

JAERI-Research

96-059



地震動下での建屋・機器の現実的応答評価法と応用

1996年11月

蜷沢勝三・神野邦彦・中村英孝・伊東 守・阿部清治

日本原子力研究所
Japan Atomic Energy Research Institute

本レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。
入手の問合せは、日本原子力研究所研究情報部研究情報課（〒319-11 茨城県那珂郡東海村）あて、お申し越しください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11 茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

This report is issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Research Information Division, Department of Intellectual Resources, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, 319-11, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1996

編集兼発行 日本原子力研究所
印 刷 いばらき印刷株

地震動下での建屋・機器の現実的応答評価法と応用

日本原子力研究所東海研究所原子炉安全工学部

姥沢 勝三・神野 邦彦*・中村 英孝*

伊藤 守*・阿部 清治

(1996年10月21日受理)

地震動に対する建屋・機器の損傷確率は、それらの現実的応答が耐力を上回った時の条件付き確率として評価される。損傷確率評価法としては、米国ローレンスリバモア国立研究所が開発した詳細法と呼ばれるSSMRP法と、Kennedy等によって提案された簡易法と呼ばれるZion法がある。Zion法は、応答係数法とも呼ばれ、SSMRP法に比べ精度は落ちるもの、簡便な上に費用が低廉で計算時間が少ないため、多く採用されている。

著者等は、建屋・機器の損傷確率評価のために、基本的に応答係数法を採用しているが、採用に当たっては、我が国の耐震設計法を反映した形で、損傷確率の精度向上を図ることができるよう、簡便性を損ねない範囲で、現実的応答評価法を改良する手法を提案した。この提案手法を行い、我が国の耐震設計基準で設計された原子炉建屋や継電器等の応答係数を定量評価し現実的応答を求めると共に耐力も評価し、損傷確率を求めた。また、SSMRP法及び既存の応答係数法と改良手法との違いをみるために、SSMRP法については類似の評価手法を考え、各手法毎の原子炉建屋の損傷確率を求め比較を行った。更に、建屋・機器の損傷確率評価法の選択に関する考え方を示した。

Methodology for Estimating Realistic Responses of Buildings and Components
under Earthquake Motion and Its Application

Katsumi EBISAWA, Kunihiko KOHNO*, Hidetaka NAKAMURA*
Mamoru ITOH* and Kiyoharu ABE

Department of Reactor Safety Research
Tokai Research Establishment
Japan Atomic Energy Research Institute
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received October 21, 1996)

Failure probabilities of buildings and components under earthquake motion are estimated as conditional probabilities that their realistic responses exceed their capacities. Two methods for estimating their failure probabilities have already been developed. One is a detailed method developed in the Seismic Safety Margins Research Program of Lawrence Livermore National Laboratory in U.S.A., which is called "SSMRP method". The other is a simplified method proposed by Kennedy et al., which is called "Zion method". The Zion method is sometimes called "response factor method".

The authors adopted the response factor method. In order to enhance the estimation accuracy of failure probabilities of buildings and components, however, a new methodology for improving the response factor method was proposed. Based on the improved method, response factors of buildings and components designed to seismic design standard in Japan were estimated, and their realistic responses were also calculated. By using their realistic responses and capacities, the failure probabilities of a reactor building and relays were estimated.

In order to identify the difference between new method, SSMRP method and original response factor method, the failure probabilities were compared estimated by these three methods. A similar method of SSMRP was used instead of the original SSMRP for saving time and labor. The viewpoints for selecting the methods to estimate failure probabilities of buildings and components were also proposed.

* Sato Kogyo Co., Ltd.

Keywords: Aseismic Design, Seismic PSA, Design Response Analysis, Response Factor Method, Realistic Response, Component Capacity, Failure Probability Estimation, Reactor Building, Relay

目 次

1. 緒 論	1
2. 建屋・機器の損傷確率評価法	3
2. 1 建屋・機器の損傷確率評価の概念	3
2. 2 Kennedy等の応答係数法の概要	4
2. 3 SSMRP法の概要	6
2. 4 原研の応答係数法の改良内容	7
3. 我が国の耐震設計法に基づく応答係数の定量評価法	8
3. 1 我が国の耐震設計法に基づく応答係数の定量評価の概念	8
3. 2 我が国の耐震設計法の概要	9
3. 3 対象機器の分類方法	12
3. 4 応答係数のサブ応答係数への分離	16
3. 5 対象機器の分類方法に基づく応答係数評価のためのサブ応答係数の組み合わせ	17
4. サブ応答係数と応答係数の定量評価	18
4. 1 地震動・地盤・建屋・機器に係わるサブ応答係数の定量評価	18
4. 1. 1 評価の条件	18
4. 1. 2 設計用基準地震動の作成に係わるサブ応答係数 F_1	18
4. 1. 3 地盤の伝播解析に係わるサブ応答係数 F_2	21
4. 1. 4 建屋の応答解析に係わるサブ応答係数 F_3	22
4. 1. 5 機器の応答解析に係わるサブ応答係数 F_4	25
4. 2 建屋・機器の応答係数の定量評価	26
4. 2. 1 建屋の応答係数	26
4. 2. 2 サブグループ A_1 に属する機器の応答係数	26
4. 2. 3 サブグループ A_2 に属する機器の応答係数	27
4. 2. 4 サブグループ A_3 に属する機器の応答係数	28
4. 2. 5 サブグループ B_1 に属する機器の応答係数	29
4. 2. 6 サブグループ B_2 に属する機器の応答係数	29
4. 2. 7 グループ C に属する機器の応答係数	29
4. 3 応答係数及びサブ応答係数の評価結果一覧	30
5. 設計用基準地震動作成に係わるサブ応答係数 F_1 の非線形性が システム機能喪失発生頻度へ及ぼす影響評価	31
5. 1 評価の考え方及び手順	31
5. 2 システム解析条件	33

5.3 サブ応答係数 F_1 の計算条件と計算結果	35
5.4 システム機能喪失発生頻度の評価結果	36
6. 原子炉建屋の損傷確率評価	38
6.1 建屋の損傷評価上の事故シナリオと応答係数法に基づく 建屋の損傷確率評価法の改良内容	38
6.1.1 建屋の損傷評価上の事故シナリオ	38
6.1.2 応答係数法に基づく建屋の損傷確率評価法の改良内容	38
6.2 対象原子炉建屋と損傷確率評価手順	40
6.2.1 対象原子炉建屋	40
6.2.2 損傷確率評価手順	41
6.3 現実的応答評価	42
6.3.1 設計応答解析	42
6.3.2 応答係数及び補正係数 a_1 及び b_1 の評価	45
6.4 耐力評価	48
6.5 損傷確率評価	50
7. 継電器の損傷確率評価	51
7.1 継電器の概要及び損傷確率評価法の提案	51
7.2 損傷確率の評価条件	53
7.3 耐力評価	53
7.4 現実的応答評価	55
7.5 損傷確率評価	56
8. 考 察	57
8.1 応答係数の定量評価結果の検討	57
8.1.1 我が国の耐震設計法に基づく応答係数の定量評価法の検討	57
8.1.2 耐震設計での安全裕度の検討	58
8.1.3 合理的な耐震設計の検討	59
8.1.4 地震動を表すパラメータの検討	59
8.2 原子炉建屋の損傷確率評価結果の検討	60
8.2.1 SSMRP 法と改良手法による損傷確率評価結果の比較	60
8.2.2 既存の応答係数法と改良手法による損傷確率評価結果の比較	63
8.3 継電器の損傷確率評価結果の検討	65
8.4 建屋・機器の損傷確率評価法の選択に関する考え方	67
9. 結 論	68
謝 辞	70
参考文献	71

Contents

1. Introduction	1
2. Methodology to Estimate Functional Failure Probabilities of Buildings and Components	3
2. 1 Concept of Failure Probabilities Estimation of Buildings and Components	3
2. 2 Outlines of Response Factor Method Proposed by Kennedy et al.	4
2. 3 Outlines of SSMRP Method	6
2. 4 Contents of Response Factor Method Improved by JAERI	7
3. Methodology to Quantify Response Factors based on Seismic Design Analysis in Japan	8
3. 1 Concept to Quantify Response Factors based on Seismic Design Analysis in Japan	8
3. 2 Outlines of Seismic Design Analysis in Japan	9
3. 3 Classification Way of Components to Estimate Response Factors	12
3. 4 Decomposition of Response Factors into Subfactors	16
3. 5 Combination of Subfactors to Estimate Response Factors based on Classification Way of Components	17
4. Quantification of Subfactors and Response Factors	18
4. 1 Quantification of Subfactors	18
4. 1. 1 Estimation Conditions	18
4. 1. 2 Subfactor F_1 for Generation of Earthquake Motion	18
4. 1. 3 Subfactor F_2 for Soil Propagation of Earthquake Motion	21
4. 1. 4 Subfactor F_3 for Building Response Analysis	22
4. 1. 5 Subfactor F_4 for Component Response Analysis	25
4. 2 Quantification of Response Factors	26
4. 2. 1 Response Factor of Buildings	26
4. 2. 2 Response Factor of Components of Subgroup A ₁	26
4. 2. 3 Response Factor of Components of Subgroup A ₂	27
4. 2. 4 Response Factor of Components of Subgroup A ₃	28
4. 2. 5 Response Factor of Components of Subgroup B ₁	29
4. 2. 6 Response Factor of Components of Subgroup B ₂	29
4. 2. 7 Response Factor of Components of Subgroup C	29
4. 3 Estimation Results of Response Factors and Subfactors	30

5.	Effect of Nonlinearity in Subfactor F_1 on System Unavailability	31
5.1	Concept and Procedure for Estimation	31
5.2	Conditions of System Analysis	33
5.3	Calculation Conditions for Estimation of Subfactor F_1 and Calculation Results	35
5.4	Estimation Results of Functional Failure Frequency of Safety System	36
6.	Functional Failure Probability Estimation of Reactor Buildings	38
6.1	Accident Scenarios for Failure Estimation of Reactor Buildings and Improvement Contents of Response Factor Method by Kennedy et al. to Estimate Failure Probability of Reactor Buildings	38
6.1.1	Accident Scenarios for Failure Estimation of Reactor Buildings	38
6.1.2	Improvement Contents of Response Factor Method by Kennedy et al. to Estimate Failure Probability of Reactor Buildings	38
6.2	Reactor Building for Estimation and Procedure of Failure Probability Estimation	40
6.2.1	Reactor Building for Estimation	40
6.2.2	Procedure of Failure Probability Estimation	41
6.3	Realistic Response Estimation	42
6.3.1	Design Reponse Analysis	42
6.3.2	Response Factor, and Correct Factors a_1 and b_1	45
6.4	Capacity Estimation	48
6.5	Failure Probability Estimation	50
7.	Functional Failure Probability Estimation of Relays	51
7.1	Outlines of Relay for Estimation and Methodology Proposed by JAERI to Estimate Failure Probability of Relays	51
7.2	Estimation Conditions	53
7.3	Capacity Estimation	53
7.4	Realistic Response Estimation	55
7.5	Failure Probability Estimation	56
8.	Discussion	57
8.1	Examination for Quantitative Estimation Results of Response Factors	57
8.1.1	Examination of Methodology to Quantify Response Factors based on Seismic Design Analysis in Japan	57
8.1.2	Examination of Safety Margins on Seismic Design Analysis	58
8.1.3	Examination of Reasonable Seismic Design Analysis	59
8.1.4	Examination of Parameters Representing Earthquake Motion	59

8.2 Examination for Estimation Results of Failure Probability of Reactor Buildings	60
8.2.1 Comparison of Estimation Results of Failure Probability based on SSMRP Method and Improvement Method of Response Factor Method	60
8.2.2 Comparison of Estimation Results of Failure Probability based on Response Factor Methods Proposed by Kennedy et al. and Improved by JAERI	63
8.3 Examination for Estimation Results of Failure Probability of Relays	65
8.4 Concept to Select Failure Probability Estimate Methods	67
9. Conclusion	68
Acknowledgments	70
References	71

1. 緒論

原研では、原子力発電所の確率論的安全評価（PSA:Probabilistic Safety Assessment）手法の開発の一環として、昭和60年度から、外的事象のうち我が国で特に重要と考えられる地震によるリスクを評価する手法の確立を図ってきた。図1.1は、原研で開発した評価手法体系[1]であり、次の5つのタスクから構成されている。

- (1) 対象サイトでの地震動の発生頻度評価（地震ハザード評価）
- (2) 建屋・機器の現実的応答評価
- (3) 建屋・機器の損傷確率評価
- (4) システム機能喪失と事故シーケンスの発生確率評価
- (5) 事故シーケンスと炉心損傷の発生頻度評価

本報は、これらのうち(2)の建屋・機器の現実的応答評価に関するものである。

地震動に対する建屋・機器の損傷確率評価法としては、Freudenthalが1950年代に、それらの応答と耐力のばらつきを考慮した確率論的手法を提案した[2]。また、Ang等は1970年代に、応答と耐力のばらつきをもたらす不確定要因を客観的不明量と主観的不明量に分け、Freudenthalの手法を拡張した手法を提案した[3]。

その他の損傷確率評価法としては、1980年代に地震PSA評価手法開発の一環として提案された2つの手法がある。1つは、米国Lawrence Livermore国立研究所が開発したSSMRP (Seismic Safety Margins Research Program) 法[4]である。この手法は、詳細法とも呼ばれ、損傷確率を精度良く評価できるものの、多くの時間と費用を要するので、現在使用されていない。2つ目は、Kennedy等によるZion法[5]である。この手法は、簡易法や応答係数法とも呼ばれ、SSMRP法に比べ精度は落ちるものの、簡便な上に低廉で計算時間が少ないため、多く採用されている。Zion法での建屋・機器の現実的応答評価は、それらの設計応答とその保守性を係数の形で表した“応答係数”を用い行われる。

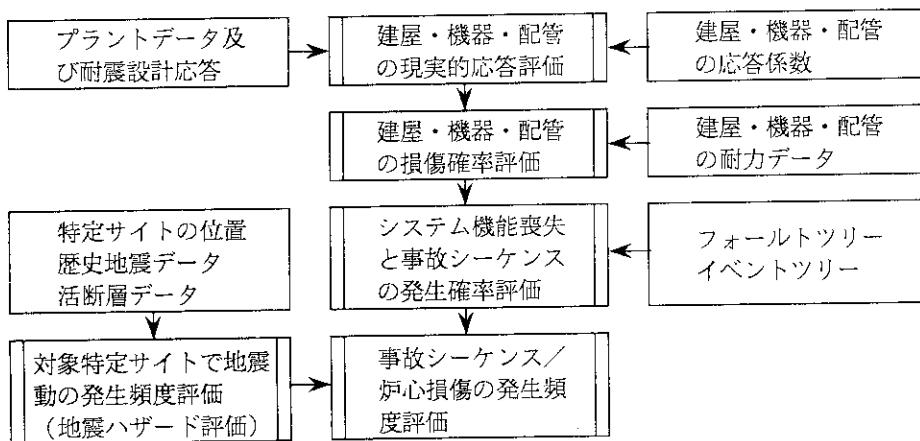


図1.1 原研の地震による炉心損傷発生頻度の評価手法体系

原研では、建屋・機器の損傷確率評価のために基本的に応答係数法を採用している。しかしながら、採用に当たっては、我が国の耐震設計法を反映した形で、損傷確率の精度向上を図ることができるように、簡便性を損ねない範囲で、現実的応答評価法を改良する手法を提案した[6]。そして、この提案手法を用い、我が国の耐震設計基準で設計された原子炉建屋や機器の応答係数を定量評価し、現実的応答評価を行った[6]。改良手法の有効性を確認するため、特定の安全系の機能喪失発生頻度への影響についての評価も行った[7]。また、応答係数の定量評価結果を用い、原子炉建屋、継電器及び起動変圧器等の損傷確率も評価した[8~10]。更に、SSMRP法及び既存の応答係数法と改良手法との違いをみるため、SSMRP法については類似の評価手法を考え、各手法毎の原子炉建屋の損傷確率を求め比較を行うと共に、損傷確率評価法の選択に関する考え方を示した。

本報告書では、第2章で、既存の応答係数法とSSMRP法の概要について述べた上で、原研で提案する応答係数法の改良内容の概要についても記述する。第3章では、応答係数法の具体的改良内容を述べ、第4章では建屋・機器の応答係数の定量評価結果について記述する。第5章では、上述の特定の安全系の機能喪失発生頻度への影響評価結果について述べる。第6章では原子炉建屋の損傷確率評価結果を、第7章では継電器の損傷確率評価結果について記述する。第8章では、SSMRP法の類似手法、既存の応答係数法及び改良手法による原子炉建屋の損傷確率の比較等の考察結果と、損傷確率評価法の選択に関する考え方について述べる。第9章では、まとめを行う。

2. 建屋・機器の損傷確率評価法

2.1 建屋・機器の損傷確率評価の概念

建屋・機器の損傷確率評価の概念を図2.1に示す。

建屋・機器の損傷確率を評価する場合には、一般にまず、対象とする建屋・機器を設定した上で、設計仕様やそれに基づく構造を分析し、損傷部位と損傷モードを同定する。次いで、損傷モードに対応する耐力 f_C を評価すると共に、損傷部位での応答 f_R も評価する。この場合の応答は、設計応答のように保守性を含むものではなく、保守性を除いた現実的な応答（以下、現実的応答という）である。そして、 f_C と f_R が互いに独立な確率密度関数 $f_C(x)$ 及び $f_R(x)$ で表されると仮定した上で、損傷確率 P_{CF} は $f_R(x)$ が $f_C(x)$ を上回った時の条件付き累積損傷確率として求められる。ここで、 x は応力等を表すパラメータである。

$$P_{CF} = \int_0^{\infty} f_R(x) \left\{ \int_0^x f_C(x) dx \right\} dx \quad (2.1)$$

地震動の任意の最大加速度 α に対する建屋・機器の損傷確率 $P_{CF}(\alpha)$ は、次式で表される。

$$P_{CF}(\alpha) = \int_0^{\infty} f_R(\alpha x) \left(\int_0^x f_C(x) dx \right) dx \quad (2.2)$$

$P_{CF}(\alpha)$ の評価法としては、現実的応答 $f_R(\alpha, x)$ と耐力 $f_C(x)$ をどのように表現するかによって、前述の1章で述べたように Kennedy 等による応答係数法と SSMRP 法が提案されている。

本報告書は、建屋・機器の現実的応答評価法についてのものである。そのため、以下では、まず、両手法における現実的応答評価法を中心に、Kennedy 等による応答係数法の概要を 2.2 節で、SSMRP 法の概要を 2.3 節で述べる。次いで、原研で提案する応答係数法の改良内容の概要について 2.4 節で述べる。

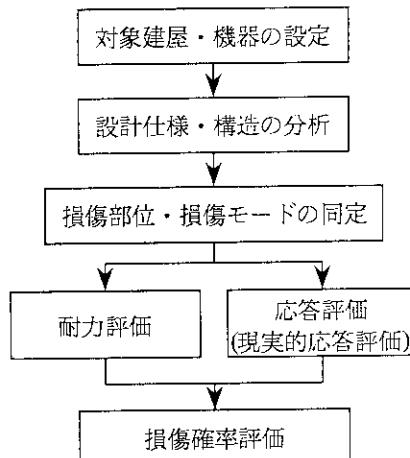


図 2.1 建屋・機器の損傷確率評価の概念

2.2 Kennedy等の応答係数法の概要

Kennedy等による応答係数法の概要を表2.1に示す。

応答係数法での機器の現実的応答 $f_R(\alpha, x)$ の評価では、まず、解放基盤での設計用基準地震動（最大加速度： α^D ）に対する設計応答値 q^D を求める。次いで、 q^D の保守性の度合いを係数の形で表した応答係数 F_R を求める。そして、 q^D を F_R で除した応答 $f_R(\alpha^D, x)$ が、 α と比例関係にあると仮定し、 $f_R(\alpha, x)$ が次式として求められる。

$$f_{R,PGA}(\alpha, X) = \left(1 / (\sqrt{2\pi}\beta_R X) \right) \exp \left[- \left(\ln X - \ln((q^D \alpha) / (F_R \alpha^D)) \right)^2 / (2\beta_R^2) \right] \quad (2.3)$$

ここで、 $f_R(\alpha, x)$ が対数正規分布に従う確率密度関数としているので、 F_R も中央値 \bar{F}_R 、対数標準偏差 β_R の対数正規分布の確率密度関数である。

表2.1 損傷確率評価法の主な特徴

		応答係数法		SSMRP法	
		Kennedy	原研		
応答	対象部位	地表面(PGA)	設置場所(局所)		
	入力地震動	設計用基準地震動1波	4つの地震動領域毎に周波数特性の異なる約数十波の模擬地震動		
	振動モデル	線形振動モデル(保守的)	非線形振動モデル(現実的)		
	解析	線形解析	非線形解析		
	応答の保守性の考慮	応答係数で考慮	入力地震動、振動モデル、解析手法を現実的なものを用いるので考慮せず		
耐力	塑性エネルギー吸収係数の有無	有	無		
損傷確率	精度	低い	中位	高い	
	評価の難易度	簡便	難		
	Fault Treeとの関係	直接入力できない	直接入力できる		

Kennedy等の応答係数法による現実的応答は、地盤地表面で定義され、地表面での最大加速度（PGA: Peak Ground Acceleration）をパラメータとして表される。そのため、対象機器が設置されている場所での損傷確率を求める場合には、地表面から設置されている場所までの応答の増幅率で補正する必要がある。

その理由について述べる。構造物や機器の耐震設計は、各発電所の立地条件の違いを反映し、発電所毎に行われる。そのため、発電所毎に機器の現実的応答及び耐力を求め、損傷確率を評価する必要があるが、多くの時間と費用を要し効率が悪いため、損傷確率をPGAで定義してお

けば、PGAで定義されたデータを対象発電所の地表面から設置場所までの応答の増幅率で補正するだけで済むためである。多くの機器は、耐震設計上どの発電所にも適用され得る一般的なもので、これらの耐力データはどの発電所にも適用が可能である。代表的な機器としては、電気関連機器がある。サイト固有に設計される機器には、圧力容器や格納容器等がある。

応答係数法では、損傷確率評価の簡便性を損なわないという観点から、応答を線形領域で評価し、応答の非線形効果については、耐力 $f_c(x)$ をその分見掛け上割り増しする。

$$f_c(X) = \left(1 / (\sqrt{2\pi}\beta_c X) \right) \exp \left[-(\ln X - \ln M_c)^2 / (2\beta_c^2) \right] \quad (2.4)$$

ここで、 M_c 及び β_c は $f_c(x)$ の中央値及び対数標準偏差を表す。

耐力の見掛け上の割り増しは、図2.2に示すニューマークのエネルギー等価式の考え方 [11] に準拠した塑性エネルギー吸収係数 F_μ を用いて表す。 F_μ は中央値 \bar{F}_μ 、対数標準偏差 β_μ の対数正規分布に従うとし、次式で表される。

$$F_\mu = \sqrt{2\mu - 1} \cdot \varepsilon \quad (2.5)$$

ここで、 μ は限界状態変位に対応する等価な塑性率を表す。 ε はニューマークのエネルギー等価式の考え方に対する補正係数であり、対数正規分布に従う確率変数として表される。

F_μ で割り増しされた見掛け上の耐力 $f_{c\mu}(x)$ は、次式で表される。

$$f_{c\mu}(X) = \left(1 / (\sqrt{2\pi}\beta_{c\mu} X) \right) \exp \left[-(\ln X - \ln M_{c\mu})^2 / (2\beta_{c\mu}^2) \right] \quad (2.6)$$

$$M_{c\mu} = M_c \cdot \bar{F}_\mu \quad (2.7)$$

$$\beta_{c\mu} = \sqrt{\beta_c^2 + \beta_u^2} \quad (2.8)$$

ここで、 $M_{c\mu}$ は $f_{c\mu}(x)$ の中央値、 $\beta_{c\mu}$ は対数標準偏差を表す。

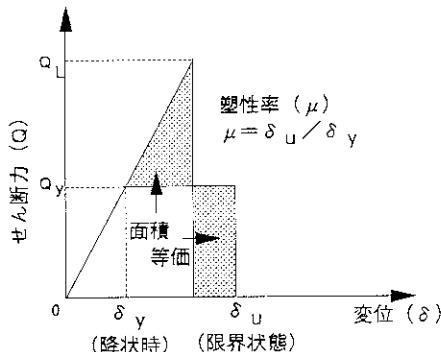


図2.2 ニューマークのエネルギー等価式の概念図

武田等は、ニューマークのエネルギー等価式が、1質点系に対する評価であり、多質点系の非線形領域での損傷集中現象を十分表し得ないとし、損傷集中現象を表現するために、 F_μ を損傷集中係数 F_{DC} で補正する考え方を提案している[12]。

$$F'_\mu = F_\mu \cdot F_{DC} \quad (2.9)$$

$$F_{DC} = \frac{\frac{Q_L}{Q_{NL}}}{\sqrt{2\mu_M - 1} \cdot \bar{\varepsilon}} \quad (2.10)$$

ここで、 F'_μ は多質点系に対する塑性エネルギー吸収係数を、 F_{DC} は多質点系の非線形応答の相関の影響を考慮する補正係数を表す。 Q_{NL} はモデルの各定数に中央値を用い、最も変形の大きな層が、設定した変形に達するような入力に対する非線形応答値、 Q_L は同じモデルと入力による線形応答値を表す。 μ_{NL} は Q_{NL} を求める時の等価塑性率応答、 $\bar{\varepsilon}$ は ε の中央値を表す。

一方、山田等は、 F_{DC} 内の $\bar{\varepsilon}$ が2重に評価されているとし、 F'_μ を再定義している[13]。

$$F'_\mu = \sqrt{2\mu - 1} \cdot \varepsilon_M \quad (2.11)$$

ここで、 ε_M は、山田等によって再定義された多質点系に対する損傷の集中を考慮した塑性エネルギー吸収係数を表し、対数正規分布に従う確率変数である。

応答係数法は、現実的応答値を簡便に求め得るもの、SSMRP法に比べ精度が劣る。また、損傷確率を地表面で定義しているので、システム解析で用いるFault Treeに直接入力できない等の問題を有する。

2.3 SSMRP法の概要

SSMRP法の概要を表2.1中に示す。SSMRP法での現実的応答は、建屋・機器の設置場所での応答（以下局所応答（Local Response）という）として定義され、非線形応答として評価される。この現実的応答 $f_{R,LCA}(\alpha, x)$ は、入力地動レベルを6つの範囲に分け、各レベル毎に約30波の地震動を作成し、これらの地震動と動的振動モデルを用い非線形応答解析で求められる。 $f_{R,LCA}(\alpha, x)$ は次式で表される。

$$f_R(\alpha, X) = \left(1 / (\sqrt{2\pi} \beta_R(\alpha) X) \right) \exp \left[- \left(\ln X - \ln M_R(\alpha) \right)^2 / (2\beta_R(\alpha)^2) \right] \quad (2.12)$$

ここで、 $M_R(\alpha)$ 及び $\beta_R(\alpha)$ は、地震動の任意最大加速度 α の関数としての中央値及び対数標準偏差を表す。これらの値は上述の非線形応答解析結果を統計処理等を行って求められる。

SSMRP法では、応答値を精度良く求めることと、損傷確率を局所応答の関数として求められるので、Fault Treeに直接入力できるという利点があるものの、多くの計算時間と応答評価に専門的判断を要する等の問題を有する。

2.4 原研の応答係数法の改良内容

著者等は、応答係数法の簡便性の利点を損なわない範囲で、同手法を改良する手法を提案する。主な内容は4項目であり、これらの概要を表2.1中に示す。以下、これらについて述べる。

(1) 我が国の耐震設計手順に基づく応答係数の定量評価

我が国の構造物や機器の耐震設計手順は、それらの設置状況等の違いによって異なる。そのため、対象機器を我が国の耐震設計法に基づき分類し、各グループ毎に応答係数を評価することで、応答係数の精度向上を図った。分類方法等の具体的な内容については3章で、定量評価結果については4章で述べる。

(2) 応答係数の関数化

応答係数は、種々の要因に起因する応答の保守性を一定値として表すが、これらの要因を規定するパラメータの関数として応答係数を表現することによって精度向上を図った。対象要因としては、不確実さが大きいと考えられる後述の”設計用基準地震動の作成に係わる要因”を設定し、これをマグニチュードと震央距離のパラメータで関数化した。関数化の方法及び結果については、4.1節で述べる。関数化の特定安全系の機能喪失発生頻度へ及ぼす影響の評価結果については、5章で述べる。

(3) 応答の非線形性の応答係数への考慮

建屋の損傷確率評価において、評価の簡便性を損なわない範囲で、応答の非線形性を直接応答の項で取り扱う手法を提案し、精度の向上を図った。提案内容については、6.1節で述べる。

(4) 現実的応答の局所応答パラメータ表示

現実的応答 $f_R(\alpha, x)$ は、地表面での最大加速度 (PGA) ではなく、構造物や機器が設置されている場所での局所応答加速度 (LCA) の関数として、 $f_{R,LCA}(\alpha, x)$ として表した。

$$f_{R,LCA}(\alpha, X) = \left(1 / (\sqrt{2\pi}\beta_R X) \right) \exp \left[- \left(\ln X - \ln((q^D \alpha) / (F_R \alpha^D)) \right)^2 / (2\beta_R^2) \right] \quad (2.13)$$

応答係数 F_R は、設計用基準地震動（最大加速度 α^D ）に対する機器が設置されている場所での設計応答値 (q^D_{LCA}) と、その場所での現実的応答値 $f_{R,LCA}(\alpha^D, x)$ との比として定義した。

$$F_R = \frac{q^D_{LCA}}{f_{R,LCA}(\alpha^D, x)} \quad (2.14)$$

$f_{R,LCA}(\alpha^D, x)$ がばらつきを有する確率密度関数と仮定されるので、 F_R も確率密度関数である。局所応答の関数として評価された例として、6章では原子炉建屋の損傷確率結果を、7章では継電器の損傷確率結果について述べる。

我が国の耐震設計は、サイト固有の条件を考慮してなされている。そのため、2.2節で述べたように一般性を持たせるためPGAで定義しても効率的ではない。損傷確率を局所応答加速度の関数として表すことの利点は、それをFault Treeに直接入力できることと、局所応答加速度の関数として求めているSSMRP法での機器の耐力値を利用できることである。

3. 我が国の耐震設計法に基づく応答係数の定量評価法

3.1 我が国の耐震設計法に基づく応答係数の定量評価の概念

我が国の耐震設計法に基づく応答係数の定量評価の概念を図3.1に示す。

地震PSAで対象とする機器は、機種として約40種程度に分類される。このような機器1つ1つの応答係数を準備する必要があるが、多くの時間と費用を要するので、できるだけ少ないことが望ましい。そのため、著者等は、我が国の耐震設計手順に基づき、対象とする機器を分類・グループ化し、各グループに属する機器の応答係数が同じと仮定し、応答係数の数を少なくする方法を提案した。その内容を図3.1に従い述べる。

- ① 我が国の耐震設計法の分析を行う。
- ② ①の分析結果に基づき、地震PSAで対象とする機器の分類方法を検討し、設置場所や振動モデルの違いにより、対象機器の分類を行う（対象機器のグループ化）。
- ③ ①の分析結果に基づき、応答係数のサブ応答係数への分離方法を検討し、耐震設計手順を構成するステップの違いにより、応答係数のサブ応答係数への分離を行う。
- ④ ②で分類した対象機器のグループ別に、③で分離したサブ応答係数を組み合わせ、応答係数を作成する。

以下、①の具体的な内容については3.2節で、同様に、②については3.3節で、③については3.4節で、④については3.5節でそれぞれ述べる。

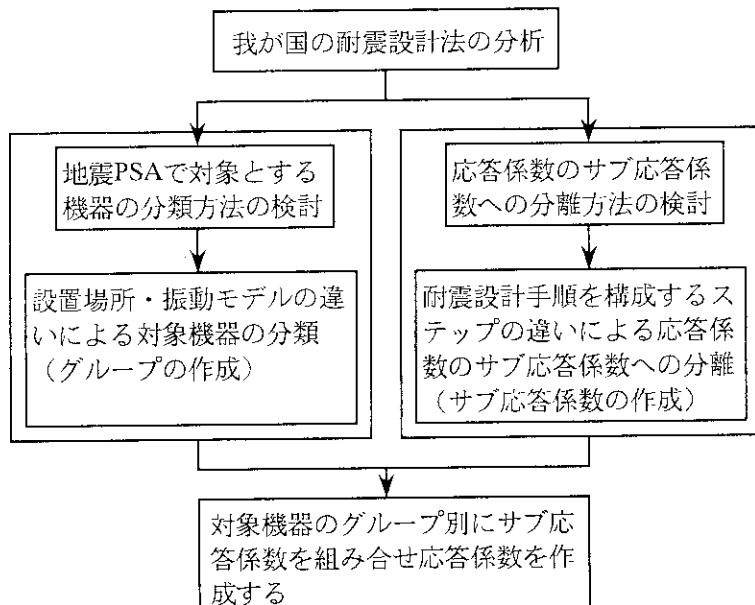


図3.1 我が国の耐震設計法に基づく応答係数の定量評価の概念

3.2 我が国の耐震設計法の概要

我が国の建屋・機器の耐震設計手順は、図3.2に示す4つの段階からなる[14]。これらの概要について述べる。

(1) 設計用基準地震動の作成

設計用基準地震動の作成は、目標速度応答スペクトルの作成と模擬地震波の作成に分けられる。まず、サイト周辺での歴史地震や活断層及び地震地体構造等から、その周辺で将来発生し得るいくつかの設計用地震（設計用最強地震及び設計用限界地震）のマグニチュード（以下Mという）と震央距離（以下△という）を設定する。これらのM及び△に対応する大崎スペクトル[15]を作成し、これらのスペクトルを最大包絡する目標速度応答スペクトルを求める。次いで、このスペクトルや地震動の継続時間等を満足する模擬地震波を正弦波の重ね合わせにより求め、この模擬地震波を設計用基準地震動とする。

(2) 地盤の伝播解析

建屋及び機器の入力地震動の作成は、サイト周辺の地盤条件によって2つのケースに分けられる。1つは、地盤が硬く解放基盤を直接建屋基礎とし得る場合には、設計地震動を直接建屋への入力地震動とする。2番目は、地盤が比較的軟らかく、解放基盤を建屋基礎地盤とし得ない場合には、地表面に原子炉建屋がないとして地盤を成層モデル化し、1次元波動理論によって設計用基準地震動を建屋のない地表面まで立上げ（地盤伝播解析）、その地表面での応答地震動を建屋入力地震動とする。建屋振動モデルの地盤バネは、地盤ー建屋相互作用を考慮した周波数非依存の静的地盤バネとして地盤定数と振動アドミッタンス理論[16]から求められる。

(3) 建屋の応答解析

原子炉建屋の応答解析は、動的応答解析で行われる。この解析では、入力地震動・振動モデル・応答解析法を設定する必要があるが、入力地震動については、上述の(2)で述べた。振動モデルとしては、周波数非依存の静的地盤バネを用いたスウェイ・ロッキングモデル（以下S-Rモデルという）が用いられる。応答解析法としては、比較的精度が良い直接積分法と精度が劣るモーダル解析法が用いられる。

(4) 機器の応答解析

機器の応答解析は、これらの設置場所の違い、建屋との連成の有無、振動モデルの違い、耐震クラス（安全性の重要度を表すもの）の違い及び機器の種類等によって異なる。本報告では、設置場所の違い、建屋との連成の有無及び振動モデルの違いに着目し分類する。併せて、代表的な機器も示す。

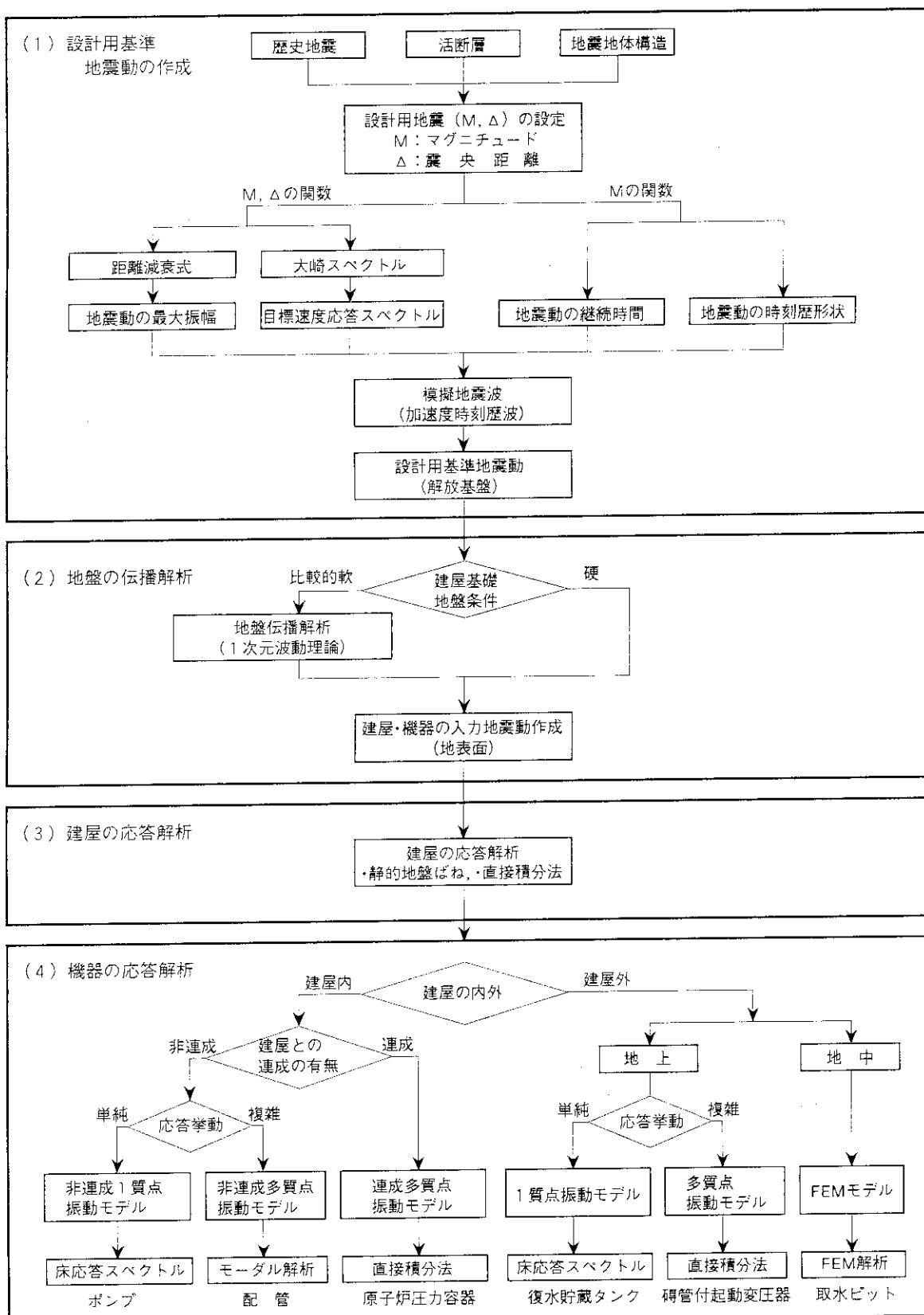


図 3.2 我が国の地盤・建屋・機器の耐震設計手順

① 建屋内に設置され、建屋と非連成で構造の簡単な機器

設計応答解析は、1質点モデルを用い行われ、応答は床応答スペクトルから求められる。

例：単純なポンプ等

② 建屋内に設置され、建屋と非連成で構造の複雑な機器

設計応答解析は、多質点モデルを用いモーダル解析法で計算される。解析に用いる床応答スペクトルは、安全を考慮し周期を±10%拡幅したものである。

例：配管等

③ 建屋内に設置され、建屋と連成で構造の複雑な機器

設計応答解析は、多質点モデルを用い直接積分法で計算される。

例：原子炉圧力容器等

④ 建屋外に設置され、構造の簡単な機器

設計応答解析は、1質点モデルを用い床応答スペクトルから求められる。

例：復水貯蔵タンク等

⑤ 建屋外に設置され、構造の複雑な機器

設計応答解析は、多質点モデルを用い直接積分法で計算される。

例：碍管付き起動変圧器等

⑥ 地中の構造物

設計応答解析は、FEMモデルを用いFEM解析で計算される。

例：取水ピット等

3.3 対象機器の分類方法

著者等は、まず、機器の応答解析用振動モデルが、図3.2に示すように、設置場所の違いや建屋との連成の有無によって違っていることに着目した。そして、機器が図3.3に示す原子炉建屋やタービン建屋の内か外か、地上か地下か、振動モデルとしてこれら建屋と連成されているかどうか、質点モデルかFEMモデルかの違いを考慮して、地震PSAで対象とする機器を分類した。

対象機器の分類結果と代表的な機器の例を表3.1に示す。

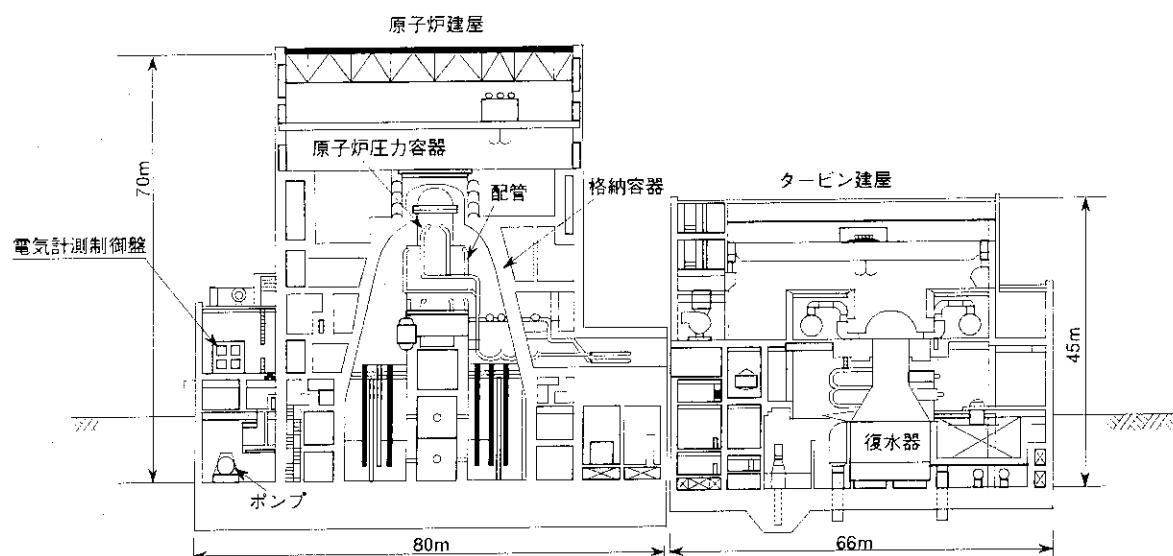


図3.3 原子炉建屋及びタービン建屋の構造 [17]

表3.1 設置場所と振動モデルの違いに基づく機器の分類

設置場所	振動モデル		グループ/ サブグループ	対象例
	建屋との連成	設計応答解析でのモデル		
●建屋内	非連成	— 1質点モデル — 多質点モデル	A ₁ A ₂	ポンプ 配管系
	連成	— 多質点モデル	A ₃	圧力容器
●建屋外		— 1質点モデル — 多質点モデル	B ₁ B ₂	復水貯蔵タンク 碍管付起動変圧器
		— FEMモデル	C	取水ビット
●地下				

表3.1から、対象機器は、設置場所の違いによって3つのグループに分けられる。建屋内のはグループA、外のものはグループB、地下のものはグループCとする。これらの具体的な内容について述べる。

(1) グループAに属する機器

グループAに属する機器は、建屋との連成の有無により連成と非連成とに分けられ、非連成のものは更に1質点モデルと多質点モデルに分けられる。対象機器の多くは、建屋内に設置されているので、グループAに属する。

サブグループA₁には、建屋と非連成で1質点モデルで表される機器が属し、代表的な機器としては低圧炉心スプレイ系ポンプや継電器で構成された電気計測制御盤がある。これらの構造を図3.4及び図3.5に示す。

サブグループA₂には、建屋と非連成で多質点モデルで表される機器が属し、代表的な機器としては再循環系の配管がある。この構造を図3.6に示す。

サブグループA₃には、建屋と連成の多質点モデルで表される機器が属し、代表的な機器としては圧力容器、制御棒駆動機構、燃料集合体がある。これらの構造を図3.7から図3.9に示す。

(2) グループBに属する機器

グループBに属する機器は、応答解析に用いる振動モデルが1質点モデルか多質点モデルかによって2つのサブグループに分けられる。

サブグループB₁には、1質点モデルで表される機器が属し、代表的な機器としては復水貯蔵タンクがある。この構造を図3.10に示す。サブグループB₂には、多質点モデルで表される機器が属し、代表的な機器としては碍管付起動変圧器がある。この構造を図3.11に示す。

(3) グループCに属する機器

サブグループCには、FEMモデルで表される機器が属し、代表的な機器としては海水管ダクトや取水ピットがある。これらの構造を図3.12及び図3.13に示す。

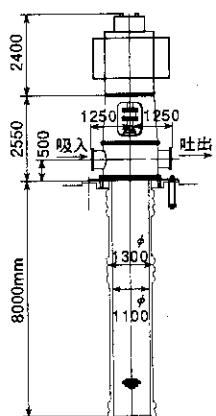


図3.4 低圧炉心スプレイ系ポンプの構造

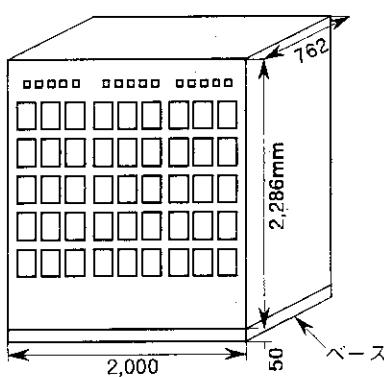


図3.5 継電器で構成された電気計測制御盤の構造 [18]

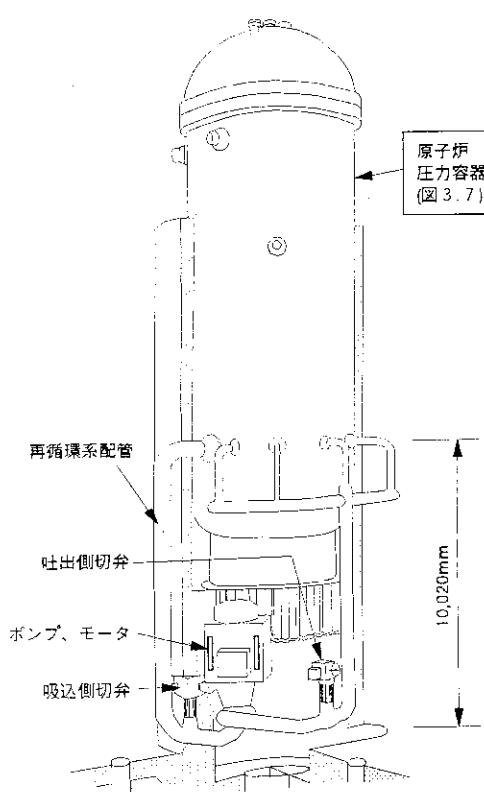


図3.6 再循環系配管の構造 [17]

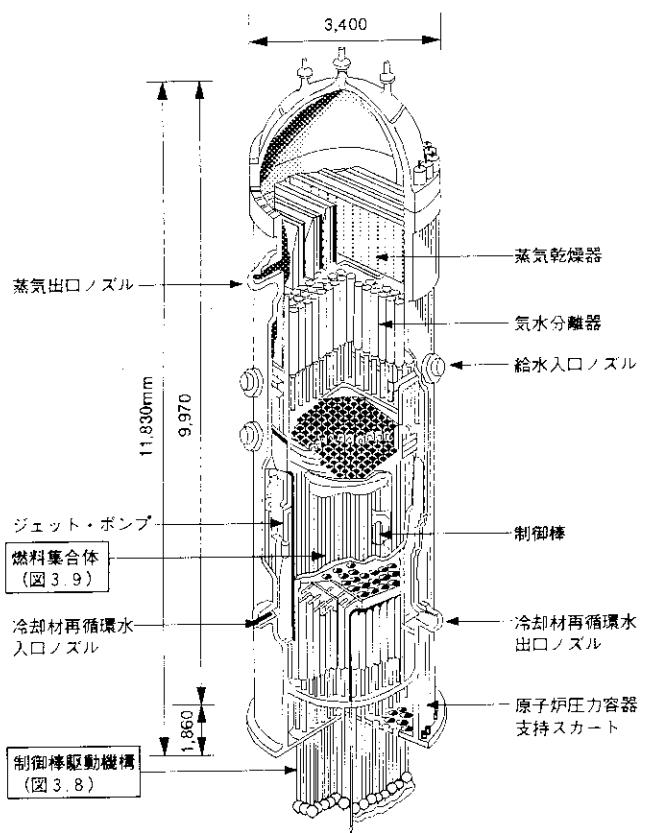


図3.7 原子炉圧力容器及び内部の構造 [17]

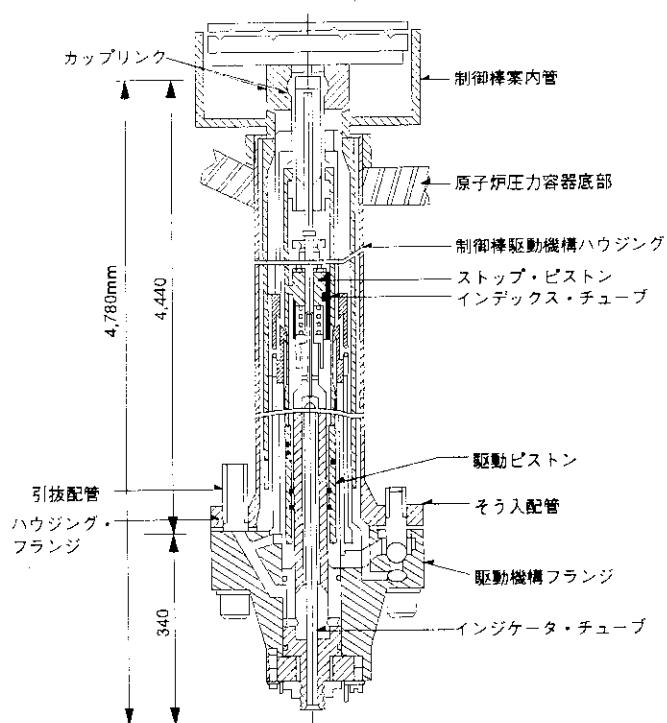


図3.8 制御棒駆動機構の構造 [17]

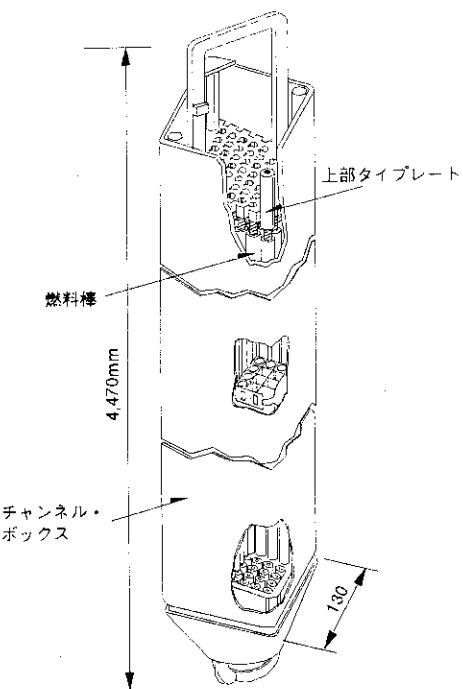


図3.9 燃料集合体の構造 [17]

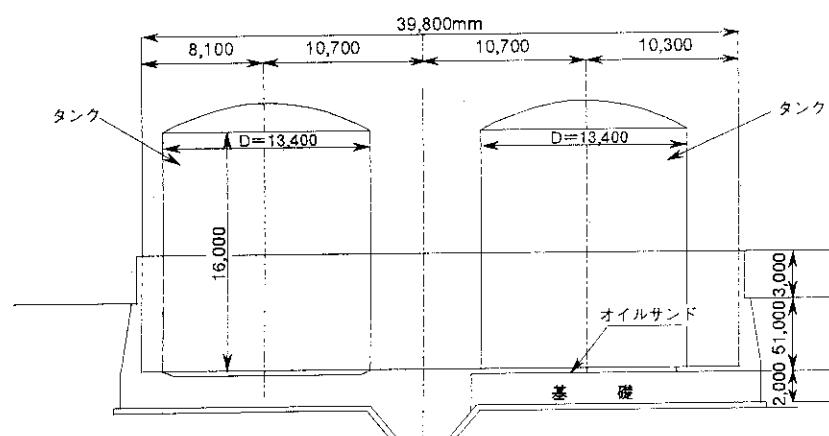


図3.10 復水貯蔵タンクの構造 [19]

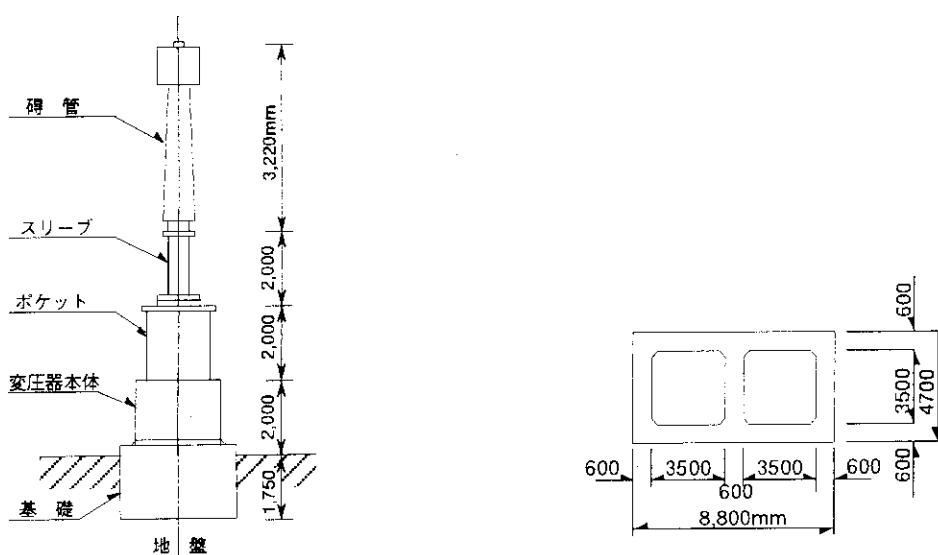


図3.11 碾管付起動変圧器の構造 [20]

図3.12 海水管ダクトの構造 [21]

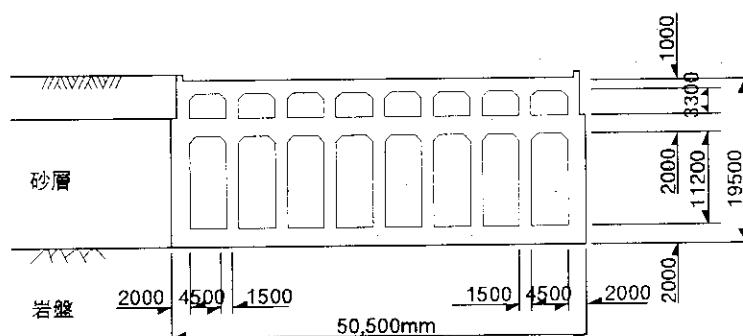


図3.13 取水ピットの構造 [21]

3.4 応答係数のサブ応答係数への分離

我が国の耐震設計手順は、3.2節で述べたように、(1) 設計用基準地震動の作成、(2) 地盤の伝播解析、(3) 建屋の応答解析、(4) 機器の応答解析の4段階に大別される。

応答係数 F_R は、各段階毎の保守性を係数の形で表したサブ応答係数 F_j が互いに独立で対数正規分布に従うとし、次式で表し得ると仮定した。 j は上述の4段階を表す。図3.14に耐震設計手順とサブ応答係数の関係を示す。

$$F_R = \prod_{j=1}^4 (F_j \cdot \epsilon_j) \quad (3.1)$$

ここで、 ϵ_j は中央値1、対数標準偏差 β_j の対数正規分布を表す。(3.1)式は次式となる。

$$F_R = F_1 \cdot F_2 \cdot F_3 \cdot F_4 \quad (3.2)$$

ここで、
 F_1 ：解放基盤での設計用基準地震動の作成に係わるサブ応答係数

F_2 ：地盤の伝播解析に係わるサブ応答係数

F_3 ：建屋の応答解析に係わるサブ応答係数

F_4 ：機器の応答解析に係わるサブ応答係数

F_R の中央値 \bar{F}_R と対数標準偏差 β_R は、次式となる。

$$\bar{F}_R = \prod_{j=1}^4 \bar{F}_j \quad (3.3)$$

$$\beta_R = \sqrt{\sum_{j=1}^4 \beta_j^2} \quad (3.4)$$

ここで、 \bar{F}_j はサブ応答係数 F_j の中央値、 β_j は F_j の対数標準偏差を表す。

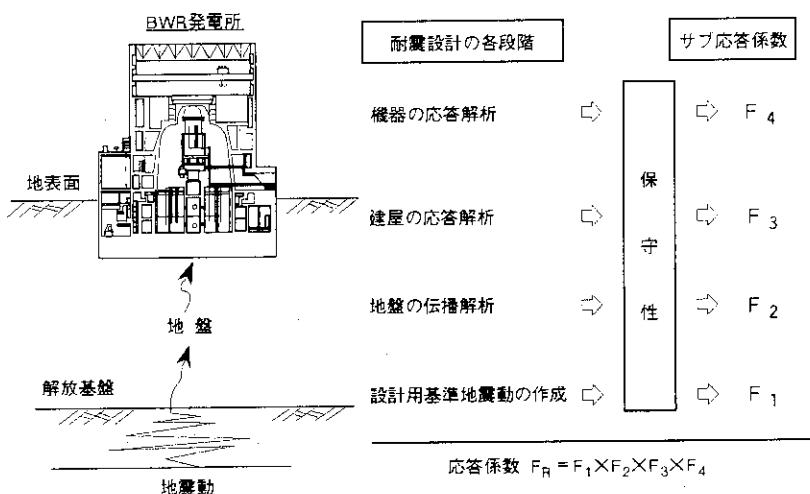


図3.14 耐震設計手順とサブ応答係数の関係

3.5 対象機器の分類方法に基づく応答係数評価のためのサブ応答係数の組み合わせ

3.3節の各グループに属する機器の応答係数は、各サブ応答係数を組合せて求められる。

(1) サブグループA₁の機器

サブグループA₁に属する機器は、建屋と非連成の1質点振動モデルを用い設計される。これらの機器の設計応答値は、建屋床での設計応答スペクトルの現実的な減衰定数及び1次固有周期での値として評価できる。現実的な減衰定数及び1次固有周期を用いるので、機器の応答解析に係わるサブ応答係数F₄を考慮する必要がない。A₁の機器の応答係数F_{R,A1}は、F₁からF₃までのサブ応答係数の組み合わせとして、次式で表される。

$$F_{R,A1} = F_1 \cdot F_2 \cdot F_3 \quad (3.5)$$

(2) サブグループA₂に属する機器

サブグループA₂に属する機器は、建屋と非連成の多質点振動モデルを用い設計される。A₂の機器の応答係数F_{R,A2}は、F₁からF₄までのサブ応答係数の組み合わせとして次式で表される。

$$F_{R,A2} = F_1 \cdot F_2 \cdot F_3 \cdot F_4 \quad (3.6)$$

ここで、F₄は上述の多質点振動モデルを用いて行う設計応答解析内の保守性として評価される。

(3) サブグループA₃に属する機器

サブグループA₃に属する機器は、建屋と連成の多質点振動モデルを用い設計される。A₃の機器の応答係数F_{R,A3}は、F₁からF₄までのサブ応答係数を用い、次式で表される。

$$F_{R,A3} = F_1 \cdot F_2 \cdot F_3 \cdot F_4 \quad (3.7)$$

ここで、F₄は上述の多質点振動モデルを用いて行う設計応答解析内の保守性として評価される。

(4) サブグループB₁に属する機器

サブグループB₁に属する機器は、建屋外の地表面に設置された単純な構造のため、1質点振動モデルを用い設計される。B₁の機器の設計応答値は、地表面での設計応答スペクトルでの現実的な減衰定数及び1次固有周期の値として評価できる。現実的な減衰定数及び1次固有周期を用いるので、F₄を考慮する必要がない。B₁の機器の応答係数F_{R,B1}は、次式で表される。

$$F_{R,B1} = F_1 \cdot F_2 \quad (3.8)$$

(5) サブグループB₂に属する機器

サブグループB₂に属する機器は、建屋外の地表面に設置された複雑な構造のため、多質点振動モデルを用い設計される。B₂の機器の応答係数F_{R,B2}は、次式で表される。

$$F_{R,B2} = F_1 \cdot F_2 \cdot F_4 \quad (3.9)$$

ここで、F₄は上述の多質点振動モデルを用いて行う設計応答解析内の保守性として評価される。

(6) グループCに属する機器

グループCに属する機器は、地下に設置されているので、機器と地盤を一体とするFEMモデルを用い設計される。機器と地盤の応答は、一緒に計算されるのでF₂とF₄と一緒にしたサブ応答係数F_{2/4}が作られる。グループCの機器の応答係数F_{R,C}は、次式で表される。

$$F_{R,C} = F_1 \cdot F_{2/4} \quad (3.10)$$

4 サブ応答係数と応答係数の定量評価

4.1 地震動・地盤・建屋・機器に係わるサブ応答係数の定量評価

4.1.1 評価の条件

評価の条件を以下に示す。

①対象とする地盤・建屋・機器

対象とするサイトは、原研東海サイトとし、この敷地内に沸騰水型（以下BWRという）の改良標準型110万マークII（Type-5）原子炉建屋が立地しているとする。

建屋内の機器の配置は、設置許可申請書[22]等の公開情報を用いた。

②対象とする耐震設計手順

対象とする耐震設計手順は、3.2節での我が国の耐震設計手順とする。

4.1.2 設計用基準地震動の作成に係わるサブ応答係数 F_1

(1) 設計用基準地震動作成内の保守要因

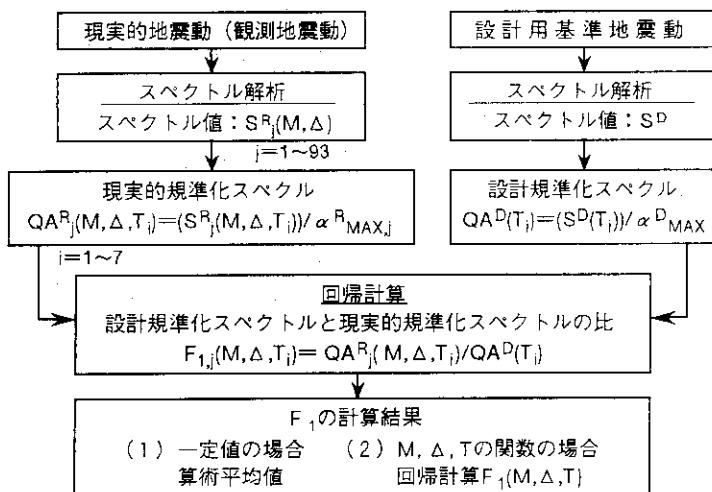
設計用基準地震動の作成方法については3.2節で記述した。この手法に内在する主な保守要因としては、目標速度応答スペクトルの作成時に、設計用地震を用い作成した大崎スペクトルを最大包絡することに起因するものが考えられる。この保守性をサブ応答係数 F_1 として評価する。

(2) サブ応答係数 F_1 の評価

サブ応答係数 F_1 の評価手順を図4.1に示す。 F_1 の評価は、一定値とする場合と、(4.1)式のようにマグニチュード(M)・震央距離(Δ)・周期(T)の関数とする場合の2通りの手法で行われる。

$$F_1 = f(M, \Delta, T) \quad (4.1)$$

関数化の理由について述べる。構造物・機器の損傷確率評価では、最大加速度で代表される地震動強度の地震動パラメータだけでは不十分で、他の周波数特性や継続時間等のパラメータ情報も必要となるが、これらを損傷確率評価に取込むことは難しい。しかしながら、従来の地震危険度の考え方を拡張した「ハザード適合マグニチュード \bar{M} 」や「ハザード適合震央距離 $\bar{\Delta}$ 」を用い、地震動パラメータを推定する亀田の方法[23]を応用すると、上述の地震動パラメータを評価できるためである。そのため、 F_1 を M 、 Δ 、 T で関数化しておくことで、地震危険度評価で得られる \bar{M} と $\bar{\Delta}$ から F_1 を求め得る。この方法については、5.1節で記述する。

図4.1 サブ応答係数 F_1 の評価手順

F_1 は、設計用基準地震動の加速度応答スペクトルと多くの観測地震動の加速度応答スペクトルの各周期における両者の隔たりとして評価する。

具体的には、まず、対象サイトの設計用基準地震動 S_1 の加速度応答スペクトル ($S^D(T)$) を S_1 の最大加速度 (α_{Max}^D) で除した規準化加速度スペクトル ($S^D(T) / \alpha_{Max}^D$) を求める。対象とする周期帯 (t_1 (0.04) ~ t_2 (0.4秒)) を i 個に分け、周期帯ごとに規準化加速度スペクトルの平均値 $QA^D(T_i)$ を次式から求める。 T_i は各周期帯の中間値を表す。

$$QA^D(T_i) = \frac{\int_{t_1}^{t_2} \frac{S^D(T)}{\alpha_{Max}^D} dT}{t_2 - t_1} \quad (4.2)$$

同様に、複数の実地震動の加速度応答スペクトルを現実的スペクトルと仮定し、これらの加速度応答スペクトル ($S^R_j(M, \Delta, T_i)$) を用い、周期帯毎に規準化加速度応答スペクトル ($S^R_j(M, \Delta, T_i) / \alpha_{Max,j}^R$) を求めた上で、これの平均値 $QA^R_j(M, \Delta, T_i)$ を次式から求める。
 $\alpha_{Max,j}^R$ は、実地震動 j の最大加速度を表す。

$$QA^R_j(M, \Delta, T_i) = \frac{\int_{t_1}^{t_2} \frac{S^R_j(M, \Delta, T)}{\alpha_{Max,j}^R} dT}{t_2 - t_1} \quad (4.3)$$

(4.2) 式の $QA^D(T_i)$ と (4.3) 式の $QA^R_j(M, \Delta, T_i)$ の比 $F_{1,j}(M, \Delta, T_i)$ を求める。

$$F_{1,j}(M, \Delta, T_i) = \frac{QA^D(T_i)}{QA^R_j(M, \Delta, T_i)} \quad (4.4)$$

$F_{1,j}(M, \Delta, T_i)$ が対数正規分布に従うとし、中央値 \bar{F}_1 と対数標準偏差 β_1 を求める。

実地震動は、せん断波速度 (V_s) 700m/s以上の解放基盤でのものとするが、この条件を満たす実地震動が少ないので、約700m/s以下のもので表層地盤条件が分っているものについては、1次元波動理論により700m/s以上の硬質岩盤に引き戻して変換するものとした。

設計用基準地震動は原研での S_1 を用い、現実的地震動としては、日本周辺で得られた運輸省港湾技術研究所の実測地震動データ [24] とメキシコ地震での実測地震動の合計93波の加速度応答スペクトルを用いた。図4.2に93観測地震波のマグニチュード (M) と震央距離 (Δ) のヒストグラムを示す。図4.3にこれらのうち M 6.5~7.4、 Δ 29~40kmの範囲の24波の規準化加速度スペクトルと設計用基準地震動の規準化加速度応答スペクトルを示す。

\bar{F}_1 が一定値の場合は1.22で、関数で表した場合は、次式となった。 β_1 は0.13となった。

$$\bar{F}_1 = -0.12 M - 0.0004 \Delta + 1.3 T + 1.9 \quad (4.5)$$

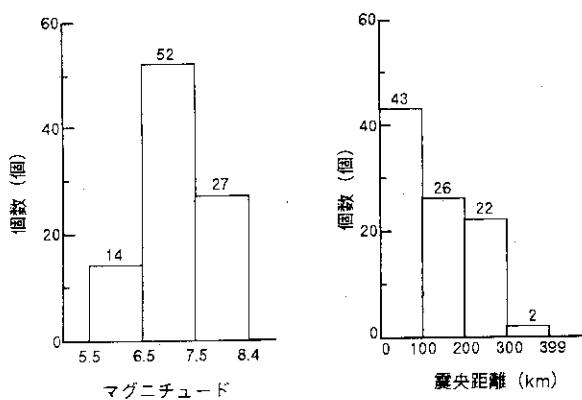


図4.2 観測地震動のマグニチュード
及び震央距離のヒストグラム

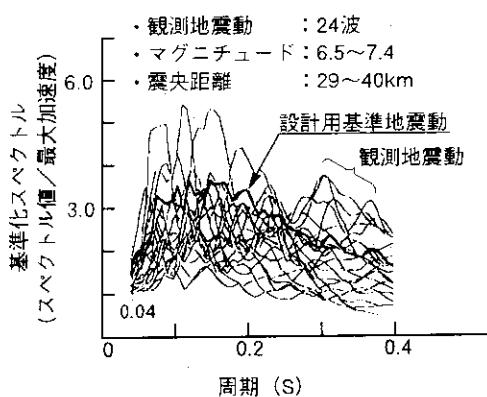


図4.3 設計用基準地震動及び観測地震動の
規準化スペクトルの例

4.1.3 地盤の伝播解析に係わるサブ応答係数 F_2

(1) 地盤伝播解析内の保守要因

3.2節で記述した地盤伝播解析の方法に内在する保守要因としては、次の項目が考えられる。

- ① 成層地盤モデルと実地盤状態での地盤増幅の違いがある。これを成層地盤モデルに係わる係数 F_{21} とする。
- ② 地盤ー建屋相互作用の地盤ばねは振動数に依存するが、設計では依存しない静的ばねを用いている。地盤ばねの取扱いを、地盤ー建屋相互作用に係わる係数 F_{22} とする。
- ③ 建屋入力地震動は、設計では建屋がない地表面でのものとしているが、建屋基礎下端では地震動の地下逸散がある。地下逸散の考慮の有無を有効入力に係わる係数 F_{23} とする。

(2) サブ応答係数 F_2 の評価

地盤の伝播解析に係わるサブ応答係数 F_2 は、 F_{21} 、 F_{22} 、 F_{23} からなり、次式で表される。

$$F_2 = F_{21} \cdot F_{22} \cdot F_{23} \quad (4.6)$$

① 成層地盤モデルに係わる係数 (F_{21})

F_{21} については、比較的硬い地盤で得られた観測地震波の基盤と地表面間での最大加速度の増幅率と、これらの波を用い1次元波動理論で立ち上げた場合の増幅率との比が、対数正規分布に従うと仮定し、 F_{21} の中央値 \bar{F}_{21} と対数標準偏差 β_{21} を求めた。用いた観測地震動は、種々のサイトでの15波である [25, 26]。

評価の結果、 \bar{F}_{21} は 1.03、 β_{21} は 0.53 であった。

② 地盤ー建屋相互作用に係わる係数 (F_{22})

F_{22} については、静的ばねによるBWR改良標準型原子炉建屋の応答値と、振動数依存ばねによる建屋応答値との比が、対数正規分布に従うと仮定し、 F_{22} の中央値 \bar{F}_{22} と対数標準偏差 β_{22} を求めた。振動数依存ばねは、多治見の振動数アドミッタンス理論 [16] から求めた。図 4.4 に F_{22} のヒストグラムを示す。 \bar{F}_{22} は 1.59、 β_{22} は 0.21 であった。

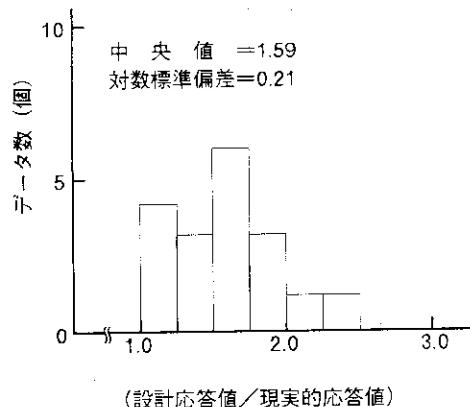


図 4.4 地盤ー建屋相互作用に係わる係数 (F_{22}) のヒストグラム

③ 有効入力に係わる係数 (F_{23})

F_{23} については、地下逸散がない観測地震動の地表面での最大加速度と、地下逸散がある建屋基礎上端での最大加速度との比が、対数正規分布に従うと仮定し、 F_{23} の中央値 \bar{F}_{23} と対数標準偏差 β_{23} を求めた。埋込みの影響については、観測地震波に含まれていると考え考慮していない。用いた観測地震動は、BWR プラントでのもの [27] と PWR プラントでのもの [28] 合わせて 35 波である。評価の結果、 \bar{F}_{23} は 1.02、 β_{23} は 0.43 であった。

4.1.4 建屋の応答解析に係わるサブ応答係数 F_3

(1) 建屋の応答解析内の保守要因

3.2節項で記述した建屋応答解析の方法に内在する保守要因としては、次の項目が考えられる。

- ① 部材断面や材料物性値を保守側に設定しているので、設計固有周期と実固有周期に違いがある。これを固有周期に係わる係数 F_{31} とする。
- ② 設計減衰定数と実減衰定数に違いがある。これを建屋の減衰定数に係わる係数 F_{32} とする。

(2) サブ応答係数 F_3 の評価

建屋の応答解析に係わるサブ応答係数 F_3 は、 F_{31} 及び F_{32} とからなり、次式で表される。

$$F_3 = F_{31} \cdot F_{32} \quad (4.7)$$

① 固有周期に係わる係数 (F_{31})

F_{31} の評価方法の概念を図 4.5 に示す。図に示す原子炉建屋の設計固有周期 (T^D) での加速度応答スペクトル値 $S^D(T^D, h^D)$ と、現実的固有周期 (T^R) でのスペクトル値 $S^R(T^R, h^D)$ との比が、対数正規分布に従うと仮定し、 F_{31} の中央値 \bar{F}_{31} と対数標準偏差 β_{31} を求めた。

$$\bar{F}_{31} = \frac{S^D(T^D, h^D)}{S^R(T_M^R, h^D)} \quad (4.8)$$

$$\beta_{31} = \ln \frac{S^R(T_M^R, h^D)}{S^R(T_{84}^R, h^D)} \quad (4.9)$$

ここで、 $S^R(T_M^R, h^D)$ 及び $S^R(T_{84}^R, h^D)$ は、現実的固有周期の中央値 (T_M^R) 及び超過84% 値 (T_{84}^R) での設計減衰定数 h^D が5% の加速度スペクトル値を表す。

(T_M^R) 及び (T_{84}^R) については、直接評価できるデータがなかったので、RS構造の一般高層建築物の設計固有周期と地震応答観測データから得られた固有周期データ [29, 30] を用い評価した。ここで、RS構造の一般高層建築物の固有周期とRC構造の原子炉建屋の固有周期の保守性の度合いは同じと仮定した。評価の結果、 (T_M^R) は0.257秒、 (T_{84}^R) は0.159秒であった。また、 T^D は0.298秒である。

これらの値と (4.8) 及び (4.9) 式から \bar{F}_{31} は0.93、 β_{31} は0.19となった。図 4.6 に F_{31} のヒストグラムを示す。

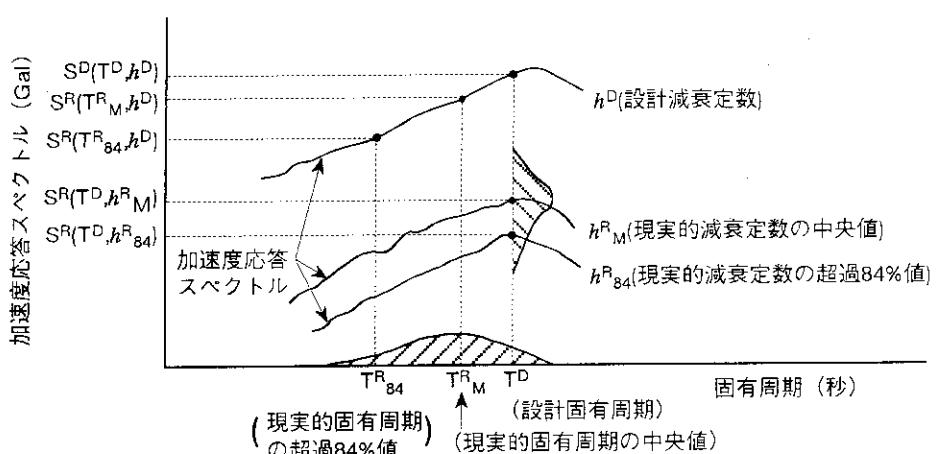


図4.5 サブ応答係数 F_3 を構成する固有周期に係わる係数(F_{31})
と建屋の減衰定数に係わる係数(F_{32})の評価概念図

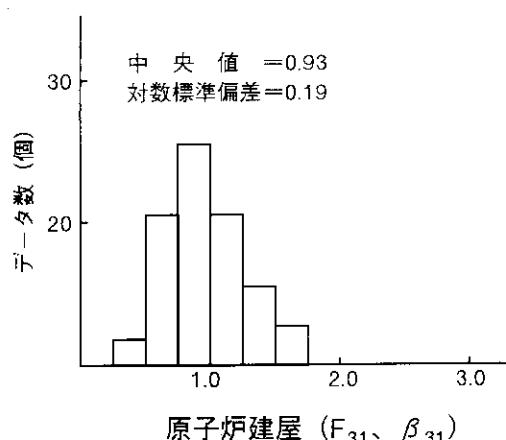


図4.6 固有周期に係わる係数 (F_{31})
のヒストグラム

② 建屋の減衰定数に係わる係数 (F_{32})

原子炉建屋の設計減衰定数 (h^D) での加速度応答スペクトル値 $S^D(T^D, h^D)$ と、現実的減衰定数 (h^R) でのスペクトル値 $S^R(T^D, h^R)$ との比が、対数正規分布に従うと仮定し、 F_{32} の中央値 \bar{F}_{32} と対数標準偏差 β_{32} を求めた。

$$\bar{F}_{32} = \frac{S^D(T^D, h^D)}{S^R(T^D, h_M^R)} \quad (4.10)$$

$$\beta_{32} = \ln \frac{S^R(T^D, h_M^R)}{S^R(T^D, h_{84}^R)} \quad (4.11)$$

ここで、 $S^R(T^D, h_M^R)$ 及び $S^R(T^D, h_{84}^R)$ は、現実的減衰定数の中央値 (h_M^R) 及び 84% 値 (h_{84}^R) でのスペクトル値を表す。

減衰定数 5% (h^D) のスペクトル $S^D(T^D, h^D)$ を減衰定数 (h^R) のスペクトル $S^R(T^D, h^R)$ に変換する (4.12) 式を用いると、 F_{32} は (4.13) 及び (4.14) 式となる。

$$S^R(T^D, h_M^R) = \eta(h_M^R) \cdot S^D(T^D, h^D) \quad (4.12)$$

$$\eta(h_M^R) = \frac{1}{\sqrt{1 + 17(h_M^R - 0.05) \exp \frac{-2.5 \times 10^{0.3M-1.2}}{10^{0.3M-1.2}}}}$$

ここで、 η は減衰定数 5% のスペクトルを任意の減衰定数のスペクトルに変換する場合の係数を表す。M は地震のマグニチュードを表す。

$$\bar{F}_{32} = \frac{1}{\eta(h_M^R)} \quad (4.13)$$

同様に、 β_{32} は次式で表される。

$$\beta_{32} = \ln \frac{\eta(h_M^R)}{\eta(h_{84}^R)} \quad (4.14)$$

(h_M^R) 及び (h_{84}^R) については、これらを直接評価できるデータがなかったので、RS構造の一般高層建築物の設計減衰定数 2% と起振実験で得られた 1 次固有周期での減衰定数データ [31] を用い評価した。ここで、RS構造の一般高層建築物は柔構造物であるので、地盤一建屋相互作用の影響を受けないので起振実験で得られたデータを現実的なものとみなし得ると考えた。評価の結果、(h_M^R) は 3.6%、(h_{84}^R) は 2.25% であった。 (h^D) は 5% である。

これらの値と (4.13) 及び (4.14) 式から、 \bar{F}_{32} は 0.88、 β_{32} は 0.16 となつたが、(4.12) 式の不確実さを考慮して、工学的判断から \bar{F}_{32} を 0.89、 β_{32} を 0.22 と補正した。

なお、(4.12) 式はマグニチュード M の関数であるので、 F_{32} も M の関数とすべきであるが、M 5.5~8.4 の範囲では、 η が 2.3% しか変わらないので、一定値とみなしが M 7.0 として計算した。

4.1.5 機器の応答解析に係わるサブ応答係数 F_4

(1) 機器の耐震設計法内の保守要因

機器の応答解析の方法については、3.2節で記述したが、対象とする機器によって、解析手法が異なる。これらの手法に内在する保守要因としては、次の項目が考えられる。

- ① 複雑な構造の機器を質点のような単純なモデルに置き換えている。これを振動モデルに係わる係数 F_{41} とする。
- ② 設計減衰定数と実減衰定数に違いがある。これを機器の減衰定数に係わる係数 F_{42} とする。
- ③ 設計床応答スペクトルは、周期を $\pm 10\%$ 拡幅されている。これを床応答スペクトルの拡幅に係わる係数 F_{43} とする。

応答解析に用いる手法によって、これらの要因を組み合わせる必要がある。

(2) サブ応答係数 F_4 の評価

サブ応答係数 F_4 が必要とする機器は、3.5節で述べたが、設計応答解析で多質点振動モデルを用いるサブグループ A_2 、 A_3 及び B_2 に属する機器である。

1) サブグループ A_2 に属する機器

サブグループ A_2 に属する機器の設計応答は、多質点振動モデルと設計減衰定数における $\pm 10\%$ に拡幅された加速度応答スペクトルを用いモーダル応答解析で求められる。この解析での保守要因は、上述の①、②及び③であるので、 F_{41} 、 F_{42} 及び F_{43} が対象係数となる。 A_2 の機器のサブ応答係数 F_4 は、次式で表される。

$$F_{4,A_2} = F_{41} \cdot F_{42} \cdot F_{43} \quad (4.15)$$

2) サブグループ A_3 及び B_2 に属する機器

サブグループ A_3 及び B_2 に属する機器の設計応答は、設計減衰定数での多質点振動モデルと直接積分法で求められる。この解析での保守要因は、上述の①及び②であるので、 F_{41} 及び F_{42} が対象係数となる。 A_3 及び B_2 の機器のサブ応答係数 F_4 は、次式で表される。

$$F_{4,A_3} = F_{41} \cdot F_{42} \quad (4.16)$$

$$F_{4,B_2} = F_{41} \cdot F_{42} \quad (4.17)$$

(3) サブ応答係数 F_4 の評価の前提

機器の振動モデルや減衰定数は、対象機器によって異なるので、機器の応答解析に係わるサブ応答係数 F_4 も異なる。そのため、後述の4.2節では機器の分類別に F_4 の評価を行った上で、各機器の応答係数 F_R を評価する。

4.2 建屋・機器の応答係数の定量評価

4.2.1 建屋の応答係数

代表的な建屋としては、原子炉建屋がある。

原子炉建屋の応答係数 $F_{R,BLD}$ は、4.1節のサブ応答係数 F_1, F_2, F_3 と (4.18) 式から求まる。

$$F_{R,BLD} = F_1 \cdot F_2 \cdot F_3 \quad (4.18)$$

$F_{R,BLD}$ の中央値は、4.1節で評価した F_1, F_2, F_3 の中央値を (3.3) 式に代入して求めたところ、1.69であった。同様に、対数標準偏差は、 F_1, F_2, F_3 の対数標準偏差を (3.4) 式に代入して求めたところ、0.78であった。

4.2.2 サブグループ A_1 に属する機器の応答係数

サブグループ A_1 に属する機器としては、低圧スプレイポンプ (LPCSポンプ) がある。

LPCSポンプの応答係数は、4.1節の F_1, F_2, F_3 と (3.5) 式から求まる。

$$F_{R,A_1} = F_1 \cdot F_2 \cdot F_3 \quad (\text{再掲載}) \quad (3.5)$$

LPCSポンプの応答係数 F_R の中央値 \bar{F}_R は 1.69、対数標準偏差 β_R は 0.78 であった。

このグループに属する機器の応答係数では、機器の応答解析に係わるサブ応答係数 F_4 を用いないので、このグループの機器の現実的応答が分りにくい。そのため、LPCSポンプを例とし、現実的応答の評価手順について述べる。

LPCSポンプの現実的応答は、応答係数の中央値 (\bar{F}_R) 1.69、対数標準偏差 (β_R) 0.78、解放基盤での設計用基準地震動（最大加速度 a^D ）に対するポンプ設置場所での設計応答 q^D を (2.13) 式に代入して求められる。

$$f_{R,LCA}(\alpha, X) = \left(1 / \left(\sqrt{2\pi} \beta_R X \right) \right) \exp \left[- \left(\ln X - \ln((q^D \alpha) / (\bar{F}_R \alpha^D)) \right)^2 / (2\beta_R^2) \right] \quad (\text{再掲載}) \quad (2.13)$$

q^D は、LPCSポンプが 1 質点振動モデルで表されるので、設置床での床加速度応答スペクトル S^D (h^D, T^D) として、ポンプの設計減衰定数 h^D 及び設計 1 次固有周期 T^D_1 を用い次式で表される。

$$q^D = S(h^D, T^D_1) \quad (4.19)$$

しかしながら、サブグループ A_1 に属する機器の応答係数評価では、 h^D と T^D_1 の代わりに、現実的減衰定数 (h^R) と現実的 1 次固有周期 (T^R_1) を用いることによって、 F_4 を評価する必要がないとした。そのため、(4.19) 式は、(4.20) 式となる。

$$q^D = S(h^R, T^R_1) \quad (4.20)$$

LPCSポンプの (h^R) は 5%、(T^R_1) は 0.123 秒であるので、LPCSポンプの $S(h^R, T^R_1)$ は、これらの値でのスペクトル値となる。なお、7 章で述べる継電器は、サブグループ A_1 に属するので、この現実的応答及び損傷確率評価結果も具体例の 1 つである。

4.2.3 サブグループA₂に属する機器の応答係数

サブグループA₂に属する機器としては、沸騰水型原子炉（BWR）再循環系配管（PLR配管）がある。

(1) PLR配管のサブ応答係数F₄の評価

① 振動モデルに係わる係数F₄₁

F₄₁については、PLR配管の分岐管を対象とした振動モデルでの設計応答値と加振実験データ〔32〕との比が、対数正規分布していると仮定し、中央値 \bar{F}_{41} と対数標準偏差 β_{41} を求めた。 \bar{F}_{41} は1.21、 β_{41} は0.43であった。

② 機器の減衰定数に係わる係数F₄₂

配管の応答は、配管の1次固有周期の範囲0.05～0.12秒での床応答スペクトル値から求め得ると仮定した。F₄₂については、設計減衰定数（h^D）での加速度応答スペクトル値S^D（h^D）と、現実的減衰定数（h^R）でのスペクトル値S^R（h^R）との比が、対数正規分布に従うと仮定し、中央値 \bar{F}_{42} と対数標準偏差 β_{42} を求めた。

PLR配管のh^Rは、原子力発電所配管の振動試験での減衰定数データ〔33〕が対数正規分布に従うとし求められた。h^Rの中央値（h^R_M）は2.91%、84%超過値（h^R₈₄）は1.4%であった。h^Dは0.5%であった。

F₄₂は、建屋床加速度応答スペクトルの周期0.05～0.12秒での（h^D）0.5%、（h^R_M）2.91%及び（h^R₈₄）1.4%のスペクトル値と（4.10）及び（4.11）式から、 \bar{F}_{42} は1.39、 β_{42} は0.12であった。

③ 床応答スペクトルの拡幅に係わる係数F₄₃

F₄₃については、設計減衰定数での床加速度応答スペクトル値を10%拡幅した場合のスペクトル値と、拡幅しない場合のスペクトル値との比が、対数正規分布に従うと仮定し、中央値 \bar{F}_{43} と対数標準偏差 β_{43} を求めた。原子炉建屋床加速度応答スペクトルの周期0.05～0.12秒での（h^D）0.5%の床加速度応答スペクトル値を用い評価したところ、 \bar{F}_{43} は1.38、 β_{43} は0.30となった。

(2) PLR配管の応答係数

PLR配管のF_{4,PLR}の中央値は2.32、対数標準偏差は0.54であった。PLR配管の応答係数は、4.1節のF₁、F₂、F₃及びF_{4,PLR}と（3.6）式から、中央値が3.92、対数標準偏差が0.95となつた。

4.2.4 サブグループA₃に属する機器の応答係数

サブグループA₃に属する機器としては、制御棒駆動機構（CRDM）がある。

(1) CRDMのサブ応答係数F₄の評価

① 振動モデルに係わる係数F₄₁

F₄₁については、加圧水型原子炉（PWR）の多質点モデルを用いた設計基準地震動S₂に対する解析値とS₂に対する加振実験値[34]との比が、対数正規分布すると仮定し、中央値 \bar{F}_{41} と対数標準偏差 β_{41} を求めた。図4.7にF₄₁のヒストグラムを示す。図に示すように \bar{F}_{41} は1.85、 β_{41} は0.38であった。

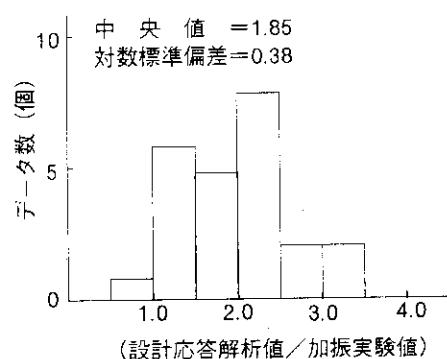


図4.7 制御棒駆動機構の振動モデルに係わる係数(F₄₁)のヒストグラム

② 機器の減衰定数に係わる係数F₄₂

F₄₂については、制御棒駆動機構部の設計減衰定数での加速度応答値と、現実的減衰定数での応答値との比が、対数正規分布に従うと仮定し、中央値 \bar{F}_{42} と対数標準偏差 β_{42} を求めた。

BWR制御棒駆動装置の現実的減衰定数のデータを収集できなかったので、PWR燃料集合体の耐震実験での減衰定数データを用い評価した。PWR燃料集合体の設計減衰定数5%と耐震実験による減衰定数データ[35]との比と、BWRの設計減衰定数3.5%と現実的減衰定数との比が共に、対数正規分布すると仮定し、BWRの現実的減衰定数の中央値($h^R_{B,M}$)及び84%超過減衰定数($h^R_{B,84}$)を求めた。その結果、 $h^R_{B,M}$ は3.9%、 $h^R_{B,84}$ は4.5%であった。

制御棒駆動機構部の加速度応答値は、原子炉建屋と連成のS-Rモデルを用いて計算した。その結果、 \bar{F}_{42} は1.00、 β_{42} は0.0であった。

(2) CRDMの応答係数

CRDMのF_{4,CRDM}の中央値は1.85、対数標準偏差は0.38であった。CRDMの応答係数は、4.1節のF₁、F₂、F₃及びF_{4,CRDM}と(3.7)式から、中央値が3.13、対数標準偏差が0.87となった。

サブグループA₃に属する機器として、圧力容器及び燃料集合体もある。これらの応答係数も制御棒駆動機構と同様の方法で求めた。その結果を後述4.3節の表4.1中に示す。

4.2.5 サブグループB₁に属する機器の応答係数

サブグループB₁に属する機器としては、復水貯蔵タンク（CSTタンク）がある。CSTタンクの応答係数F_{R,CST}は、4.1節のF₁及びF₂と（3.8）式から求まる。CSTタンクの現実的応答は、地表面における加速度応答スペクトル（タンクの現実的減衰定数）の1次固有周期でのスペクトル値として求まるので、F₂は現実的減衰定数1%、現実的1次固有周期0.15秒として評価された。F_{R,CST}の中央値は2.04、対数標準偏差は0.85であった。

4.2.6 サブグループB₂に属する機器の応答係数

サブグループB₂に属する機器としては、碍管付起動変圧器（TRS）がある。

(1) TRSのサブ応答係数F₄の評価

TRSのF_{4,TRS}は、設計応答と振動試験結果との比として評価されるが、設計応答解析用多質点振動モデルを構成するパラメータに保守性を含まない物理量〔20〕を用いて求めた応答値が、振動試験結果と大きく違わなかったので、中央値1.0、対数標準偏差0.0とした。

(2) TRSの応答係数

TRSの応答係数については、4.1節のF₁、F₂及びF_{4,TRS}と（3.9）式から求まる。

F₂は、4.1節において原子炉建屋を対象とし評価したが、碍管付起動変圧器基礎が原子炉建屋基礎に比べ小さいので、変圧器のF₂を別途評価した。F₂₁は、4.1節での値と同じとした。F₂₂については、4.1節と同様の手法で評価したところ、中央値が0.96、対数標準偏差が0.007であった。F₂₃については、変圧器基礎が建屋基礎に比べ小さく、有効入力の効果が少ないと考へしなかった。TRSのF_{2,TRS}の中央値は0.99、対数標準偏差は0.53であった。

TRSの応答係数の中央値は1.21、対数標準偏差は0.55であった。

4.2.7 グループCに属する機器の応答係数

グループCに属する機器としては、海水管ダクト（ITC）がある。

ITCの応答係数については、（3.10）式に示すF₁とF_{2,4}を用い求める。そこで、F_{2,4}をF₂₁とF'_{2,4}とに分けた。F'_{2,4}は、海水管ダクトが周辺地盤と一緒にFEMモデル化されるので、F₂₂、F₂₃、F₄の組み合わせと定義した。これらから、ITCの応答係数は次式で表される。

$$F_{R,C} = F_1 \cdot F_{21} \cdot F'_{2,4} \quad (4.21)$$

詳細なFEM解析による設計応答値は、現実的応答の中央値に近似すると考え、F'_{2,4}の中央値は1.0とした。F'_{2,4}の対数標準偏差は、地盤のせん断弾性係数のばらつきを考慮しFEM応答解析値から求めたところ、0.07であった。ITCの応答係数の中央値は1.26、対数標準偏差は0.55となつた。

サブグループCに属する機器として、取水ピットもある。この応答係数も海水管ダクトと同様の方法で評価した。その結果を後述4.3節の表4.1中に示す。

4.3 応答係数及びサブ応答係数の評価結果一覧

表4.1に応答係数及びサブ応答係数の評価結果の一覧を示す。

表4.1 応答係数及びサブ応答係数の評価結果

設置場所	機 器	サブ応答係数						応答係数 $F_{R,i} = \frac{1}{4} \sum_{j=1}^4 F_{i,j}$	
		F_i 設計用基準 地震動作成	F_2 地盤伝播解析		F_3 建屋応答解析		F_4 機器応答解析		
			\bar{F}_2	β_2	\bar{F}_3	β_3	\bar{F}_4	β_4	
地 上	ポンプ	一定 $F_1 = 1.22$ $\beta_1 = 0.13$	1.67	0.71	0.83	0.29	—	—	1.69 0.78
	建屋内 (原子炉建屋) 配管系		1.67	0.71	0.83	0.29	2.32	0.54	3.92 0.95
	原子炉圧力容器		1.67	0.71	0.83	0.29	2.04	0.38	3.45 0.87
	制御棒駆動機構		1.67	0.71	0.83	0.29	1.85	0.38	3.13 0.87
	燃料集合体	$F_i = aM + b\Delta + cT + d$ $a = -0.12$ $b = -0.0004$ $c = 1.3$ $d = 1.9$	1.67	0.71	0.83	0.29	1.87	0.38	3.16 0.87
	復水貯蔵タンク		1.67	0.71	—	—	—	—	2.04 0.85
	碍管付起動変圧器		0.99	0.53	—	—	1.0	0.0	1.21 0.55
	地 下		$\bar{F}_{2/4} = 1.03 \quad \beta_{2/4} = 0.53$						1.26 0.55
	取水ピット	$\bar{F}_{2/4} = 1.03 \quad \beta_{2/4} = 0.53$						1.26 0.55	
	海水管ダフト	$\bar{F}_{2/4} = 1.03 \quad \beta_{2/4} = 0.53$						1.26 0.55	

$\bar{F}_{R,i}$ $\bar{F}_{i,1-4}$: 中央値、 $\beta_{R,i}$ $\beta_{i,1-4}$: 対数標準偏差、 i : 機器、 j : サブ応答係数、

M : マグニチュード、 Δ : 震央距離 (Km)、 T : 固有周期 (秒)

(注) これらの値は原子力施設以外の一般建築物のデータも用いて評価された。

5. 設計用基準地震動作成に係わるサブ応答係数 F_1 の非線形性がシステム機能喪失発生頻度へ及ぼす影響評価

5.1 評価の考え方及び手順

(1) 評価の考え方

構造物・機器の損傷確率は、それらの現実的応答と耐力との比較から求まる。損傷確率は、4つの地震動パラメータ①地震動強度（最大加速度・最大速度・最大変位）、②地震動継続時間、③卓越周期、④スペクトル形状、によって大きく影響され得る〔36、37〕ので、現実的応答は本来これら4パラメータで表現されるべきである。しかしながら、応答係数法では、現実的応答を地震動強度（最大加速度）だけを用い表現している。そのため、その他のパラメータの影響について検討しておくことの重要性が指摘されている〔38〕。

特に、設計用基準地震動の作成に係わるサブ応答係数 F_1 は、機器が設置されている構造物へ作用する地震動の安全裕度を表すものであるので、こうした検討が重要であると考えられている。そのため、著者等は、 F_1 を一定値で表した場合と、その他の地震動パラメータも考慮した場合で、複数の機器からなるシステムの機能喪失発生頻度がどの程度の違いを生じ得るかを試算することとした。

試算に当っては、上記の4つの地震動パラメータがいずれも、マグニチュード（M）及び震央距離（Δ）と関数関係にあるので、 F_1 をMとΔの関数で表した上で、この場合と F_1 を一定値で表した場合でのシステム機能喪失発生頻度の違いを評価した。

(2) 評価手順

地震によるシステム機能喪失発生頻度を評価する手法〔1〕の概要を図5.1に示す。

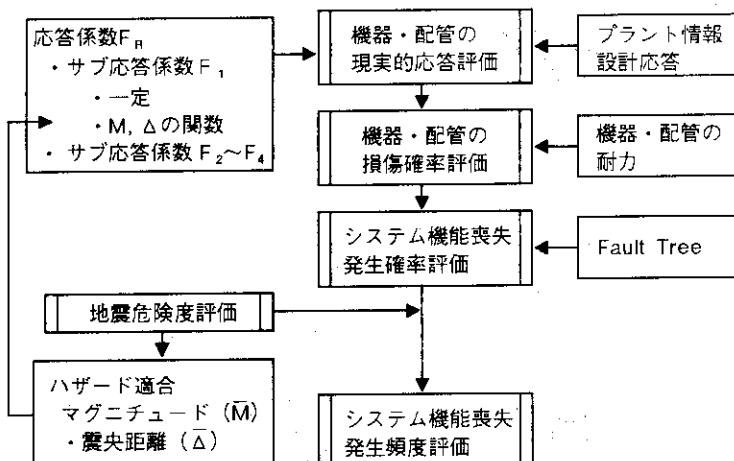


図5.1 システムの機能喪失発生頻度の評価手順

① 地震危険度評価

地震危険度は、通例各加速度レベルにおける地震動が発生する頻度として表現されるが、ここでは後続の計算に結びつける必要から、各加速度レベルにおける地震動が発生する頻度と定義し、1 Gal当りの値（回／年・Gal）で表す。地震危険度評価手順は、著者等の提案法 [39] を用いたが、地震危険度を求める過程で、「ハザード適合マグニチュード」・「ハザード適合震央距離」 [23] も求める。

② ハザード適合マグニチュード・ハザード適合震央距離

ハザード適合マグニチュード及び適合震央距離は、亀田等によって提案されたもの [23] であり、概念図を図 5.2 に示す。

亀田の手法の概念は、与えられたサイトにおいて、あるレベル以上の地震動をもたらす地震は決して任意の値になるわけではなく、ある範囲の $M \cdot \Delta$ の組合せに限定されるというものである。最初に、対象とする地震それぞれのマグニチュード M と震央距離 Δ を設定する。次いで、これらの地震を用い各地震動レベル毎の年当り超過発生確率として地震危険度を求め、これから年超過確率 P_i に対する地震動強度パラメータ $y(P_i)$ を求める。そして、 $Y \geq y(P_i)$ なる条件下でのマグニチュード (M) と震央距離 (Δ) の条件付期待値を「ハザード適合マグニチュード \bar{M} 」と「ハザード適合震央距離 $\bar{\Delta}$ 」と定義する。

著者等は、前述したように後続の応答評価に続けるために、ここで地震危険度を各レベル毎の地震動の発生頻度としている。そのため、上述の年超過確率 P_i を各レベルの地震動の発生する頻度 f_i に変えて $\bar{M} \cdot \bar{\Delta}$ を定義し直した。また、著等者が開発した地震危険計算コード SHEAT [40] にそのような $\bar{M} \cdot \bar{\Delta}$ を計算する機能を加えると共に、 F_1 を $M \cdot \Delta \cdot T$ の関数で表した式と $\bar{M} \cdot \bar{\Delta}$ を用い F_1 を定量評価する機能を現実的応答計算コード REARES [1] に加えた。

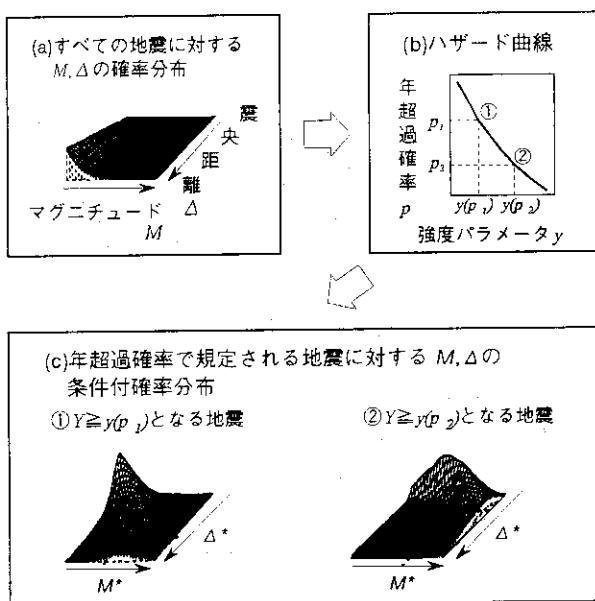


図 5.2 地震ハザード適合マグニチュード・震央距離の概念図 [23]

③ 建屋・機器の現実的応答及び損傷確率評価

建屋・機器の現実的応答及び損傷確率評価は、応答係数法に基づき評価する。評価法としては、3章及び4章で述べた著者等の提案手法を用いた。

④ システム機能喪失の発生確率及び発生頻度評価

地震によりシステムが機能喪失する確率は、Fault Tree解析によって求められる。各レベルの地震動に対し求めた各機器の損傷確率をFault Treeに代入し、システム機能喪失の条件付確率を求める。これにそのレベルの地震動の発生頻度を乗じれば、そのレベルの地震動によるシステム機能喪失発生頻度が求まり、それを全地震動領域で積分することにより地震によるシステム機能喪失発生頻度の合計値が求められる。

5.2 システム解析条件

(1) 試算の対象

今回の試算は、現実的データに基づくシステム信頼性の定量評価ではなく、 F_1 をMと△の関数で表すことが重要であるかどうかを判断するための解析なので、データの整合性についてはあまり重視せずに種々のデータを組合せた。

試算対象について述べると、対象とするサイトは、著者等が東海地域に想定したサイト（以下想定サイトという）とした。これは、 F_1 が後述5.3節で述べるようにマグニチュードに依存することから、できるだけ大きな地震の発生する地域を対象とする必要上、巨大地震が繰り返し発生している南海トラフに面した地域としたためである。このサイトにBWR 110万kW MK-II(Type-5)のプラントが、設置されていると仮定する。

応答計算に必要な設計用基準地震動としては、想定サイトでの模擬地震動を用いるのでなく原研の研究炉NSRR (Nuclear safety research reactor)のものとし、応答計算に必要な建屋形状は、改良標準型BWRのものとした。対象システムは、BWR低圧スプレイ系 (LPCS:Low pressure spray system)とした。低圧スプレイ系の構成は国内炉のものとし [41] 、システム内の機器はフロントライン系内の主な機器・配管類とした。これらの配置については、公開情報に基づいた。**図 5.3 及び図 5.4** に低圧スプレイ系の系統概要図とFault Treeを示す。

(2) 計算条件

計算条件について述べる。地震危険度評価では、距離減衰式として土木研究所の1種地盤を対象とした式 [42] を用い、そのばらつきを対数標準偏差0.5とした。現実的応答評価では、解放基盤での各地震動に対する現実的応答を応答係数法で求めた。応答計算に用いたサブ応答係数 F_1 の計算条件は5.3節で述べる。 F_2 ～ F_4 は原研東海サイトを対象としてこれまでに評価したものとした [6] 。損傷確率評価で必要となる機器の耐力については、米国LaSalle炉の地震PSAのために準備されたものを用いた [43] 。このデータには、固有周期・減衰定数が記述されていないので、Zion炉でのデータ [44] をもとに仮定した。システム機能喪失の発生確率及び発生頻度の評価では、低圧スプレイ系を対象として原研で作成したFault Tree [41] を用いた。

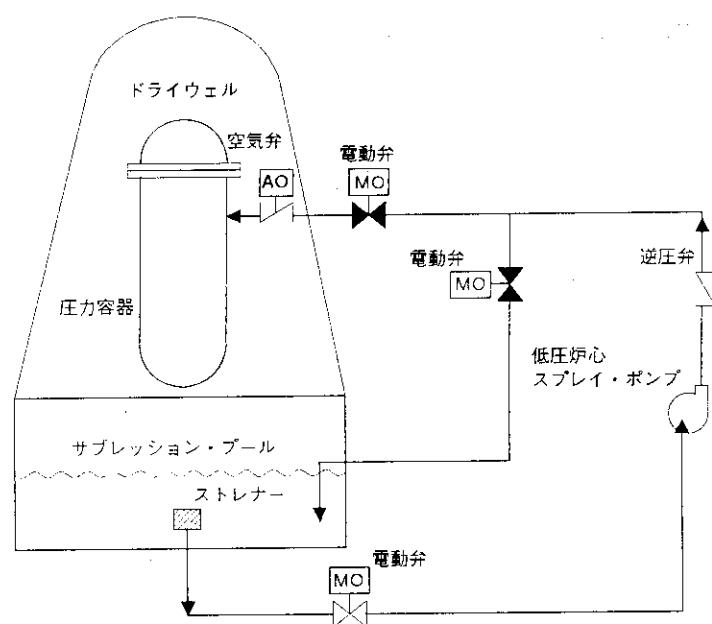


図5.3 低圧炉心スプレイ系系統概要図 [41]

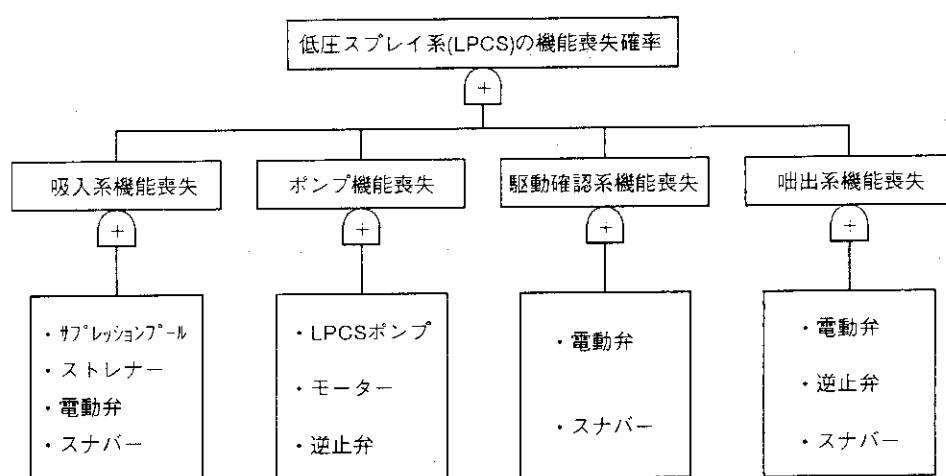


図5.4 低圧炉心スプレイ系のFault Tree

5.3 サブ応答係数 F_1 の計算条件と計算結果

(1) サブ応答係数 F_1 の計算条件

この試算では、 F_1 を求めるのに、設計用基準地震動については原研という特定サイトの S_1 を用い、現実的地震動としては、日本周辺で得られた運輸省港湾技術研究所の実測地震動データ [24] とメキシコ地震から得られた実測地震動の合計 93 波の加速度応答スペクトルを用いた。従って、ここで求めた F_1 は、特定サイトに対するものでも、前述の想定サイトに対するものでもないが、 F_1 の関数化の影響を見るという目的のためには不都合はないと考える。

F_1 の関数化の方法は、4.1.2 項と同様とした。

(2) サブ応答係数 F_1 の計算結果

F_1 を一定値で表した場合の中央値 \bar{F}_1 の評価結果は、次のようにになった。

$$\bar{F}_1 = 1.41 \quad (5.1)$$

ハザード適合マグニチュード \bar{M} ・適合震央距離 $\bar{\Delta}$ ・周期 T の関数で表した場合の \bar{F}_1 の評価結果は、次のようにになった。

$$\bar{F}_1 = -0.15 \bar{M} - 0.0005 \bar{\Delta} + 1.9 T + 2.1 \quad (5.2)$$

(5.2) 式において \bar{M} ・ $\bar{\Delta}$ ・ T の取り得る範囲は、著者等が行った地震危険度評価 [39] で対象とした地震の \bar{M} ・ $\bar{\Delta}$ を基準とするならば \bar{M} は 5.5~8.4、 $\bar{\Delta}$ は 0~80 km 程度であり、システム信頼性解析で対象とする構造物・機器等の 1 次固有周期から T は 0.05~0.5 秒程度である。

このような範囲で \bar{M} ・ $\bar{\Delta}$ ・ T それぞれを変えた場合に、(5.2) 式における $0.15\bar{M}$ 、 $0.0005\bar{\Delta}$ 、 $1.9T$ それぞれの取り得る範囲は 0.83 ~ 1.26 、 0 ~ 0.04 、 0.10 ~ 0.95 となる。これらの結果から F_1 は、 M と T には依存するが、 Δ にはほとんど依存しないといえる。図 5.5 に固有周期 T が 0.275 秒の時の F_1 、 M 、 Δ を示す。

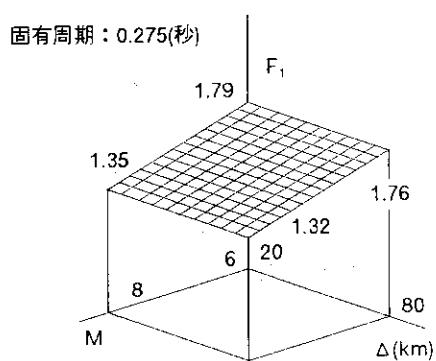


図 5.5 マグニチュード (M) と震央距離 (Δ) の F_1 への影響

図 5.6 (a) に想定サイトの地震危険度の計算結果を示す。この地震危険度評価の過程で求まる地震動レベル毎のハザード適合マグニチュード・適合震央距離を図 5.6 (b) に示す。図 5.6 (b) からハザード適合マグニチュードは、地震動レベルが高くなるにつれ大きくなり、その変化幅は大きい。1000Gal程度で約 M8.3 であるのは、想定サイトの地震危険度がある繰り返し間隔で発生する M8 程度の巨大地震によって支配されているためである。ハザード適合震央距離は、地震動レベルが高くなるにつれ小さくなる。

これらのハザード適合マグニチュード・適合震央距離を (5.2) 式に代入し計算した地震動レベル毎の F_1 (低圧スプレイ系ポンプの 1 次固有周期 0.123 秒とする) と (5.1) 式の一定値で表した場合の F_1 を図 5.6 (c) に示す。(5.2) 式から求めた F_1 の地震動レベルによる変化幅は、ハザード適合マグニチュードが地震動レベルによって大きく変わるので、地震動レベルの高いところでは係数に約 22% 程度の差が生じている。

5.4 システム機能喪失発生頻度の評価結果

F_1 を M と Δ の関数で表した場合と一定値で表した場合での低圧スプレイ系ポンプの地震動レベル毎の損傷確率を図 5.7 (a) に示す。図から、地震動レベル毎の低圧スプレイ系ポンプの損傷確率は、 F_1 を関数で表した場合と一定値で表した場合では、地震動レベルが高くなるにつれ比較的大きな違いとなることが分る。

図 5.7 (b) に F_1 を関数で表した場合と一定値で表した場合それぞれの地震動レベル毎のシステム機能喪失発生確率を示す。図から、地震動レベルが高くなるにつれ、両者のシステム機能喪失発生確率の違いが大きくなることが分る。

同様に、図 5.7 (c) に地震動レベル毎のシステム機能喪失発生頻度を示す。図中に数字で示すように、関数で表した場合のシステム機能喪失発生頻度（積分値）が 2.7×10^{-2} 回／年であるのに対し、一定値で表した場合のその発生頻度は 2.0×10^{-2} 回／年であり、両者に大きな違いはない。これは、上述したように地震動レベルが高くなるにつれシステム機能喪失発生確率の違いが大きくなってしまっても、逆に地震動の発生頻度が非常に小さくなるためである。即ち、今回の試算において、 F_1 に対する $M \cdot \Delta$ の影響は小さかった。

このような F_1 の取扱いに係わる不確実さの程度と、地震による炉心損傷事故発生頻度評価に係わる他の項目の不確実さの程度との違いをみるために、大きな不確実さを有するものの 1 つとされている地震危険度の不確実さの程度と比較する。地震危険度の不確実さをもたらす要因としては、著者等の地震危険度に関する感度解析結果 [39] に基づくと、地震動距離減衰式の選択やそれのばらつきを表す対数標準偏差の設定があり、これらをどのように設定するかによって、例えば 500 Gal 以上の範囲ではサイトによらず約 1 衍以上の不確実さがある。このように地震危険度の不確実さが極めて大きいので、これに比べれば F_1 の違いの程度は、大きくないといえる。これらのことから、著者等は、地震による炉心損傷事故発生頻度評価に関する一連の計算をする時に、 F_1 を常に $M \cdot \Delta \cdot T$ の関数として計算する必要ないと判断した。

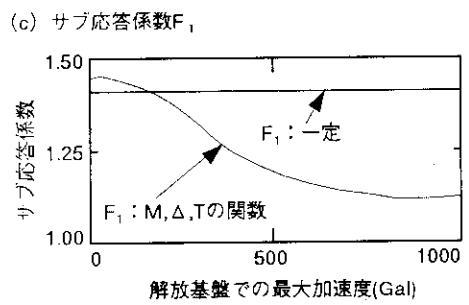
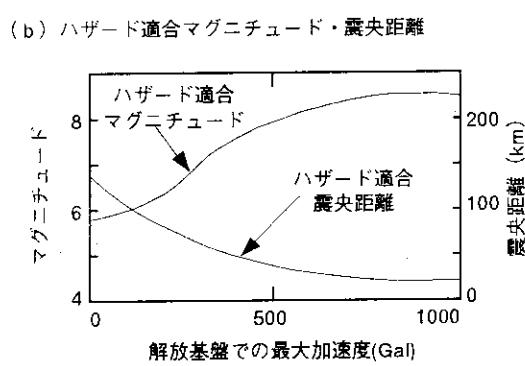
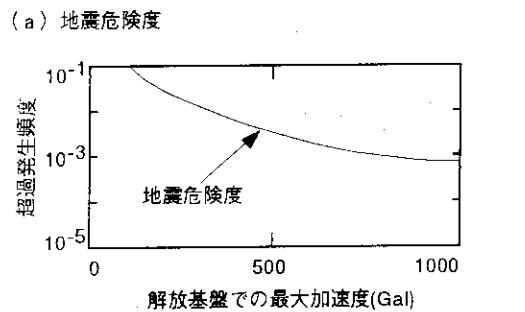


図 5.6 地震危険度、ハザード適合マグニチュード、ハザード適合震央距離、サブ応答係数 F_1 の評価結果

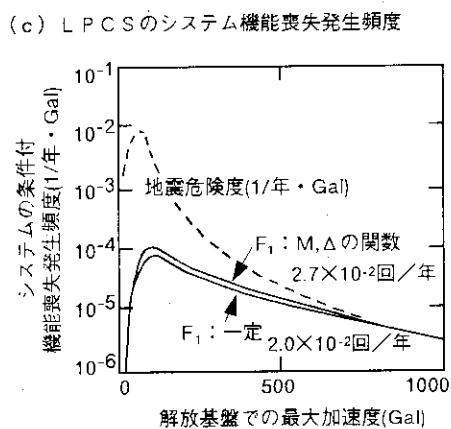
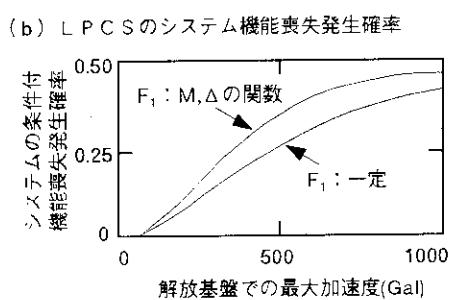
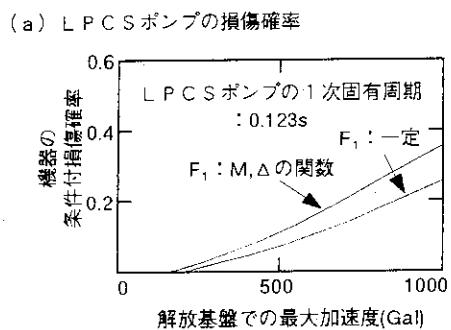


図 5.7 低圧炉心スプレイ系(LPCS)ポンプの損傷確率、LPCSのシステム機能喪失の発生確率及び発生頻度の評価結果

6. 原子炉建屋の損傷確率評価

6.1 建屋の損傷評価上の事故シナリオと 応答係数法に基づく建屋の損傷確率評価法の改良内容

6.1.1 建屋の損傷評価上の事故シナリオ

原子炉建屋の損傷評価においては、炉心損傷事故の発生頻度評価に関連して、次の3項目を評価の対象とする必要がある。

① 原子炉建屋の損傷評価

原子炉建屋の損傷が、炉心損傷事故に直接繋がるとの事故シナリオから、建屋の損傷確率を求める。

② 間仕切り壁損傷の周辺機器損傷への影響評価

原子炉建屋内間仕切り壁の損傷が、周辺機器の損傷をもたらす共通原因故障となり得ると考えられるので、間仕切り壁損傷の共通原因故障の可能性について評価する。

③ 原子炉建屋の非線形応答の機器損傷への影響評価

原子炉建屋の応答が、建屋内機器への入力地震動となるので、建屋の非線形応答が機器の応答を表す床応答スペクトルへ及ぼす影響について評価する。

これらの事故シナリオを評価するために、著者等はKennedy等の応答係数法による建屋の損傷確率評価法を改良する手法を提案した。以下、ここでは①に対する手法内容についてだけ述べる。

6.1.2 応答係数法に基づく建屋の損傷確率評価法の改良内容

Kennedy等の応答係数法に基づく建屋及び機器の損傷確率評価法については、2.2節で述べた。これを建屋に適用する場合の改良法の概要については、2.4節(3)で記述した。ここでは、Kennedy等の手法の概要を述べた上で、改良内容について記述する。

Kennedy等の手法では、地震動の任意の最大加速度 α に対する建屋・機器の損傷確率 $P_{CF}(\alpha)$ は、それらの現実的応答 $f_R(\alpha, x)$ が耐力 $f_C(x)$ を上回った時の条件付き累積損傷確率として求められるが、現実的応答は線形応答として、(2.3)式で表される。そのため、応答の非線形効果については、耐力 $f_C(x)$ を(2.5)式の塑性エネルギー吸収係数 F_μ で割り増すことで評価される。

$$f_{R,PGA}(\alpha, X) = \left(1 / \left(\sqrt{2\pi} \beta_R X \right) \right) \exp \left[- \left(\ln X - \ln((q^D \alpha) / (\bar{F}_R \alpha^D)) \right)^2 / (2\beta_R^2) \right] \quad (\text{再掲載}) \quad (2.3)$$

ここで、 α^D は解放基盤での設計用基準地震動の最大加速度、 q^D は α^D に対する設計応答値、 \bar{F}_R は応答係数の中央値、 β_R は応答係数の対数標準偏差を表す。

一方、著者等は、基本的に応答係数法に基づくが、応答の非線形性効果については、評価の簡便性を損わない範囲で、応答項で直接表すこととし、耐力項を塑性エネルギー吸収係数で割り増ししない手法を提案した。提案手法では、まず、非線形領域での応答のばらつきを表す対数標準偏差 β_R が、線形領域でのものと同じであると仮定する。次いで、非線形領域での中央値については、線形応答を補正し非線形応答を表す係数 a_1 及び b_1 を用い (6.1) 式として表し得るとした。

$$f_{R,LCA}(\alpha, x) = \left(1/\left(\sqrt{2\pi}\beta_R x\right) \right) \exp \left[-\left(\ln x - \ln \left(\frac{q^D}{F_R} \cdot a_1 \left(\frac{\alpha}{\alpha^D} \right)^{b_1} \right) \right)^2 / (2\beta_R^2) \right] \quad (6.1)$$

建屋の損傷確率は、(6.1) 式と耐力を表す (2.4) 式を (2.2) 式に代入して求める。

また、従来の建屋の損傷確率評価は、主に耐震壁の損傷を損傷モードとし、建屋の遮蔽壁、内壁及び外壁をまとめて 1 本棒の多質点振動モデルで表した上で行われていた。これに対し、著者等は耐震壁の損傷以外に、建屋安定に係わる建屋のすべり・浮き上がりも損傷モードの対象とし、評価する手法を提案した。特に、耐震壁の損傷評価では、建屋を遮蔽壁、内壁及び外壁に分け、各壁毎に詳細な評価を行うこととした。補正係数 a_1 及び b_1 は、遮蔽壁、内壁及び外壁それぞれのスケルトンカーブを用い、入力地震動を大きくした場合の非線形解析結果から求めた。

提案手法は、次の長所を有する。

- ① 設計用基準地震動 1 波の最大加速度を数段階に拡幅した波で、周波数特性と最大加速度の異なる複数の波を用いて求めた応答を近似することができる。
- ② 塑性エネルギー吸収係数を用いないので、この係数の精度を議論する必要がない。
- ③ 塑性エネルギー吸収係数を用いないので、塑性エネルギー吸収係数の応答と耐力間での従属関係を考慮する必要がない。
- ④ 終局強度に近い応力状態を評価し得るので、⑤ 及び ⑥ の検討ができる。
- ⑤ 耐震壁と一体となっている間仕切り壁の損傷を非線形領域まで評価できるので、この壁の損傷による周辺機器の損傷へ及ぼす共通原因故障の検討ができる。
- ⑥ 建屋の応答の非線形性が、機器への入力となる床応答スペクトルへ及ぼす影響について直接評価できる。

6.2 対象原子炉建屋と損傷確率評価手順

6.2.1 対象原子炉建屋

対象とする原子炉建屋は、沸騰水型110万kWマークIIタイプの改良標準型とし、これがせん断波速度約1000m/sの岩盤上に直接設置されていると仮定した。建屋は、図6.1に示す鉄筋コンクリート造りで、基礎底面よりの高さは約76.5m、地上高は約56mである。建屋の形状は、ほぼ対称形で高層部は約47×45mのほぼ正方形、低層部は約80×80mの正方形で地震時の水平力に対する安定性が良い。基礎は、厚さが約6.5mの鉄筋コンクリート盤である。建屋の構造概要は、中央より遮蔽壁、内部ボックス壁（以下内壁という）、外部ボックス壁（以下外壁という）の順に耐震壁が配置され、この他に耐震設計上水平力の負担を考慮しない間仕切り壁が配置されている。遮蔽壁は約1.8～1.9m、ボックス壁は約0.3～1.5mの壁厚となり、剛性の高い構造である。

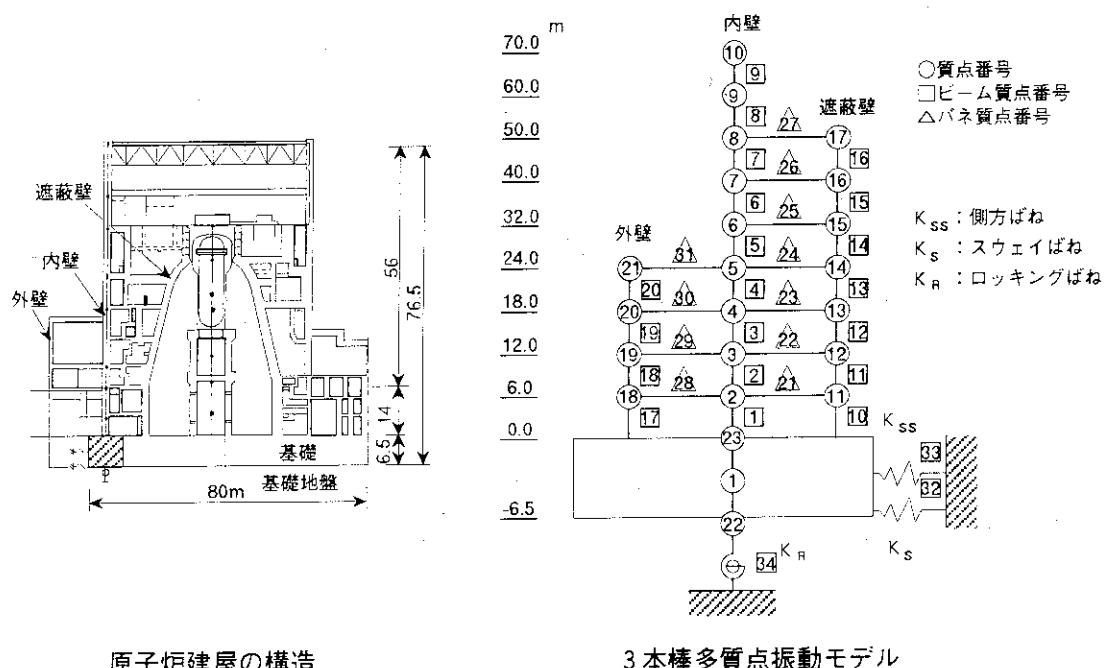


図6.1 原子炉建屋の構造と3本棒多質点振動モデル

6.2.2 損傷確率評価手順

原子炉建屋の損傷確率評価手順を図6.2に示す。図から、原子炉建屋の損傷確率評価は、原子炉建屋の設計条件を設定した後、現実的応答評価と耐力評価の2つの流れに分れる。

現実的応答評価では、まず、現行耐震設計法を検討した上で、設計裕度の検討を行い、これに基づき応答係数を評価する。次いで、設計応答解析を行い後述の損傷部位での設計応答値を求める。そして、応答係数と設計応答値から現実応答を評価する。一方、耐力評価では、まず、損傷状態を検討し、損傷部位と損傷モードを同定する。次いで、損傷モードに対する耐力を評価する。損傷確率評価は、上述の現実的応答評価結果と耐力評価結果を用い行われる。

以下、現実的応答評価については6.3節で、耐力評価については6.4節で、損傷確率評価については6.5節で述べる。

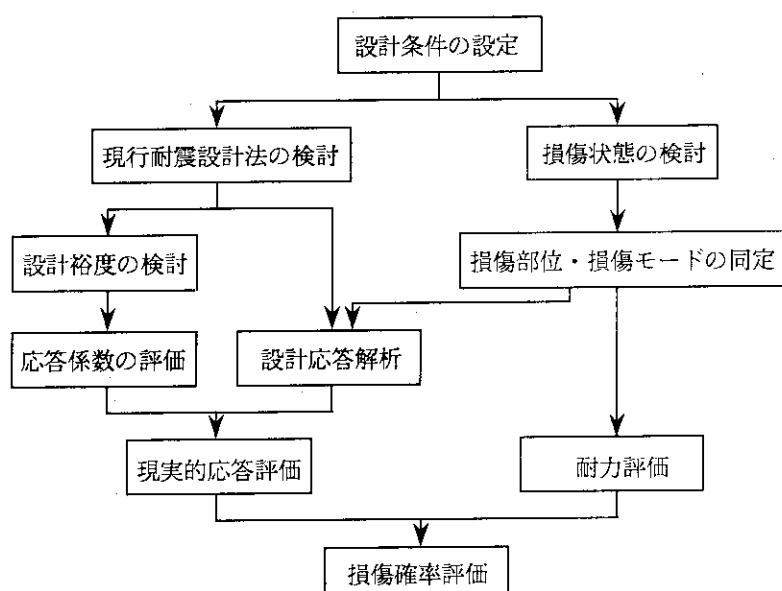


図6.2 原子炉建屋の損傷確率評価手順

6.3 現実的応答評価

6.3.1 設計応答解析

(1) 解析条件

原子炉建屋の振動モデルは、図6.1に示すように建屋の遮蔽壁、内壁、外壁を別々の片持梁とし、その間を繋ぐ床を水平ばね、各階の部材を曲げせん断梁要素に置換した3本棒S-Rモデルで表した。部材の非線形特性を表す復元力特性のうちスケルトンカーブは、耐震壁に関する実験結果と比較的良く一致することが挙げられている[45]吉崎式[46]に基づき作成し、Tri-Linearモデルで近似した。履歴ループはピーク指向型とした。図6.3に内壁のせん断力一せん断ひずみの復元力特性を示す。

建屋基礎と基礎地盤の相互作用を表す地盤ばねは、基礎と基礎底面地盤については、水平ばねと回転ばねで、基礎と側面地盤については、水平ばねでモデル化した。両水平ばねは線形とし、底面水平ばねは田治見式で振動数に依存しない静的線形ばねとし、側面水平ばねはPauw式で求めた。回転ばねは、基礎の浮き上がりを考慮して非線形とした。回転ばねの浮き上がりの非線形性を表す復元力特性のうち、スケルトンカーブはTri-Linearで近似し、履歴ループは逆行型とした。この場合の地反力分布は、建屋基礎を剛体、基礎地盤を等方均質な半無限弾性体と仮定した上で、鉛直地盤係数が一定、3角形分布するとした[14]。建屋及び地盤の振動モデルの諸元を表6.1に示す。岩盤物性値の諸元[47]を表6.2に示す。

設計用基準地震動は、設計用地震のマグニチュード及び震央距離を用い求めた各大崎スペクトル[15]を包絡する目標速度応答スペクトルを作成し、これを満足する人工模擬地震波として求めた。設計用基準地震動の最大加速度は500Galである。図6.4に加速度応答スペクトルを示す。

建屋応答は、設計用基準地震動を建屋基礎下端に入力し、直接積分法による非線形応答解析法で求めた。

(2) 解析結果

建屋の固有周期は、1次が約0.31秒、2次が約0.15秒で、これらのモードの刺激係数は他のモードの値より大きく、これらのモードが支配的であった。建屋の最大せん断力応答を図6.5に、建屋の最大加速度応答を図6.6に示す。図から、外壁、内壁、遮蔽壁の合計のせん断力は、最も大きい1層で約 15.5×10^4 (t)である。各壁毎みると、各壁でせん断力を分配し合っているため、外壁では下にいくにつれ、せん断力が大きくなっているものの、内壁では下層が上層よりも小さくなっている層もある。内壁2層及び4層では約 5.8×10^4 (t)、約 4.7×10^4 (t)、遮蔽壁2層及び4層では約 2.5×10^4 (t)、 2.3×10^4 (t)である。

図6.7に内壁及び遮蔽壁の2層、4層での床加速度応答スペクトル(減衰定数:5%)を示す。

基礎底面での最大転倒モーメントは約 5.9×10^6 (tm)、作用せん断力は約 1.5×10^5 (t)であった。

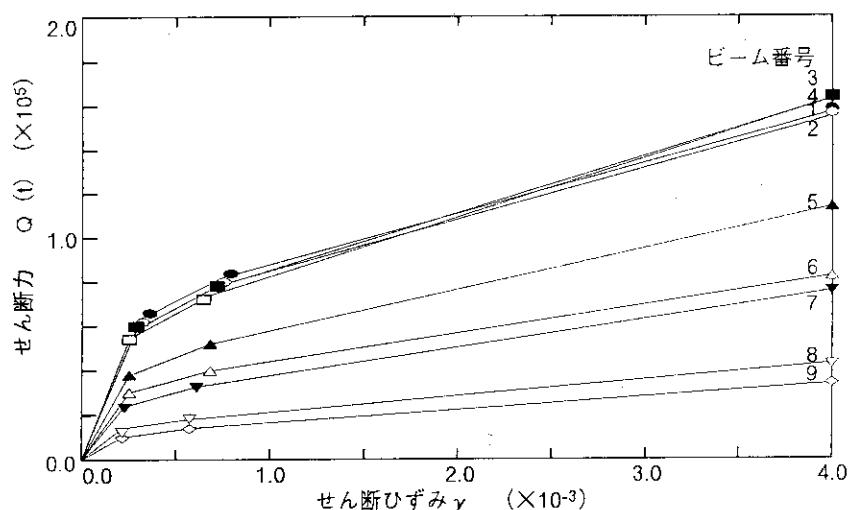


図 6.3 内壁のせん断力一せん断ひずみの復元力特性

表 6.1 原子炉建屋の 3 本棒多質点振動モデルの諸言

E.L (m)	重量×10^3(t)			回転慣性モーメット×10^6(tm^2/rad)		
	外壁	内壁	遮蔽壁	外壁	内壁	遮蔽壁
70.0		3.5			0.7	
60.0		4.1			0.8	
50.0		10.0	5.2		3.1	0.1
40.0		17.3	12.6		5.8	0.3
32.0		11.8	7.7		3.8	0.3
24.0	4.0	13.7	7.5	8.5	4.5	0.3
18.0	13.0	24.9	9.0	17.3	5.9	1.4
12.0	10.0	18.4	6.4	12.2	5.1	1.1
6.0	8.7	16.0	6.5	9.2	5.5	1.8
0.0		124.3			66.3	

E.L (m)	せん断面積(m^2)			断面二次モーメント×10^8(m^4)		
	外壁	内壁	遮蔽壁	外壁	内壁	遮蔽壁
70.0				55.0		
60.0				71.0		
50.0				126.0	58.0	
40.0				136.0	71.0	
32.0				179.0	72.0	
24.0	149.0	262.0	146.0	2.87	1.04	0.18
18.0	229.0	258.0	111.0	3.03	1.17	0.25
12.0	280.0	245.0	101.0	3.39	1.19	0.23
6.0	280.0	245.0	101.0	3.43	1.15	0.23
0.0						

E.L (m)	ばね定数×10^4(t/m)	
	外壁-内壁	内壁-遮蔽壁
50.0		132.0
40.0		73.0
32.0		87.0
24.0	620.0	108.0
18.0	827.0	196.0
12.0	377.0	76.0
6.0	186.0	76.0

建屋各部の減衰定数 $h = 5\%$
 ヤング係数 $E = 2.30 \times 10^{10} t/m^2$
 せん断弾性係数 $G = 0.98 \times 10^8 t/m^2$

表 6.2 岩盤物性値の諸元

岩盤	
単位体積重量 (t/m^3)	2.4
せん断波速度 (m/sec)	1000
ボアソン比	0.4
せん断弾性係数 (t/m^2)	24500

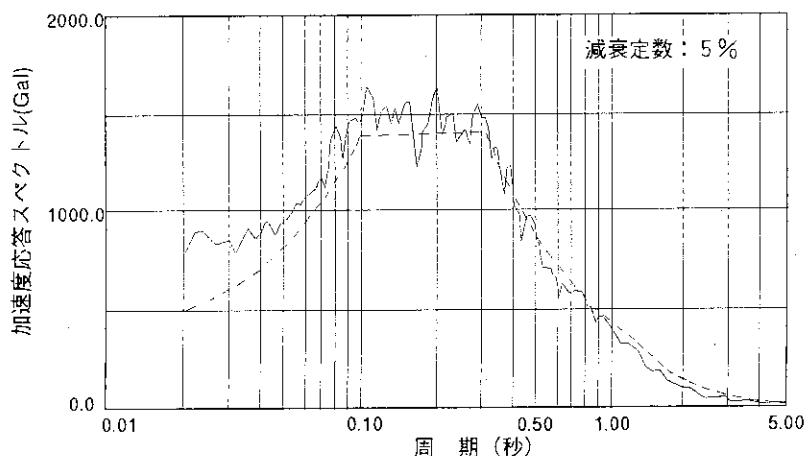


図 6.4 設計用基準地震動の加速度応答スペクトル

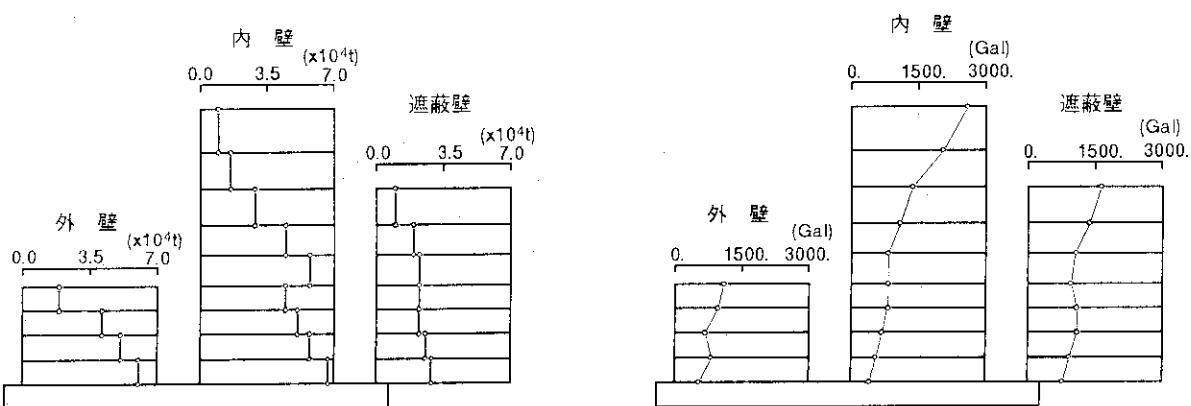


図 6.5 外壁、内壁、及び遮蔽壁の最大せん断力

図 6.6 外壁、内壁、及び遮蔽壁の最大加速度

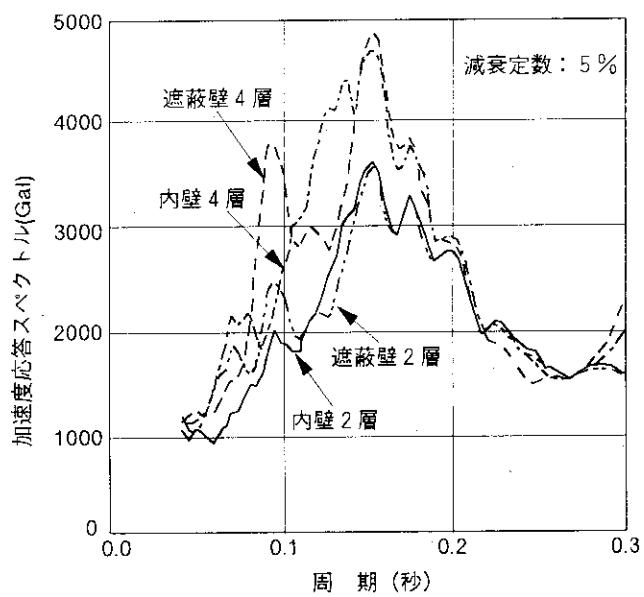


図 6.7 内壁、遮蔽壁 2 層及び 4 層の床加速度応答スペクトル

6.3.2 応答係数及び補正係数 a_1 及び b_1 の評価

(1) 応答係数の評価

6.3.1項(1)で述べた原子炉建屋の設計応答解析手順の各段階に内在する保守要因のうち、大きな要因を対象とし、サブ応答係数を求める。対象とするサブ応答係数は、設計用基準地震動の作成に係わる F_1 、地盤の伝播解析に係わる F_2 、建屋の応答解析に係わる F_3 とする。

応答係数 F_R の中央値 $\overline{F_{R,BLD}}$ 及び対数標準偏差 β_{BLD} は、(6.2) 及び (6.3) 式で表される。

$$\overline{F_{R,BLD}} = \overline{F_1} \cdot \overline{F_2} \cdot \overline{F_3} \quad (6.2)$$

$$\beta_{BLD} = \sqrt{\beta_1^2 + \beta_2^2 + \beta_3^2} \quad (6.3)$$

① 設計用基準地震動の作成に係わるサブ応答係数 F_1

F_1 の評価での保守要因は、4.1.2項と同様目標速度応答スペクトルの設定とした。 F_1 の評価法も4.1.2項での手法と同様とした。設計用基準地震動の加速度応答スペクトルは、図 6.4 のものを、観測地震動の加速度応答スペクトルは4.1.2項で用いた93波のものを用いた。評価の結果、 F_1 の中央値は1次固有周期0.31秒で1.37、対数標準偏差 β_1 は0.34であった。

② 地盤の伝播解析に係わるサブ応答係数 F_2

対象原子炉建屋は、Vs約1000m/sの岩盤に設置され、建屋基礎下端が解放基盤であるので、設計用基準地震動を1次元波動理論を用い地表面まで立ち上げる作業は行わない。そのため、4.1.3項で対象とした、成層地盤モデルに係わる係数 F_{21} を考慮する必要がない。

今回、建屋基礎のばねを浮き上がりを表す回転ばねで表したので、この設定に保守性があると考え、これを浮き上がりばねに係わる係数 F_{24} として考慮する。

F_2 は、地盤ー建屋相互作用に係わる係数 (F_{22})、有効入力に係わる係数 (F_{23})、浮き上がりばねに係わる係数 (F_{24}) からなり、次式で表される。

$$F_2 = F_{22} \cdot F_{23} \cdot F_{24} \quad (6.4)$$

F_{22} については、振動数非依存ばねによる建屋応答値と振動数依存ばねによる建屋応答値との比が、対数正規分布に従うとし評価した。 F_{22} の中央値は0.99、対数標準偏差は0.03であった。

F_{23} については、4.1.3項での値を用いた。 F_{23} の中央値は1.02、対数標準偏差は0.43である。

F_{24} については、建屋基礎の浮き上がりを表す回転ばねの復元力を設計では折れ線近似として表すが、現実的には理論解による値であると仮定した。そして、折れ線近似を用いた場合と理論解を用いた場合での応答値の比が、対数正規分布に従うとし求めた。ばらつきは、浮き上がり限界転倒モーメントの値にばらつきがあるとして求めた。 F_{24} の中央値は1.0、対数標準偏差0.0であった。

(6.4) 式から、 F_2 の中央値は1.01、対数標準偏差は0.43であった。

(3) 建屋の応答解析に係わるサブ応答係数 F_3

建屋の応答解析では、質点重量（W）、ヤング係数（E）、断面2次モーメント（I）、せん断弾性係数（G）、せん断断面積（A_S）等の材料物性値は一般に保守的に設定され、固有周期に反映される。この保守性を建屋固有周期に係わる係数 F_{31} として表す。建屋の減衰定数は一般に保守的に設定される。この保守性を建屋の減衰定数に係わる係数 F_{32} として表す。復元力特性に係わる曲げ剛性係数（EI）及びせん断剛性係数（GA_S）は一般に保守的に設定される。この保守性を建屋の復元力特性に係わる係数 F_{33} として表す。 F_3 は次式で表される。

$$F_3 = F_{31} \cdot F_{32} \cdot F_{33} \quad (6.5)$$

F_{31} については、建屋の固有周期に係わる物性値を対象とし、設計物性値と現実的物性値を用いた場合の加速度応答の比が、対数正規分布に従うとし、 F_{31} の中央値 \bar{F}_{31} と対数標準偏差 β_{31} を求めた。対象とする物性値は、W、E、I、A、Gのうち、W以外は F_{33} の評価で考慮するので、Wだけを対象とした。Wは、鉄筋コンクリートの単位体積重量のばらつきとS-Rモデル化での集中質点に置き換えるときのばらつきが考えられる。

現実的重量の中央値は設計重量と同じとし、対数標準偏差は約0.1と仮定した。 β_{31} は現実的物性値の84%値での応答と中央値での応答との比の自然対数値として求めた。 \bar{F}_{31} は1.0、 β_{31} は0.1であった。

F_{32} については、4.1.4項での値を用いた。 F_{32} の中央値は0.89、対数標準偏差 β_{32} は0.22である。

F_{33} の中央値は、設計物性値による設計応答値と現実的物性値の50%値による応答との比として求め、対数標準偏差は、現実的物性値の50%値による応答と84%値による応答との比の自然対数の値として求めた。 \bar{F}_{33} は0.97、 β_{33} は0.02であった。

(6.5) 式から、 F_3 の中央値は1.0、対数標準偏差は0.24であった。

(2) 応答係数の中央値の補正係数 a_1 及び b_1 の評価

補正係数 a_1 及び b_1 の評価では、まず、非線形応答も期待し得る5段階の地震動レベル α_i （250、500、750、1000、1500 Gal）に対する対象階での最大加速度応答 $\bar{f_R(\alpha_i)}$ を求める。次いで、これを設計用基準地震動（ $\alpha^D=500$ Gal）に対するj階での最大加速度応答（ q_j^D ）で規準化した比 $(\bar{f_R(\alpha_i)}_j / q_j^D)$ を求める。そして、これと (α_i / α^D) の関係を(6.6)式に示す係数 a_1 及び b_1 の関係式として表し、回帰計算からこれらの係数を求める。

$$\frac{\bar{f_R(\alpha_i)}_j}{q_j^D} = a_1 \left(\frac{\alpha_i}{\alpha^D} \right)^{b_1} \quad (6.6)$$

図6.8に遮蔽壁及び内壁2層及び4層での評価結果を示す。内壁4層での係数 a_1 は0.921、 b_1 は0.875であった。他も同様に求めた。

(3) 応答係数及び現実的応答の評価結果

応答係数の中央値及び対数標準偏差は、上述(2)での各サブ応答係数を用い(6.2)及び(6.3)から求めた。その結果を表6.3に示す。表から、中央値は1.19、対数標準偏差は0.59となった。この応答係数は、最大加速度に対し求めたものであるが、せん断力、最大転倒モーメント及びせん断抵抗力等の他の応答パラメータでも同じと仮定した。

建屋の現実的応答値 $f_{R,LCA}(\alpha_i, x)$ は、応答係数と補正係数 a_1 及び b_1 を用いて(6.1)式から求めた。ここでは、参考のため、設計入力地震動レベル α^D での現実的応答値 $f_{R,LCA}(\alpha^D, x)$ の中央値について記述する。内壁での2層と4層では約 4.9×10^5 (t)及び約 3.9×10^5 (t)、遮蔽壁では、約 2.1×10^4 (t)及び約 1.9×10^4 (t)となった。

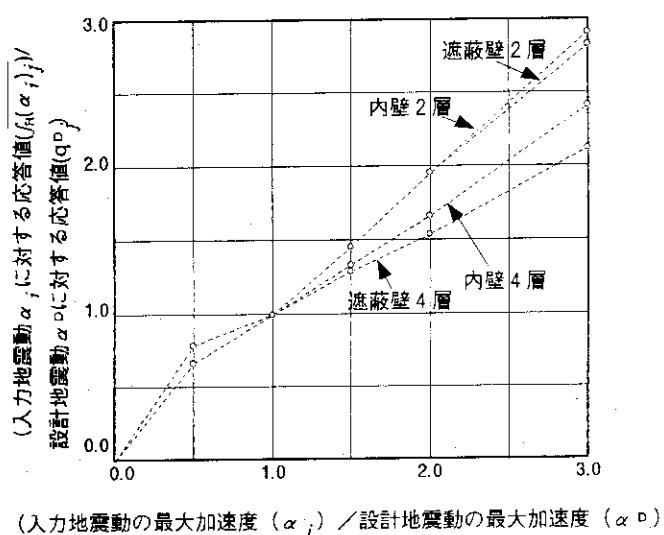


図6.8 内壁及び遮蔽壁の応答の非線形性

表6.3 原子炉建屋の応答係数及びサブ応答係数の評価結果

応答係数及びサブ応答係数		中央値	対数標準偏差
設計基準地震動に係わるサブに係わるサブ応答係数 (F_1)*		1.37	0.34
地盤伝播に係わるサブ応答係数 (F_2)	地盤一建屋相互作用に係わる係数 (F_{21})	0.99	0.03
	有効入力に係わる係数 (F_{23})	1.02	0.43
	浮上りに係わる係数 (F_{24})	1.00	0.0
建屋応答に係わるサブ応答係数 (F_3)	固有周期に係わる係数 (F_{31})	1.00	0.10
	減衰定数に係わる係数 (F_{32})	0.89	0.22
	復元力特性に係わる係数 (F_{33})	0.97	0.02
応答係数 (F_R) = $F_1 \times F_2 \times F_3$		1.19	0.59

(*): 建屋の1次固有周期0.31秒での値を表わす。

6.4 耐力評価

(1) 損傷モード・損傷部位・損傷基準

対象とする損傷モードとしては、耐震壁の損傷と建屋基礎の浮き上がり及びすべりとした。

耐震壁の損傷評価では、損傷部位を図6.1に示す2層及び4層の内壁と遮蔽壁の4箇所とした。これらの場所は、安全系に属する機器が多く設置されている場所である。損傷基準は、シアスパン比が0.4~0.8程度である時、変形の大部分がせん断変形によると指摘されているので、せん断時の終局強度に達した時とした。

浮き上がり及びすべりの損傷評価では、対象部位を図6.1に示す建屋基礎と基礎地盤との境界面とした。浮き上がりの損傷基準は、浮き上がりをもたらす最大転倒モーメントに達した時、すべりの損傷基準は、すべりをもたらす限界せん断抵抗力に達した時とした。

(2) 耐震壁の耐力評価

耐震壁の耐力は、(6.7)式に示す吉崎式[46]の終局時のせん断強度 τ_u (kg/cm^2) とし、これが対数正規分布に従うと仮定し、中央値と対数標準偏差を求める。

$$\tau_u = \left(1 - \frac{\tau_s}{4.5 \sqrt{F_c}} \right) \cdot \left(3 - \frac{1.8 M}{QD} \right) \cdot \sqrt{F_c} + \tau_s \quad (6.7)$$

$$\tau_s = (P_v + P_h) \cdot \frac{\sigma_y}{2} \cdot \frac{\sigma_v + \sigma_h}{2} \quad (6.8)$$

ここで、 F_c はコンクリートの圧縮強度 (kg/cm^2)、 M/QD はせん断スパン比、 P_v 及び P_h は縦及び横鉄筋比 (%)、 σ_y は鉄筋の引張り強度 (kg/cm^2)、 σ_v 及び σ_h は、縦及び横軸応力度 (kg/cm^2) を表す。

耐力の中央値及び対数標準偏差は、(6.7)式の F_c 及び σ_y が、対数正規分布に従う確率変数と仮定し、1次近似2次モーメント法から求めた。

F_c の中央値と対数標準偏差は、原子力発電所での打設後2年の強度データ[48]を用い求めた。中央値は約330 (kg/cm^2)、対数標準偏差は約0.08であった。 σ_y の中央値と対数標準偏差は、異形鉄筋の引張り強度試験のデータ[49]を用い求めた。中央値は約4060 (kg/cm^2)、対数標準偏差は約0.03であった。

これらの値を用い、耐震壁の中央値と対数標準偏差を求めた。内壁の2層及び4層での中央値は約 1.8×10^5 (t) 及び 1.9×10^5 (t)、対数標準偏差は共に約0.03であった。同様に、遮蔽壁の2層及び4層での中央値は 7.8×10^4 (t) 及び 1.1×10^5 (t)、対数標準偏差は共に約0.03であった。

(3) 浮き上がりの耐力評価

浮き上がりの耐力は、(6.9) 式に示す最大転倒モーメント M_u (tm) [14] とし、これが対数正規分布に従うと仮定し、中央値及び対数標準偏差を求める。

$$M_u = \frac{W \cdot L_{BLD}}{2} \quad (6.9)$$

ここで、Wは建屋の全重量 (t)、 L_{BLD} は建屋の基礎幅80 (m) を表す。

耐力の中央値及び対数標準偏差は、(6.9) 式のWが対数正規分布に従う確率変数と仮定し、1次近似2次モーメント法から求めた。

Wの中央値は約 3.35×10^5 (t)、対数標準偏差は約0.1と仮定した。滑りのせん断抵抗力の中央値は約 1.34×10^7 (tm)、対数標準偏差は約0.1となった。

(4) すべりの耐力評価

すべりの耐力は、(6.10) 式に示すMohr-Coulomb式でのせん断抵抗力 H_u (kg/cm^2) [21] とし、これが対数正規分布に従うと仮定し、中央値及び対数標準偏差を求める。

$$H_u = C \cdot \eta_0 A_0 + N_{BLD} \tan(\phi) \quad (6.10)$$

$$\eta_0 = 3 \left(\frac{1}{2} - \frac{M_{max}}{WL_{BLD}} \right) \quad (6.11)$$

ここで、Cは粘着力 (kg/cm^2)、 η_0 は接地率 (%)、 A_0 は建屋基礎の底面積 6.4×10^6 (cm^2)、 N_{BLD} は基礎底面に作用する鉛直力 3.35×10^8 (kg)、 ϕ は内部摩擦角 (度)、 M_{max} は最大転倒モーメントを表す。

耐力の中央値及び対数標準偏差 β_C は、(6.10) 式のC及び ϕ が、対数正規分布に従う確率変数と仮定し、1次近似2次モーメント法から求めた。

η_0 は、入力地震動 α の大きさにより変わるので、 H_u の中央値 \overline{H}_u は α の関数となるが、 α の1次式として(6.12)式で表すことができた。(6.12)式の a_2 及び b_2 は補正係数である。

$$\overline{H}_u(\alpha) = a_2 \alpha + b_2 \quad (6.12)$$

a_2 及び b_2 については、非線形応答をももたらす地震動レベル α_1 (200Galから1400Galまで200Galピッチで7段階のもの)に対する \overline{H}_u を求め、 \overline{H}_u と α の回帰計算から求めた。

C及び ϕ の中央値と対数標準偏差は、原位置試験での強度データ [47] を用い求めた。Cの中央値は約4 (kg/cm^2)、対数標準偏差は約0.2、 ϕ の中央値は約40 (度)、対数標準偏差は約0.1であった。これらから、 β_C は約0.14であった。 a_2 は -1.6×10^{-3} 、 b_2 は6.2であった。

耐力 $f_C(x)$ の(2.4)式は、(6.13)式となる。

$$f_C(X) = \left(1 / \left(\sqrt{2\pi} \beta_C X \right) \right) \exp \left[- \left(\ln X - \ln (a_2 \alpha + b_2) \right)^2 / (2\beta_C^2) \right] \quad (6.13)$$

6.5 損傷確率評価

(1) 耐震壁の損傷確率評価

耐震壁の内壁4層の損傷確率は、6.3節の現実的応答と6.4節の耐力を用い(2.2)式から求めた。現実的応答は、6.3.1項(2)の設計応答せん断力 4.7×10^4 (t)と6.3.2項(3)の応答係数の中央値1.19、対数標準偏差0.59及び修正係数 a_1 の0.921、 b_1 の0.875を用い(6.1)式から求めた。耐力は、6.4節の中央値 1.9×10^5 (t)及び対数標準偏差0.03を用い(2.4)式から求めた。

同様の手順で内壁2層、遮蔽壁2層及び4層の損傷確率も評価した。評価結果を図6.9に示す。

(2) 浮き上がりの損傷確率評価

浮き上がりの損傷確率は、耐震壁の場合と同様に(2.2)式から求めた。現実的応答は、設計最大転倒モーメント 5.9×10^6 (tm)と、サブ応答係数 F_3 を除いて求めた応答係数の中央値1.23及び対数標準偏差0.59を用い求めた。耐力は、中央値 1.34×10^7 (tm)及び対数標準偏差0.1を用い求めた。評価結果を図6.9中に示す。

(3) すべりの損傷確率評価

すべりの損傷確率は、浮き上がりの場合と同様(2.2)式から求めた。現実的応答評価では、設計せん断力は 1.5×10^5 (t)、応答係数は浮き上がりの場合と同じ値を用いた。耐力評価は、対数標準偏差0.1を用い(6.13)式から求めた。評価結果を図6.9中に示す。

(4) 損傷モード毎の損傷し易さの傾向

図6.9の左図から、内壁4層、浮き上がり及び滑りでの損傷確率のうち、浮き上がりのものが大きい。一方、図6.9の右図の遮蔽壁及び内壁2層の損傷確率は、すべりの損傷確率と近似している。これらから、今回の評価では浮き上がりが損傷し易い損傷モードであると考えられる。

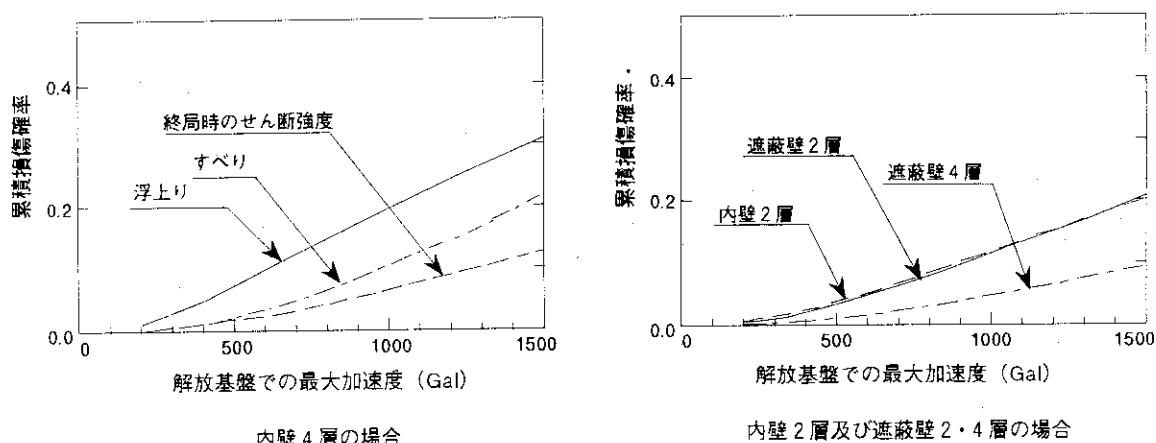


図6.9 内壁及び遮蔽壁の累積損傷確率

7. 継電器の損傷確率評価

7.1 継電器の概要及び損傷確率評価法の提案

(1) 継電器からなる電気計測制御盤の概要

① ディーゼル発電機制御盤

ディーゼル発電機の起動・停止等を行うもので、制御継電器・スイッチ等からなる。以下DG盤という。

② 440vスイッチギア

発電所の安全停止に必要な諸装置に低電圧の電力を供給するもので、各種継電器・地中遮断器等からなる。以下SGという。

③ コントロールセンタ

発電所の安全停止に必要な各種補機電動機等に低電圧の電力を供給するもので、制御継電器・電磁接触器等からなる。以下CCという。写真7.1にコントロールセンタの構造を示す。

(2) 継電器の損傷確率評価法の提案

継電器からなる電気計測制御盤が、図7.1に示す原子炉建屋に設置されているとする。この継電器の損傷確率評価法を図7.2に示す。

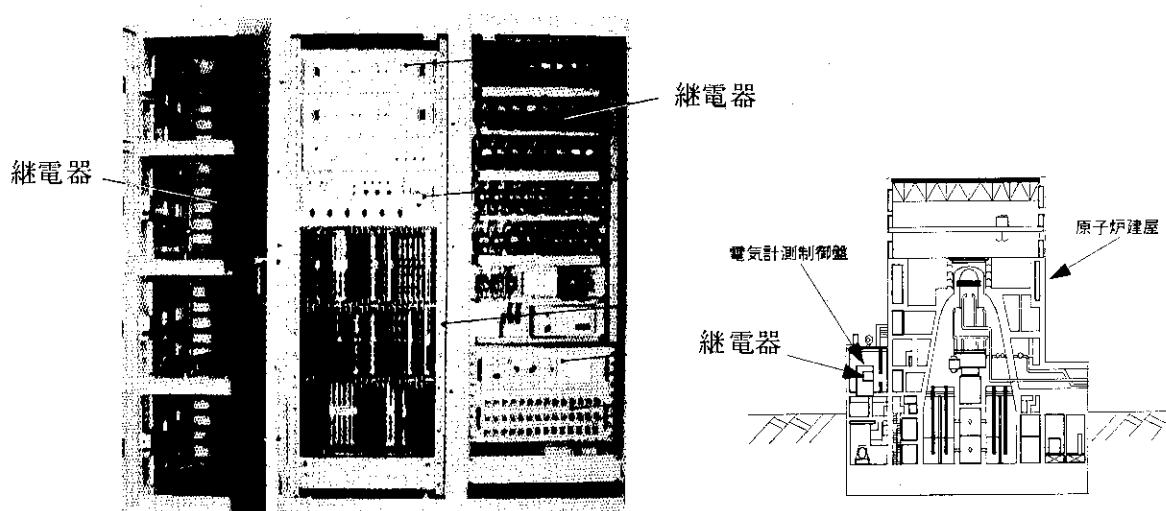


写真7.1 電気計測制御盤の外見写真 [50]

図7.1 原子炉建屋内の電気計測制御盤の設置場所

継電器の累積損傷確率 $P_{CF}(\alpha)$ は、現実的応答 $f_R(\alpha, x)$ と耐力 $f_C(x)$ を用い次式で求められる。

$$P_{CF}(\alpha) = \int_0^{\infty} f_R(\alpha, x) \left(\int_0^x f_C(x) dx \right) dx \quad (2.2)$$

設置場所での現実的応答 $f_{R,LCA}(\alpha, x)$ は、応答係数法に基づき、(2.13) 式で表される。

$$f_{R,LCA}(\alpha, x) = \left(1/\left(\sqrt{2\pi}\beta_R x\right) \right) \exp \left[-\left(\ln x - \ln((q^D \alpha) / (\bar{F}_R \alpha^D)) \right)^2 / (2\beta_R^2) \right] \quad (2.13)$$

ここで、 α^D は解放基盤での設計用基準地震動の最大加速度、 q^D は α^D に対する設計応答値、 \bar{F}_R は応答係数の中央値、 β_R は応答係数の対数標準偏差を表す。

q^D は、継電器が盤と剛に取付けられているので、盤の応答で近似できる。盤の応答は、盤が 1 質点振動モデルで表されるので、設置床での設計床加速度応答スペクトル $S^D(T, h)$ を用い次式で求め得る。

$$q^D = S^D(T, h) \quad (7.1)$$

一方、 $f_C(x)$ は、(2.4) 式で表される。

$$f_C(x) = \left(1/\left(\sqrt{2\pi}\beta_C x\right) \right) \exp \left[-\left(\ln x - \ln M_C \right)^2 / (2\beta_C^2) \right] \quad (2.4)$$

ここで、 M_C は耐力の中央値、 β_C は耐力の対数標準偏差を表す。

$S^D(T, h)$ が、3.2節の耐震設計手順に基づき与えられるとするならば、継電器の累積損傷確率 $P_{CF}(\alpha)$ は、継電器の現実的 1 次固有振動数 (T^R)、現実的減衰定数 (h^R)、応答係数 (F_R) 及び機器の耐力 ($f_C(x)$) の 4 つの項目を評価することで求め得る。

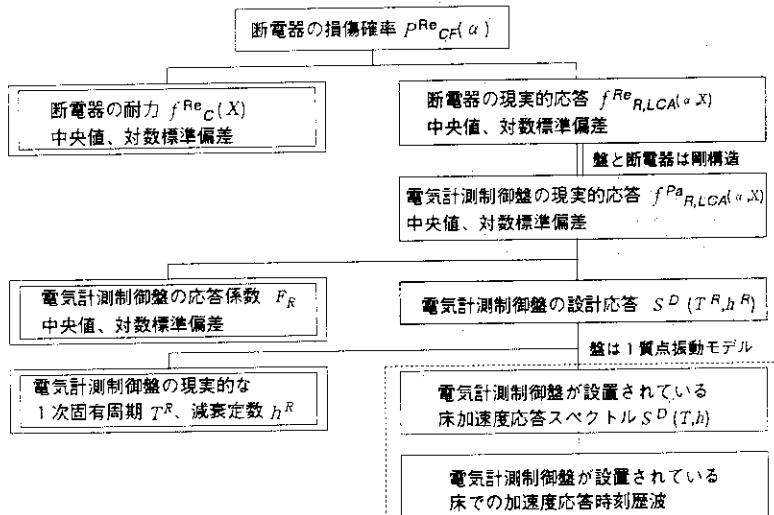


図 7.2 断電器の損傷確率評価手順

7.2 損傷確率の評価条件

(1) 対象原子炉建屋

対象とする原子炉建屋は、BWR改良標準型原子炉建屋とし、これが原研東海サイトに立地していると仮定する。

(2) 継電器及び電気計測制御盤

対象とする継電器及び電気計測制御盤は、7.1節で述べたものとする。これらの電気計測制御盤が、図7.1に示す建屋の地下1階に設置されているとする。解放基盤位置は図3.1.4と同じとし、地盤定数は原研東海の安全性試験用研究炉のものを用いた。

7.3 耐力評価

(1) 評価手法

電気計測制御盤の固有振動数及び減衰定数と継電器の耐力（チャタリング発生時の地震動の最大加速度）については、我が国での文献データに基づき評価することにした。

(2) 評価に用いたデータ

調査の範囲では八島 [51]・座本 [18]・鈴木 [52] が振動台試験によって、藤田 [53] は振動モデルを用いたシミュレーションによって評価していることが分った。振動台試験結果を詳細に記述しており、定量評価に用い得る八島のデータを参考として用いた。

以下、振動台試験の内容について述べる。

電気計測制御盤に関する試験としては、盤の共振周波数測定試験と耐震強度試験がある。

前者では0.1~0.2gの振動加速度の連続正弦波を用い、盤を前後と左右の2方向に加振して盤の共振周波数を求めている。図7.3にコントロールセンタの振動特性を示す。

後者では盤の機械的強度・機能を共振周波数の正弦ビート波（1ビート中に10波の正弦波を5つ含み、ビート間の休止期間が2秒で全継続時間10~15秒の波）で加振して求めている。表7.1にDG盤、SG及びCCの固有振動数・減衰定数に関する試験結果を示す。

対象とする制御継電器の機種には、耐震設計がされているものといないもの、交流及び直流、4及び8接点形のものがある。これら継電器に対する試験としては、継電器の共振周波数測定試験と誤動作限界加速度測定試験がある。

前者では、共振周波数を小さな振動加速度の正弦波で掃引加振して求めている。後者では、無励磁状態のb接点（閉路している接点）を対象として正弦波の周波数を固定した上で加振加速度をあげていき、接点でチャタリングが発生した時の値として求めている。図7.4に耐震設計がなされた制御継電器の交流、直流、4接点形及び8接点形タイプ各1個を加振した場合の誤動作限界試験結果を示す。

継電器以外の遮断器や電磁接触器等の器具についても試験が行われている。

(3) 耐力評価結果

図7.4の試験結果を用い、制御继電器の耐力を確率論的に表示する。地震PSAで対象とする继電器には使用電流や接点数の違うものがあるので機種毎に求める必要があるが、試験データが少ないのでこれらの違いを考慮しないものとして、図中の4グループのデータを1つのデータベースと考える。図から、チャタリング発生値が周波数に依存する傾向がみられるので、耐力を周波数の関数で表す。周波数毎の4つのデータが対数正規分布に従ってばらついているとした上で、それらの上下限値が ± 1 の対数標準偏差の範囲にあると仮定して、周波数毎に中央値と対数標準偏差を求める。そして、中央値 M_C (g)は、周波数毎の中央値を用い周波数 f (Hz)の関数として回帰式から求める。対数標準偏差 β_C は各周波数での対数標準偏差の平均値とする。 M_C としては、次式を得た。 β_C は0.09となった。

$$M_C = 0.082 f + 6.1 \quad (7.2)$$

各盤内の继電器の耐力の中央値は、(7.2)式に各盤の固有振動数を代入して求めたところ、DGでは7.99g、SGでは6.67g及びCCでは6.84gであった。各继電器の対数標準偏差は0.09とした。

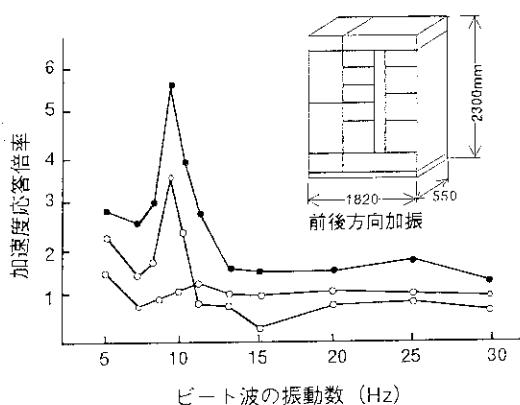


図7.3 コントロールセンタの振動特性 [51]

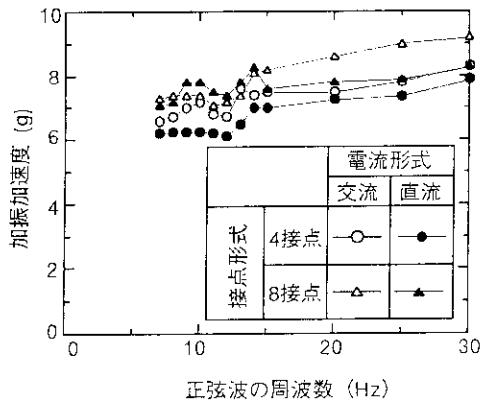


図7.4 制御断電器の誤動作限界加速度 [51]

表7.1 電気計測制御盤の試験結果と応答及び耐力の評価結果

	試験結果		応 答		耐 力	
	振動数 (Hz)	減衰定数 (%)	設計応答値 (Gal)	応答係数	中央値 (g)	対数標準 偏差
ディーゼル発電機 制御盤	23		344	中央値 1.69	7.99	
スイッチギア	7	5	1350	対数標準 偏差	6.67	0.09
コントロール センタ	9		1114	0.78	6.84	

7.4 現実的応答評価

(1) 電気計測制御盤の設計応答

設計応答は、我が国の種々の公開情報に基づき作成した地盤や建屋の振動モデルを用い計算した。電気計測制御盤の設計応答としては、3.2節で述べた耐震設計手順を用い、原研の研究炉用の設計用基準地震動 ($\alpha^D:186\text{Gal}$) に対し計算した原子炉建屋地下1階の設計床加速度応答スペクトルから求めた [54]。

継電器の損傷確率を求めるためには、盤の固有振動数及び減衰定数を求める必要がある。盤の固有振動数としては、応答の大きい前後加振のデータを用い、DG盤の1次固有振動数を23 (Hz)、SGを7 (Hz)、CCを9 (Hz)と設定した。盤の減衰定数としては、各盤共減衰定数が5%であるのでこの値とした。

DG盤、SG及びCCの設計応答は、図7.5に示す原子炉建屋地下1階の5%での床加速度応答スペクトルから求めた。DG盤は23 (Hz)での約344Gal、SGは7 (Hz)での約1350Gal、CCは9 (Hz)での約1114Galであった。

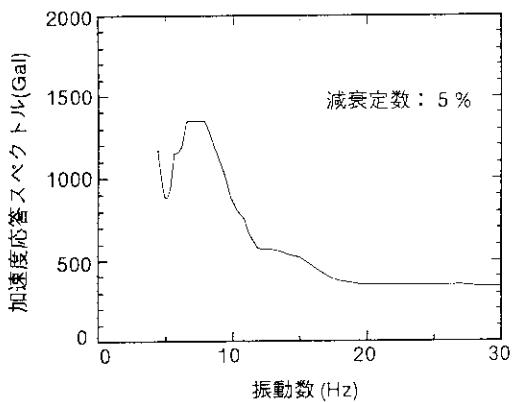


図7.5 原子炉建屋地下1階での床加速度応答スペクトル

(2) 継電器の応答係数及び現実的応答評価結果

電気計測制御盤の応答係数としては、継電器を収納した電気計測制御盤が3.3.節で分類した原子炉建屋内機器のA₁グループに属するので、このグループのものを用いた。中央値は1.69、対数標準偏差は0.78である。継電器の現実的応答は、上述(1)の各盤の設計応答値と応答係数を用い、(2.13)式から求めた。

7.5 損傷確率評価

各盤内の継電器の地震動レベル毎の損傷確率については、7.3節の耐力及び7.4節の現実的応答を用い、(2.2)式から求めた。

計算結果を図7.6に示す。図において、各盤内の継電器の損傷確率はDG盤とSG及びCCでは大きな違いがある。これは、各盤内の継電器の耐力の中央値が約7から8gの間にあり大きな違いがないものの、DG盤の設計応答値が1次固有振動数約23(Hz)での約344Galであるのに対し、SG及びCCが約8(Hz)での約1350及び1114Galであり、設計応答値が大きく違っていることによる。この違いは、各盤の1次固有振動数の違いが、高振動数帯の床応答スペクトルの違いとして大きく表れているためである。

なお、7.3節の耐力評価では、対象とする損傷モードをチャタリングとしたが、このモードでは、2.2節で述べた塑性エネルギー吸収係数を考慮する必要がない。それは、塑性エネルギー吸収係数が、延性破壊するようなモードに対し適用されるものであるため、チャタリングの場合には必要がないためである。そのため、継電器の損傷確率は、上述のように現実的応答を(2.13)式で表し、耐力を塑性エネルギー吸収係数で割り増ししない(2.4)式で表し求められた。

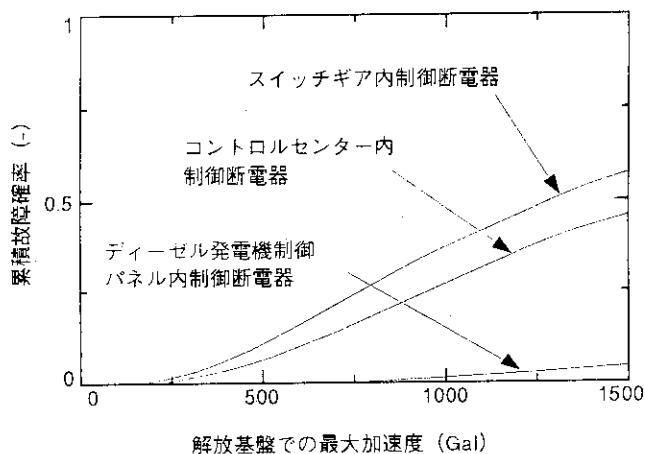


図7.6 電気計測制御盤内断電器の累積損傷確率

8. 考 察

8.1 応答係数の定量評価結果の検討

8.1.1 我が国の耐震設計法に基づく応答係数の定量評価法の検討

地震PSAで対象とする機器は、カテゴライズされた機種として約50種程度あり、このような機器1つ1つの応答係数を準備する必要があるが、多くの時間と費用を要するので、できるだけ少ないことが望ましい。そのため、著者等は、我が国の耐震設計手順に基づき、対象とする機器を分類・グループ化し、各グループに属する機器の応答係数が同じとし、応答係数の数を少なくする方法を提案した。この手法は、次の4つの項目からなる。

- ① 我が国の耐震設計法の分析を行う。
- ② ①の分析結果に基づき、地震PSAで対象とする機器の分類方法を検討し、設置場所や振動モデルの違いにより、対象機器の分類を行う（対象機器のグループ化）。
- ③ ①の分析結果に基づき、応答係数のサブ応答係数への分離方法を検討し、耐震設計手順を構成するステップの違いにより、応答係数のサブ応答係数への分離を行う。
- ④ ②で分類した対象機器のグループ別に、③で分離したサブ応答係数を組み合わせ、応答係数を作成する。

この方法を我が国の耐震設計基準で設計された建屋や機器に適用し、それらの応答係数を定量評価した。これらの評価を通じ、次のことが分った。

- (1) 我が国の機器の耐震設計手順は、機器の設置場所や応答解析に用いる振動モデルの違いによって異なる。設置場所と振動モデルの違いに着目すると、対象機器を6つのグループに大別することができた。
- (2) 我が国の耐震設計は、設計用基準地震動の作成、地盤の伝播解析、建屋の応答解析、機器の応答解析の4段階からなる。これら4段階に内在する保守性を係数の形で表したもののが応答係数である。各段階での保守性を係数化したものをサブ応答係数として表す。更に、各段階の保守性を幾つかの主な保守要因に分けたところ、全部で16個の要因に分けることができた。これをサブ応答係数を構成する係数として表した。そして、これら係数の量化を行った。
- (3) 6つに分類された機器の応答係数は、サブ応答係数を構成する16の係数で評価できることが分った。これは、カテゴライズされた約50種程度の機器の応答係数が、16の係数を組み合わせるだけで評価できることを意味する。そのため、著者等が提案した応答係数の定量評価法が、効率良いものであると考える。

8.1.2 耐震設計での安全裕度の検討

応答係数は、耐震設計の各段階での保守性を係数の形で表したサブ応答係数が互いに独立であると仮定し、これらを組み合わせて求められる。サブ応答係数の定量値は、対象とする耐震設計法や評価に用いたデータによって異なるものの、耐震設計の安全裕度を表していると考えられる。そのため、サブ応答係数の定量結果を用い、耐震設計の安全裕度の傾向について検討する。

(1) 耐震設計の各段階ごとの安全裕度

耐震設計は、①設計用基準地震動の作成、②地盤の伝播解析、③建屋の応答解析、④機器の応答解析の4段階からなる。4段階の全てが含まれる圧力容器を例として検討を行う。

表4.1から、各サブ応答係数の中央値及び対数標準偏差は、次の通りである。

①設計用基準地震動の作成	(中央値1.22、対数標準偏差0.13)
②地盤の伝播解析	(" 1.67、 " 0.71)
③建屋の応答解析	(" 0.83、 " 0.29)
④機器の応答解析	(" 2.04、 " 0.38)

サブ応答係数の中央値は、④、②、①、③の順番に大きく、機器の応答解析が最も大きい。これから、耐震設計では設計用基準地震動の作成、地盤の伝播解析及び機器の応答解析に多くの安全裕度を取っているとの傾向が分る。中央値の小さいものとしては、建屋の応答解析があり、1.0を下回っていることから、建屋設計の安全裕度が小さいとの傾向が分る。これは、建屋の設計が、地盤関連等の他の設計に比べ、精度良く行えるという工学的背景があるとも考えられる。

対数標準偏差は、②、④、③、①の順番に大きく、地盤の伝播解析のばらつきが最も大きく、地盤はばらつきの大きなものであることが分る。

地盤の伝播解析に係わる係数の中央値及び対数標準偏差は、次の通りである。

①成層地盤モデルの設定	(中央値1.03、対数標準偏差0.53)
②地盤ー建屋の相互作用	(" 1.59、 " 0.21)
③有効入力	(" 1.02、 " 0.43)

これから、地盤の伝播解析では成層地盤モデルの設定が最も不確実さが大きいといえる。

8.1.3 合理的な耐震設計の検討

圧力容器の応答係数の中央値は3.45、対数標準偏差は0.87である。中央値3.45は、耐震設計での応答解析全体の安全裕度を表していると考えられる。全体の安全裕度の内訳については、上述の8.1節で検討したが、不確実さの大きい地盤関連では安全裕度を大きく、工学的に精度良い設計が可能な建屋設計では安全裕度を少なめにし、耐震設計全体でバランスを取っていると考えられる。

ところで、機器の耐震設計は、一般的に、建屋応答解析で得られる機器設置床での時刻歴応答波や床応答スペクトル等の応答解析情報に基づき行われるが、建屋設計と機器設計との間に整合性が十分取れていないのではないといわれている。その主な理由として、両者の安全裕度に対する考え方方が異なることや、設計用基準地震動の作成から機器の設計までの流れを1つのシステムとして合理的にみるとの観点が十分でないことが挙げられる。

合理的な耐震設計のためには、設計用基準地震動の作成から、地盤、建屋及び機器の応答解析までを1つのシステムと捉え、一環した設計を行う必要がある。その場合、耐震設計を構成する各段階の現状での工学レベルを考慮し、全体の安全裕度を合理的に設定する必要がある。そのためには、耐震設計の各段階の安全裕度を同じ評価基準でサブ応答係数として求めた上で、全体の安全裕度を応答係数として表す応答係数法のような考え方は、有用な手法の1つであり、1つの方向を示していると考える。

8.1.4 地震動を表すパラメータの検討

地震動は、①地震動強度（最大加速度・最大速度・最大変位）、②地震動継続時間、③卓越周期、④スペクトル形状等のパラメータで表現されるべきであるが、通常、地震動強度（最大加速度）のうちの1つだけを用い表現されている。構造物・機器の応答や損傷確率は、これらのパラメータに影響されるので、これらを簡便に表現する手法が望まれている。これに対し、亀田は、上記の4地震動パラメータがいずれも、マグニチュード（M）及び震央距離（Δ）と関数関係にあることに着目し、上記地震動パラメータをM及びΔで表すハザード適合マグニチュード・適合震央距離の概念を提案した。

著者等は、設計用基準地震動の設定に係わるサブ応答係数 F_1 をM・Δ・周期Tの関数で表し、この関数と亀田のハザード適合マグニチュード・適合震央距離を用い、機器の応答や損傷確率を評価した。この評価を通じ、機器の応答や損傷確率が、 F_1 のM・Δ・Tでの関数式とハザード適合マグニチュード・適合震央距離を用い評価できることが明らかになった。そのため、このような評価手法は、上記地震動パラメータの機器の応答や損傷確率へ及ぼす影響を評価する上で、有用な手法と考える。

8.2 原子炉建屋の損傷確率評価結果の検討

8.2.1 SSMRP法と改良手法による損傷確率評価結果の比較

著者等の改良応答係数法とSSMRP法による損傷確率の比較を行う。

(1) SSMRP法と改良応答係数法の違い

SSMRP法では、損傷確率を局所応答の関数として求める。現実的応答評価では、まず、入力地震動レベルを6つの範囲に分け、各レベル毎に約30波の地震動を作成する。次いで、これらの地震動と動的振動モデルを用い、現実的応答を直接非線形解析から求める。この現実的応答 $f_R(\alpha, x)$ は、次式で表される。

$$f_R(\alpha, X) = \left(1 / \left(\sqrt{2\pi} \beta_R(\alpha) X \right) \right) \exp \left[- \left(\ln X - \ln M_R(\alpha) \right)^2 / \left(2\beta_R(\alpha)^2 \right) \right] \quad (\text{再掲載}) \quad (2.12)$$

ここで、 $M_R(\alpha)$ 及び $\beta_R(\alpha)$ は、 α の関数としての中央値及び対数標準偏差を表す。

SSMRP法と応答係数法との主な違いを挙げる。

- ①周波数特性の異なる複数の地震動を用いる。
- ②入力地震動レベルが設計用基準地震動より大きいものも対象とする。
- ③非線形応答解析を行う。

(2) 比較の方法及び観点

完全なSSMRP法で損傷確率を評価することは、時間及び費用等から難しいので、上述の3項目を考慮するものの、できるだけ評価手法を単純化する（以下、この手法をSSMRP法の類似手法という）。また、改良応答係数法との比較の観点も限定する。以下、類似手法の概要を述べる。

① 入力地震動の周波数特性と数

入力地震動の周波数特性と数は、サブ応答係数 F_1 の評価で用いた93地震動のうち、建屋の1次固有周期0.31秒のところが卓越している10波を用いる。

② 入力地震動のレベル

入力地震動の最大加速度は、各波の最大加速度を250、500、750、1000Galまで拡張したものを作成し用いる。

③ 非線形応答解析

振動モデルとしては、6.3.1項のS-Rモデルとするが、モデルを構成する設計用物性値を現実的物性値の中央値に置き換えたものを用い、応答解析は直接積分法で行う。

④ 現実的応答の中央値及び対数標準偏差

現実的応答の中央値及び対数標準偏差は、各最大加速度レベル毎に、上述の10波に対する応答のばらつきから求める。求めた現実的応答の中央値 $M_R(\alpha)$ を α の関数として表す。

$$M_R(\alpha) = a_3(\alpha)^{b_3} \quad (8.1)$$

ここで、 a_3 及び b_3 は補正係数を表す。

ここで求めた対数標準偏差は、応答係数法でのサブ応答係数 F_1 の対数標準偏差 β_1 だけに相当し、 F_1 以外の要因によるばらつきは評価されていない。そのため、 F_1 以外の要因による対数標準偏差は、サブ応答係数 F_2 及び F_3 の β_2 及び β_3 と同じとした。(2.12)式の $\beta_R(\alpha)$ を α の関数として、次式で表す。次式で、 a_4 及び b_4 は補正係数を表す。

$$\beta_R(\alpha) = \sqrt{(\beta_1(\alpha))^2 + \beta_2^2 + \beta_3^2} \quad (8.2)$$

$$\beta_1(\alpha) = a_4(\alpha)^{b_4} \quad (8.3)$$

比較の観点は、内壁4層を対象とした場合の次の3項目とした。

- ① 現実的応答の中央値の違い、② 現実的応答の対数標準偏差の違い、③ 損傷確率の違い

(3) 計算結果

① 現実的応答の中央値の違い

SSMRP法の類似手法による現実的応答の中央値 $M_R(\alpha)$ の補正係数 a_3 及び b_3 は、1359及び0.567であった。これらの値と(8.1)式を用い、 $M_R(\alpha)$ を求めた。その結果を図8.1に示す。図中に改良応答係数法での評価結果も示す。図から、類似手法の中央値は、改良応答係数のものとが近似している。これから、改良応答係数法で用いた設計用基準地震動の最大加速度を拡幅した1波で、周波数特性の異なる複数の波を用いて求めたせん断力の中央値を近似できるといえる。

② 現実的応答の対数標準偏差の違い

SSMRP法の類似手法による現実的応答の $\beta_1(\alpha)$ の補正係数 a_4 及び b_4 は、23.4及び-0.845であった。これらの値を(8.2)式及び(8.3)式に代入し、 $\beta_R(\alpha)$ 及び $\beta_1(\alpha)$ を求めた。結果を図8.2に示す。図中に改良応答係数法による結果 $\beta_R=0.59$ 及び $\beta_1=0.34$ も示す。図から、類似手法の対数標準偏差 $\beta_1(\alpha)$ は、 α が大きくなるにつれ小さくなり、改良応答係数法のものと約0.1~0.2程度違っている。

$\beta_1(\alpha)$ が小さくなる理由は、復元力特性の傾きが図6.3に示す第1折れ点以降小さくなるので、応答の増減幅も小さくなるためと考える。約0.1~0.2程度の違いの理由について述べる。改良応答係数法では、設計用基準地震動の加速度応答スペクトルと建屋の加速度応答スペクトルが比例するとし、設計用基準地震動と観測地震動の応答スペクトルにおける1次固有周期での値の違いとして求めた。これに対し、SSMRP法の類似手法では、入力地震動10波に対する建屋応答の違いとして直接求めている。そのため、1次モード以外のモードや応答の伝達関数を考慮したことの影響がでていると考える。 β_1 での約0.1~0.2の違いは、 β_R では約0.1程度となり、約1/2となっている。

③ 損傷確率の違い

①及び②の現実的応答値と6.4節の耐力を用い、(2.2)式から損傷確率を求めた。その結果を図8.3に示す。図中に改良応答係数による結果も示す。図から、SSMRP法の類似手法と応答係数法による損傷確率の違いは大きくない。

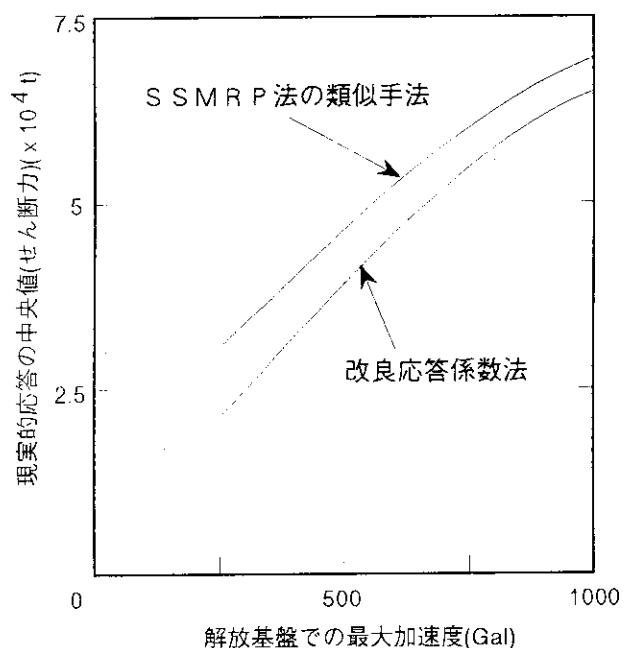


図 8.1 SSMRP 法の類似手法と改良応答係数法での現実的応答の中央値の計算結果の比較

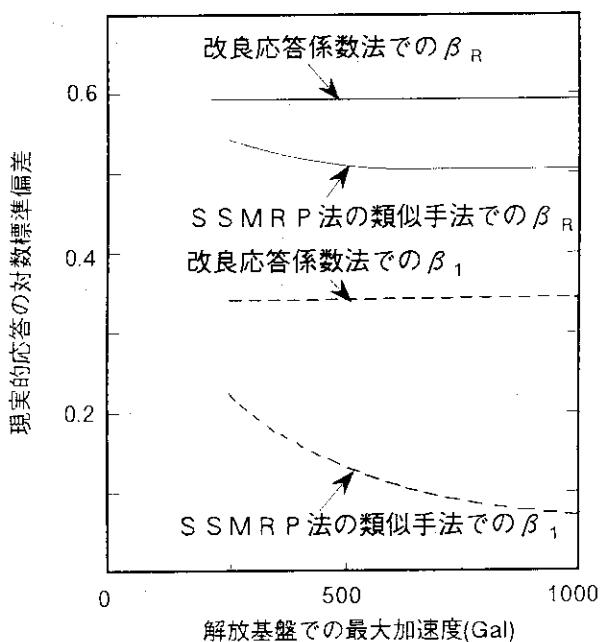


図 8.2 SSMRP 法の類似手法と改良応答係数法での現実的応答の対数標準偏差の計算結果の比較

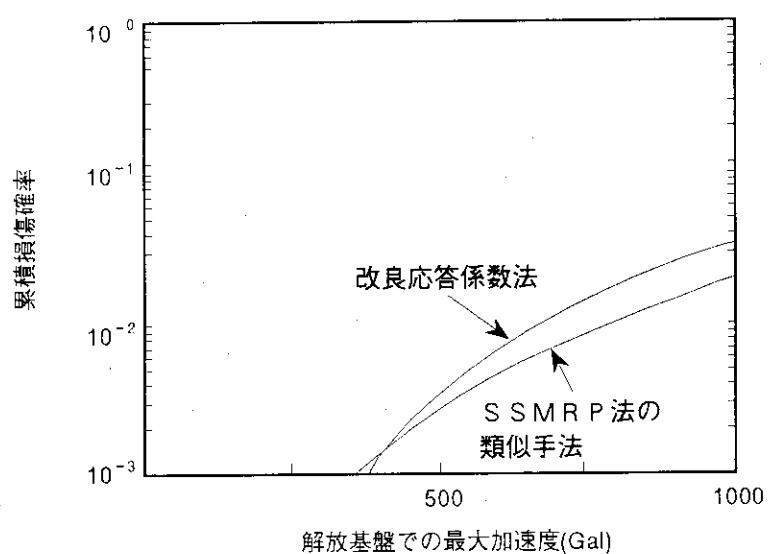


図 8.3 SSMRP 法の類似手法による内壁 4 層の累積損傷確率の比較

8.2.2 既存の応答係数法と改良手法による損傷確率評価結果の比較

著者等の改良応答係数法と既存の応答係数法による損傷確率の違いを比較する。

(1) 対象とする応答係数法の手法と設定したパラメータ値

対象とする応答係数法の手法は、次の3つとする。

- ① Kennedy等の手法
- ② 武田等の手法
- ③ 山田等の手法

これらの内容については、2.2節で述べたが、これらの手法を構成するパラメータの設定内容について述べる。パラメータの設定値を表8.1に示す。

① Kennedy等

対象パラメータは、塑性率 μ 、ニューマークのエネルギー等価式の考え方に対する補正係数 ϵ の中央値 $\bar{\epsilon}$ 、対数標準偏差 β_ϵ がある。Kennedy等の文献[5]に基づき、 μ は3、 $\bar{\epsilon}$ は1.0、 β_ϵ は0.2とした。

② 武田等

対象パラメータは、 μ 、 $\bar{\epsilon}$ 、 β_ϵ 、多質点系に対する損傷の集中を考慮した塑性エネルギー吸収係数 F_{DC} の中央値 \bar{F}_{DC} 、対数標準偏差 β_{FDC} がある。武田等の文献[12]に基づき、 μ は3、 $\bar{\epsilon}$ は0.6、 β_ϵ は0.2、 \bar{F}_{DC} は0.5、対数標準偏差 β_{FDC} は0.1とした。

③ 山田等

対象パラメータは、 μ 、多質点系に対する損傷の集中を考慮した塑性エネルギー吸収係数 ϵ_M の中央値 $\bar{\epsilon}_M$ 、対数標準偏差 $\beta_{\epsilon M}$ がある。山田等の文献[13]に基づき、 μ は2、 $\bar{\epsilon}_M$ は0.82、 β_ϵ は0.3とした。

(2) 評価結果

図8.4に累積損傷確率の評価結果を示す。図中に著者等の改良応答係数法での結果も示す。図から、いずれの値も1000Gal程度で累積損傷確率が約0.1以下で、非常に小さい。そのため、500Gal以上で傾向を見る。累積損傷確率は、武田、著者等及び山田の3者は近似しているが、Kennedyのものはこれらより小さい。

これから、改良応答係数法での損傷確率は、多質点系に対する損傷の集中を考慮した塑性エネルギー吸収係数を用いた場合と同程度であるが、1質点系での補正係数を用いた場合より大きい。一般的に、多質点系の振動モデルを用いることが多いことを考えると、Kennedy等の手法では、累積損傷確率を低く見積る可能性があると考える。しかしながら、このような傾向は、限られた条件下での考察であるので、今後更に検討を要すると考える。

表 8.1 塑性エネルギー吸収係数の取り扱い

	塑性率 (μ)	エネルギー等価式の補正係数
Kennedy [5]	3	<ul style="list-style-type: none"> 1質点での補正係数 ε 中央値 $\bar{\varepsilon} = 1.0$ 対数標準偏差 $\beta \varepsilon = 0.2$
武田等 [12]	3	<ul style="list-style-type: none"> 1質点での補正係数 ε 中央値 $\bar{\varepsilon} = 1.0$ 対数標準偏差 $\beta \varepsilon = 0.2$ 多質点に対する損傷集中係数 F_{DC} 中央値 $\bar{F}_{DC} = 0.5$ 対数標準偏差 $\beta_{DC} = 0.1$
山田等 [13]	2	<ul style="list-style-type: none"> 多質点に対し、損傷集中も考慮した補正係数 ε_M 中央値 $\bar{\varepsilon}_M = 0.82$ 対数標準偏差 $\beta_M = 0.3$

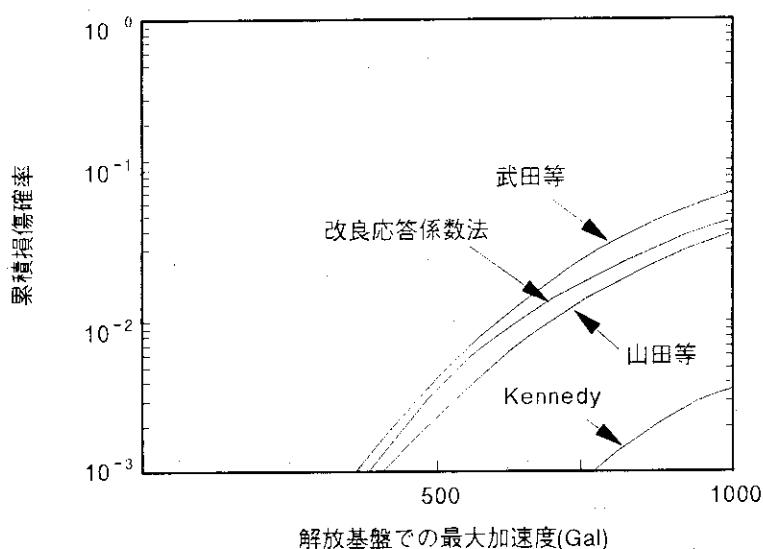


図 8.4 応答係数法の違いによる内壁 4 層の累積損傷確率の比較

8.3 緒電器の損傷確率評価結果の検討

(1) 電気計測制御盤とそれを構成する器具の損傷し易さの比較

7.3節で述べたようにDG盤、SG及びCCの本体に対する耐震強度試験と、制御緒電器を除いた遮断器や電磁接触器等の各器具に対する誤作動限界加速度試験が、行われている。

前者の試験では、各盤共に1g以上の加振でも機械的損傷が認められていない〔51〕。後者の試験では、制御緒電器を除いた各器具共に10g以上の加振でも誤作動が発生していない〔51〕。

これらに対し、制御緒電器は1g以下の加速度で誤作動が発生している。これからから、DG盤、SG及びCC本体と上述の各器具から構成された電気計測制御盤系の損傷は、制御緒電器でのチャタリングの発生によってもたらされる可能性が強いと考えられる。

(2) 制御緒電器の耐力の検討

チャタリングの発生に影響を及ぼす主な要因としては、励磁状態、接点状態及び入力地震動の入力方向や周波数特性等が考えられる。そのため、緒電器の耐力を評価する場合には、これらの条件を変えて実施した多くの試験データが望ましい。しかしながら、7.3節における制御緒電器の耐力の評価では、無励磁状態の閉路接点を対象とし、ある周波数の加速度正弦波のある方向に加振した場合のデータを用い、中央値及び対数標準偏差を求めた。その結果、対数標準偏差が0.09と得られた。

図7.4に示すように、異なる設計によって製作された緒電器の耐力には大きな違いがない。我が国の緒電器は、日本電機工業会標準を満足するように設計された上で、高い品質管理のもとで製作されているので、緒電器の機種が違ってもそれらの耐力に大きな違いがないものと考えられる。

(3) 制御緒電器の損傷確率の検討

緒電器の損傷確率に影響を及ぼす要因としては、緒電器の耐力と、応答に係わる設計応答及び応答係数がある。緒電器の耐力については、規則波としての正弦ビート波を用いた振動台試験結果を用いて評価した。これに対し設計応答は、不規則波としての原研東海の研究炉用の設計用基準地震動に対して計算した設計床加速度応答スペクトルと、規則波としての連続正弦波を用いた振動台試験結果から評価した電気計測制御盤の固有周波数及び減衰定数を用い求められた。応答係数については、7.4節述べたように一般化したサイトに対するものを用いた。

緒電器の損傷確率は、特定サイトを対象とし、そこで緒電器の耐力、設計応答及び応答係数を用い評価されるべきであるが、必要なデータは必ずしも十分に整備されていない。このような状況下で、緒電器の損傷確率を評価する場合には、データの整合性が完全ではないので、その分不確実さが大きくなる。

(4) 電気計測制御盤の損傷確率に及ぼす損傷の相関の検討

盤本体と複数の緒電器等の器具から構成される電気計測制御盤の損傷が、上述の(1)のようにある緒電器によってもたらされると仮定すると、盤の損傷は緒電器間の損傷の相間に影響さ

れる。

M.P.Bohnは、地震動下での機器間の損傷の相関を機器間の応答の相関と耐力の相関で表す方法を提案している [55]。例えば、この方法では建屋内の同じ床に固有周期の近い機器が設置されている場合には、応答の相関係数を1.0、耐力の相関係数を0とした上で損傷の相関係数を1.0として取扱っている。盤内の継電器の固有周期が似ているとし、Bohnの評価結果を盤内の継電器間に応用するならば、それらの損傷の相関係数を1.0とみなせる。これは、盤の損傷を1個の制御継電器損傷で近似できることを意味する。

8.4 建屋・機器の損傷確率評価法の選択に関する考え方

建屋・機器の損傷確率評価法としては、2章で挙げた詳細法のSSMRP法と簡便法の応答係数法があるが、原研では基本的に応答係数法を採用した。それは、次の理由による。

- ①過去の地震PSAでは、応答係数法が採用されていたので、これを考慮した。
- ②原研の地震PSA研究が開始された昭和60年当時、原研の耐震技術が蓄積されていなかったため、詳細法と呼ばれるSSMRP法の採用は、技術的に困難であると判断した。
- ③応答係数法は、現行耐震設計法の情報を有効に利用し行うものなので、この手法を採用することで、地震PSAを行う上で有用な我が国の耐震設計技術の蓄積が図れると判断した。
- ④詳細法での建屋・機器の応答解析では、非線形応答解析を行う必要があるが、昭和60年初期頃は研究段階のものが多く、情報の入手が難しかった。そのため、情報の多い現行耐震設計法を活用する応答係数法の方が、地震PSAの全体像を把握する上で有利と判断した。
- ⑤地震PSA手法を構成する各タスク（地震危険度評価、現実的応答評価、損傷確率評価、システム機能喪失発生確率評価、炉心損傷発生頻度評価）のうち、どのタスクが重要であるか分らなかったため、研究の重点をどこにすべきか決めることが難しかった。そのため、地震PSAの全体像を早く把握するためには、簡便な応答係数法の採用が得策と判断した。
- ⑥応答係数法を採用し、地震PSAの全体像を把握した後、重要なタスクあるいは重要な項目については、詳細法で評価精度の向上を図れると判断した。

耐震技術の整備状況や我が国の耐震技術の進展にも依存することではあるが、これまでの地震PSA研究から得られた建屋・機器の損傷確率評価法を選択する場合の考え方について述べる。

我が国の地震PSAにおいて、安全上重要と考えられる機器が同定されつつあるが〔54〕、それらの数はそれ程多くないと考えられる。そのため、安全上重要な機器は詳細な手法で評価し、比較的重要でない機器は簡便な手法で評価することとし、評価精度と評価効率を高める必要がある。評価精度と評価効率の観点から、機器の安全上の重要度によって評価法を分けることが重要と考える。従って、全ての建屋・機器に応答係数法を用いることは、得策と思えない。

以上から、次の考え方を提案する。まず、研究をPhase IとPhase IIに分ける。次いで、Phase Iでは、重要事故シーケンスや重要機器を早期に把握することを目的に、簡便な手法で地震リスクを評価する。そして、Phase IIでは、Phase Iで同定した重要な機器に対し詳細な手法を適用し、地震リスク評価の精度向上を図る。

ただし、実施機関の耐震技術の蓄積状況によっては、Phase I研究を過去の地震PSAの調査で補ったり、省略することも考えられる。また、ここで述べた詳細法とは、SSMRP法だけを指しているのではなく、今後提案されるであろう詳細法を含めてのものである。

9. 結 論

著者等は、我が国の耐震設計法をKennedy等が提案している応答係数法に反映し易くするため、この手法の改良を行った。主な改良内容は、応答係数を効率良く評価するための我が国の耐震設計法に基づく機器の分類と、応答係数法の精度向上のための応答係数の関数化である。これらの改良法を用い、地震PSAで対象とする機器の応答係数を定量評価した。また、これらの応答係数を用い、原子炉建屋と継電器の現実的応答を評価した上で、耐力も評価し、損傷確率を求めた。更に、SSMRP法の類似手法、既存の応答係数法及び改良法による原子炉建屋の損傷確率の比較を行うと共に、損傷確率評価法を選択する場合の考え方を示した。

これら原子炉建屋及び継電器の損傷確率は、信頼度50%に相当する点推定結果である。これ以外の信頼度での損傷確率を評価するためには、不確実さ解析を行う必要がある。そのためには、現実的応答と耐力の不確実さを評価する必要がある。現在、現実的応答の不確実さ評価のために、応答係数の不確実さを検討している。また、耐力の不確実さ評価については、我が国の耐震基準で設計された建屋及び機器の耐力評価の一環として、それらの耐力の不確実さも検討している。

以下、応答係数法の改良内容と原子炉建屋及び継電器の損傷確率評価結果に分けて要約する。

(1) 応答係数法の改良内容について

- 1) 我が国の機器の耐震設計は、機器の設置場所や応答解析に用いる振動モデルの違いによって異なるので、応答係数をできるだけ少なくするため、対象機器を設置場所と振動モデルの違いに基づき6つのグループに大別した。
- 2) 我が国の耐震設計は、設計用基準地震動の作成、地盤の伝播解析、建屋の応答解析、機器の応答解析の4段階からなるが、これらの段階に内在する保守要因を同定し、保守性をサブ応答係数として定量評価した。
- 3) 6つに分類された機器の応答係数は、サブ応答係数を構成する16の係数で評価できることが分ったため、機器の分類方法が効率良いものであることが明らかになった。
- 4) 応答係数は、従来、一定値として取り扱われていたが、これをマグニチュード、震央距離、周期の関数で表し、この場合と一定値の場合とのシステム機能喪失頻度に及ぼす影響について評価した。その結果、損傷確率に対しては影響が大きいが、損傷頻度に対しては影響が小さいことが分った。
- 5) サブ応答係数は、我が国の耐震設計の各段階での安全裕度を表していると考えられるので、各段階での安全裕度の比較を行った結果、安全裕度の多くは建屋応答解析以外にあることと、ばらつきの多くが地盤関連の段階にあることが分った。

6) 合理的な耐震設計のためには、設計用基準地震動の作成から、地盤、建屋及び機器の応答解析までを1つのシステムと捉え、一環した設計を行う必要がある。そのためには、耐震設計の各段階の安全裕度を同一基準でサブ応答係数として求め、全体の安全裕度を応答係数として表す応答係数法のような考え方は、有用な手法と考える。

(2) 原子炉建屋及び継電器の損傷確率評価結果について

1) 原子炉建屋の損傷確率

- ① 原子炉建屋の損傷モードを耐震壁の損傷、基礎の浮き上がり及びすべりに分け、各モードごとの損傷確率を求めた。特に、耐震壁の評価では、建屋を外壁・内壁・遮蔽壁に分け、応答の非線形を考慮した3本棒S-Rモデルで表し、各耐震壁ごとの損傷確率を求めた。
- ② 損傷し易い損傷モードは、浮き上がりであったが、他のモードと大きな違いはなかった。

2) SSMRP法の類似手法と改良応答係数法の比較

- ① SSMRP法の類似手法と改良応答係数法との現実的応答の中央値が近似していたことから、設計用基準地震動を拡幅した1波で周波数特性の異なる複数の波による応答を表し得ることが分った。類似手法の対数標準偏差 $\beta_1(\alpha)$ は、地震動の任意最大加速度 α が大きくなるにつれ小さくなり、改良応答係数法のものと約0.1~0.2程度違っている。
- ② SSMRP法の類似手法と改良応答係数法とで累積損傷確率の違いが、大きくなかった。

3) 応答係数法内の手法の違いによる比較

建屋の累積損傷確率は、提案されている塑性エネルギー吸収係数の設定の方法及びパラメータの設定の仕方で少し変わり得る。

4) 制御継電器の耐力及び損傷確率評価

- ① 繼電器等の器具からなる電気計測制御盤に関する我が国の耐震設計法を反映した継電器の損傷確率法を提案した。
- ② 制御継電器の振動台試験に関する我が国の文献データに基づき、制御継電器の耐力を確率論的に評価し、制御継電器の損傷確率を求めた。

5) 建屋・機器の損傷確率評価法の選択に関する考え方

- ① 評価精度と評価効率の観点から、機器の安全上の重要度によって評価法を分けることが重要と考える。安全上重要な機器は詳細な手法で評価し、比較的重要でない機器は簡便な手法で評価することとし、評価精度と評価効率を高める必要がある。
- ② 損傷確率評価法を選択する場合の考え方としては、まず、研究をPhase IとPhase IIに分ける。次いで、Phase Iでは、重要事故シーケンスや重要機器を早期に把握することを目的に、簡便な手法で地震リスクを評価する。そして、Phase IIでは、Phase Iで同定した重要な機器に対し詳細な手法を適用し、地震リスク評価の精度向上を図る。

謝　　辞

建屋及び機器の損傷確率評価についての考え方に関し、日本原子力研究所地震リスク研究専門部会を通じ御教示頂いた横浜国立大学工学部 柴田碧教授に感謝の意を表す。応答係数評価全般に亘る検討について御尽力頂いた日本鋼管(株) 田中歳明氏、応答係数評価のうち、設計用基準地震動の作成や地盤の伝播解析等に係わるサブ応答係数の評価について御協力頂いたフジタ工業(株) 平澤光春氏、配管等の応答係数評価について御協力頂いた日本鋼管(株) 加藤安久氏に感謝の意を表す。応答係数評価に関し御助言を頂いたリスク評価解析研究室村松健主任研究員に感謝の意を表す。

参考文献

- [1] Abe, K. et al. : Development of seismic risk analysis methodologies at JAERI, NUCSAFE 88, Vol. 2, pp. 741~750, 1988.
- [2] Freudenthal, A. M.: The safety of structure, Trans. ASCE, Vol. 112, 1947.
- [3] Ang, A.H.s.: Probability considerations in design and formulation of safety factors, IABSE.
- [4] Cummings, G. E. : Summary report on the seismic safety margins research program, NUREG/CR-4431, 1986.
- [5] Kennedy, R.P.: Probabilistic Seismic Safety Study of an Existing Nuclear Power Plant, Nucl. Engng. and Des. 59, pp315~338, 1980.
- [6] K.Ebisawa et al. : Evaluation of response factors for seismic probabilistic safety assessment of nuclear power plants, Nuclear Engineering and Design, Vol. 147, 1994.
- [7] 蛯沢勝三他：確率論的地震リスク評価における”応答係数”の非線形性がシステム信頼性に及ぼす影響の検討、JCOSSAR'91、A-11, 1991.
- [8] K.Ebisawa, et al. : Estimation methodology for functional failure probability of reactor buildings under earthquake motion, PSA'95, 1995.
- [9] 蛯沢勝三：地震動下での継電器の故障確率評価手順とその応用、第9回日本地震工学シンポジウム、1994.
- [10] K.Ebisawa and T.Uga : Evaluation methodology for seismic base isolation of nuclear equipments, Nuclear Engineering and Design, Vol.142, 1993.
- [11] N.M. Newmark and W.J. Hall : Development of criteria for seismic review of selected nuclear power plants, Report prepared for the U.S. Nuclear Regulatory Commission, 1977.
- [12] M.Takeda,et al.: A seismic PRA procedure in Japan and its application to a building performance safety estimation Part 2. Fragility analysis, Icosar'89, 1989.
- [13] 山田登志郎、閑田徹志：原発PRAにおける損傷集中の考え方とその簡便な評価法、第8回日本地震工学シンポジウム、No.26、1990.
- [14] (財)日本電気協会：原子力発電所耐震設計技術指針 JEAG4601-1987、1987.
- [15] 大崎順彦：原子力発電所設計用の基準地震動評価に関するガイドライン-主として大崎スペクトルについて-、ORI研究報告84-01、pp.39~46、1984.
- [16] 田治見宏：耐震理論に関する基礎的研究、東京大学生産技術研究所報告書、第8巻、第4号、昭和34年。
- [17] (財)原子力安全研究協会：軽水炉発電所のあらまし、昭和59年。
- [18] 座本晃他：原子力発電所用電気計装品の耐震設計、東芝レビュー、28巻、5号、1973。
- [19] (社)電力土木技術協会：火力原子力発電所土木構造物の設計、山海堂、昭和53年。
- [20] (社)電気協同研究会：変圧器ブッシングの耐震設計、電気協同研究、第38巻第2号、昭和57年。
- [21] (社)土木学会：原子力発電所地質・地盤の調査・試験法および地盤の耐震安定法の評価手法報告書、昭和60年。
- [22] 東京電力(株)：福島第2原子力発電所1号炉設置許可申請書、昭和49年。

- [23] 亀田弘行他：ハザード適合マグニチュード・震央距離による地震危険度解析の拡張、土木学会論文集、第392号／I-9、p.395～402、1988.
- [24] 運輸省港湾技術研究所：港湾技研資料、No.547（1986）、No.588（1987）、No.618（1988）、No.619（1988）。
- [25] 武藤清他：原子力発電所における観測地震のシミュレーション解析（その1）、日本建築学会大会講演便概集、1980.
- [26] 川島一彦、高木義和：実測地中地震記録に基づく表層地盤の地震応答、第5回日本地震工学シンポジウム、1978.
- [27] 武藤清他：原子力発電所における観測地震のシミュレーション解析（その2）、日本建築学会大会講演便概集、1980.
- [28] 宇都宮猛他：原子力発電所の地震動観測とその解析（その1）、日本建築学会大会講演便概集、1981.
- [29] 栗野豊他：30階オフィスビルの地震記録、日本建築学会大会講演便概集、1981.
- [30] 中島一夫：朝日新聞東京本社における地震観測と解析、日本建築学会大会講演便概集、1981.
- [31] 日本建築学会：建築物の耐震設計資料、丸善（株）、pp.317～357、昭和56年.
- [32] 岩崎勤、清水翼：直角分岐管の応力解析、日立評論、Vol.54, No.12, 1972.
- [33] 原子力工学試験センター：耐震設計の標準化に関する調査報告書別冊2（機械系）、pp.4～19、昭和57年.
- [34] 原子力工学試験センター：信頼性実証試験の現状（昭和59年）、昭和59年.
- [35] 原子力工学試験センター：信頼性実証試験の現状（昭和61年）、昭和61年.
- [36] 長橋純男、小林啓美：構造物の破壊作用を対象とした地震動の強さの評価、建築学会論文報告集、No.160、p.25～34、1969.
- [37] 伯野元彦、森川修：地震加速度と構造物破壊の関係についての一つのシミュレーション、土木学会論文集、第344号／I-1、p.299～302、1984.
- [38] Shibata, H. and Abe, K.: Discussion of seismic risk analysis issues in Japan raised by recent research at JAERI, PSA'89, 1989.
- [39] 蛭沢勝三他：確率論的地震危険度の評価手順と感度解析、土木学会論文集、第437号／I-17, pp. 143～152、1991.
- [40] 蛭沢勝三他：地震危険度評価SHEATの使用手引き、日本原子力研究所 JAERI-Data/Code、94-009、1994.
- [41] 渡辺憲夫他：BWRにおける外部電源喪失起因のイベントツリー解析、JAERI-M89-025, 1989.
- [42] 川島一彦他：最大地震動及び地震応答スペクトルの距離減衰式、土木研究所報告、第166号、pp.86～103、1985.
- [43] J.E. Wells: Reliability data required for a seismic risk assessment, a proceedings of the 5th a EUREDATA conference, 1986.

- [44] R.D.Campbel et al.:Compilation of Fragility Information from Available Probabilistic Risk Assessments, UCID-20571 Rev.1,1988.
- [45] 酒井章他：地震動を受ける原子炉建屋耐震壁の挙動に関する研究ー（その1）RC造立体耐震壁の静的および仮動的実験ー、日本建築学会論文報告集、第433号、1992.
- [46] 吉崎征二他：多数の小開口をもつ原子炉建屋耐震壁の終局強度、コンクリート工学、Vol.22、1984.
- [47] 日本原子力発電（株）：敦賀第2原子力発電所3号炉設置許可申請書、昭和54年.
- [48] 堀内他：コンクリート工学、Vol.13, No.8, Aug. 1975.
- [49] 日本鋼構造協会：鋼材の機械的性質のばらつきについて、JSSC, Vol.17, No. 179, pp.1~53.
- [50] 三菱電機（株）：三菱原子炉安全保護装置（SSPS）.
- [51] 八島英之：原子力プラット用電気機器の耐震試験、三菱電機技報、Vol.48、No.3、1974.
- [52] 鈴木康晴他：原子力発電所用電気計装品の耐震設計、日立評論、Vol.57、No.7、1977.
- [53] 藤田隆史他：誘導円板形継電機の地震時誤動作の防止方法に関する研究、日本機械学会論文集、53巻、495号、昭62年.
- [54] 蛭沢勝三他：地震時特定事故シーケンス発生頻度の感度解析(その2)、第5回確率論的安全評価（PSA）に関する国内シンポジウム論文集、IAE-R9006、1990.
- [55] M.P.Bohn, et al.: Application of the SSMRP methodology to the seismic risk at the Zion nuclear power plant, NUREG/CR-3428, 1983.