)	高圧炉心注水系配管(原子炉圧力容器内部)の応力計算

V-3-3-1-1	原子炉圧力容器の強度計算書
V-3-3-1-1-1	原子炉圧力容器本体の強度計算書
V-3-3-1-1-1(1)	胴板の強度計算
V-3-3-1-1-1(1)	上部鏡板、鏡板フランジ及び胴板フランジの強度計算
V-3-3-1-1-1(1)	下部鏡板の強度計算
V-3-3-1-1-1(1)	中性子束計測ハウジング貫通孔の強度計算
V-3-3-1-1-1(1)	制御棒駆動機構ハウジング貫通孔の強度計算
V-3-3-1-1-1(1)	原子炉冷却材再循環ポンプ貫通孔(N1)の強度計算
V-3-3-1-1-1(1)	主蒸気ノズル(N3)の強度計算
V-3-3-1-1-1(1)	給水ノズル(N4)の強度計算
V-3-3-1-1-1(1)	低圧注水ノズル(N6)の強度計算
V-3-3-1-1-1(1)	上蓋スプレイ・ベントノズル(N7)の強度計算
V-3-3-1-1-1(1)	原子炉停止時冷却材出口ノズル(N8, N10)の強度計算
V-3-3-1-1-1(1)	原子炉冷却材再循環ポンプ差圧検出ノズル(N9)の強度計算
V-3-3-1-1-1(1)	炉心支持板差圧検出ノズル(N11)の強度計算
V-3-3-1-1-1(1)	計装ノズル(N12, N13, N14)の強度計算
V-3-3-1-1-1(1)	ドレンノズル(N15)の強度計算
V-3-3-1-1-1(1)	高圧炉心注水ノズル(N16)の強度計算

V-3-別添6	炉心支持構造物の強度計算書
V-3-別添6-1	炉心支持構造物の強度計算書
V-3-別添6-1(1)	炉心シュラウドの強度計算
V-3-別添6-1(1)	シュラウドサポートの強度計算
V-3-別添6-1(1)	上部格子板の強度計算
V-3-別添6-1(1)	炉心支持板の強度計算
V-3-別添6-1(1)	燃料支持金具の強度計算
V-3-別添6-1(1)	制御棒案内管の強度計算

V-3-別添7	原子炉圧力容器内部構造物の強度計算書
V-3-別添7-1	原子炉圧力容器内部構造物の強度計算書
V-3-別添7-1(1)	給水スパーージャの強度計算
V-3-別添7-1(1)	高圧炉心注水スパーージャの強度計算
V-3-別添7-1(1)	低圧注水スパーージャの強度計算
V-3-別添7-1(1)	高圧炉心注水系配管(原子炉圧力容器内部)の強度計算

V-3-別添8	原子炉圧力容器スカートの強度計算書
---------	-------------------

RCCV図書構成比較表

既工認		今回工認		備考
<第1回申請>				
IV-1-2	原子炉本体の基礎に関する説明書	原子炉本体の基礎に関する説明書	原子炉本体の基礎に関する説明書	補正工認では図書内で耐震性についての計算書と強度計算書の2部構成とした。 図書名称変更。内容は同じ。
IV-2-6-1	原子炉しゃへい壁の耐震性についての計算書	原子炉しゃへい壁の耐震性についての計算書	原子炉遮蔽壁の耐震性についての計算書	
<第2回申請>				
IV-3-4-1-2	原子炉格納容器ライナ部の強度計算書	原子炉格納容器ライナ部の強度計算書	原子炉格納容器ライナ部の耐震性についての計算書	補正工認では2分割
IV-3-4-1-3	原子炉格納容器胴の基本板厚の強度計算書	原子炉格納容器胴の基本板厚の強度計算書	原子炉格納容器胴の基本板厚計算書 機器搬入用ハッチ及びサブプレッジョンチェンバ出入口の 基本板厚計算書	補正工認では3分割
IV-3-4-1-4	ドライウエル上鏡の強度計算書	ドライウエル上鏡の強度計算書	ドライウエル上鏡の耐震性についての計算書	補正工認では2分割
IV-3-4-1-5	ドライウエル主フランジの強度計算書	ドライウエル主フランジの強度計算書	ドライウエル主フランジの強度計算書	補正工認では2分割
IV-3-4-1-6	上部ドライウエル所員用エアロックの強度計算書	上部ドライウエル所員用エアロックの強度計算書	上部ドライウエル所員用エアロックの耐震性についての計算書	補正工認では2分割
IV-3-4-1-7	上部ドライウエル機器搬入用ハッチの強度計算書	上部ドライウエル機器搬入用ハッチの強度計算書	上部ドライウエル機器搬入用ハッチの耐震性についての計算書	補正工認では2分割
IV-3-4-1-8	下部ドライウエル所員用エアロックの強度計算書	下部ドライウエル所員用エアロックの強度計算書	下部ドライウエル所員用エアロックの耐震性についての計算書	補正工認では2分割
IV-3-4-1-9	下部ドライウエル機器搬入用ハッチの強度計算書	下部ドライウエル機器搬入用ハッチの強度計算書	下部ドライウエル機器搬入用ハッチの耐震性についての計算書	補正工認では2分割
IV-3-4-1-10	下部ドライウエルアクセステ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	下部ドライウエルアクセステ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	下部ドライウエルアクセステンネルスリーブ及び鏡板(所員用エアロック付)の耐震性についての計算書	補正工認では2分割
IV-3-4-1-11	下部ドライウエルアクセステ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	下部ドライウエルアクセステ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	下部ドライウエルアクセステ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	補正工認では2分割
IV-3-4-1-12	サブプレッジョンチェンバ出入口の強度計算書	サブプレッジョンチェンバ出入口の強度計算書	サブプレッジョンチェンバ出入口の耐震性についての計算書	補正工認では2分割
IV-3-4-1-13	クエンチャサポート基礎の強度計算書	クエンチャサポート基礎の強度計算書	クエンチャサポート基礎の耐震性についての計算書	補正工認では2分割
IV-3-4-2-1	原子炉格納容器貫通部の基本板厚の強度計算書	原子炉格納容器貫通部の基本板厚の強度計算書	原子炉格納容器貫通部及び電気配線貫通部の 基本板厚計算書	図書名称変更。内容は同じ。
IV-3-4-2-2	原子炉格納容器配管貫通部の強度計算書	原子炉格納容器配管貫通部の強度計算書	原子炉格納容器配管貫通部の耐震性についての計算書	補正工認では2分割
IV-3-4-2-3	原子炉格納容器電気配線貫通部の強度計算書	原子炉格納容器電気配線貫通部の強度計算書	原子炉格納容器電気配線貫通部の耐震性についての計算書	補正工認では2分割
IV-3-4-3-1	ベント管の基本板厚の強度計算書	ベント管の基本板厚の強度計算書	真空破壊弁の耐震性についての計算書	補正工認で新規作成 図書名称変更。内容は同じ。
IV-3-4-3-2	ドライウエルスプレイ管及びサブプレッジョンチェンバスプレイ管の基本板厚の強度計算書	ドライウエルスプレイ管及びサブプレッジョンチェンバスプレイ管の基本板厚の強度計算書	ドライウエルスプレイ管及びサブプレッジョンチェンバスプレイ管の 基本板厚計算書	図書名称変更。内容は同じ。
IV-3-4-3-3	ダイヤフラムフロアの強度計算書	ダイヤフラムフロアの強度計算書	ダイヤフラムフロアの耐震性についての計算書	補正工認では2分割
IV-3-4-3-4	ベント管の強度計算書	ベント管の強度計算書	ベント管の耐震性についての計算書	補正工認では2分割
IV-3-4-3-5	ドライウエルスプレイ管の強度計算書	ドライウエルスプレイ管の強度計算書	ドライウエルスプレイ管の耐震性についての計算書	補正工認では2分割
IV-3-4-3-6	サブプレッジョンチェンバスプレイ管の強度計算書	サブプレッジョンチェンバスプレイ管の強度計算書	サブプレッジョンチェンバスプレイ管の耐震性についての計算書	補正工認では2分割
IV-3-4-4-1	下部ドライウエルアクセステンネルの強度計算書	下部ドライウエルアクセステンネルの強度計算書	下部ドライウエルアクセステンネルの耐震性についての計算書	補正工認では2分割
—	—	—	コリウムシールドの耐震性についての計算書	新設機器のため補正工認で新規作成

68. 非常用ディーゼル発電設備燃料油系主配管の地震相対変位に対する
考慮について

非常用ディーゼル発電設備燃料油系主配管の地震相対変位に対する考慮について

1. はじめに

非常用ディーゼル発電設備燃料油系のうち、燃料移送系配管ダクト（以下、ダクト）に敷設されている配管については、原子炉建屋とダクト間のジョイントA、ダクト同士のジョイントB、ダクトと軽油タンク基礎間のジョイントCにおける地震相対変位を吸収する目的でフレキシブルホースを設置している。

本資料では、非常用ディーゼル発電設備燃料油系に使用するフレキシブルホースが地震相対変位を吸収可能であることを説明するものである。フレキシブルホースの設置箇所を図 1-1 に示す。

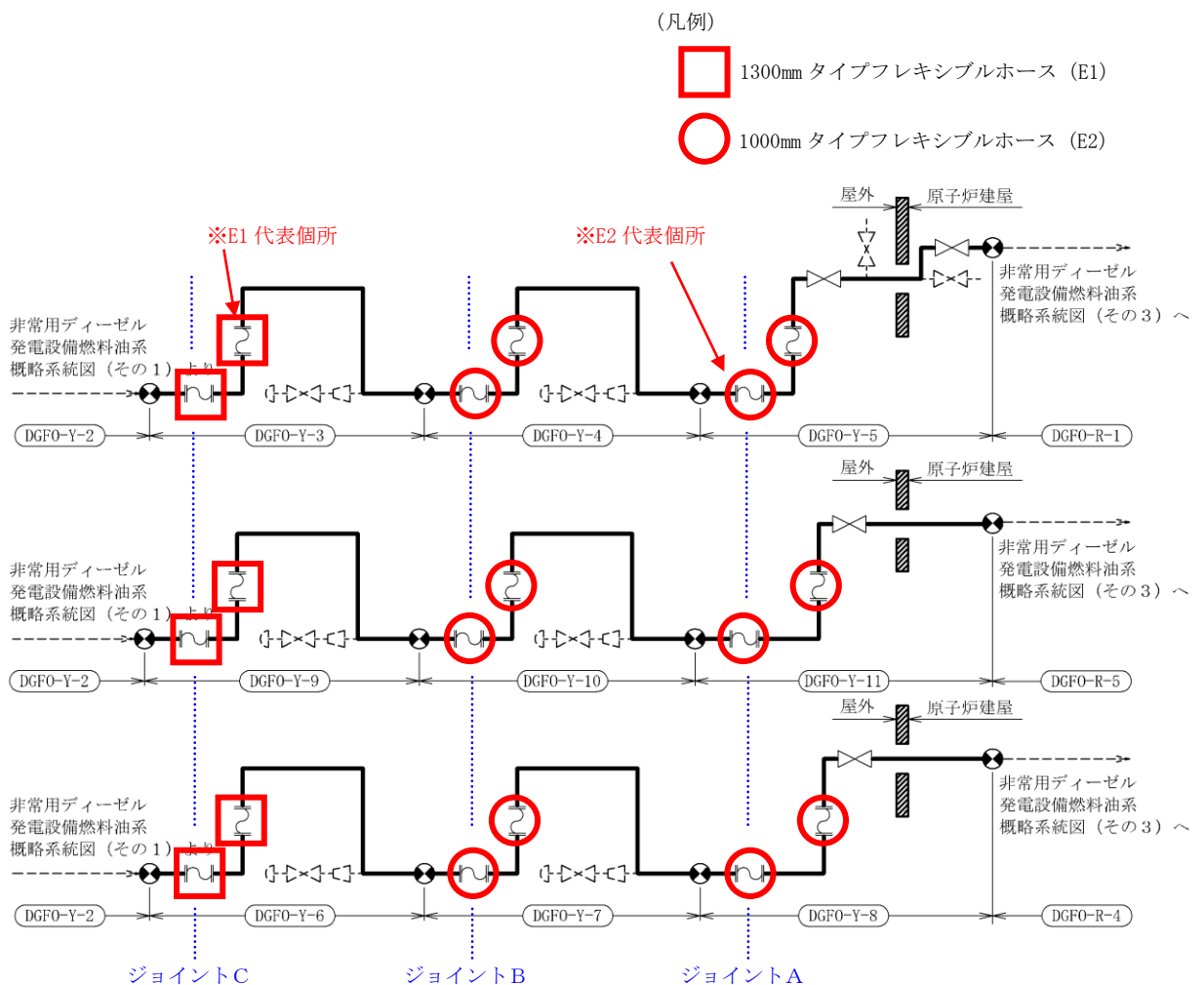


図 1-1 非常用ディーゼル発電設備燃料油系概略系統図（抜粋）

2. フレキシブルホースの構造

フレキシブルホースの構造図を図 2-1, 材質を表 2-1, 代表箇所をの鳥瞰図を図 2-2, 図 2-3 に示す。

非常用ディーゼル発電設備燃料油系で使用するフレキシブルホースは消防法に適合する必要がある。消防法性能評定可撓管継手（消防危第 20 号油配管用）を使用する。消防危第 20 号「可撓管継手の設置等に関する運用基準について」では、5（1）で「可撓管継手は、圧縮又は伸長して用いないこと。」と定められている。そのため、ここで用いるフレキシブルホースは「軸直角方向の変位のみを吸収する」ものとし、1つのジョイント部に2つのフレキシブルホースをそれぞれ図 2-2, 図 2-3 の鳥瞰図に示すとおり水平方向及び鉛直方向に設置することにより3方向の地震相対変位を吸収するものである。

水平方向のフレキシブルホースは鳥瞰図に示す座標系の X, Y 方向, 鉛直方向のフレキシブルホースは Z 方向の相対変位を吸収するものである。

なお、フレキシブルホースは原子力発電所の可燃性ガス濃度制御系などの配管で使用実績を有する。

表 2-1 フレキシブルホースの材質

部品名称	材質
端管	SUS304TP
ベローズ	SUS304

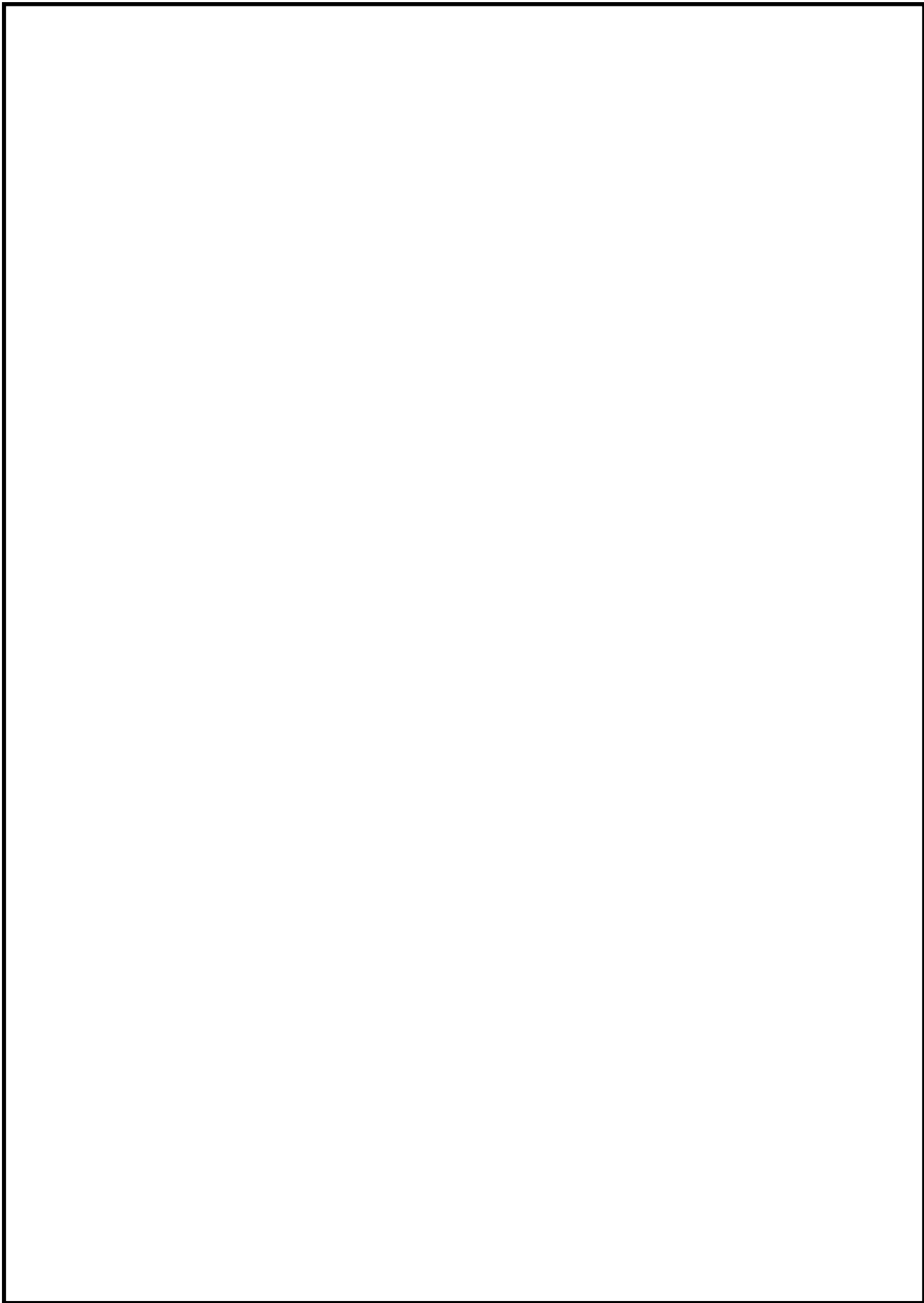


図 2-1 フレキシブルホース構造図

(凡例)

← 地震相対変位の吸収方向

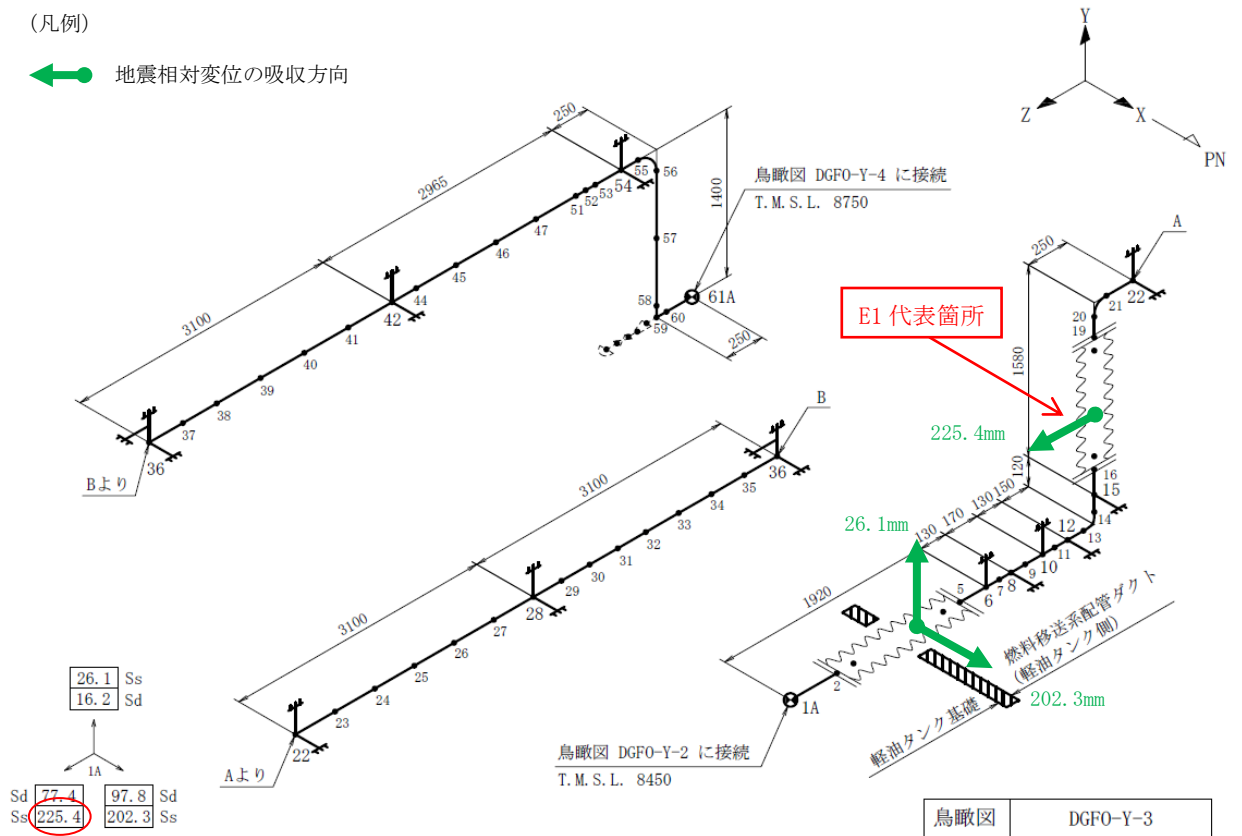


図 2-2 1300mm タイプフレキシブルホース (E1) 代表箇所の鳥瞰図

(凡例)

← 地震相対変位の吸収方向

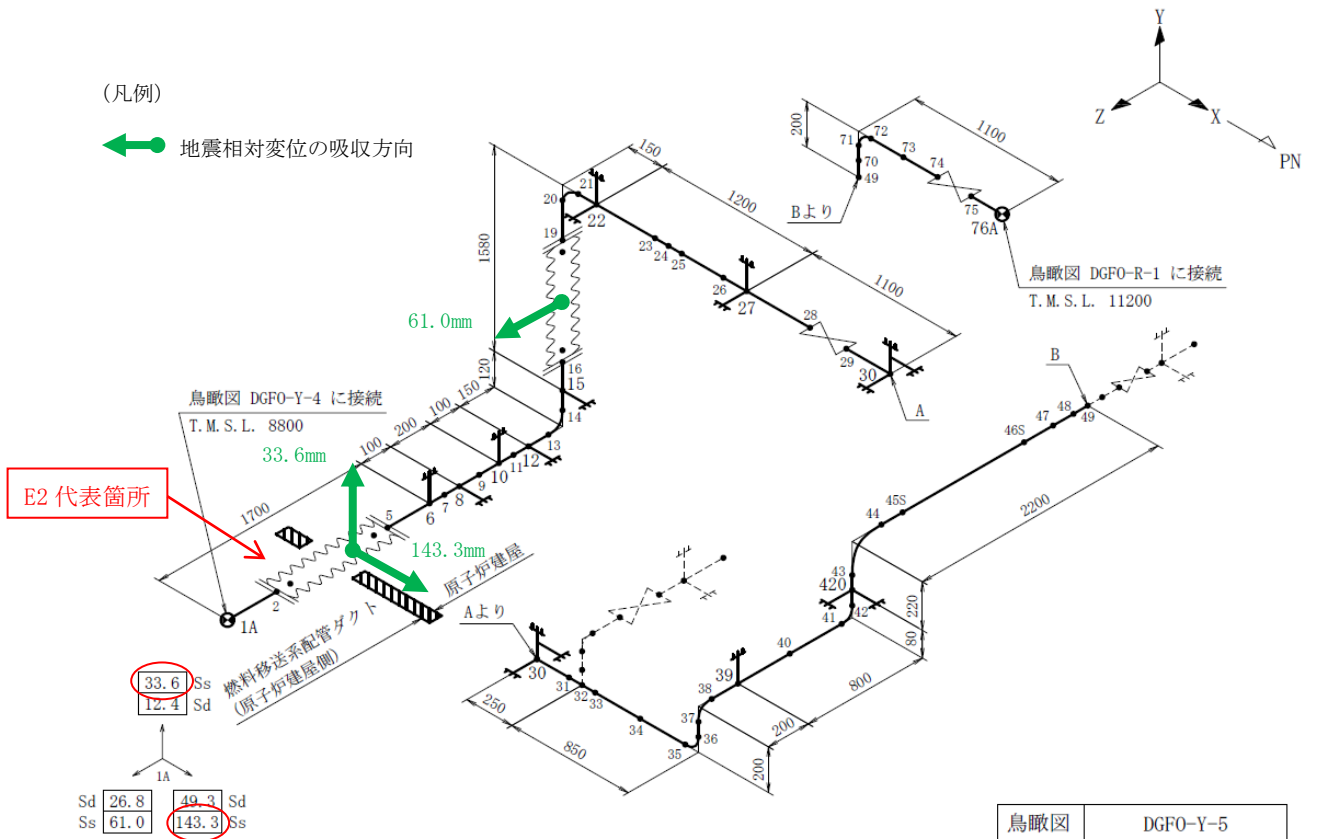


図 2-3 1000mm タイプフレキシブルホース (E2) 代表箇所の鳥瞰図

3. 地震相対変位を吸収可能であることの確認

設計に用いる地震相対変位は、ダクトー軽油タンク基礎間(ジョイントC)では最大で225.4mm、原子炉建屋ーダクト間(ジョイントA)及びダクトーダクト間(ジョイントB)では最大で143.3mmである。表3-1に設計に用いる地震相対変位を示す。

これに対し、ダクトー軽油タンク基礎間(ジョイントC)に使用している1300mmタイプフレキシブルホース(E1)は軸直角方向に±400mm変位可能であり、原子炉建屋ーダクト間(ジョイントA)及びダクトーダクト間(ジョイントB)に使用している1000mmタイプフレキシブルホース(E2)は軸直角方向に±250mm変位可能であるため、地震相対変位を十分に吸収可能であることを確認した。

なお、設計に用いる地震相対変位は、表3-2に示す各構築物(原子炉建屋、ダクト、軽油タンク基礎)の地震応答解析より得られた最大応答変位同士の絶対値和、若しくは各構築物間の各時刻での変位差分の最大値より算定したものの以上となるように設定している。

表3-1 設計に用いる地震相対変位(基準地震動S_s)

(a) 原子炉建屋ーダクト間(ジョイントA)

T. M. S. L. [mm]	地震相対変位[mm]		
	X方向 (NS方向)	Y方向 (鉛直方向)	Z方向 (EW方向)
8000~12300	143.3	33.6	61.0

(b) ダクトーダクト間(ジョイントB)

T. M. S. L. [mm]	地震相対変位[mm]		
	X方向 (NS方向)	Y方向 (鉛直方向)	Z方向 (EW方向)
7900~10750	120.4	24.0	37.7

(c) ダクトー軽油タンク基礎間(ジョイントC)

T. M. S. L. [mm]	地震相対変位[mm]		
	X方向 (NS方向)	Y方向 (鉛直方向)	Z方向 (EW方向)
7900~12000	202.3	26.1	225.4

表 3-2 地震相対変位（基準地震動 S s）

(a) 原子炉建屋ーダクト間（ジョイントA）

T. M. S. L. [mm]	地震相対変位 [mm]		
	X方向 (N S 方向)	Y方向 (鉛直方向)	Z方向 (E W 方向)
8000~12300	130.3	30.5	55.5

(b) ダクトーダクト間（ジョイントB）

T. M. S. L. [mm]	地震相対変位 [mm]		
	X方向 (N S 方向)	Y方向 (鉛直方向)	Z方向 (E W 方向)
7900~10750	76.9	16.7	6.2

(c) ダクトー軽油タンク基礎間（ジョイントC）

T. M. S. L. [mm]	地震相対変位 [mm]		
	X方向 (N S 方向)	Y方向 (鉛直方向)	Z方向 (E W 方向)
7900~12000	156.4	19.3	178.8

4. 地震相対変位に対する疲労評価

地震相対変位に対する疲労評価結果を表 4-1 に示す。なお、評価方法は設計・建設規格 PPC-3416 を準用した。

評価の結果、実際の繰返し回数 (N_r) と許容繰返し回数 (N) の比 ($U = N_r / N$) は 1 以下であり、伸縮継手の強度は十分であることを確認した。

なお、伸縮継手の地震慣性力による影響は、配管側については V-2-10-1-2-1-7 「管の耐震性についての計算書」において、解析モデルに伸縮継手の質量を付加質量として考慮した上で評価しており、十分な構造強度を有していることを確認している。また、伸縮継手側については地震慣性力によるベローズの伸縮量は地震相対変位に比べて微小であることから、地震慣性力を考慮しても伸縮継手の疲労評価に影響はないと考える。

表 4-1 フレキシブルホースの疲労評価結果

NO.	最高使用 圧力 P (MPa)	最高 使用 温度 (°C)	材料	縦弾性 係数 E (MPa)	t (mm)	全伸縮量 δ (mm)	b (mm)	h (mm)	n	c	算式	継手部 応力 σ (MPa)	N $\times 10^3$	N_r $\times 10^3$	U
E1	0.98	66	SUS304	192000		39.00*1					A	561	33.7	0.20	0.0060
E2	0.98	66	SUS304	192000		35.00*2					A	656	19.4	0.20	0.0103

注記*1： 地震相対変位（水平方向：225.4mm）*3によりベローズに生じる最大変位から換算した等価軸方向変位量。

*2： 地震相対変位（水平方向：143.3mm、鉛直方向：33.6mm）*3によりベローズに生じる最大変位から換算した等価軸方向変位量。

*3： V-2-10-1-2-1-7 「管の耐震性についての計算書」の構造強度評価に使用している地震相対変位。

評価： $U \leq 1$ ，よって十分である。

V-3-2-9 重大事故等クラス 2 管の強度計算方法 (抜粋)

2.8 伸縮継手の強度計算

伸縮継手の強度計算は、設計・建設規格 PPC-3416を適用する。

(1) 記号の説明

設計・建設規格の記号	計算書の表示	表 示 内 容	単 位
b	b	継手部の波のピッチの 2 分の 1	mm
c	c	継手部の層数	—
E	E	材料の縦弾性係数 設計・建設規格 付録材料図表 Part6 表 1 による。	MPa
h	h	継手部の波の高さ	mm
N	N	許容繰返し回数	—
	N_r	実際の繰返し回数	—
n	n	継手部の波数の 2 倍の値	—
t	t	継手部の板の厚さ	mm
	U	実際の繰返し回数 (N_r) / 許容繰返し回数 (N)	—
δ	δ	全伸縮量	mm
σ	σ	継手部応力	MPa
	算 式		—
	A	調整リング無しの場合	
	B	調整リング付きの場合	

(2) 継手部の形状

継手部の形状を図2-16に示す。

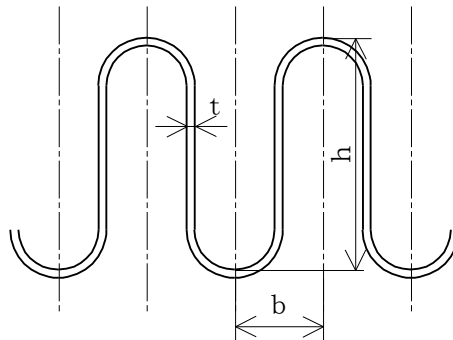


図 2-16 継手部の形状

(3) 算式

伸縮継手の許容繰返し回数は

$$N = \left(\frac{11031}{\sigma} \right)^{3.5}$$

ただし、材料がステンレス鋼及び高ニッケル合金のものに限る。

a. 調整リングが付いていない場合の継手部応力

$$\sigma = \frac{1.5 \cdot E \cdot t \cdot \delta}{n \cdot \sqrt{b \cdot h^3}} + \frac{P \cdot h^2}{2 \cdot t^2 \cdot c} \dots\dots\dots(A)$$

b. 調整リングが付いている場合の継手部応力

$$\sigma = \frac{1.5 \cdot E \cdot t \cdot \delta}{n \cdot \sqrt{b \cdot h^3}} + \frac{P \cdot h}{t \cdot c} \dots\dots\dots(B)$$

(4) 評価

実際の繰返し回数 (N_r) と許容繰返し回数 (N) の比 ($U = N_r / N$) が $U \leq 1$ であれば、伸縮継手の強度は十分である。

実際の繰返し回数が2種類以上の場合は、実際の繰返し回数と許容繰返し回数の比を加えた値 ($U = \sum_i (N_{r i} / N_i)$) が $U \leq 1$ であれば、伸縮継手の強度は十分である。

69. 容器の耐震評価に用いるコンクリートと鋼材の縦弾性係数比について

容器の耐震評価に用いるコンクリートと鋼材の縦弾性係数比について

1. 概要

容器の耐震計算では、基礎ボルトの評価において、コンクリートと鋼材の縦弾性係数比を用いて評価を行っており、今回工認と既工認で同じ値で評価を行っている。原子炉建屋及びタービン建屋については、V-2-2-1「原子炉建屋の地震応答計算書」及びV-2-2-5「タービン建屋の地震応答計算書」において、コンクリートの実剛性を考慮した評価を実施している。そこで、コンクリートの実剛性を考慮した場合における、容器の耐震計算への影響を検討する。

2. 既工認及び今回工認における縦弾性係数比について

既工認及び今回工認の耐震評価で用いている縦弾性係数比を以下に示す。

機器名称	設置場所	形式	縦弾性係数比	
			既工認	今回工認
燃料プール冷却浄化系熱交換器	原子炉建屋	横置一胴円筒形容器	15* ¹	15* ¹
残留熱除去系熱交換器	原子炉建屋	横置一胴円筒形容器	15* ¹	15* ¹
原子炉補機冷却水系サージタンク	原子炉建屋	スカート支持たて置円筒形容器	15* ¹	15* ¹
ほう酸水注入系貯蔵タンク	原子炉建屋	平底たて置円筒形容器	15* ¹	15* ¹
空気だめ	原子炉建屋	スカート支持たて置円筒形容器	15* ¹	15* ¹
燃料ディタンク	原子炉建屋	スカート支持たて置円筒形容器	15* ¹	15* ¹
原子炉補機冷却水系熱交換器	タービン建屋	横置一胴円筒形容器	15* ¹	15* ^{1,*2}
軽油タンク	軽油タンク基礎	平底たて置円筒形容器	15* ¹	9* ³

注記*1：「鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説 1982」による。

*2：耐震強化サポートの評価に用いる。

*3：軽油タンク基礎の設計基準強度を踏まえた縦弾性係数比。

2. コンクリートの設計基準強度による縦弾性係数比について
 コンクリートの設計基準強度による縦弾性係数比について、以下に示す。

機器名称	設置場所	鋼材*1 (N/mm ²)	コンクリート*2 (N/mm ²)	縦弾性 係数比	備考
燃料プール冷却浄化系熱交換器	原子炉建屋	198000	2.64×10 ⁴	7.50	100℃
残留熱除去系熱交換器	原子炉建屋	200000	2.64×10 ⁴	7.57	66℃
原子炉補機冷却水系サージタンク	原子炉建屋	201000	2.64×10 ⁴	7.61	50℃
ほう酸水注入系貯蔵タンク	原子炉建屋	201000	2.64×10 ⁴	7.61	50℃
空気だめ	原子炉建屋	201000	2.64×10 ⁴	7.61	50℃
燃料ディタンク	原子炉建屋	201000	2.64×10 ⁴	7.61	50℃
原子炉補機冷却水系熱交換器	タービン建屋	201000	2.64×10 ⁴	7.61	50℃
軽油タンク	軽油タンク基礎		2.45×10 ⁴		50℃

注記*1：鋼材のヤング率は、発電用原子力設備規格 設計・建設規格 付録材料図表 Part6 表
 1 より、備考欄に記載の温度における値。

*2：コンクリートのヤング率は、設計基準強度（原子炉建屋：32.3N/mm²，軽油タンク基礎：
 23.5N/mm²）より算出した値。

3. コンクリートの実剛性を踏まえた縦弾性係数比について

原子炉建屋及びタービン建屋のコンクリート実剛性を踏まえた縦弾性係数比について、以下に示す。

機器名称	設置場所	鋼材*1 (N/mm ²)	コンクリート*2 (N/mm ²)	縦弾性 係数比	備考
燃料プール冷却浄化系熱交換器	原子炉建屋	198000	2.88×10 ⁴	6.88	100℃
残留熱除去系熱交換器	原子炉建屋	200000	2.88×10 ⁴	6.94	66℃
原子炉補機冷却水系サージタンク	原子炉建屋	201000	2.88×10 ⁴	6.98	50℃
ほう酸水注入系貯蔵タンク	原子炉建屋	201000	2.88×10 ⁴	6.98	50℃
空気だめ	原子炉建屋	201000	2.88×10 ⁴	6.98	50℃
燃料ディタンク	原子炉建屋	201000	2.88×10 ⁴	6.98	50℃
原子炉補機冷却水系熱交換器	タービン建屋	201000	2.88×10 ⁴	6.98	50℃

注記*1：鋼材のヤング率は、発電用原子力設備規格 設計・建設規格 付録材料図表 Part6 表 1 より、備考欄に記載の温度における値。

*2：コンクリートのヤング率は、原子炉建屋はV-2-2-1「原子炉建屋の地震応答計算書」の、タービン建屋はV-2-2-5「タービン建屋の地震応答計算書」の建屋部より算出した値。

4. 縦弾性係数比の違いによる影響について

軽油タンクを例に、縦弾性係数比の違いによる発生応力を以下に示す。

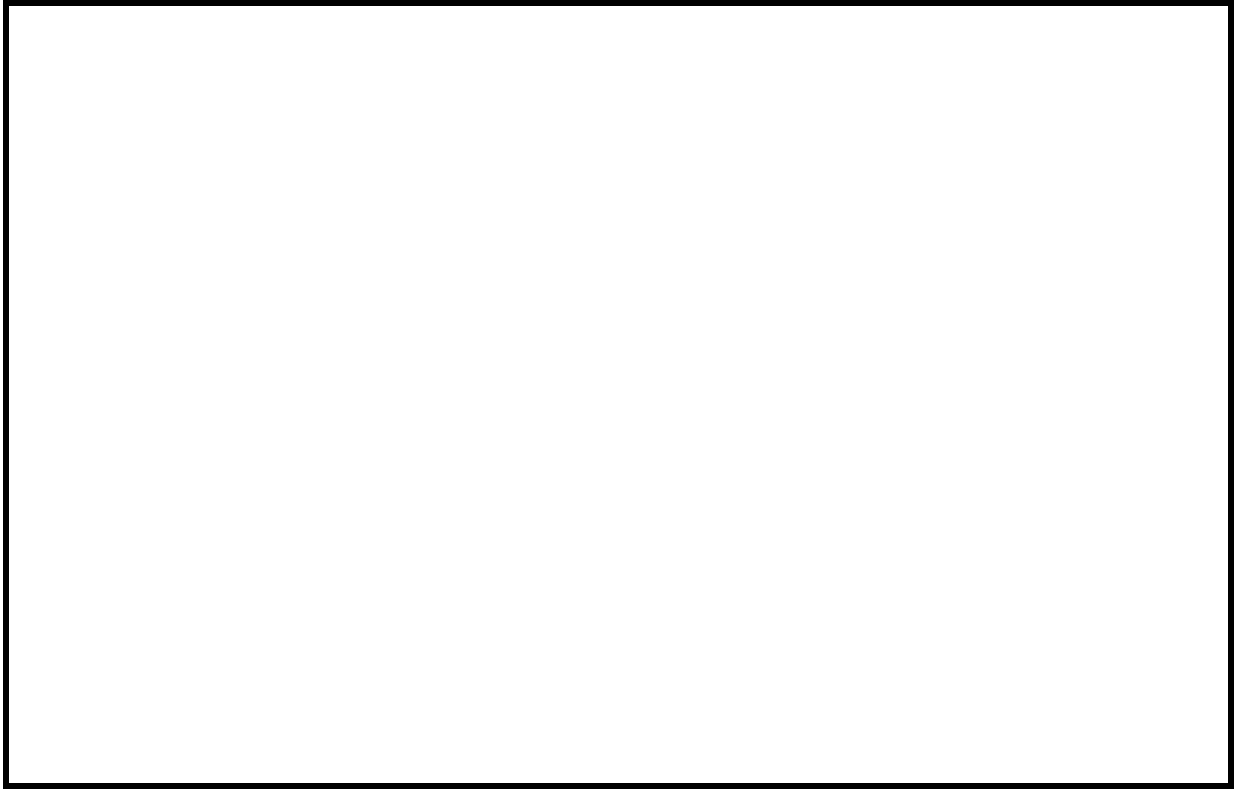
影響評価の結果、縦弾性係数比を変化させた場合でも、算出応力への寄与は小さく影響ないことを確認した。

機器名称	評価部位	材質	縦弾性係数比	算出応力 (MPa)	
				引張り	せん断
軽油タンク A	基礎ボルト	S45C	9*1	99	64
			15*2	101	64
			6*3	97	64

注記*1：軽油タンク基礎と基礎ボルトのヤング率より求めた値。

*2：「鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説 1982」による。

*3：影響評価のため、3.を参考に設定した値。



70. 原子炉圧力容器関連及び原子炉格納容器関連における
工事計画認可で実施する評価手法の概要と比倍評価について

1. 概要

本申請における原子炉圧力容器関連並びに原子炉格納容器鋼製耐圧部及び原子炉格納容器内部構造物（以下「原子炉格納容器関連」という。）の強度計算書及び耐震計算書（以下「強度計算書等」という。）においては、理論式による応力計算、計算機プログラムによる応力解析及び既に認可された工事計画の添付書類（以下「既工認」という。）の評価を元に比倍評価*を実施している機器がある。

本資料においては、原子炉圧力容器関連及び原子炉格納容器関連の今回工認における評価手法の概要及び比倍評価の方法について説明する。

本資料で説明する、原子炉圧力容器関連及び原子炉格納容器関連の今回工認における強度計算書等をそれぞれ表 1 及び表 2.2 に示す。

注記*：既工認の評価を元に、荷重条件や耐震条件の比を用いて発生応力を算出する方法。

2. 今回工認における評価手法の概要

今回工認における評価手法の概要を以下に示し、原子炉圧力容器関連の評価手法の一覧を表 2.1 に、原子炉格納容器関連の評価手法の一覧を表 2.2 に示す。

(1) 理論式による応力計算

評価に用いる設計荷重と応力評価面、評価点の断面性状から理論式により発生応力を算出する。

(2) 計算機プログラムによる応力解析

計算機プログラムによる解析により、発生応力を算出する。

なお、固有値解析の結果、柔構造である機器は、FEM による解析*にて地震による発生応力を算出する。

また、原子炉圧力容器スカート強度計算では、解析による温度分布計算から熱応力を算出する。

注記*：原則として動的解析を適用するが、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）等の一部の機器については、固有周期に対応する震度を FEM により求めた単位加速度に対する応力に乗じて発生応力を求める。

(3) 比倍評価による応力計算

既工認の評価を元に、荷重条件や耐震条件の比を用いて発生応力を算出する。

比倍評価による応力計算の方法の詳細を次章以降で説明する。

3. 既工認における強度計算書等の基本的な評価方法

既工認における、発生応力の算出方法の概要を以下に示す。

(1) 各荷重による応力の算出

基準地震動，最高使用圧力等の荷重が発生する要素毎に，発生応力（以下「各荷重による応力」という。）を求める。各荷重による応力の算出方法は主に以下の方法がある。

a. FEM 等により求めた単位荷重当たりの発生応力に，荷重条件を乗ずる方法

FEM により単位荷重として例えば鉛直力 1N 当たりに発生する応力を算出する。ここで，例えば発生する応力を 1MPa とする。その後，評価において外荷重として与える鉛直力（例えば 100N）における応力を算出するには，単位荷重での発生応力に，単位荷重との荷重比の 100 を乗じて発生する応力を算出する。

このような処理を実施する理由は，評価には弾性解析を用いており，荷重に対して応力が比例することから，複数の評価条件が存在する際にその都度 FEM を実施するよりも，単位荷重当たりの発生応力のみを FEM により求めておき，これに対して条件に応じて補正を行う方が処理が簡便であるためである。

b. 理論式等により，各荷重による応力を算出する方法

理論式に各荷重条件を与えることにより，各荷重による応力を直接算出する。

(2) 組み合わせ応力の算出

評価すべき荷重の組合せに応じて，各荷重による応力を足し合わせる。

例えば，基準地震動の発生状況に，運転状態Ⅰ及びⅡを組み合わせる場合，基準地震動による応力と運転状態Ⅰ及びⅡにおける応力を組み合わせることとなる。

(3) 応力強さの算出

3. (2) の結果を用いて主応力を求め，応力強さを算出する。

4. 今回工認における比倍評価の方法

今回工認において評価方法として比倍評価を採用する場合は、前章(1)項の部分を、以下のように実施している。ここで、単位荷重当たりの応力の求め方に若干の差異があるものの、いずれの方法も根本的には既工認で実施している評価と同等の結果を得ることができる。

なお、前章(2)項及び(3)項の計算に関しては、既工認と同様の計算を実施する。

本章で説明する評価フローを、図4に示す。

4.1 FEM等による解析の応力を比倍し評価を行う場合

(1) FEM等により求めた単位荷重当たりの発生応力の記録がある場合

既工認において使用した単位荷重当たりの発生応力が存在する場合には、既工認と同様に単位荷重当たりの発生応力に、荷重条件の比を乗ずることで、今回工認における各荷重による応力を算出する。(既工認と同様の計算手法となる。)

(2) FEM及び理論式により求めた単位荷重当たりの発生応力の記録がない場合

既工認において計算書に記載されている各荷重による応力を既工認における荷重条件で除することにより、単位荷重当たりの発生応力を算出する。この単位荷重当たりの発生応力に、今回工認における荷重条件を乗ずることで、今回工認における各荷重による応力を算出する。評価上の計算処理としては、既工認における各荷重による応力に今回工認における荷重条件と既工認における荷重条件の比を乗ずることとなる。

なお、上記の処理を理論式に対して適用する場合には、入力される各荷重に対して発生応力が比例することを確認した上で適用している。

4.2 荷重条件を比倍し評価を行う場合

中性子束計測案内管、高圧炉心注水系配管(原子炉压力容器内部)及びスパージャ類*1は、原子炉建屋との連成による地震応答解析モデルに含まれない。このため、既工認においてはそれらを個別にモデル化し、地震力をインプットとした解析により得られる中性子束計測案内管、高圧炉心注水系配管(原子炉压力容器内部)及びスパージャ類自体に生じる荷重、スパージャ類に接続されているサーマルスリーブ*2・ブラケット類*3に生じる荷重を用いて応力計算を行っている。

今回工認での評価用荷重は、中性子束計測案内管、高圧炉心注水系配管(原子炉压力容器内部)及びスパージャ類が既工認時の固有値解析により剛であることを確認しているため、設置位置における評価用震度を用いて、今回工認と既工認との比(震度比)を求め、既工認で用いた荷重に乗じることで設定し、サーマルスリーブにおいては前項(1)の手法により応力を算出し、中性子束計測案内管、高圧炉心注水系配管(原子炉压力容器内部)及びスパージャ類並びにブラケット類においては理論式による応力計算を行っている。

注記* 1: 給水スパージャ、高圧炉心注水スパージャ、低圧注水スパージャ

2: 給水ノズルサーマルスリーブ、高圧炉心注水ノズルサーマルスリーブ、
低圧注水ノズルサーマルスリーブ

3: 給水スパージャブラケット、低圧注水スパージャブラケット

5. 比倍評価における比率及びその算出根拠について

今回工認の比倍評価で用いている比率とその算出根拠のうち、原子炉圧力容器関連の荷重比を表 5.1 に、原子炉格納容器関連の荷重比を表 5.2 に、中性子束計測案内管、高圧炉心注水系配管（原子炉圧力容器内部）及びスパーージャ類の震度比を表 5.3 に示す。

6. 比倍評価の計算例

4 章にて説明した今回工認の比倍評価の計算例を以下のとおり示す。

6.1 FEM 等による解析の応力を比倍し評価を行う場合の計算例

標記の件の例として、原子炉圧力容器関連より、原子炉冷却材再循環ポンプ貫通孔 (N1) における地震荷重 S_s の評価点 P01-P02 を図 6.1 に示す。

6.2 FEM 及び理論式により求めた単位荷重当たりの発生応力の記録がない場合

標記の件の例として、原子炉格納容器関連より、V-2-9-7「上部ドライウェル機器搬入用ハッチの耐震計算書」における応力評価点 P8-A の計算例を図 6.2 に示す。

6.3 荷重条件を比倍し評価を行う場合の計算例

標記の件の例として、原子炉圧力容器関連より、給水スパーージャにおける荷重の算出方法を表 6 に示す。

表1 本資料で説明する原子炉圧力容器関連の強度計算書等の一覧

図書番号	図書名称
V-2-3-2-3	炉心支持構造物の応力計算書
V-2-3-3-1-2	原子炉圧力容器の耐震計算結果
V-2-3-3-1-3	原子炉圧力容器本体の応力計算書
V-2-3-3-2-1	原子炉圧力容器付属構造物の耐震計算結果
V-2-3-3-2-2	原子炉圧力容器スタビライザの応力計算書
V-2-3-3-2-3	制御棒駆動機構ハウジングレストレントビームの応力計算書
V-2-3-3-3-2	原子炉圧力容器内部構造物の耐震計算結果
V-2-3-3-3-3	原子炉圧力容器内部構造物の応力計算書
V-2-5-1(1)	原子炉冷却材再循環ポンプの耐震性についての計算書
V-3-別添 6-1	炉心支持構造物の強度計算書
V-3-別添 8	原子炉圧力容器スカートの強度計算書

表 2.1 評価における計算手法の一覧（原子炉圧力容器関連）（1/10）

No.	機器名称	応力評価		繰返し荷重の評価		特別な応力の評価			備考
		内圧(差圧)	外荷重	疲労	簡易弾塑性	純せん断	支圧	座屈	
1	炉心シュラウド	理論式	理論式	—	—	—	理論式	—	
2	シュラウドサポート	解析 (比倍*)	解析 (比倍*)	—	—	—	—	解析 (比倍*)	注記*：既工認と同様に，単位荷重による解析結果（発生応力）に評価用荷重と単位荷重との比を乗じて応力を算出する。 比倍評価に用いる比率は表 5. 1-1 参照。
3	上部格子板	理論式	理論式	—	—	—	—	—	
4	炉心支持板	理論式	理論式	—	—	—	—	—	
5	燃料支持金具	理論式	理論式	—	—	—	—	—	

表 2.1 評価における計算手法の一覧（原子炉圧力容器関連）（2/10）

No.	機器名称	応力評価		繰返し荷重の評価		特別な応力の評価			備考
		内圧(差圧)	外荷重	疲労	簡易弾塑性	純せん断	支圧	座屈	
6	制御棒案内管	理論式	理論式	—	—	—	—	—	
7	胴板	解析 (比倍*)	解析 (比倍*)	理論式	—	—	—	—	注記*：既工認と同様に，単位荷重による解析結果（発生応力）に評価用荷重と単位荷重との比を乗じて応力を算出する。比倍評価に用いる比率は表 5.1-2 参照。
8	上部鏡板，鏡板フランジ，胴板フランジ 及びスタッドボルト	—	—	—	—	—	—	—	作用する主たる荷重は内圧であり，地震力を負担するような部位ではなく，既工認からの変更はないため，今回工認の耐震評価対象機器としない。
9	下部鏡板	解析 (比倍*)	解析 (比倍*)	理論式	—	—	—	—	注記*：既工認と同様に，単位荷重による解析結果（発生応力）に評価用荷重と単位荷重との比を乗じて応力を算出する。比倍評価に用いる比率は表 5.1-3 参照。
10	制御棒駆動機構ハウジング貫通孔	解析 (比倍*)	解析 (比倍*)	理論式	—	—	—	理論式	注記*：既工認と同様に，単位荷重による解析結果（発生応力）に評価用荷重と単位荷重との比を乗じて応力を算出する。比倍評価に用いる比率は表 5.1-4 参照。

表 2.1 評価における計算手法の一覧（原子炉圧力容器関連）（3/10）

No.	機器名称	応力評価		繰返し荷重の評価		特別な応力の評価			備考
		内圧(差圧)	外荷重	疲労	簡易弾塑性	純せん断	支圧	座屈	
11	中性子束計測ハウジング貫通孔	—	—	—	—	—	—	—	結果が厳しくなる制御棒駆動機構ハウジング貫通孔を代表として評価するため、今回工認の耐震評価対象機器としない。
12	原子炉冷却材再循環ポンプ貫通孔 (N1)	解析 (比倍*)	解析 (比倍*)	理論式	—	—	—	理論式	注記*：既工認と同様に、単位荷重による解析結果（発生応力）に評価用荷重と単位荷重との比を乗じて応力を算出する。比倍評価に用いる比率は表 5.1-5 参照。
13	主蒸気ノズル (N3)	解析 (比倍*)	解析 (比倍*)	理論式	—	—	—	—	注記*：既工認と同様に、単位荷重による解析結果（発生応力）に評価用荷重と単位荷重との比を乗じて応力を算出する。比倍評価に用いる比率は表 5.1-6 参照。
14	給水ノズル (N4)	解析 (比倍*)	解析 (比倍*)	理論式	—	—	—	—	注記*：既工認と同様に、単位荷重による解析結果（発生応力）に評価用荷重と単位荷重との比を乗じて応力を算出する。比倍評価に用いる比率は表 5.1-7 参照。 サーマルスリーブと給水スパーージャとの取り合い点には、給水スパーージャからの地震荷重が生じる。その震度比による地震荷重は表 5.3-11, 表 5.3-12 参照。
15	低圧注水ノズル (N6)	解析 (比倍*)	解析 (比倍*)	理論式	理論式	—	—	—	注記*：既工認と同様に、単位荷重による解析結果（発生応力）に評価用荷重と単位荷重との比を乗じて応力を算出する。繰返し荷重の評価において 3Sm を超えるため簡易弾塑性解析を実施する。比倍評価に用いる比率は表 5.1-8 参照。 サーマルスリーブと低圧注水スパーージャとの取り合い点には、低圧注水スパーージャからの地震荷重が生じる。その震度比による地震荷重は表 5.3-13, 表 5.3-14 参照。

表 2.1 評価における計算手法の一覧（原子炉圧力容器関連）（4/10）

No.	機器名称	応力評価		繰返し荷重の評価		特別な応力の評価			備考
		内圧(差圧)	外荷重	疲労	簡易弾塑性	純せん断	支圧	座屈	
16	上蓋スプレイ・ベントノズル (N7)	解析 (比倍*)	解析 (比倍*)	理論式	—	—	—	—	注記*：既工認と同様に，単位荷重による解析結果（発生応力）に評価用荷重と単位荷重との比を乗じて応力を算出する。 比倍評価に用いる比率は表 5.1-9 参照。
17	原子炉停止時冷却材出口ノズル (N8)	解析 (比倍*)	解析 (比倍*)	理論式	—	—	—	—	注記*：既工認と同様に，単位荷重による解析結果（発生応力）に評価用荷重と単位荷重との比を乗じて応力を算出する。 比倍評価に用いる比率は表 5.1-10 参照。
18	原子炉停止時冷却材出口ノズル (N10)	解析 (比倍*)	解析 (比倍*)	理論式	理論式	—	—	—	注記*：既工認と同様に，単位荷重による解析結果（発生応力）に評価用荷重と単位荷重との比を乗じて応力を算出する。 繰返し荷重の評価において 3Sm を超えるため簡易弾塑性解析を実施する。 比倍評価に用いる比率は表 5.1-11 参照。
19	原子炉冷却材再循環ポンプ差圧検出ノズル (N9)	解析 (比倍*)	解析 (比倍*)	理論式	—	—	—	理論式	注記*：既工認と同様に，単位荷重による解析結果（発生応力）に評価用荷重と単位荷重との比を乗じて応力を算出する。 比倍評価に用いる比率は表 5.1-12 参照。
20	炉心支持板差圧検出ノズル (N11)	解析 (比倍*)	解析 (比倍*)	理論式	—	—	—	理論式	注記*：既工認と同様に，単位荷重による解析結果（発生応力）に評価用荷重と単位荷重との比を乗じて応力を算出する。 比倍評価に用いる比率は表 5.1-13 参照。

表 2.1 評価における計算手法の一覧（原子炉压力容器関連）（5/10）

No.	機器名称	応力評価		繰返し荷重の評価		特別な応力の評価			備考
		内圧(差圧)	外荷重	疲労	簡易弾塑性	純せん断	支圧	座屈	
21	計装ノズル (N12)	解析 (比倍*)	解析 (比倍*)	理論式	—	—	—	—	注記*：既工認と同様に，単位荷重による解析結果（発生応力）に評価用荷重と単位荷重との比を乗じて応力を算出する。比倍評価に用いる比率は表 5.1-14 参照。
22	計装ノズル (N13)	解析 (比倍*)	解析 (比倍*)	理論式	—	—	—	—	注記*：既工認と同様に，単位荷重による解析結果（発生応力）に評価用荷重と単位荷重との比を乗じて応力を算出する。比倍評価に用いる比率は表 5.1-15 参照。
23	計装ノズル (N14)	解析 (比倍*)	解析 (比倍*)	理論式	—	—	—	—	注記*：既工認と同様に，単位荷重による解析結果（発生応力）に評価用荷重と単位荷重との比を乗じて応力を算出する。比倍評価に用いる比率は表 5.1-16 参照。
24	ドレンノズル (N15)	解析 (比倍*)	解析 (比倍*)	理論式	理論式	—	—	—	注記*：既工認と同様に，単位荷重による解析結果（発生応力）に評価用荷重と単位荷重との比を乗じて応力を算出する。繰返し荷重の評価において 3Sm を超えるため簡易弾塑性解析を実施する。比倍評価に用いる比率は表 5.1-17 参照。
25	高圧炉心注水ノズル (N16)	解析 (比倍*)	解析 (比倍*)	理論式	—	—	—	—	注記*：既工認と同様に，単位荷重による解析結果（発生応力）に評価用荷重と単位荷重との比を乗じて応力を算出する。比倍評価に用いる比率は表 5.1-18 参照。 サーマルスリーブと高圧炉心注水スパージャとの取り付け点には，高圧炉心注水スパージャからの地震荷重が生じる。その震度比による地震荷重は表 5.3-15，表 5.3-16 参照。

表 2.1 評価における計算手法の一覧（原子炉圧力容器関連）（6/10）

No.	機器名称	応力評価		繰返し荷重の評価		特別な応力の評価			備考
		内圧(差圧)	外荷重	疲労	簡易弾塑性	純せん断	支圧	座屈	
26	原子炉圧力容器スタビライザブラケット	—	理論式	—	—	理論式	—	—	
27	蒸気乾燥器ホールドダウンブラケット	—	—	—	—	—	—	—	使用条件が一時的（機器搬出入時又は事故時のドライヤ浮上がり等）なものであり、通常運転時に外荷重が作用せず、既工認からの変更はないため、今回工認の耐震評価対象機器としない。
28	上部ガイドロッドブラケット	—	—	—	—	—	—	—	使用条件が一時的（機器搬出入時又は事故時のドライヤ浮上がり等）なものであり、通常運転時に外荷重が作用せず、既工認からの変更はないため、今回工認の耐震評価対象機器としない。
29	下部ガイドロッドブラケット	—	—	—	—	—	—	—	使用条件が一時的（機器搬出入時又は事故時のドライヤ浮上がり等）なものであり、通常運転時に外荷重が作用せず、既工認からの変更はないため、今回工認の耐震評価対象機器としない。
30	蒸気乾燥器支持ブラケット	—	理論式	—	—	理論式	—	—	

表 2.1 評価における計算手法の一覧（原子炉圧力容器関連）（7/10）

No.	機器名称	応力評価		繰返し荷重の評価		特別な応力の評価			備考
		内圧(差圧)	外荷重	疲労	簡易弾塑性	純せん断	支圧	座屈	
31	給水スパージャブケット	—	理論式	—	—	理論式	—	—	評価に用いる震度比による地震荷重は表 5.3-17, 表 5.3-18 参照。
32	低圧注水スパージャブケット	—	理論式	—	—	理論式	—	—	評価に用いる震度比による地震荷重は表 5.3-19, 表 5.3-20 参照。
33	原子炉圧力容器スカート	解析 (比倍*)	解析 (比倍*)	—	—	—	—	理論式	注記*：既工認（参考図書として提出）と同様に、単位荷重による解析結果（発生応力）に評価用荷重と単位荷重との比を乗じて応力を算出する。 強度計算書では熱解析による温度分布計算も行う。 比倍評価に用いる比率は表 5.1-19 参照。
34	原子炉圧力容器基礎ボルト	—	理論式	—	—	—	—	—	
35	蒸気乾燥器	理論式	理論式	—	—	理論式	理論式	—	

表 2.1 評価における計算手法の一覧（原子炉圧力容器関連）（8/10）

No.	機器名称	応力評価		繰返し荷重の評価		特別な応力の評価			備考
		内圧(差圧)	外荷重	疲労	簡易弾塑性	純せん断	支圧	座屈	
36	気水分離器及びスタンドパイプ	理論式	理論式	—	—	—	—	—	
37	シュラウドヘッド	理論式	理論式	—	—	—	—	—	
38	給水スパージャ	理論式	理論式*	—	—	—	—	—	注記*：震度比による地震荷重を用いる。 評価に用いる震度比による地震荷重は表 5.3-1、表 5.3-2 参照。
39	高圧炉心注水スパージャ	理論式	理論式*	—	—	—	—	—	注記*：震度比による地震荷重を用いる。 評価に用いる震度比による地震荷重は表 5.3-3、表 5.3-4 参照。
40	低圧注水スパージャ	理論式	理論式*	—	—	—	—	—	注記*：震度比による地震荷重を用いる。 評価に用いる震度比による地震荷重は表 5.3-5、表 5.3-6 参照。

表 2.1 評価における計算手法の一覧（原子炉圧力容器関連）（9/10）

No.	機器名称	応力評価		繰返し荷重の評価		特別な応力の評価			備考
		内圧(差圧)	外荷重	疲労	簡易弾塑性	純せん断	支圧	座屈	
41	高圧炉心注水系配管（原子炉圧力容器内部）	理論式	理論式*	—	—	—	—	—	注記*：震度比による地震荷重を用いる。 評価に用いる震度比による地震荷重は表 5.3-7、表 5.3-8 参照。
42	中性子束計測案内管	理論式	理論式*	—	—	—	—	—	注記*：震度比による地震荷重を用いる。 評価に用いる震度比による地震荷重は表 5.3-9、表 5.3-10 参照。
43	原子炉冷却材再循環ポンプモータケーシング	解析 (比倍*)	解析 (比倍*)	—	—	—	理論式	理論式	注記*：既工認と同様に、単位荷重による解析結果（発生応力）に評価用荷重と単位荷重との比を乗じて応力を算出する。 比倍評価に用いる比率は表 5.1-20 参照。
44	原子炉圧力容器スタビライザ	—	理論式 解析 (比倍*)	—	—	—	—	—	既工認と同様に、ロッドは理論式、ブラケットは解析による応力評価を行う。 注記*：既工認と同様に、単位荷重による解析結果（発生応力）に評価用荷重と単位荷重との比を乗じて応力を算出する。 比倍評価に用いる比率は表 5.1-21 参照。
45	制御棒駆動機構ハウジングレストレントビーム	—	解析	—	—	—	—	—	

表 2.1 評価における計算手法の一覧（原子炉圧力容器関連）（10/10）

No.	機器名称	応力評価		繰返し荷重の評価		特別な応力の評価			備考
		内圧(差圧)	外荷重	疲労	簡易弾塑性	純せん断	支圧	座屈	
46	原子炉冷却材再循環ポンプ (モータカバー, 補助カバー)	解析 (比倍*)	解析 (比倍*)	理論式	—	—	—	—	注記* : 既工認と同様に, 単位荷重による解析結果(発生応力)に評価用荷重と単位荷重との比を乗じて応力を算出する。比倍評価に用いる比率は表 5. 1-22 参照。

表 2.2 評価における計算手法の一覧（原子炉格納容器関連）

図書番号	図書名	評価点番号	評価方法		比率表番号
			DB	SA	
V-1-2-1	原子炉本体の基礎に関する説明書	P1-P2	FEM	FEM	-
		P3-P5	理論式	理論式	
V-2-9-2-2	原子炉格納容器ライナ部の耐震性についての計算書	P1-P20	FEM及び理論式*1	FEM及び理論式*1	-
V-3-3-6-1-1-2	原子炉格納容器ライナ部の強度計算書	P1-P20	-	FEM及び理論式*1	-
V-2-9-2-3	ドライウェル上鏡の耐震性についての計算書	P1-P7	比倍	比倍	表5.2-1
V-3-3-6-1-1-4	ドライウェル上鏡の強度計算書	P1-P7	-	比倍	
V-2-9-2-4	下部ドライウェルアクセストネルスリーブ及び鏡板(所員用エアロック付)の耐震性についての計算書	P1-P3	比倍	比倍及びFEM*6	表5.2-2
		P4-P8	比倍	理論式	
V-3-3-6-1-1-6	下部ドライウェルアクセスト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	P1-P3	-	比倍及びFEM*6	-
		P4-P8	-	理論式	
V-2-9-2-5	下部ドライウェルアクセストネルスリーブ及び鏡板(機器搬入用ハッチ付)の耐震性についての計算書	P1-P3	比倍	比倍及びFEM*6	表5.2-3
		P4-P8	比倍	理論式	
V-3-3-6-1-1-7	下部ドライウェルアクセスト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	P1-P3	-	比倍及びFEM*6	-
		P4-P8	-	理論式	
V-2-9-2-6	クエンチャサポート基礎の耐震性についての計算書	P1-P6	理論式	理論式	-
V-3-3-6-1-1-8	クエンチャサポート基礎の強度計算書	P1-P6	-	理論式	-
V-2-9-2-7	上部ドライウェル機器搬入用ハッチの耐震性についての計算書	P1-P7	-	*2	-
		P8-P14	比倍	比倍	表5.2-4
V-3-3-6-1-2-2	上部ドライウェル機器搬入用ハッチの強度計算書	P1-P7	-	理論式	-
		P8-P14	-	比倍	表5.2-4
		P1-P5	-	*2	-
V-2-9-2-8	下部ドライウェル機器搬入用ハッチの耐震性についての計算書	P6	比倍	比倍	表5.2-5
		P7	-	比倍及びFEM*6	
V-3-3-6-1-2-3	下部ドライウェル機器搬入用ハッチの強度計算書	P1-P5	-	理論式	-
		P6-P7	-	比倍	表5.2-5
V-2-9-2-9	サブプレッションチェンバ出入口の耐震性についての計算書	P1-P5	-	*2	-
		P6-P12	比倍	比倍	表5.2-6
V-3-3-6-1-2-4	サブプレッションチェンバ出入口の強度計算書	P1-P5	-	理論式	-
		P6-P12	-	比倍	表5.2-6
V-2-9-2-10	上部ドライウェル所員用エアロックの耐震性についての計算書	P1-P10	-	*2	-
		P11-P19	比倍	比倍	表5.2-7
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	P1-P10	-	理論式	-
		P11-P19	-	比倍	表5.2-7
		P1-P10	-	*2	-
V-2-9-2-11	下部ドライウェル所員用エアロックの耐震性についての計算書	P11	比倍	比倍	表5.2-8
		P12	-	比倍及びFEM*6	
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	P1-P10	-	理論式	-
		P11-P12	-	比倍	表5.2-8
V-2-9-2-12	原子炉格納容器配管貫通部の耐震性についての計算書	P1-P7	理論式	理論式	-
V-3-3-6-1-4-2	原子炉格納容器配管貫通部の強度計算書	P1-P7	理論式	理論式	-
V-2-9-2-13	原子炉格納容器電気配線貫通部の耐震性についての計算書	P1-P6	理論式	理論式	-
V-3-3-6-1-4-3	原子炉格納容器電気配線貫通部の強度計算書	P1-P6	-	理論式	-
V-2-9-4-1	真空破壊装置の耐震性についての計算書	P1	理論式	理論式	-
V-2-9-4-2	ダイヤフラムフロアの耐震性についての計算書	P1-P2	FEM	FEM	-
		P3-P6	理論式	理論式	
		P1-P2	-	FEM	
V-3-3-6-2-1	ダイヤフラムフロアの強度計算書	P4,P6	-	理論式	-
		P3,P5	-	*3	
V-2-9-4-3	ベント管の耐震性についての計算書	P1-P4	FEM	FEM	-
V-3-3-6-2-3	ベント管の強度計算書	P1-P4	-	比倍	表5.2-9
V-2-9-4-4-1-1	ドライウェルスプレイ管の耐震性についての計算書	P1-P3	FEM	FEM	-
		P4	理論式	理論式	-
V-3-3-6-2-4-1-1-2	ドライウェルスプレイ管の強度計算書	P1-P3	-	比倍	表5.2-10
		P4	-	*5	-
V-2-9-4-4-1-2	サブプレッションチェンバスプレイ管の耐震性についての計算書	P1-P3	FEM	FEM	-
		P4	理論式	理論式	
V-3-3-6-2-4-1-1-3	サブプレッションチェンバスプレイ管の強度計算書	P1-P3	-	比倍	表5.2-11
		P4	-	*5	-
V-2-9-4-8-1	下部ドライウェルアクセストネルの耐震性についての計算書	P1-P5	FEM*4	FEM	-
V-3-3-6-3-1	下部ドライウェルアクセストネルの強度計算書	P1-P5	-	FEM	-
V-2-9-5-1	コリウムシールドの耐震性についての計算書	P1-P9	-	理論式	-
V-2-11-2-6	原子炉遮蔽壁の耐震性についての計算書	P1-P2	理論式	理論式	-
V-3-3-6-1-1-5	ドライウェル主フランジの強度計算書	P1-P2	-	理論式	-

注記 *1: ライナアンカはFEMにより求められたひずみを用いて理論式で評価。
 *2: 地震による影響は小さいため既工認と同様に耐震評価を省略。
 *3: 地震による荷重が支配的のため強度計算書における評価を省略。
 *4: 地震荷重による応力のみFEM, その他の応力は既工認の応力(FEMによる)を使用。
 *5: 配管支持構造物は地震による応力が支配的のため, 他の管の計算書等と同様に強度評価を省略。
 *6: 地震に関する応力はFEM(3軸方向の1G解析), その他の応力は既工認の応力に比率(荷重比, 圧力比など)を乗じて評価。
 注 *1: DBは設計基準対象施設としての評価を示す。SAは重大事故等対処設備としての評価を示す。
 *2: 本申請において強度計算書で取り扱う条件は, 原子炉格納容器配管貫通部の改造部分を除いてSA条件のみである。

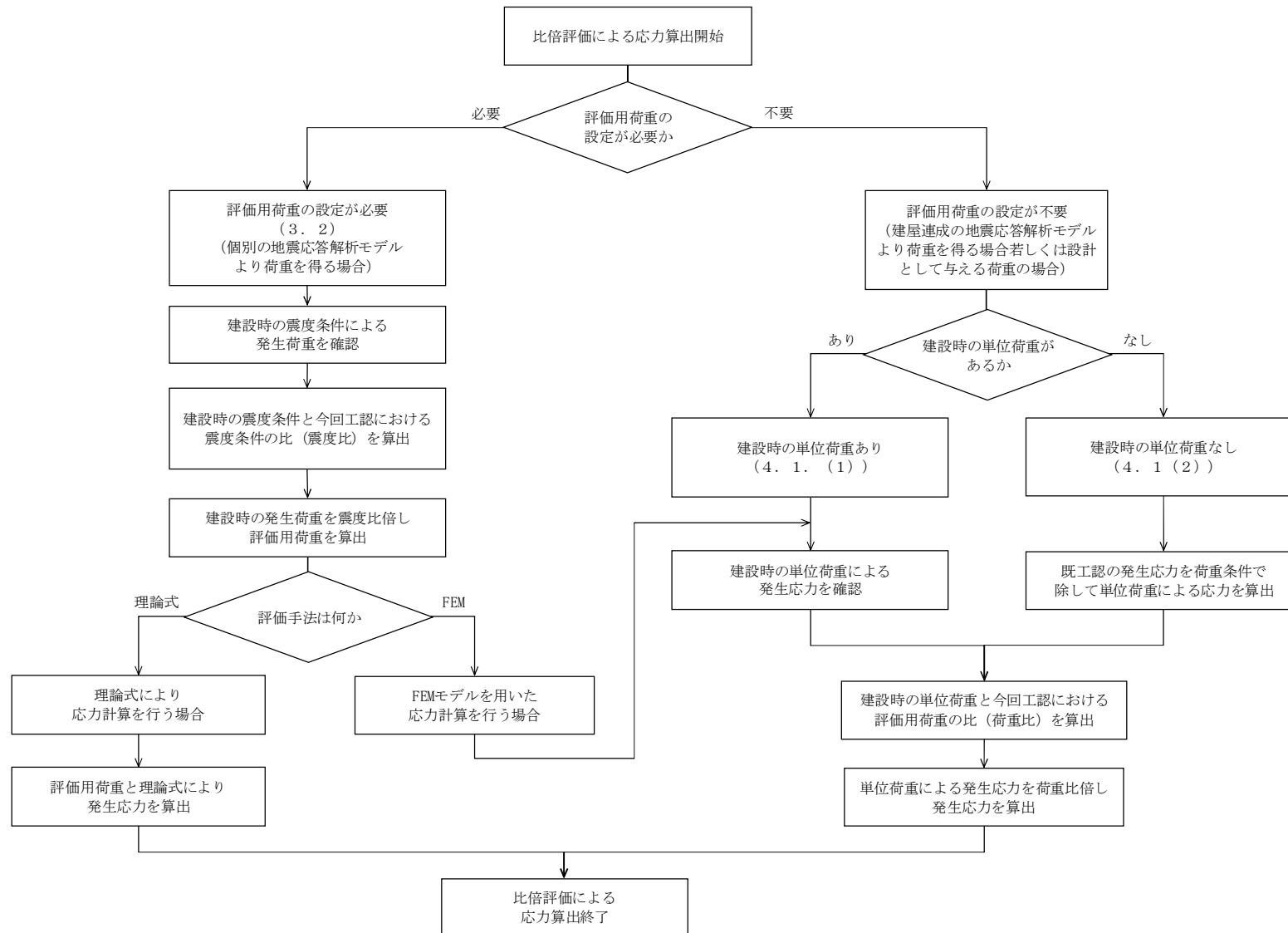


図4 今回工認における比倍評価フロー

表 5.1-1 比倍評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
（シュラウドサポート）

荷重	単位荷重					評価用荷重					比率*2*3				
	差圧	鉛直力		水平力	モーメント	差圧	鉛直力		水平力	モーメント	差圧	鉛直力		水平力	モーメント
	D _P (kg/cm ²)	V ₁ (t)	V ₂ (t)	H (t)	M (t・m)	D _P (kg/cm ²)	V ₁ (t) or (kN)*1	V ₂ (t) or (kN)*1	H (kN)	M (kN・m)	D _P	V ₁	V ₂	H	M
L02 差圧											1.000	—	—	—	—
L18 外荷重C											—	0.027	0.218	—	—
L14 地震荷重S _d *（一次）											—	0.030	0.240	0.057	0.350
L16 地震荷重S _s （一次）											—	0.040	0.312	0.083	0.520

注記*1：地震荷重の単位は地震応答解析により得られた値を用いるため(kN)又は(kN・m)である。

*2：鉛直力、水平力及びモーメントの比率は、評価用荷重の単位を単位荷重の単位に換算し、「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値である。

*3：比率は小数点以下第4位を四捨五入したものを表記しているが、評価においては「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値をそのまま用いる。

表 5.1-2 比倍評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
（胴板）

荷重	単位荷重					評価用荷重					比率 ^{*2*3}				
	内圧	鉛直力		水平力	モーメント	内圧	鉛直力		水平力	モーメント	内圧	鉛直力		水平力	モーメント
	P (kg/cm ²)	V ₁ (t)	V ₂ (t)	H (t)	M (t・m)	P (kg/cm ²)	V ₁ (t) or (kN) ^{*1}	V ₂ (t) or (kN) ^{*1}	H (kN)	M (kN・m)	P	V ₁	V ₂	H	M
L01 内圧											0.972	—	—	—	—
L18 外荷重 C											—	2.430	1.120	—	—
L14 地震荷重 S _d * (一次)											—	2.576	1.231	3.916	10.075
L16 地震荷重 S _s (一次)											—	3.355	1.602	5.099	13.052

注記*1：地震荷重の単位は地震応答解析により得られた値を用いるため(kN)又は(kN・m)である。

*2：鉛直力、水平力及びモーメントの比率は、評価用荷重の単位を単位荷重の単位に換算し、「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値である。

*3：比率は小数点以下第4位を四捨五入したものを表記しているが、評価においては「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値をそのまま用いる。

表 5.1-3 比倍評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
（下部鏡板）

荷重	単位荷重						評価用荷重						比率 ^{*2*3}					
	内圧	差圧	鉛直力		水平力	モーメント	内圧	差圧	鉛直力		水平力	モーメント	内圧	差圧	鉛直力		水平力	モーメント
	P (kg/cm ²)	D _P (kg/cm ²)	V ₁ (t)	V ₂ (t)	H (t)	M (t・m)	P (kg/cm ²)	D _P (kg/cm ²)	V ₁ (t) or (kN) ^{*1}	V ₂ (t) or (kN) ^{*1}	H (kN)	M (kN・m)	P	D _P	V ₁	V ₂	H	M
L01 内圧													0.992	—	—	—	—	—
L02 差圧													—	1.000	—	—	—	—
L18 外荷重C													—	—	0.027	0.218	—	—
L14 地震荷重S _d *（一次）													—	—	0.030	0.240	0.057	0.350
L16 地震荷重S _s （一次）													—	—	0.040	0.312	0.083	0.520

注記*1：地震荷重の単位は地震応答解析により得られた値を用いるため(kN)又は(kN・m)である。

*2：鉛直力、水平力及びモーメントの比率は、評価用荷重の単位を単位荷重の単位に換算し、「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値である。

*3：比率は小数点以下第4位を四捨五入したものを表記しているが、評価においては「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値をそのまま用いる。

表 5.1-4 比倍評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
（制御棒駆動機構ハウジング貫通孔）

荷重	単位荷重							評価用荷重							比率 ^{*2*}									
	内圧		鉛直力		水平力		モーメント		内圧		鉛直力		水平力		モーメント		内圧		鉛直力		水平力		モーメント	
	P (kg/cm ²)	V ₁ (t)	V ₂ (t)	H ₁ (t)	H ₂ (t)	M ₁ (t・m)	M ₂ (t・m)	P (kg/cm ²)	V ₁ (t) or (kN) ^{*1}	V ₂ (t) or (kN) ^{*1}	H ₁ (kN)	H ₂ (kN)	M ₁ (kN・m)	M ₂ (kN・m)	P	V ₁	V ₂	H ₁	H ₂	M ₁	M ₂			
L01 内圧															1.025	—	—	—	—	—	—			
L13 外荷重B															—	0.140	1.890	—	—	—	—			
L14 地震荷重 S d * (一次)															—	0.155	0.165	0.040	0.018	0.047	0.020			
L16 地震荷重 S s (一次)															—	0.202	0.216	0.040	0.024	0.046	0.028			

注記*1：地震荷重の単位は地震応答解析により得られた値を用いるため(kN)又は(kN・m)である。

*2：鉛直力，水平力及びモーメントの比率は，評価用荷重の単位を単位荷重の単位に換算し，「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値である。

*3：比率は小数点以下第4位を四捨五入したものを表記しているが，評価においては「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値をそのまま用いる。

表 5.1-5 比倍評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
（原子炉冷却材再循環ポンプ貫通孔（N1））

荷重	単位荷重							評価用荷重							比率 ^{*2*}						
	内圧	動圧	鉛直力		水平力	モーメント	ねじりモーメント	内圧	動圧	鉛直力		水平力	モーメント	ねじりモーメント	内圧	動圧	鉛直力		水平力	モーメント	ねじりモーメント
	P (kg/cm ²)	P' (kg/cm ²)	V ₁ (t)	V ₂ (t)	H ₁ (t)	M ₁ (t・m)	M _T (t・m)	P (kg/cm ²)	P' (kg/cm ²)	V ₁ (t) or (kN) ^{*1}	V ₂ (t) or (kN) ^{*1}	H ₁ (t) or (kN) ^{*1}	M ₁ (t・m) or (kN・m) ^{*1}	M _T (t・m)	P	P'	V ₁	V ₂	H ₁	M ₁	M _T
L01 内圧															0.992	—	—	—	—	—	—
L02 動圧															—	1.000	—	—	—	—	—
L12 外荷重A															—	—	0.082	0.011	0.011	0.022	0.007
L14 地震荷重S _d *（一次）															—	—	0.043	0.006	0.056	0.113	—
L16 地震荷重S _s （一次）															—	—	0.086	0.012	0.110	0.222	—

注記*1：地震荷重の単位は地震応答解析により得られた値を用いるため(kN)又は(kN・m)である。

*2：鉛直力，水平力，モーメント及びねじりモーメントの比率は，評価用荷重の単位を単位荷重の単位に換算し，「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値である。

*3：比率は小数点以下第4位を四捨五入したものを表記しているが，評価においては「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値をそのまま用いる。

表 5.1-6 比倍評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
（主蒸気ノズル（N3））

荷重	単位荷重				評価用荷重						比率 ^{*2*}				
	内圧	力		モーメント		内圧	力		モーメント		内圧	力		モーメント	
	P (kg/cm ²)	H (t)	Fz (t)	M (t・m)	Mz (t・m)	P (kg/cm ²)	H (t) or (kN) ^{*1}	Fz (t) or (kN) ^{*1}	M (t・m) or (kN・m) ^{*1}	Mz (t・m) or (kN・m) ^{*1}	P	H	Fz	M	Mz
L01 内圧											0.972	—	—	—	—
L04 死荷重											—	0.127	0.059	0.125	0.023
L07 熱変形力											—	0.363	0.073	0.461	0.971
L14 地震荷重 S d * (一次)											—	0.165	0.106	0.327	0.045
L15 地震荷重 S d * (二次)											—	0.008	0.021	0.061	0.008
L16 地震荷重 S s (一次)											—	0.775	0.497	1.536	0.212
L17 地震荷重 S s (二次)											—	0.038	0.097	0.288	0.037

注記*1：地震荷重及び死荷重の単位は地震応答解析により得られた値を用いるため(kN)又は(kN・m)である。

*2：力及びモーメントの比率は、評価用荷重の単位を単位荷重の単位に換算し、「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値である。

*3：比率は小数点以下第4位を四捨五入したものを表記しているが、評価においては「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値をそのまま用いる。

表 5.1-7 比倍評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
（給水ノズル（N4））

荷重	単位荷重										評価用荷重										比率 ^{*3}							
	内圧		差圧		ノズル側荷重				サーマルスリーブ側荷重				内圧		差圧		ノズル側荷重				サーマルスリーブ側荷重							
					力		モーメント		力		モーメント						力		モーメント		力		モーメント					
	P	Dp	H	Fz	M	Mz	H	Fz	M	Mz	P	Dp	H	Fz	M	Mz	H	Fz	M	Mz								
(kg/cm ²)	(kg/cm ²)	(t)	(t)	(t・m)	(t・m)	(t)	(t)	(t・m)	(t・m)	(kg/cm ²)	(kg/cm ²)	(t) or (kN) ^{*1}	(t) or (kN) ^{*1}	(t・m) or (kN・m) ^{*1}	(t・m) or (kN・m) ^{*1}	(t) or (kN) ^{*1}	(t) or (kN) ^{*1}	(t・m) or (kN・m) ^{*1}	(t・m) or (kN・m) ^{*1}									
L01 内圧	0.972	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—								
L02 差圧	—	0.386	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—								
L04 死荷重	—	—	0.188	0.016	0.225	0.044	0.025	0.128	0.011	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—								
L07 熱変形力	—	—	0.556	0.519	0.865	0.503	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—								
L14 地震荷重 S d * (一次)	—	—	0.599	0.366	0.966	0.370	0.082	0.061	0.037	0.003	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—								
L15 地震荷重 S d * (二次)	—	—	0.081	0.025	0.070	0.073	0.082	0.061	0.037	0.003	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—								
L16 地震荷重 S s (一次)	—	—	0.837	0.512	1.351	0.518	0.160	0.121	0.072	0.005	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—								
L17 地震荷重 S s (二次)	—	—	0.112	0.036	0.098	0.102	0.160	0.121	0.072	0.005	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—								

注記*1：地震荷重の単位は地震応答解析により得られた値を用いるため(kN)又は(kN・m)である。

*2：力及びモーメントの比率は、評価用荷重の単位を単位荷重の単位に換算し、「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値である。

*3：比率は小数点以下第4位を四捨五入したものを表記しているが、評価においては「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値をそのまま用いる。

表 5.1-8 比倍評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
（低圧注水ノズル（N6））

荷重	単位荷重								評価用荷重								比率 ^{*2}												
	内圧	ノズル側荷重				サーマルスリーブ側荷重				内圧	ノズル側荷重				サーマルスリーブ側荷重				内圧	ノズル側荷重				サーマルスリーブ側荷重					
		力		モーメント		力		モーメント			力		モーメント		力		モーメント			力		モーメント		力		モーメント			
	P (kg/cm ²)	H (t)	Fz (t)	M (t・m)	Mz (t・m)	H (t)	Fz (t)	M (t・m)	Mz (t・m)	P (kg/cm ²)	H (t) or (kN) ^{*1}	Fz (t) or (kN) ^{*1}	M (t・m) or (kN・m) ^{*1}	Mz (t・m) or (kN・m) ^{*1}	H (t) or (kN) ^{*1}	Fz (t) or (kN) ^{*1}	M (t・m) or (kN・m) ^{*1}	Mz (t・m) or (kN・m) ^{*1}	P	H	Fz	M	Mz	H	Fz	M	Mz		
L01 内圧																				0.972	—	—	—	—	—	—	—	—	—
L04 死荷重																				—	0.117	0.020	0.125	0.011	0.017	0.074	0.009	—	
L07 熱変形力																				—	0.491	0.598	0.561	0.334	—	—	—	—	
L14 地震荷重 S d * (一次)																				—	0.169	0.126	0.264	0.045	0.066	0.047	0.033	0.003	
L15 地震荷重 S d * (二次)																				—	0.007	0.004	0.013	0.004	0.066	0.047	0.033	0.003	
L16 地震荷重 S s (一次)																				—	0.523	0.352	0.692	0.184	0.131	0.092	0.063	0.005	
L17 地震荷重 S s (二次)																				—	0.024	0.017	0.031	0.014	0.131	0.092	0.063	0.005	

注記*1：地震荷重及びノズル側荷重における死荷重の単位は地震応答解析により得られた値を用いるため(kN)又は(kN・m)である。

*2：力及びモーメントの比率は、評価用荷重の単位を単位荷重の単位に換算し、「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値である。

*3：比率は小数点以下第4位を四捨五入したものを表記しているが、評価においては「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値をそのまま用いる。

表 5.1-9 比倍評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
（上蓋スプレイ・ベントノズル（N7））

荷重	単位荷重					評価用荷重					比率 ^{*2*3}				
	内圧	力		モーメント		内圧	力		モーメント		内圧	力		モーメント	
	P (kg/cm ²)	H (t)	Fz (t)	M (t・m)	Mz (t・m)	P (kg/cm ²)	H (t) or (kN) ^{*1}	Fz (t) or (kN) ^{*1}	M (t・m) or (kN・m) ^{*1}	Mz (t・m) or (kN・m) ^{*1}	P	H	Fz	M	Mz
L01 内圧											0.972	—	—	—	—
L04 死荷重											—	0.102	0.663	0.520	0.051
L07 熱変形力											—	1.400	1.090	1.310	1.400
L11 ボルト荷重 ^{*4}											—	—	3.974	—	—
L14 地震荷重 S d * (一次)											—	1.825	1.356	1.866	1.162
L15 地震荷重 S d * (二次)											—	0.591	0.112	0.163	0.530
L16 地震荷重 S s (一次)											—	2.733	2.029	2.794	1.744
L17 地震荷重 S s (二次)											—	0.887	0.163	0.245	0.795

注記*1：地震荷重及び死荷重の単位は地震応答解析により得られた値を用いるため(kN)又は(kN・m)である。

*2：力及びモーメントの比率は、評価用荷重の単位を単位荷重の単位に換算し、「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値である。

*3：比率は小数点以下第4位を四捨五入したものを表記しているが、評価においては「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値をそのまま用いる。

*4：ボルト荷重はフランジのボルト中心位置に負荷する荷重である。

表 5.1-10 比倍評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
（原子炉停止時冷却材出口ノズル（N8））

荷重	単位荷重					評価用荷重					比率 ^{*1*2}				
	内圧	力		モーメント		内圧	力		モーメント		内圧	力		モーメント	
	P (kg/cm ²)	H (t)	Fz (t)	M (t・m)	Mz (t・m)	P (kg/cm ²)	H (kN)	Fz (kN)	M (kN・m)	Mz (kN・m)	P	H	Fz	M	Mz
L01 内圧											0.972	—	—	—	—
L04 死荷重											—	0.372	0.034	0.629	0.001
L07 熱変形力											—	0.695	0.774	1.517	0.621
L14 地震荷重 S d * (一次)											—	0.459	0.376	0.880	0.137
L15 地震荷重 S d * (二次)											—	0.092	0.171	0.151	0.050
L16 地震荷重 S s (一次)											—	1.100	0.745	2.141	0.361
L17 地震荷重 S s (二次)											—	0.178	0.276	0.292	0.102

注記*1：力及びモーメントの比率は、評価用荷重の単位を単位荷重の単位に換算し、「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値である。

*2：比率は小数点以下第4位を四捨五入したものを表記しているが、評価においては「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値をそのまま用いる。

表 5.1-11 比倍評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
（原子炉停止時冷却材出口ノズル（N10））

荷重	単位荷重					評価用荷重					比率 ^{*2*}				
	内圧	力		モーメント		内圧	力		モーメント		内圧	力		モーメント	
	P (kg/cm ²)	H (t)	Fz (t)	M (t・m)	Mz (t・m)	P (kg/cm ²)	H (t) or (kN) ^{*1}	Fz (t) or (kN) ^{*1}	M (t・m) or (kN・m) ^{*1}	Mz (t・m) or (kN・m) ^{*1}	P	H	Fz	M	Mz
L01 内圧											0.972	—	—	—	—
L04 死荷重											—	0.406	0.005	0.630	0.126
L07 熱変形力											—	0.649	0.075	1.192	0.540
L14 地震荷重 S d * (一次)											—	0.389	0.307	0.668	0.074
L15 地震荷重 S d * (二次)											—	0.086	0.022	0.112	0.062
L16 地震荷重 S s (一次)											—	1.354	0.553	1.692	0.650
L17 地震荷重 S s (二次)											—	0.168	0.050	0.210	0.122

注記*1：地震荷重及び死荷重の単位は地震応答解析により得られた値を用いるため(kN)又は(kN・m)である。

*2：力及びモーメントの比率は、評価用荷重の単位を単位荷重の単位に換算し、「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値である。

*3：比率は小数点以下第4位を四捨五入したものを表記しているが、評価においては「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値をそのまま用いる。

表 5.1-12 比倍評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
（原子炉冷却材再循環ポンプ差圧検出ノズル（N9））

荷重	単位荷重										評価用荷重										比率 ^{*2,3}																								
	内圧	炉外側荷重					炉内側荷重					内圧	炉外側荷重					炉内側荷重					内圧	炉外側荷重				炉内側荷重																	
		力		モーメント			力		モーメント				力		モーメント			力		モーメント				力		モーメント																			
		P (kg/cm ²)	H (t)	Fz (t)	M (t・m)	Mz (t・m)	H (t)	Fz (t)	M (t・m)	Mz (t・m)	P (kg/cm ²)		H (t) or (kN) ^{*1}	Fz (t) or (kN) ^{*1}	M (t・m) or (kN・m) ^{*1}	Mz (t・m) or (kN・m) ^{*1}	H (t) or (kN) ^{*1}	Fz (t) or (kN) ^{*1}	M (t・m) or (kN・m) ^{*1}	Mz (t・m)	P	H		Fz	M	Mz	H	Fz	M	Mz															
L01 内圧																					1.025	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
L04 死荷重																					—	0.020	0.010	0.010	0.020	—	0.040	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	
L07 熱変形力																					—	0.090	0.100	0.040	0.010	0.060	0.040	0.020	0.020	0.020	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
L14 地震荷重 S d * (一次)																					—	0.020	0.010	0.010	0.010	0.020	0.031	0.020	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
L15 地震荷重 S d * (二次)																					—	0.010	0.010	0.010	0.010	0.020	0.031	0.020	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
L16 地震荷重 S s (一次)																					—	0.020	0.010	0.010	0.010	0.020	0.051	0.020	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
L17 地震荷重 S s (二次)																					—	0.010	0.010	0.010	0.010	0.020	0.051	0.020	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—

注記*1：地震荷重の単位は地震応答解析により得られた値を用いるため(kN)又は(kN・m)である。

*2：力及びモーメントの比率は、評価用荷重の単位を単位荷重の単位に換算し、「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値である。

*3：比率は小数点以下第4位を四捨五入したものを表記しているが、評価においては「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値をそのまま用いる。

表 5.1-13 比倍評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
 （炉心支持板差圧検出ノズル（N11））

荷重	単位荷重										評価用荷重										比率 ^{*2,3}														
	内圧	炉外側荷重					炉内側荷重					内圧	炉外側荷重					炉内側荷重					内圧	炉外側荷重				炉内側荷重							
		力		モーメント			力		モーメント				力		モーメント			力		モーメント				力		モーメント									
		P (kg/cm ²)	H (t)	Fz (t)	M (t・m)	Mz (t・m)	H (t)	Fz (t)	M (t・m)	Mz (t・m)	P (kg/cm ²)		H (t) or (kN) ^{*1}	Fz (t) or (kN) ^{*1}	M (t・m) or (kN・m) ^{*1}	Mz (t・m) or (kN・m) ^{*1}	H (t) or (kN) ^{*1}	Fz (t) or (kN) ^{*1}	M (t・m) or (kN・m) ^{*1}	Mz (t・m)	P	H		Fz	M	Mz	H	Fz	M	Mz					
L01 内圧																					1.025	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
L04 死荷重																					—	0.020	0.010	0.010	0.020	—	0.040	—	—	—	—	—	—	—	—
L07 熱変形力																					—	0.090	0.100	0.040	0.010	0.060	0.040	0.020	0.020	—	—	—	—	—	—
L14 地震荷重 S d * (一次)																					—	0.020	0.010	0.010	0.010	0.020	0.031	0.020	—	—	—	—	—	—	—
L15 地震荷重 S d * (二次)																					—	0.010	0.010	0.010	0.010	0.020	0.031	0.020	—	—	—	—	—	—	—
L16 地震荷重 S s (一次)																					—	0.020	0.010	0.010	0.010	0.020	0.051	0.020	—	—	—	—	—	—	—
L17 地震荷重 S s (二次)																					—	0.010	0.010	0.010	0.010	0.020	0.051	0.020	—	—	—	—	—	—	—

注記*1：地震荷重の単位は地震応答解析により得られた値を用いるため(kN)又は(kN・m)である。

*2：力及びモーメントの比率は、評価用荷重の単位を単位荷重の単位に換算し、「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値である。

*3：比率は小数点以下第4位を四捨五入したものを表記しているが、評価においては「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値をそのまま用いる。

表 5.1-14 比倍評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
（計装ノズル（N12））

荷重	単位荷重					評価用荷重					比率 ^{*2*}				
	内圧	力		モーメント		内圧	力		モーメント		内圧	力		モーメント	
	P (kg/cm ²)	H (t)	Fz (t)	M (t・m)	Mz (t・m)	P (kg/cm ²)	H (t) or (kN) ^{*1}	Fz (t) or (kN) ^{*1}	M (t・m) or (kN・m) ^{*1}	Mz (t・m) or (kN・m) ^{*1}	P	H	Fz	M	Mz
L01 内圧											0.972	—	—	—	—
L04 死荷重											—	0.010	0.010	0.010	0.010
L07 熱変形力											—	0.060	0.030	0.060	0.030
L14 地震荷重 S d * (一次)											—	0.020	0.020	0.010	0.010
L15 地震荷重 S d * (二次)											—	0.010	0.010	0.010	0.010
L16 地震荷重 S s (一次)											—	0.020	0.020	0.010	0.010
L17 地震荷重 S s (二次)											—	0.010	0.010	0.010	0.010

注記*1：地震荷重の単位は地震応答解析により得られた値を用いるため(kN)又は(kN・m)である。

*2：力及びモーメントの比率は、評価用荷重の単位を単位荷重の単位に換算し、「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値である。

*3：比率は小数点以下第4位を四捨五入したものを表記しているが、評価においては「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値をそのまま用いる。

表 5.1-15 比倍評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
（計装ノズル（N13））

荷重	単位荷重					評価用荷重					比率 ^{*2*}				
	内圧	力		モーメント		内圧	力		モーメント		内圧	力		モーメント	
	P (kg/cm ²)	H (t)	Fz (t)	M (t・m)	Mz (t・m)	P (kg/cm ²)	H (t) or (kN) ^{*1}	Fz (t) or (kN) ^{*1}	M (t・m) or (kN・m) ^{*1}	Mz (t・m) or (kN・m) ^{*1}	P	H	Fz	M	Mz
L01 内圧											0.972	—	—	—	—
L04 死荷重											—	0.010	0.010	0.010	0.010
L07 熱変形力											—	0.060	0.030	0.060	0.030
L14 地震荷重 S d * (一次)											—	0.020	0.020	0.010	0.010
L15 地震荷重 S d * (二次)											—	0.010	0.010	0.010	0.010
L16 地震荷重 S s (一次)											—	0.020	0.020	0.010	0.010
L17 地震荷重 S s (二次)											—	0.010	0.010	0.010	0.010

注記*1：地震荷重の単位は地震応答解析により得られた値を用いるため(kN)又は(kN・m)である。

*2：力及びモーメントの比率は、評価用荷重の単位を単位荷重の単位に換算し、「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値である。

*3：比率は小数点以下第4位を四捨五入したものを表記しているが、評価においては「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値をそのまま用いる。

表 5.1-16 比倍評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
（計装ノズル（N14））

荷重	単位荷重					評価用荷重					比率 ^{*2*}				
	内圧	力		モーメント		内圧	力		モーメント		内圧	力		モーメント	
	P (kg/cm ²)	H (t)	Fz (t)	M (t・m)	Mz (t・m)	P (kg/cm ²)	H (t) or (kN) ^{*1}	Fz (t) or (kN) ^{*1}	M (t・m) or (kN・m) ^{*1}	Mz (t・m) or (kN・m) ^{*1}	P	H	Fz	M	Mz
L01 内圧											0.972	—	—	—	—
L04 死荷重											—	0.040	0.010	0.020	0.030
L07 熱変形力											—	0.130	0.060	0.120	0.090
L14 地震荷重 S d * (一次)											—	0.061	0.082	0.031	0.010
L15 地震荷重 S d * (二次)											—	0.010	0.010	0.010	0.010
L16 地震荷重 S s (一次)											—	0.194	0.255	0.092	0.031
L17 地震荷重 S s (二次)											—	0.031	0.031	0.031	0.031

注記*1：地震荷重の単位は地震応答解析により得られた値を用いるため(kN)又は(kN・m)である。

*2：力及びモーメントの比率は、評価用荷重の単位を単位荷重の単位に換算し、「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値である。

*3：比率は小数点以下第4位を四捨五入したものを表記しているが、評価においては「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値をそのまま用いる。

表 5.1-17 比倍評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
（ドレンノズル（N15））

荷重	単位荷重					評価用荷重					比率 ^{*2*3}				
	内圧		力		モーメント	内圧		力		モーメント	内圧		力		モーメント
	P (kg/cm ²)	H (t)	Fz (t)	M (t・m)	Mz (t・m)	P (kg/cm ²)	H (t) or (kN) ^{*1}	Fz (t) or (kN) ^{*1}	M (t・m) or (kN・m) ^{*1}	Mz (t・m) or (kN・m) ^{*1}	P	H	Fz	M	Mz
L01 内圧											1.025	—	—	—	—
L04 死荷重											—	0.080	0.010	0.040	0.010
L07 熱変形力											—	0.571	0.133	0.173	0.041
L14 地震荷重 S d * (一次)											—	1.040	0.102	0.082	0.092
L15 地震荷重 S d * (二次)											—	0.041	0.010	0.010	0.010
L16 地震荷重 S s (一次)											—	1.866	0.184	0.143	0.163
L17 地震荷重 S s (二次)											—	0.071	0.010	0.010	0.010

注記*1：地震荷重及び熱変形力の単位は地震応答解析により得られた値を用いるため(kN)又は(kN・m)である。

*2：力及びモーメントの比率は、評価用荷重の単位を単位荷重の単位に換算し、「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値である。

*3：比率は小数点以下第4位を四捨五入したものを表記しているが、評価においては「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値をそのまま用いる。

表 5.1-18 比倍評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
（高圧炉心注水ノズル（N16））

荷重	単位荷重										評価用荷重										比率 ^{※3}																																	
	内圧		差圧		ノズル側荷重				サーマルスリーブ側荷重				内圧		差圧		ノズル側荷重				サーマルスリーブ側荷重																																	
					力		モーメント		力		モーメント						力		モーメント		力		モーメント																															
	P	Dp	H	Fz	M	Mz	H	Fz	M	Mz	P	Dp	H	Fz	M	Mz	H	Fz	M	Mz	P	Dp	H	Fz	M	Mz	H	Fz	M	Mz																								
(kg/cm ²)	(kg/cm ²)	(t)	(t)	(t・m)	(t・m)	(t)	(t)	(t・m)	(t・m)	(kg/cm ²)	(kg/cm ²)	(t) or (kN) ^{※1}	(t) or (kN) ^{※1}	(t・m) or (kN・m) ^{※1}	(t・m) or (kN・m) ^{※1}	(t) or (kN) ^{※1}	(t) or (kN) ^{※1}	(t・m) or (kN・m) ^{※1}	(t・m) or (kN・m) ^{※1}	(t) or (kN) ^{※1}	(t) or (kN) ^{※1}	(t・m) or (kN・m) ^{※1}	(t・m) or (kN・m) ^{※1}	(t) or (kN) ^{※1}	(t) or (kN) ^{※1}	(t・m) or (kN・m) ^{※1}	(t・m) or (kN・m) ^{※1}																											
L01 内圧																											0.972	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
L02 差圧																											—	0.002	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
L04 死荷重																											—	—	0.062	0.012	0.078	0.042	0.033	0.024	0.028	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
L07 熱変形力																											—	—	0.076	0.506	0.402	0.038	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
L14 地震荷重 S d * (一次)																											—	—	0.141	0.089	0.189	0.124	0.036	0.036	0.023	0.005	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
L15 地震荷重 S d * (二次)																											—	—	0.012	0.108	0.079	0.007	0.036	0.036	0.023	0.005	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
L16 地震荷重 S s (一次)																											—	—	0.227	0.167	0.344	0.247	0.071	0.071	0.046	0.010	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
L17 地震荷重 S s (二次)																											—	—	0.006	0.028	0.030	0.004	0.071	0.071	0.046	0.010	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—

注記*1：地震荷重の単位は地震応答解析により得られた値を用いるため(kN)又は(kN・m)である。

*2：力及びモーメントの比率は、評価用荷重の単位を単位荷重の単位に換算し、「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値である。

*3：比率は小数点以下第4位を四捨五入したものを表記しているが、評価においては「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値をそのまま用いる。

表 5.1-19 比倍評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
（原子炉圧力容器スカート）

荷重	単位荷重				評価用荷重				比率 ^{*2*3}						
	内圧	鉛直力		水平力	モーメント	内圧	鉛直力		水平力	モーメント	内圧	鉛直力		水平力	モーメント
	P (kg/cm ²)	V ₁ (t)	V ₂ (t)	H (t)	M (t・m)	P (kg/cm ²)	V ₁ (t) or (kN) ^{*1}	V ₂ (t) or (kN) ^{*1}	H (t) or (kN) ^{*1}	M (t・m) or (kN・m) ^{*1}	P	V ₁	V ₂	H	M
L01 内圧											0.972	—	—	—	—
L03 設計機械的荷重											—	3.140	1.500	3.000	6.900
L12 外荷重 A											—	1.550	1.120	—	—
L13 外荷重 B											—	2.160	1.100	—	—
L18 外荷重 C											—	2.430	1.120	—	—
L19 外荷重 D											—	2.430	1.160	—	—
L20 外荷重 E											—	2.430	1.120	—	—
L21 外荷重 F											—	2.430	1.120	0.840	4.400
L22 外荷重 G											—	2.160	1.100	—	—
L14 地震荷重 S _d * (一次)											—	2.576	1.231	3.916	10.075
L16 地震荷重 S _s (一次)											—	—	1.602	5.099	13.052

注記*1：地震荷重の単位は地震応答解析により得られた値を用いるため(kN)又は(kN・m)である。

*2：鉛直力、水平力及びモーメントの比率は、評価用荷重の単位を単位荷重の単位に換算し、「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値である。

*3：比率は小数点以下第4位を四捨五入したものを表記しているが、評価においては「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値をそのまま用いる。

表 5.1-20 比倍評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
（原子炉冷却材再循環ポンプモータケーシング）

荷重	単位荷重					評価用荷重					比率 ^{*2*3}				
	内圧	鉛直力	水平力	モーメント	ねじり モーメント	内圧	鉛直力	水平力	モーメント	ねじり モーメント	内圧	鉛直力	水平力	モーメント	ねじり モーメント
	P (kg/cm ²)	V (t)	H (t)	M (t・m)	M _T (t・m)	P (kg/cm ²)	V (t) or (kN) ^{*1}	H (t) or (kN) ^{*1}	M (t・m) or (kN・m) ^{*1}	M _T (t・m)	P	V	H	M	M _T
L01 内圧											1.025	—	—	—	—
L11 ボルト荷重 ^{*4}											—	1.000	—	—	—
L12 外荷重A											—	0.082	0.011	0.022	0.007
L14 地震荷重 S _d [*] （一次）											—	0.043	0.056	0.113	—
L16 地震荷重 S _s （一次）											—	0.086	0.110	0.222	—

注記*1：地震荷重の単位は地震応答解析により得られた値を用いるため(kN)又は(kN・m)である。

*2：鉛直力、水平力及びモーメントの比率は、評価用荷重の単位を単位荷重の単位に換算し、「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値である。

*3：比率は小数点以下第4位を四捨五入したものを表記しているが、評価においては「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値をそのまま用いる。

*4：ボルト荷重はケーシング下端のボルト中心位置に負荷する荷重である。

表 5.1-21 比倍評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
 （原子炉圧力容器スタビライザ）

荷重	単位荷重	評価用荷重	比率*1*2
	水平力	水平力	水平力
	W _A (kg)	W _A (N)	W _A
地震荷重 S _d * 作用時			1.000
地震荷重 S _s 作用時			1.070

注記*1：水平力の比率は、単位荷重の単位を評価用荷重の単位に換算し、「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値である。

*2：比率は小数点以下第4位を四捨五入したものを表記しており、評価においても小数点以下第4位を四捨五入した値を用いる。

表 5.1-22 比倍評価に用いる比率（各荷重の単位荷重に対する比率）
（原子炉冷却材再循環ポンプ）

【モータカバー】

荷重	単位荷重							評価用荷重							比率*2
	最高 使用 圧力 P (kg/cm ²)	外荷重			ガスケット反力		自重*1	最高 使用 圧力 P (MPa)	外荷重			ガスケット反力		自重*1	
		ポンプ 固定側 F1 (kg)	ポンプ 回転側 F2 (kg)	補助 カバー F3 (kg)	F _{G1} (kg)	F _{G2} (kg)			ポンプ 固定側 F1 (N)	ポンプ 回転側 F2 (N)	補助 カバー F3 (N)	F _{G1} (N)	F _{G2} (N)		
最高使用圧力 P	87.9	—	—	—	—	—	—	8.62	—	—	—	—	—	—	1.00
死荷重 D+機械的荷重 M	—						1.00・g	—						1.00・g	1.00
地震荷重 S d *	—						1.00・g	—						0.72・g	0.72
地震荷重 S s	—						1.00・g	—						1.43・g	1.43

注記*1：g は重力加速度を示す。

*2：最高使用圧力、外荷重及びガスケット反力の比率は、評価用荷重の単位を単位荷重の単位に換算し、「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値である。

【補助カバー】

荷重	単位荷重			評価用荷重			比率*2
	最高使用圧力 P (kg/cm ²)	ガスケット反力 F _G (kg)	自重*1	最高使用圧力 P (MPa)	ガスケット反力 F _G (N)	自重*1	
最高使用圧力 P	87.9	—	—	8.62	—	—	1.00
死荷重 D+機械的荷重 M	—		1.00・g	—		1.00・g	1.00
地震荷重 S d *	—	—	1.00・g	—	—	0.72・g	0.72
地震荷重 S s	—	—	1.00・g	—	—	1.43・g	1.43

注記*1：g は重力加速度を示す。

*2：最高使用圧力及びガスケット反力の比率は、評価用荷重の単位を単位荷重の単位に換算し、「評価用荷重」÷「単位荷重」により算出した値である。

表 5.2-1 比倍評価に用いる比率（各荷重の応力に対する比率）
（ドライウェル上鏡）

荷重		既工認 設計荷重		本申請における評価用荷重			比率〔有効数字4桁〕		
		最高使用 圧力 (kPa)	震度	内圧 (SA後 長期) (kPa)	内圧 (SA後 長々期) (kPa)	震度	内圧 (SA後 長期)	内圧 (SA後 長々期)	震度
内圧		310	-	620	-	-	2.000	-	-
				-	150		-	-	0.5000*1
地震荷重Sd*	水平	-	0.73	-	-	0.73	-	-	1.000
	鉛直	-	0.24	-	-	0.59	-	-	2.458
地震荷重Ss	水平	-	0.43	-	-	1.27	-	-	2.953
	鉛直	-	0.23	-	-	1.15	-	-	5.000

注記*1: 比率=150/310=0.484だが、保守的に0.5000とした。

表 5.2-2 比倍評価に用いる比率（各荷重の応力に対する比率）
（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））

荷重		既工認 設計荷重					本申請における評価用荷重						比率〔有効数字4桁〕					
		最高使用 圧力 (kPa)	外圧 (kPa)	震度 (ハッチ)	震度 (アクセス トンネル)	相対変位 (アクセス トンネル)	内圧 (SA後 長期) (kPa)	内圧 (SA後 長々期) (kPa)	水頭圧 (SA時) (kPa)	震度 (ハッチ)	震度 (アクセス トンネル)	相対変位 (アクセス トンネル)	内圧 (SA後 長期)	内圧 (SA後 長々期)	水頭圧*2 (SA時)	震度*3 (ハッチ)	震度*3 (アクセス トンネル)	相対変位*3 (アクセス トンネル)
内圧		310	-	-	-	-	620	-	96	-	-	-	2.000	-	0.3097	-	-	-
							-	150		-	-	-	0.5000*1					
外圧		-	-14	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-6.857	-	-	-	-
地震荷重Sd*	水平	-	-	0.52	0.52	1.1	-	-	-	0.55	0.83	1.5	-	-	-	1.058	1.596	1.364
	鉛直	-	-	0.24	0.24	0.1	-	-	-	0.54	0.54	0.2	-	-	-	2.250	2.250	2.000
地震荷重Ss	水平	-	-	0.29	0.72	1.1	-	-	-	1.08	1.63	3.2	-	-	-	3.724	2.264	2.909
	鉛直	-	-	0.23	0.23	0.2	-	-	-	1.08	1.08	0.7	-	-	-	4.696	4.696	3.500

注記*1: 比率=150/310=0.484だが、保守的に0.5000とした。

*2: 水頭圧はSA時に常時作用する荷重であるため、SA時の各許容応力状態の荷重の組合せに水頭圧による応力が全て含まれるように、解析上の処理として、鉛直荷重による応力を含むように処理する。
具体的には、鉛直荷重による応力は、ハッチ類の水頭圧を用いて「死荷重による応力+水頭圧による応力」として算出する。このとき、鉛直荷重による応力に鉛直加速度を乗じて求める鉛直地震による応力は、本来の計算値よりも大きくなるが、保守的な取り扱いであることから構造健全性評価として影響はない。

ここで、水頭圧による応力は、既工認の内圧及び外圧による応力から比倍で計算する。既工認の内圧による応力結果は一次応力のみであるため、外圧による一次+二次応力の結果にマイナスの比率を乗じて発生する応力の向きを内圧とそろえることで、水頭圧による一次応力及び一次+二次応力の値とする。

*3: 既工認の地震時の応力は、ハッチに作用する地震加速度による応力、アクセストンネルに作用する地震加速度で発生する応力、アクセストンネルに作用する相対変位で発生する応力がある。本来はそれぞれの応力に対応した比率を乗じるところを、本申請においては保守的に最大比率をそれぞれの応力に乗じて応力評価を実施した。

表 5.2-3 比倍評価に用いる比率（各荷重の応力に対する比率）
（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））

荷重	既工認 設計荷重					本申請における評価用荷重						比率〔有効数字4桁〕						
	最高使用 圧力 (kPa)	外圧 (kPa)	震度 (ハッチ)	震度 (アクセス トンネル)	相対変位 (アクセス トンネル)	内圧 (SA後 長期) (kPa)	内圧 (SA後 長々期) (kPa)	水頭圧 (SA時) (kPa)	震度 (ハッチ)	震度 (アクセス トンネル)	相対変位 (アクセス トンネル)	内圧 (SA後 長期)	内圧 (SA後 長々期)	水頭圧*2 (SA時)	震度*3 (ハッチ)	震度*3 (アクセス トンネル)	相対変位*3 (アクセス トンネル)	
内圧	310	-	-	-	-	620	-	96	-	-	-	2.000	-	0.3097	-	-	-	
外圧	-	-14	-	-	-	-	150		-	-	-	-	0.5000*1		-	-	-	-
地震荷重Sd*	水平	-	-	0.52	0.52	1.1	-	-	-	0.55	0.83	1.5	-	-	-	1.058	1.596	1.364
	鉛直	-	-	0.24	0.24	0.1	-	-	-	0.54	0.54	0.2	-	-	-	2.250	2.250	2.000
地震荷重Ss	水平	-	-	0.29	0.72	1.1	-	-	-	1.08	1.63	3.2	-	-	-	3.724	2.264	2.909
	鉛直	-	-	0.23	0.23	0.2	-	-	-	1.08	1.08	0.7	-	-	-	4.696	4.696	3.500

注記*1: 比率=150/310=0.484だが、保守的に0.5000とした。

*2: 水頭圧はSA時に常時作用する荷重であるため、SA時の各許容応力状態の荷重の組合せに水頭圧による応力が全て含まれるように、解析上の処理として、鉛直荷重による応力を含むように処理する。
具体的には、鉛直荷重による応力は、ハッチ類の水頭圧を用いて「死荷重による応力+水頭圧による応力」として算出する。このとき、鉛直荷重による応力に鉛直加速度を乗じて求める鉛直地震による
応力は、本来の計算値よりも大きくなるが、保守的な取り扱いであることから構造健全性評価として影響はない。
ここで、水頭圧による応力は、既工認の内圧及び外圧による応力から比倍で計算する。既工認の内圧による応力結果は一次応力のみであるため、外圧による一次+二次応力の結果にマイナスの比率を
乗じて発生する応力の向きを内圧とそろえることで、水頭圧による一次応力及び一次+二次応力の値とする。

*3: 既工認の地震時の応力は、ハッチに作用する地震加速度による応力、アクセストンネルに作用する地震加速度で発生する応力、アクセストンネルに作用する相対変位で
発生する応力がある。本来はそれぞれの応力に対応した比率を乗じるところを、本申請においては保守的に最大比率をそれぞれの応力に乗じて応力評価を実施した。

表 5.2-4 比倍評価に用いる比率（各荷重の応力に対する比率）
（上部ドライウェル機器搬入用ハッチ）

荷重	既工認 設計荷重		本申請における評価用荷重			比率〔有効数字4桁〕		
	最高使用 圧力 (kPa)	震度	内圧 (SA後 長期) (kPa)	内圧 (SA後 長々期) (kPa)	震度	内圧 (SA後 長期)	内圧 (SA後 長々期)	震度
内圧	310	-	620	-	-	2.000	-	-
			-	150		-	0.5000*1	-
地震荷重Sd*	水平	-	0.65	-	0.65	-	-	1.000
	鉛直	-	0.24	-	0.59	-	-	2.458
地震荷重Ss	水平	-	0.43	-	1.27	-	-	2.953
	鉛直	-	0.23	-	1.15	-	-	5.000

注記*1: 比率=150/310=0.484だが、保守的に0.5000とした。

表 5.2-5 比倍評価に用いる比率（各荷重の応力に対する比率）
（下部ドライウェル機器搬入用ハッチ）

荷重			既工認 設計荷重				本申請における評価用荷重						比率〔有効数字4桁〕						
			最高使用圧力 (kPa)	外圧 (kPa)	質量 (ton)	震度	内圧 (SA後長期) (kPa)	内圧 (SA後長々期) (kPa)	水頭圧 (SA時) (kPa)	質量 (SA時, 水質量考慮) (ton)	震度 (DBA)	震度 (SA)	内圧 (SA後長期)	内圧 (SA後長々期)	水頭圧*2 (SA時)	質量*5 (SA時, 水質量考慮)	震度 (DBA)	震度 (SA)	
内圧			310	-	-	-	620	-	94	-	-	-	2.000	-	0.3032	-	-	-	
外圧			-	-14	-	-	-	150		-	-	-	-	0.5000*1		-	-	-	-
質量	水平*4	NS	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
		EW	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
地震荷重Sd*	水平*4	NS	-	-	-	0.52	-	-	-	-	0.55	0.58	-	-	-	-	-	1.058	1.115
		EW	-	-	-	-	-	-	-	-	0.52	0.52	-	-	-	-	-	-	1.000
鉛直			-	-	-	0.24	-	-	-	0.54	-	-	-	-	-	-	2.250	-	
地震荷重Ss	水平*4	NS	-	-	-	0.29	-	-	-	-	1.08	1.33	-	-	-	-	-	3.724	4.586
		EW	-	-	-	-	-	-	-	-	0.86	0.86	-	-	-	-	-	2.966	
鉛直			-	-	-	0.23	-	-	-	1.08	-	-	-	-	-	-	4.696	-	

注記*1: 比率=150/310=0.484だが、保守的に0.5000とした。

*2: 水頭圧はSA時に常時作用する荷重であるため、SA時の各許容応力状態の荷重の組合せに水頭圧による応力が全て含まれるように、解析上の処理として、鉛直荷重による応力に含むように処理する。具体的には、鉛直荷重による応力は、ハッチ類の水頭圧を用いて「死荷重による応力+水頭圧による応力」として算出する。このとき、鉛直荷重による応力に鉛直加速度を乗じて求める鉛直地震による応力は、本来の計算値よりも大きくなるが、保守的な取り扱いであることから構造健全性評価として影響はない。ここで、水頭圧による応力は、既工認の内圧及び外圧による応力から比倍で計算する。既工認の内圧による応力結果は一次応力のみであるため、外圧による一次+二次応力の結果にマイナスの比率を乗じて発生する応力の向きを内圧とそろえることで、水頭圧による一次応力及び一次+二次応力の値とする。

*3: SA時の鉛直荷重及び鉛直地震荷重については既工認と同等評価(詳細評価)を実施するため、比倍評価は実施しない。

*4: NS/EW方向については既工認に合わせて、軸方向をNS方向、軸直角方向をEW方向とする。

*5: 水没による質量増加の影響を、震度比に対して質量比を乗じることによって考慮する。

表 5.2-6 比倍評価に用いる比率（各荷重の応力に対する比率）
（サプレッションチェンバ出入口）

荷重			既工認 設計荷重				本申請における評価用荷重					比率〔有効数字4桁〕						
			最高使用圧力 (kPa)	外圧 (kPa)	質量 (ton)	震度	内圧 (SA後長期) (kPa)	内圧 (SA後長々期) (kPa)	水頭圧 (SA時) (kPa)	質量 (SA時, 水質量考慮) (ton)	震度	内圧 (SA後長期)	内圧 (SA後長々期)	水頭圧*2 (SA時)	質量*3 (SA時, 水質量考慮)	震度		
内圧			310	-	-	-	620	-	35	-	-	2.000	-	0.1129	-	-	-	
外圧			-	-14	-	-	-	150		-	-	-	0.5000*1		-	-	-	-
質量			-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	2.250	-
地震荷重Sd*	水平	NS	-	-	-	0.56	-	-	-	-	0.59	-	-	-	-	-	-	1.054
		EW	-	-	-	0.24	-	-	-	-	0.56	-	-	-	-	-	-	2.333
地震荷重Ss	水平	NS	-	-	-	0.35	-	-	-	-	1.16	-	-	-	-	-	-	3.314
		EW	-	-	-	0.23	-	-	-	-	1.11	-	-	-	-	-	-	4.826

注記*1: 比率=150/310=0.484だが、保守的に0.5000とした。

*2: 水頭圧はSA時に常時作用する荷重であるため、SA時の各許容応力状態の荷重の組合せに水頭圧による応力が全て含まれるように、解析上の処理として、鉛直荷重による応力に含むように処理する。具体的には、鉛直荷重による応力は、ハッチ類の水頭圧を用いて「死荷重による応力+水頭圧による応力」として算出する。このとき、鉛直荷重による応力に鉛直加速度を乗じて求める鉛直地震による応力は、本来の計算値よりも大きくなるが、保守的な取り扱いであることから構造健全性評価として影響はない。ここで、水頭圧による応力は、既工認の内圧及び外圧による応力から比倍で計算する。既工認の内圧による応力結果は一次応力のみであるため、外圧による一次+二次応力の結果にマイナスの比率を乗じて発生する応力の向きを内圧とそろえることで、水頭圧による一次応力及び一次+二次応力の値とする。

*3: 水没による質量増加の影響を、震度比に対して質量比を乗じることによって考慮する。

表 5.2-7 比倍評価に用いる比率（各荷重の応力に対する比率）
（上部ドライウェル所員用エアロック）

荷重		既工認 設計荷重		本申請における評価用荷重			比率〔有効数字4桁〕		
		最高使用 圧力 (kPa)	震度	内圧 (SA後 長期) (kPa)	内圧 (SA後 長々期) (kPa)	震度	内圧 (SA後 長期)	内圧 (SA後 長々期)	震度
内圧		310	-	620	-	-	2.000	-	-
				-	150		-	0.5000 ^{*1}	-
地震荷重Sd*	水平	-	0.65	-	-	0.65	-	-	1.000
	鉛直	-	0.24	-	-	0.59	-	-	2.458
地震荷重Ss	水平	-	0.43	-	-	1.27	-	-	2.953
	鉛直	-	0.23	-	-	1.15	-	-	5.000

*1: 比率=150/310=0.484だが、保守的に0.5000とした。

表 5.2-8 比倍評価に用いる比率（各荷重の応力に対する比率）
（下部ドライウェル所員用エアロック）

荷重			既工認 設計荷重				本申請における評価用荷重						比率〔有効数字4桁〕				
			最高使用 圧力 (kPa)	外圧 (kPa)	質量 (ton)	震度	内圧 (SA後 長期) (kPa)	内圧 (SA後 長々期) (kPa)	水頭圧 (SA時) (kPa)	質量 (SA時、水質 量考慮) (ton)	震度 (DBA)	震度 (SA)	内圧 (SA後 長期)	内圧 (SA後 長々期)	水頭圧 ^{*2} (SA時)	質量 ^{*5} (SA時、水質 量考慮)	震度 (DBA)
内圧			310	-	-	-	620	-	-	-	-	2.000	-	0.2935	-	-	-
外圧			-	-14	-	-	-	150	91	-	-	-	0.5000 ^{*1}	-	-	-	-
質量	水平 ^{*4}	NS	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	3.789	-	-	
		EW	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	1.789	-	-	
地震荷重Sd*	水平 ^{*4}	NS	-	-	-	0.52	-	-	-	0.55	0.56	-	-	-	-	1.058	1.077
		EW	-	-	-	-	-	-	-	-	1.06	-	-	-	-	-	2.038
地震荷重Ss	鉛直	NS	-	-	-	0.24	-	-	-	0.54	-	-	-	- ^{*3}	2.250	- ^{*3}	-
		EW	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
地震荷重Ss	水平 ^{*4}	NS	-	-	-	0.29	-	-	-	1.08	1.32	-	-	-	-	3.724	4.552
		EW	-	-	-	-	-	-	-	-	1.92	-	-	-	-	-	6.621
鉛直			-	-	-	0.23	-	-	-	1.08	-	-	-	- ^{*3}	4.696	- ^{*3}	-

注記*1: 比率=150/310=0.484だが、保守的に0.5000とした。

*2: 水頭圧はSA時に常時作用する荷重であるため、SA時の各許容応力状態の荷重の組合せに水頭圧による応力が全て含まれるように、解析上の処理として、鉛直荷重による応力に含むように処理する。

具体的には、鉛直荷重による応力は、ハッチ類の水頭圧を用いて「死荷重による応力+水頭圧による応力」として算出する。このとき、鉛直荷重による応力に鉛直加速度を乗じて求める鉛直地震による応力は、本来の計算値よりも大きくなるが、保守的な取り扱いであることから構造健全性評価として影響はない。

ここで、水頭圧による応力は、既工認の内圧及び外圧による応力から比倍で計算する。既工認の内圧による応力結果は一次応力のみであるため、外圧による一次+二次応力の結果にマイナスの比率を乗じて発生する応力の向きを内圧とそろえることで、水頭圧による一次応力及び一次+二次応力の値とする。

*3: SA時の鉛直荷重及び鉛直地震荷重については既工認と同等評価（詳細評価）を実施するため、比倍評価は実施しない。

*4: NS/EW方向については既工認に合わせて、軸方向をNS方向、軸直角方向をEW方向とする。

*5: 水没による質量増加の影響を、震度比に対して質量比を乗じることによって考慮する。

表 5.2-9 比倍評価に用いる比倍比（各荷重の応力に対する比率）
（ベント管）

荷重		既工認 設計荷重	本申請における 評価用荷重	比率〔有効数字4桁〕
		質量 ($10^3 \times \text{kg}$)	質量(SA時) ($10^3 \times \text{kg}$)	質量*
質量	機器質量			1.429
	内部水質量			

注記*: 比率 = (機器質量 + SA時内部水質量) / (機器質量 + 既工認内部水質量) で算出。この比率を建設時の死荷重による応力に比倍して評価する。

表 5.2-10 比倍評価に用いる比倍比（各荷重の応力に対する比率）
（ドライウェルスプレイ管）

荷重	既工認 設計荷重	本申請における 評価用荷重	比率〔有効数字4桁〕
	応力係数 (告示第501号)* ¹	応力係数 (設計・建設規格)* ²	応力係数* ³
直管	1.00	1.00	1.000
エルボ	1.03	1.98	1.922
ティー部	1.01	2.00	1.980
モーメントの取り扱い	—	—	2.000* ⁴

注: 補正工認において、設計・建設規格に基づく強度評価を実施するために、告示第501号に規定されている応力係数と設計・建設規格に規定されている応力係数の比を、既工認応力結果に乘じる。

注記*1: 告示第501号 第56条及び第57条に規定の応力係数。

*2: 設計・建設規格 PPB-3810に規定の応力係数。

*3: 建設時の死荷重による応力に比倍して評価する。

*4: 告示第501号においては、主管及び分岐管に作用するモーメントの最大値のみを考慮して一次応力を算出するが、設計・建設規格においては主管に作用するモーメントによる応力と分岐管に作用するモーメントによる応力をそれぞれ考慮して一次応力を算出する。告示第501号の評価結果を比倍する本評価においては、モーメントの最大値が主管及び分岐管に作用すると仮定して評価を行うため、ティー部の応力係数に対してこの比率を乘じる。

表 5.2-11 比倍評価に用いる比倍比（各荷重の応力に対する比率）
（サプレッションチェンバスプレイ管）

荷重	既工認 設計荷重	本申請における 評価用荷重	比率〔有効数字4桁〕
	応力係数 (告示第501号)* ¹	応力係数 (設計・建設規格)* ²	応力係数* ³
直管	1.00	1.00	1.000
エルボ	1.00	1.64	1.640
ティー部	1.00	1.68	1.680
モーメントの取り扱い	—	—	2.000* ⁴

注: 補正工認において、設計・建設規格に基づく強度評価を実施するために、告示第501号に規定されている応力係数と設計・建設規格に規定されている応力係数の比を、既工認応力結果に乘じる。

注記*1: 告示第501号 第56条及び第57条に規定の応力係数。

*2: 設計・建設規格 PPB-3810に規定の応力係数。

*3: 建設時の死荷重による応力に比倍して評価する。

*4: 告示第501号においては、主管及び分岐管に作用するモーメントの最大値のみを考慮して一次応力を算出するが、設計・建設規格においては主管に作用するモーメントによる応力と分岐管に作用するモーメントによる応力をそれぞれ考慮して一次応力を算出する。告示第501号の評価結果を比倍する本評価においては、モーメントの最大値が主管及び分岐管に作用すると仮定して評価を行うため、ティー部の応力係数に対してこの比率を乘じる。

表 5.3-1 給水スパー ज्याにおける震度比による荷重（地震荷重 Ss）

応力 評価点	地震荷重								
	既工認 水平震度：0.74, 鉛直震度：0.29				今回工認 水平震度：2.05, 鉛直震度：1.40				
	軸力 [kg]	せん断力 [kg]	ねじり モーメント [$\times 10^3$ kg \cdot mm]	曲げ モーメント [$\times 10^3$ kg \cdot mm]	最大 震度比*1	軸力*2 [N]	せん断力*2 [N]	ねじり モーメント*2 [N \cdot m]	曲げ モーメント*2 [N \cdot m]
P01, P02					4.83				
P03, P04									

注記*1：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*2：既工認記載値（工学単位系） $\times 9.80665$ （重力加速度） \times 最大震度比にて算出している。

表 5.3-2 給水スパー ज्याにおける震度比による荷重（地震荷重 Sd*）

応力 評価点	地震荷重								
	既工認 水平震度：0.74, 鉛直震度：0.29				今回工認 水平震度：1.04, 鉛直震度：0.71				
	軸力 [kg]	せん断力 [kg]	ねじり モーメント [$\times 10^3$ kg \cdot mm]	曲げ モーメント [$\times 10^3$ kg \cdot mm]	最大 震度比*1	軸力*2 [N]	せん断力*2 [N]	ねじり モーメント*2 [N \cdot m]	曲げ モーメント*2 [N \cdot m]
P01, P02					2.45				
P03, P04									

注記*1：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*2：既工認記載値（工学単位系） $\times 9.80665$ （重力加速度） \times 最大震度比にて算出している。

表 5.3-3 高圧炉心注水スパー ज्याにおける震度比による荷重（地震荷重 Ss）

応力 評価点	地震荷重								
	既工認 水平震度：0.74，鉛直震度：0.29				今回工認 水平震度：1.59，鉛直震度：1.46				
	軸力 [kg]	せん断力 [kg]	ねじり モーメント [×10 ³ kg・mm]	曲げ モーメント [×10 ³ kg・mm]	最大 震度比*1	軸力*2 [N]	せん断力*2 [N]	ねじり モーメント*2 [N・m]	曲げ モーメント*2 [N・m]
P01, P02					5.04				
P03, P04									

注記*1：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*2：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出している。

表 5.3-4 高圧炉心注水スパー ज्याにおける震度比による荷重（地震荷重 Sd*）

応力 評価点	地震荷重								
	既工認 水平震度：0.74，鉛直震度：0.29				今回工認 水平震度：0.82，鉛直震度：0.73				
	軸力 [kg]	せん断力 [kg]	ねじり モーメント [×10 ³ kg・mm]	曲げ モーメント [×10 ³ kg・mm]	最大 震度比*1	軸力*2 [N]	せん断力*2 [N]	ねじり モーメント*2 [N・m]	曲げ モーメント*2 [N・m]
P01, P02					2.52				
P03, P04									

注記*1：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*2：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出している。

表 5.3-5 低圧注水スパージャにおける震度比による荷重（地震荷重 Ss）

応力 評価点	地震荷重								
	既工認 水平震度：0.74, 鉛直震度：0.29				今回工認 水平震度：2.05, 鉛直震度：1.40				
	軸力 [kg]	せん断力 [kg]	ねじり モーメント [×10 ³ kg・mm]	曲げ モーメント [×10 ³ kg・mm]	最大 震度比*1	軸力*2 [N]	せん断力*2 [N]	ねじり モーメント*2 [N・m]	曲げ モーメント*2 [N・m]
P01, P02					4.83				
P03, P04									

注記*1：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*2：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出している。

表 5.3-6 低圧注水スパージャにおける震度比による荷重（地震荷重 Sd*）

応力 評価点	地震荷重								
	既工認 水平震度：0.74, 鉛直震度：0.29				今回工認 水平震度：1.04, 鉛直震度：0.71				
	軸力 [kg]	せん断力 [kg]	ねじり モーメント [×10 ³ kg・mm]	曲げ モーメント [×10 ³ kg・mm]	最大 震度比*1	軸力*2 [N]	せん断力*2 [N]	ねじり モーメント*2 [N・m]	曲げ モーメント*2 [N・m]
P01, P02					2.45				
P03, P04									

注記*1：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*2：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出している。

表 5.3-7 高圧炉心注水系配管における震度比による荷重（地震荷重 S_s）

応力 評価点	地震荷重								
	既工認 水平震度：0.74，鉛直震度：0.29				今回工認 原子炉圧力容器側* ¹ 水平震度：1.93，鉛直震度：1.40 炉内構造物側* ¹ 水平震度：1.59，鉛直震度：1.46				
	軸力 [kg]	せん断力 [kg]	ねじり モーメント [×10 ³ kg・mm]	曲げ モーメント [×10 ³ kg・mm]	最大 震度比* ²	軸力* ³ [N]	せん断力* ³ [N]	ねじり モーメント* ³ [N・m]	曲げ モーメント* ³ [N・m]
P01, P02					5.04				
P03, P04									
P05, P06									

注記*1：原子炉圧力容器と炉内構造物（上部格子板）に接続されているため、両接続位置における震度を考慮した。

*2：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*3：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出している。

*4：

表 5.3-8 高圧炉心注水系配管における震度比による荷重（地震荷重 S_d*）

応力 評価点	地震荷重								
	既工認 水平震度：0.74，鉛直震度：0.29				今回工認 原子炉圧力容器側* ¹ 水平震度：0.99，鉛直震度：0.71 炉内構造物側* ¹ 水平震度：0.82，鉛直震度：0.73				
	軸力 [kg]	せん断力 [kg]	ねじり モーメント [×10 ³ kg・mm]	曲げ モーメント [×10 ³ kg・mm]	最大 震度比* ²	軸力* ³ [N]	せん断力* ³ [N]	ねじり モーメント* ³ [N・m]	曲げ モーメント* ³ [N・m]
P01, P02					2.52				
P03, P04									
P05, P06									

注記*1：原子炉圧力容器と炉内構造物（上部格子板）に接続されているため、両接続位置における震度を考慮した。

*2：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*3：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出している。

*4：

表 5.3-9 中性子束計測案内管における震度比による荷重（地震荷重 Ss）

応力 評価点	地震荷重								
	既工認 水平震度：0.67，鉛直震度：0.29				今回工認 原子炉压力容器側*1 水平震度：1.33，鉛直震度：1.43 炉内構造物側*1 水平震度：1.53，鉛直震度：1.45				
	軸力 [kg]	せん断力 [kg]	ねじり モーメント [×10 ³ kg・mm]	曲げ モーメント [×10 ³ kg・mm]	最大 震度比*2	軸力*3 [N]	せん断力*3 [N]	ねじり モーメント*3 [N・m]	曲げ モーメント*3 [N・m]
P01, P02					5.00				
P03, P04									

注記*1：原子炉压力容器と炉内構造物（炉心支持板）に接続されているため，両接続位置における震度を考慮した。

*2：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお，評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*3：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出している。

表 5.3-10 中性子束計測案内管における震度比による荷重（地震荷重 Sd*）

応力 評価点	地震荷重								
	既工認 水平震度：0.67，鉛直震度：0.29				今回工認 原子炉压力容器側*1 水平震度：0.67，鉛直震度：0.72 炉内構造物側*1 水平震度：0.76，鉛直震度：0.72				
	軸力 [kg]	せん断力 [kg]	ねじり モーメント [×10 ³ kg・mm]	曲げ モーメント [×10 ³ kg・mm]	最大 震度比*2	軸力*3 [N]	せん断力*3 [N]	ねじり モーメント*3 [N・m]	曲げ モーメント*3 [N・m]
P01, P02					2.49				
P03, P04									

注記*1：原子炉压力容器と炉内構造物（炉心支持板）に接続されているため，両接続位置における震度を考慮した。

*2：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお，評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*3：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出している。

表 5.3-11 給水ノズル (N4) サーマルスリーブにおける震度比による荷重 (地震荷重 Ss)

地震荷重								
既工認 水平震度：0.74, 鉛直震度：0.29				今回工認 水平震度：2.05, 鉛直震度：1.40				
軸力 [t]	せん断力 [t]	ねじり モーメント [t・m]	曲げ モーメント [t・m]	最大 震度比*1	軸力*2 [kN]	せん断力*2 [kN]	ねじり モーメント*2 [kN・m]	曲げ モーメント*2 [kN・m]
				4.83				

注記*1：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*2：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出している。

表 5.3-12 給水ノズル (N4) サーマルスリーブにおける震度比による荷重 (地震荷重 Sd*)

地震荷重								
既工認 水平震度：0.74, 鉛直震度：0.29				今回工認 水平震度：1.04, 鉛直震度：0.71				
軸力 [t]	せん断力 [t]	ねじり モーメント [t・m]	曲げ モーメント [t・m]	最大 震度比*1	軸力*2 [kN]	せん断力*2 [kN]	ねじり モーメント*2 [kN・m]	曲げ モーメント*2 [kN・m]
				2.45				

注記*1：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*2：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出している。

表 5.3-13 低圧注水ノズル (N6) サーマルスリーブにおける震度比による荷重 (地震荷重 S_s)

地震荷重								
既工認 水平震度：0.74, 鉛直震度：0.29				今回工認 水平震度：2.05, 鉛直震度：1.40				
軸力 [t]	せん断力 [t]	ねじり モーメント [t・m]	曲げ モーメント [t・m]	最大 震度比* ¹	軸力* ² [kN]	せん断力* ² [kN]	ねじり モーメント* ² [kN・m]	曲げ モーメント* ² [kN・m]
				4.83				

注記*1：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*2：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出している。

表 5.3-14 低圧注水ノズル (N6) サーマルスリーブにおける震度比による荷重 (地震荷重 S_d*)

地震荷重								
既工認 水平震度：0.74, 鉛直震度：0.29				今回工認 水平震度：1.04, 鉛直震度：0.71				
軸力 [t]	せん断力 [t]	ねじり モーメント [t・m]	曲げ モーメント [t・m]	最大 震度比* ¹	軸力* ² [kN]	せん断力* ² [kN]	ねじり モーメント* ² [kN・m]	曲げ モーメント* ² [kN・m]
				2.45				

注記*1：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*2：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出している。

表 5.3-15 高圧炉心注水ノズル (N16) サーマルスリーブにおける震度比による荷重 (地震荷重 S_s)

地震荷重								
既工認 水平震度：0.74，鉛直震度：0.29				今回工認 原子炉压力容器側*1 水平震度：1.93，鉛直震度：1.40 炉内構造物側*1 水平震度：1.59，鉛直震度：1.46				
軸力 [t]	せん断力 [t]	ねじり モーメント [t・m]	曲げ モーメント [t・m]	最大 震度比*2	軸力*3 [kN]	せん断力*3 [kN]	ねじり モーメント*3 [kN・m]	曲げ モーメント*3 [kN・m]
				5.04				

注記*1：原子炉压力容器と炉内構造物（高圧炉心注水系配管，表 4 参照）に接続されているため，両接続位置における震度を考慮した。

*2：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお，評価において最大震度比は小数点以下第 3 位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*3：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出している。

表 5.3-16 高圧炉心注水ノズル (N16) サーマルスリーブにおける震度比による荷重 (地震荷重 S_d*)

地震荷重								
既工認 水平震度 0.74：，鉛直震度：0.29				今回工認 原子炉压力容器側*1 水平震度：0.99，鉛直震度：0.71 炉内構造物側*1 水平震度：0.82，鉛直震度：0.73				
軸力 [t]	せん断力 [t]	ねじり モーメント [t・m]	曲げ モーメント [t・m]	最大 震度比*2	軸力*3 [kN]	せん断力*3 [kN]	ねじり モーメント*3 [kN・m]	曲げ モーメント*3 [kN・m]
				2.52				

注記*1：原子炉压力容器と炉内構造物（高圧炉心注水系配管，表 4 参照）に接続されているため，両接続位置における震度を考慮した。

*2：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお，評価において最大震度比は小数点以下第 3 位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*3：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出している。

表 5.3-17 給水スパージャブケットにおける震度比による荷重（地震荷重 Ss）

地震荷重						
既工認 水平震度：0.74, 鉛直震度：0.29			今回工認 水平震度：2.05, 鉛直震度：1.40			
F x [t]	F y [t]	F z [t]	最大 震度比*1	F x *2 [kN]	F y *2 [kN]	F z *2 [kN]
			4.83			

注記*1：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。
 なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*2：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出している。

表 5.3-18 給水スパージャブケットにおける震度比による荷重（地震荷重 Sd*）

地震荷重						
既工認 水平震度：0.74, 鉛直震度：0.29			今回工認 水平震度：1.04, 鉛直震度：0.71			
F x [t]	F y [t]	F z [t]	最大 震度比*1	F x *2 [kN]	F y *2 [kN]	F z *2 [kN]
			2.45			

注記*1：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。
 なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*2：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出している。

表 5.3-19 低圧注水スパージャブケットにおける震度比による荷重（地震荷重 Ss）

地震荷重						
既工認 水平震度：0.74, 鉛直震度：0.29			今回工認 水平震度：2.05, 鉛直震度：1.40			
F x [t]	F y [t]	F z [t]	最大 震度比*1	F x *2 [kN]	F y *2 [kN]	F z *2 [kN]
			4.83			

注記*1：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*2：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出している。

表 5.3-20 低圧注水スパージャブケットにおける震度比による荷重（地震荷重 Sd*）

地震荷重						
既工認 水平震度：0.74, 鉛直震度：0.29			今回工認 水平震度：1.04, 鉛直震度：0.71			
F x [t]	F y [t]	F z [t]	最大 震度比*1	F x *2 [kN]	F y *2 [kN]	F z *2 [kN]
			2.45			

注記*1：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*2：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出している。

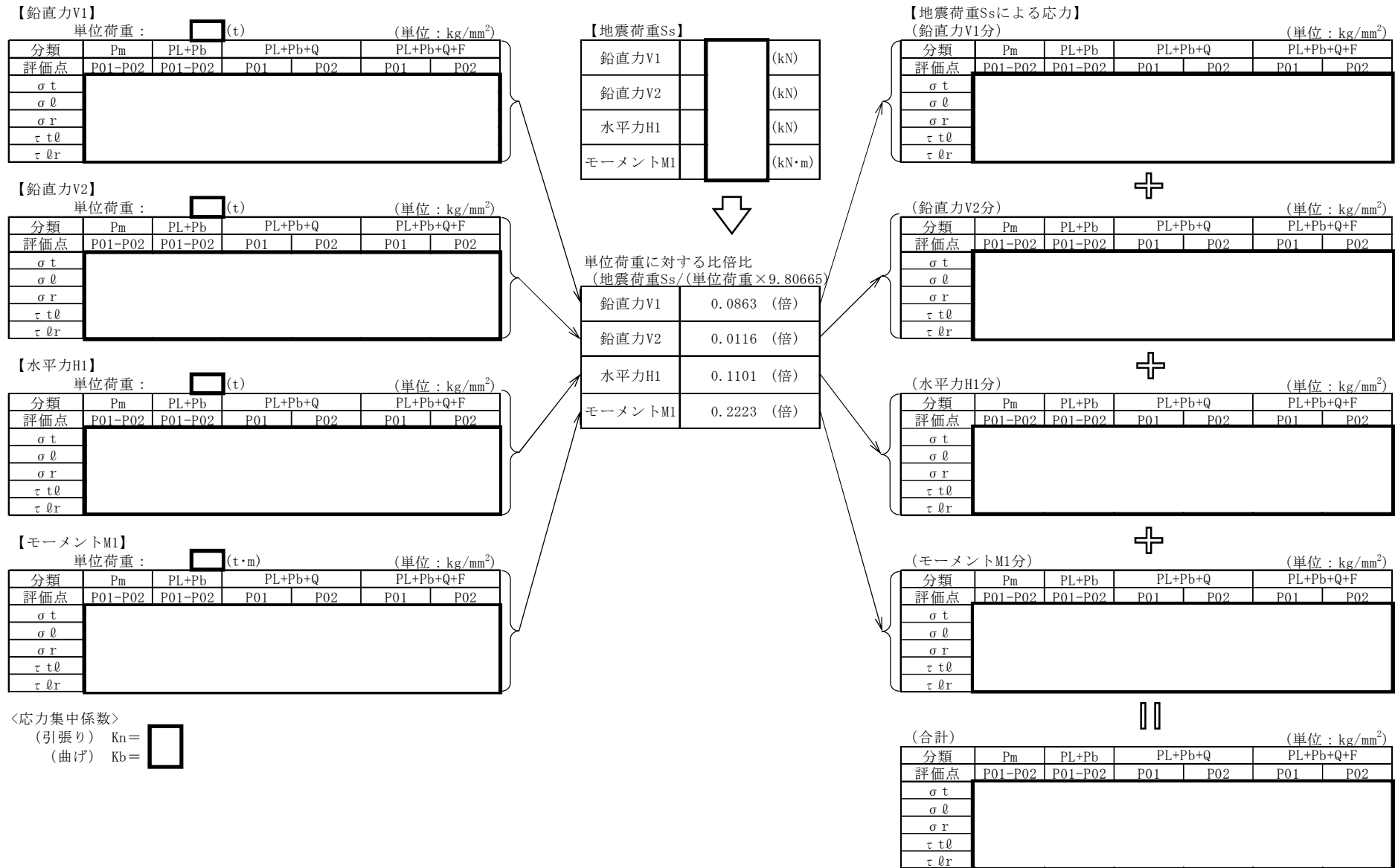


図 6.1 単位荷重からの計算過程（今回工認の原子炉冷却材再循環ポンプ貫通孔（N1）における地震荷重 Ss の評価点 P01-P02

表 6 給水スパージャにおける震度比による荷重の計算例（地震荷重 Ss）

応力 評価点	地震荷重								
	既工認 水平震度：0.74, 鉛直震度：0.29				今回工認 水平震度：2.05, 鉛直震度：1.40				
	軸力 F [kg]	せん断力 S [kg]	ねじり モーメント T [×10 ³ kg・mm]	曲げ モーメント M [×10 ³ kg・mm]	最大 震度比*1	軸力*2 F [N]	せん断力*2 S [N]	ねじり モーメント*2 T [N・m]	曲げ モーメント*2 M [N・m]
P01, P02					4.83				
P03, P04									

注記*1：水平方向及び鉛直方向それぞれにおける震度比のうち最大の震度比を示す。

なお、評価において最大震度比は小数点以下第3位を切上げたもの（表記載値）を用いる。

*2：既工認記載値（工学単位系）×9.80665（重力加速度）×最大震度比にて算出している。

上記の荷重を用いて理論式で応力計算（既工認（IV-3-1-3-5「給水スパージャの応力計算書」）抜粋）

4.3.2 計算方法

(1) 一次一般膜応力

外荷重による一次一般膜応力は、次式で求める。

$$\sigma_{\theta} = \frac{F}{A}$$

$$\tau_{t\theta} = \frac{S}{A} + \frac{T}{2 \cdot I} \cdot r_m$$

$$\text{ここで, } r_m = \frac{D_i + D_o}{4}$$

(2) 一次一般膜＋一次曲げ応力

外荷重による一次一般膜＋一次曲げ応力は、次式で求める。

$$\sigma_{\theta} = \frac{F}{A} + \frac{M}{I} \cdot \frac{D_o}{2}$$

$$\tau_{t\theta} = \frac{S}{A} + \frac{T}{2 \cdot I} \cdot \frac{D_o}{2}$$

ここで, A : 断面積

D_i : 内径

D_o : 外径

I : 断面二次モーメント

σ_θ : 軸方向応力

τ_{tθ} : せん断応力

71. 原子炉格納容器の地震時のスロッシングに対する考え方について

原子炉格納容器の地震時のスロッシングに対する考え方について

1. 概要

原子炉格納容器のサプレッションチェンバは原子炉圧力容器等の冷却に必要な水（以下「プール水」という。）を保有している特徴から、地震時にプール水によるスロッシングが生じる。そのため、柏崎刈羽原子力発電所7号機の原子炉格納容器（RCCV型）に対するスロッシングによる影響を確認する必要がある。

建屋機器連成の地震応答解析では、ベント管の内部水質量を原子炉本体基礎の質点に、それ以外のプール水質量を原子炉建屋の質点に固定水として付加したモデルを用いている。

これらを踏まえ、今回の工事計画における地震応答解析方法の考え方や原子炉格納容器と内部構造物への影響について以下に示す。

2. MARK-II型原子炉格納容器のスロッシング影響評価

原子炉格納容器の地震応答解析は、原子力発電所耐震設計技術指針 J E A G 4 6 0 1 -1987(日本電気協会)に基づき、地盤、原子炉建屋及び原子炉圧力容器を連成したモデルで評価しており、サプレッションチェンバのプール水質量の全てを固定質量とみなしている。一方、スロッシングという実現象を考慮する場合には、図1に示すように揺動しない部分は固定質量、揺動する部分は自由質量となると考えられる。

上記のとおり地震応答解析と実現象としてのスロッシングでは水質量の取り扱い方法に相違があるものの、既往の試験*でスロッシングの影響を検討しており、以下のことが確認されている。

- ・縮尺した MARK-II 型原子炉格納容器を用いてスロッシングの影響を確認し、スロッシングにより発生する応力（動水圧）は、図2より水による慣性力の 程度のオーダーである。
- ・スロッシングの固有振動数は図2より1次～3次で Hz～ Hz であり、原子炉格納容器(水有条件)の固有振動数は Hz～ Hz であり、共振しない。

図2に既往の試験に用いた試験体を示す。

注記 *：原子力発電施設 信頼性実証実験の現状（(財)原子力発電技術機構）

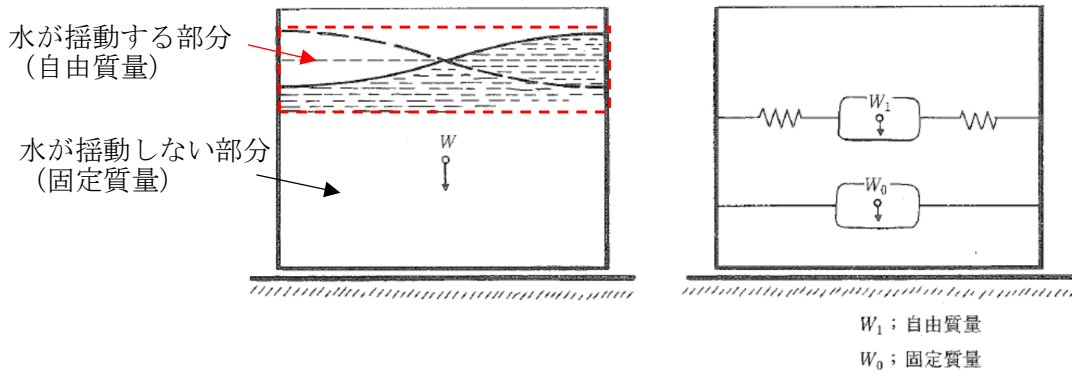


図1 スロッシングの解析モデル*

注記 * : 原子力発電所耐震設計技術指針 JEAG4601-1987(日本電気協会)

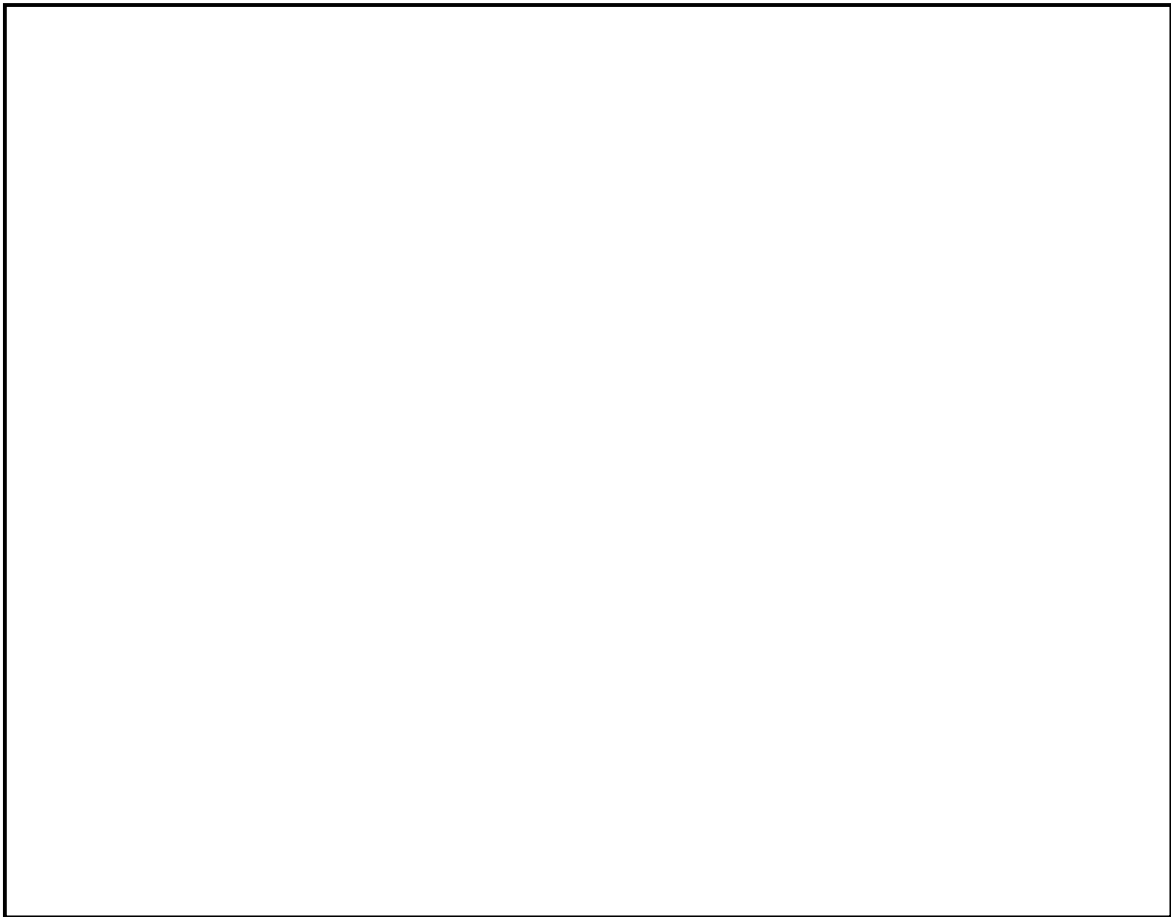


図2 既往の試験概要および結果

3. 柏崎刈羽原子力発電所7号機の原子炉格納容器(RCCV型)に対するスロッシング評価
 既往の試験において、スロッシングの影響が小さいことを確認したが、柏崎刈羽原子力発電所7号機の原子炉格納容器は既往試験の試験体(Mark-II型)と型式が異なること、基準地震動Ssと既往試験の地震も異なることから、その影響について確認する。

3.1 固有周期の影響

単純円筒モデルのハウスナー理論(USAEC, Nuclear Reactors and Earthquakes, TID-7024, Chapter 6, Appendix F, 1963.8)に基づいて、スロッシングの固有周期を算出する。

単純円筒モデルのハウスナー理論を用いることで、スロッシングに対して障害物として働く原子炉本体の基礎が無視され、原子炉格納容器に作用する動水圧などを保守的に算出できる。また、ハウスナー理論はスロッシングを考慮するための方法としてJEA G4601-1987で引用もされている。

記号	記号の説明	値	単位
h	S/Cの水位	<input type="text"/>	m
R	S/Cの半径(外側)	<input type="text"/>	m
g	重力加速度	9.80665	m/sec ²
ω	スロッシング固有円振動数	—	rad/sec
T	スロッシング固有周期	—	sec

ハウスナー理論より、スロッシングの固有円振動数は以下の式より算出できる。

$$\omega^2 = \frac{1.84g}{R} \tanh\left(1.84 \frac{h}{R}\right)$$

$$\omega = \sqrt{\frac{1.84g}{R} \tanh\left(1.84 \frac{h}{R}\right)}$$

$$= \sqrt{\frac{1.84 \cdot 9.80665}{\text{} \tanh\left(1.84 \frac{\text{}}{\text{}\right)}$$

$$= \text{} \text{ rad/sec}$$

よって、スロッシングの固有周期は以下となる。

$$T = \frac{2\pi}{\omega} = \frac{2\pi}{\text{}} = \text{} \text{ sec}$$

原子炉格納容器の固有周期と比較した結果を表1に示す。表1で示すように原子炉格納容器はスロッシング時において共振しないことを確認した。

表1 固有周期の比較

	スロッシングの固有周期	原子炉格納容器の固有周期*1
固有周期(秒) (H. W. L 時(水位 7.1m))		

注記 *1：V-2-2-1 原子炉建屋の地震応答計算書より，建屋-地盤連成モデルのうち一次モード固有周期が最長（スロッシングの固有周期に近い）の値を記載

3.2 スロッシングによる荷重の影響

3.2.1 スロッシングによる荷重影響検討設備

サプレッションチェンバ内のプール水に接している設備及びスロッシングによる荷重影響検討の必要有無について，表2に示す。

表2. スロッシングによる荷重影響検討設備

設備	影響検討	理由
原子炉格納容器	要	—
原子炉本体の基礎	要	—
アクセストンネル	不要	本文に記載のとおり，追加の考慮は不要
ベント管	要	—
クエンチャ	不要	スロッシングの影響が大きい水面から離れた設備のため
ストレーナ	不要	

RCCV 型特有の内部構造物であり，サプレッションチェンバプール水に下部が浸かっている下部ドライウェルアクセストンネル（以下「アクセストンネル」という。）については，建設時からサプレッションチェンバプール水の揺動による荷重影響を考慮した評価を行っている。既工認の設計条件の浮力の項に記載の通り，考慮の仕方としては，アクセストンネルが完全水没した浮力による荷重をスロッシングによる荷重とみなし，地震による荷重を組み合わせた評価を行っている。ただし，アクセストンネルの評価上，浮力が厳しい側に作用するとは限らないため，浮力を組み合わせない評価も行っている。本申請のアクセストンネルの耐震性評価（V-2-9-4-8-1 下部ドライウェルアクセストンネルの耐震性についての計算書）でも既工認と同様の組合せを考慮することでスロッシングによる荷重影響を考慮した評価を実施している。また，アクセストンネルは通常下部の1/3程度が水に沈んでおり（水に接している），スロッシング時の気中への露出もわずかなため，スロッシング時にプール水がアクセストンネルに衝突する際の衝撃荷重は考慮する必要はないと考える。以上より，この項ではアクセストンネルの影響確認は対象外とする。

表2より，原子炉格納容器並びに内部構造物であるベント管及び原子炉本体の基礎を影響検討設備として，スロッシングによる荷重の設備への影響を次項以降で確認する。

3.2.2 影響検討設備へのスロッシングによる荷重影響

スロッシングによる荷重の影響は3.1項に示すように長周期領域が卓越する地震動を受けた時に共振し、プール水表面のスロッシングによるモーメントが大きくなる。一方、原子炉格納容器本体は固有周期が短いため、スロッシング時のプール水の固有周期と共振せず、短周期領域が卓越する地震動を受けた時にプール水質量の地震慣性力により原子炉格納容器に与えるモーメントが大きくなる。このため、長周期領域が卓越する基準地震動 Ss-7 のときにスロッシングによるモーメントが大きくなり、短周期領域が卓越する基準地震動 Ss-2 のときに地震慣性力によるモーメントが大きくなる。

また、基準地震動 Ss-7 と基準地震動 Ss-2 は重畳しないことから、設備への影響検討は、基準地震動 Ss-7 と基準地震動 Ss-2 を区別して実施する。

さらに、現状の地震応答解析ではプール水を100%固定質量で解析していることから現状の取り扱いの妥当性を確認する。現状の取り扱いの妥当性は、プール水を100%固定質量とするときのモーメント（以下「100%固定質量によるモーメント」という。）とプール水を固定質量+自由質量とするときのモーメント（以下「スロッシングによるモーメント（固定質量+自由質量）」という。）と比較し、プール水を100%固定質量とするときのモーメントの方が大きいことを確認する。このことにより、現状の取り扱いの方が保守的であることを確認する。

上記の考えに基づき、スロッシングによる荷重（モーメント）の影響評価を実施した結果を表3に示す。

表3 スロッシングによる荷重（モーメント）影響評価

対象設備	スロッシングによる モーメント*1 (kN・m)		100%固定質量に よる モーメント*2 (kN・m)	本申請の地震に よる モーメント*2 (kN・m)
	Ss-2	Ss-7	包絡波*3	包絡波*3
原子炉格納 容器				
ベント管				
原子炉本体 の基礎				

注記*1：プール水質量を固定質量と自由質量に分けた場合の評価結果

*2：プール水質量の全てを固定質量とみなした場合の評価結果

*3：基準地震動 Ss として選定している 8 つの波を包絡するもの

*4：①～⑫は以下の荷重を示す。（添付資料 2 に算出過程を示す）

- ①地震動 Ss-2 によるプール水質量の地震慣性力（固定質量）モーメント
- ②地震動 Ss-2 によるプール水表面のスロッシング（自由質量）モーメント
- ③地震動 Ss-7 によるプール水質量の地震慣性力（固定質量）モーメント
- ④地震動 Ss-7 によるプール水表面のスロッシング（自由質量）モーメント
- ⑤原子炉格納容器の 100%固定質量によるモーメント
- ⑥V-2-2-1「原子炉建屋の地震応答計算書」より本申請の原子炉格納容器の地震モーメント（参考）
- ⑦地震動 Ss-2 によるベント管のスロッシングモーメント
- ⑧地震動 Ss-7 によるベント管のスロッシングモーメント
- ⑨ベント管の本申請の地震によるモーメント
- ⑩地震動 Ss-2 による原子炉本体の基礎のスロッシングモーメント
- ⑪地震動 Ss-7 による原子炉本体の基礎のスロッシングモーメント
- ⑫V-2-2-4「原子炉本体の基礎の地震応答計算書」より本申請の原子炉本体の基礎の地震モーメント

(1) 原子炉格納容器へのスロッシング影響

原子炉格納容器へのスロッシング影響については、プール水を100%固定質量とみなした方が保守的な取り扱いになることを確認した。確認の詳細を以下に示す。

原子炉格納容器では短周期領域が卓越する基準地震動 Ss-2 は、プール水質量の地震慣性力（固定質量）によるモーメント(①)が大きくなるものの、プール水表面のスロッシング（自由質量）によるモーメント(②)は小さくなる。また、長周期領域が卓越する基準地震動 Ss-7 は、プール水表面のスロッシング（自由質量）によるモーメント(④)が大きくなるものの、プール水質量の地震慣性力（固定質量）によるモーメント(③)が小さくなる。

このとき、100%固定質量によるモーメント(⑤)とスロッシングによるモーメント（固定質量+自由質量）(③+④)を比較し、100%固定質量によるモーメントの方が大きいことを確認した(③+④<⑤)。これにより、現状のプール水を100%固定質量とみなして評価する方法は妥当であるといえる。なお、100%固定質量によるモーメント(⑤)の荷重の算出は、スロッシングによる荷重の算出と同様にするため、水質量に原子炉建屋基礎盤の加速度(1.0ZPA)を考慮して算出した。

(2) ベント管及び原子炉本体の基礎へのスロッシング影響

ベント管及び原子炉本体の基礎へのスロッシング影響については地震とスロッシングによる荷重のピークが重畳しないこと、および本申請の地震によるモーメントに対して、保守的に計算したスロッシングによるモーメントが非常に小さく結果に影響を与えないことを確認した。確認の詳細を以下に示す。

ベント管及び原子炉本体の基礎については、ハウスナー理論で算出した原子炉格納容器に作用する最大動水圧がそれぞれの投影面積に作用すると保守的に仮定し、動水圧×投影面積より荷重を算出して、モーメントアーム（例. 動水圧が等分布荷重で作用すると仮定したため、ベント管なら水平吐出管突出し長さの1/2）を乗じることでスロッシングによるモーメント（⑦及び⑧）を算出する。地震による荷重のピークが短周期であり、スロッシングによる荷重のピークと重畳しないことから、地震によるモーメントを超えることはないと考えられる。さらに、原子炉本体の基礎は基準地震動 Ss-2 が発生した際(⑩)、スロッシングによる最大のモーメントが重畳したとしても、本申請の地震によるモーメント(⑫)に対して0.33%であり、原子炉本体の基礎の構造健全性に対して影響を与えない。

3.3 スロッシングによる蒸気凝縮性能への影響

波高の算出については、ハウスナー理論より実機形状である二重円筒構造のスロッシング現象を考慮可能な既往の文献（多重円筒型分割タンクの耐震設計（吉田ら，甲陽建設工業（株）））に基づき地震時の波高を算出する。算出の詳細を以下に示す。

記号	記号の説明	値	単位
h	S/C の水位	<input type="text"/>	m
R	S/C の半径（外側）	<input type="text"/>	m
b	S/C の半径（内側）	<input type="text"/>	m
g	重力加速度	9.80665	m/sec ²
S _{A1}	スロッシング固有周期における震度（Ss-2）	<input type="text"/>	—
S _{A1}	スロッシング固有周期における震度（Ss-7）	<input type="text"/>	—
ω ₁	スロッシング固有円振動数	—	rad/sec
T	スロッシング固有周期	—	sec
η _{max} (R)	スロッシング波高	—	m

ξ₁、Q₁、G₁(R)は、下表に記載の値を線形補完して求めた値

出典：多重円筒型分割タンクの耐震設計

既往文献より Ss-2 の場合の波高は以下の式より算出する。

$$\omega_1 = \sqrt{\frac{g}{R} \cdot \xi_1 \cdot \tanh\left(\xi_1 \frac{h}{R}\right)}$$

$$= \sqrt{\frac{9.80665}{\text{}} \cdot \text{} \cdot \tanh\left(\text{} \cdot \frac{\text{}}{\text{}}\right)}$$

$$\left(\text{ここで、} K = \frac{b}{R} = \frac{\text{}}{\text{}} = \text{}、\xi_1 = \text{}\right)$$

$$= \text{} \text{rad/sec}$$

よって、既往文献（二重円筒）によるスロッシングの固有周期は以下となる。

$$T_1 = \frac{2\pi}{\omega_1} = \frac{2\pi}{\boxed{}} = \boxed{} \text{sec}$$

算出した固有周期での Ss-2 地震による震度（添付資料 1 参照）を用いて波高を計算する。

$$S_{A1} = \boxed{} g = \boxed{} \cdot 9.80665 = \boxed{} \text{m/sec}^2 \text{ (Ss - 2)}$$

$$\begin{aligned} \eta_{max}(R) &= \frac{R}{g} \cdot \omega_1 \cdot Q_1 \cdot G_1(R) \cdot S_V \\ &= \frac{R}{g} \cdot Q_1 \cdot G_1(R) \cdot S_{A1} \quad (\text{ここで、} \omega_1 \cdot S_V = S_{A1}) \\ &= \frac{\boxed{}}{9.80665} \cdot \boxed{} \cdot \boxed{} \cdot \boxed{} \end{aligned}$$

$$(\text{ここで、} K = \frac{b}{R} = \frac{\boxed{}}{\boxed{}} = \boxed{}, Q_1 = \boxed{}, G_1(R) = \boxed{})$$

$$\begin{aligned} S_{A1} &= \boxed{} \\ &= \boxed{} \text{m} \end{aligned}$$

Ss-2 と同様に Ss-7 の場合の波高は以下の式より算出する。

$$S_A = \boxed{} g = \boxed{} \cdot 9.80665 = \boxed{} \text{m/sec}^2 \text{ (Ss - 7)}$$

$$\begin{aligned} \eta_{max}(R) &= \frac{R}{g} \cdot Q_1 \cdot G_1(R) \cdot S_{A1} \\ &= \frac{\boxed{}}{9.80665} \cdot \boxed{} \cdot \boxed{} \cdot \boxed{} \end{aligned}$$

$$(\text{ここで、} K = \frac{b}{R} = \frac{\boxed{}}{\boxed{}} = \boxed{}, Q_1 = \boxed{}, G_1(R) = \boxed{})$$

$$\begin{aligned} S_{A1} &= \boxed{} \\ &= \boxed{} \text{m} \end{aligned}$$

算出した地震時の波高を表 3 に示すとともに波高に伴う原子炉格納容器内の影響を図 3 に示す。スロッシング時の波高によって、水没が要求される機器のうち最も高い位置に設置されているベント管の上端であっても露出しないことを確認した。

表 3 地震の波高

	Ss-2	Ss-7
波高(m)	\boxed{}	

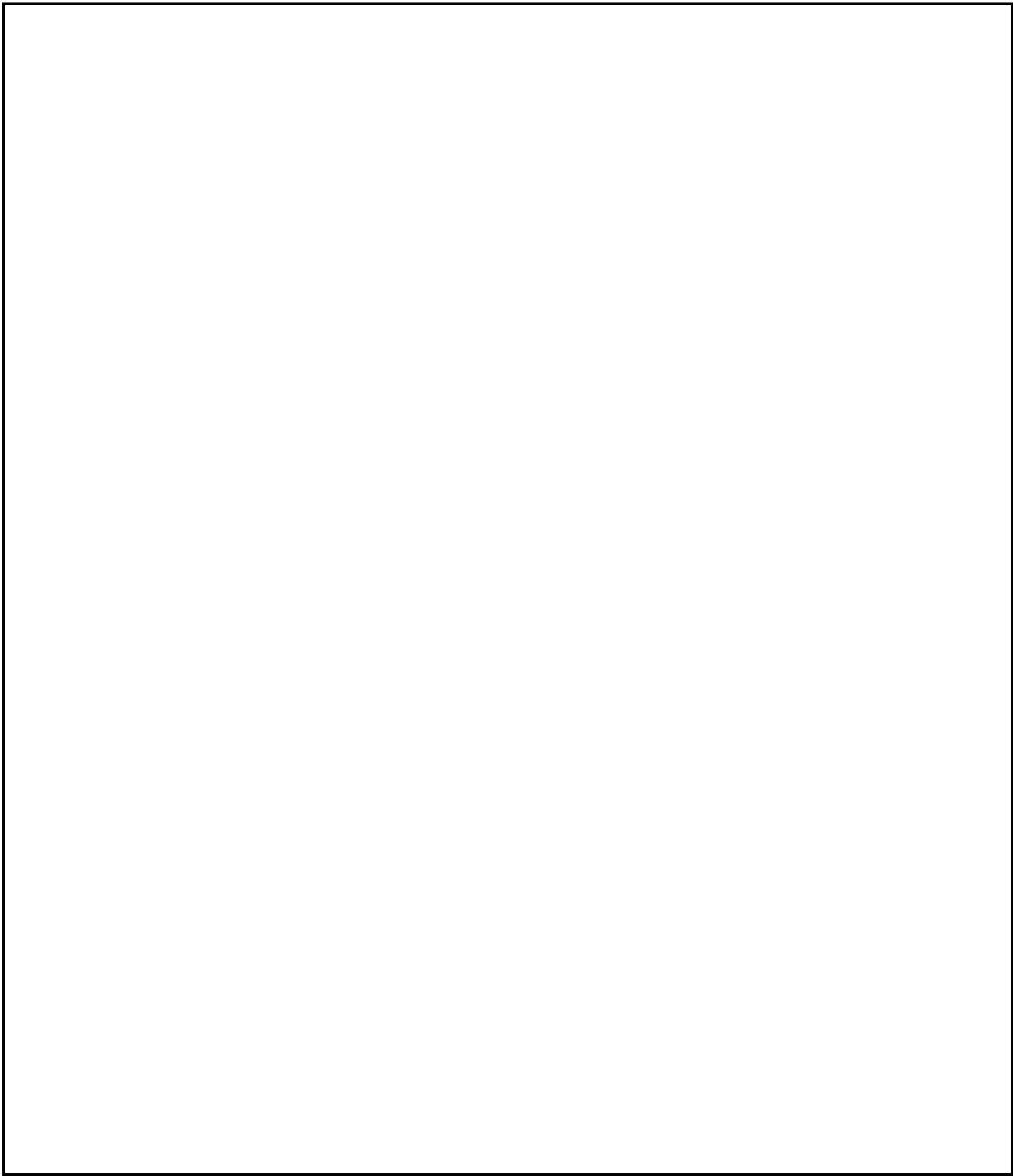


図3 スロッシングによる波高の影響

4. まとめ

RCCV 型はサプレッションチェンバにプール水を保有するという特徴を踏まえ、スロッシングによる影響を確認した。確認した結果を以下に示す。

- ・表 1 より、原子炉格納容器とスロッシングの固有周期は大きく離れているため、原子炉格納容器はスロッシング時において共振しないことを確認した。
- ・スロッシングによる荷重の影響を確認した結果
-原子炉格納容器では基準地震動 S_s の固有周期の長い波 (S_s -7) および短い波 (S_s -2) それぞれのスロッシングによるモーメントを算出し、100%固定質量によるモーメ

ントと比較したところ、100%固定質量によるモーメントに対してスロッシングによるモーメントは小さいため、現状のプール水を100%固定質量として取り扱うことの妥当性を確認した。

-ベント管及び原子炉本体の基礎では、スロッシングによるモーメントは地震によるモーメントより小さいことに加え、固有周期のずれにより荷重のピークは重畳しないため、スロッシングによる影響はないことを確認した。

-アクセストンネルについては建設時よりスロッシングの影響を考慮した評価を行っており、本申請においても建設時と同じように浮力を用いてスロッシングの影響を考慮していることを確認した。

- ・スロッシングによる蒸気凝縮性能への影響はスロッシングが発生してもベント管やクエンチャが露出することはないため影響がないことを確認した。

以上より、柏崎刈羽原子力発電所7号機のサブプレッションチェンバプール水のスロッシングによる影響は、構造健全性及び蒸気凝縮性能に対して影響ないことを確認した。

<スロッシング評価に用いる床応答スペクトル>



添付図1 応答スペクトル

添付図2 応答スペクトル

表3のスロッシングによるモーメント算出過程について

以下にスロッシングによるモーメントの算出に用いる記号と値を示す。

記号	記号の説明	値	単位
h	S/C の水位		m
R	S/C の半径 (外側)		m
b	S/C の半径 (内側)		m
b ₁	ベント管水平吐出管外径	0.74	m
b ₂	ベント管水平吐出管長さ		m
W	S/C 水の質量		ton
ρ	水の比重量	1000	kg/m ³
g	重力加速度	9.80665	m/sec ²
\dot{u}_0	R/B 基礎盤 (T. M. S. L-8, 2m) の 1.0ZPA (S _s -2)		—
//	R/B 基礎盤 (T. M. S. L-8, 2m) の 1.0ZPA (S _s -7)		—
S _A	スロッシング固有周期における震度 (S _s -2)		—
//	スロッシング固有周期における震度 (S _s -7)		—
P _i	地震荷重	—	kN
P _c	スロッシング荷重	—	kN
P _{wc}	スロッシング時の揺動圧	—	Pa, kPa
M	モーメント	—	kN・m

1. 原子炉格納容器のスロッシングを考慮したモーメント算出過程

① 地震動 Ss-2 によるプール水質量の地震慣性力（固定質量）モーメント

ハウスナー理論により固定質量による地震荷重 P_i [kN] を以下の式より算出する。

$$P_i = \dot{u}_0 \frac{w \tanh\left(\sqrt{3} \frac{R}{h}\right)}{g \sqrt{3} \frac{R}{h}}$$

$$= \dot{u}_0 \cdot \rho \cdot \pi \cdot R^2 \cdot h \cdot \frac{\tanh\left(\sqrt{3} \frac{R}{h}\right)}{\sqrt{3} \frac{R}{h}} \quad (\text{ここで } w = \rho \cdot \pi \cdot R^2 \cdot h \cdot g)$$

$$= \square \cdot 9.80665 \cdot 1000 \cdot \pi \cdot \square^2 \cdot \square \cdot \frac{\tanh\left(\sqrt{3} \cdot \frac{\square}{\square}\right)}{\sqrt{3} \cdot \frac{\square}{\square}} \quad (\text{ここで } \dot{u}_0 = \square g)$$

$$= \square N = \square kN$$

(以降、 $10^3 N = 1 kN$ 等の単位換算は記載省略)

プール水質量の地震慣性力（固定質量）モーメントは、

$$M = P_i \times h / 2 = \square \times \square / 2 = \square [kN \cdot m] \quad (1)$$

となる。

② 地震動 Ss-2 によるプール水表面のスロッシング（自由質量）モーメント

スロッシング荷重 P_c を以下の式より算出する。

$$P_c = 1.2 \cdot W_1 \cdot \theta_h \cdot \sin(\omega t)$$

$$= 1.2 \cdot 0.318 \frac{R}{h} \cdot \tanh\left(1.84 \frac{h}{R}\right) \rho \cdot \pi \cdot R^2 \cdot h \cdot g \cdot 1.534 \frac{A_1}{R} \cdot \tanh\left(1.84 \frac{h}{R}\right) \cdot \sin(\omega t)$$

(ここで、 $W_1 = 0.318 \frac{R}{h} \cdot \tanh\left(1.84 \frac{h}{R}\right) \rho \cdot \pi \cdot R^2 \cdot h \cdot g$ 、 $\theta_h = 1.534 \frac{A_1}{R} \cdot \tanh\left(1.84 \frac{h}{R}\right)$)

$$= 1.2 \cdot 0.318 \frac{R}{h} \cdot \tanh\left(1.84 \frac{h}{R}\right) \rho \cdot \pi \cdot R^2 \cdot h \cdot g \cdot 1.534 \cdot \frac{\square g}{R \cdot \omega^2} \cdot \tanh\left(1.84 \frac{h}{R}\right) \cdot \sin(\omega t)$$

(ここで、 $A_1 = \frac{S_A}{\omega^2} = \frac{\square g}{\omega^2}$)

$$= 1.2 \cdot 0.318 \cdot \frac{\square}{\square} \cdot \tanh\left(1.84 \cdot \frac{\square}{\square}\right) \cdot 1000 \cdot \pi \cdot \square^2 \cdot \square \cdot 9.80665 \cdot$$

$$1.534 \cdot \frac{\square \cdot 9.80665}{\square \cdot \square^2} \cdot \tanh\left(1.84 \cdot \frac{\square}{\square}\right) \cdot 1$$

(ここで、最大の P_c を求めるために $\sin(\omega t) = 1$ とする。)

$$= \boxed{} \text{ kN}$$

プール水表面のスロッシング (自由質量) モーメントは、

$$M = P_c \times h / 2 = \boxed{} \times \boxed{} / 2 = \boxed{} \text{ [kN} \cdot \text{m]} \quad (2)$$

となる。

地震動 Ss-2 によるスロッシングを考慮したモーメント

$$M = (P_i + P_c) \cdot \frac{h}{2}$$

$$M = (\boxed{} + \boxed{}) \cdot \frac{\boxed{}}{2}$$

$$= \boxed{} = \boxed{} \text{ kN} \cdot \text{m} \quad (1+2)$$

③ 地震動 Ss-7 によるプール水質量の地震慣性力 (固定質量) モーメント
地震荷重 P_i [kN] を以下の式より算出する。

$$P_i = \dot{u}_0 \cdot \rho \cdot \pi \cdot R^2 \cdot h \cdot \frac{\tanh\left(\sqrt{3} \frac{R}{h}\right)}{\sqrt{3} \frac{R}{h}}$$

$$= \boxed{} \cdot 9.80665 \cdot 1000 \cdot \pi \cdot \boxed{}^2 \cdot \boxed{} \cdot \frac{\tanh\left(\sqrt{3} \cdot \frac{\boxed{}}{\boxed{}}\right)}{\sqrt{3} \cdot \frac{\boxed{}}{\boxed{}}} \quad (\text{ここで } \dot{u}_0 = \boxed{} \text{ g})$$

$$= \boxed{} \text{ kN}$$

プール水質量の地震慣性力 (固定質量) モーメントは、

$$M = P_i \times h / 2 = \boxed{} \times \boxed{} / 2 = \boxed{} \text{ [kN} \cdot \text{m]} \quad (3)$$

となる。

④ 地震動 Ss-7 によるプール表面のスロッシング（自由質量）モーメント

スロッシング荷重 P_c を以下の式より算出する。

$$\begin{aligned}
 P_c &= 1.2 \cdot 0.318 \frac{R}{h} \cdot \tanh\left(1.84 \frac{h}{R}\right) \rho \cdot \pi \cdot R^2 \cdot h \cdot g \cdot 1.534 \cdot \frac{\square}{R \cdot \omega^2} \cdot \tanh\left(1.84 \frac{h}{R}\right) \cdot \sin(\omega t) \\
 &= 1.2 \cdot 0.318 \cdot \frac{\square}{\square} \cdot \tanh\left(1.84 \cdot \frac{\square}{\square}\right) \cdot 1000 \cdot \pi \cdot \square^2 \cdot \square \cdot 9.80665 \cdot \\
 &\quad 1.534 \cdot \frac{\square \cdot 9.80665}{\square \cdot \square^2} \cdot \tanh\left(1.84 \cdot \frac{\square}{\square}\right) \cdot 1 \\
 &= \square \text{ kN}
 \end{aligned}$$

プール表面のスロッシング（自由質量）モーメントは、

$$M = P_c \times h/2 = \square \times \square / 2 = \square \text{ [kN} \cdot \text{m]} \quad (4)$$

となる。

地震動 Ss-7 によるスロッシングを考慮したモーメント

$$M = (P_i + P_c) \cdot \frac{h}{2}$$

$$\begin{aligned}
 M &= (\square + \square) \cdot \frac{\square}{2} \\
 &= \square \cong \square \text{ kN} \cdot \text{m} \quad (3+4)
 \end{aligned}$$

⑤ 原子炉格納容器の 100%固定質量によるモーメント

$$M = W \cdot \square g \cdot \frac{h}{2}$$

$$\begin{aligned}
 &= \square \cdot \square \cdot 9.80665 \cdot \frac{\square}{2} \\
 &= \square \cong \square \text{ kN} \cdot \text{m} \quad (5)
 \end{aligned}$$

2. ベント管のスロッシングによるモーメント算出過程

⑦ 地震動 Ss-2 によるベント管のスロッシングモーメント

スロッシングによる揺動圧（格納容器壁面に作用する）をハウスナー理論により算出し、ベント管の投影面積とモーメントアーム（突出し長さの半分）を乗じることで、ベント管に作用するスロッシングモーメントを以下の式より算出する。

$$P_{wc} = \sqrt{\frac{3}{8}} \cdot \rho \cdot R^2 \cdot \theta_h \cdot \left(1 - \frac{1}{3} \cos^2 \varphi - \frac{1}{2} \sin^2 \varphi\right) \cdot \cos \varphi \cdot \frac{\cosh\left(\sqrt{\frac{27}{8}} \frac{h}{R}\right)}{\sinh\left(\sqrt{\frac{27}{8}} \frac{h}{R}\right)} \omega^2 \sin(\omega t)$$

$$P_{wc} = \sqrt{\frac{3}{8}} \cdot \rho \cdot R^2 \cdot 1.534 \cdot \frac{\square g}{R \cdot \omega^2} \cdot \tanh\left(1.84 \frac{h}{R}\right) \cdot$$

$$\left(1 - \frac{1}{3} \cos^2 \varphi - \frac{1}{2} \sin^2 \varphi\right) \cdot \cos \varphi \cdot \frac{\cosh\left(\sqrt{\frac{27}{8}} \frac{h}{R}\right)}{\sinh\left(\sqrt{\frac{27}{8}} \frac{h}{R}\right)} \omega^2 \sin(\omega t)$$

$$\left(\text{ここで、} \theta_h = 1.534 \frac{A_1}{R} \cdot \tanh\left(1.84 \frac{h}{R}\right), \quad A_1 = \frac{S_A}{\omega^2} = \frac{\square g}{\omega^2}\right)$$

$$P_{wc} = \sqrt{\frac{3}{8}} \cdot 1000 \cdot \square^2 \cdot 1.534 \cdot \frac{\square \cdot 9.80665}{\square \cdot \square^2} \cdot \tanh\left(1.84 \cdot \frac{\square}{\square}\right) \cdot$$

$$\left(1 - \frac{1}{3} \cos^2(0) - \frac{1}{2} \sin^2(0)\right) \cdot \cos(0) \cdot \frac{\cosh\left(\sqrt{\frac{27}{8}} \frac{\square}{\square}\right)}{\sinh\left(\sqrt{\frac{27}{8}} \frac{\square}{\square}\right)} \cdot \square \cdot 1$$

$$= \square \text{ kPa}$$

$$M = (P_{wc} \cdot b_1 \cdot b_2) \cdot \frac{b_2}{2}$$

$$= (\square \cdot \square \cdot \square) \cdot \frac{\square}{2}$$

$$= \square \text{ kN} \cdot \text{m} \doteq \square \text{ kN} \cdot \text{m} \text{ (⑦)}$$

⑧ 地震動 Ss-7 によるベント管のスロッシングモーメント

⑦と同様に以下の式より算出する。

$$P_{wc} = \sqrt{\frac{3}{8}} \cdot \rho \cdot R^2 \cdot \theta_h \cdot \left(1 - \frac{1}{3} \cos^2 \varphi - \frac{1}{2} \sin^2 \varphi\right) \cdot \cos \varphi \cdot \frac{\cosh\left(\sqrt{\frac{27}{8}} \frac{h}{R}\right)}{\sinh\left(\sqrt{\frac{27}{8}} \frac{h}{R}\right)} \omega^2 \sin(\omega t)$$

$$P_{wc} = \sqrt{\frac{3}{8}} \cdot \rho \cdot R^2 \cdot 1.534 \cdot \frac{\square g}{R \cdot \omega^2} \cdot \tanh\left(1.84 \frac{h}{R}\right) \cdot$$

$$\left(1 - \frac{1}{3} \cos^2 \varphi - \frac{1}{2} \sin^2 \varphi\right) \cdot \cos \varphi \cdot \frac{\cosh\left(\sqrt{\frac{27}{8}} \frac{h}{R}\right)}{\sinh\left(\sqrt{\frac{27}{8}} \frac{h}{R}\right)} \omega^2 \sin(\omega t)$$

$$P_{wc} = \sqrt{\frac{3}{8}} \cdot 1000 \cdot \square^2 \cdot 1.534 \cdot \frac{\square \cdot 9.80665}{\square \cdot \square^2} \cdot \tanh\left(1.84 \cdot \frac{\square}{\square}\right) \cdot$$

$$\left(1 - \frac{1}{3} \cos^2(0) - \frac{1}{2} \sin^2(0)\right) \cdot \cos(0) \cdot \frac{\cosh\left(\sqrt{\frac{27}{8}} \frac{\square}{\square}\right)}{\sinh\left(\sqrt{\frac{27}{8}} \frac{\square}{\square}\right)} \cdot \square \cdot 1$$

$$= \square \text{ kPa}$$

$$M = (P_{wc} \cdot b_1 \cdot b_2) \cdot \frac{b_2}{2}$$

$$= (\square \cdot \square \cdot \square) \cdot \frac{\square}{2}$$

$$= \square \text{ kN} \cdot \text{m} = \square \text{ kN} \cdot \text{m} \text{ (⑧)}$$

⑨ ベント管の本申請の地震によるモーメント

本申請工認V-2-9-4-3 「ベント管の耐震性についての計算書」より、ベント管の水平吐出管は内径 700 mm、板厚 20 mm であり、上記計算書表 5-2 の許容応力状態IV_AS の評価部位 P2-B の一次+二次応力は 40 MPa である。

この一次+二次応力は、地震荷重による曲げ応力が主な成分であるため、下記のとおり、一次+二次応力に断面係数を掛けてモーメントを算出する。

$$M = \sigma \times Z$$

$$= \frac{40 \times 10^6}{2} \times \boxed{}$$

$$\left(\text{ここで、} \sigma = \frac{40 \times 10^6}{2}、Z \text{ は建設時工認より } \boxed{} \text{ mm}^3 (= \boxed{} \text{ m}^3) \right)$$

$$= \boxed{} \text{ kN} \cdot \text{m} \cong \boxed{} \text{ kN} \cdot \text{m} \quad (\text{⑨})$$

3. 原子炉本体の基礎のスロッシングによるモーメント算出過程

⑩ 地震動 Ss-2 による原子炉本体の基礎のスロッシングモーメント

ベント管同様にスロッシングによる揺動圧（格納容器壁面に作用する）をハウスナー理論により算出し、原子炉本体の基礎の投影面積とモーメントアーム（水深の半分）を乗じること
で、原子炉本体の基礎に作用するスロッシングモーメントを以下の式より算出する。

$$M = (P_{wc} \cdot 2b \cdot h) \cdot \frac{h}{2}$$

$$= (\boxed{} \cdot 2 \cdot \boxed{} \cdot \boxed{}) \cdot \frac{\boxed{}}{2}$$

$$= \boxed{} \cong \boxed{} \text{ kN} \cdot \text{m} \quad (\text{⑩})$$

⑪ 地震動 Ss-7 による原子炉本体の基礎のスロッシングモーメント

⑩と同様に以下の式より算出する。

$$M = (P_{wc} \cdot 2b \cdot h) \cdot \frac{h}{2}$$

$$= (\boxed{} \cdot 2 \cdot \boxed{} \cdot \boxed{}) \cdot \frac{\boxed{}}{2}$$

$$= \boxed{} \cong \boxed{} \text{ kN} \cdot \text{m} \quad (\text{⑪})$$

72. 中性子束計測ハウジング貫通孔の耐震評価省略理由

中性子束計測ハウジング貫通孔の耐震評価省略理由

中性子束計測ハウジング貫通孔（以下「ICMハウジング貫通孔」という。）と制御棒駆動機構ハウジング貫通孔（以下「CRDハウジング貫通孔」という。）については、CRDハウジング貫通孔を代表して評価を実施しており、ICMハウジング貫通孔は耐震評価を省略している。

一次応力の観点では、CRDハウジング貫通孔の発生応力がICMハウジング貫通孔より大きいこと、二次応力（一次＋二次応力及び疲労評価）の観点では、CRDハウジング貫通孔の運転状態Ⅰ及びⅡの疲労累積係数がICMハウジング貫通孔より大きいことより、CRDハウジング貫通孔を代表として選定している。

以下に「一次応力の観点」及び「二次応力の観点」の考え方を示す。

<一次応力の観点>

CRDハウジング貫通孔とICMハウジング貫通孔は、どちらも下部鏡板に設置されており、図1及び2に示すとおり、スタブチューブ及びハウジングで構成され、ほぼ同じ構造であることから、裕度が厳しくなる評価面も同じとなると考えられるため、CRDハウジング貫通孔を代表として、各荷重による応力強さを表1に示す。

CRDハウジング貫通孔及びICMハウジング貫通孔に生じる一次応力は、外荷重による応力と内圧による応力によって算出され、内圧による応力が支配的である。

内圧による応力は表2に示すとおり、CRDハウジング貫通孔の方がICMハウジング貫通孔に比べ大きいため、CRDハウジング貫通孔で代表できる。

<二次応力の観点>

二次応力の評価は、一次応力＋二次応力評価及び疲労評価により実施される。また、一次＋二次応力の発生応力値が許容値を満足しない場合は、簡易弾塑性解析を用いた疲労評価を実施することで設備の健全性を確認している。

疲労評価に用いる疲労累積係数は、運転状態Ⅰ及びⅡにおける圧力及び温度の変動に伴う応力差による疲労累積係数と地震による疲労累積係数の和によって算出される。CRDハウジング貫通孔及びICMハウジング貫通孔の疲労評価は、運転状態Ⅰ及びⅡの疲労累積係数が支配的であり、地震による疲労累積係数は支配的ではない。一次応力の観点と同様に、CRDハウジング貫通孔を代表として、各応力評価点における疲労累積係数を表3に示す。

また、表4のとおり、運転状態Ⅰ及びⅡの疲労累積係数は、CRDハウジング貫通孔の方がICMハウジング貫通孔に比べ大きいため、CRDハウジング貫通孔で代表できる。

以上より、ICMハウジング貫通孔の耐震評価はCRDハウジング貫通孔を代表として省略が可能である。

表1 応力強さの比較

応力名称	荷重名称	応力強さ (MPa)			
		スタブチューブ		ハウジング	
		P01' - P02'	P03 - P04	P05 - P06	P07 - P08
一次一般膜応力 強さ	内圧	50.0	50.0	42.0	0.0
	外荷重B	25.0	25.0	30.0	2.0
	地震荷重 S d *	4.5	4.5	3.0	2.9
	地震荷重 S s	5.4	5.4	3.0	3.6
一次膜 +一次曲げ応力 強さ	内圧	146.3	30.5	34.1	14.8
	外荷重B	25.0	25.0	30.0	2.0
	地震荷重 S d *	30.1	26.1	13.0	26.1
	地震荷重 S s	34.1	29.1	17.0	26.1

表2 内圧による応力の比較

対象機器	部位 ^{※1}	内圧 (8.62 MPa) による応力	
		一次一般膜応力 (MPa)	一次膜+一次曲げ応力 (MPa)
CRDハウジング貫通孔	スタブチューブ	50.0	146.3
ICMハウジング貫通孔	スタブチューブ	22.6	130.5

※1：裕度（許容値/発生値）が最も厳しい部位を示す。

表3 疲労累積係数の評価まとめ

応力評価点	疲労累積係数				
	U_n	U_{S_d}	U_{S_s}	U_f^*	許容値
P01	0.051	0.000	0.000	0.051	1.0
P01'	0.051	0.000	0.000	0.051	1.0
P02	0.002	0.000	0.000	0.002	1.0
P02'	0.002	0.000	0.000	0.002	1.0
P03	0.038	0.002	0.003	0.041	1.0
P03'	0.038	0.002	0.003	0.041	1.0
P04	0.000	0.000	0.000	0.000	1.0
P04'	0.000	0.000	0.000	0.000	1.0
P05	0.000	0.000	0.000	0.000	1.0
P05'	0.000	0.000	0.000	0.000	1.0
P06	0.013	0.000	0.000	0.013	1.0
P06'	0.013	0.000	0.000	0.013	1.0
P07	0.000	0.000	0.000	0.000	1.0
P07'	0.000	0.000	0.000	0.000	1.0
P08	0.000	0.000	0.000	0.000	1.0
P08'	0.000	0.000	0.000	0.000	1.0
P09	0.026	0.001	0.001	0.027	1.0
P09'	0.026	0.001	0.001	0.027	1.0
P10	0.010	0.001	0.001	0.011	1.0
P10'	0.010	0.001	0.001	0.011	1.0

注記*：疲労累積係数 U_f は、運転状態Ⅰ及びⅡに地震荷重 S_d^* 又は地震荷重 S_s のいずれか大きい方を加えた値である。

表4 疲労累積係数の比較

対象機器	部位	運転状態Ⅰ及びⅡの 疲労累積係数
CRDハウジング貫通孔	スタブチューブ	0.051
	ハウジング	0.013
ICMハウジング貫通孔	スタブチューブ	0.048
	ハウジング	0.001

○ : 応力評価点
 [] : 材 料

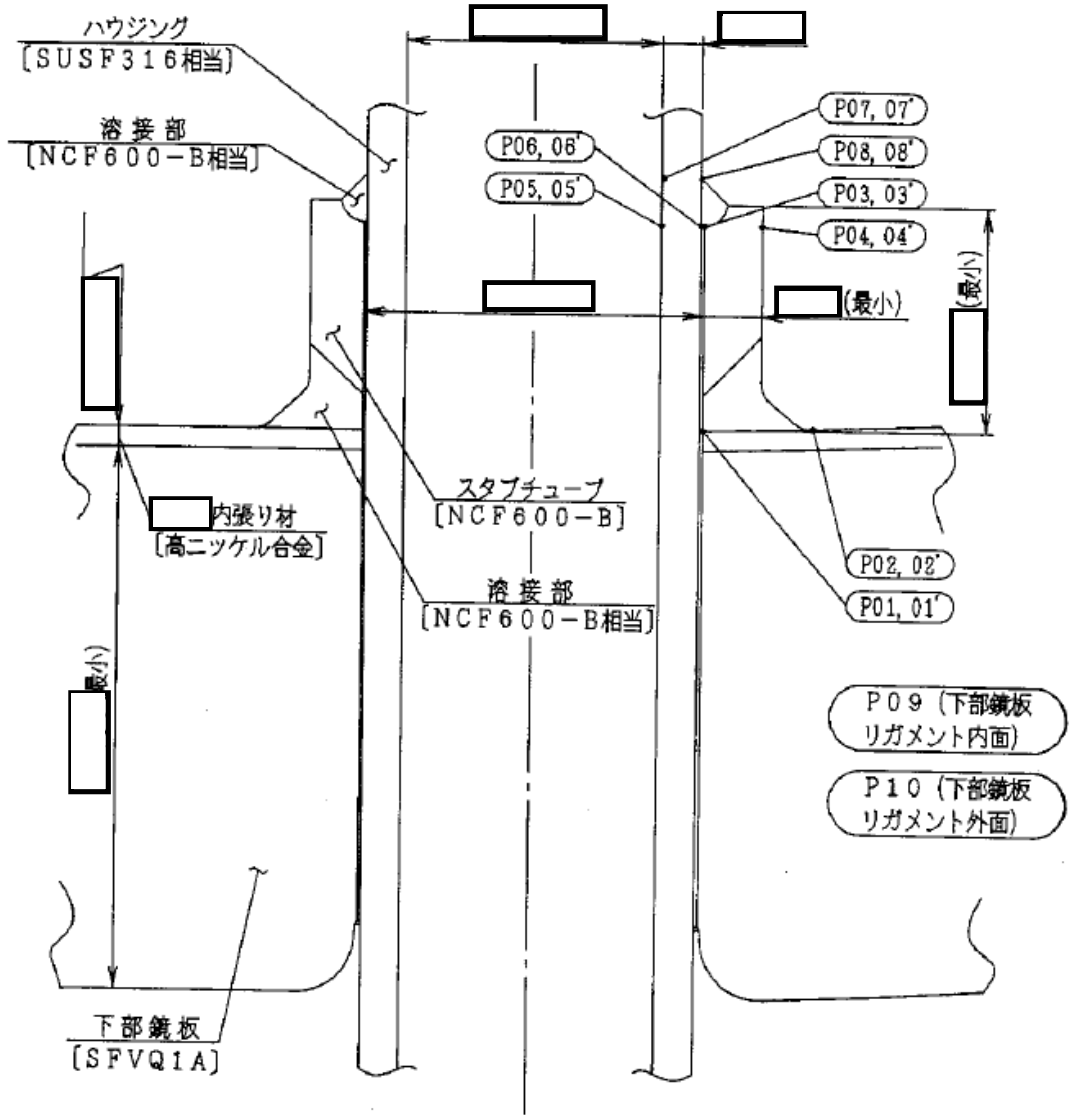
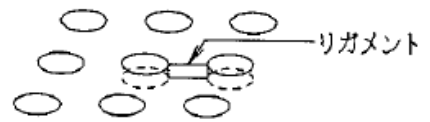


図1 CRDハウジング貫通孔の構造図

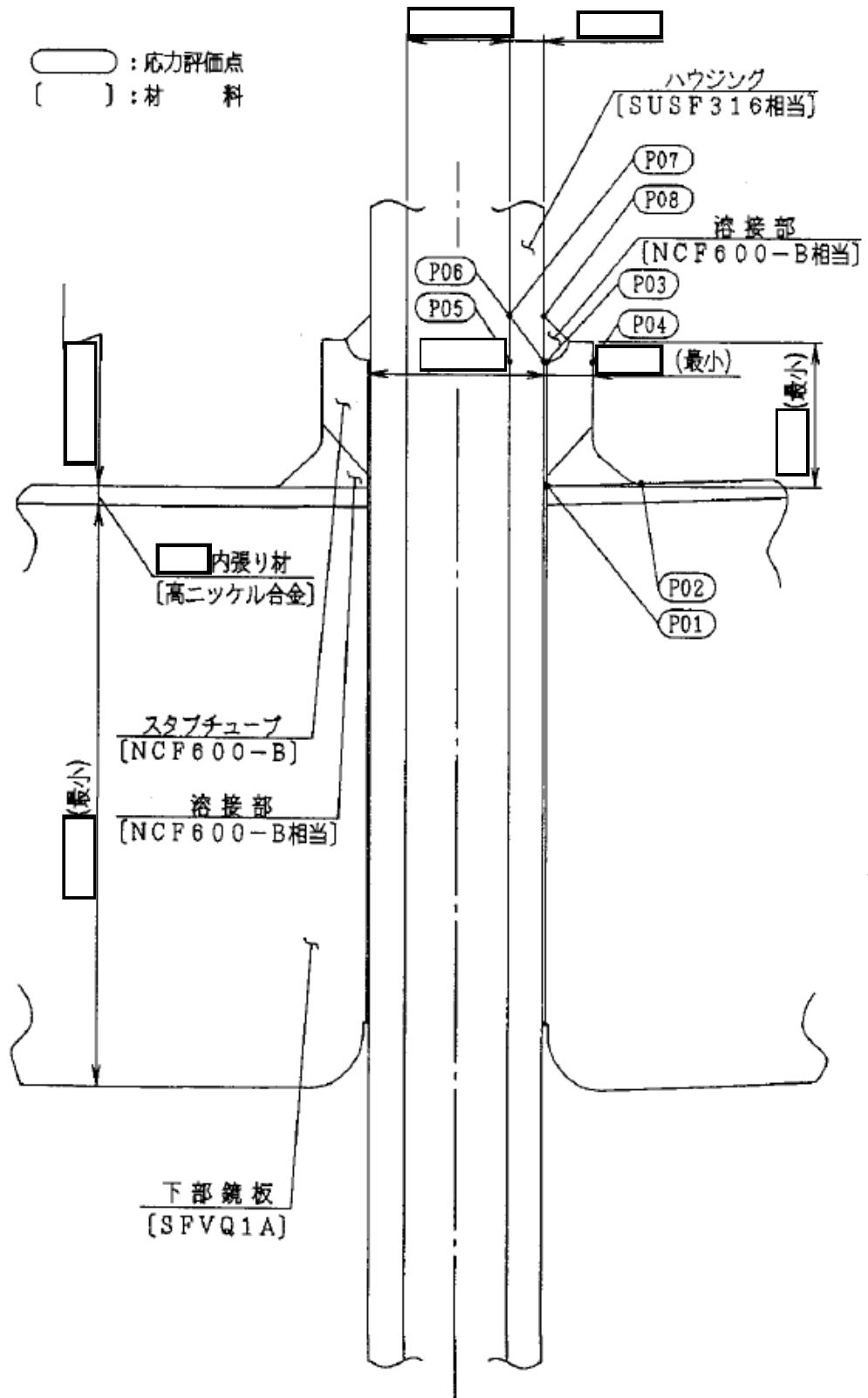


図2 ICMハウジング貫通孔の構造図

73. 炉心構造物の耐震・強度評価にて考慮している
重大事故等時におけるジェット反力の包絡性

1. はじめに

本書では、柏崎刈羽原子力発電所第7号機の炉心支持構造物が重大事故等対処設備としての評価として、重大事故等時における耐震・強度評価において考慮すべきジェット反力が、設計基準対象施設としての評価において考慮しているジェット反力に包絡されることを示すものである。

2. 炉心支持構造物の評価において考慮するジェット反力

炉心支持構造物のうち、原子炉圧力容器（以下「RPV」という。）に溶接にて直接接続されるシュラウドサポートについては、外荷重として、事故時における RPV 接続配管破断のジェット反力を受けるものとして評価を行っている。

ここで、RPV 接続配管破断口でのジェット反力は、既に認可された工事計画の IV-1-2-1「原子炉格納容器の設計条件に関する説明書」に記載している下記の式で算出する。

(1)式より、ジェット反力は RPV 内圧力及び破断口面積に比例することが分かる。

$$F_j = (1.26P_0 - P_\infty)A_E \quad \dots \dots (1)$$

F_j : ジェット反力

P_0 : RPV 内圧力

P_∞ : 破断口より十分離れた点での圧力

A_E : 破断口面積

3. 設計基準対象施設及び重大事故等対処設備として考慮するジェット反力の計算条件

2章の算式を基に、設計基準対象施設（運転状態Ⅳ）としての評価で考慮しているジェット反力を算出する条件及び重大事故等対処設備としての評価で考慮すべきジェット反力を算出する条件を比較することで、重大事故等対処設備としての評価で考慮すべきジェット反力が、設計基準対象施設としての評価において考慮しているジェット反力に包絡されることを確認する。

3.1 設計基準対象施設としての場合

既に認可された工事計画の IV-1-2-1「原子炉格納容器の設計条件に関する説明書」に記載しているジェット反力の算出条件を表 3-1 に示す。

ここで、評価の対象としている配管は、主蒸気配管である。

3.2 重大事故等対処設備としての場合

重大事故のうち、中小破断 LOCA 時のジェット反力の算出条件を表 3-2(1)に、大破断 LOCA 時のジェット反力の算出条件を表 3-2(2)に示す。

ここで、評価の対象としている配管は、安全解析（炉心損傷防止対策の有効性評価）において破断を想定している配管である。

なお、評価対象配管において考慮する RPV 内圧力は、保守的な値とするため原子炉ドーム圧力に通常水位から破断位置までの水頭圧を加算した値とする。

4. 包絡性の確認結果

表 3-1 及び 3-2 に示すとおり，破断口面積は，重大事故時で想定しているいずれのケースと比較しても，設計基準対象施設として考慮している主蒸気管破断の方が大きく上回っていることから，設計基準対象施設としてのジェット反力に包絡される。

なお，RPV 内圧力については，設計基準対象施設として考慮している主蒸気管破断時と比較して，重大事故時の方が僅かに高いが，上記の破断口面積の差と比較して十分小さいことから，ジェット反力の包絡性に変動はないものとする。

表 3-1 設計基準対象施設としてのジェット反力の算出条件

破断配管	RPV 内圧力 (MPa [gage])	破断口面積 [cm ²]	備考
主蒸気管完全破断	7.17	3210	定常運転圧力 700A Sch80

表 3-2(1) 重大事故（中小破断 LOCA）としてのジェット反力の算出条件

破断配管	RPV 内圧力 (MPa [abs])	破断口面積 [cm ²]	備考
RPV 底部ドレン配管 部分破断	7.26* ¹	1.0	申請解析 完全破断の約 5%* ² 65A Sch160
RPV 底部ドレン配管 部分破断	7.26* ¹	5.6	感度解析 完全破断の約 30%* ² 65A Sch160
RHR 吸込配管部分破断	7.19* ¹	420	感度解析 完全破断の約 53%* ² 350A Sch100
HPCF 配管部分破断	7.19* ¹	100	感度解析 完全破断の約 80%* ² 200A Sch100

注記*1：原子炉ドーム圧力に通常水位から破断位置までの水頭圧を加算した値

*2：安全解析で用いる破断面積に対する%を示す。

表 3-2(2) 重大事故（大破断 LOCA）としてのジェット反力の算出条件

破断配管	RPV 内圧力 (MPa [abs])	破断口面積 [cm ²]	備考
RHR 吸込配管完全破断	7.19* ¹	769	圧力容器ノズル 先端位置 350A Sch100

注記*1：原子炉ドーム圧力に通常水位から破断位置までの水頭圧を加算した値

以上

74. ヤング率を設計基準事故と重大事故等とで変更しないことによる
評価への影響について

目次

1. はじめに	1
2. 代表設備	1
3. 検討方針	1
4. 影響検討	1
4.1 配管	1
4.1.1 固有周期への影響	1
4.1.2 耐震評価への影響	2
4.2 燃料取替機	3
4.2.1 固有振動数への影響	3
4.2.2 地震応答への影響	3

1. はじめに

耐震計算書において、設計基準事故（DB）と重大事故等（SA）とで温度条件が異なる場合に、算出応力の評価に用いる許容応力はそれぞれの温度条件で算出している。一方、多くの機器では地震応答による応力算出に用いるヤング率については、温度条件を変更せずDBの温度条件のみで地震応答解析を実施している。ここではヤング率を変更せずに地震応答解析を行うことによる影響の確認を行った。なお、重大事故等時の建屋－機器連成地震応答解析モデルでの評価への影響は、KK7補足-025-1「原子炉建屋の地震応答計算書に関する補足説明資料」にて確認している。

2. 代表設備

代表設備として、以下の設備について影響を確認した。代表設備は、柔構造の設備であって設計基準事故（DB）と重大事故等（SA）とでヤング率を変更していない設備から選定した。

- ・ 配管
- ・ 燃料取替機

3. 検討方針

ヤング率の温度依存性を考慮し、DB と SA とでヤング率を変更する場合の固有周期への影響程度を確認し、ヤング率を変更しないことによる耐震評価への影響を検討する。

4. 影響検討

4.1 配管

4.1.1 固有周期への影響

工認対象モデルのうち、DB/SA 兼用設備のモデルについて DB と SA で温度条件の差が最も大きい例を表-1 に示す。

表-1 DB と SA の温度における、ヤング率の最大変化率のモデル

温度(℃)		ヤング率			
DB	SA	材質	DB (MPa)	SA (MPa)	変化率(%) SA/DB
		STPT410			94.7

表-1 に示す条件の解析モデルのうち裕度が最小のモデルである RHR-R-8 について、DB と SA での 2 種類の温度条件を用いて固有値解析を実施した。算出した固有周期の比較結果を表-2 に示す。ヤング率の違い(5.3%)により固有周期は平均 1.5%の変化となった。

表-2 ヤング率の最大変化率のモデル RHR-R-8 の固有周期比較結果

モード	固有周期		
	通常運転時の 温度による計算結果 (s)	重大事故時の 温度による計算結果 (s)	変化率(%) SA/DB
1			
2			
3			
4			
5			
6			
7			
8			
9			
平均変化率			<u>101.5</u>

4.1.2 地震応答への影響

上記解析モデル RHR-R-8 について、DB と SA での 2 種類の温度条件を用いて地震応答解析を実施した。算出応力の比較結果を表-3 に示す。固有周期の変化(平均 1.5%)により算出応力は約 1%変化した。すなわち SA と DB の温度条件の差によりヤング率の違いは発生するが(解析モデル中、最大で 5.3%)、その違いによる固有周期、算出応力への影響は小さいことが確認できた(ヤング率の違いが最大のものでも、固有周期で 1.5%、計算応力で 1%程度)。

このことから、配管の耐震評価において、DB と SA でヤング率を変更しないことによる地震応答へ与える影響は小さいといえる。

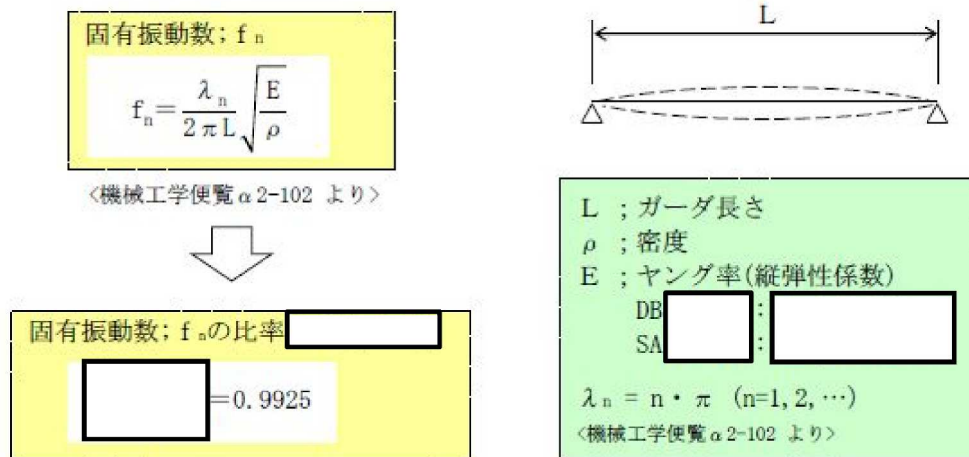
表-3 ヤング率の最大変化率のモデル RHR-R-8 の計算応力比較結果

モデル名	応力区分	許容応力状態 V _{AS}		変化率(%) SA/DB
		通常運転時の 温度による算出 応力(MPa)	重大事故時の 温度による算出 応力(MPa)	
RHR-R-8	1次応力	130	129	<u>99.2</u>
	1次+2次応力	213	210	<u>98.6</u>

4.2 燃料取替機

4.2.1 固有振動数への影響

ヤング率の変更による燃料取替機の耐震評価への影響に関し、ここでは機器の固有振動数に着目した確認を実施する。具体的には、燃料取替機を両端支持の単純な梁モデルとみなし、当該モデルでの固有振動数の算出式からヤング率の変更による固有振動数の偏差を確認する。



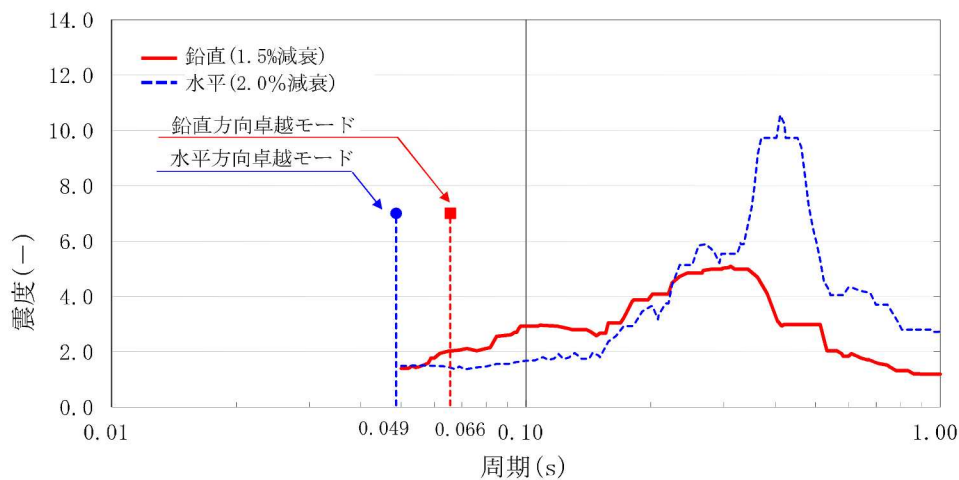
DB と SA の温度条件によるヤング率の差は約 1.5% (= 0.9851) であり、これによる固有振動数への影響は 1% 未満である。

4.2.2 地震応答への影響

下図に、燃料取替機の卓越モード（鉛直方向 5 次，水平（横行）方向 4 次）と設計用床応答曲線の関係を示す。

水平（横行）方向 4 次の固有周期（0.049s）は長周期側にシフトした場合でも、固有周期が 0.05 秒以上と剛のままである。

鉛直方向 5 次の固有周期（s）については柔構造であるが、固有周期への影響が小さいことから、図に示すように、固有周期(固有振動数)のシフトを考慮したとしても震度はほとんど変わらない。また、刺激係数への影響も小さいといえることから、地震応答への影響は軽微と考えられる。



火災防護設備の耐震性に関する説明書の補足説明資料

補足説明資料目次

I. はじめに

1. 火災防護設備 耐震計算書耐震条件について
2. 電源盤・制御盤消火設備のうち配管の加振試験について
3. ケーブルトレイ消火設備のうち配管の加振試験について

I. はじめに

本補足説明資料は、V-2-別添 1「火災防護設備の耐震性に関する説明書」の内容を補足するものである。

1. 火災防護設備 耐震計算書耐震条件について

目 次

1. 概要	1
2. 一般事項	1

1. 概要

本資料は、V-2-別添 1-2「火災感知器の耐震計算書」、V-2-別添 1-3「火災受信機盤の耐震計算書」、V-2-別添 1-4「ボンベラックの耐震計算書」、V-2-別添 1-5「選択弁の耐震計算書」及びV-2-別添 1-7「制御盤の耐震計算書」の設計条件について補足するものである。

2. 一般事項

火災防護設備について、「設置された位置」、「固有周期の算出方法」、「適用した設計用最大応答加速度」及び「設計震度の考え方」を表 2-1 に整理し、パターン番号を表 2-2 に各火災防護設備ごとに記載する。

表 2-1 パターン整理表

項目	整理	パターン番号
設置された位置	壁又は天井に設置	①
	床に設置	②
固有周期算出方法	打振試験による算出	③
	取付構造を含めた加振試験による算出	④
	解析による算出	⑤
設計震度の考え方 ^{*1}	設置された位置での設計震度、かつ適用した設計用最大応答加速度 I	I
	設置された位置での設計震度、かつ適用した設計用最大応答加速度 II	II
	設置された位置を上回る設計震度 ^{*2}	その他

注記*1：「設計用床応答曲線の作成方法及び適用方法についての補足説明資料 添付資料 1 各設備の耐震計算書に適用する設計用地震力」に基づいたもの。

*2：設置場所の汎用性を持たせるため、耐震計算に使用する設計震度を考慮したもの。

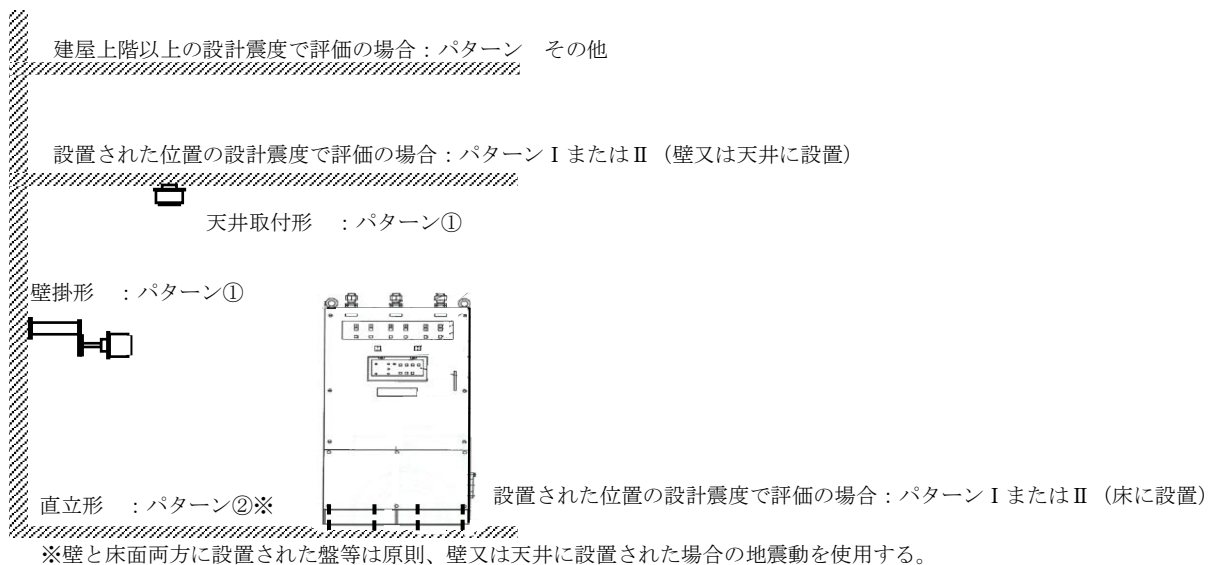


図 2-1 参考イメージ図

表 2-2 火災防護設備 設計条件 (1/3)

機器名称	据付場所及び床面高さ (m)	設置された位置	固有周期(s)		固有周期算出方法	基準床レベルにおける基準地震動S _s		評価に使用した基準地震動S _s		
			水平方向	鉛直方向		水平方向 設計震度	鉛直方向 設計震度	水平方向 設計震度	鉛直方向 設計震度	設計震度の考え方
熱感知器 煙感知器	原子炉建屋 T. M. S. L. 38. 2 (T. M. S. L. 49. 7*)	①	0. 033	0. 032	④	C _H =2. 27	C _V =1. 23	C _H =2. 27	C _V =1. 23	I
煙感知器 (防爆型) 熱感知器 (防爆型)	原子炉建屋 T. M. S. L. 31. 7 (T. M. S. L. 38. 2*)	①	0. 030 以下	0. 030 以下	④	C _H =1. 63	C _V =1. 18	C _H =2. 27	C _V =1. 23	その他
煙感知器 (光電分離型)	原子炉建屋 T. M. S. L. 38. 2 (T. M. S. L. 49. 7*)	①	0. 030 以下	0. 030 以下	④	C _H =2. 27	C _V =1. 23	C _H =2. 31	C _V =1. 24	その他
煙吸引式検出設備	原子炉建屋 T. M. S. L. 18. 1*	②	0. 033	0. 030 以下	④	C _H =1. 13	C _V =1. 08	C _H =2. 27	C _V =1. 23	その他
煙吸引式検出設備 (防湿型)	燃料移送系配管ダクト T. M. S. L. 7. 9 (T. M. S. L. 10. 65*)	①	0. 030 以下	0. 030 以下	④	C _H =1. 12	C _V =0. 94	C _H =1. 12	C _V =1. 02	その他
炎感知器	原子炉建屋 T. M. S. L. 38. 2 (T. M. S. L. 49. 7*)	①	0. 030 以下	0. 030 以下	④	C _H =2. 27	C _V =1. 23	C _H =2. 27	C _V =1. 23	I
熱感知カメラ	原子炉建屋 T. M. S. L. 38. 2 (T. M. S. L. 49. 7*)	①	0. 046	0. 030 以下	④	C _H =2. 27	C _V =1. 23	C _H =3. 61	C _V =2. 30	その他
火災受信機盤	コントロール建屋 T. M. S. L. 17. 3 (T. M. S. L. 24. 1*)	①	0. 019	0. 008	③	C _H =1. 88	C _V =1. 15	C _H =1. 88	C _V =1. 15	I

注記* : 基準床レベルを示す。

表 2-2 火災防護設備 設計条件 (2/3)

機器名称	据付場所及び床面高さ (m)	設置された位置	固有周期(s)		固有周期算出方法	基準床レベルにおける基準地震動 S _s		評価に使用した基準地震動 S _s		
			水平方向	鉛直方向		水平方向 設計震度	鉛直方向 設計震度	水平方向 設計震度	鉛直方向 設計震度	設計震度の考え方
ボンベラック (二酸化炭素消火設備)	原子炉建屋 T. M. S. L. 18. 1 (T. M. S. L. 23. 5*)	①	0. 046	0. 05 以下	⑤	C _H =1. 21	C _V =1. 12	C _H =1. 21	C _V =1. 12	I
ボンベラック (小空間固定式消火設備) (68ℓ 2列8本用)	廃棄物処理建屋 T. M. S. L. -6. 1*	②	0. 048	0. 05 以下	⑤	C _H =1. 07	C _V =1. 05	C _H =1. 30	C _V =1. 08	その他
ボンベラック (小空間固定式消火設備) (68ℓ 1列2本用)	原子炉建屋 T. M. S. L. 4. 8*	②	0. 044	0. 05 以下	⑤	C _H =0. 99	C _V =1. 00	C _H =1. 65	C _V =1. 16	その他
ボンベラック (SLC ポンプ・CRD ポンプ 局所消火設備)	原子炉建屋 T. M. S. L. -8. 2*	②	0. 042	0. 05 以下	⑤	C _H =0. 89	C _V =1. 00	C _H =1. 22	C _V =1. 13	その他
ボンベラック (電源盤・制御盤消火設備)	原子炉建屋 T. M. S. L. 18. 1*	②	0. 026	0. 05 以下	⑤	C _H =1. 13	C _V =1. 08	C _H =2. 15	C _V =1. 89	その他
ボンベラック (ケーブルトレイ消火設備)	原子炉建屋 T. M. S. L. 18. 1*	②	0. 021	0. 05 以下	⑤	C _H =1. 13	C _V =1. 08	C _H =2. 15	C _V =1. 89	その他
ボンベラック (中央制御室床下フリーアクセスフロア消火設備)	コントロール建屋 T. M. S. L. 12. 3 (T. M. S. L. 17. 3*)	①	0. 008	0. 05 以下	⑤	C _H =1. 65	C _V =1. 12	C _H =1. 65	C _V =1. 12	I
ボンベラック (5号機原子炉建屋内緊急時対策所 消火設備)	緊急時対策所 T. M. S. L. 27. 8*	①	0. 033	0. 05 以下	⑤	C _H =1. 30	C _V =1. 13	C _H =1. 30	C _V =1. 13	I

注記* : 基準床レベルを示す。

表 2-2 火災防護設備 設計条件 (3/3)

機器名称	据付場所及び床面高さ (m)	設置された位置	固有周期(s)		固有周期算出方法	基準床レベルにおける基準地震動S _s		評価に使用した基準地震動S _s		
			水平方向	鉛直方向		水平方向 設計震度	鉛直方向 設計震度	水平方向 設計震度	鉛直方向 設計震度	設計震度の考 え方
選択弁ラック (二酸化炭素消火設備)	原子炉建屋 T. M. S. L. 18. 1 (T. M. S. L. 23. 5*)	②	0. 008	0. 05 以下	⑤	C _H =1. 21	C _V =1. 12	C _H =1. 21	C _V =1. 12	I
制御盤	原子炉建屋 T. M. S. L. 18. 1 (T. M. S. L. 23. 5*)	①	0. 050 以下	0. 050 以下	④	C _H =1. 21	C _V =1. 12	C _H =2. 27	C _V =1. 23	その他

注記* : 基準床レベルを示す。

2. 電源盤・制御盤消火設備のうち配管の加振試験について

目 次

1. 試験概要	1
2. 試験体	2
3. 耐震評価方法	3
4. 共振点検索試験	4
4.1 試験方法	4
4.2 試験結果	5
5. サインビート波加振試験	6
5.1 試験方法	6
5.2 健全性確認方法	6
5.3 試験結果	7
5.4 耐震評価結果	7

電源盤・制御盤消火設備のうち消火配管の加振試験について

1. 試験概要

本資料は、電源盤・制御盤消火設備のうち消火配管について、基準地震動 S_s に対する耐震性を有することを説明するものである。

電源盤・制御盤消火設備の消火配管（以下「消火配管」という。）は、消火配管の自在性を活かすため、UボルトやUバンド等にて支持することなくパンチングトレイ内に設置している。そのため、設置している構成部品と同型式の構成部品の加振試験を行い、設置位置での加速度と加振台の最大加速度を比較し、耐震性を有することを確認する。

電源盤・制御盤消火設備の概要及び構成部品を図 1-1 に示す。試験方法としては共振点検索試験を実施し、固有振動数を求め、その共振点でサインビート波加振試験を行い、加振試験後の外観検査及び気密試験を実施することで健全性を確認する。

消火配管の加振試験結果については、複数実施した試験のうち、消火配管の応答加速度が最も大きいものを示す。

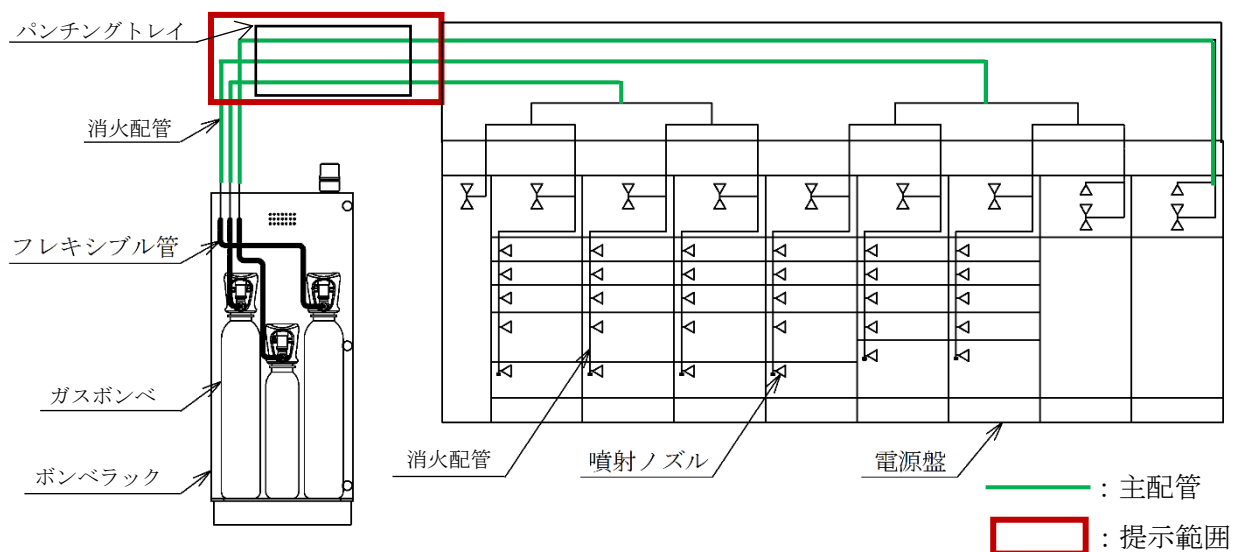


図 1-1 電源盤・制御盤消火設備概要図

2. 試験体

消火配管の加振試験に用いる試験体は、加振台を床として、加振台に壁を模擬した治具を設置し、治具にパンチングトレイ及び、消火配管を現場施工状態と同様に取り付けたものとする。試験体を図 2-1 に示す。

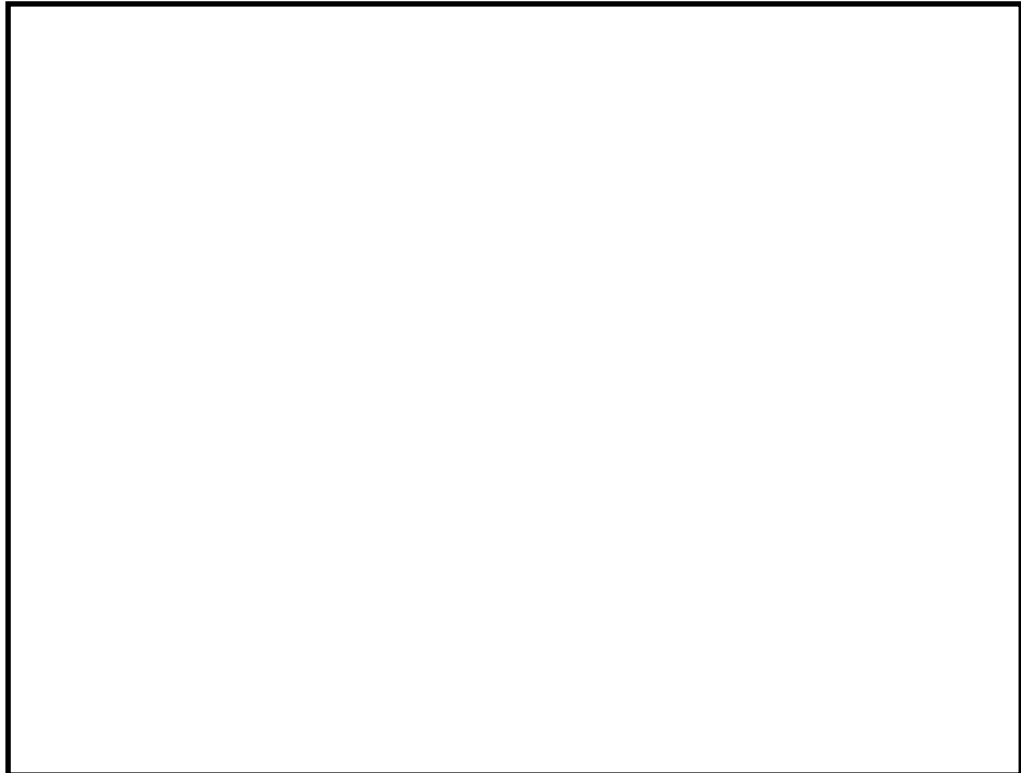


図 2-1 試験体

3. 耐震評価方法

消火配管の耐震評価は、V-2-別添 1-1「火災防護設備の耐震計算の方針」の評価方法に基づき行う。

耐震評価に用いる設置位置での加速度は、各消火配管の中で最上階に設置されたフロアの応答加速度とするが、消火配管は建屋壁に支持されていることから、評価対象フロアの上下階のいずれか大きい方の応答加速度とし、応答加速度が加振台の最大加速度以下であることを確認する。また、以下について健全性を確認する。振動試験装置外観を図3-1、加振台仕様を表3-1に示す。

- (1) 消火配管設置位置での加速度が加振台の最大加速度以下であること。
- (2) 加振試験後に外観の変形・破損等の異常が無いこと。
- (3) 加振試験後に気密試験を実施し、漏えいの無いこと。



図3-1 振動試験装置外観

表3-1 加振台仕様

寸法(mm)	水平：1500×1500 鉛直：1300×1300
最大積載量(kg)	2500
運転周波数帯域(Hz)	5～2600
最大加速度(m/s ²)	857

4. 共振点検索試験

4.1 試験方法

電源盤・制御盤消火設備の構成部品に3軸加速度計を取付け、5Hzから33Hzの振動数領域を含む $0.1 \times 9.8 \text{m/s}^2$ (以下「0.1G」という。)での正弦波で各軸単独加振を実施し、応答波形から共振点を確認する。計測センサー取付位置を図4-1に示す。

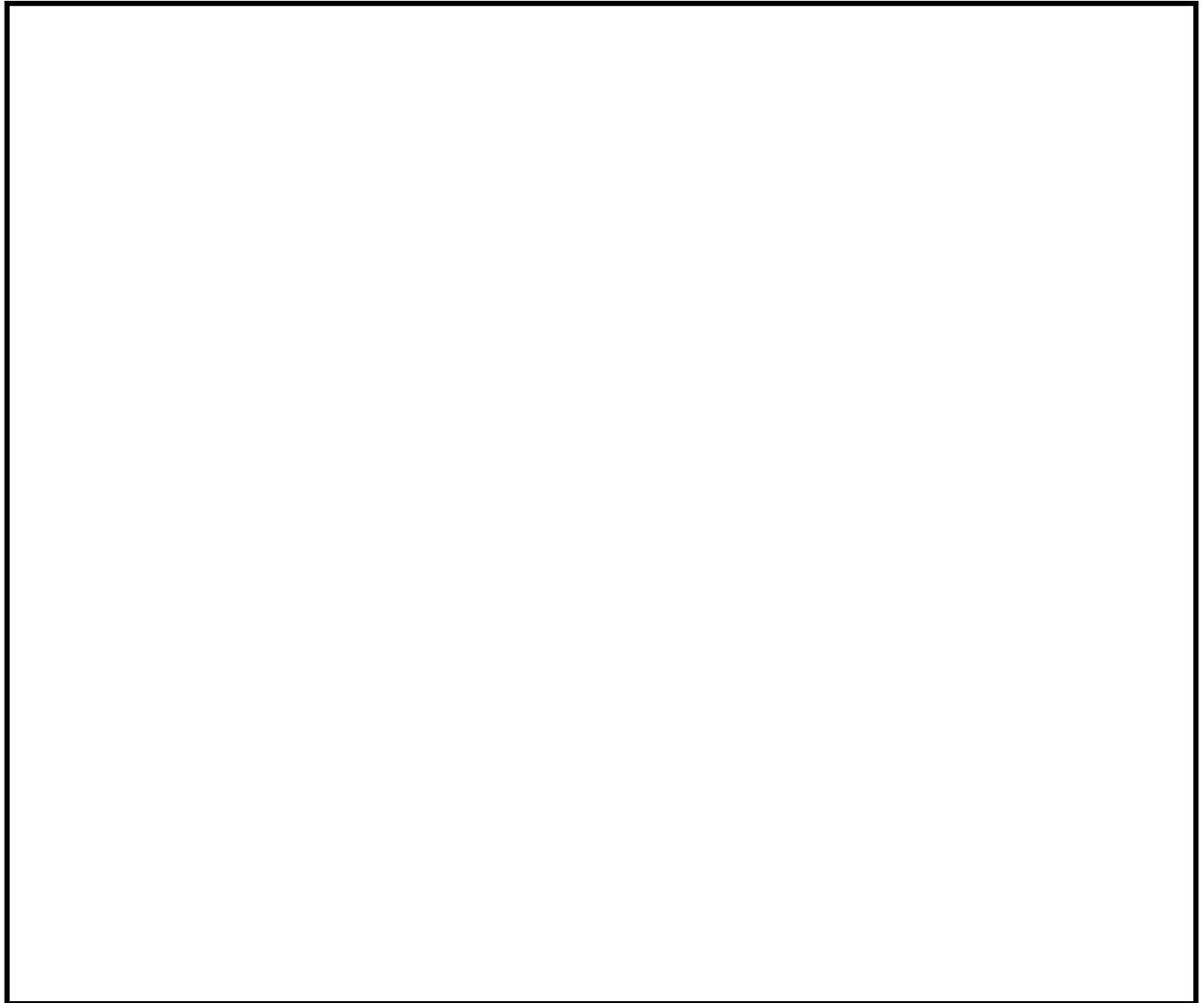


図4-1 計測センサー取付位置

4.2 試験結果

共振点検索試験により得られた周波数応答関数を図 4-2 に示す。消火配管の Y 方向については、24.6Hz に共振点があり、その他については、33Hz 以上の結果が得られた。

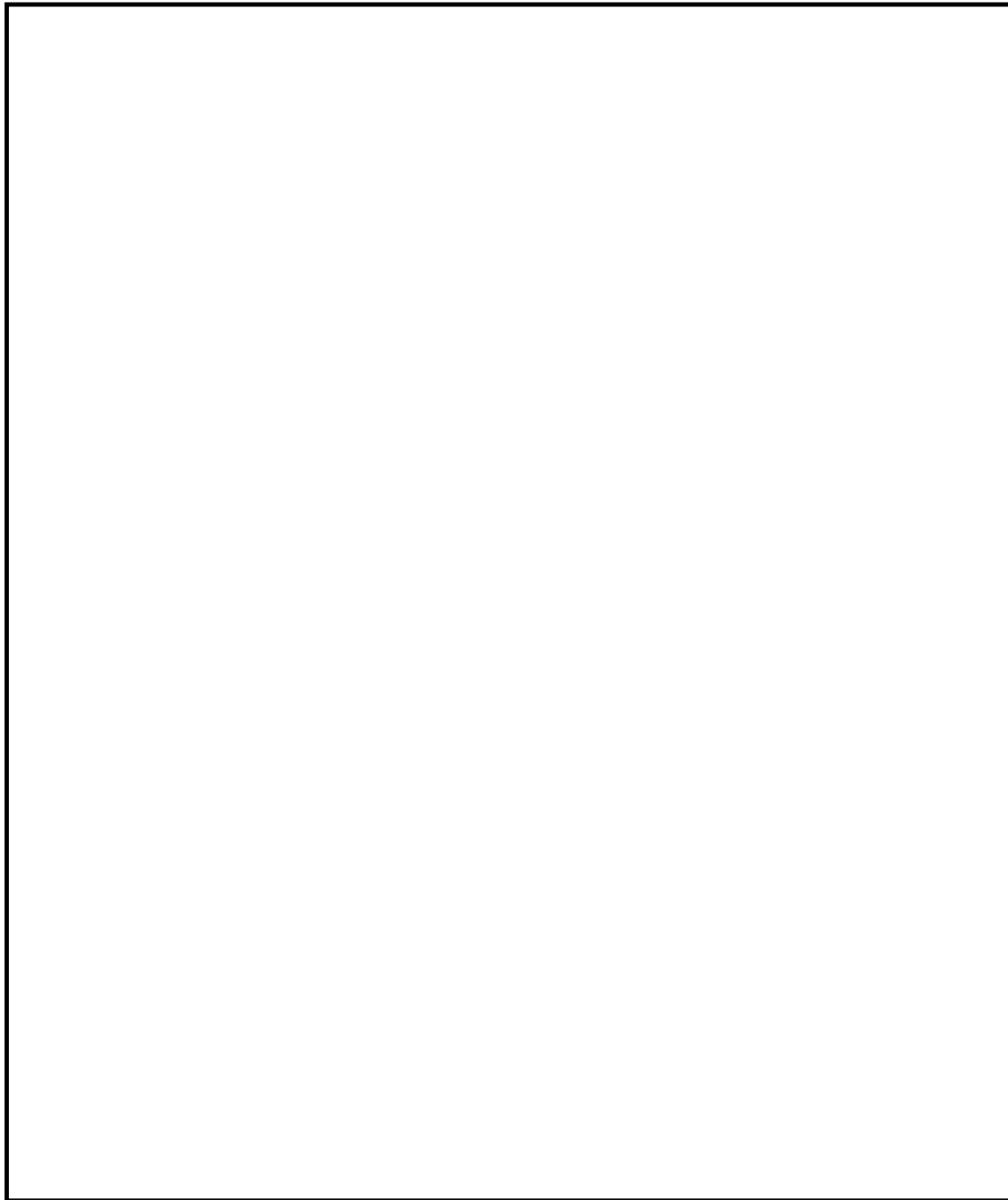


図 4-2 周波数応答関数

5. サインビート波加振試験

5.1 試験方法

「4.2 試験結果」で示す0.1Gでの共振点検索試験結果により、X,Z方向の共振点が33Hz以上であることを確認していることから、X,Z方向の加振波は33Hzのサインビート波を設定し、加振試験を実施する。また、共振点が、33Hz未満のY方向の加振波は、共振点に設定し、加振試験を実施する。

加振試験における試験条件を表5-1に示す。

表5-1 加振試験条件

項目	試験条件
加振波	サインビート波
加振方向	水平単独2方向、鉛直単独の各軸加振
取付状態	加振台に設置された治具に取り付け

5.2 健全性確認方法

加振試験後に外観検査及び気密試験を実施し、機器に損傷がないか健全性を確認する。健全性確認方法を表5-2に示す

表5-2 健全性確認方法

消火配管
<ul style="list-style-type: none">・外観に変形・破損等の異常がないか確認する。・最高使用圧力にて気密試験を実施し、漏えいの有無を確認する。

5.3 試験結果

以下について機器に異常がないことを確認した設置位置での加速度と加振台の最大加速度との比較について、表 5-3 に示す。また、試験時のサインビート波加振試験結果を表 5-4 及び図 5-1 に示す。

- (1) 消火配管設置位置での加速度が加振台の最大加速度以下であること。
- (2) 加振試験後に外観の変形・破損等の異常が無いこと。
- (3) 加振試験後に気密試験を実施し、漏えいの無いこと。

表 5-3 設置位置での加速度と加振台の最大加速度との比較 ($\times 9.8\text{m/s}^2$)

			設置位置での加速度*	加振台の最大加速度
消火配管	水平	X 方向	1.38	
		Y 方向	1.38	
	鉛直	Z 方向	1.15	

注記*：基準地震動 S_s により定まる応答加速度とし、評価対象フロアの上下階のいずれか大きい方の応答加速度を適用する。

表 5-4 サインビート波加振試験結果 ($\times 9.8\text{m/s}^2$)

加振方向		水平		鉛直
		X 方向	Y 方向	Z 方向
各計測点の最大加速度	消火配管			
	パンチングトレイ			
	治具			

表 5-4 のとおり、加振台の最大加速度によるサインビート波加振試験での応答加速度は大きく、実機での応答加速度を上回ると考えられることから、設置位置での加速度と加振台の最大加速度の比較を行うことは保守的である。

5.4 耐震評価結果

上記結果を受け、消火配管が基準地震動 S_s に対する耐震性を有することを確認した。

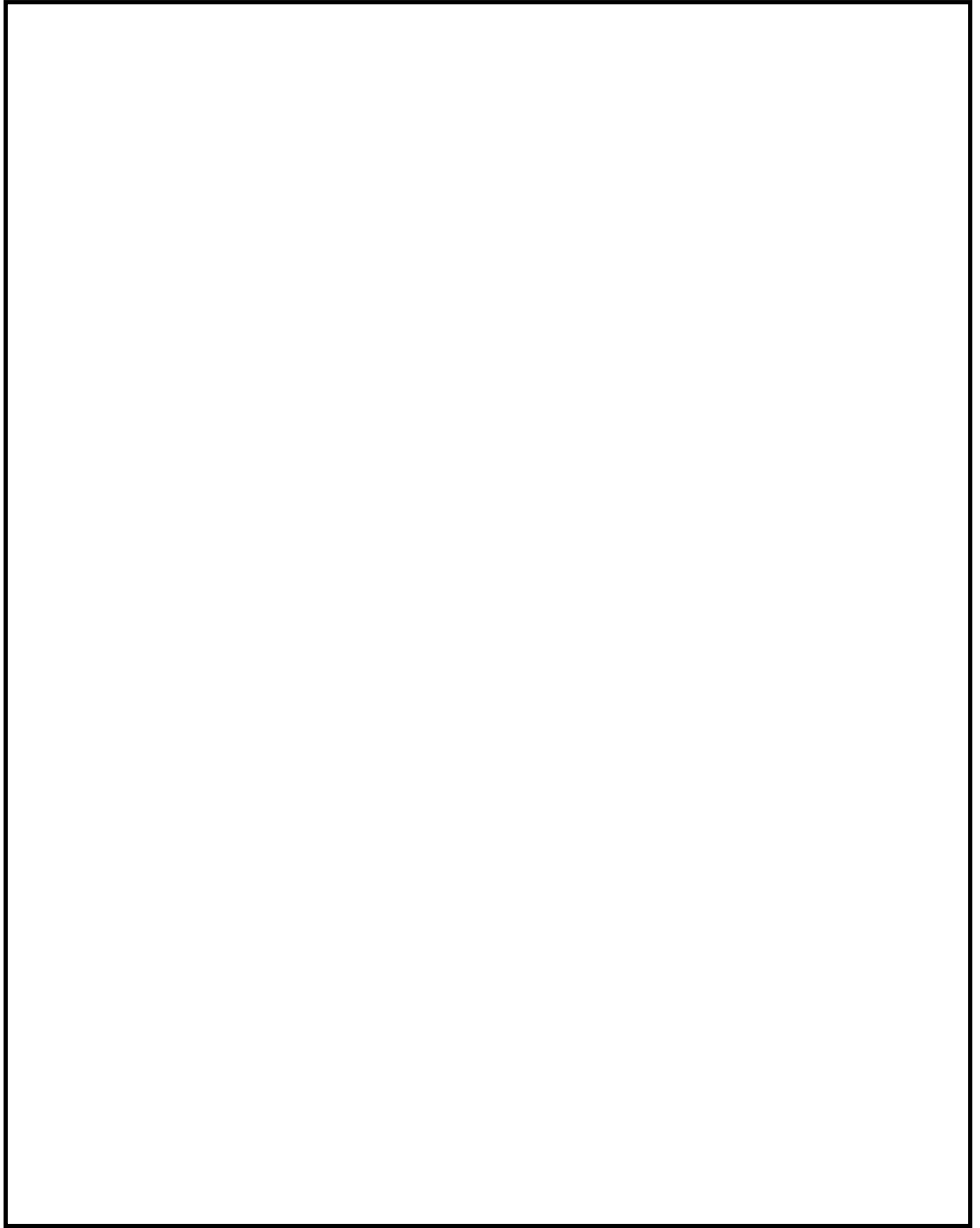


図 5-1(1/3) サインビート波加振試験結果 (X 方向)

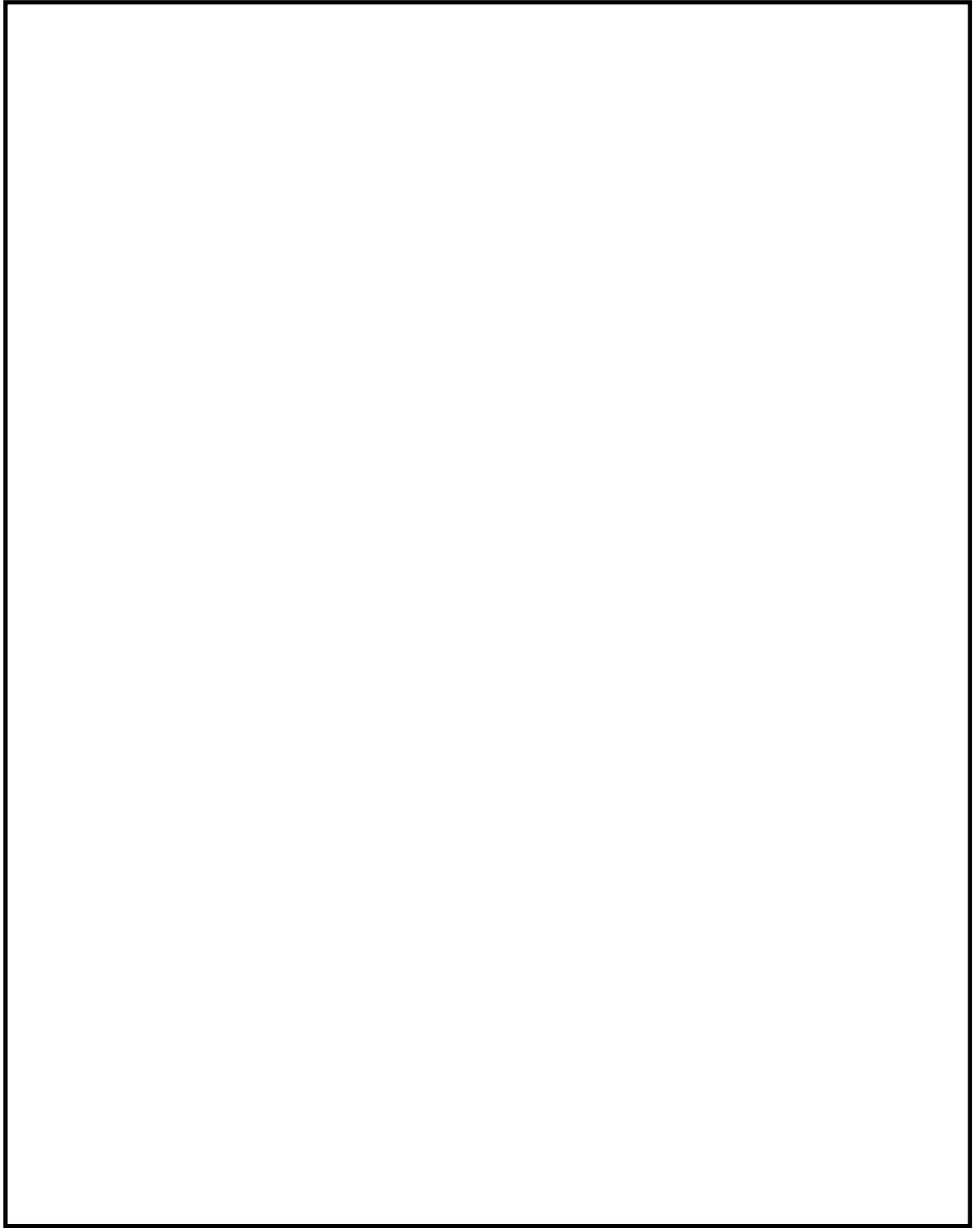


図 5-1(2/3) サインビート波加振試験結果 (Y 方向)

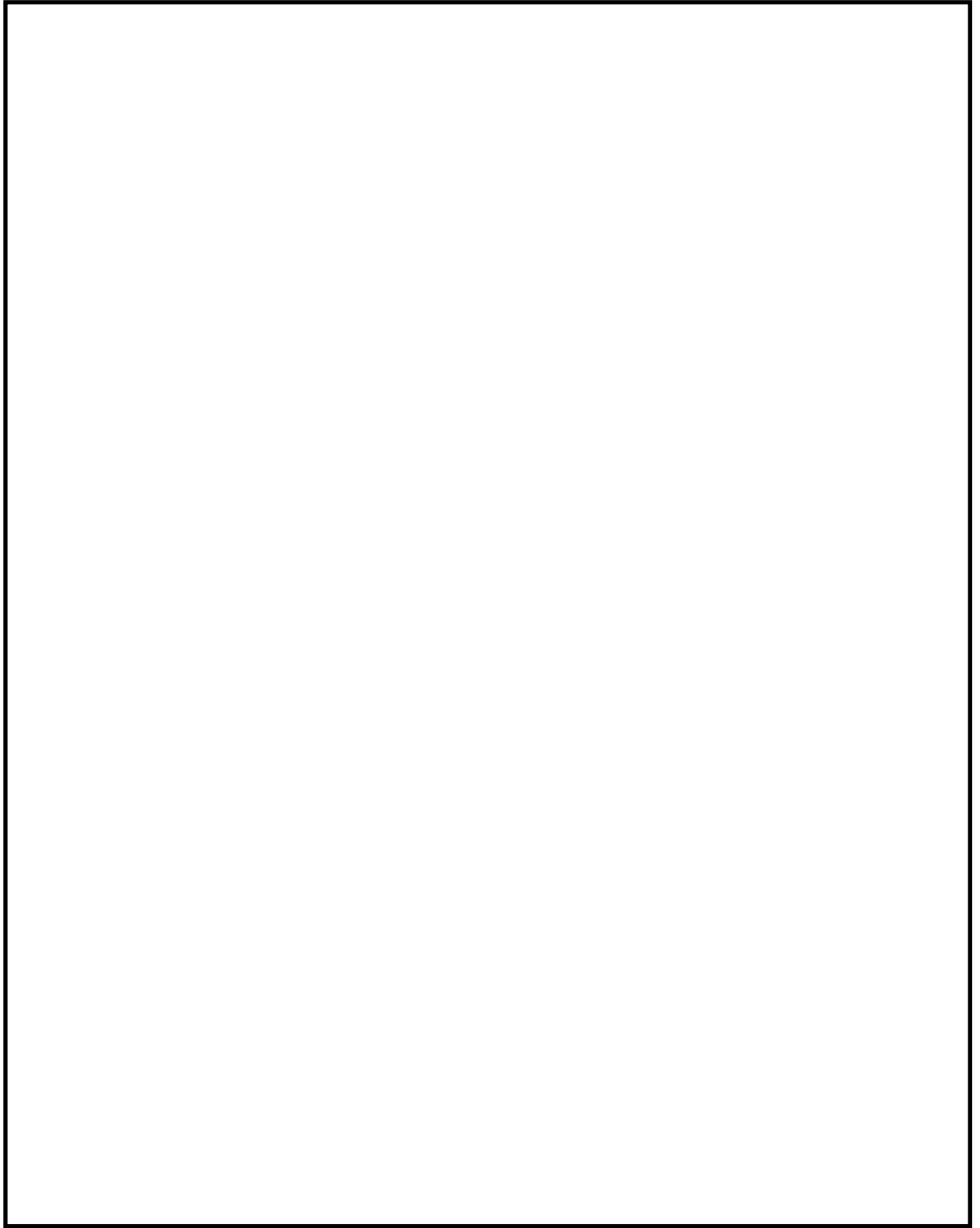


図 5-1(3/3) サインビート波加振試験結果 (Z 方向)

3. ケーブルトレイ消火設備のうち配管の加振試験について

目 次

1. 試験概要	1
2. 試験体	2
3. 耐震評価方法	3
4. 共振点検索試験	4
4.1 試験方法	4
4.2 試験結果	7
5. サインビート波加振試験	8
5.1 試験方法	8
5.2 健全性確認方法	8
5.3 試験結果	9
5.4 耐震評価結果	9

ケーブルトレイ消火設備のうち消火配管の加振試験について

1. 試験概要

本資料は、ケーブルトレイ消火設備のうち消火配管について、基準地震動 S_s に対する耐震性を有することを説明するものである。

ケーブルトレイ消火設備の消火配管（以下「消火配管」という。）は、ケーブルトレイ外において、消火配管の自在性を活かすため、UボルトやUバンド等にて支持することなくパンチングトレイ内に設置している。また、ケーブルトレイ内において、ステンレスバンドにステンレスインシュロックで固定している。そのため、設置している構成部品と同型式の構成部品の加振試験を行い、設置位置での加速度と加振台の最大応答加速度を比較し、耐震性を有することを確認する。

ケーブルトレイ消火設備の概要及び構成部品を図 1-1 に示す。試験方法としては共振点検索試験を実施し、固有振動数を求め、その共振点でサインビート波加振試験を行い、加振試験後の外観検査及び気密試験を実施することで健全性を確認する。

消火配管の加振試験結果については、複数実施した試験のうち、消火配管の応答加速度が最も大きいものを示す。

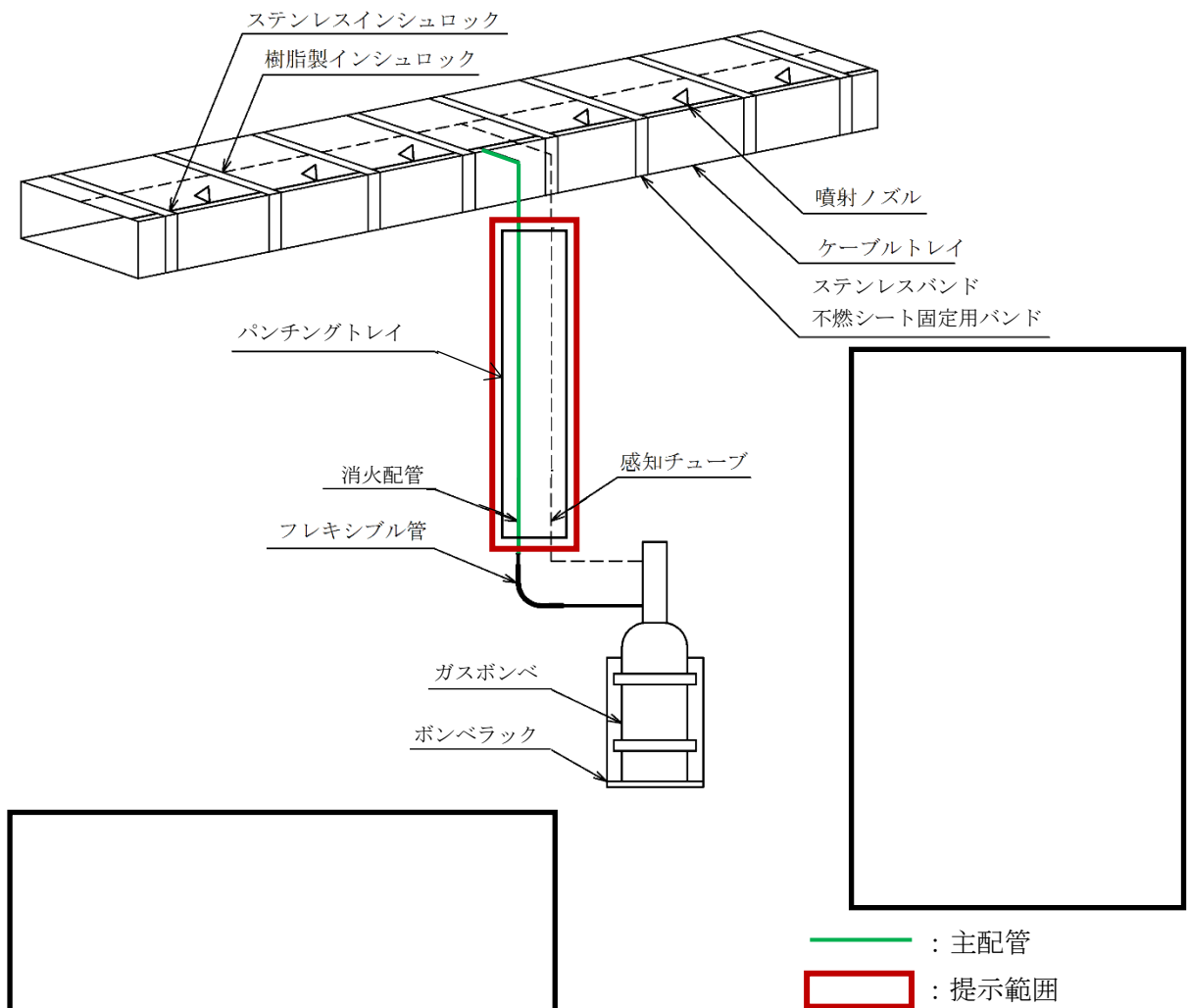


図 1-1 ケーブルトレイ消火設備概要図

2. 試験体

消火配管の加振試験に用いる試験体は、加振台を床として、加振台に壁を模擬した治具を設置し、治具にパンチングトレイ、消火配管及び感知チューブを現場施工状態と同様に取り付けたものとする。試験体を図 2-1 に示す。

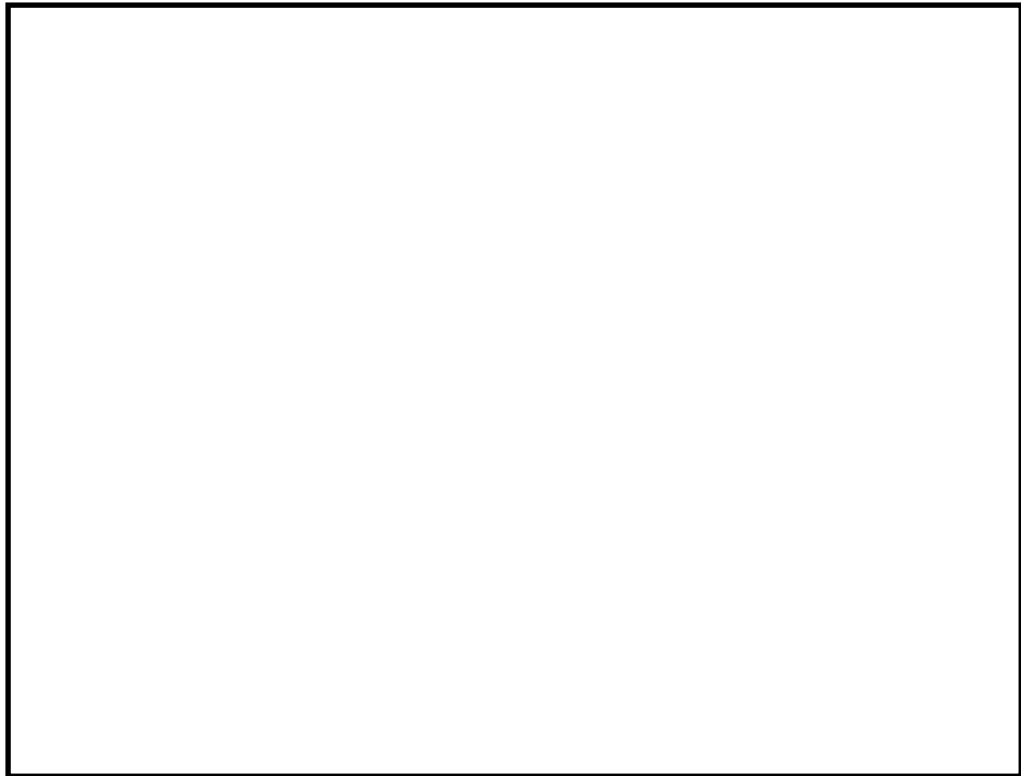


図 2-1 試験体

3. 耐震評価方法

消火配管の耐震評価は、V-2-別添 1-1「火災防護設備の耐震計算の方針」の評価方法に基づき行う。

耐震評価に用いる設置位置での加速度は、各消火配管の中で最上階に設置されたフロアの応答加速度とするが、消火配管は建屋壁に支持されていることから、評価対象フロアの上下階のいずれか大きい方の応答加速度とし、応答加速度が加振台の最大加速度以下であることを確認する。また、以下について健全性を確認する。振動試験装置外観を図 3-1、加振台仕様を表 3-1 に示す。

- (1) 消火配管設置位置での加速度が加振台の最大加速度以下であること。
- (2) 加振試験後に外観の変形・破損等の異常が無いこと。
- (3) 加振試験後に気密試験を実施し、漏えいの無いこと。



図 3-1 振動試験装置外観

表 3-1 加振台仕様

寸法 (mm)	水平 : 1500×1500 鉛直 : 1300×1300
最大積載量 (kg)	2500
運転周波数帯域 (Hz)	5～2600
最大加速度 (m/s^2)	857

4. 共振点検索試験

4.1 試験方法

ケーブルトレイ消火設備の構成部品に3軸加速度計を取付け、5Hzから33Hzの振動数領域を含む $0.1 \times 9.8 \text{ m/s}^2$ (以下「0.1G」という。)での正弦波で各軸単独加振を実施し、応答波形から共振点を確認する。計測センサー取付位置を図4-1に示す。

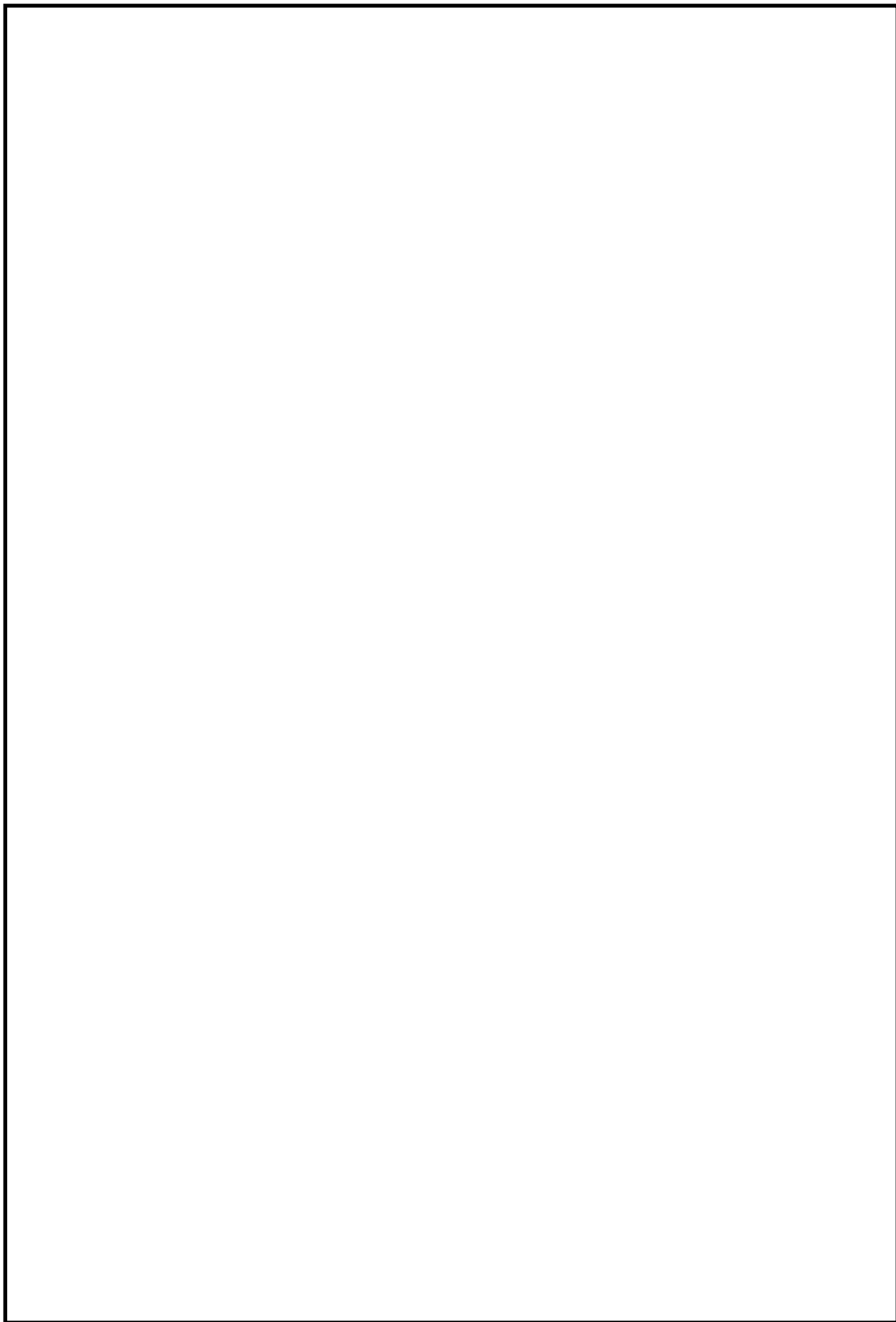


図 4-1(1/2) 計測センサー取付位置

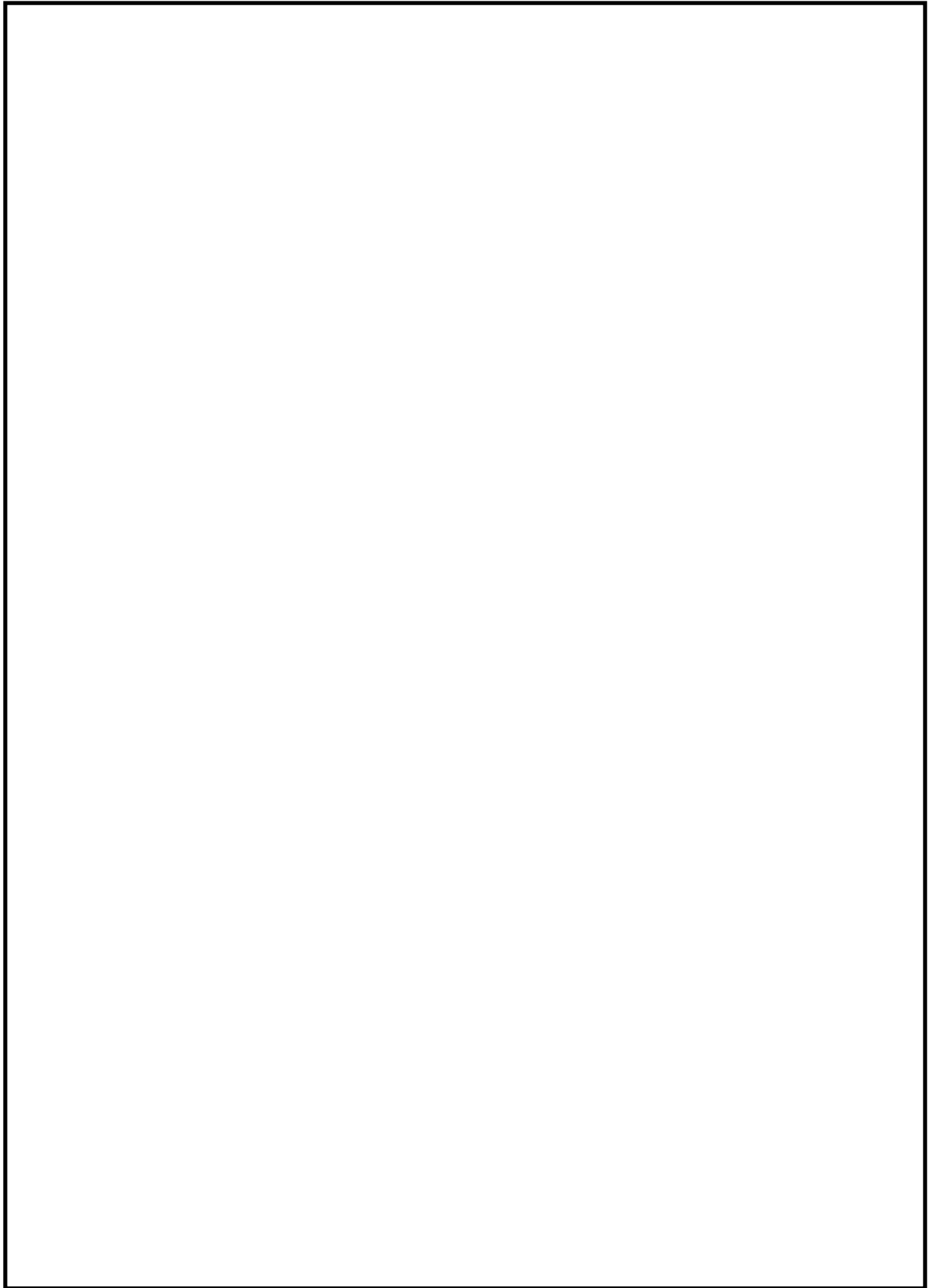


図 4-1(2/2) 計測センサー取付位置

4.2 試験結果

共振点検索試験により得られた周波数応答関数を図 4-2 に示す。各軸方向について、共振点が 33Hz 以上の結果が得られた。

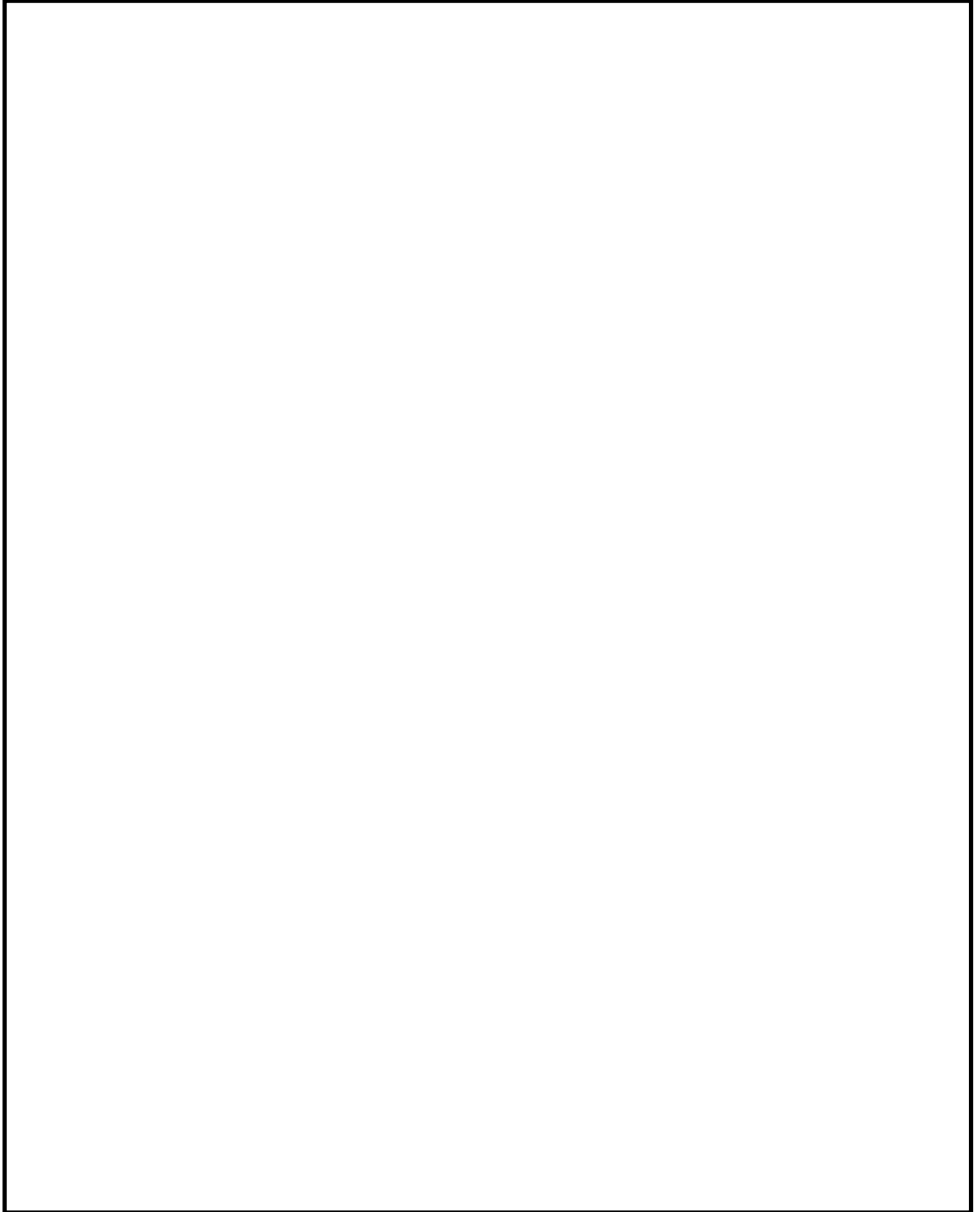


図 4-2 周波数応答関数

5. サインビート波加振試験

5.1 試験方法

「4.2 試験結果」で示す 0.1G での共振点検索試験結果により、共振点が 33Hz 以上であることを確認していることから、X, Y, Z 方向の加振波は 33Hz のサインビート波を設定し、加振試験を実施する。

加振試験における試験条件を表 5-1 に示す。

表 5-1 加振試験条件

項目	試験条件
加振波	サインビート波
加振方向	水平単独 2 方向，鉛直単独の各軸加振
取付状態	加振台に設置された治具に取り付け

5.2 健全性確認方法

加振試験後に外観検査及び気密試験を実施し、機器に損傷がないか健全性を確認する。健全性確認方法を表 5-2 に示す。

表 5-2 健全性確認方法

消火配管
<ul style="list-style-type: none">・外観に変形・破損等の異常がないか確認する。・最高使用圧力にて気密試験を実施し、漏えいの有無を確認する。

5.3 試験結果

以下について機器に異常がないことを確認した設置位置での加速度と加振台の最大加速度との比較について、表 5-3 に示す。また、試験時のサインビート波加振試験結果を表 5-4 及び図 5-1 に示す。

- (1) 消火配管設置位置での加速度が加振台の最大加速度以下であること。
- (2) 加振試験後に外観の変形・破損等の異常が無いこと。
- (3) 加振試験後に気密試験を実施し、漏えいの無いこと。

表 5-3 最大応答加速度と加振台の最大加速度との比較 ($\times 9.8\text{m/s}^2$)

			設置位置での加速度*	加振台の最大加速度
消火配管	水平	X 方向	1.63	
		Y 方向	1.63	
	鉛直	Z 方向	1.18	

注記*：基準地震動 S_s により定まる応答加速度とし、評価対象フロアの上下階のいずれか大きい方の応答加速度を適用する。

表 5-4 サインビート波加振試験結果 ($\times 9.8\text{m/s}^2$)

加振方向		水平		鉛直
		X 方向	Y 方向	Z 方向
各計測点の最大加速度	消火配管 (直線)			
	消火配管 (曲り)			
	感知チューブ (直線)			
	感知チューブ (曲り)			
	パンチングトレイ (上部)			
	パンチングトレイ (段違い)			
	パンチングトレイ (下部)			
	治具			

表 5-4 のとおり、加振台の最大加速度によるサインビート波加振試験での応答加速度は大きく、実機での応答加速度を上回ると考えられることから、設置位置での加速度と加振台の最大加速度の比較を行うことは保守的である。

なお、共振点検索試験の応答倍率とサインビート波加振試験の最大加速度を比較すると X 方向と Y 方向の大小関係が逆転しており、入力加速度の大きさにより共振点に変化している可能性は否定できないが、消火配管等に十分大きな加速度が得られていることから試験としては妥当である。

5.4 耐震評価結果

上記結果を受け、消火配管が基準地震動 S_s に対する耐震性を有することを確認した。

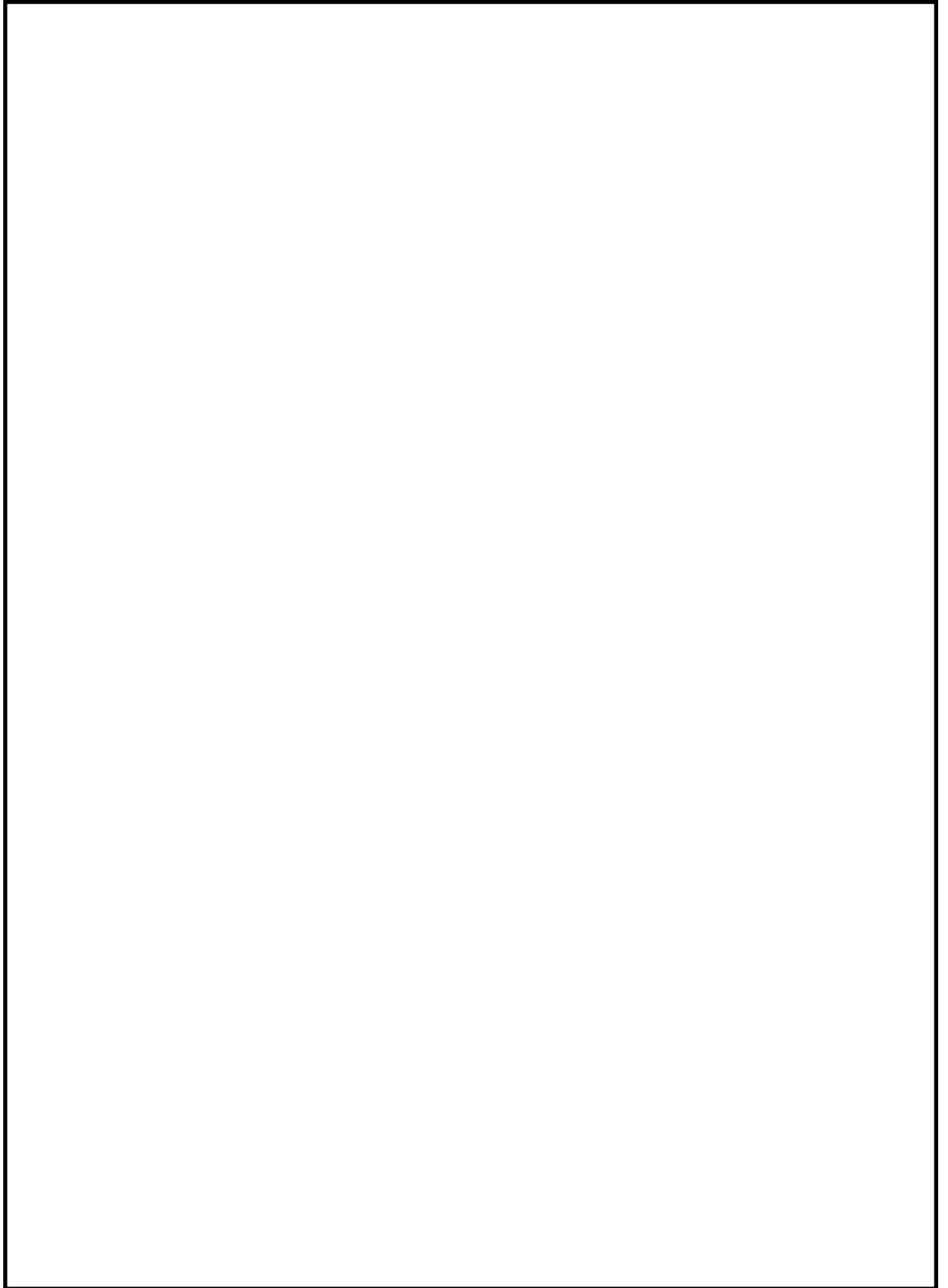


図 5-1(1/6) サインビート波加振試験結果 (X 方向)

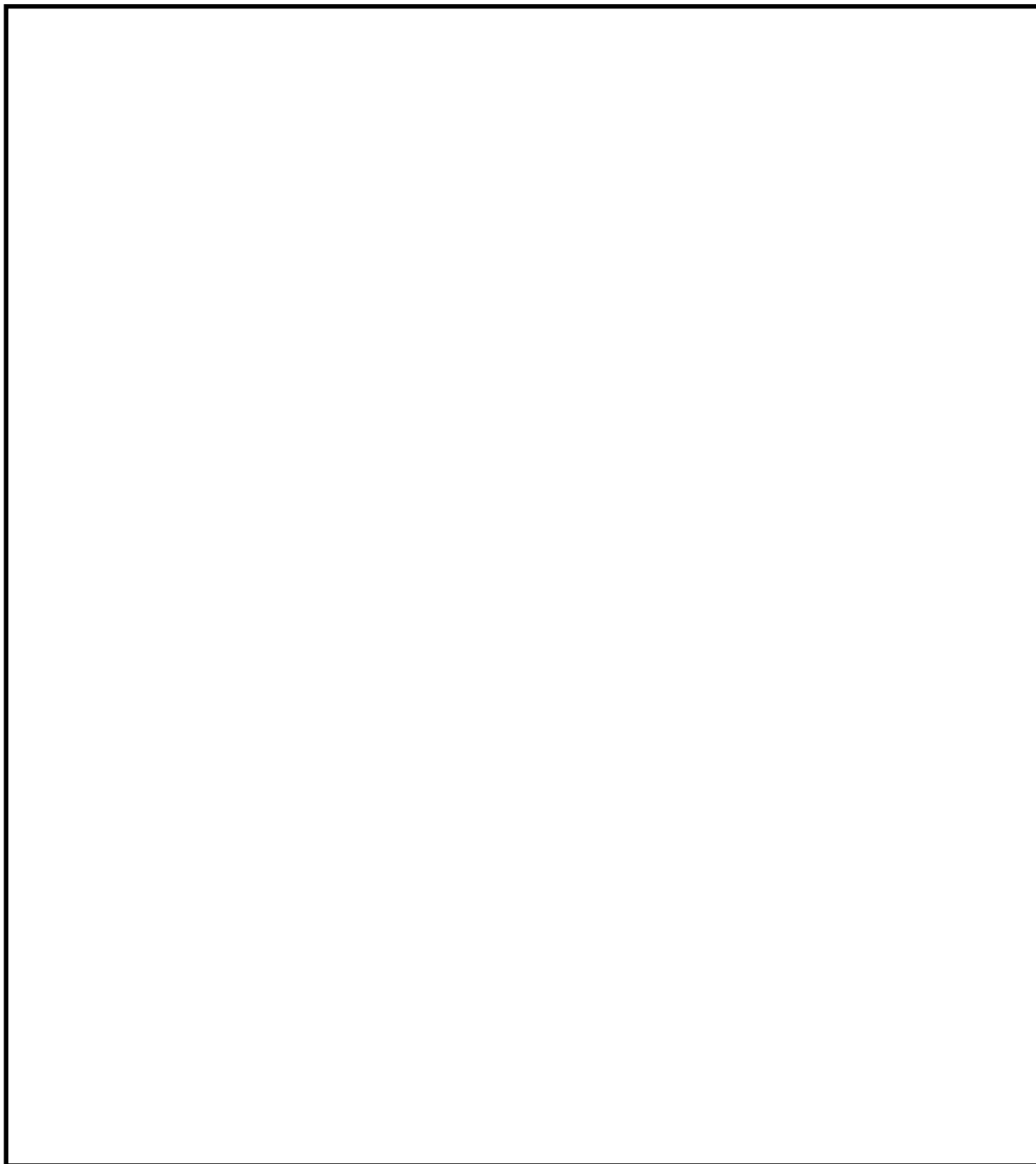


図 5-1(2/6) サインビート波加振試験結果 (X 方向)

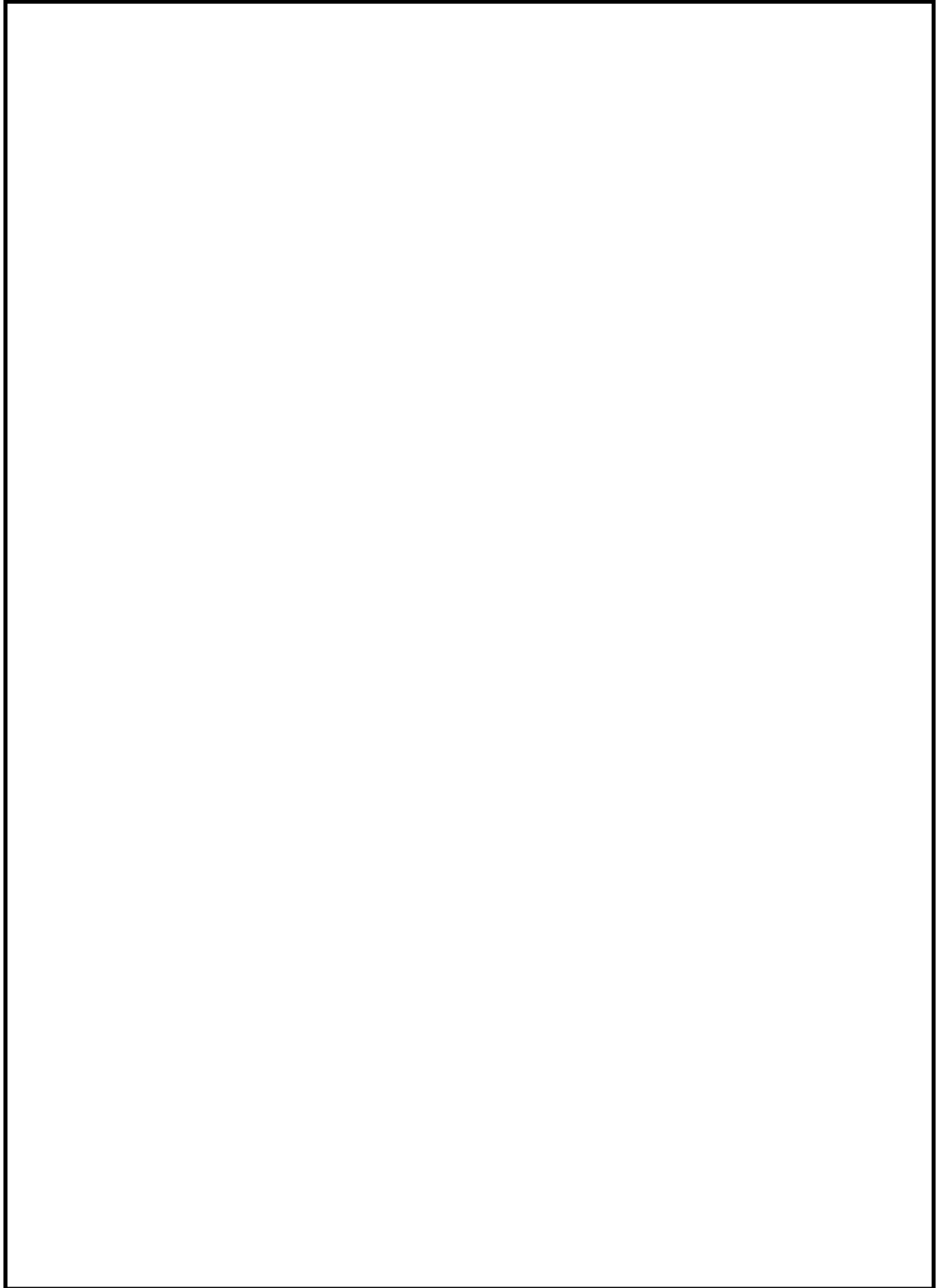


図 5-1(3/6) サインビート波加振試験結果 (Y 方向)

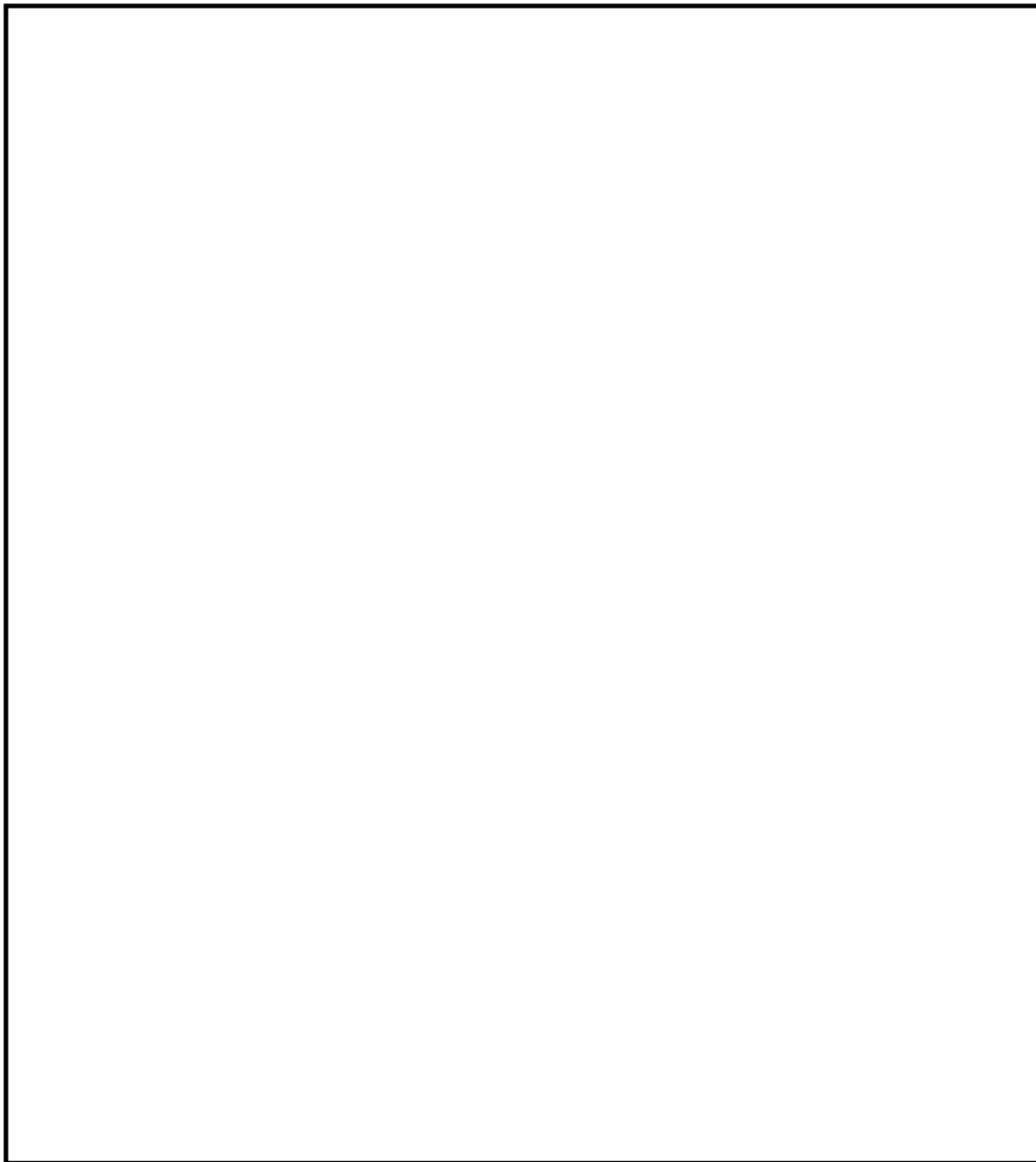


図 5-1(4/6) サインビート波加振試験結果 (Y 方向)

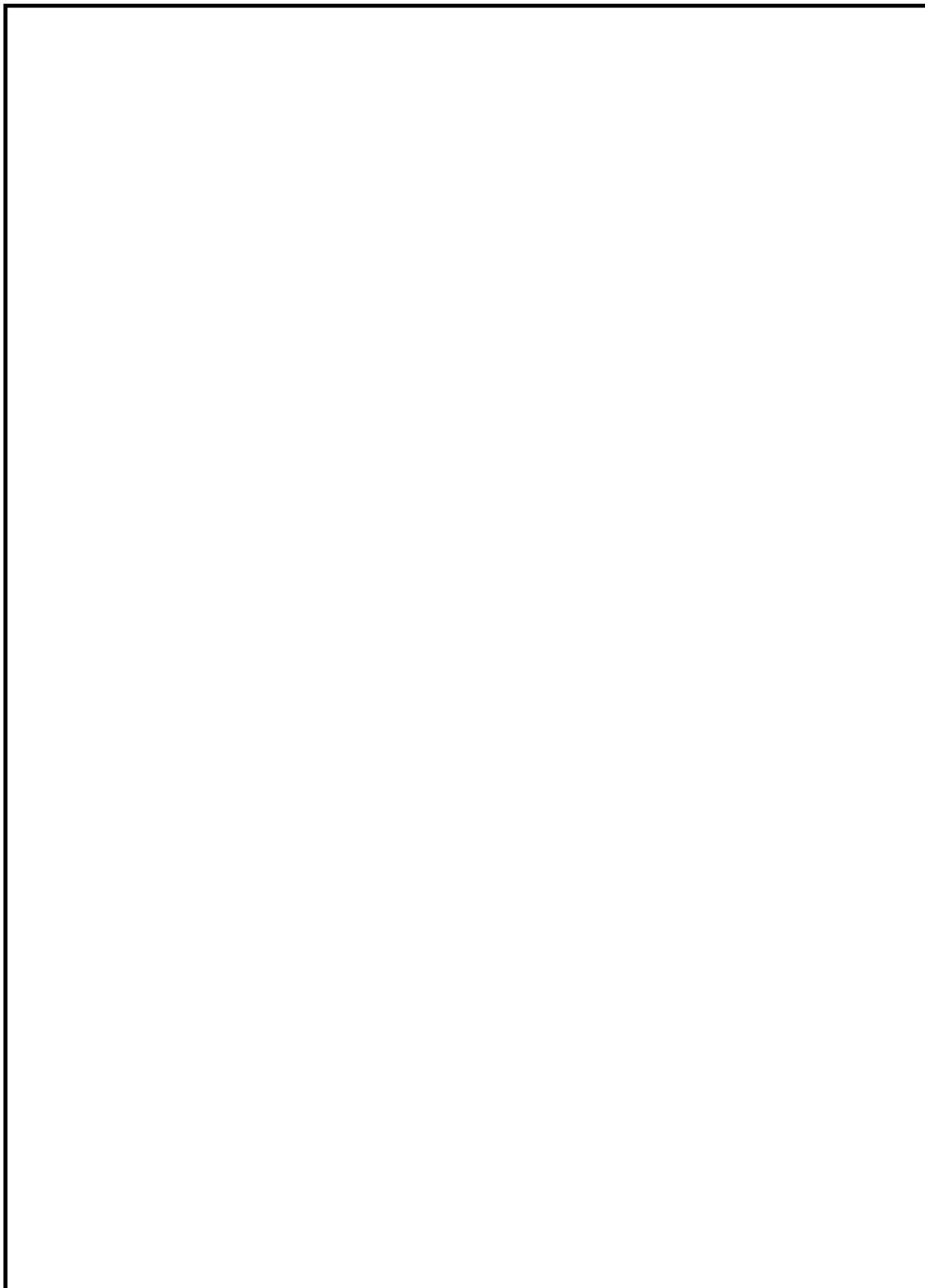


図 5-1(5/6) サインビート波加振試験結果 (Z 方向)

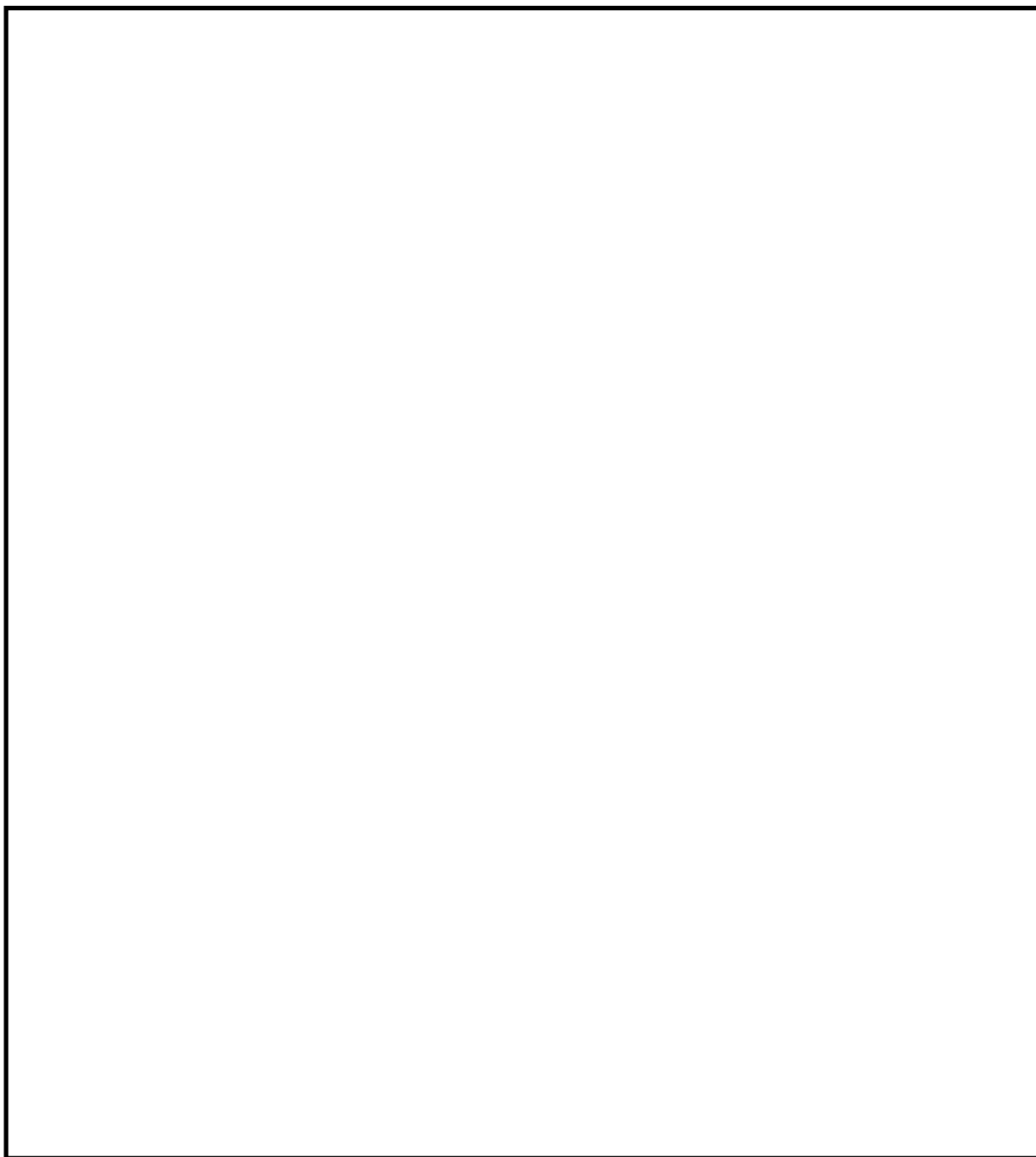


図 5-1(6/6) サインビート波加振試験結果 (Z 方向)