

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

女川原子力発電所第2号機 工事計画審査資料	
資料番号	02-補-E-03-0600-16_改11
提出年月日	2021年11月9日

補足-600-16 制御棒の挿入性評価について

目 次

1.	はじめに	1
2.	今回工認における制御棒挿入性評価の概要	2
3.	地震応答解析による燃料集合体相対変位（発生値）の算出	4
4.	確認済相対変位（許容値）の設定に係る制御棒挿入性試験データの拡充	8
4.1	既工認と今回工認で実施した制御棒挿入性試験の比較	10
4.2	高温時の変位特性を考慮したチャンネルボックス板厚の調整	11
4.3	制御棒挿入性試験結果	14
4.4	制御棒挿入性試験後のチャンネルボックス健全性確認結果	17
4.5	制御棒挿入性試験後の制御棒健全性確認結果	18
4.6	既往知見を踏まえた制御棒挿入性試験結果に対する考察	22
4.6.1	制御棒挿入時間	22
4.6.2	チャンネルボックスの弾塑性特性	24
5.	制御棒挿入性評価の妥当性確認	27
5.1	制御棒挿入性評価における実機条件との差異項目の分類及び検討項目の整理	30
5.2	実機条件との差異に係る検討	32
5.2.1	チャンネルボックスの弾塑性特性の影響確認	32
5.2.2	制御棒挿入性試験における保守性（制御棒挿入性解析に基づく定量評価）	37
5.2.3	鉛直方向加速度の影響	50
5.3	制御棒挿入性評価の妥当性	58
6.	制御棒挿入性試験及び制御棒挿入性解析に基づく確認済相対変位（許容値）の設定	60
7.	まとめ	60
8.	引用文献	60
別紙 1 制御棒挿入性解析に用いる計算機プログラム CR-IN の概要		
別紙 2 制御棒挿入性解析に用いるパラメータの設定		
別紙 3 制御棒挿入性解析に用いる入力波		
別紙 4 制御棒挿入性解析に係る女川原子力発電所第 1 号機工認実績との比較		
別紙 5 制御棒挿入性解析に係る既往知見との比較		
別紙 6 制御棒の挿入性評価に対する水平 2 方向の考慮方法		

1. はじめに

女川原子力発電所第2号機の今回工認における制御棒挿入性評価については、「原子力発電所耐震設計技術指針J E A G 4 6 0 1 -1991 追補版」(以下「J E A G 4 6 0 1 -1991 追補版」という。)での評価手法を適用し、新規制基準による基準地震動 S_s に対する炉内構造物系地震応答解析から得られた燃料集合体中央部最大相対変位(以下「燃料集合体相対変位」という。)が、制御棒挿入性試験で得られた機能確認済相対変位値(以下「確認済相対変位」という。)以内であることを添付書類「VI-2-6-2-1 制御棒の耐震性についての計算書」にて確認している。

本資料は、女川原子力発電所第2号機の制御棒挿入性評価に関して、今回工認で実施した燃料集合体相対変位データ拡充のための制御棒挿入性試験及びそれらを踏まえた制御棒挿入性評価の妥当性に係る検討結果を説明するものである。

なお、設置変更許可段階では、平成26年7月設置変更許可申請時の基準地震動 $S_{s-1,2}$ に対する燃料集合体相対変位が45.3 mmであったこと及び制御棒挿入性評価に対する保守性を考慮して確認済相対変位55 mmと設定していたが、今回工認では改めて制御棒挿入性評価の妥当性に係る検討結果を踏まえて確認済相対変位を60mmと設定した。また、今回工認における基準地震動 S_s に対する燃料集合体相対変位は54.2 mmとなっている。

2. 今回工認における制御棒挿入性評価の概要

今回工認における女川原子力発電所第2号機の制御棒挿入性評価は、既工認の評価手法と同様、J E A G 4 6 0 1 -1991 追補版に記載のBWR用制御棒の評価手法に基づいている。J E A G 4 6 0 1 -1991 追補版の評価手法を図2-1に示す。

女川原子力発電所2号機の制御棒挿入性評価は、燃料集合体を含めた炉内構造物系地震応答解析モデルを用いて、基準地震動 S_s に対する水平方向の地震応答解析結果として得られる燃料集合体相対変位（発生値）が、制御棒挿入性試験により得られる制御棒挿入性特性曲線から設定した確認済相対変位（許容値）以下であることを確認する。

以降、本資料では、3章として、基準地震動 S_s に対する地震応答解析による燃料集合体相対変位の算出について説明する。燃料集合体相対変位の算出結果として、基準地震動 S_s に対して最大54.2mmであることを確認した。

4章では、新規制基準における地震動の追加及び地盤物性の不確かさ等の追加による基準地震動 S_s の増大に伴って燃料集合体相対変位が大きくなることを考慮し、確認済相対変位データの拡充を目的として、既工認と同様の制御棒挿入性試験を実施した結果について説明する。制御棒挿入性試験結果として、燃料集合体相対変位約60mmに対する75%ストロークスクラム時間が規定値（1.62s*）を満足することを確認した。

5章では、上記を踏まえ、地震応答解析による燃料集合体相対変位の算出及び制御棒挿入性試験の結果について、それぞれ実機条件との差異項目を抽出し、各差異項目における影響について制御棒挿入性解析を用いて解析的に検討し、改めて制御棒挿入性評価の妥当性を総合的に確認した結果について説明する。

6章では、4章及び5章の結果を踏まえ、今回工認における制御棒挿入性評価に用いる確認済相対変位（許容値）を60mmと設定し、基準地震動 S_s に対する地震応答解析による燃料集合体相対変位（54.2mm）が制御棒挿入性試験による確認済相対変位（60mm）以下であることを満足することを確認した。

注記*：75%ストロークスクラム時間1.62秒以内については、「原子炉設置変更許可申請書本文五号」による。なお、設置変更許可添付書類十に記載の運転時の異常な過渡変化の解析においても75%ストロークスクラム時間で1.62sを前提とした評価を行っており、今回工認で設定した確認済相対変位60mmは規定値（1.62s）を満足することから、設置変更許可の内容と整合するものである。

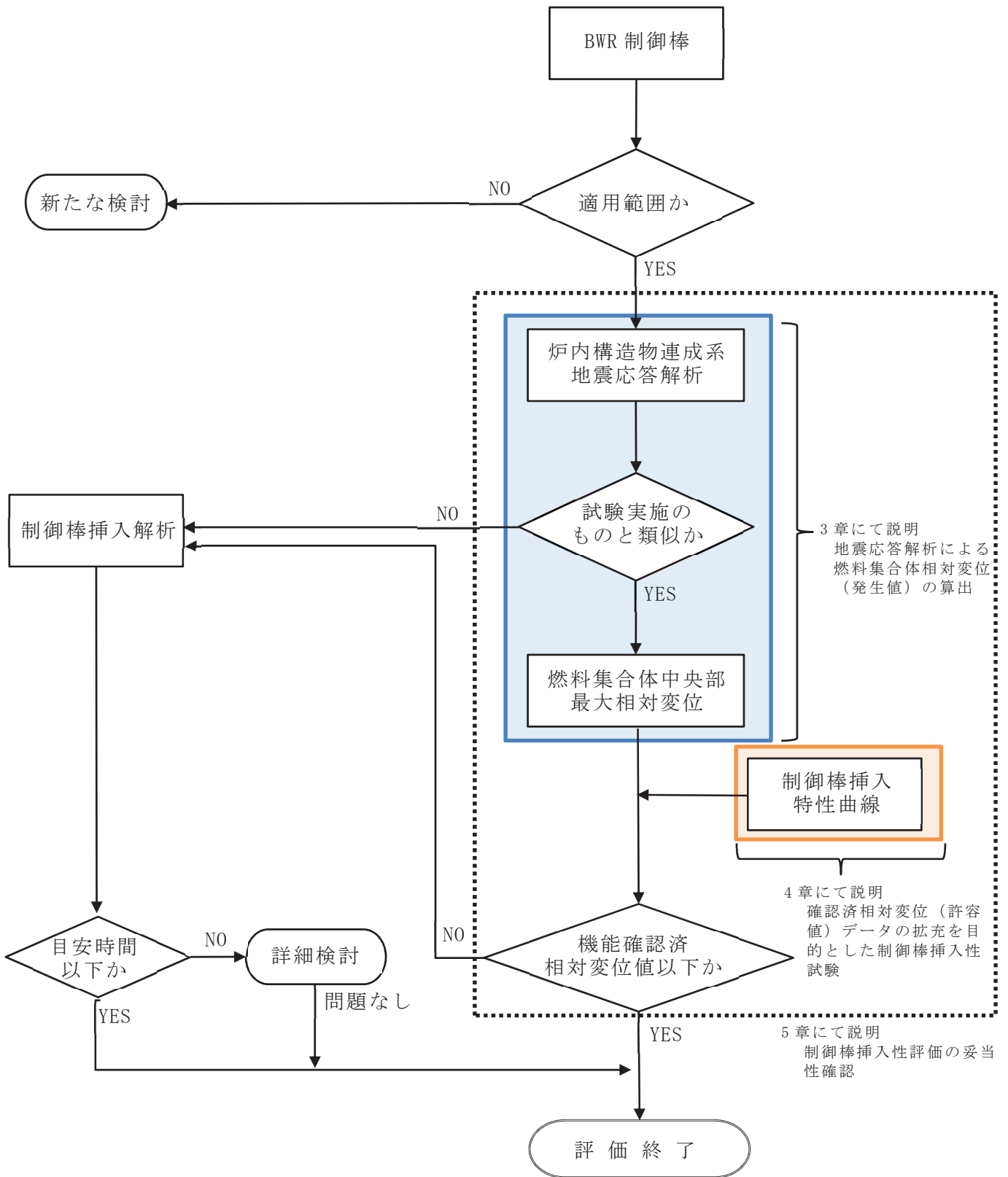


図 2-1 制御棒挿入性評価の評価手法
(J E A G 4 6 0 1 - 1991 追補版に一部加筆)

3. 地震応答解析による燃料集合体相対変位（発生値）の算出

制御棒挿入性評価における燃料集合体相対変位は、既工認同様、燃料集合体を含む炉内構造物系地震応答解析モデルを用いて、基準地震動 S_s に対する水平方向の地震応答解析結果として算出する。また、燃料集合体相対変位とは、図 3-1 に示すように燃料集合体の上下端の変位を 0 とした場合の中央部の最大変位である。なお、炉内構造物系地震応答解析モデルを図 3-2～図 3-4 に示す。

今回工認の基準地震動 S_s に対する燃料集合体相対変位は、表 3-1 のとおり、基準地震動 $S_s - D 2$ （EW 方向）が最大で 54.2mm* となることを確認した。

なお、今回工認における燃料集合体相対変位は、新規制基準における地震動の追加及び地盤物性の不確かさ等の追加による基準地震動 S_s の増大に伴って、既工認の制御棒挿入性評価に適用していた確認済相対変位 40mm を上回る結果となった。

注記*：補足説明資料「600-8-1 建屋-機器連成解析モデルの時刻歴応答解析における材料物性の不確かさ等を考慮した設計用地震力の設定について」参照

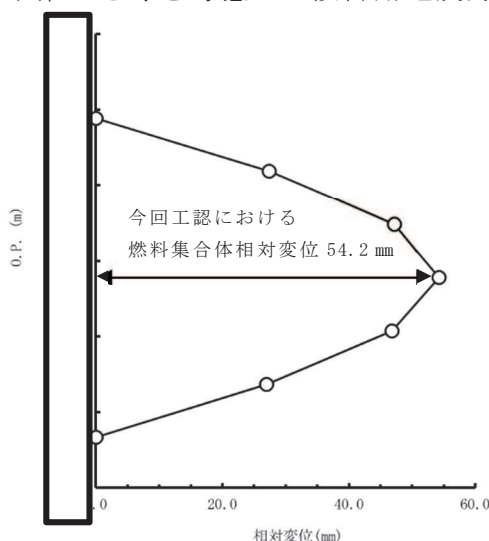
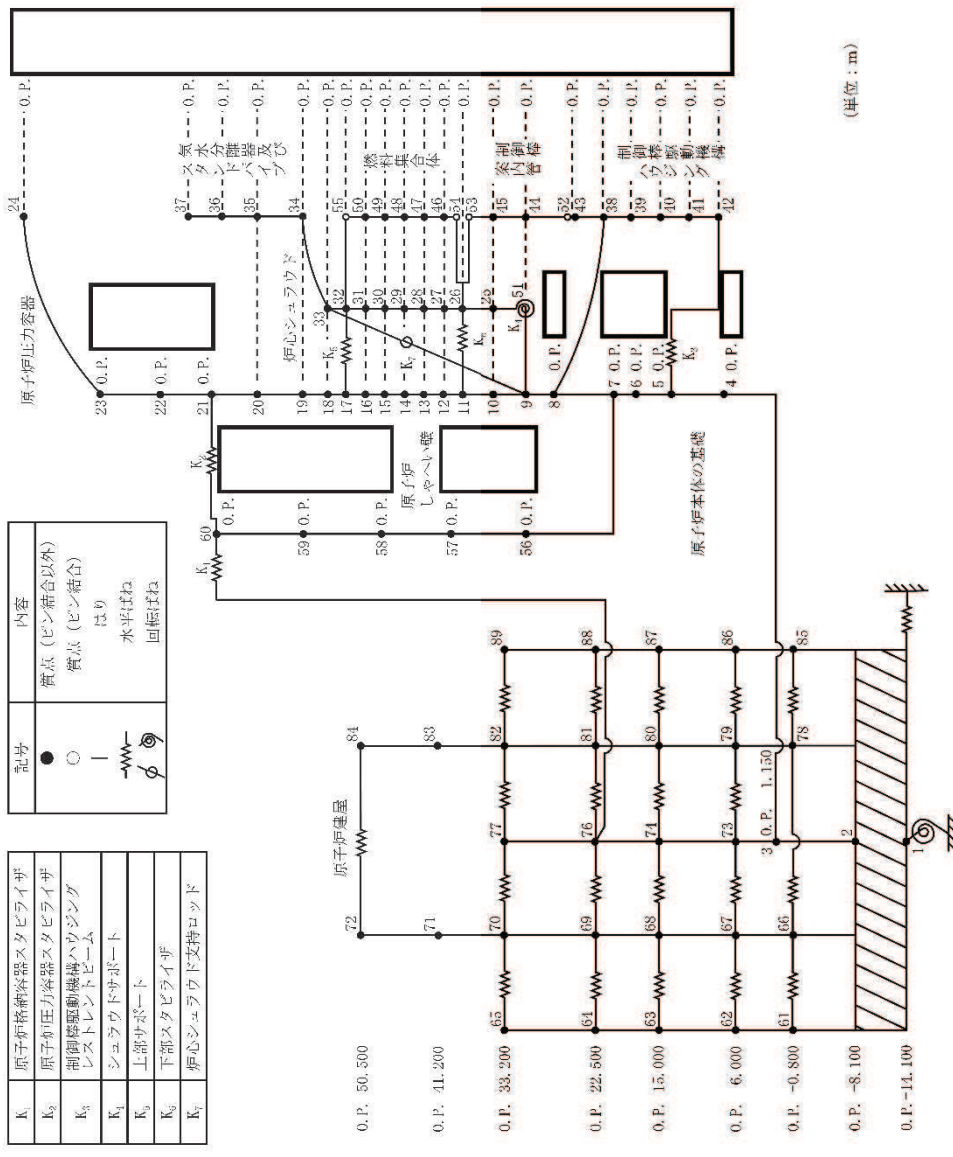


図 3-1 地震応答解析による燃料集合体相対変位

表 3-1 基準地震動 S_s に対する燃料集合体相対変位

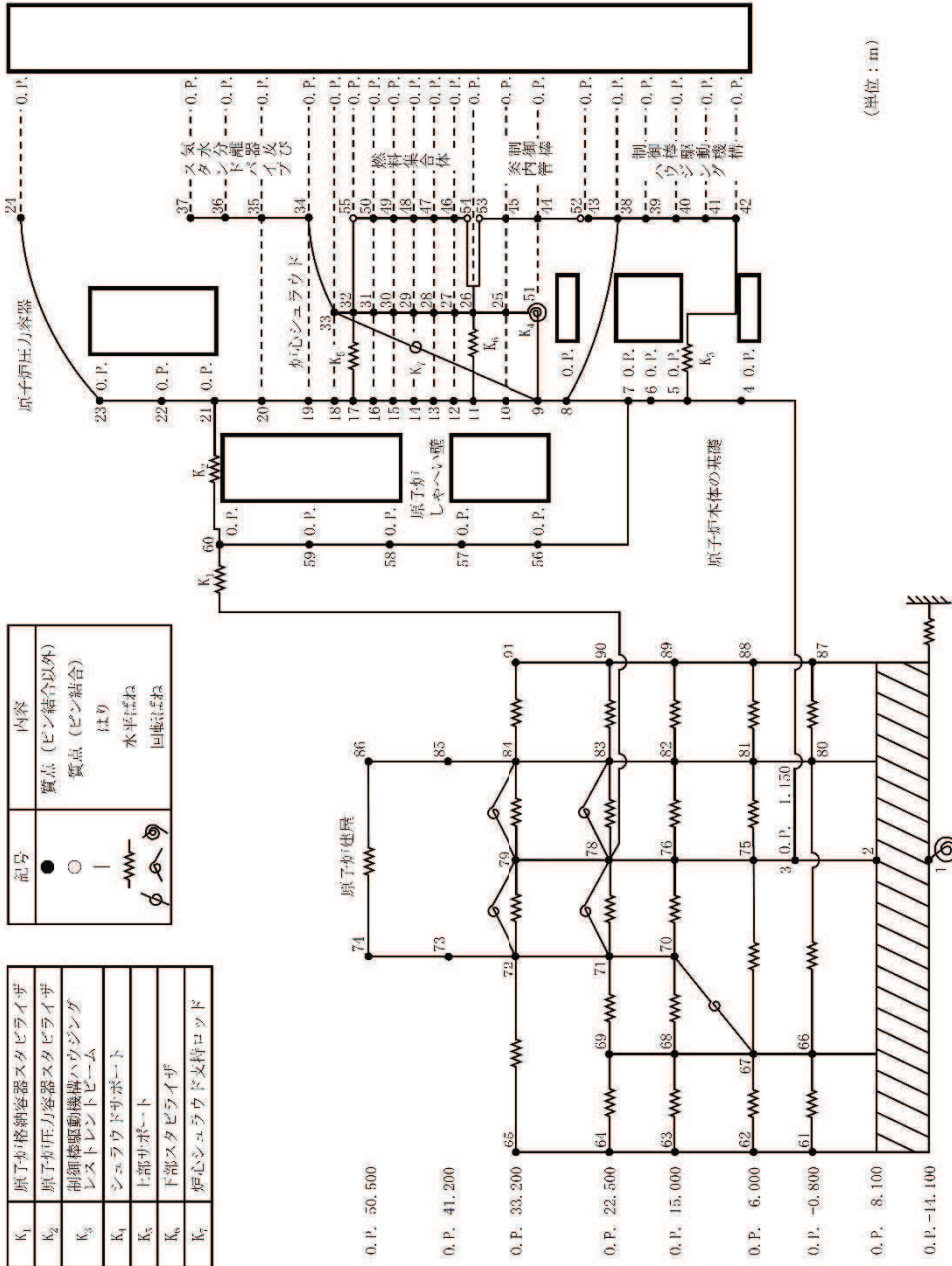
基準地震動	燃料集合体相対変位 (mm)	
	NS 方向	EW 方向
$S_s - D 1$	47.7	49.8
$S_s - D 2$	50.5	<u>54.2</u>
$S_s - D 3$	37.9	37.0
$S_s - F 1$	33.4	31.4
$S_s - F 2$	41.2	39.5
$S_s - F 3$	39.4	36.6
$S_s - N 1$	33.3	35.4



注* : 添付書類「VI-2-3-2 炉心, 原子炉圧力容器及び原子炉内部構造物並びに原子炉格納容器及び原子炉本体の基礎の地震応答計算書」より

図 3-2 炉内構造物系地震応答解析モデル (NS 方向)

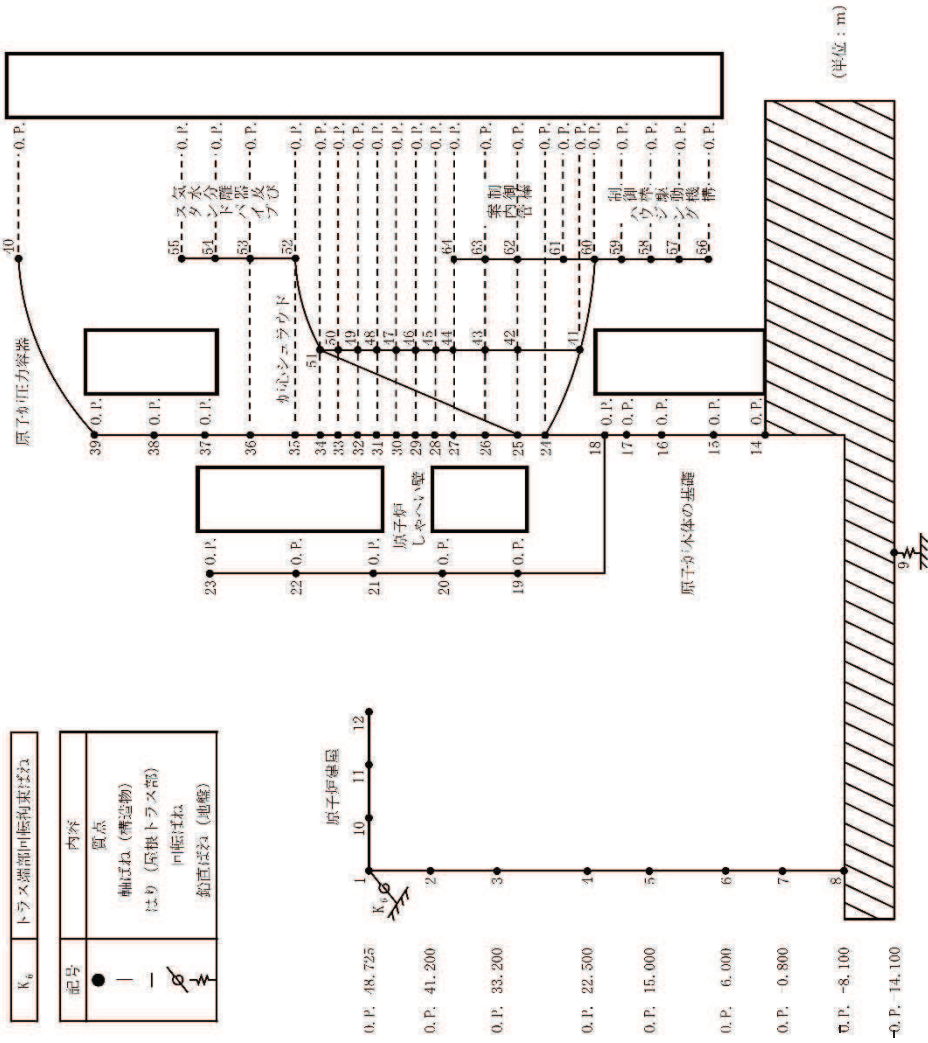
枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



注*: 添付書類「VI-2-3-2 炉心, 原子炉圧力容器及び原子炉内部構造物並びに原子炉格納容器及び原子炉本体の基礎の地震応答計算書」より

図 3-3 炉内構造物系地震応答解析モデル (EW 方向)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



注* : 添付書類「VI-2-3-2 炉心, 原子炉压力容器及び原子炉内部構造物並びに原子炉格納容器及び原子炉本体の基礎の地震応答計算書」より

図 3-4 炉内構造物系地震応答解析モデル (鉛直方向)

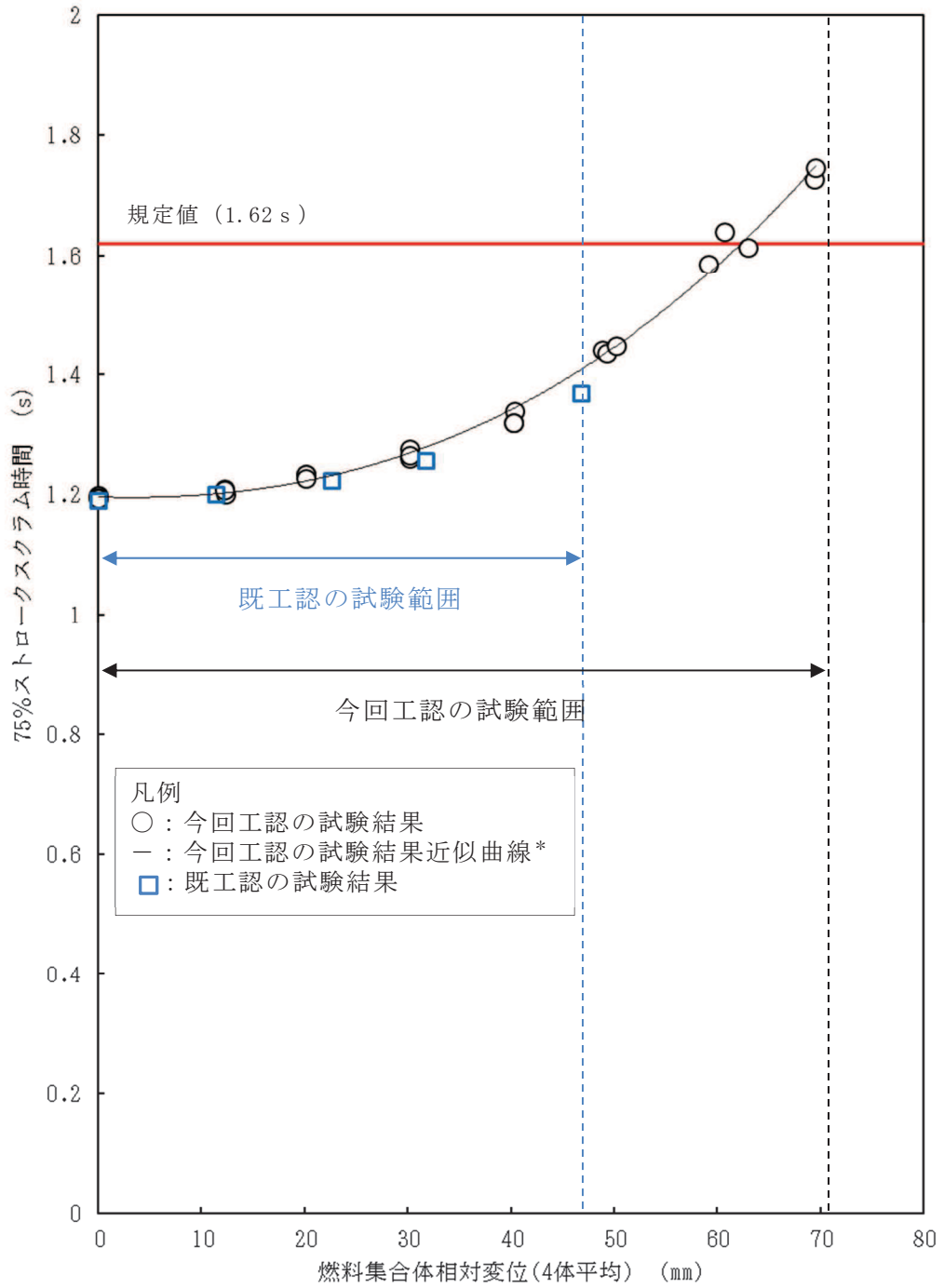
枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

4. 確認済相対変位（許容値）の設定に係る制御棒挿入性試験データの拡充

女川原子力発電所第2号機の既工認の制御棒挿入性評価では、確認済相対変位を40 mmとしていたが、今回工認では新規制基準における地震動の追加及び地盤物性の不確かさ等の追加による基準地震動 S_s の増大を考慮し、既工認と同様の制御棒挿入性試験を実施し、データを拡充している（図4-1）。

試験の結果、75%ストロークスクラムに要する時間が規定値（1.62s）に達する際の燃料集合体の相対変位として60.9 mm（試験3回の平均値）が得られた。また、制御棒挿入性試験後のチャンネルボックス及び制御棒の健全性に問題はなく、制御棒の挿入性に係る機能に影響を及ぼすものではないことを確認した。

本章では、今回工認における制御棒挿入性試験データの拡充について、試験条件の既工認との比較、制御棒挿入性試験結果、試験後のチャンネルボックス及び制御棒の健全性確認結果及び既往知見を踏まえた考察を纏める。



注記* : 近似曲線は、制御棒挿入性試験における燃料集合体相対変位 0 mmでの 75%ストロークスクラム時間 1.196 s (3 回平均) を切片とし、全ての試験結果を用いた三次曲線とした

図 4-1 制御棒挿入性試験の既工認との比較概要図

4.1 既工認と今回工認で実施した制御棒挿入性試験の比較

今回工認の制御棒挿入性試験は、基本的に既工認同様の試験条件としている。ただし、既工認より大きな変位でのデータを拡充するためには振動台の性能による制限を受けることから、今回工認では、チャンネルボックスの変位特性を考慮し、高温時の曲げ剛性と同等になるようにチャンネルボックスの板厚を調整することで大きな相対変位を付加した。なお、チャンネルボックスの板厚の調整方法の詳細については4.2項に示す。

表4-1に既工認と今回工認の制御棒挿入性試験の比較結果を示す。また、図4-2に試験装置概要、図4-3に試験装置外観を示す。

表4-1 既工認と今回工認の試験の比較

条件項目	既工認	今回工認	備考
機器・装置構成	<ul style="list-style-type: none"> ・模擬燃料集合体 (8×8燃料, チャンネルボックス含む) ・制御棒 ・燃料支持金具 ・制御棒案内管 ・制御棒駆動機構 ・水圧制御ユニット 	<ul style="list-style-type: none"> ・模擬燃料集合体 (9×9燃料*¹, チャンネルボックス含む) ・同左 ・同左 ・同左 ・同左 ・同左 	<ul style="list-style-type: none"> ・模擬燃料集合体は鉛にて質量模擬 ・その他機器は実機仕様 (実機寸法) ・東芝エネルギーシステムズ (株) エネルギーシステム技術開発センターにて試験実施
試験方法	<ul style="list-style-type: none"> ・加振により燃料集合体に相対変位を発生させ、その状態で75%ストロークスクラムに要する時間を計測 ・正弦波により加振 ・各相対変位 (0~40mm範囲で10mm刻みに設定) に対して3回試験を実施 	<ul style="list-style-type: none"> ・同左 ・同左 ・各相対変位 (0~70mm範囲で10mm刻みに設定) に対して3回試験を実施 	<p>「0~50mm挿入性試験」</p> <ul style="list-style-type: none"> ・各条件での試験後に確認の結果、有意な変形はなく、再使用可能であると判断したため、同一のチャンネルボックスを使用 ・「60mm, 70mm挿入性試験」 ・1回ごとにチャンネルボックスを交換
温度	常温	同左	—
圧力	大気圧* ²	同左	—
チャンネルボックス板厚	100mil (2.54mm)* ³	[]	<ul style="list-style-type: none"> ・高温時の変位特性 (加速度に対する変位量) と同等になるように設定 ・チャンネルボックス板厚を調整したことの配慮として、チャンネルボックス間隙を既工認と同等の条件に設定

注記*1：女川2号機の今回工認で使用している燃料型式

*2：実機 (炉圧状態) では圧力抵抗が増すため、制御棒挿入に要する時間が増加する。制御棒挿入性試験は大気圧条件で実施するが、制御棒挿入圧力を調整し、ゼロスクラム時間 (無加振時の75%ストロークスクラムに要する時間) を実機と合わせることで炉圧状態を模擬している

*3：1mil=0.0254mm

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

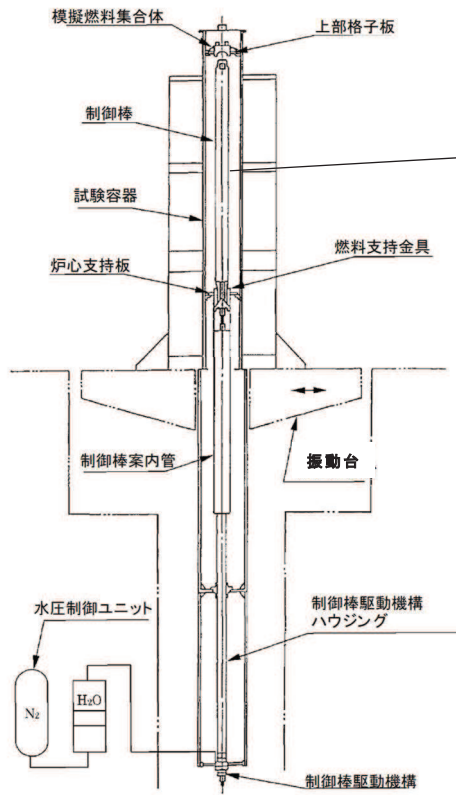


図 4-2 試験装置概要

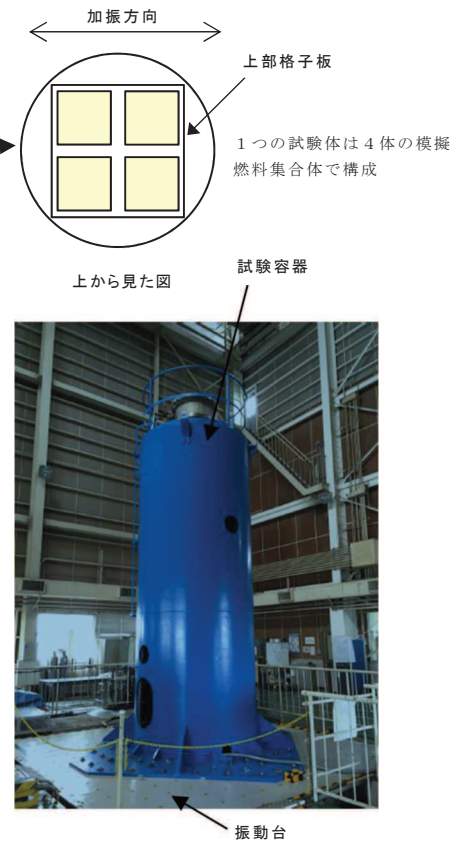


図 4-3 試験装置外観

4.2 高温時の変位特性を考慮したチャンネルボックス板厚の調整

今回工認では、より大きな相対変位の試験条件を設定するため、高温時の変位特性を考慮してチャンネルボックスの板厚を調整し、制御棒挿入性試験を実施した。チャンネルボックスの仕様比較を表 4-2、試験用チャンネルボックスの概略図を図 4-4 に示す。

板厚の調整に当たっては、チャンネルボックス材料(ジルカロイ)の実機使用環境(高温時)の縦弾性係数が、試験環境(常温時)と比較して約3割程度低くなる特徴を考慮している。ただし、試験環境(常温時)での縦弾性係数を実機使用環境(高温時)と同等に調整することは困難であることから、実機使用環境(高温時)の剛性を模擬するために実機仕様チャンネルボックスと試験用チャンネルボックスの変位特性(加速度に対する変位量)が同等になるように板厚を設定した。チャンネルボックスの変位-加速度の関係(試験条件設定用)を図 4-5 に示す。

表 4-2 チャンネルボックスの仕様比較

対象	使用温度 (°C)	縦弾性係数 (GPa)	板厚 (mm)
実機仕様チャンネルボックス	302 (高温)	77.2	2.54
試験用チャンネルボックス (板厚調整)	20 (常温)	98.0	

注記* : チャンネルボックスを両端支持のはりとし、荷重に対する中央たわみ量 (変位) を計算し、実機仕様と同
等となるように下式により算出

$$v = \frac{5wL^4}{384EI}$$

v : 中央たわみ (変位), L : チャンネルボックス全長, w : 荷重, E : ヤング率, I : 断面二次モーメント

以下に中央たわみ 10mm の場合の計算例を示す。

《実機仕様チャンネルボックス (302°C, 100mil)》



《試験用チャンネルボックス (20°C,  mil)》

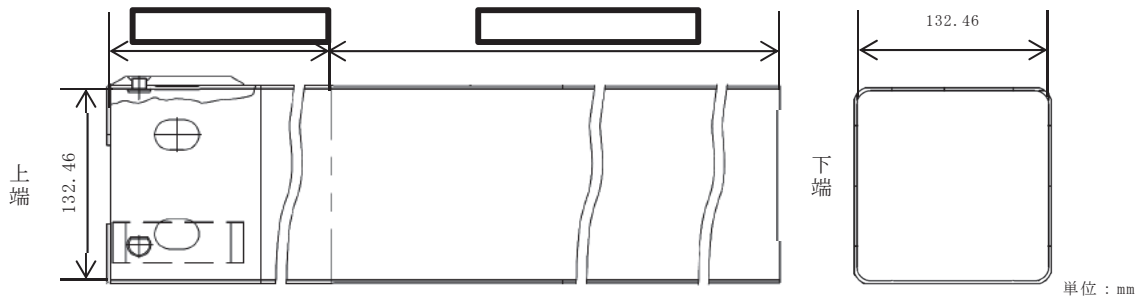


図 4-4 試験用チャンネルボックスの概略図



図 4-5 チャンネルボックスの変位－加速度の関係
(試験条件設定用)

「試験用チャンネルボックス板厚決定方法」



注記*：平成 26 年 7 月設置変更許可申請時の基準地震動 $S_s - 1, 2$ に対する燃料集合体相対変位 45.3 mm を考慮し，チャンネルボックスの変位－加速度の関係から算出した加速度 5G を基準とし変位を算出した。

今回工認の制御棒挿入性試験に用いるチャンネルボックス板厚の調整に当たっては，スクラム時の運転状態を考慮した際に最も高温状態になった場合を想定し，実機使用環境（高温時）として最高使用温度（302℃）を考慮した。最高使用温度（302℃）は，運転状態における炉水温度（280～290℃程度）より高い温度設定であるが，約 10～20℃程度の温度差によるチャンネルボックスの縦弾性係数の差は約 1～2%* と小さいため，制御棒挿入性に与える影響は軽微であると考えられる。

なお，チャンネルボックス板厚を調整したことでチャンネルボックス間の間隙が広くなり，制御棒挿入性に影響を与えることがないように，上部格子板及び燃料支持金具の寸法を調整することでチャンネルボックス間の間隙を既工認と同等の条件に設定している。既工認と今回工認のチャンネルボックス配置図を図 4-6 に示す。

注記*： The elastic properties of zirconium alloy fuel cladding and pressure tubing materials (Journal of Nuclear Materials, Volume 79, No.1, January 1979, Table4, H.E.Rosinger, D.O.Northwood) より，ジルカロイ 4 の縦弾性係数 E は下記式で計算される

$$E = 98.82 - 0.076 (T - 273) \quad (T \text{ は絶対温度})$$

【既工認】

【今回工認】

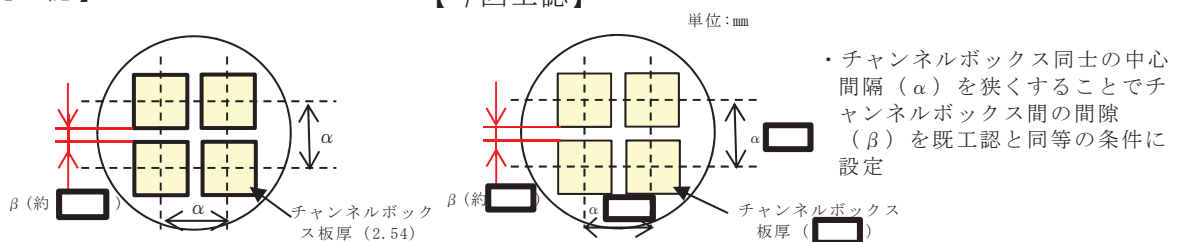


図 4-6 既工認と今回工認のチャンネルボックス配置図

4.3 制御棒挿入性試験結果

制御棒挿入性試験で得られた燃料集合体相対変位及び 75%ストロークスクラム時間を表 4-3 に示す。また、制御棒挿入性試験結果について図 4-7 に示す。今回工認の試験の結果、燃料集合体相対変位は 60.9 mm（試験 3 回の平均値）に対する 75%ストロークスクラム時間が 1.61s（試験 3 回の平均値）となった。

なお、相対変位 45 mm 程度までのデータにおいて、今回工認と既工認時の制御棒挿入性については同様な傾向を示している。今回工認では、チャンネルボックスの板厚を実機仕様に合わせて調整したことにより、挿入抵抗は小さくなるが、相対変位 45 mm 程度では、チャンネルボックスと制御棒の変形に起因する抵抗が小さく、差が生じなかったものと考えられる。

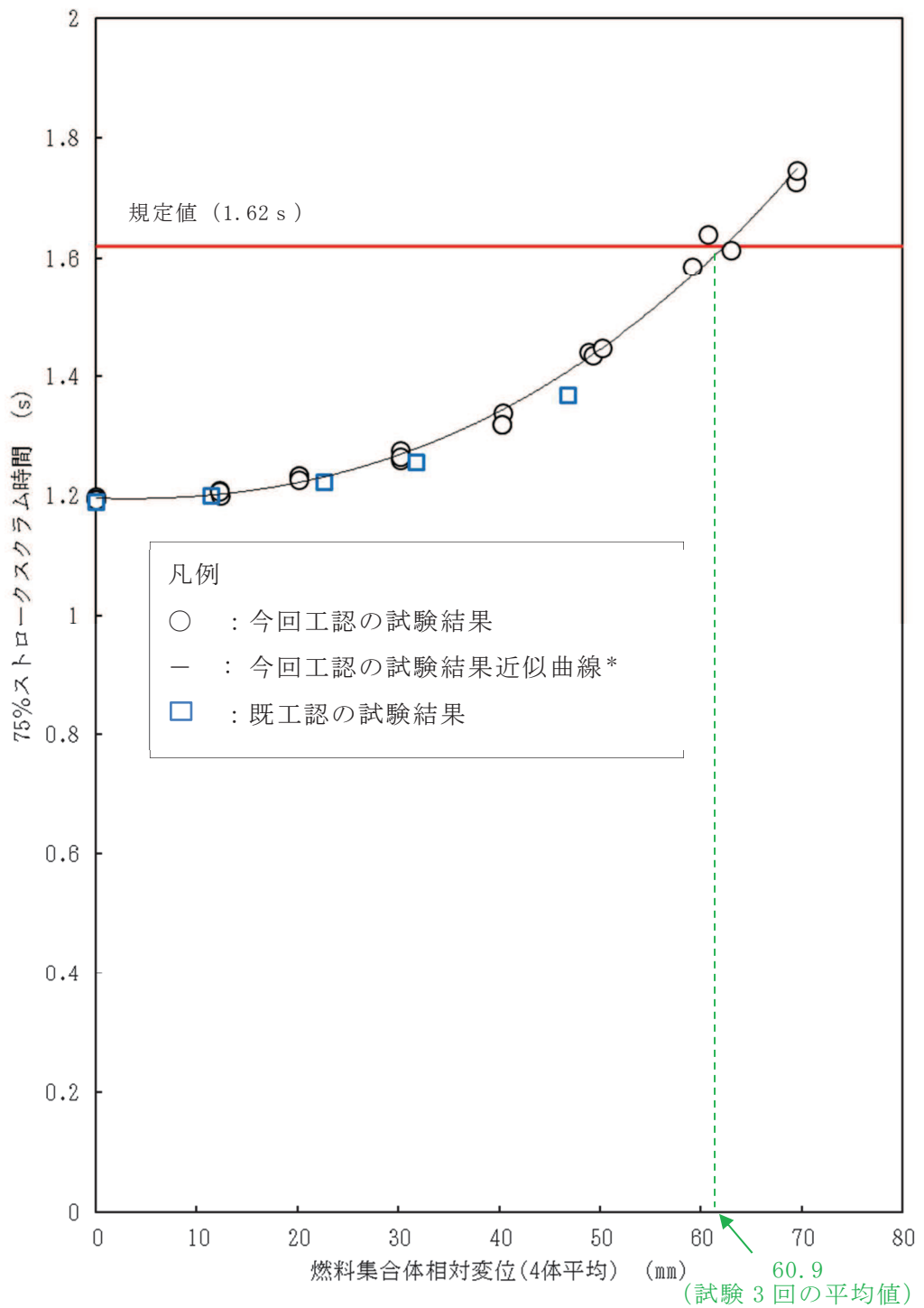
また、制御棒挿入性試験時の各燃料集合体中央部の変位データより、試験体を構成する 4 つの燃料集合体が同位相で動いていることを確認した（図 4-8）。

表 4-3 制御棒挿入性試験における燃料集合体相対変位及び
75%ストロークスクラム時間

目標変位 (mm)	燃料集合体相対変位 (4 体平均) (mm)	75%ストローク スクラム時間 (s)	試験 3 回の平均値	
			燃料集合体 相対変位 (mm)	75%ストローク スクラム時間 (s)
0	0	1.20	0	1.20
	0	1.20		
	0	1.19		
10	12.3	1.20	12.3	1.21
	12.2	1.21		
	12.2	1.21		
20	20.2	1.23	20.2	1.23
	20.2	1.23		
	20.2	1.23		
30	30.2	1.26	30.2	1.27
	30.1	1.28		
	30.2	1.27		
40	40.4	1.34	40.3	1.33
	40.3	1.32		
	40.3	1.32		
50	48.8	1.44	49.5	1.44
	49.3	1.44		
	50.2	1.45		
60	59.1	1.59	60.9	1.61
	60.7	1.64* ¹		
	63.0	1.61		
70* ²	69.4	1.73	69.5	1.74
	69.6	1.75		

注記* 1 : 75%ストロークスクラム時間が 1.62s を超えているため、5 章にて制御棒挿入性試験の保守性を解析的に確認した上で確認済相対変位を設定する

* 2 : 今回実施した制御棒挿入性試験において、燃料集合体相対変位 70 mm を目標とした試験は 2 回実施



注記* : 近似曲線は、制御棒挿入性試験における燃料集合体相対変位 0 mmでの 75%ストロークスクラム時間 1.196 s (3 回平均) を切片とし、全ての試験結果を用いた三次曲線とした

図 4-7 制御棒挿入性試験結果

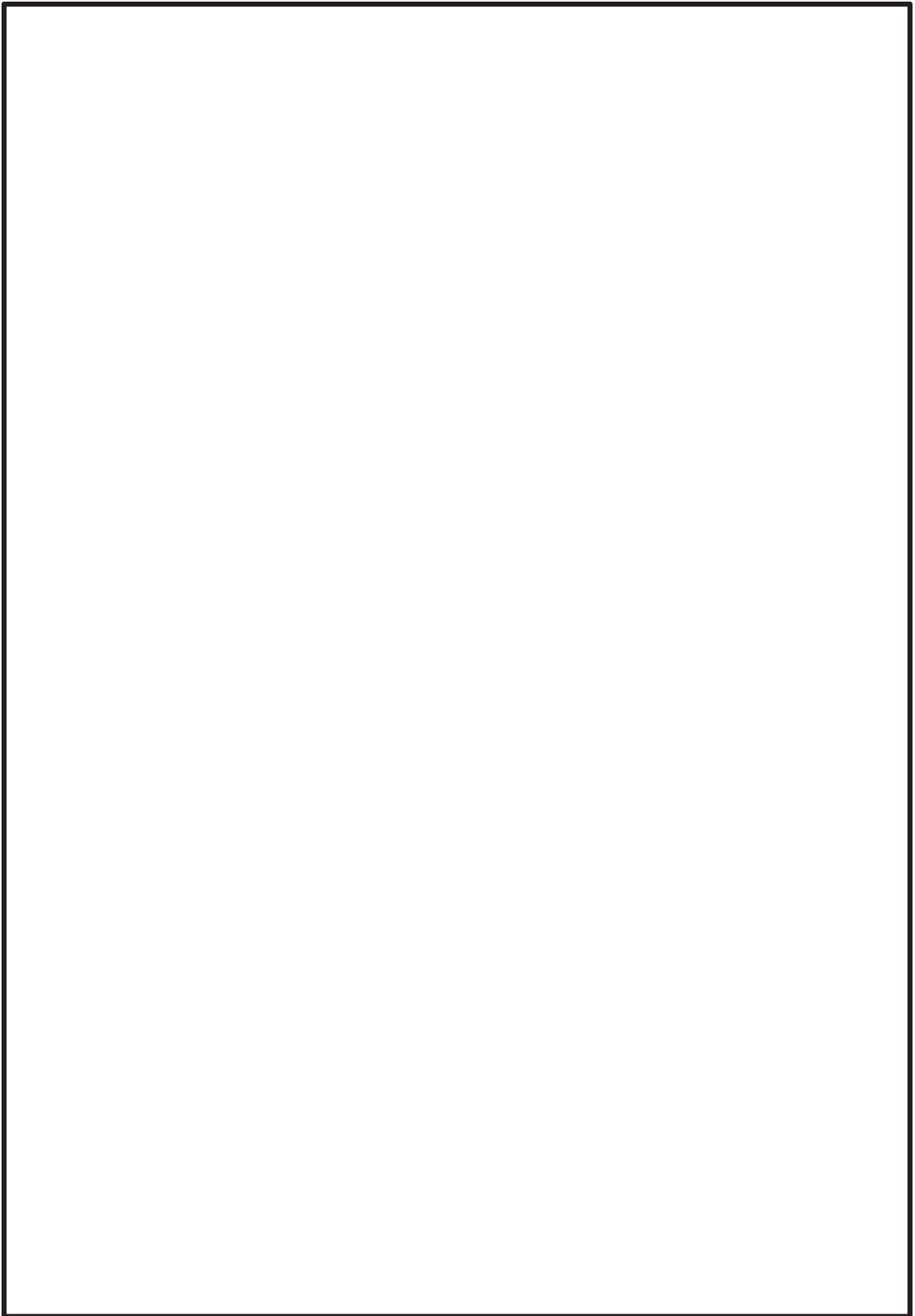


図 4-8 燃料集合体変位データ（燃料集合体目標変位 60 mm試験実施時）

4.4 制御棒挿入性試験後のチャンネルボックス健全性確認結果

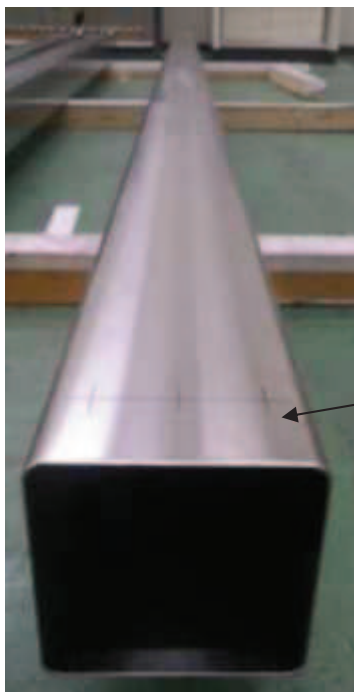
制御棒挿入性試験後のチャンネルボックスの外観の一例を図 4-9 に示す。制御棒挿入性試験後、チャンネルボックスの外観点検を行い、制御棒の挿入性に影響を与える損傷がないことを確認した。

チャンネルボックス詳細測定結果を表 4-4 に、チャンネルボックス周りの位置関係図を図 4-10 に示す。チャンネルボックスの詳細な測定の結果、長手の曲がり変化量が \square mm 及び波状変形量が \square mm* であり、チャンネルボックスと制御棒との間隙（約 \square mm）及びチャンネルボックスと燃料被覆管との間隙（ \square mm 以上）に対して十分に小さいため、冷却材流路や燃料集合体に影響を及ぼすものではないことを確認した。

また、チャンネルボックスと制御棒との間隙（約 \square mm）は常温時の値であるが、上部格子板、制御棒及びチャンネルボックスの構造・寸法に対するそれぞれの熱膨張量の関係から、高温時はチャンネルボックスと制御棒との間隙が広がり（約 \square mm）、制御棒挿入抵抗が小さくなるため、制御棒の挿入性や冷却材流路に影響を及ぼすものではない。

注記*：60 mm挿入性試験実施後の3回平均値

(チャンネルボックス上端側)



制御棒挿入性試験後の
チャンネルボックス

(チャンネルボックス下端側)

図 4-9 制御棒挿入性試験後のチャンネルボックスの外観

表 4-4 チャンネルボックス詳細測定結果

測定対象	曲がり 変化量 (mm)	波状変形量 (mm)
チャンネルボックス (燃料集合体目標変位 60 mm 試験実施後 3 回平均値)		

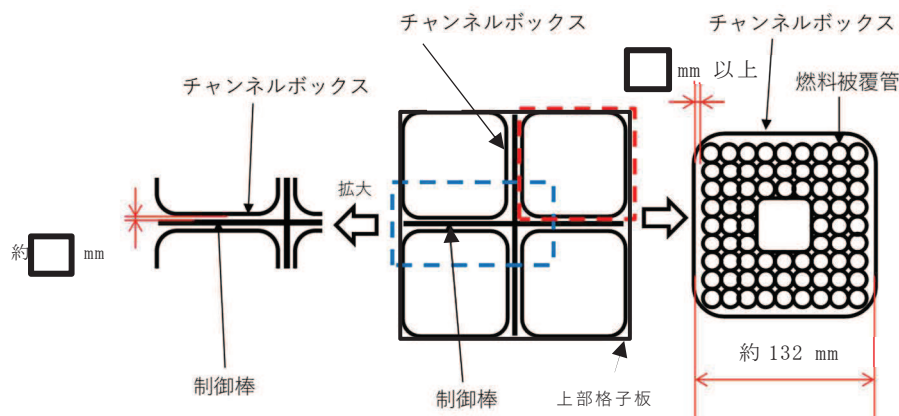
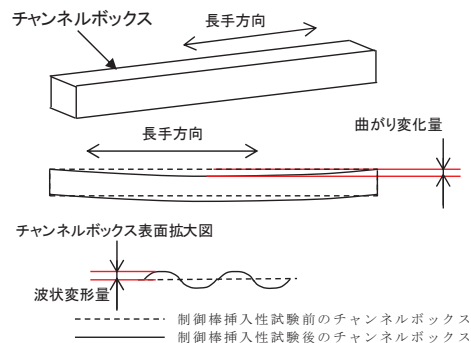


図 4-10 チャンネルボックス周りの位置関係図

4.5 制御棒挿入性試験後の制御棒健全性確認結果

制御棒挿入性試験後の制御棒の外観の一例を図 4-11 に示す。制御棒の外観点検を行った結果は、制御棒のブレード、タイロッドに変形等は認められたものの、いずれの試験条件においても制御棒を構成するブレード（シース、中性子吸収棒）、タイロッド、ローラ等の健全性に影響を与える有意な損傷がないことを確認した。

制御棒ブレードの厚さ測定の結果（表 4-5）、局所的なシースの膨れが一部の試験条件において確認されたものの、ブレード全体にわたって仕様値を超えるものではなく、中性子吸収棒を支持する上下端位置でのブレード厚さは仕様値以内であり、シース内の中性子吸収棒が移動することはない、制御棒の機能に影響はない（図 4-12）

また、シースの膨れの状況は、ブレード厚さが最大（mm）になった箇所においても、ブレードの長手方向（上端～下端）及び横方向（ブレード中央部～翼端）に連続してブレード厚さの仕様値を超過しておらず局所的な範囲に収まっており、図 4-13 のとおり、チャンネルボックス間の間隙は約mmであるため、制御棒とチャンネルボックスが接触してチャンネルボックスとの間隙を閉塞するものではない。なお、照射によるによりチャンネルボックスの変形（反り）についても、定検毎に燃料集合体の向きを変更することで変形が生じにくくなるよう考慮しているため、影響軽微と考えられる。

さらに、シースが変形してブレード厚さが増加しても、制御棒の構造上、シースの冷却孔を通じて冷却材が流れるため、冷却材流量への影響もない（図 4-14）。

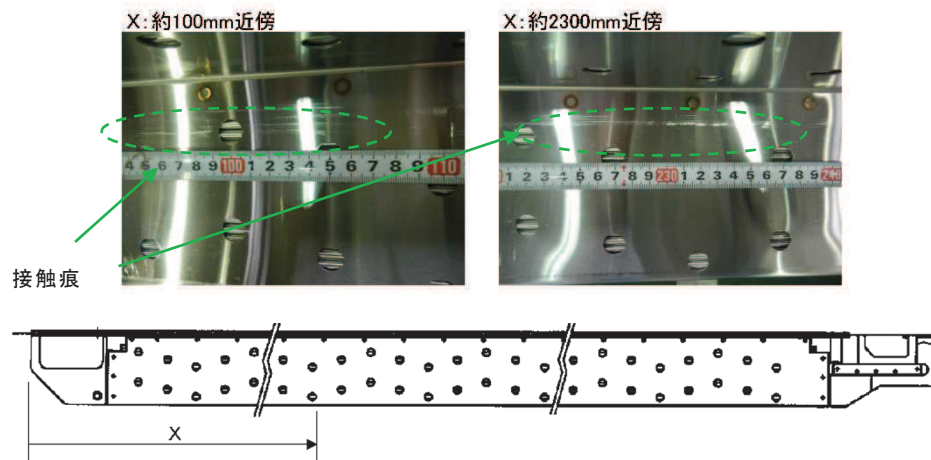


図 4-11 制御棒挿入性試験後の制御棒の外観

表 4-5 制御棒ブレードの厚さ測定結果*¹

ブレード厚さ	仕様値* ²	測定位置* ³								
		上端部			下端部			膨れ部* ⁴		
		A	B	C	A	B	C	A	B	C
試験実施前	8.3 <input type="text"/>									
試験実施後	8.3 <input type="text"/>									

注記*¹ : 相対変位 60 mm 目標における試験実施時 (制御棒 3 体の平均値)

*² : 寸法 (8.3 mm) は, 中性子吸収棒を内包する制御棒として炉心格子から決まる値。公差 (mm) はメーカーの製造能力により設定される値

*³ : A: ブレードの翼端, B: ブレード中央部, C: タイロッド部

*⁴ : ブレード長手方向における最大値の平均値

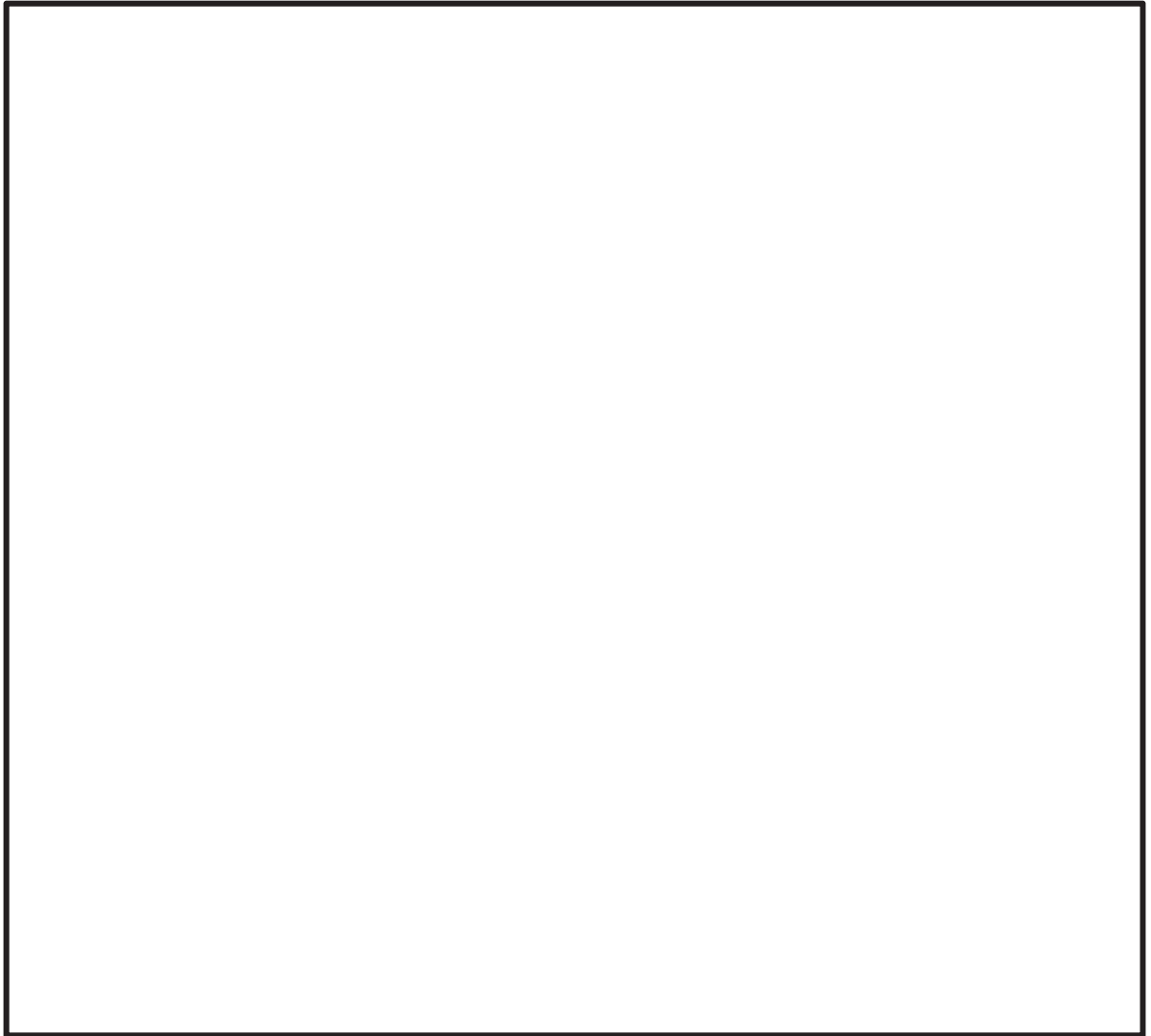


図 4-12 制御棒ブレード厚さ測定位置

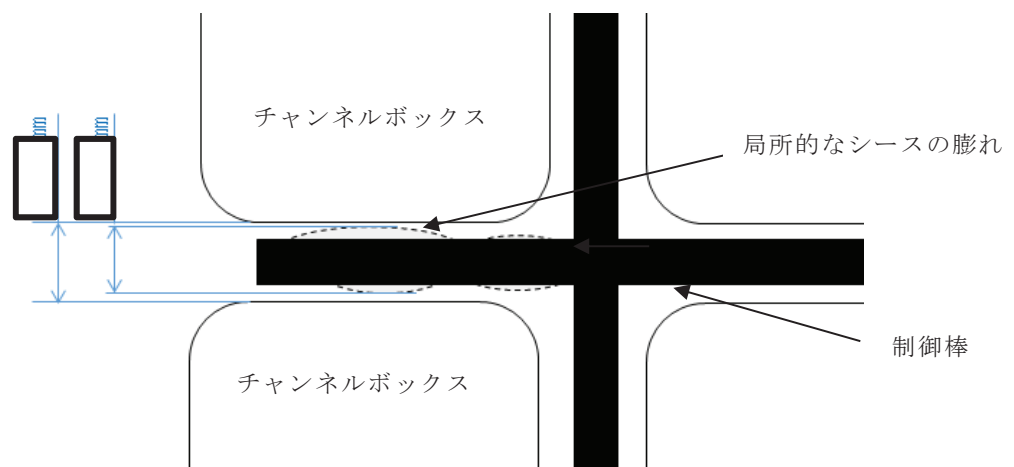


図 4-13 制御棒挿入性試験後の制御棒ブレードの局所的なシースの膨れ(イメージ)

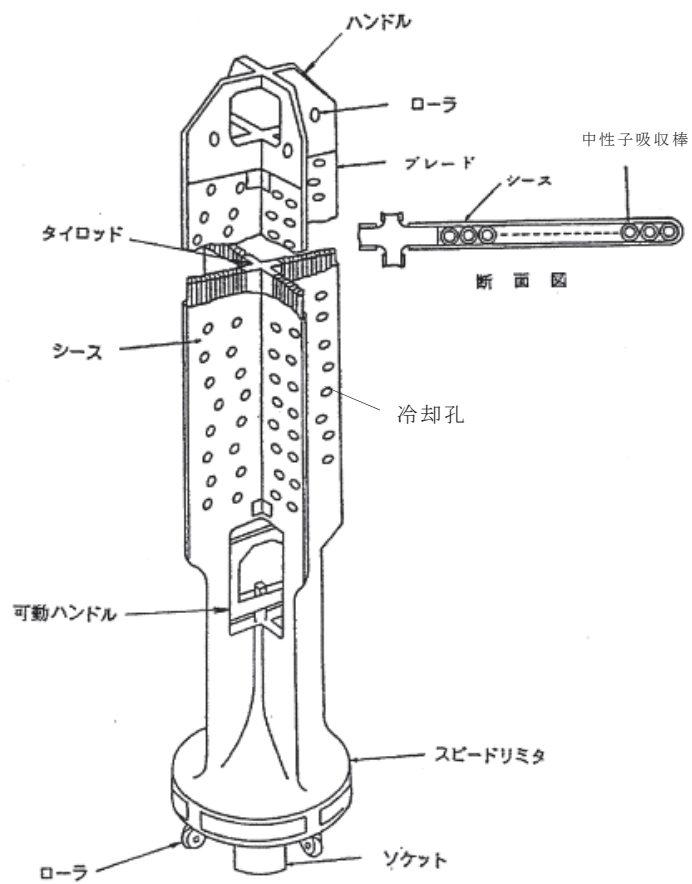


図 4-14 制御棒構造図

4.6 既往知見を踏まえた制御棒挿入性試験結果に対する考察

制御棒挿入性に係る検討を実施した既往知見⁽¹⁾⁽²⁾を調査し、制御棒挿入時間及び弾塑性特性の観点で比較・検討することにより、今回工認で実施した制御棒挿入性試験結果について考察した。

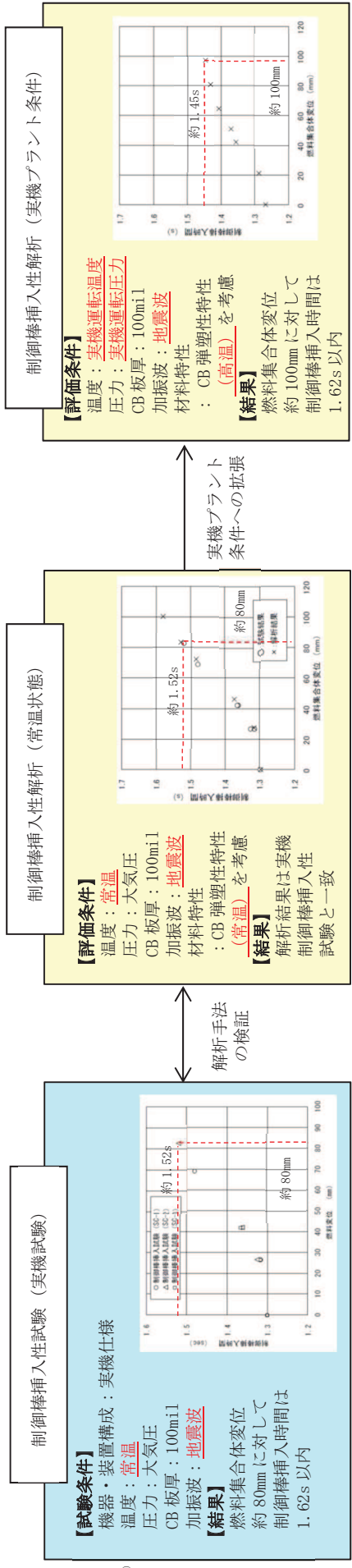
4.6.1 制御棒挿入時間

既往知見及び女川原子力発電所第2号機制御棒挿入性試験の全体概要を図4-15に示す。

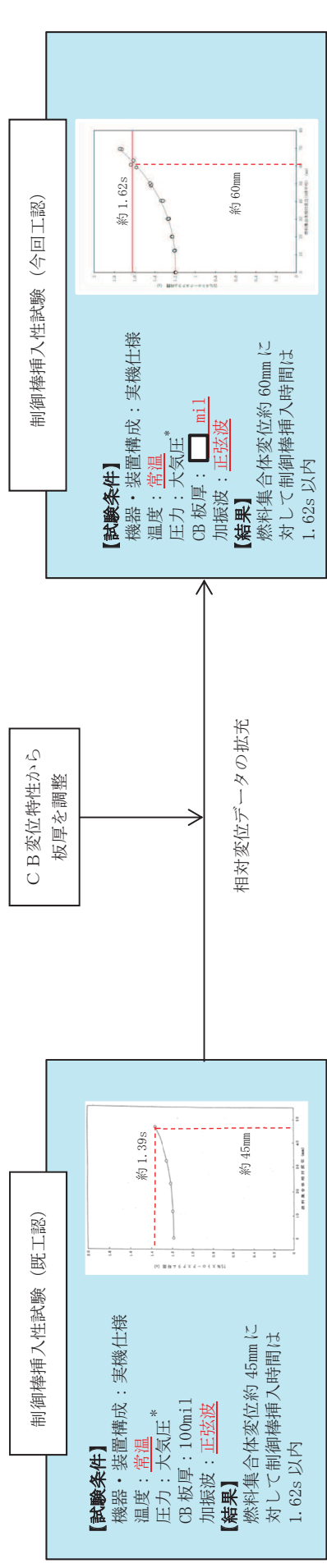
既往知見では、実機試験（常温状態）を模擬した制御棒挿入性解析を行い、大入力での地震に対しても制御棒挿入挙動を予測できることを確認するとともに、その解析手法を用いて、実機プラント条件（実機運転温度、圧力）における制御棒挿入性の限界状態を解析・評価している。

既往知見の解析結果（常温状態、実機プラント条件）は、女川原子力発電所第2号機の試験結果に対して、いずれも大きな変形領域において制御棒の挿入時間が短くなっている。この差異は、女川原子力発電所第2号機の制御棒挿入性試験は、保守的な試験条件の設定として、最大相対変位を繰り返し付加する正弦波加振であることに対して、既往知見の制御棒挿入性試験は、地震波を用いた加振であることによるものと考えられる。

ここで既往知見の結果を女川原子力発電所第2号機の制御棒挿入性評価に適用することも可能と考えられるが、制御棒の挿入時間は加振波の特性に依存するため、既往知見の加振波である地震波と女川原子力発電所第2号機の基準地震動 S_s （7波）との関係を検討する必要がある。また、今回工認試験用の加振波として基準地震動 S_s を用いる場合、全ての基準地震動 S_s に対して、各相対変位条件における制御棒挿入性試験が必要になり現実的ではない。このため、女川原子力発電所第2号機の今回工認試験では、既工認と同様、保守的に正弦波加振とすることにより制御棒挿入性試験の保守的かつ合理的な正弦波加振による試験で、相対変位データの拡充を行った。



【⁽¹⁾ 既往知見】



【女川原子力発電所第2号機今回工認試験】

注記*: 炉圧模擬

注記*: 炉圧模擬

図 4-15 既往知見及び女川原子力発電所第2号機制御棒挿入性試験の全体概要

4.6.2 チャンネルボックスの弾塑性特性

より大きな相対変位における制御棒の挿入状態でチャンネルボックスの塑性化が考えられることについて、既往知見の制御棒挿入性解析では、4点曲げ試験（図 4-16）に基づくチャンネルボックスの弾塑性特性（図 4-17）を考慮しており、高温時でより大きな相対変位の条件では、常温時よりチャンネルボックスの剛性が低下するため、制御棒の挿入抵抗が減少し、制御棒の挿入時間が短くなると考察されている。一方、女川原子力発電所第 2 号機の制御棒挿入性試験では、チャンネルボックスの高温時と常温時の縦弾性係数を考慮して板厚を調整した試験体を用いて、大きな相対変位を付加した試験であることから、チャンネルボックスの弾塑性特性が試験体に実際に反映された結果となる。女川原子力発電所第 2 号機の今回工認試験における振動台加速度と相対変位の関係（図 4-18）によれば、相対変位が 45mm 程度の領域で塑性域に入る。女川原子力発電所第 2 号機の今回工認試験は常温で実施しているためチャンネルボックスの耐力（降伏点）は高温時のチャンネルボックスと差異があるが、高温時の縦弾性係数を考慮して板厚を調整したことにより、塑性挙動が始まる変位は、既往知見に示されている高温時の塑性開始変位（図 4-17）とおおむね一致する結果になっているものと考えられる。

なお、チャンネルボックスと燃料集合体の間には炉水が存在し、チャンネルボックスの温度は炉水温度に依存することから、実機運転状態における炉心上部と下部の炉水温度差は約 10℃（図 4-19）と小さいことを考慮すると、チャンネルボックスの長手方向で大きく温度分布及び弾塑性特性が異なることはないと考えられる。

既往知見に示されている高温時のチャンネルボックスの弾塑性特性（図 4-17）は、4点曲げ試験という静荷重条件による試験であり、変位が 40mm 程度を超える領域から、曲げモーメントの増加とともに大きく変位量が増加している。一方、女川原子力発電所第 2 号機の今回工認試験においては、振動台加速度と相対変位の関係（図 4-18）から分かるように、チャンネルボックスの相対変位が 45mm 程度の領域に入っても相対変位が極端に増加することはなく、振動台加速度を上げても変位が増加しにくくなる傾向が見られる。これは、既往知見の弾塑性特性は静的な荷重を負荷してチャンネルボックスを変形させた場合のものであるのに対して、女川原子力発電所第 2 号機の制御棒挿入性試験では、地震と同様の交番荷重による慣性加振で行われているため、チャンネルボックスが塑性領域に入ったことによる履歴減衰の効果や振動挙動（固有周期）の変化などが要因となり、変位の増加が抑えられたと考えられる。

なお、女川原子力発電所第2号機の地震応答解析では、チャンネルボックスを線形でモデル化し、燃料集合体の相対変位を評価しているため、チャンネルボックスの弾塑性特性の影響については5章にて詳細検討結果を説明する。

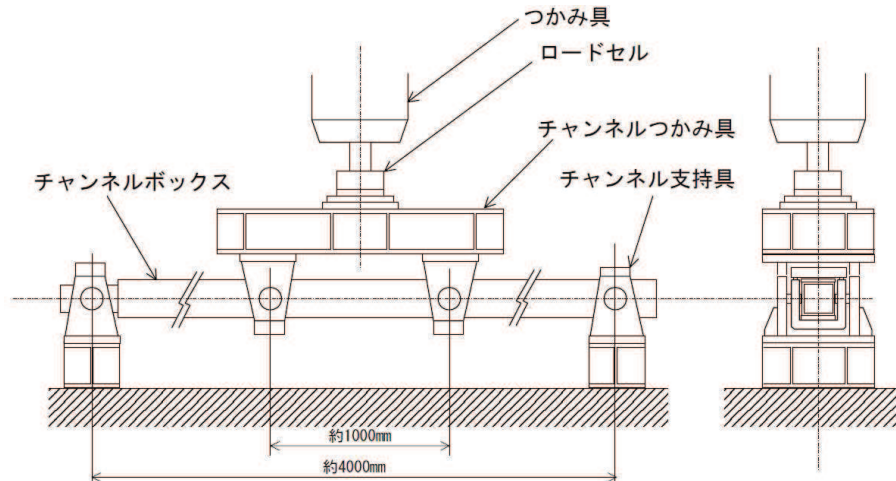


図 4-16 チャンネルボックスの4点曲げ試験の概要図（既往知見⁽²⁾）

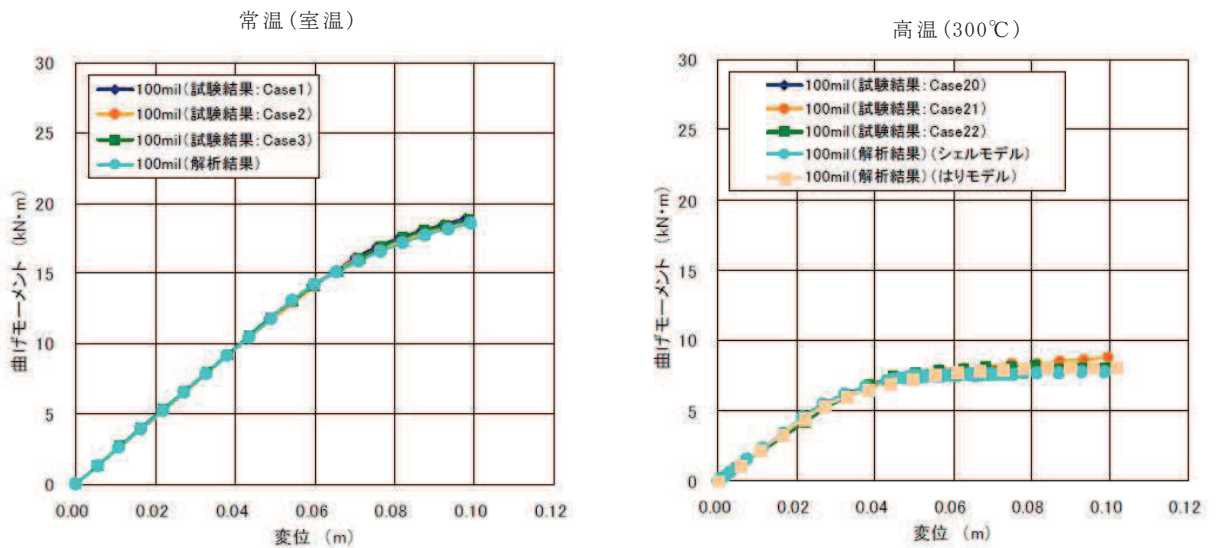


図 4-17 4点曲げ試験に基づくチャンネルボックス弾塑性特性（常温及び高温）
（既往知見⁽²⁾）

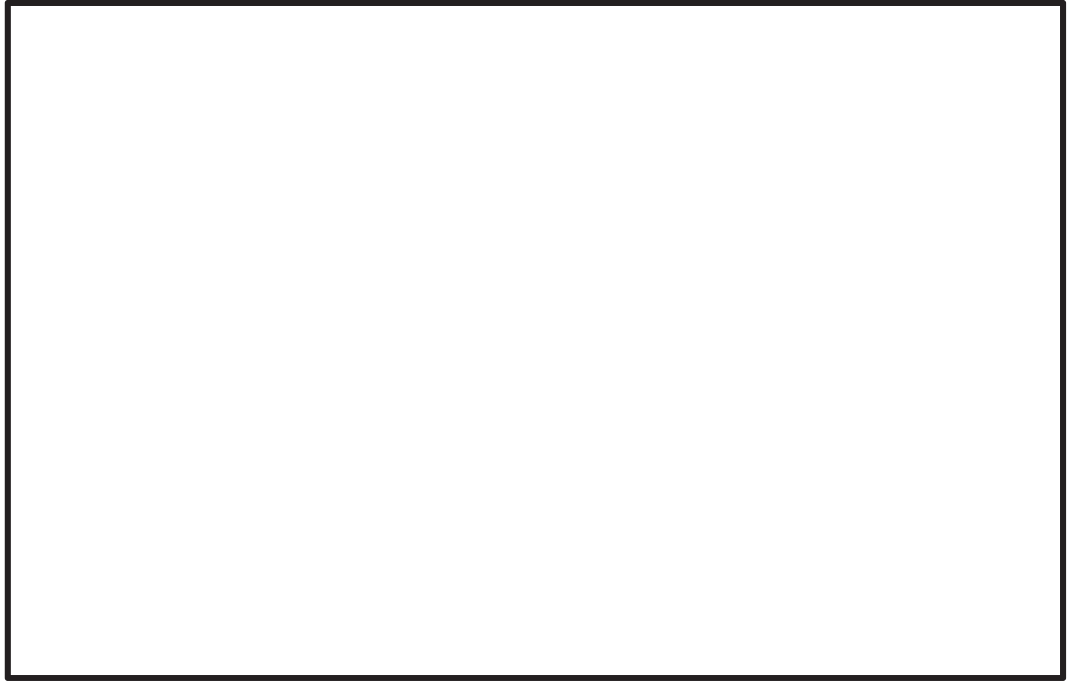


図 4-18 女川原子力発電所第 2 号機の今回工認試験における
振動台加速度と相対変位の関係図

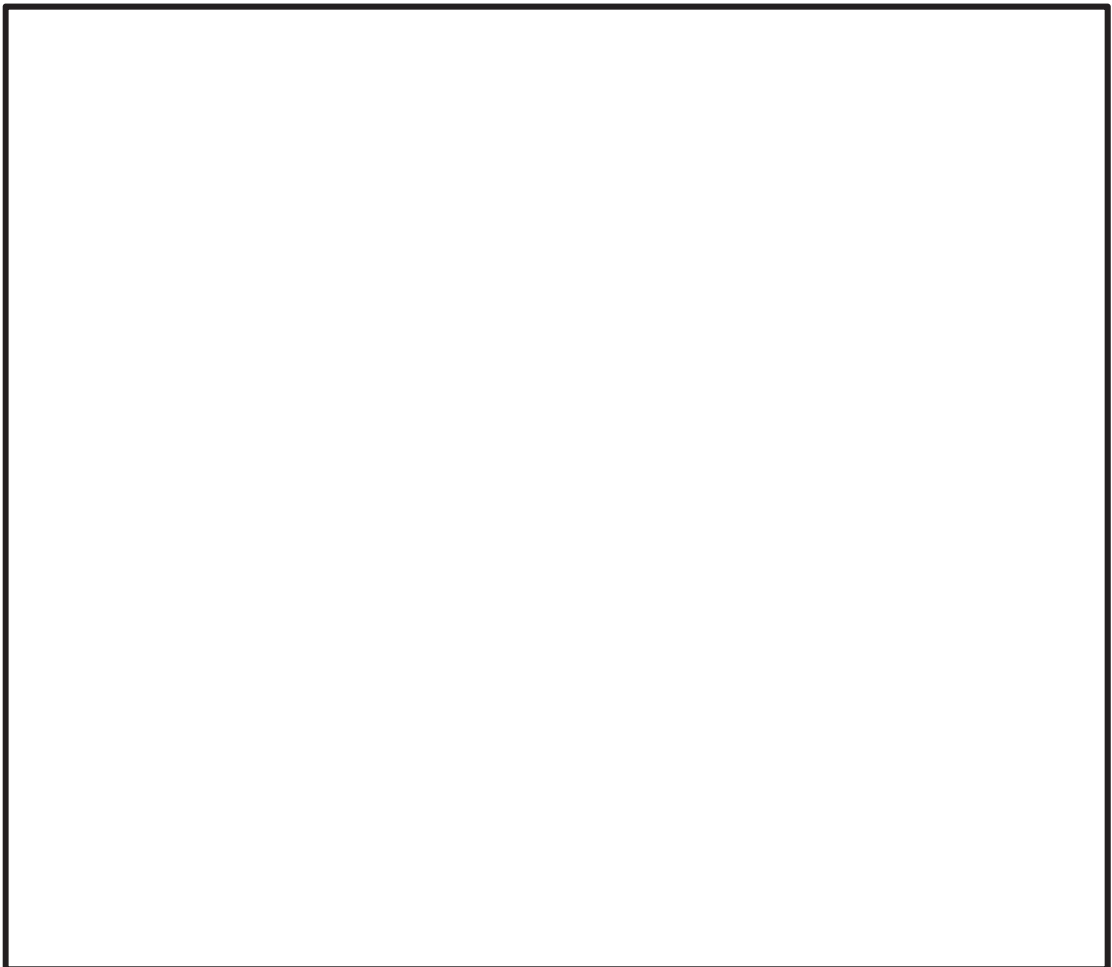


図 4-19 原子炉系ヒートバランスより算出した炉水温度

5. 制御棒挿入性評価の妥当性確認

今回工認における制御棒挿入性評価は、図 2-1 に示す J E A G 4 6 0 1 - 1991 追補版の評価手法を適用する。また、御棒挿入性評価における地震応答解析による「燃料集合体相対変位（発生値）の算出」及び制御棒挿入性試験による「確認済相対変位（許容値）の設定」の手順を図 5-1 に示す。

本章では、女川原子力発電所第 2 号機における制御棒挿入性評価の妥当性について、4.6 項での考察を踏まえ、燃料集合体相対変位の増大に伴うチャンネルボックスの弾塑性特性の影響、制御棒挿入性試験の有する保守性等の観点から確認を行う。

制御棒挿入性評価の妥当性確認検討フローを図 5-2 に示す。制御棒挿入性評価の妥当性確認を実施するにあたっては、地震応答解析による燃料集合体相対変位の算出及び制御棒挿入性試験による確認済相対変位の設定に係る各手順について実機条件に対する差異項目を抽出・分類し、各分類項目に応じた影響検討を実施・確認した上で、総合的な評価結果を纏めた。

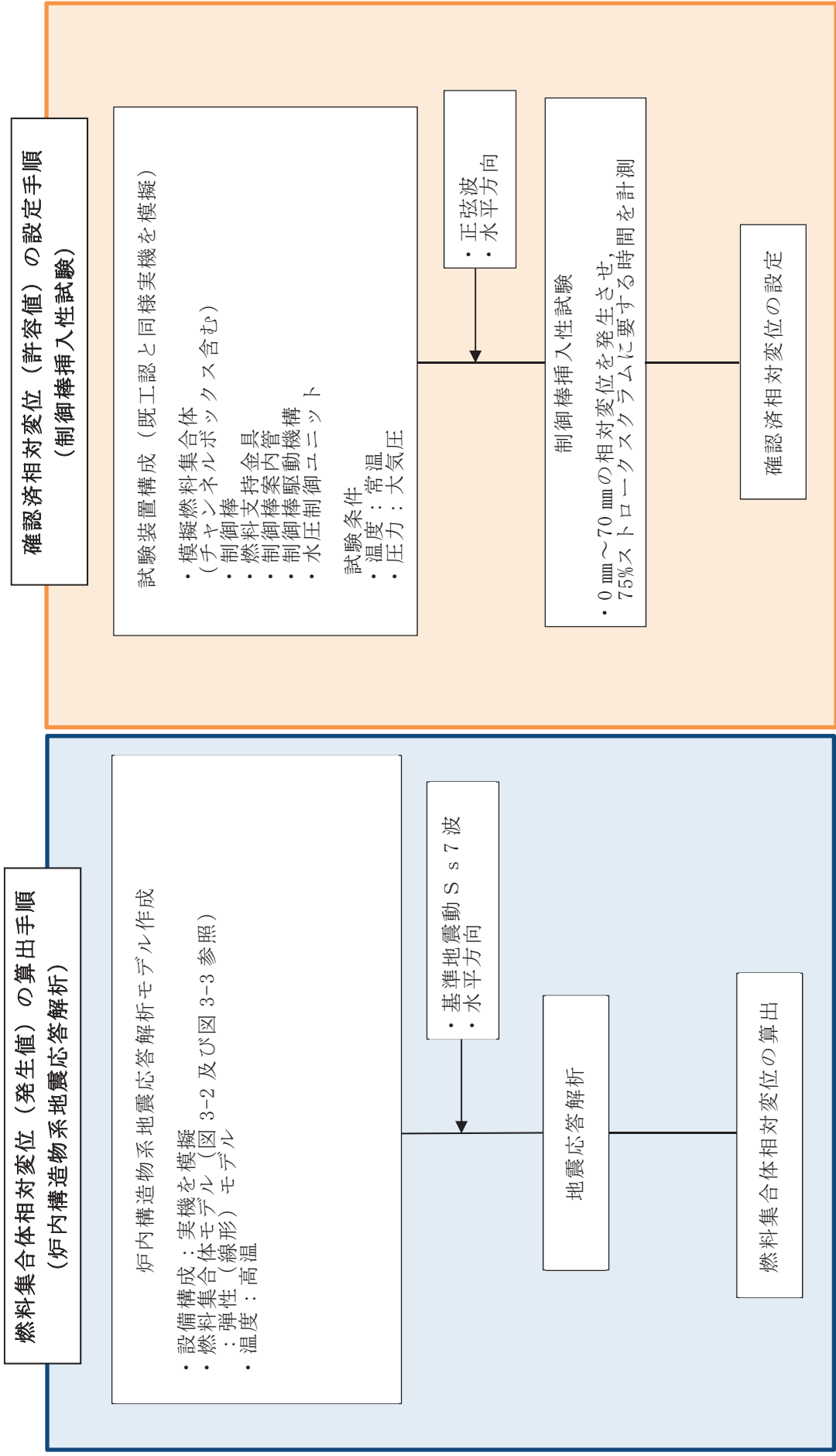


図 5-1 制御棒挿入性評価に係る各手順

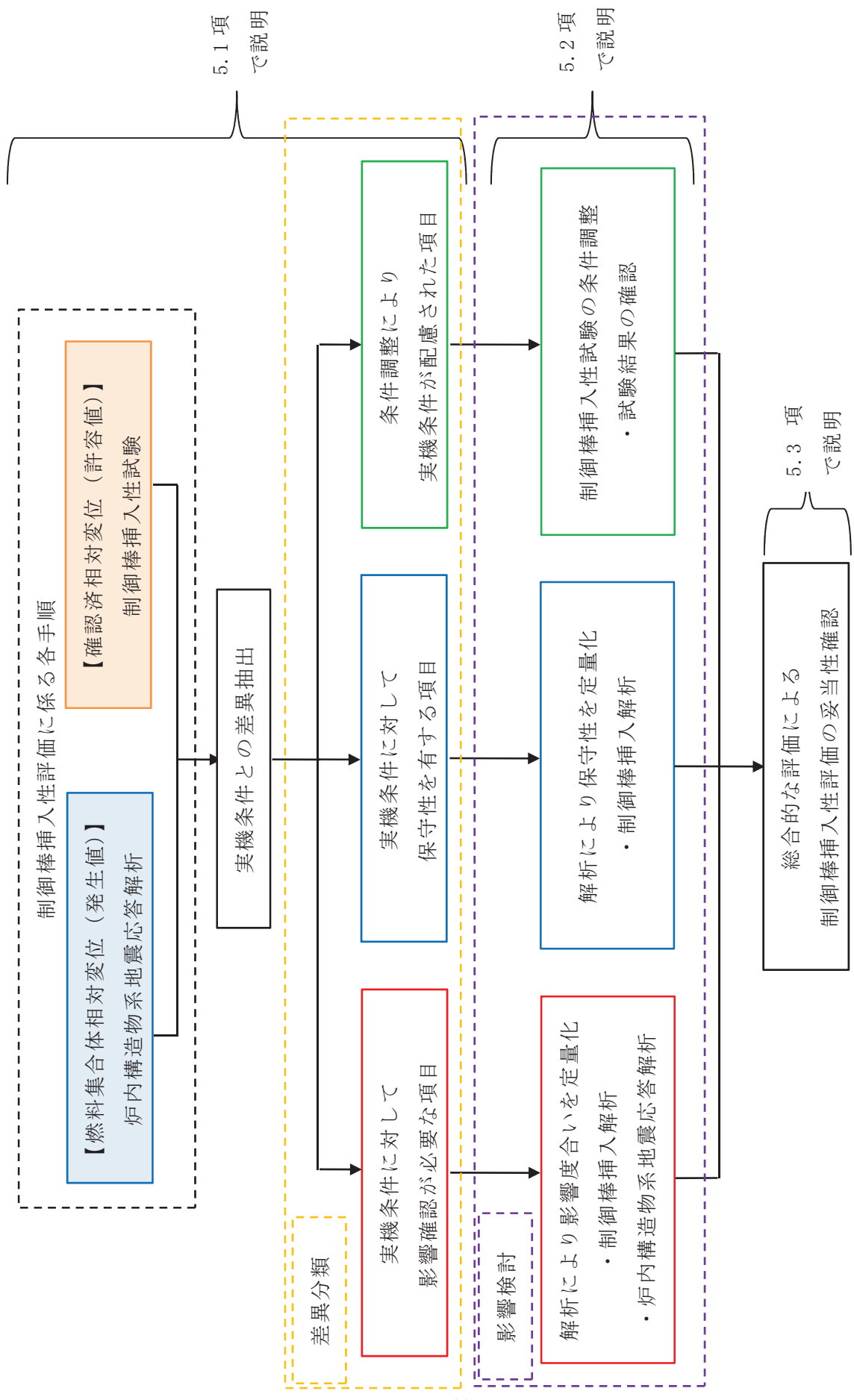


図 5-2 女川原子力発電所第 2 号機の制御棒挿入性評価の妥当性確認検討フロー

5.1 制御棒挿入性評価における実機条件との差異項目の分類及び検討項目の整理

地震応答解析による燃料集合体相対変位の算出条件及び制御棒挿入性試験による確認済相対変位の設定条件について、実機条件との差異項目を抽出及び分類した結果を表 5-1 及び表 5-2 に、差異分類に応じた検討項目の整理結果を表 5-3 に示す。

- (1) 実機条件に対して影響確認が必要な項目 赤
- (2) 実機条件に対して保守性を有する項目 青
- (3) 条件調整により実機条件が配慮された項目 緑

表 5-1 実機条件との差異項目抽出及び分類結果（炉内構造物系地震応答解析）

条件項目	実機条件	炉内構造物系地震応答解析	実機条件との差異及び分類結果
機器・装置構成	<ul style="list-style-type: none"> ・燃料集合体（チャンネルボックス含む） ・制御棒 ・燃料支持金具 ・制御棒案内管 ・制御棒駆動機構 ・水圧制御ユニット 	実機をモデル化	無
燃料集合体モデル	チャンネルボックスの弾塑性特性の影響が考えられる	弾性（線形）モデル	有（1）
温度	高温	高温	無
入力波	地震波	地震波	無

表 5-2 実機条件との差異項目抽出及び分類結果（制御棒挿入性試験）

条件項目	実機条件	制御棒挿入性試験	実機条件との差異及び分類結果
機器・装置構成	<ul style="list-style-type: none"> ・燃料集合体（チャンネルボックス含む） ・制御棒 ・燃料支持金具 ・制御棒案内管 ・制御棒駆動機構 ・水圧制御ユニット 	実機と同じ構成（ただし、高温状態模擬のためにチャンネルボックス厚さは 100mil→ <input type="checkbox"/> mil に調整）	無
温度	高温	常温（ただし、高温状態模擬のためにチャンネルボックス厚さは 100mil→ <input type="checkbox"/> mil に調整）	有（3）
圧力	高圧	大気圧（アキュムレータ圧力調整により原子炉定格圧力時のスクラムを模擬）	有（3）
入力波	地震波	正弦波	有（2）
	水平 + 鉛直	水平	有（1）

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

表 5-3 差異分類に応じた検討項目の整理結果

差異分類	実機条件との差異		検討項目
実機条件に対して影響確認が必要な項目	炉内構造物系地震応答解析	実機：燃料集合体（弾塑性） 今回：燃料集合体（弾性）	チャンネルボックスの弾塑性特性の影響確認 （5.2.1 項参照）
実機条件に対して保守性を有する項目	制御棒挿入性試験	実機：地震波 今回：正弦波	制御棒挿入性試験における保守性の確認 （5.2.2 項参照）
実機条件に対して影響確認が必要な項目	制御棒挿入性試験	実機：水平＋鉛直 今回：水平	鉛直方向加速度の影響確認 （5.2.3 項参照）
条件調整により実機条件が配慮された項目	制御棒挿入性試験	実機：高温 今回：常温	温度条件の差異に対する検討 （4.2 項参照）
		実機：高圧 今回：大気圧	圧力条件の差異に対する検討 （4.1 項参照）

5.2 実機条件との差異に係る検討

本項では、実機条件に対する差異分類に応じた検討項目について、それらの確認結果を示す。なお、条件調整により実機条件が配慮された項目（実機条件と制御棒挿入性試験における温度及び圧力条件との差異）については4章で述べたとおり、実機の運転状態を模擬した配慮を行っており、制御棒挿入性評価へ影響を与えるものではない。

5.2.1 チャンネルボックスの弾塑性特性の影響確認

今回工認の炉内構造物系地震応答解析モデル（図 3-2～図 3-4）では、燃料集合体の剛性はチャンネルボックスによるものとして、チャンネルボックスの断面性状、縦弾性係数等を用いてモデル化している。

既往知見⁽¹⁾⁽²⁾を踏まえると、より大きな相対変位における制御棒の挿入状態においては、チャンネルボックスの塑性化が考えられ、女川原子力発電所第2号機の燃料集合体相対変位 54.2 mmの状態ではチャンネルボックスの塑性化が考えられる領域となる。一方、燃料集合体相対変位を算出した炉内構造物系地震応答解析における燃料集合体のモデルはチャンネルボックスを線形（弾性）でモデル化している。

本項では、炉内構造物系地震応答解析モデルの燃料集合体にチャンネルボックスの弾塑性特性を考慮して算出した燃料集合体相対変位と、線形モデルから算出した燃料集合体相対変位の比較により、チャンネルボックスの弾塑性特性が制御棒挿入性評価に与える影響について確認する。なお、検討には添付書類「VI-2-3-2 炉心、原子炉圧力容器及び原子炉内部構造物並びに原子炉格納容器及び原子炉本体の基礎の地震応答計算書」で適用している解析モデル及び解析コード「T D A P III Ver. 3.10」を用いる。

(1) チャンネルボックスの弾塑性特性の影響

炉内構造物系地震応答解析において、燃料集合体要素に弾塑性特性を設定する。今回工認の制御棒挿入性試験結果における振動台加速度と相対変位の関係（図 5-3）では、燃料集合体変位が 45mm 程度の状態で振動台加速度と燃料集合体変位の勾配が変わっていることが確認できるため、チャンネルボックスの弾塑性特性に係る影響確認においては燃料集合体変位 45mm を折れ点とした二直線（バイリニア）で骨格曲線を設定する。

燃料集合体は、上部格子板及び炉心支持板によって上下が支持されているため、炉内構造物系地震応答解析モデルにおける燃料集合体は、両端ピン支持のほりとしてモデル化している。また、燃料集合体の応答は曲げが支配的となるため、炉内構造物系地震応答解析モデルでは、曲げモーメントの弾塑性特性を表す骨格曲

線として曲げモーメント及び曲率の関係を定義している。そのため、両端ピン支持のはりに等分布荷重が加わる条件にて、中央の変位が 45mm となるときの曲げモーメントとはりの曲率を求め、骨格曲線の第一折れ点とした。

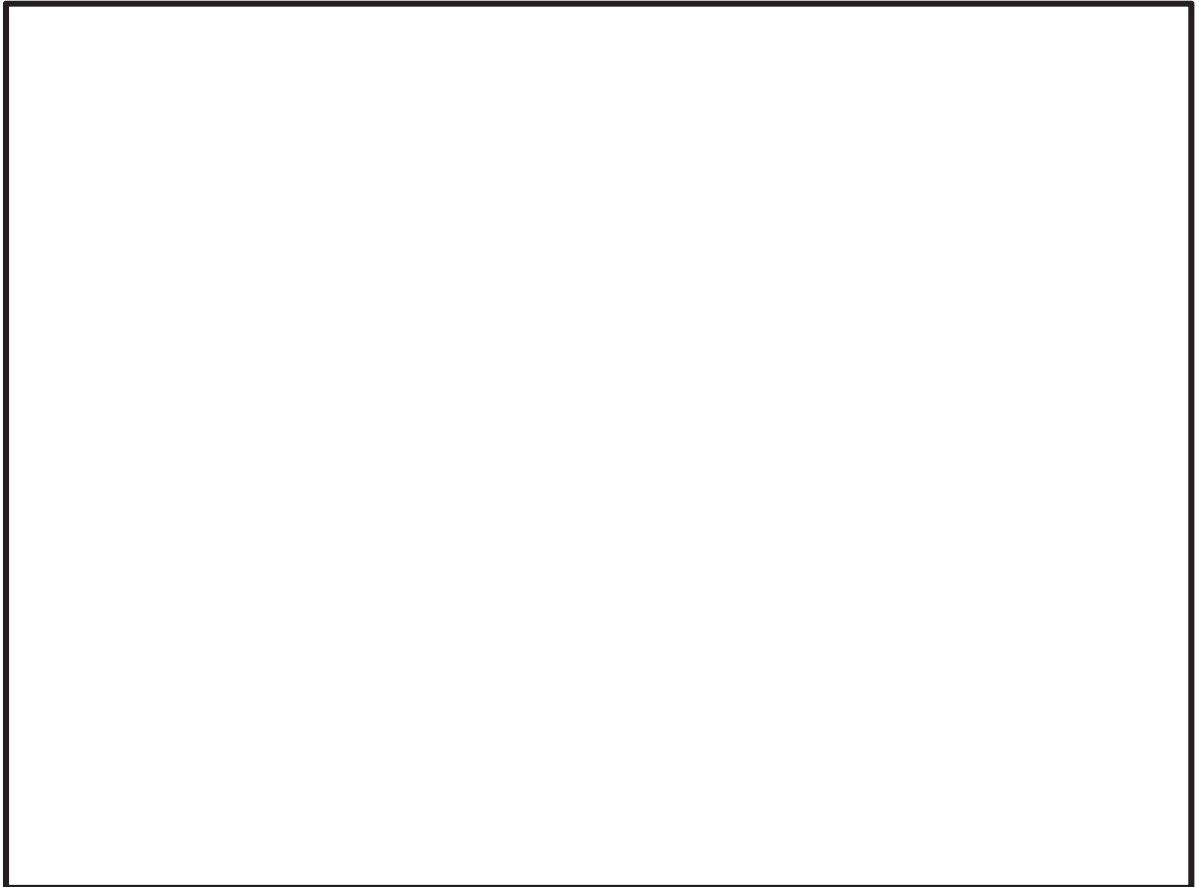


図 5-3 制御棒挿入性試験結果（振動台加速度と燃料中央変位の関係）

骨格曲線の第一勾配は、従来の連成解析モデルで設定していた線形モデルの勾配を用いる。また、既往知見⁽²⁾に示されている高温時のチャンネルボックス 4 点曲げ試験から得られた弾塑性特性（図 5-4）によると第一勾配の 0.1 倍程度であることが確認できるため、今回の評価における第二勾配は、既往知見に最も近い 0.1 倍に加えて、弾塑性の影響を幅広く確認する観点から第一勾配の 0.6 倍、0.3 倍及び弾完全塑性の合計 4 つのケースを評価対象とした（図 5-5）。

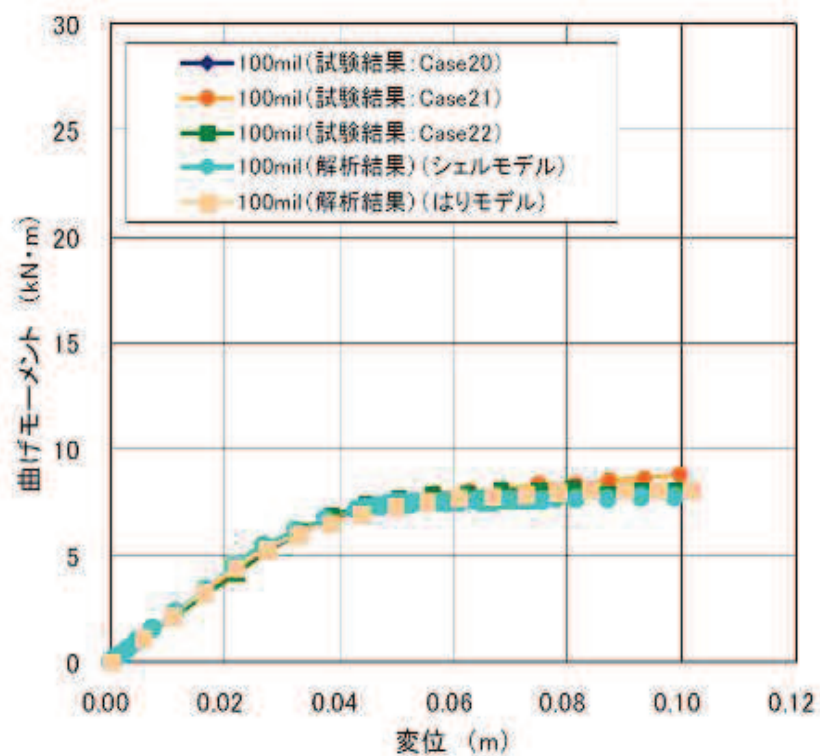


図 5-4 チャンネルボックス弾塑性特性 (既往知見⁽²⁾)

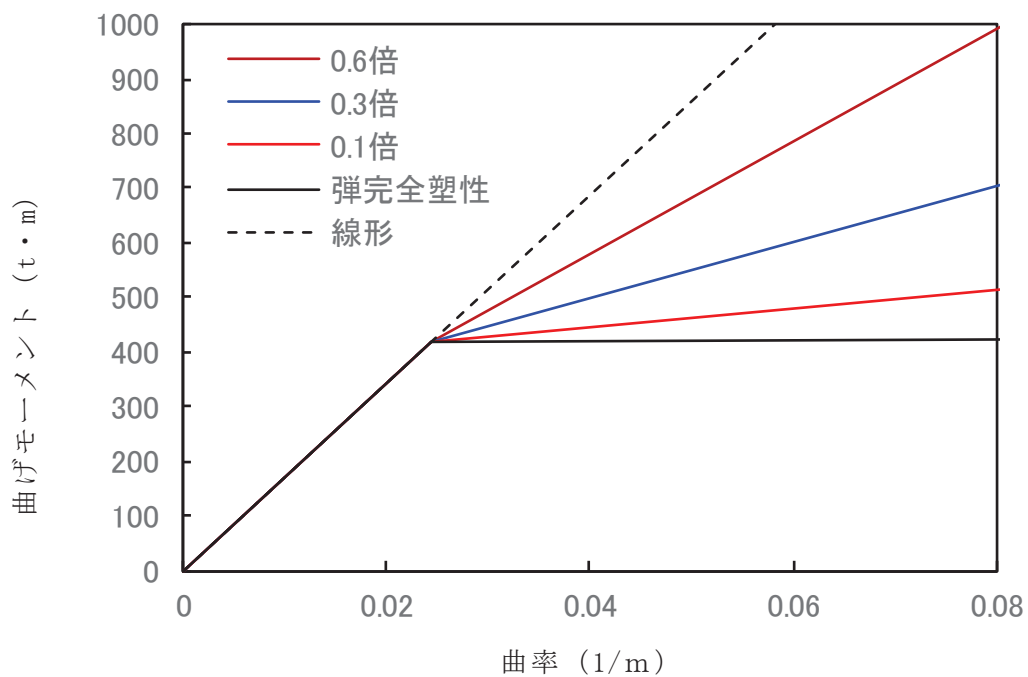


図 5-5 炉内構造物系地震応答解析に用いるチャンネルボックスの弾塑性特性の骨格曲線

履歴特性については、同じ既往知見によるとチャンネルボックスの曲げモーメントー変位特性（図 5-6）がループ状を示していることから、本影響確認においては、図 5-7 に示すようなバイリニア型移動硬化則*を設定する。

注記*：移動硬化則とは、弾塑性材料の力学的変形挙動（繰返し載荷）を考える場合、塑性変形の進行に伴って降伏曲面の形状は変わらずに、中心位置が移動すると規定したもの。

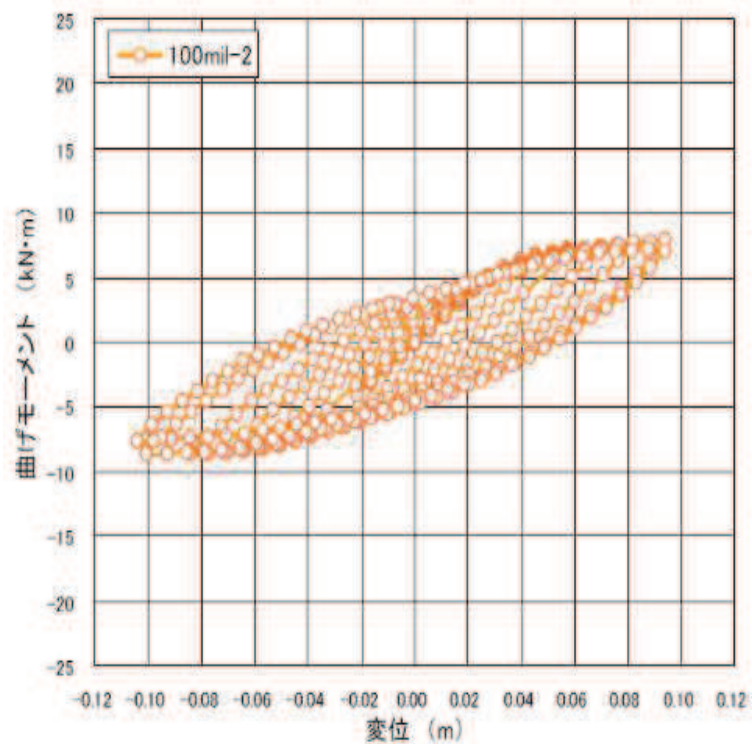


図 5-6 チャンネルボックス曲げモーメントー変位特性（既往知見⁽²⁾）

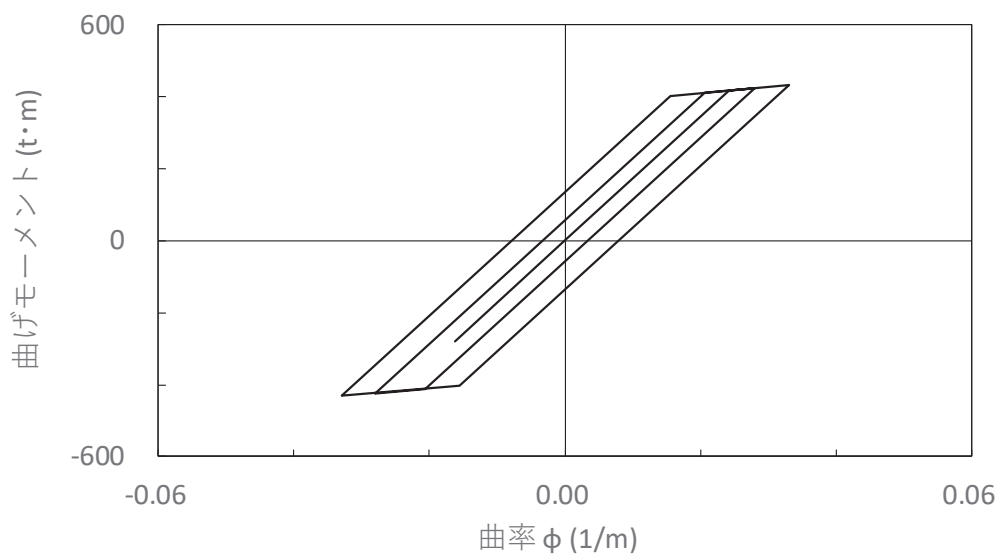


図 5-7 バイリニア型移動硬化則の履歴特性

(2) 弾塑性特性を考慮した地震応答解析結果

燃料集合体にチャンネルボックスの弾塑性特性を考慮した炉内構造物系地震応答解析モデルで地震応答解析を実施した。解析条件を表 5-4 及び地震応答解析で得られた燃料集合体相対変位の解析結果を表 5-5 に示す。

チャンネルボックスの弾塑性特性を考慮した場合の燃料集合体相対変位の解析結果は、骨格曲線の第二勾配をパラメータとしたいずれの解析ケースにおいても線形モデルに対する燃料集合体相対変位よりも小さな値となっている。これは、地震慣性力が交番荷重であるため、チャンネルボックスが塑性領域に入ったことで、履歴減衰によるエネルギー消散によって燃料集合体相対変位が抑制されたものである。

以上より、女川原子力発電所第 2 号機の地震応答解析におけるチャンネルボックスの線形でのモデル化が制御棒挿入性評価に影響を与えないことを確認した。

表 5-4 チャンネルボックスの弾塑性特性を考慮した解析条件

条件項目		解析条件
入力波		地震波 (S _s -D2) *
温度		高温
骨格曲線	第一勾配	線形モデルと同様
	第二勾配	4 ケース (第一勾配の 0.6, 0.3 及び 0.1 倍, 弾完全塑性体)
履歴特性		バイリニア型移動硬化則

注記* : 女川原子力発電所第 2 号機の基準地震動 S_s 7 波における地震応答解析で燃料集合体相対変位が最大となる地震動

表 5-5 弾塑性特性を考慮した燃料集合体相対変位の解析結果

(単位 : mm)

解析ケース	弾塑性特性 (骨格曲線の第二勾配)				線形モデル
	0.6 倍	0.3 倍	0.1 倍	弾完全塑性体	
相対変位	52.7	50.4	49.6	49.5	54.2

5.2.2 制御棒挿入性試験における保守性（制御棒挿入性解析に基づく定量評価）

4.6 項に前述のとおり既往知見⁽¹⁾⁽²⁾の解析結果では、燃料集合体相対変位が 80mm や 100mm となる変形領域においても 75%ストロークスクラム時間が規定値（1.62s）以下となっており、今回工認の制御棒挿入性試験結果に比べて短い挿入時間となっている（図 4-15 参照）。これは、既往知見では地震波による解析を実施しているのに対して、今回工認の制御棒挿入性試験では保守的な条件として最大相対変位を繰り返す正弦波加振で実施していることの差異によるものと考えられる。

本項では、女川原子力発電所第 1 号機で工認実績があり、制御棒が炉心に挿入される際の制御棒と燃料集合体の接触を模擬し制御棒挿入位置を時刻歴応答で計算できる制御棒挿入性計算プログラム CR-IN を用いた制御棒挿入性解析により、入力波を正弦波加振及び地震波加振とした場合の 75%ストロークスクラム時間を算出し、比較することで正弦波加振が地震波加振に対して有する保守性を確認する。また、解析条件については、制御棒挿入性試験で設定した試験条件での解析に加えて、実機の高温度状態等を模擬した実機条件においても解析を行い、実機条件が制御棒挿入性試験結果の保守性に及ぼす影響についても確認する。

(1) 制御棒挿入性解析の概要

制御棒挿入性解析は、制御棒が炉内に挿入される際の運動方程式と地震時における燃料集合体の振動方程式の関係から制御棒挿入時間を求める解析である。

また、今回工認の制御棒挿入性解析に用いる計算機プログラム CR-IN は、燃料集合体と制御棒のたわみをはりでモデル化した を用い、燃料集合体と制御棒の接触反力を時刻歴で計算し、接触反力に摩擦係数を乗じて挿入時の抵抗力とし、制御棒挿入の運動方程式と燃料集合体の振動方程式を連立して挿入時間を計算するプログラムである。（別紙 1 参照）

(2) 制御棒挿入性計算プログラム CR-IN の適用性確認

入力波条件の差異（正弦波加振，地震波加振）に対する保守性を確認するにあたり、CR-IN による制御棒挿入性解析を用いた影響検討への適用性を確認するため、今回工認における制御棒挿入性試験結果の再現解析（燃料集合体相対変位に対する 75%ストロークスクラム時間）を実施し、制御棒挿入性試験結果と CR-IN による制御棒挿入性解析結果を比較した。CR-IN による再現解析条件は表 5-6 のとおり。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

表 5-6 制御棒挿入性試験の再現解析条件

条件項目	CR-IN による再現解析条件 (今回工認における制御棒挿入性試験)
入力波	正弦波 (<input type="text"/> Hz) *
温度	常温
圧力	アキュムレータ圧力調整により原子炉定格 圧力時のスクラムを模擬
チャンネルボックス厚さ	<input type="text"/> mil
燃料集合体相対変位	0mm～70mm

注記*：正弦波の振動数は常温時のチャンネルボックスの水平方向の固有振動数
(Hz) に合わせて設定

CR-IN による再現解析結果として、今回工認における制御棒挿入性試験との比較結果を図 5-8 に示す。CR-IN による再現解析結果は、今回工認における制御棒挿入性試験（制御棒挿入性試験に基づく制御棒挿入特性曲線）とよく整合し、CR-IN による制御棒挿入性解析は制御棒挿入性試験に対する再現性があることから、実機条件に対する差異分類に応じた影響検討に適用可能であると判断した。

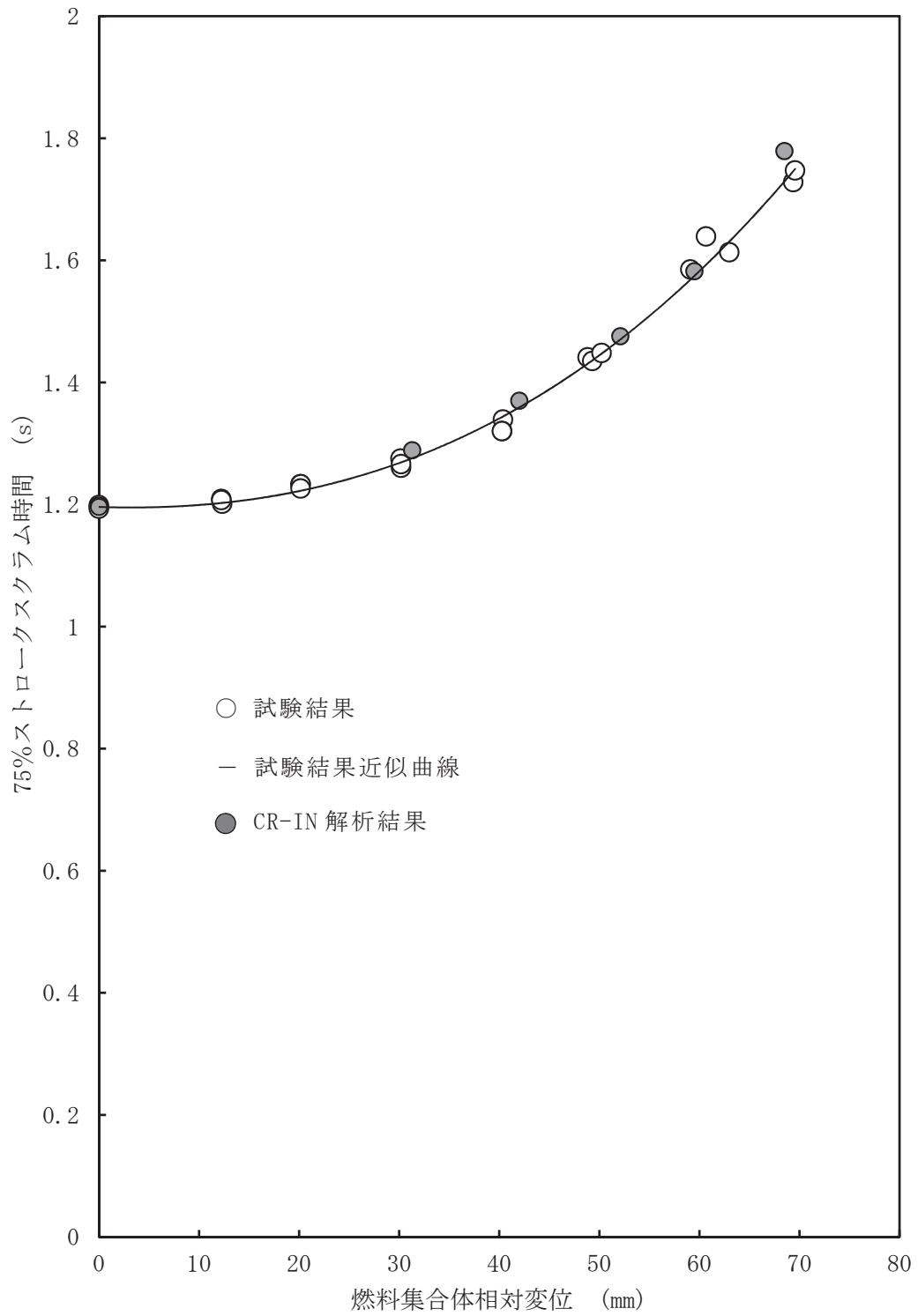


図 5-8 制御棒挿入性試験と CR-IN による制御棒挿入性解析の比較結果

(3) 制御棒挿入性解析による制御棒挿入性試験の保守性の確認

a. 試験条件による制御棒挿入性解析

CR-IN による制御棒挿入解析を用いて、入力波条件を地震波加振とした場合と正弦波加振とした場合の 75%ストロークスクラム時間を算出し、今回工認における制御棒挿入性試験の入力波条件として、正弦波加振の有する保守性を確認する。

CR-IN による制御棒挿入性解析に当たっては、表 5-7 のとおり、入力波以外の条件を一致させた上で、75%ストロークスクラム時間の差異を確認した。

本検討に係る CR-IN への入力波は、地震応答解析から得られる地震応答のうち、燃料集合体相対変位が最も大きくなる $S_s - D2$ に加え、確認済相対変位 60 mm において制御棒挿入時間が最も遅くなる $S_s - F1$ における加速度時刻歴波形を使用した。なお、 $S_s - D2$ 及び $S_s - F1$ を選定した考え方は別紙 3 に示す。

CR-IN は制御棒挿入性試験の試験体を模擬しており、炉内構造物全体を模擬した炉内構造物系地震応答解析結果をそのまま CR-IN にインプットしても同じアウトプット（燃料集合体相対変位）とはならない。そのため、CR-IN における燃料集合体相対変位が目標変位となるように、地震応答解析から得られる加速度時刻歴波形を振幅方向に係数倍した上で CR-IN への入力波とした（別紙 3 参照）。入力波条件の差異に対する検討に係る CR-IN への入力波を図 5-9 に示す。

なお、基準地震動 S_s の地震発生を想定した場合、地震発生後数秒でスクラム信号「地震加速度高」により自動スクラムすることとなるが、本検討で実施した地震波加振に対する制御棒挿入性解析については、75%ストロークスクラム時間を保守的に算出するため、燃料集合体相対変位が最大となる時間帯を考慮して最も挿入時間が長くなるタイミングをスクラム開始時刻とした（図 5-10）。ここで、挿入時間が長くなるタイミングについては、加速度が比較的大きい 12.5 秒から燃料集合体相対変位が最大となる約 14.3 秒までの範囲内において、スクラム開始時刻を 0.1 秒～0.2 秒刻みで変動させたパラメータスタディを行い、挿入時間が最も長くなる時刻（約 13.5 秒）を特定しているものである。

表 5-7 入力波条件の相違に対する制御棒挿入性解析の条件

条件項目	地震波加振	正弦波加振
入力波	地震波 (S s - D 2, S s - F 1)	正弦波 (水平 <input type="text"/> Hz)
温度	常温	同左
圧力	大気圧 (実機相当)	同左
チャンネルボックス厚さ	<input type="text"/> mil	同左
燃料集合体 目標相対変位	30 mm, 40 mm, 50mm ^{*1} , 54.2 mm ^{*2} , 60 mm, 70 mm, 80 mm	30 mm, 40 mm, 50 mm, 60 mm, 70 mm

注記*1: S s - F 1 のみ実施。

*2: 女川 2 号機の燃料集合体相対変位の最大値。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

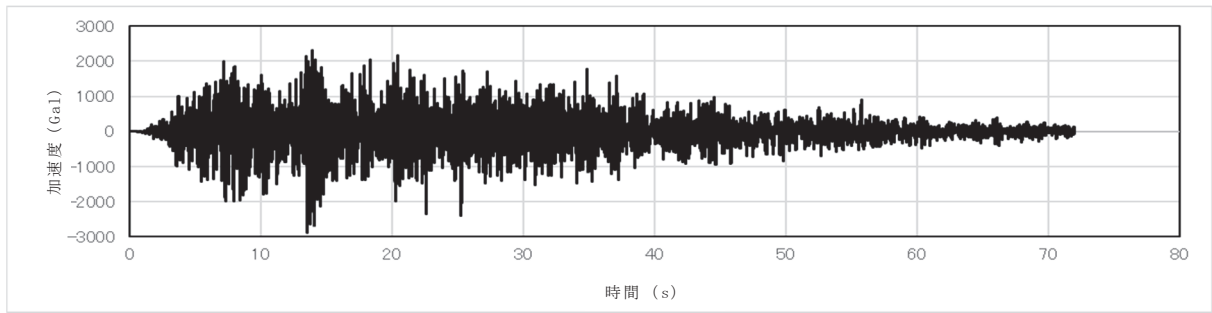


図 5-9 入力波条件の差異に対する検討に係る CR-IN への入力波^{*1*2}

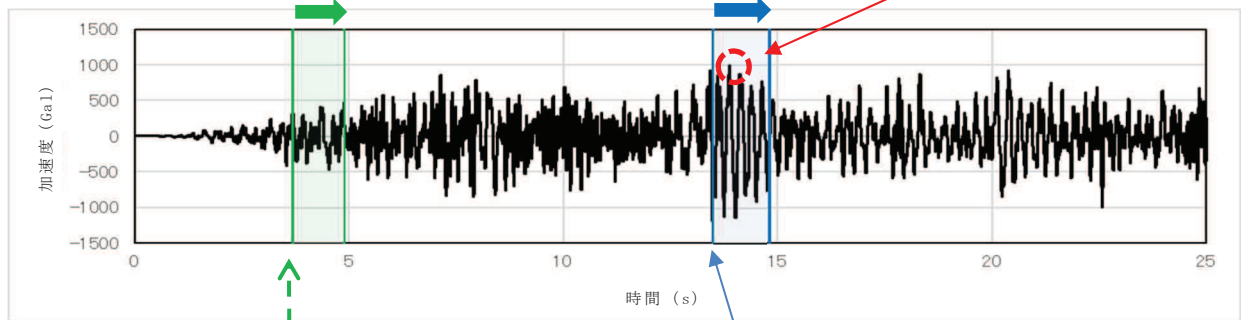
注記*1：地震波加振条件における燃料集合体相対変位 54.3 mmとなる地震波

*2：添付書類「VI-2-1-7 設計用床応答曲線の作成方針」の基準地震動 S_sにおける燃料集合体下端位置（質点 54）の加速度時刻歴波形を振幅方向に 2.35 倍した地震波

スクラム規定値 1.62 秒を想定
(実際にはこれより短時間で
スクラムが達成される。)

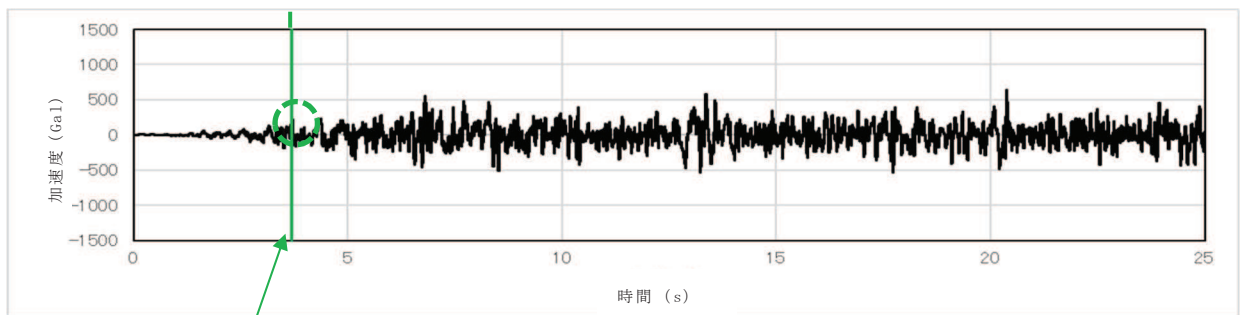
スクラム時間約 1.32 秒

燃料集合体相対変位最大時刻
約 14.3 秒



(燃料集合体下端位置の加速度時刻歴波形)

最も挿入時間が長くなるスクラム開始時刻：約 13.5 秒



地震加速度高設定値 (スクラム設定値,
水平 200Gal) 到達時刻：約 3.7 秒

(地震スクラム用の地震計設置位置での加速度時刻歴波形)

図 5-10 女川原子力発電所第 2 号機の地震波加振条件におけるスクラム開始時刻の設定

入力波条件を地震波加振及び正弦波加振とした場合の 75%ストロークスクラム時間の解析結果を図 5-11 に示す。図 5-11 のとおり、確認済相対変位 60mm 以下において、正弦波加振の制御棒挿入性試験結果は、地震波加振の制御棒挿入性解析結果の制御棒挿入時間（75%ストロークスクラム時間）に比べて保守的であることを確認した。また、燃料集合体相対変位 60mm において、0.2 秒以上の保守性を有することを確認した。

なお、今回工認の制御棒挿入性試験における燃料集合体相対変位は、既工認と同様、試験 3 回の平均値としているが、上記のとおり、正弦波加振による保守性が各燃料集合体相対変位条件におけるばらつきよりも十分に大きく、試験 3 回の平均値を適用することに問題はないと言える。

参考として、既往知見における制御棒挿入性解析結果との比較を別紙 5 に示す。既往知見（試験条件）においても今回工認（試験条件）と同様に、燃料集合体相対変位 80 mm に対して規定値（1.62 s）以内に挿入される結果を示しており類似した結果となっている。

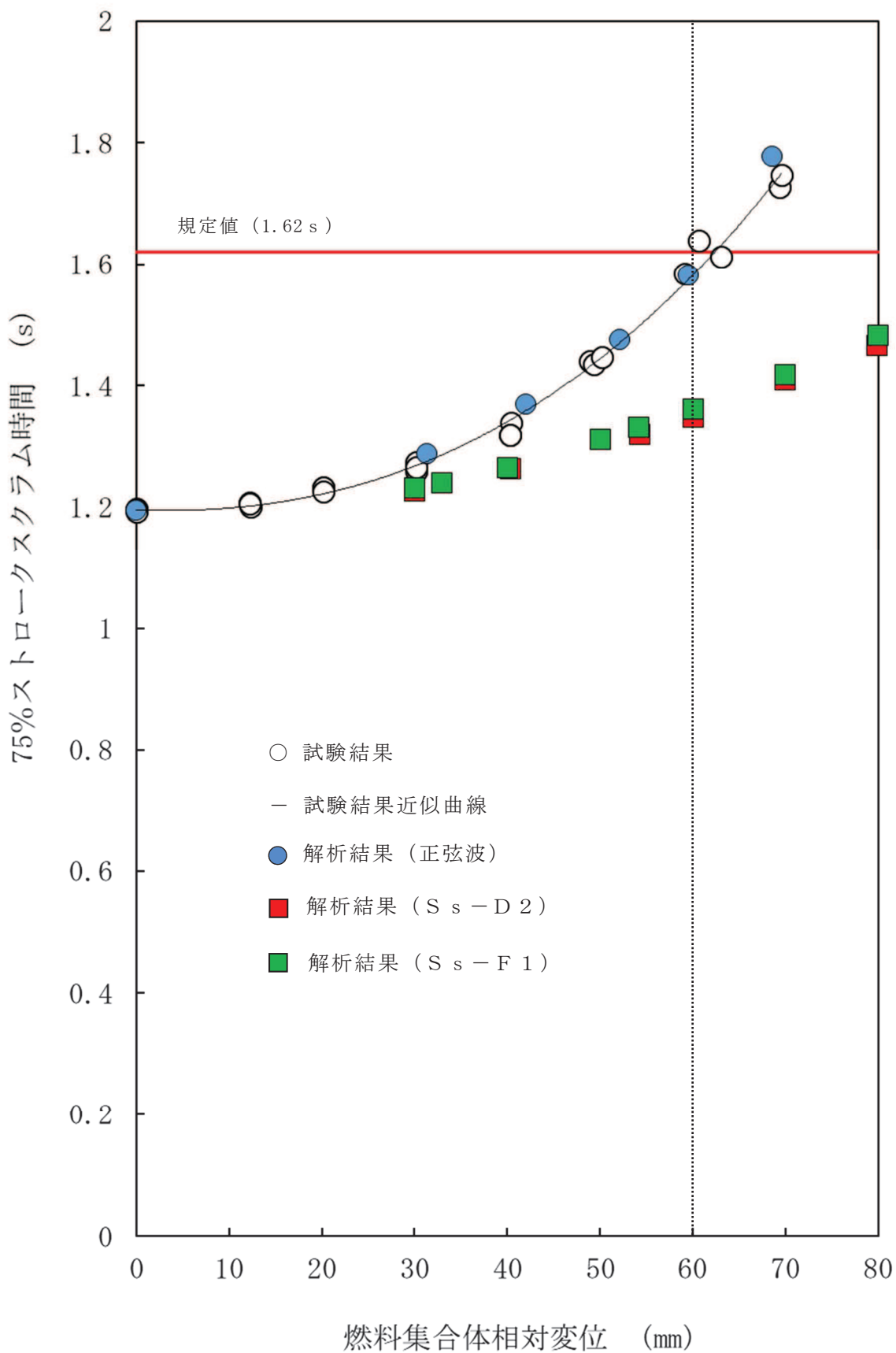


図 5-11 入力波条件の差異による制御棒挿入性解析結果

b. 実機条件による制御棒挿入性解析

a 項においては、CR-IN による制御棒挿入解析について制御棒挿入性試験と同じ試験条件の設定として実施している。本項においては、実機の高温等の条件を反映した解析条件による制御棒挿入性解析を実施して、制御棒挿入性試験が有する保守性への影響について確認する。

実機条件として適用した解析条件を表 5-8 に、試験結果を図 5-12 に示す。金属同士の摩擦係数は既往知見^{*1*2}より温度依存性のあるヤング率と変形抵抗に影響を受けて、温度上昇に伴い変化しないもしくは低下傾向であるとの内容が示されている。一方で、制御棒挿入性評価に関連した既往知見^{*3}の検討では高温での摩擦係数を常温での 1.2 倍と設定していることを踏まえて 2 種類の設定を適用することとした。なお、表 5-8 に示した解析条件以外の詳細設定については別紙 2 に示す。

注記*1: V.L. Popov. et al. : Friction coefficient in “rail - wheel”
-contacts as a function of material and loading parameters,
Physical Mesomechanics 5 3 (2002) 17-24

*2: Victor H. Mucino. et al. : Simulation of Friction Stir Spot
Welding (FSSW) Process: Study of Friction Phenomena,
Department of Mechanical and Aerospace Engineering
Morgantown, West Virginia 2007

*3: 平成 16 年度 原子力発電施設耐震信頼性実証に関する報告書 機
器耐力その 2 (制御棒挿入性) (05 基構報-0003, (独) 原子力安全
基盤機構) 及び平成 17 年度 原子力施設等の耐震性評価技術に関
する試験及び調査機器耐力その 2 (BWR 制御棒挿入性) に係る報告
書 (06 基構報-0014, (独) 原子力安全基盤機構)

表 5-8 実機条件における制御棒挿入性解析の条件

条件項目	実機条件		(参考) 試験条件
入力波	地震波 (S s - D 2) * ¹	同左	同左
温度	高温	同左	常温
圧力	大気圧 (実機相当)	同左	同左
摩擦係数	制御棒挿入性試験より取得された摩擦係数	左記係数×1.2	制御棒挿入性試験より取得された摩擦係数
燃料集合体 目標相対変位	30 mm, 40 mm, 50mm* ² , 54.2 mm* ³ , 60 mm, 70 mm, 80 mm	同左	同左

注記*1: a 項の検討より燃料集合体相対変位が最大となり確認済相対変位に対して最も余裕の小さい S s - D 2 とする。

*2: S s - F 1 のみ実施。

*3: 女川 2 号機の設計に適用する最大相対変位。

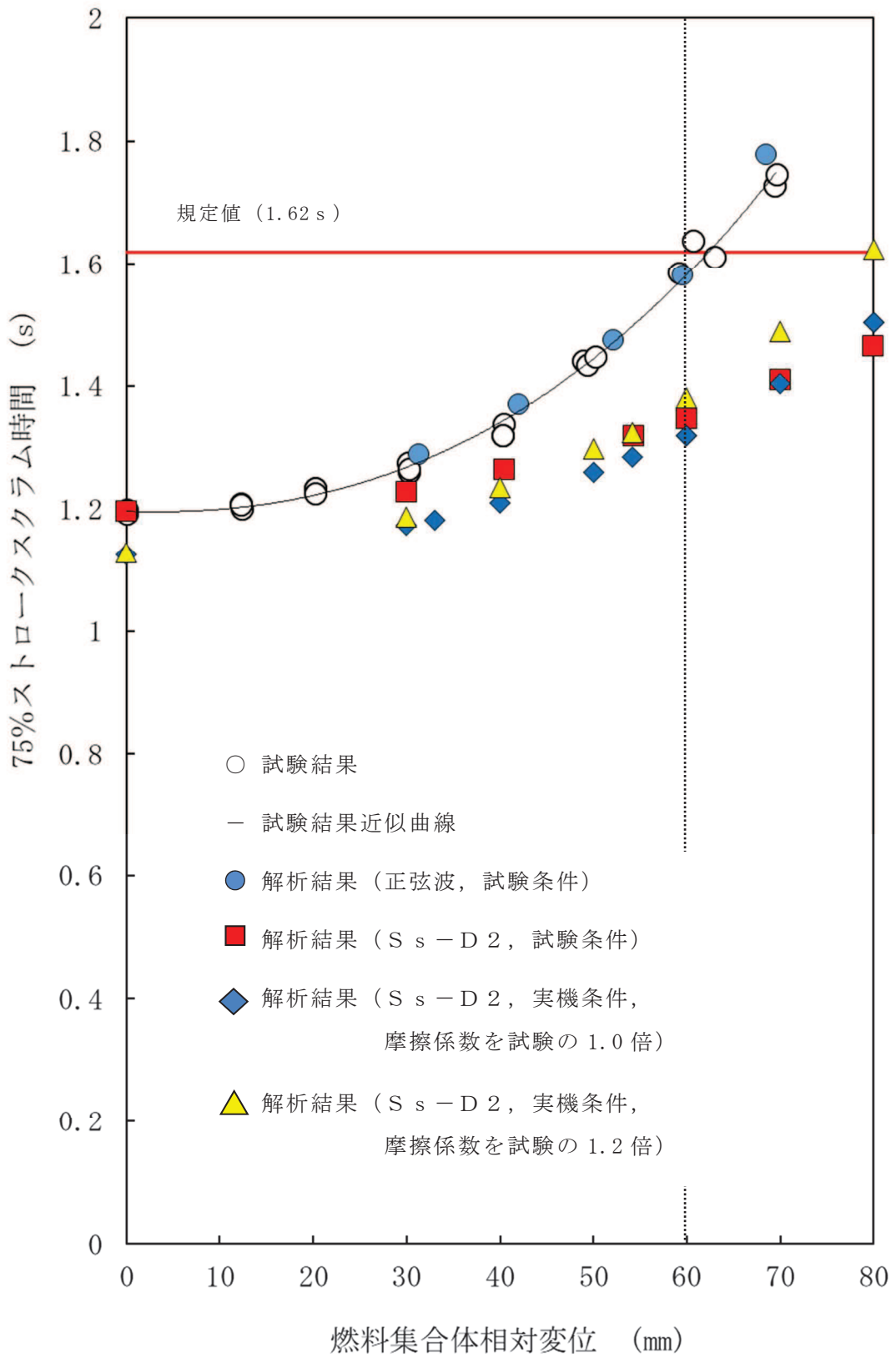


図 5-12 実機条件による制御棒挿入性解析結果

図 5-12 の結果より、実機条件の制御棒挿入時間は、確認済相対変位である 60mm 以下においては、試験条件を用いた制御棒挿入時間と同等かもしくは挿入時間が早くなる傾向である。

また、確認済相対変位 60mm における制御棒挿入時間は、正弦波による制御棒挿入時間に比べて十分に早いことから、試験条件及び実機条件のどちらに対しても制御棒挿入性試験は保守性を有していることを確認した。

ここで、実機条件及び試験条件に対する制御棒挿入時間の解析結果のみを整理した図を図 5-13 に示す。図 5-13 において、無加振時（燃料集合体相対変位：0mm）の 75%ストロークスクラムに要する時間（以下「ゼロスクラム時間」という。）は、実機条件の方が試験条件よりも早くなっている。また、燃料集合体相対変位の増加に伴う挿入時間遅れは、実機条件の方が試験条件よりも大きくなっている。これらの差異が生じたのは、以下に示す理由が考えられる。

- ・実機条件のゼロスクラム時間が試験条件よりも早くなる要因は、実機条件（高温）と試験条件（常温）の温度の違いによるものであり、実機条件における水の密度が低下して制御棒挿入時の抵抗力が低下するためと考えられる。なお、女川原子力発電所第 2 号機の建設時に実施した起動試験時における実機条件でのゼロスクラム時間は 1.13 秒であり、実機条件を模擬した解析結果（1.13 秒）とも整合するものとなっている。
- ・実機条件の燃料集合体相対変位の増加に伴う挿入時間遅れが試験条件よりも大きくなる要因は、実機条件と試験条件のモデル化の違いによるものであり、実機条件における燃料集合体固有振動数（4.35 Hz）と試験条件における燃料集合体固有振動数（ Hz）とが異なるために、制御棒挿入時の抵抗力に差が生じたためと考えられる。（詳細は別紙 2 参照）。
- ・なお、実機条件における摩擦係数を試験の 1.0 倍及び 1.2 倍としていることについて、摩擦力は制御棒挿入時の抵抗力として働くため、摩擦係数が大きいほど制御棒挿入時間は遅くなっている。

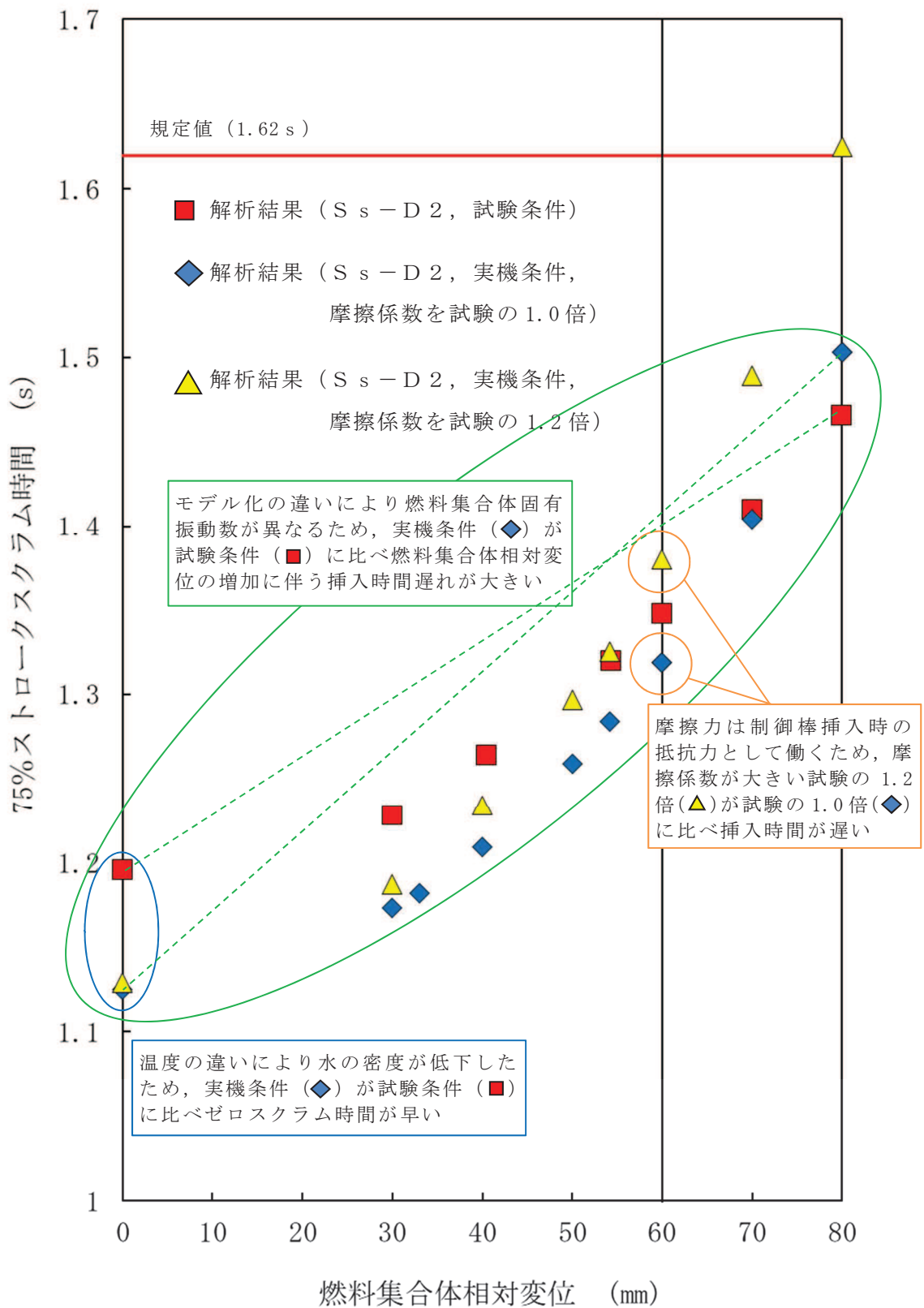


図 5-13 実機条件と試験条件の制御棒挿入性解析結果の比較

5.2.3 鉛直方向加速度の影響

5.1 項における実機条件に対する差異の抽出結果として、制御棒挿入性試験の入力波条件として、鉛直方向の影響を抽出している。本項では、制御棒挿入性評価における鉛直方向加速度による影響については、次の項目について確認する。

- (1) 制御棒に対する鉛直方向加速度の影響
- (2) 燃料集合体に対する鉛直方向加速度の影響

(1) 制御棒に対する鉛直方向加速度の影響

制御棒の挿入過程において鉛直方向加速度が付与された場合、制御棒挿入性に対して時間遅れを生じさせる影響が考えられるため、制御棒の挿入時間に着目した検討を実施し、鉛直方向加速度の影響を確認する。

影響検討としては、CR-IN を用いて、入力波条件として水平方向（正弦波）とした場合及び水平方向＋鉛直方向（正弦波）とした場合の 75%ストロークスクラム時間をそれぞれ解析し、鉛直方向加速度が制御棒挿入性に与える影響を確認する。なお、入力する鉛直方向加速度については、別紙 1「4. 鉛直方向加速度が加わった場合の挿入時間影響評価」の評価方針に基づき、固有振動数 Hz 及び Hz の正弦波をそれぞれ同位相及び逆位相の条件で入力した。制御棒挿入時に作用する鉛直方向荷重（概略イメージ）を図 5-14 に示す。

制御棒に対する鉛直方向加速度の影響確認に用いた評価条件を表 5-9 に示す。なお、表 5-9 の水平方向＋鉛直方向の入力波条件は、燃料集合体相対変位 60mm において 75%ストロークスクラム時間が最も長くなる条件を記載した。

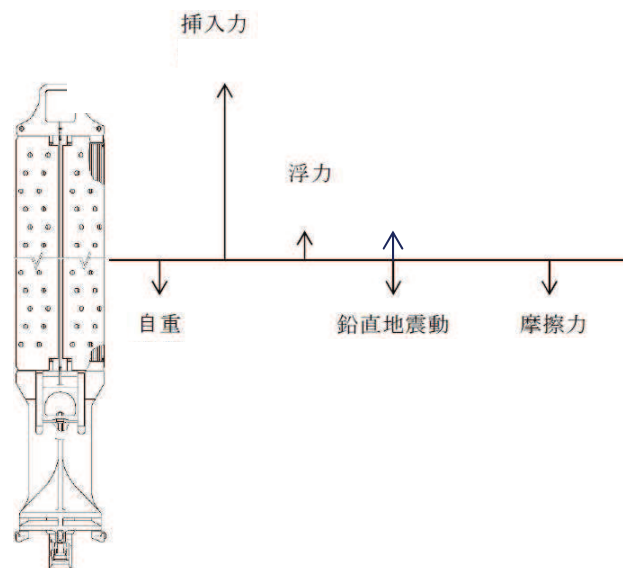


図 5-14 制御棒挿入時に作用する鉛直方向荷重（概略イメージ）

表 5-9 制御棒に対する鉛直方向加速度の影響確認に用いた評価条件

条件項目	水平方向	水平方向+鉛直方向
入力波	正弦波（水平 <input type="text"/> Hz）*	正弦波（水平 <input type="text"/> Hz + 鉛直 <input type="text"/> Hz 同位相）*
温度	常温	同左
圧力	実機相当	同左
チャンネルボックス厚さ	<input type="text"/> mil	同左
燃料集合体相対変位（水平）	31.3 mm, 42.0 mm, 52.1 mm, 59.5 mm, 68.5 mm	同左

注記*：正弦波の振動数は常温時のチャンネルボックスの水平方向の固有振動数（ Hz）に合わせて設定

入力波条件として水平方向（正弦波）とした場合及び水平方向+鉛直方向（正弦波）とした場合の75%ストロークスクラム時間の解析結果を図5-15に示す。図5-15のとおり、いずれの燃料集合体相対変位の条件においても、入力波条件が水平方向のみ場合の75%ストロークスクラム時間に対して、鉛直方向加速度を考慮した場合の制御棒挿入性に係る時間遅れは極僅かであることを確認し、燃料集合体相対変位60mmにおいても時間遅れは約0.01秒で極僅かとなることから、制御棒に対する鉛直方向加速度の影響が軽微であることを確認した。

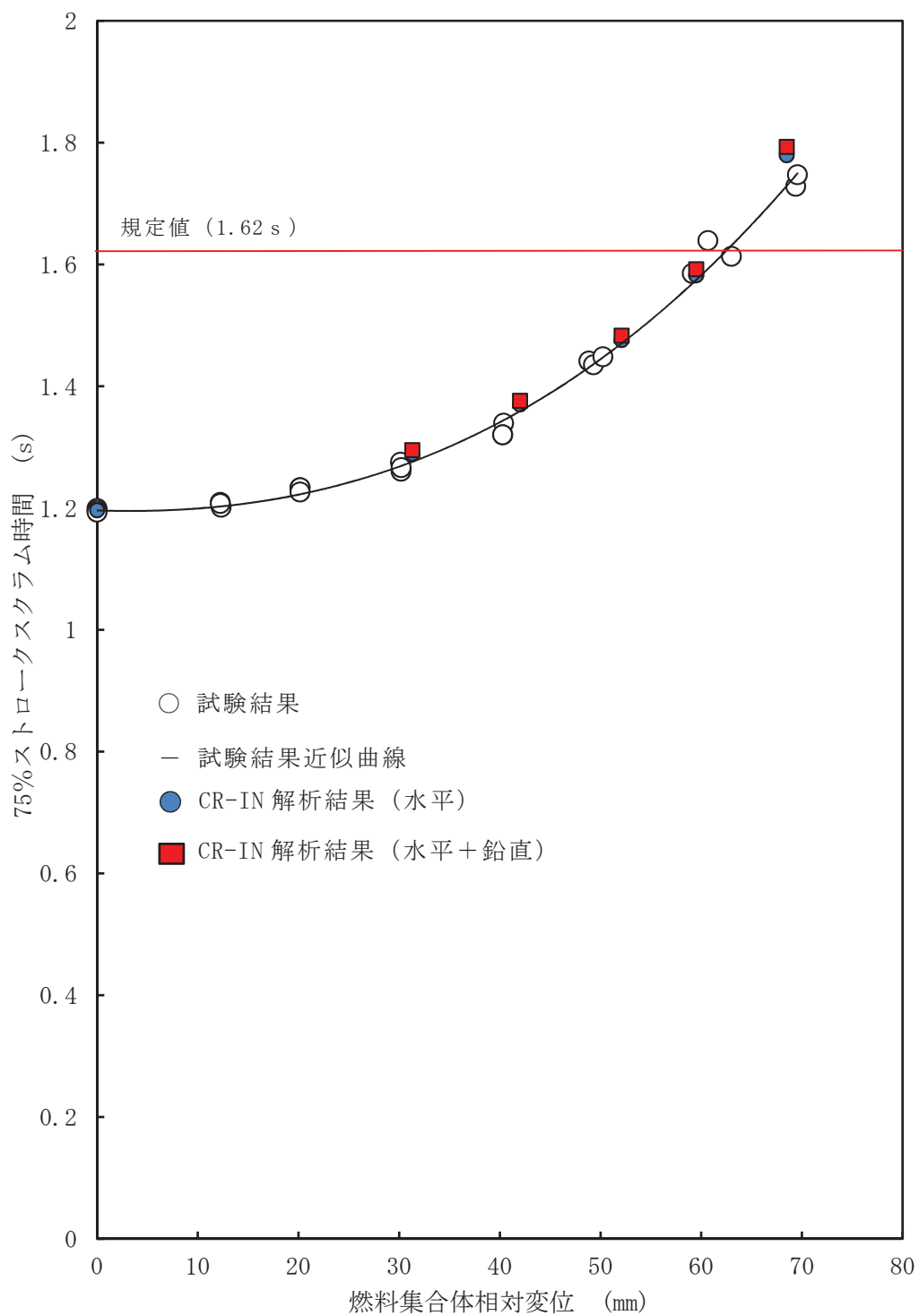


図 5-15 制御棒に対する鉛直方向加速度の影響確認結果

(2) 燃料集合体に対する鉛直方向加速度の影響

a. 評価方針

制御棒上部は、スクラム開始前の初期状態においても燃料集合体間に挿入されており、仮に鉛直方向加速度による浮上りが生じた場合でも燃料集合体下部の水平方向の移動は制御棒により拘束されるため、制御棒挿入が不可能になることはないと考えられる。

本項では、既往知見⁽²⁾を基に、仮に鉛直方向加速度により燃料集合体に浮上りが生じた場合として、次の2ケースについて確認する。

(a) 鉛直方向加速度による燃料集合体の浮上り

(b) 水平及び鉛直方向加速度による燃料集合体の浮上り

b. 既往知見の整理

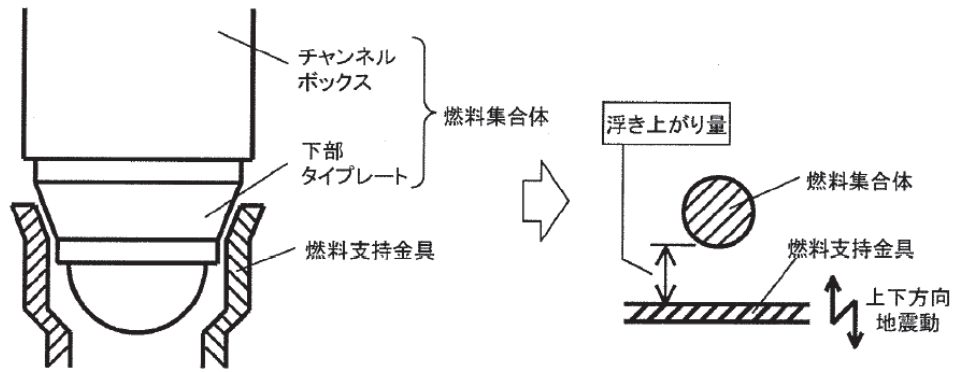
既往知見⁽²⁾では、 $1.0 \times 9.8\text{m/s}^2$ 以上の鉛直方向加速度が燃料集合体に作用する場合には、燃料集合体が浮上る可能性があることから、制御棒挿入性への影響として、制御棒の挿入現象・挿入時間及び燃料集合体の浮上りについて検討し、解析による制御棒挿入時間の評価及び $2.0 \times 9.8\text{m/s}^2$ が作用し、仮に燃料集合体に浮上りが生じた場合でも、燃料支持金具から離脱することはないとしている。

c. 評価結果

(a) 鉛直方向加速度による燃料集合体の浮上り

既往知見⁽²⁾では、鉛直方向加速度による燃料集合体の燃料支持金具からの浮上り量について、1自由度1質点の簡易解析モデルに正弦波を入力する解析により検討している。モデルを図5-16に、解析結果を図5-17に示す。浮上り量の最大は、入力加速度 $2.0 \times 9.8\text{m/s}^2$ 、振動数5Hzの場合で浮上り量は68mmとなっている。

女川原子力発電所第2号機の鉛直方向震度は $1.38 \times 9.8\text{m/s}^2$ であり、既往知見⁽²⁾の解析結果における $1.5 \times 9.8\text{m/s}^2$ での浮上り量37mmを超えることはなく、浮上り量は燃料支持金具設置深さ60mm(図5-18)より小さい。



燃料集合体と燃料支持金具の接触部周辺

解析モデル概略図

図 5-16 燃料集合体の浮上り量解析モデルの概略図（既往知見⁽²⁾）

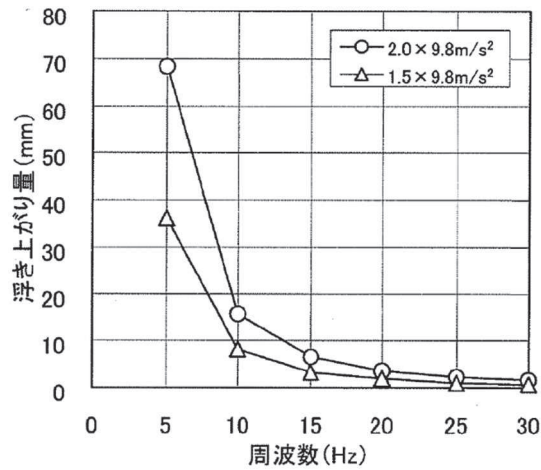


図 5-17 浮上り量解析結果（正弦波）（既往知見⁽²⁾）

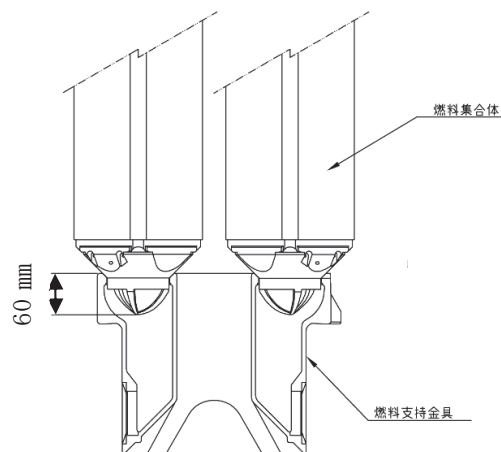


図 5-18 女川原子力発電所第 2 号機の燃料支持金具と燃料集合体の関係

(b) 水平及び鉛直方向加速度による燃料集合体の浮上り

既往知見⁽²⁾において、鉛直方向に加えて水平方向加速度を考慮し、燃料集合体が燃料支持金具から離脱する可能性について検討している。燃料集合体が鉛直方向加速度により浮上り、水平方向加速度により燃料支持金具の面に沿って鉛直方向に移動する事象を考えている。概要図を図 5-19 に示す。

図 5-19 の条件において力学的検討を行い、鉛直方向加速度によって燃料集合体が浮き上がった状態で水平方向加速度の影響を受けた場合の鉛直方向の浮上り量を求めている。実プラントの基準地震動条件での検討では、浮上り量評価条件は表 5-10 に示すとおりで、既往知見⁽²⁾において水平方向加速度に対する評価結果では、鉛直方向加速度が $1.5 \times 9.8 \text{m/s}^2$ のときの水平方向加速度による鉛直方向の浮上り量は 1.1mm、 $2.0 \times 9.8 \text{m/s}^2$ のときの浮上り量は 1.3mm となっている。結果として、水平及び鉛直方向加速度による上方向の浮上り量は、鉛直方向加速度が $1.5 \times 9.8 \text{m/s}^2$ のときは $5.8 \text{mm} + 1.1 \text{mm} = 6.9 \text{mm}$ 、鉛直方向加速度が $2.0 \times 9.8 \text{m/s}^2$ のときは $21.2 \text{mm} + 1.3 \text{mm} = 22.5 \text{mm}$ となり、鉛直方向加速度に加え水平方向加速度を考慮した場合でも、燃料支持金具設置深さ 60mm に対し十分小さい値となることが確認されている。

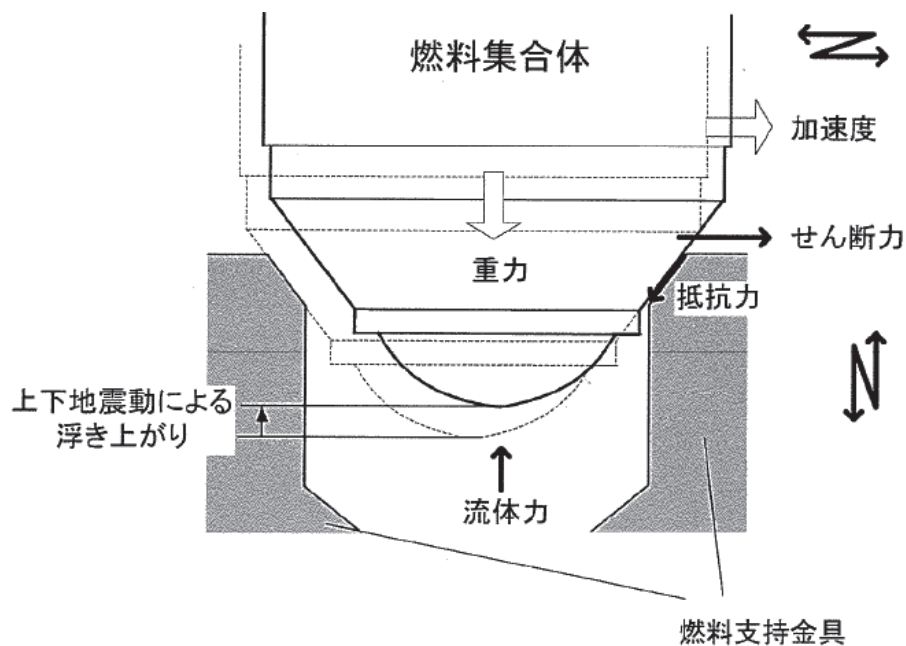


図 5-19 水平・鉛直方向加速度による浮上り検討概要図 (既往知見⁽²⁾)

表 5-10 鉛直方向最大加速度 $2.0 \times 9.8 \text{ m/s}^2$ 及び $1.5 \times 9.8 \text{ m/s}^2$ のときの浮上り量評価条件
(既往知見⁽²⁾より引用)

鉛直方向 最大加速度 [m/s^2]	燃料集合体下端 加速度最大値 (水平方向)[m/s^2]	燃料集合体下端 せん断力最大値 (水平方向)[N]	鉛直方向加速度 による浮上り量 [mm]	水平方向加速度 による浮上り量 [mm]	水平+鉛直方向 加速度による 浮上り量[mm]
1.5×9.8	7.62×9.8	5.23×10^6	5.8	1.1	6.9
2.0×9.8	10.0×9.8	5.50×10^6	21.2	1.3	22.5

次に女川原子力発電所第 2 号機の基準地震動条件での浮上り量評価条件を整理し、既往知見⁽²⁾の浮上り量評価条件と対比して、表 5-11 に示す。既往知見⁽²⁾の検討条件に対し、女川原子力発電所第 2 号機の基準地震動 S_s の条件の方が、燃料集合体下端の加速度最大値及びせん断力最大値ともに小さい。このため、水平及び鉛直方向加速度による上方向の浮上り量は、既往知見⁽²⁾で算出された 6.9mm ($1.5 \times 9.8 \text{ m/s}^2$ の場合) より小さくなり、浮上りによる燃料支持金具からの離脱の影響はないと考える。

以上より、既往知見⁽²⁾を基に燃料集合体の浮上り量を算出し、浮上りによる燃料支持金具からの離脱の影響がないことから燃料集合体に対する鉛直方向加速度の影響がないことを確認した。

なお、燃料集合体の浮上に伴い、一時的に燃料集合体と燃料支持金具の間の流量が増加し、燃料集合体内の流量低下が生じる可能性があるが、浮上り量も小さく、浮上り継続時間も短時間であることから、燃料集合体の冷却が著しく損なわれることはないと考える。

表 5-11 女川原子力発電所第 2 号機の浮上り量評価条件 (既往知見⁽²⁾と対比)

項目	鉛直方向 最大加速度 (m/s^2)	燃料集合体下端 加速度最大値 (水平方向) (m/s^2)	燃料集合体下端 せん断力最大値 (水平方向) (N)
既往知見 ⁽²⁾	1.5×9.8	7.62×9.8	5.23×10^6
	2.0×9.8	10.0×9.8	5.50×10^6
女川原子力発電所 第 2 号機	$1.38 \times 9.8^{*1}$	$1.64 \times 9.8^{*2}$	$3.62 \times 10^{6*3}$

注記*1：添付書類「VI-2-1-7 設計用床応答曲線の作成方針」の基準地震動 S_s における制御棒案内管上端位置 (質点 64) の地震応答解析による

*2：添付書類「VI-2-1-7 設計用床応答曲線の作成方針」の基準地震動 S_s における燃料集合体下端位置 (質点 54) の地震応答解析による

*3：添付書類「VI-2-3-2 炉心，原子炉圧力容器及び原子炉内部構造物並びに原子炉格納容器及び原子炉本体の基礎の地震応答計算書」の基準地震動 S_s における燃料集合体下端位置 (質点 54) の地震応答解析による

本項(1)、(2)の検討結果から鉛直方向加速度は制御棒及び燃料集合体の地震応答に影響を与えないことから鉛直方向加速度が制御棒挿入性評価に影響を与えないことを確認した。

d. 既往知見の女川原子力発電所第2号機への適用性

既往知見の検討に関連する燃料集合体等の機器仕様と女川原子力発電所第2号機の機器仕様についての比較結果を表5-12に示す。

検討に関連する機器仕様は、制御棒（中性子吸収材）以外の機器仕様は、同一条件である。また、制御棒（中性子吸収材）が異なるものの、制御棒質量は同等であることから、制御棒の型式の違いによる影響は軽微と考えられる。さらに、燃料集合体の鉛直方向の剛性も十分に高いことから、地震動の違いによる影響もないと考えられる。

以上より、既往知見の結果について、女川原子力発電所第2号機への適用性はあるものと判断できる。

表 5-12 機器仕様に係る既往知見との比較結果

機器	既往知見	女川原子力発電所第2号機	相違の有無
燃料集合体	9×9 燃料	9×9 燃料	無
チャンネルボックス*	100mil	100mil	無
制御棒	ハフニウム型	B ₄ C 型	有
上部格子板	S 格子	S 格子	無
制御棒駆動機構	FSCRD	FSCRD	無

注記*：燃料集合体の固有値解析の結果、鉛直方向の固有振動数は 45.9Hz となることを確認

5.3 制御棒挿入性評価の妥当性

5.2 項における実機条件との差異に対する影響検討結果を踏まえ、女川原子力発電所 2 号機の制御棒挿入性評価に対して総合的な評価を実施した結果を以下に示すとともに、詳細整理結果を表 5-13 に示す。

- 地震応答解析による燃料集合体相対変位の算出（発生値）については、チャンネルボックスの剛性を弾性（線形）モデルとした地震応答解析に対して、チャンネルボックスの弾塑性特性を考慮した燃料集合体相対変位は小さくなる傾向にあり、保守性を有する。
- 制御棒挿入性試験による確認済相対変位の設定（許容値）については、燃料集合体相対変位 60mm において、制御棒挿入性試験における正弦波加振は地震波加振に対して 75%ストロークスクラム時間が保守的であることを確認した。一方、鉛直方向加速度による制御棒挿入性に係る時間遅れの影響は軽微（約 0.01 秒）であり、制御棒挿入性試験における加振条件の保守性に包絡される。
- 影響検討に用いた CR-IN による制御棒挿入性解析においては、燃料集合体相対変位が最大となる時間帯を考慮して最も挿入時間が長くなるようにスクラム開始時間を設定していることに対して、実機におけるスクラム開始時間は、燃料集合体が最大変位となる前にスクラム信号によって制御棒が挿入されることから、CR-IN による制御棒挿入性解析にも保守性を有する。

表 5-13 実機条件との差異に対する影響検討の総合的評価

差異分類	検討項目	検討内容	影響検討の結果	
			地震応答解析による燃料集合体相対変位(発生値)の算出	制御棒挿入性試験による確認済相対変位(許容値)の設定
実機条件に対する影響確認を実施する項目	チャヤンネルボックスの弾塑性影響の確認	チャヤンネルボックスの弾塑性特性を考慮した地震応答解析を実施し、弾性(線形)モデルでの燃料集合体相対変位結果を比較	線形モデルに比べ、 <u>弾塑性モデルの燃料集合体相対変位が小さくなる傾向にあること(保守性あり)</u> を確認した	○
実機条件より明らかに保守性を有する項目	制御棒挿入性試験における保守性の確認	入力波条件が正弦波加振及び地震波加振に対する制御棒挿入性解析を実施し、75%ストロークスクラム時間を比較	—	○
実機条件に対する影響確認を実施する項目	制御棒への影響 燃料集合体への影響	入力波条件が水平方向及び水平方向+鉛直方向に対する制御棒挿入性解析を実施し、75%ストロークスクラム時間を比較 既往知見を基に燃料集合体の浮上り量を算出し、浮上りによる燃料支持金具からの離脱の有無を確認	地震波加振に比べ、 <u>正弦波加振の75%ストロークスクラム時間が長いこと</u> を確認した。また、 <u>実機条件(高温等)が制御棒挿入性試験の保守性に及ぼす影響を確認し十分に保守性が確保されること</u> を確認した。 なお、制御棒挿入解析では75%ストロークスクラム時間が保守的となるようにスクラム開始時間を設定している 水平方向のみ比べ、 <u>水平+鉛直方向の場合の75%ストロークスクラム時間の時間遅れが極僅か(約0.01秒)こと</u> (影響軽微)を確認した	△
条件調整により実機条件を模擬する項目	実機と制御棒挿入性試験の温度条件の差異に対する検討 実機と制御棒挿入性試験の圧力条件の差異に対する検討	制御棒挿入性試験で配慮した試験条件を確認	—	—
総合的な評価		線形モデルによる地震応答解析に対し、チャヤンネルボックスの弾塑性特性を考慮した燃料集合体相対変位は小さくなる傾向があり、 <u>保守性を有する</u>	制御棒挿入性試験における正弦波加振の保守性に対し、鉛直方向加速度による時間遅れの影響が軽微であるため、 <u>保守性を有する</u>	○ <u>女川原子力発電所第2号機における制御棒挿入性評価の妥当性を確認した</u>

6. 制御棒挿入性試験及び制御棒挿入性解析に基づく確認済相対変位（許容値）の設定
4章で示す制御棒挿入性試験結果及び5章で示す制御棒挿入性解析を用いた制御棒挿入性評価の妥当性確認結果を踏まえ、今回工認における制御棒挿入性評価に用いる確認済相対変位（許容値）を60mmと設定する。その上で、基準地震動 S_s に対する地震応答解析による燃料集合体相対変位（54.2mm）が制御棒挿入性試験による確認済相対変位（60mm）以下であることを満足することを確認した。

7. まとめ

今回工認における女川原子力発電所第2号機の制御棒挿入性評価は、既工認の評価手法と同様、J E A G 4 6 0 1 - 1991 追補版に記載のBWR用制御棒の評価手法に基づき評価を実施した。

女川原子力発電所第2号機の制御棒挿入性評価においては、新規制基準における地震動の追加及び地盤物性の不確かさ等の追加による基準地震動 S_s の増大に伴い燃料集合体相対変位が増大したことから、既工認と同様の制御棒挿入性試験を実施し、確認済相対変位のデータを拡充し、75%ストロークスクラムの規定値（1.62s）に達する際の燃料集合体の相対変位として60.9mm（試験3回の平均値）が得られた。

制御棒挿入性評価に係る地震応答解析による燃料集合体相対変位の算出及び制御棒挿入性試験の結果について、実機条件との差異に着目した影響検討を実施した結果、総合的に保守性を有する結果となっていることを確認した。

8. 引用文献

- (1) 平成16年度 原子力発電施設耐震信頼性実証に関する報告書 機器耐力その2（制御棒挿入性）（05 基構報-0003,（独）原子力安全基盤機構）
- (2) 平成17年度 原子力施設等の耐震性評価技術に関する試験及び調査機器耐力その2（BWR制御棒挿入性）に係る報告書（06 基構報-0014,（独）原子力安全基盤機構）

制御棒挿入性解析に用いる計算機プログラム CR-IN の概要

1. はじめに

CR-IN は、1980 年代に開発された計算機プログラム（解析コード）で、BWR の地震スクラム時に制御棒が炉心に挿入される時間を解析するプログラムである。制御棒が水圧によって炉心に挿入される際の制御棒の挿入運動方程式と、地震による燃料集合体振動方程式を、制御棒と燃料集合体の接触反力及び復元力によって連成させて、スクラム開始後の制御棒挿入位置を時刻歴応答で計算し、規定挿入位置までの挿入時間を算出する。

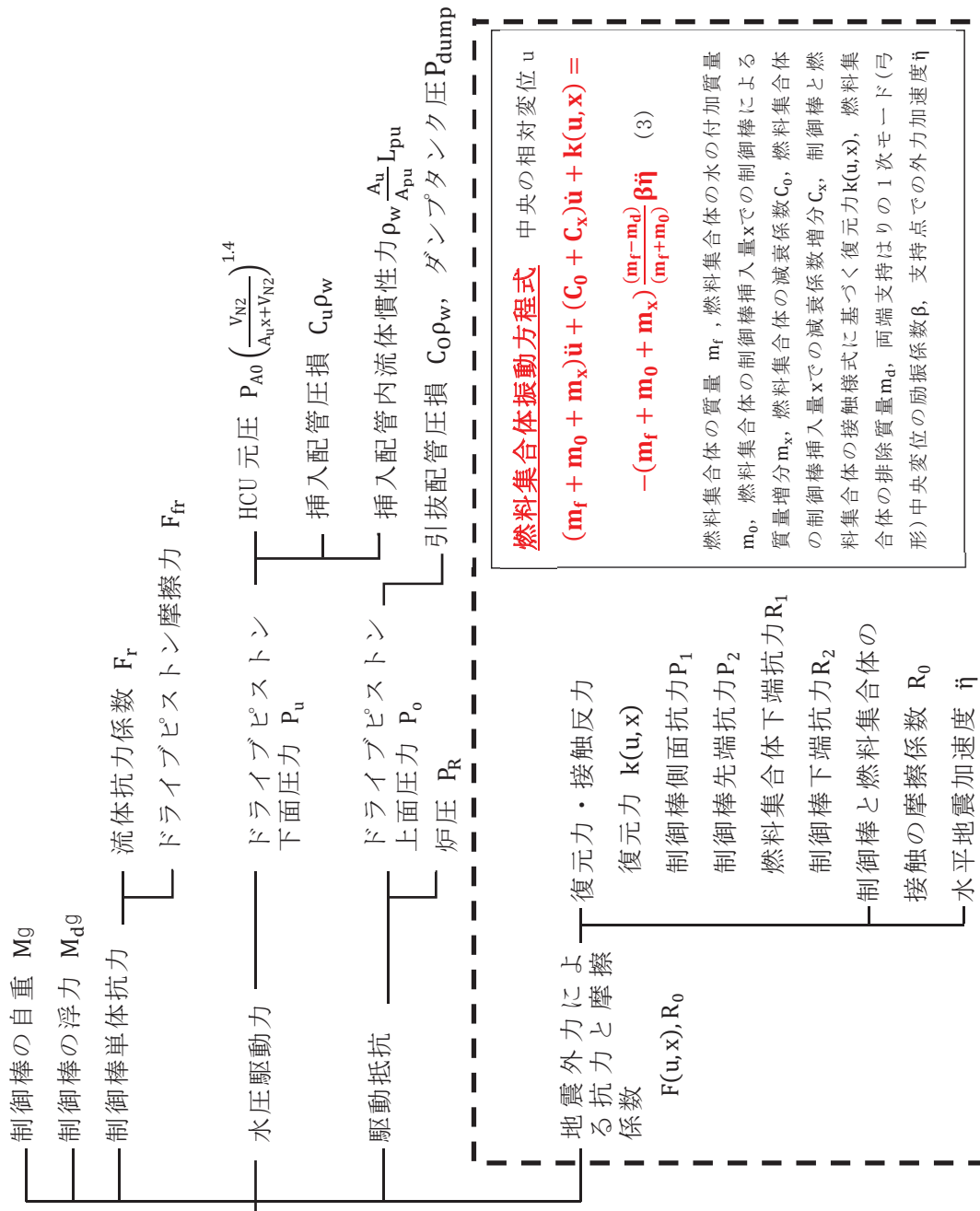
過去には女川原子力発電所第 1 号機の工認（6 資庁第 14412 号、1995 年）において、同様の評価に用いた実績のある計算機プログラムである。

本資料では、CR-IN の概要について説明する。

2. 解析手法

別紙 1 図 1 に、CR-IN で扱われるパラメータの一覧を示す。制御棒の挿入位置を x 、燃料集合体中央の相対変位を u とし、制御棒の挿入位置 x の運動方程式が式 (1)、水圧駆動が式 (2) で表わされ、燃料集合体相対変位 u の振動方程式が式 (3) で表される。CR-IN の特徴は、式 (1) と (3) を連成させ、式 (1) の右辺最後の項 $R_0 F(u, x)$ の接触反力 $F(u, x)$ と、式 (3) の左辺最後の項である復元力 $k(u, x)$ を、モデルで計算していることにある。

式 (1)～(3) の連成方程式を解く各時刻ステップにおいて、燃料集合体相対変位 u と制御棒挿入量 x から、復元力 $k(u, x)$ と、接触反力 $F(u, x)$ が逐次計算されて時刻歴応答計算が構成される。なお、CR-IN では制御棒挿入量 x と燃料集合体相対変位 u の 2 つの変数の 2 階連立微分方程式（別紙 1 図 1 中の (1) 及び (3) の連立方程式）を Runge-Kutta 法により時刻歴で解いている。



制御棒挿入運動方程式 制御棒挿入量 x

$$\begin{aligned}
 M\ddot{x} + F_r\dot{x}^2 + F_{fr} + (M - M_d)g &= A_u P_u(x, \dot{x}, \ddot{x}) - A_o P_o \\
 - (A_u - A_o) P_R &= R_o F(u, x) \quad (1)
 \end{aligned}$$

$$P_u = P_{A0} \left(\frac{V_{N2}}{A_u x + V_{N2}} \right)^{1.4} - C_u \rho_w \dot{x}^2 - \rho_w \frac{A_u}{A_{pu}} L_{pu} \ddot{x} \quad (2)$$

$$P_o = C_o \rho_w \dot{x}^2 + P_{dump}$$

制御棒挿入時間

燃料集合体振動方程式 中央の相対変位 u

$$(m_f + m_o + m_x)\ddot{u} + (C_o + C_x)\dot{u} + k(u, x) = -(m_f + m_o + m_x) \frac{(m_f - m_d)}{(m_f + m_o)} \beta \ddot{\eta} \quad (3)$$

燃料集合体の質量 m_f , 燃料集合体の水の付加質量 m_o , 燃料集合体の制御棒挿入量 x での制御棒による質量増分 m_x , 燃料集合体の減衰係数 C_o , 燃料集合体の制御棒挿入量 x での減衰係数増分 C_x , 制御棒と燃料集合体の接触様式に基づく復元力 $k(u, x)$, 燃料集合体の排除質量 m_d , 両端支持はりの 1 次モード (弓形) 中央変位の励振係数 β , 支持点での外力加速度 $\ddot{\eta}$

別紙 1 図 1 CR-IN に関するパラメータ一覧 (点線内が地震外力に関する項)



別紙 1 図 2 制御棒と燃料集合体の接触による力

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

2.1 制御棒の挿入運動方程式及び燃料集合体振動方程式

別紙 1 図 1 に示した制御棒の挿入運動方程式(1)，水圧駆動式(2)及び燃料集合体振動方程式(3)の各項を以下に説明する。

【制御棒の挿入運動方程式】

$$M\ddot{x} + F_r\dot{x}^2 + F_{fr} + (M - M_d)g = A_u P_u(x, \dot{x}, \ddot{x}) - A_o P_o - (A_u - A_o)P_R - R_0 F(u, x) \quad (1)$$

【水圧駆動式】

$$\left. \begin{aligned} P_u &= P_{A0} \left(\frac{V_{N2}}{A_u x + V_{N2}} \right)^{1.4} - C_u \rho_w \dot{x}^2 - \rho_w \frac{A_u}{A_{pu}} L_{pu} \ddot{x} \\ P_o &= C_o \rho_w \dot{x}^2 + P_{dump} \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

ここで，

- x : 制御棒挿入量 (鉛直上向き正)， \dot{x} は挿入速度， \ddot{x} は挿入加速度
- u : 燃料集合体中央の相対 (撓み) 変位 (水平方向)
- g : 重力加速度
- M : 制御棒の質量 (CRD の可動部 (ドライブピストン等) を含む)
- M_d : 制御棒の排除質量 ($M_d g$ が浮力に相当)
- F_r : 制御棒の流体抵抗係数 $F_r = C_d \rho S / 2$ C_d は抗力係数， ρ は炉水密度， S は投影面積
- F_{fr} : ドライブピストン摩擦力
- P_u : ドライブピストン下面圧力
- A_u : ドライブピストン下面面積
- P_o : ドライブピストン上面圧力
- A_o : ドライブピストン上面面積
- P_R : 炉圧 (加振試験では容器圧力)
- $F(u, x)$: 制御棒 / 燃料集合体での接触様式に基づく接触反力
(別紙 1 2.2 項参照 ; 接触反力 P_1 , P_2 , R_1 , R_2 の絶対値和)
- R_0 : 制御棒と燃料集合体の接触の摩擦係数
- P_{A0} : HCU・アキュムレータ初期圧力
- V_{N2} : HCU・ N_2 初期容積
- C_u : 挿入配管の圧損係数
- C_o : 引抜配管の圧損係数
- ρ_w : 水の密度
- A_{pu} : 挿入配管断面積
- L_{pu} : 挿入配管長
- P_{dump} : ダンプタンク圧力

非加振 (ゼロスクラム条件) では，(1)式右辺の $R_0 F(u, x)$ の項がゼロとなり，

$$M\ddot{x} + F_r\dot{x}^2 + F_{fr} + (M - M_d)g = A_u P_u(x, \dot{x}, \ddot{x}) - A_o P_o - (A_u - A_o)P_R \quad (1)'$$

の変位 x のみの運動方程式となる。(1)式の $R_0 F(u, x)$ の項以外は加振 / 非加振で共通とし，ゼロスクラム試験結果を使って設定する。

【燃料集合体振動方程式】

$$(m_f + m_0 + m_x)\ddot{u} + (C_0 + C_x)\dot{u} + k(u, x) = -(m_f + m_0 + m_x)\frac{(m_f - m_d)}{(m_f + m_0)}\beta\ddot{\eta} \quad (3)$$

ここで、

- x : 制御棒挿入量 (鉛直上向き正)
 u : 燃料集合体中央の相対 (撓み) 変位 (水平方向) \dot{u} は撓み速度, \ddot{u} は撓み加速度
 m_f : 燃料集合体の質量 (4 体分)
 m_0 : 燃料集合体の水の付加質量 (4 体分)
 m_x : 燃料集合体の制御棒挿入量 x での制御棒による質量増分
 C_0 : 燃料集合体の減衰係数
 C_x : 燃料集合体の制御棒挿入量 x での減衰係数増分
 $k(u, x)$: 制御棒とチャンネルの接触様式に基づく復元力 (別紙 1 2.2 項参照)
 m_d : 燃料集合体の排除質量 (4 体分)

$\frac{(m_f - m_d)}{(m_f + m_0)}$ で燃料集合体の水中励振係数を表す

- β : 両端支持はりの 1 次モード (弓形) 中央変位の励振係数。 $4/\pi$ で近似
 $\ddot{\eta}$: 支持点での外力加速度 (外部入力値)

(3) 式で、質量/付加質量/排除質量は、仕様値から設定される項目であり、(3) 式の右辺は仕様あるいは加振条件に基づき設定する値である。

(1) 式右辺の接触反力 $F(u, x)$ と (3) 式左辺の復元力 $k(u, x)$ は、燃料集合体中央変位 u と制御棒挿入量 x の関数として表される。

また、制御棒挿入前 ($x = 0$) の状態では、(3)' 式に示すように x が関係しない燃料集合体の単体の振動方程式となる。

$$(m_f + m_0)\ddot{u} + C_0\dot{u} + \frac{48EI}{L^3}u = -(m_f - m_d)\beta\ddot{\eta} \quad (3)'$$

(3)' 式は、燃料集合体の 1 次モード振動方程式を考えると、1 次モード角振動数 ω_1 として、

$$\omega_1^2 = \frac{48EI}{(m_f + m_0)L^3}$$

で表され、燃料集合体固有振動数は (3)'' 式及び

$$\omega_1 = 2\pi f$$

の関係から表されるパラメータである。

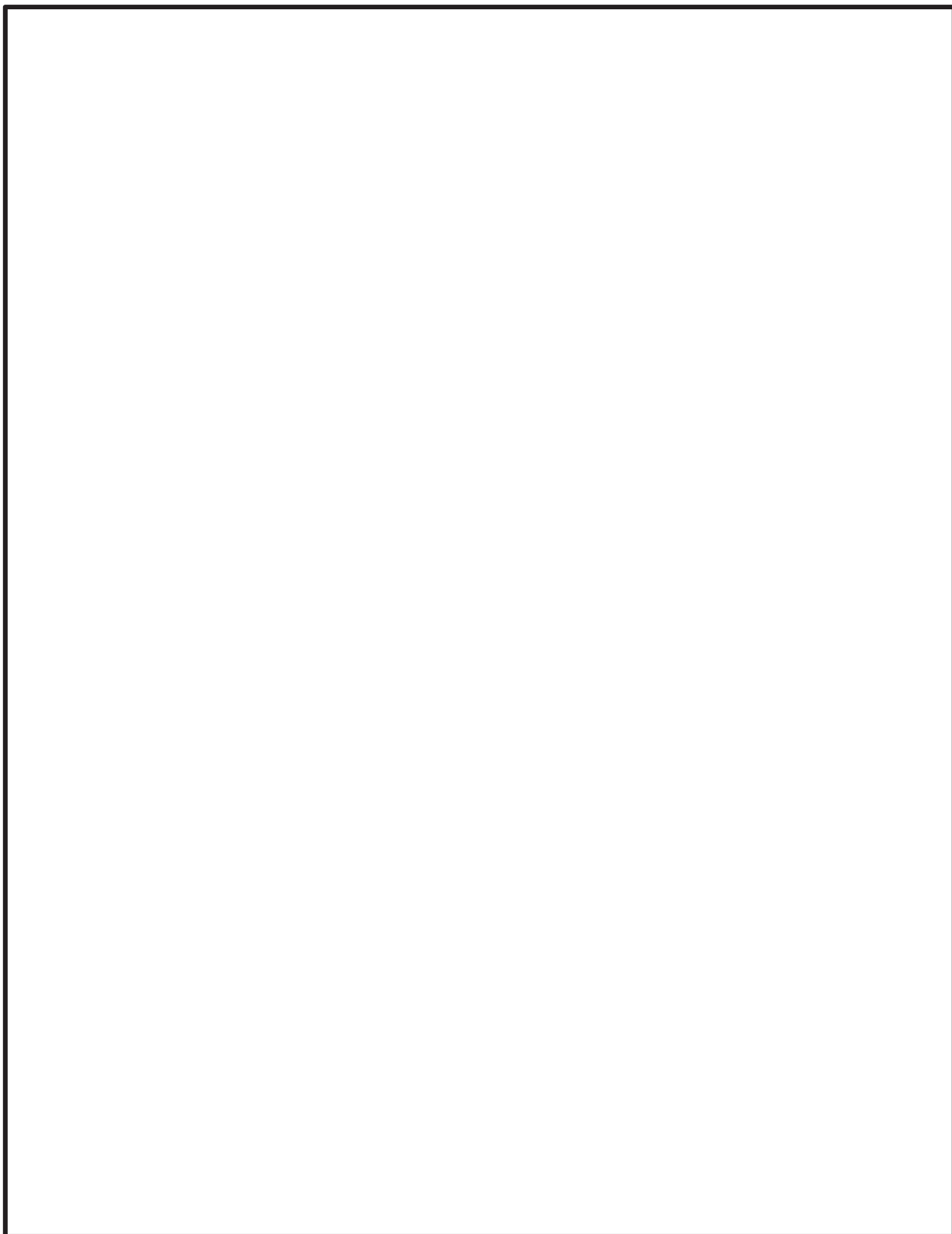
なお、挿入配管圧損係数 C_u 、引抜配管圧損係数 C_o 、流体抗力係数 F_r 、ドライブピストン摩擦力 F_{fr} 及び摩擦係数 R_0 は理論値をベースに制御棒挿入性試験結果に基づき設定した値であり、それ以外のパラメータについては設備の形状、仕様等で定まる値である。

挿入配管圧損係数 C_u 、引抜配管圧損係数 C_o 、流体抗力係数 F_r 、ドライブピストン摩擦力 F_{fr} 及び摩擦係数 R_0 の設定について別紙 2 に示す。

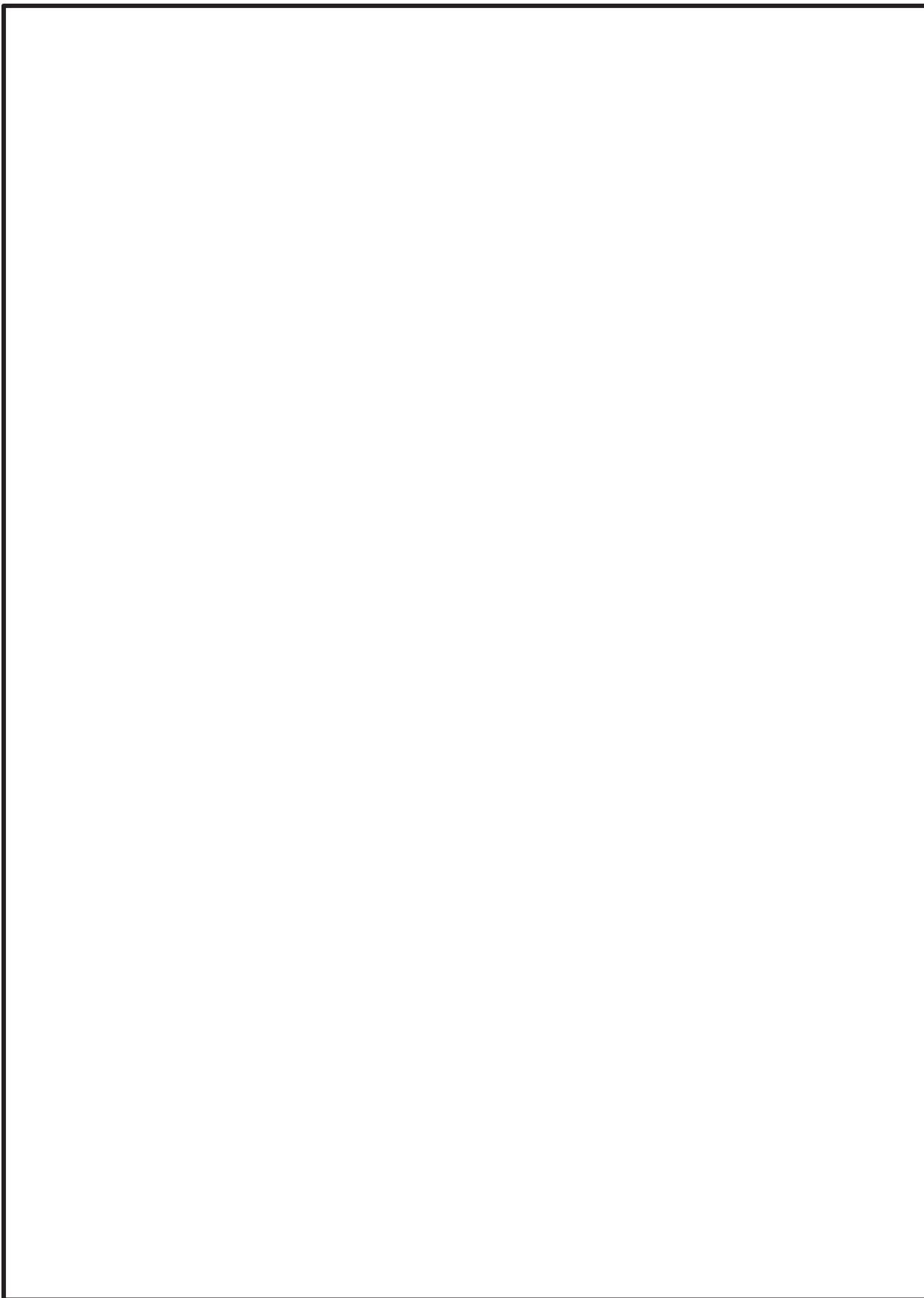
2.2 モデルによる接触反力と復元力の計算

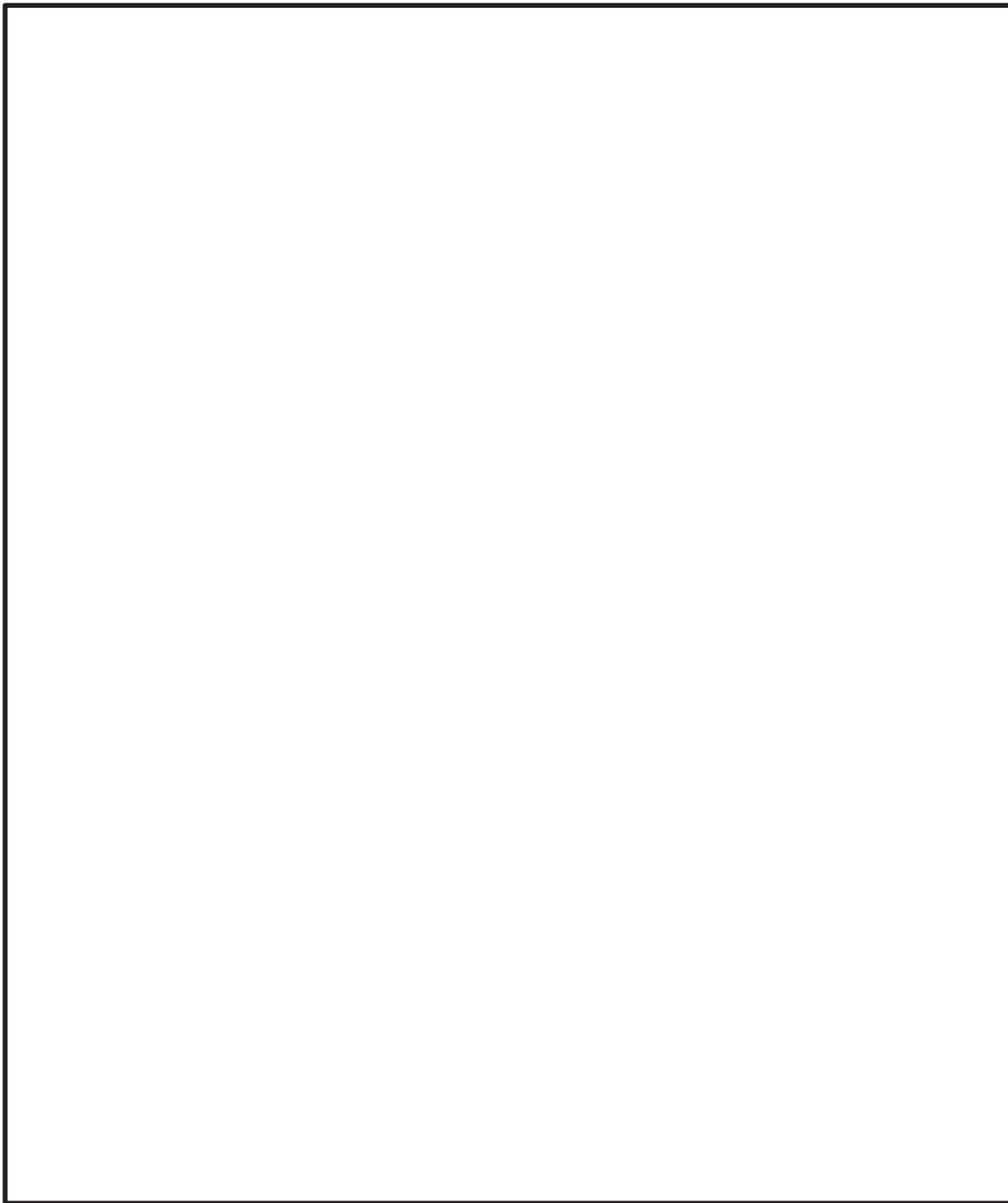


枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。





枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

3. 計算例

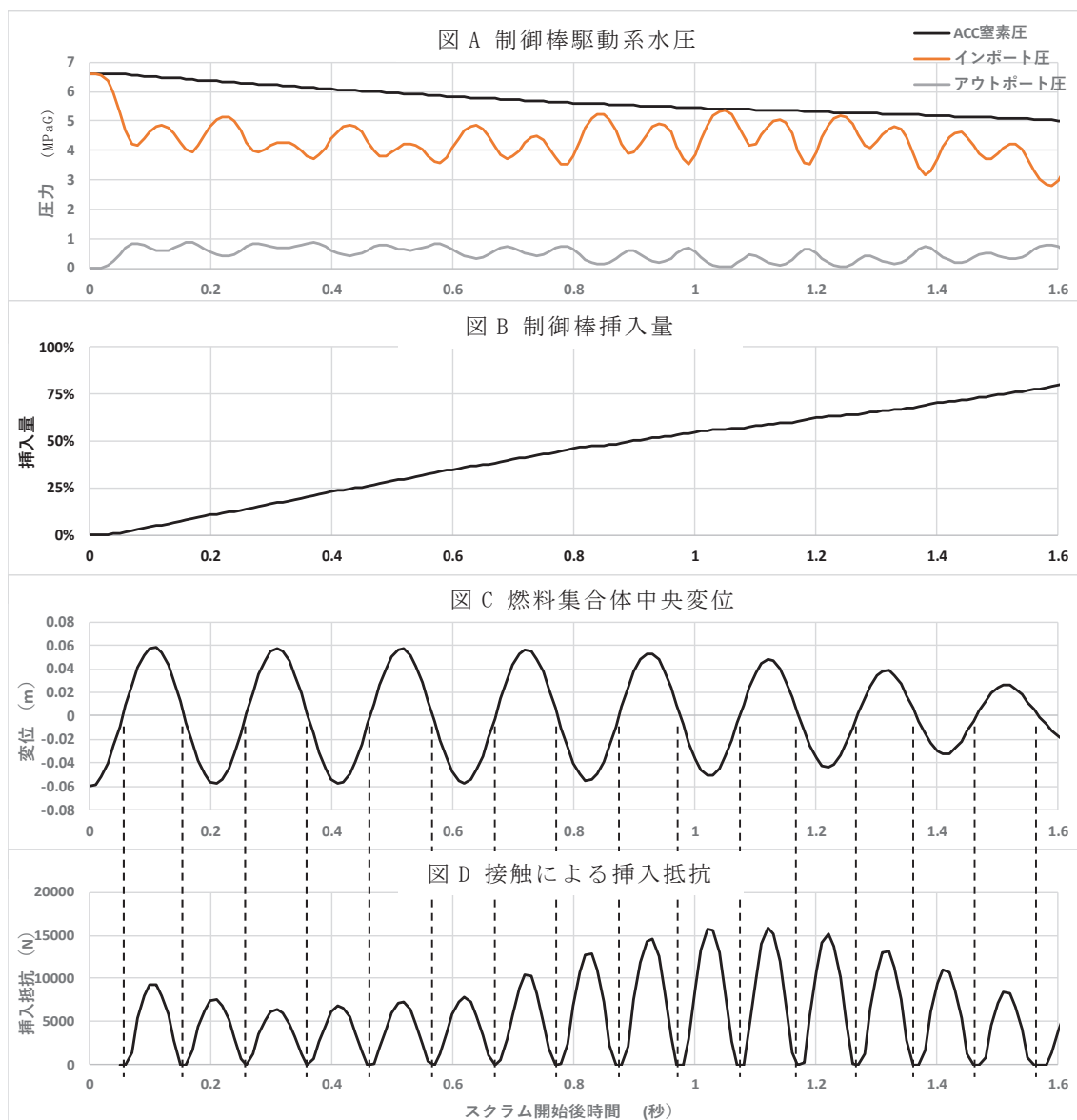
前章で説明した、 挿入抗力を，計算例にもとに説明する。

別紙 1 図 5 は，正弦波加振試験を再現することを目的に，正弦波を水平加振波として CR-IN で解析した例である。上から，図 A 制御棒水圧駆動系の圧力（アキュムレータ室素圧，ドライブピストン下面圧力，ドライブピストン上面圧力），図 B 制御棒挿入量（フルストローク基準の%で表示），図 C 燃料集合体中央のたわみ変位（相対変位），図 D 接触による挿入抵抗（総抵抗）， をスクラム開始後の時刻歴で示している。別紙 1 図 5 の例では，図 B に示す 75%挿入時間は約 1.5 秒であり，スクラム弁の遅れ時間 0.09 秒を加えた挿入時間 1.59 秒は，スクラム開始時の燃料集合体中央変位 59.1mm での試験結果に一致する。

制御棒水圧駆動系（図 A）では，スクラム開始後制御棒の挿入量と共に，アキュムレータ圧は徐々に低下する。ドライブピストン下面圧力とアキュムレータ圧力の差分は，(2)式から分かるように挿入速度の二乗に比例する圧損部分が主であり，両者の差が小さい時は，制御棒挿入速度が小さいことを意味する。

図 C の燃料集合体中央変位の時刻歴から徐々に変位が小さくなることが分かる。これは，制御棒が挿入され燃料集合体と接触することにより，制御棒の剛性が加わるためである。図 D の挿入抵抗（総抵抗）との関係を見ると，変位の絶対値が大きい時に挿入抵抗が大きく，挿入抵抗の変動周期が，変位の周期の倍になることが分かる。





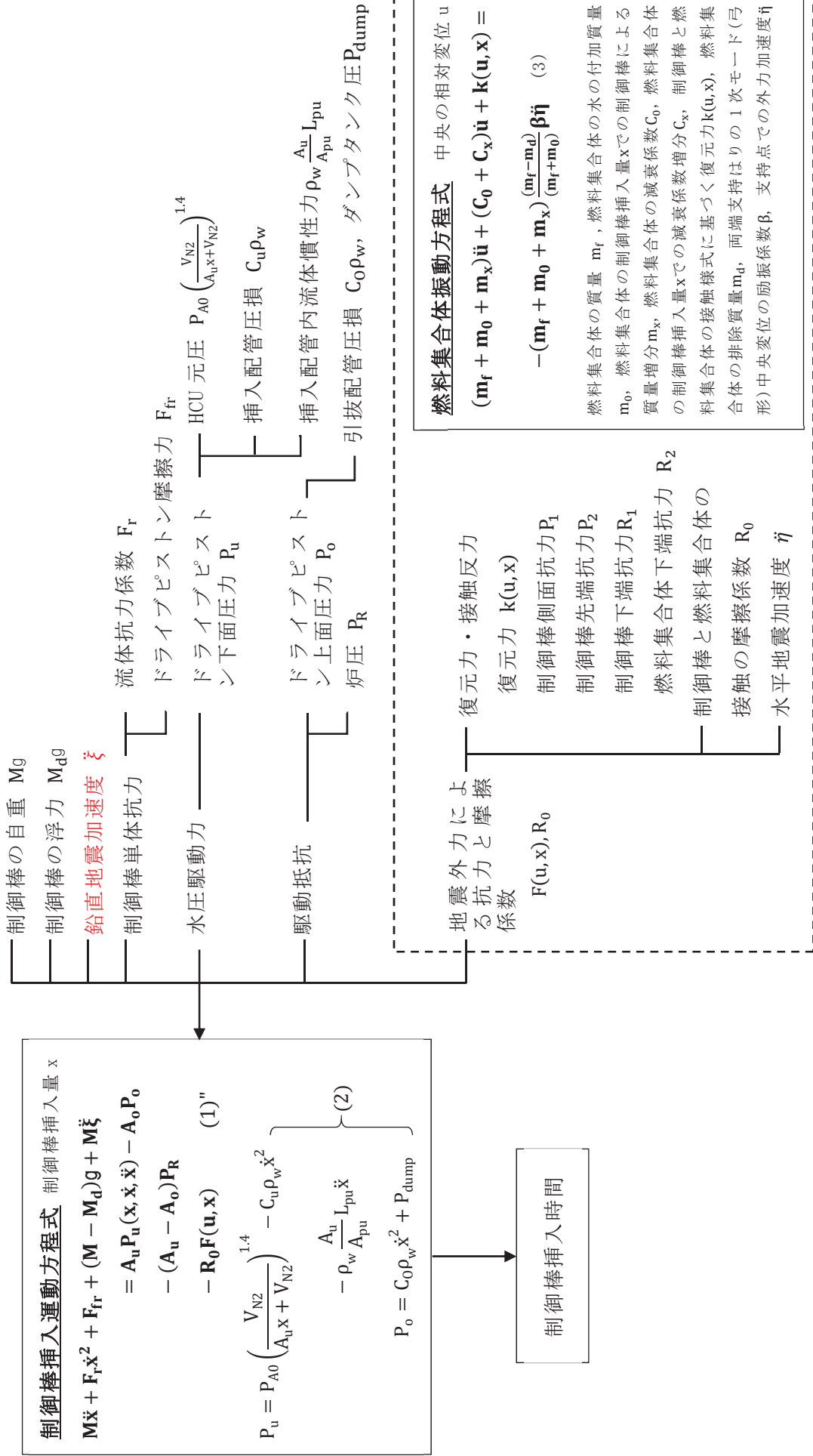
別紙 1 図 5 正弦波加振の解析例

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

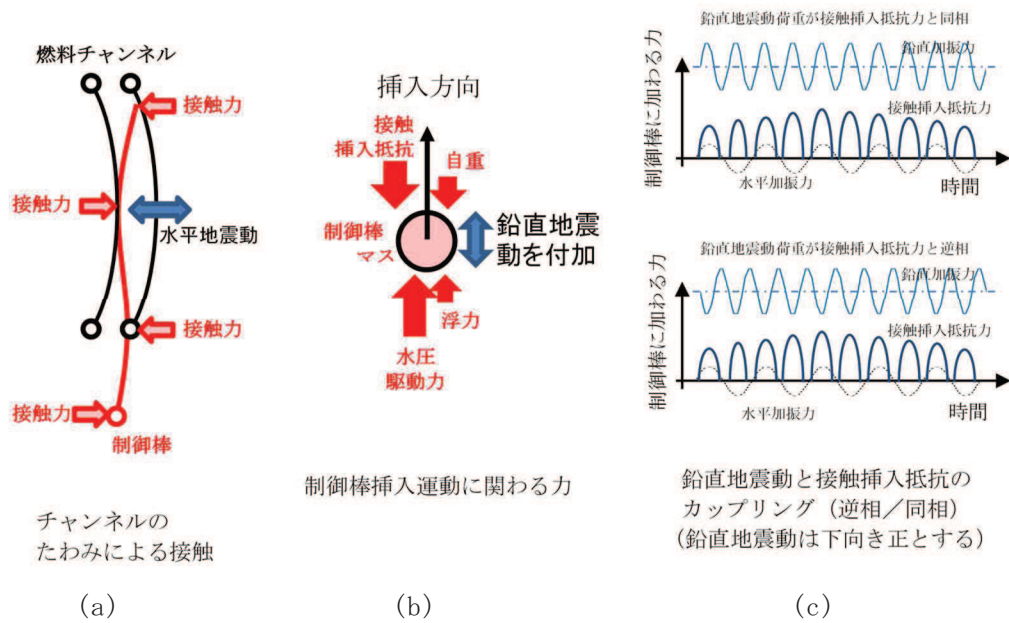
4. 鉛直方向加速度を考慮した挿入時間影響評価

ここでは、CR-IN を使って、制御棒の挿入中に鉛直方向加速度が加わった場合の制御棒挿入時間への影響を評価する方法について説明する。別紙 1 図 6 に、鉛直方向加速度が加わった場合の CR-IN で扱われるパラメータの一覧を示す。別紙 1 図 7(b) に示すように、制御棒の質量に鉛直方向加速度を乗じて荷重とみなし、制御棒挿入運動方程式に組み込んで評価を行った。

鉛直方向の入力波は、水平方向に入力している正弦波と同じ振動数の正弦波及び水平方向に入力している正弦波振動数を 2 倍した振動数の正弦波とする。水平方向入力がある場合には、3 項で示したように、1 周期あたり燃料集合体と制御棒の接触は 2 回発生するため、水平方向正弦波の 1/2 周期のサイクルで挿入抵抗力が発生している（別紙 1 図 7(c) に示す挿入抵抗力のイメージ）。この水平方向入力による挿入抵抗力と鉛直方向入力による挿入抵抗力を同期させるため、水平方向に入力している正弦波振動数を 2 倍した振動数の正弦波を採用したものである。また、鉛直方向加速度の入力波に対し、別紙 1 図 7(c) 図に示すように、下向き加速度を正として、挿入抵抗力と同相となる場合と逆相となる場合を考慮する。



別紙 1 図 6 鉛直方向加速度を考慮した CR-IN に関するパラメータ 一覧 (赤字が，鉛直方向加速度に関わる項)



別紙 1 図 7 CR-IN による鉛直方向加速度の挿入時間への影響解析モデル

参考文献：

- [1-1]Watanabe, Y. et al., and Motora, Y., "Analysis of control rod Scrammability Characteristics on the Condition of the Forced Vibration of Fuel Assemblies", Proc. of the 7th SMiRT, F7/8, 1983
- [1-2]Watanabe, Y. et al., "BWR CONTROL ROD DRIVE SCARAMMABILITY DURING EARTHQUAKES". 1989 ASME PVP Conference in Honolulu

制御棒挿入性解析におけるチャンネルボックス弾塑性特性の考慮

1. はじめに

CR-IN による制御棒挿入性解析においては、チャンネルボックスの曲げ剛性（荷重変位特性）は線形での設定のみ可能であることから、材料の弾塑性特性を踏まえて曲げ剛性をバイリニアに設定するような条件では評価できない。

一方で、今回 CR-IN で評価を行う燃料集合体相対変位は大きな変形範囲であり、チャンネルボックスは弾塑性領域に達している。弾塑性領域においては曲げ剛性は低下傾向になるが、仮にこの領域まで弾性領域での曲げ剛性を線形でそのまま適用すると、チャンネルボックスと制御棒の接触反力が実態よりも大きく算出されるため制御棒挿入性試験の再現性が低下することが懸念される。

そこで、弾塑性領域での曲げ剛性を考慮するために、CR-IN においては剛性を低下させる補正係数を用いて等価剛性を設定し、弾塑性領域の挙動を考慮した解析を行っている。この補正係数の設定方法詳細について以下にまとめる。

2. CR-IN におけるチャンネルボックス弾塑性特性の考慮

(1) 曲げ剛性の補正係数の設定方法

チャンネルボックスについて弾性モデルでの曲げ剛性と弾塑性モデルでの曲げ剛性の違いを補正するための補正係数を設定するため、以下の手順で検討を行った。

①

②

③

(2) 曲げ剛性の補正係数の設定結果

(1)項に記載のとおり、弾性解析（理論式）と弾塑性解析を実施した結果の比較を別紙 1 別添図 1 に示す。別紙 1 別添図 1 に示すとおり、弾性解析（理論式）は線形の曲げ剛性となるが、弾塑性解析では変位の増大に伴って、剛性が低下する傾向になっていることが分かる。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



別紙 1 別添図 1 弾性解析と弾塑性解析の比較

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

(3) チャンネルボックスの解析方法詳細

曲げ剛性の補正係数を算定するために実施した、チャンネルボックスの弾塑性解析の解析条件について別紙 1 別添表 1 にまとめる。

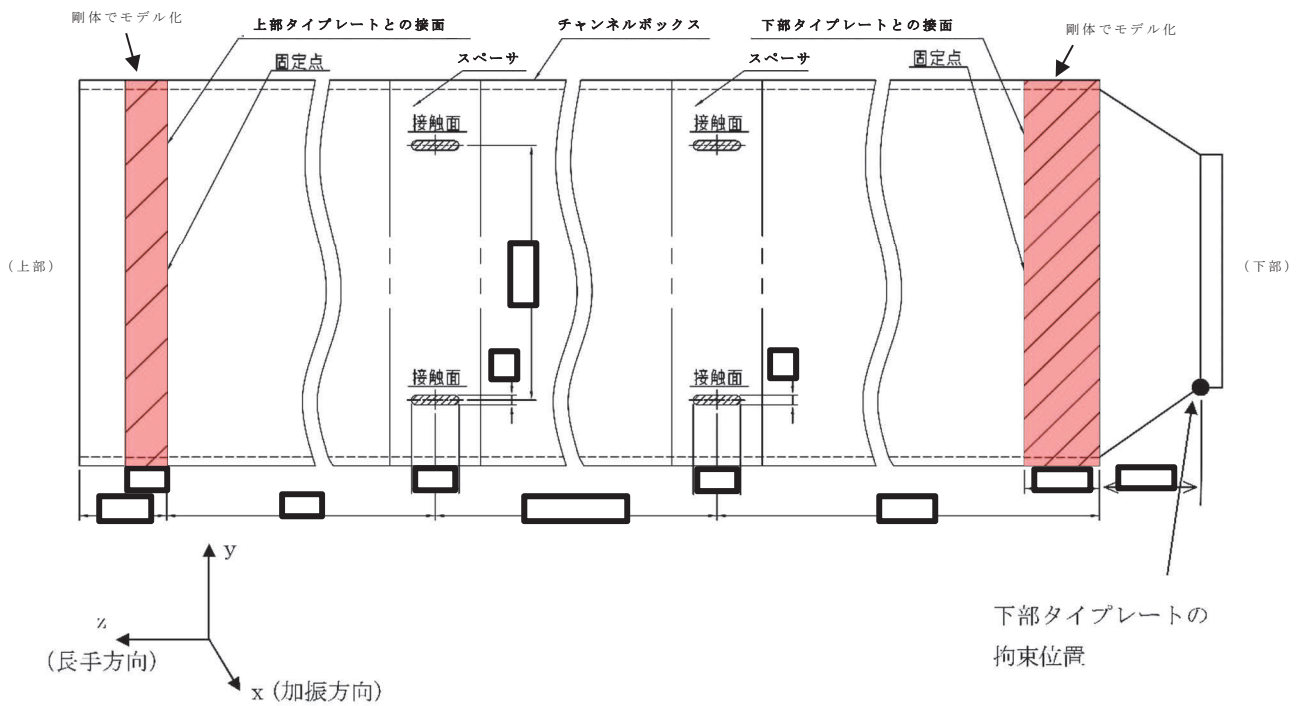
別紙 1 別添表 1 解析条件一覧

項目	条件
チャンネルボックス構造	試験用チャンネルボックス (<input type="text" value=""/> mil)
物性値	降伏応力, 引張強さ, 伸び (引張強さ時のひずみ) : 材料証明書から設定 縦弾性係数 : 実機と同じ材料の試験片を用いた実測値
温度	常温 (20℃)
曲げ剛性 (荷重変位特性)	上記物性値からバイリニア型の非線形設定
入力荷重	
モデル化方針及び境界条件 (別紙 1 別添図 2 及び 別紙 1 別添図 3 参照)	
解析コード	ABAQUS ver. 6.11-1

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



別紙 1 別添図 2 チャンネルボックス解析モデル



別紙 1 別添図 3 燃料集合体の構造概略図

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

3. まとめ

制御棒挿入解析には、チャンネルボックスと制御棒の接触反力の計算が必要であり、これにはチャンネルボックスの曲げ剛性が影響する。今回検討する範囲は、燃料集合体相対変位が大きな変位領域であることから、実現象をとらえるために、CR-IN に用いる燃料集合体振動方程式におけるチャンネルボックスの曲げ剛性に、補正係数を用いることでチャンネルボックスの弾塑性特性を考慮しているものである。

制御棒挿入性解析に用いるパラメータの設定

1. はじめに

女川原子力発電所第 2 号機の制御棒挿入性解析に用いた解析コード CR-IN においてはいくつかパラメータを設定する必要がある。

今回工認の制御棒挿入性解析においては試験条件及び実機条件に対する検討を行うため、各条件に対して異なるパラメータを設定して解析を実施している。また、パラメータについては、制御棒挿入性試験から得られた結果に基づき設定しているパラメータや既往知見の結果を基に保守的に設定したパラメータが含まれる。

本資料は、制御棒挿入性に用いるパラメータの設定について整理した資料である。

2. CR-IN のパラメータの設定

CR-IN に用いるパラメータは別紙 1 2.1 項に示すとおりである。今回工認の制御棒挿入性解析においては試験条件及び実機条件に対する検討を行うため、各条件に対するパラメータを設定する。試験条件及び実機条件に対するパラメータの設定方法について以下に示す。

2.1 試験条件に対するパラメータの設定

試験条件に対する制御棒挿入性解析に用いるパラメータの設定値及び設定根拠を別紙 2 表 1 に示す。各パラメータについては、設備の形状、仕様等で定まる値を設定することを基本とするが、別紙 2 表 1 に示すパラメータのうち、挿入配管圧損係数 C_u 、引抜配管圧損係数 C_o 、流体抗力係数 F_r 、ドライブピストン摩擦力 F_{fr} 及び摩擦係数 R_0 については、実際の試験装置の構造特徴によって数値が変わってくるパラメータやそもそも理論的に設定することが難しいパラメータであることから、精度の高いパラメータを理論的に算出することは難しいと考え、制御棒挿入性試験結果に基づき設定した。別紙 2 図 1 に、CR-IN を用いた各パラメータの設定フローを示す。

別紙 2 表 1 試験条件における各パラメータの設定値及び設定根拠 (1/2)

パラメータ	名称	設定値	設定根拠
g	重力加速度	9.8m/s ²	理論で定まる値
M	制御棒の質量		仕様で定まる値
M _d	制御棒の排除質量		仕様で定まる値
F _r	流体抗力係数	1050 N/(m/s) ²	制御棒挿入性試験に基づき設定
F _{fr}	ドライブピストン摩擦力	500N	制御棒挿入性試験に基づき設定
A _u	ドライブピストン下面面積		仕様で定まる値
A _o	ドライブピストン上面面積		仕様で定まる値
P _R ^{*1}	炉圧	0.1MPa	仕様で定まる値
R ₀	制御棒と燃料集合体の接触の摩擦係数	0.182	制御棒挿入性試験に基づき設定
P _{A0} ^{*1}	HCU・アキュムレータ初期圧力		仕様で定まる値
V _{N2}	HCU・N ₂ 初期容積		仕様で定まる値
C _u	挿入配管の圧損係数		制御棒挿入性試験に基づき設定
C _o	引抜配管の圧損係数		制御棒挿入性試験に基づき設定
ρ _w	水の密度	1000kg/m ³	理論で定まる値
A _{pu}	挿入配管断面積		仕様で定まる値
L _{pu}	挿入配管長		仕様で定まる値
P _{dump} ^{*1}	ダンプタンク圧力		仕様で定まる値
m _f	燃料集合体の質量 (4体分)		仕様で定まる値
m ₀	燃料集合体の水の付加質量 (4体分)		仕様で定まる値
m _d	燃料集合体の排除質量 (4体分)		仕様で定まる値
C	燃料集合体の減衰係数*2		制御棒挿入性試験時に測定した値
C _x	燃料集合体の制御棒挿入量 xでの減衰係数増分		—
β	両端支持はりの1次モード (弓形)中央変位の励振係数	4/π	理論で定まる値

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

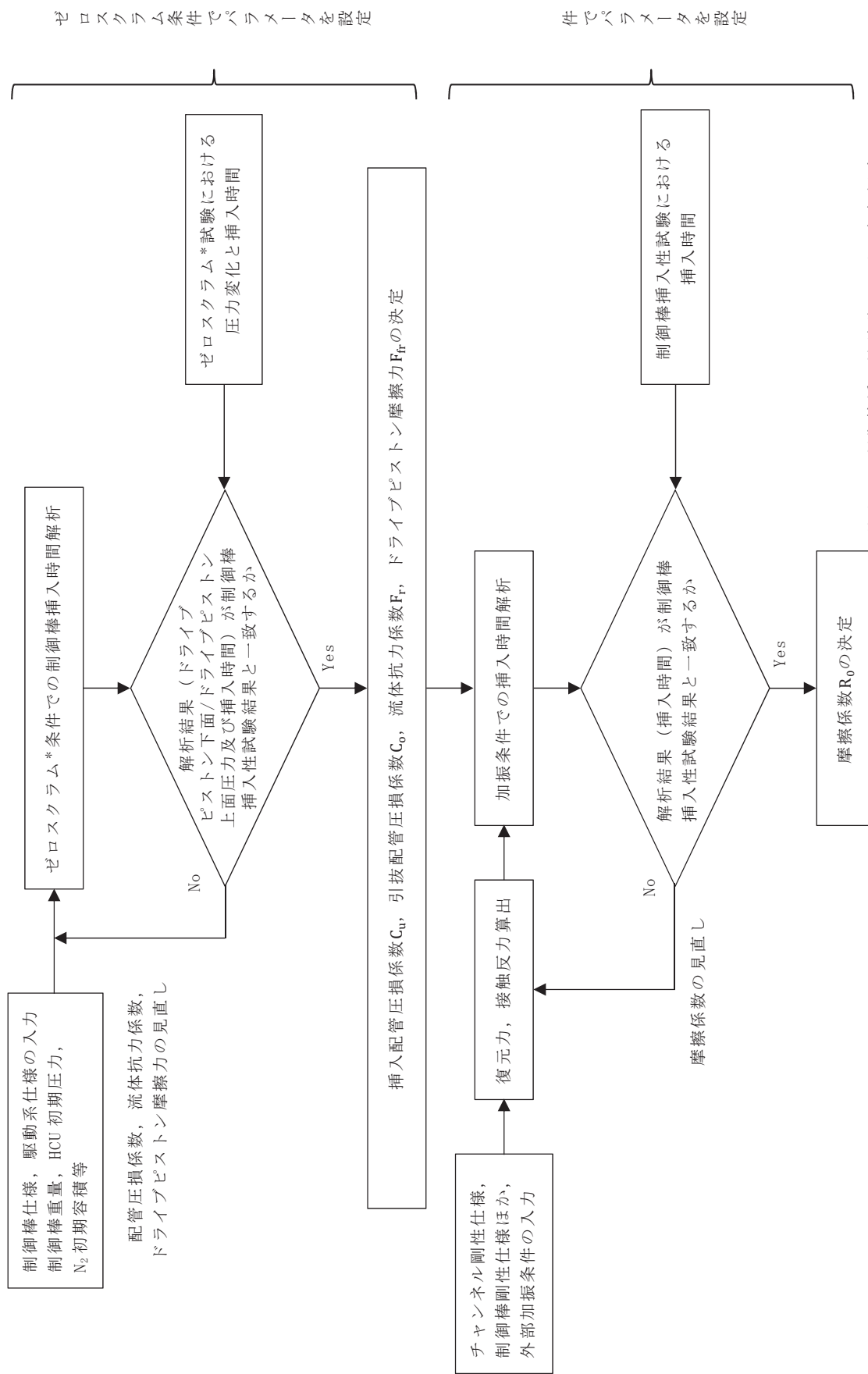
別紙 2 表 1 試験条件における各パラメータの設定値及び設定根拠 (2/2)

パラメータ	名称	設定値	設定根拠
$\ddot{\eta}$	支持点での外力加速度	炉心支持板部の時刻歴加速度	—
t	燃料集合体板厚		理論で定まる値
E_{CR}	制御棒の縦弾性係数	195000MPa	理論で定まる値
E_{CB}	燃料集合体の縦弾性係数	98000MPa	理論で定まる値
I	断面二次モーメント		理論で定まる値
f	燃料集合体固有振動数		制御棒挿入性試験時に測定した値

注記 * 1 : 実機 (炉圧状態) では圧力抵抗が増すため, 制御棒挿入に要する時間が増加する制御棒挿入性試験は大気圧条件で実施するが, 制御棒挿入圧力を調整し, ゼロスクラム時間 (無加振時の 75%ストロークスクラムに要する時間) を実機と合わせることで炉圧状態を模擬している。

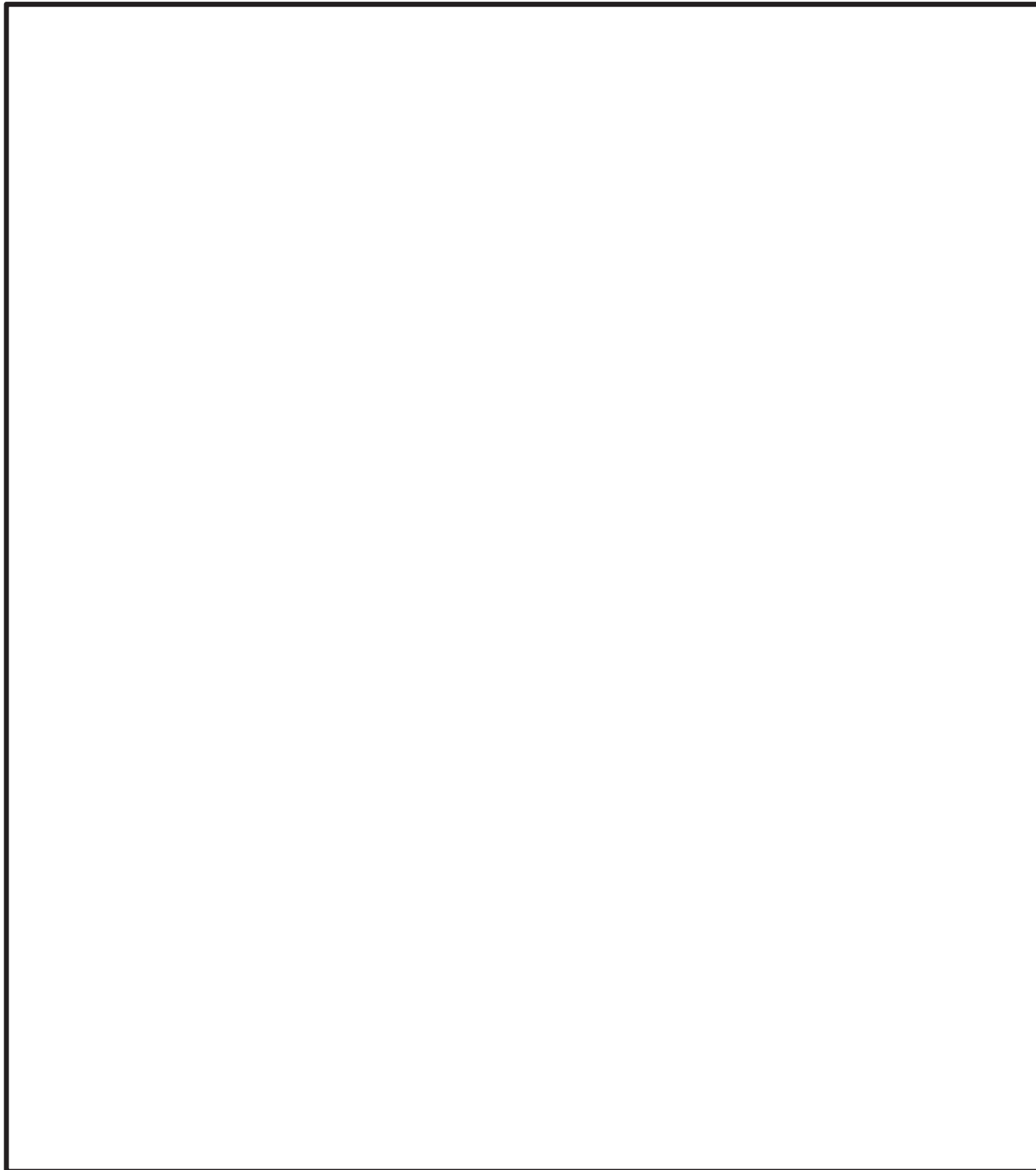
* 2 : 減衰定数のことを表す。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



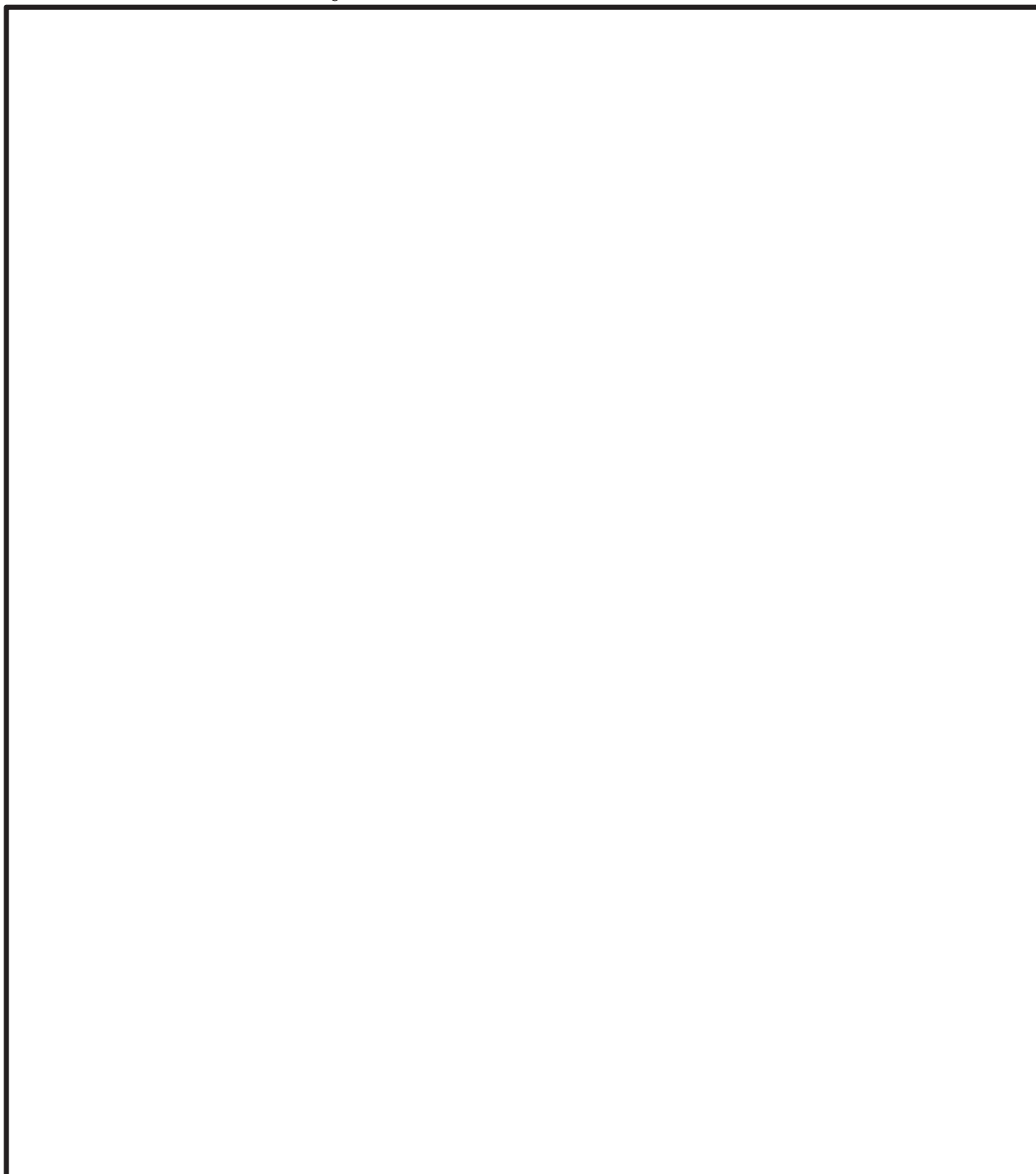
別紙2 図1 CR-INの各パラメータの設定フロー

2.1.1 挿入配管圧損係数 C_u の設定



別紙 2 図 2 ドライブピストン下面圧力の制御棒挿入性試験と解析結果の比較

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

2.1.2 引抜配管圧損係数 C_0 の設定

別紙 2 図 3 ドライブピストン上面圧力の制御棒挿入性試験と解析結果の比較

2.1.3 流体抗力係数 F_r の設定

流体抗力係数 F_r は、CR-IN によるゼロスクラム条件での制御棒挿入時間が制御棒挿入性試験結果のゼロスクラム時間と同様となるように $1050\text{N}/(\text{m/s})^2$ を設定した。

なお、下記の通り、推定値は $1000\text{N}/(\text{m/s})^2$ であるが、制御棒の投影面積、体積等は概算値を用いて算出しているため、わずかに相違が生じるものであり、試験での設定については妥当であるとする。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

《推定値の算出》

物体が流体中を運動する際に受ける流体抗力は、一般的には次式で定義される。

$$\text{流体抗力} = 1/2 \times C_d \times (\text{流体密度}) \times (\text{物体の投影面積}) \times (\text{物体の速度})^2$$

ここで C_d は抗力係数であり、物体形状や移動する流路に依存する。CR-INにおける流体抗力係数 F_r は、流体抗力を物体の速度の二乗で除した係数として定義するため

$$F_r = 1/2 \times C_d \times (\text{炉心流体密度}) \times (\text{制御棒の面積})$$

に相当する。

制御棒はチャンネルボックスとの狭い間隙を駆動されるので、既往知見^[2-1]によると、 $C_d = 0.5$ と推定される。炉心流体密度は、常温挿入試験では室温の水の密度 1000kg/m^3 、制御棒の面積についてはブレード面積（約 4.0m^2 ）を用いると、

$$F_r = 1/2 \times 0.5 \times 1000 \times 4.0 = 1000$$

と推定される。

2.1.4 ドライブピストン摩擦力 F_{fr} の設定

ドライブピストン摩擦力 F_{fr} は、挿入速度に依存しないドライブピストン駆動時にCRD内部で部材同士が接触して生じる摩擦力となり流体抗力係数 F_r とは独立に設定される。ドライブピストン摩擦力 F_{fr} は、CR-INによるゼロスクラム条件での制御棒挿入時間が制御棒挿入性試験結果のゼロスクラム時間と同様となるように500Nを設定した。

なお、女川原子力発電所第2号機の定期検査時に測定されたドライブピストン摩擦力は500Nであり同等の値となっていることから、CR-INにおける設定は妥当であると考えられる。

2.1.5 摩擦係数 R_0 の設定

摩擦係数 R_0 は、CR-INの解析結果と制御棒挿入性試験における燃料集合体相対変位59.1mmの正弦波加振試験の75%挿入時間1.59秒の試験結果とが同等となるように、0.182とし、燃料集合体相対変位に関わらず一律に設定した。摩擦係数0.182と設定した考え方を別紙2別添に示す。

なお、機械工学便覧^[2-2]によれば境界潤滑（流体潤滑のように境界面が完全に隔離されておらず部分的に金属表面の接触が生じている潤滑状態）の条件では摩擦係数が0.1前後であると言われている。挿入性試験においては制御棒と燃料集合体の接触抗力が大きいことから一般的な境界潤滑状態よりも乾燥摩擦の状態に近かったものと推察される。

2.1.6 まとめ

CR-IN のパラメータのうち、制御棒挿入性試験結果に基づき設定する挿入配管圧損係数 C_u 、引抜配管圧損係数 C_o 、流体抗力係数 F_r 、ドライブピストン摩擦力 F_{fr} 及び摩擦係数 R_0 の設定値について別紙 2 表 2 に示す。CR-IN における圧損係数、流体抗力係数及び摩擦係数のパラメータの設定値については、制御棒挿入性試験結果から得られたパラメータを基に設定しており、また、推定値とも同等の値となっているため妥当な設定値と考える。なお、圧損係数、流体抗力係数及び摩擦係数以外のパラメータについては、設備の形状、仕様等で定まる値を設定している。

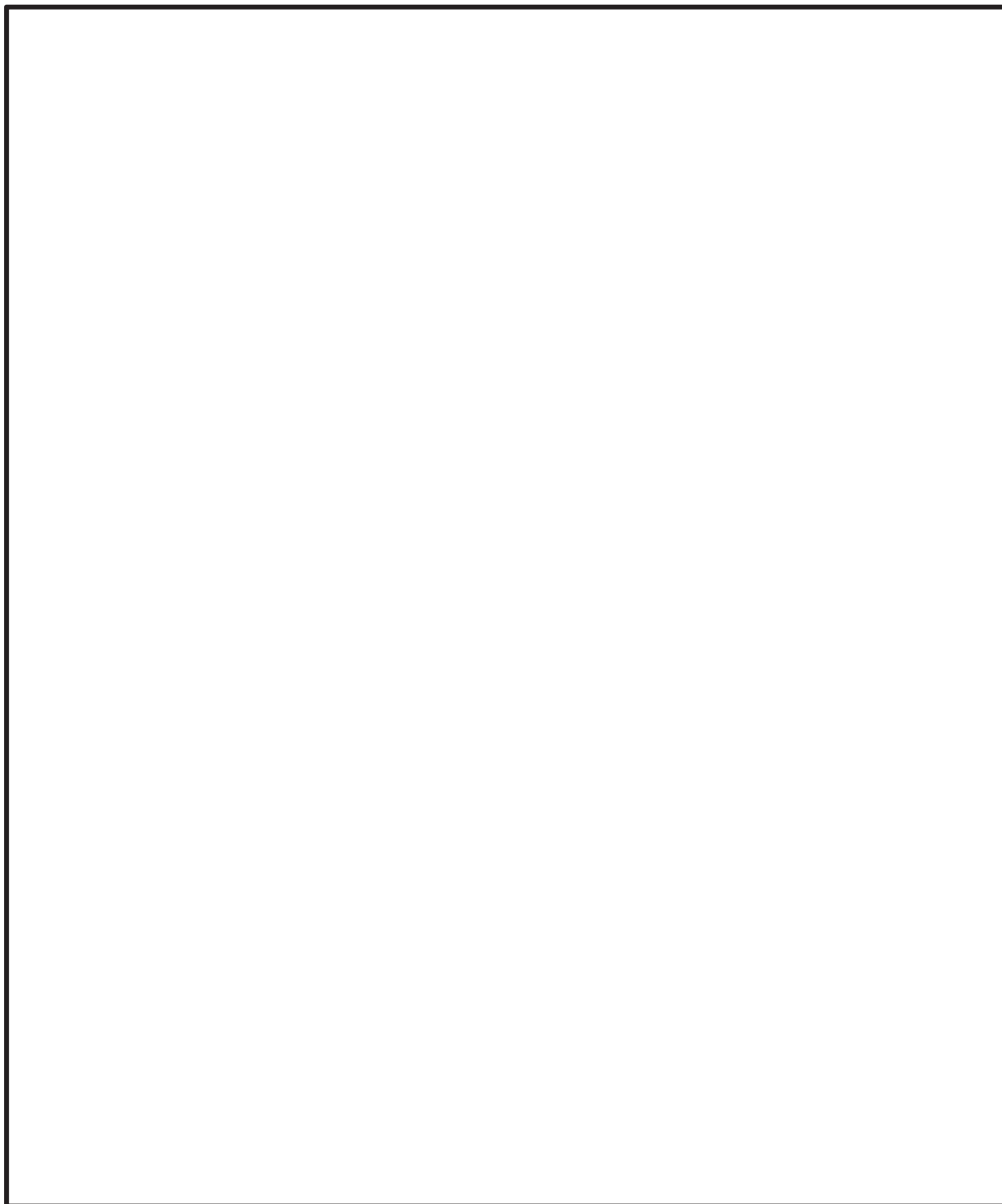
別紙 2 表 2 制御棒挿入性試験結果に基づき設定するパラメータの設定値

パラメータ	記号	設定値	推定値	単位	設定の根拠
挿入配管 圧損係数	C_u			—	ゼロスクラム*試験で得られたデータより設定
引抜配管 圧損係数	C_o			—	同上
流体抗力 係数	F_r	1050	1000	N/ (m/s) ²	同上
ドライブピストン 摩擦力	F_{fr}	500	500	N	同上
摩擦係数	R_0	0.182	0.1	—	加振条件での試験から各目標変位 (30 mm~70 mm) における摩擦係数の平均値を算出し、そのうち最大値 (目標変位 60 mm) を適用

注記*：制御棒挿入性試験における無加振時の 75%ストロークスクラム時間

2.2 実機条件に対するパラメータの設定

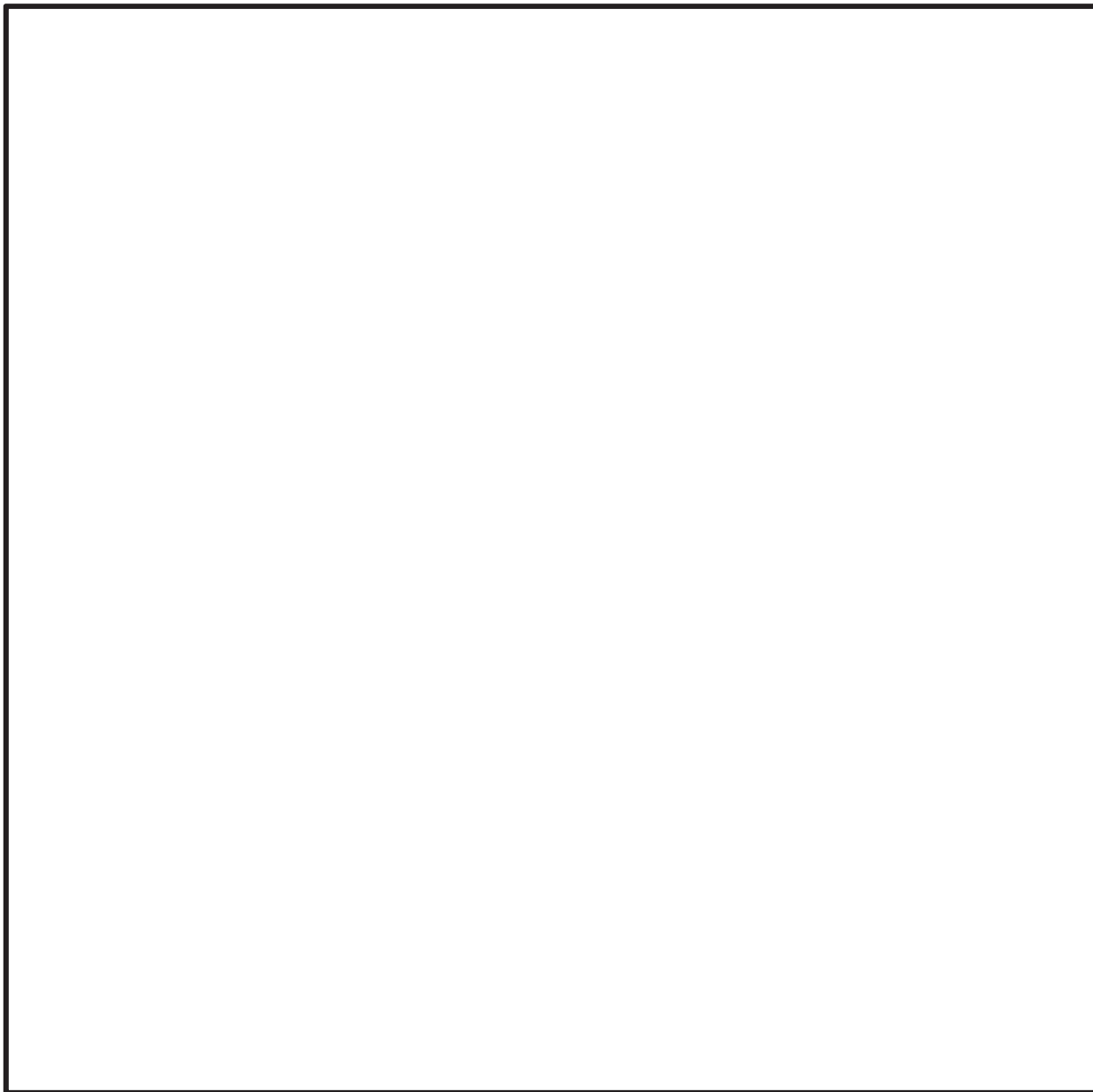
実機条件に対する制御棒挿入性解析に用いるパラメータの設定値及び設定根拠を別紙 2 表 3 に示す。実機条件に対するパラメータについても，設備の形状，仕様等で定まる値を設定することを基本とするが，別紙 2 表 3 に示すパラメータのうち，挿入配管圧損係数 C_u ，引抜配管圧損係数 C_o 及び流体抗力係数 F_r については，試験条件での設定と同様に，実際の試験装置の構造特徴によって数値が変わってくるパラメータやそもそも理論的に設定することが難しいパラメータである。そのため，制御棒挿入性試験結果に基づいた値に温度影響等の違いを考慮して設定した。また，ドライブピストン摩擦力 F_{fr} 及び摩擦係数 R_0 については，金属同士の摩擦係数は温度依存性のあるヤング率と変形抵抗に影響を受けて，温度上昇に伴い変化しないもしくは低下傾向であるとの滑り摩擦に係る既往知見^[2-3]^[2-4]を確認（別紙 2 図 4 参照）しているものの，制御棒挿入性評価に関連した既往知見^[2-5]の検討では，高温での摩擦係数を常温での 1.2 倍と設定していることを踏まえ，本検討においては，試験条件の 1.0 倍と設定する場合と保守的に試験条件の 1.2 倍と設定する場合の 2 ケースに対し解析を実施した。



注 : Victor H. Mucino. et al. : Simulation of Friction Stir Spot Welding (FSSW) Process: Study of Friction Phenomena, Department of Mechanical and Aerospace Engineering Morgantown, West Virginia 2007 抜粋, 一部加筆

別紙 2 図 4 摩擦係数に対する温度依存性 (1/4)

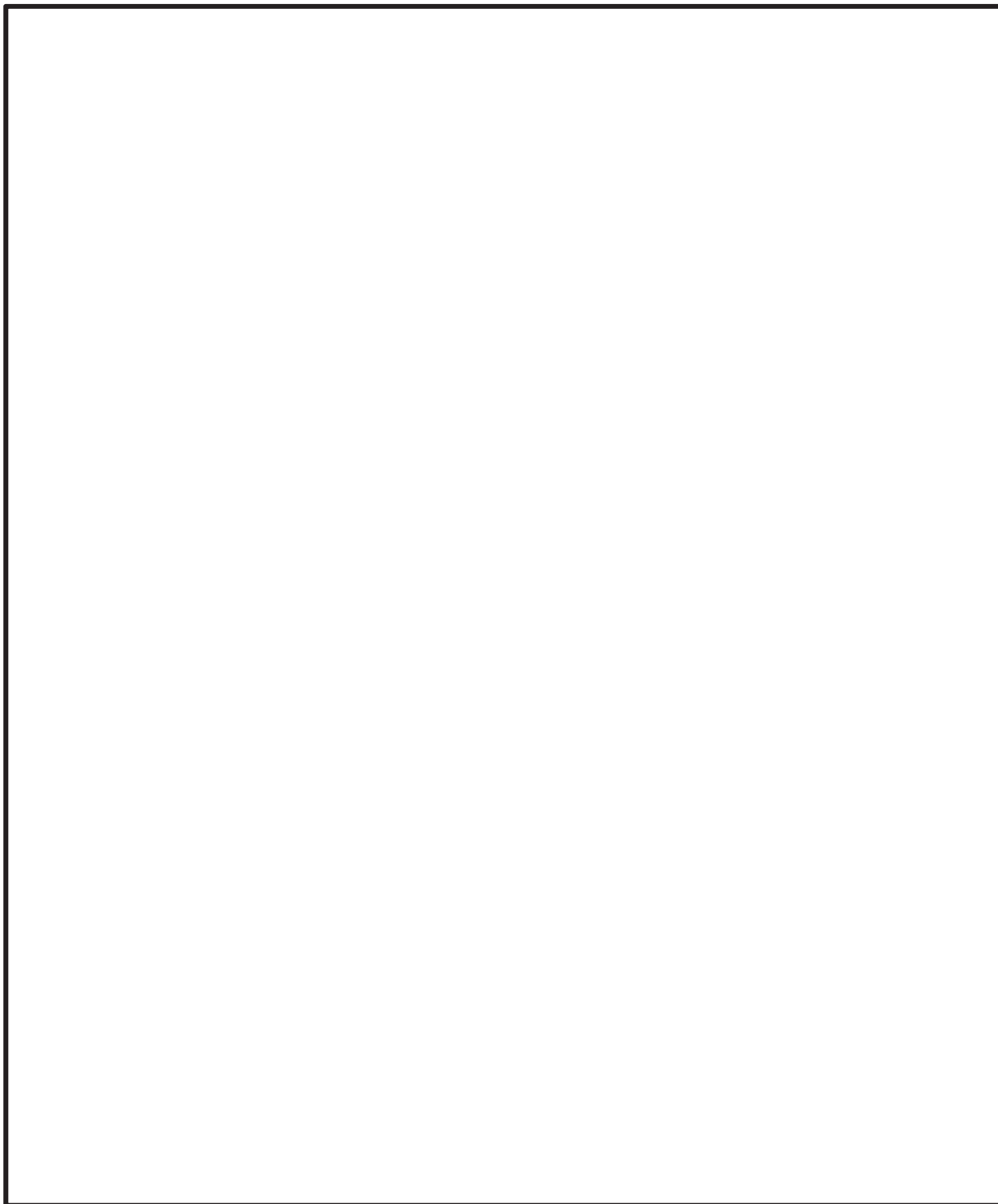
枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



注: Victor H. Mucino. et al. : Simulation of Friction Stir Spot Welding (FSSW) Process: Study of Friction Phenomena, Department of Mechanical and Aerospace Engineering Morgantown, West Virginia 2007 抜粋, 一部加筆

別紙 2 図 4 摩擦係数に対する温度依存性 (2/4)

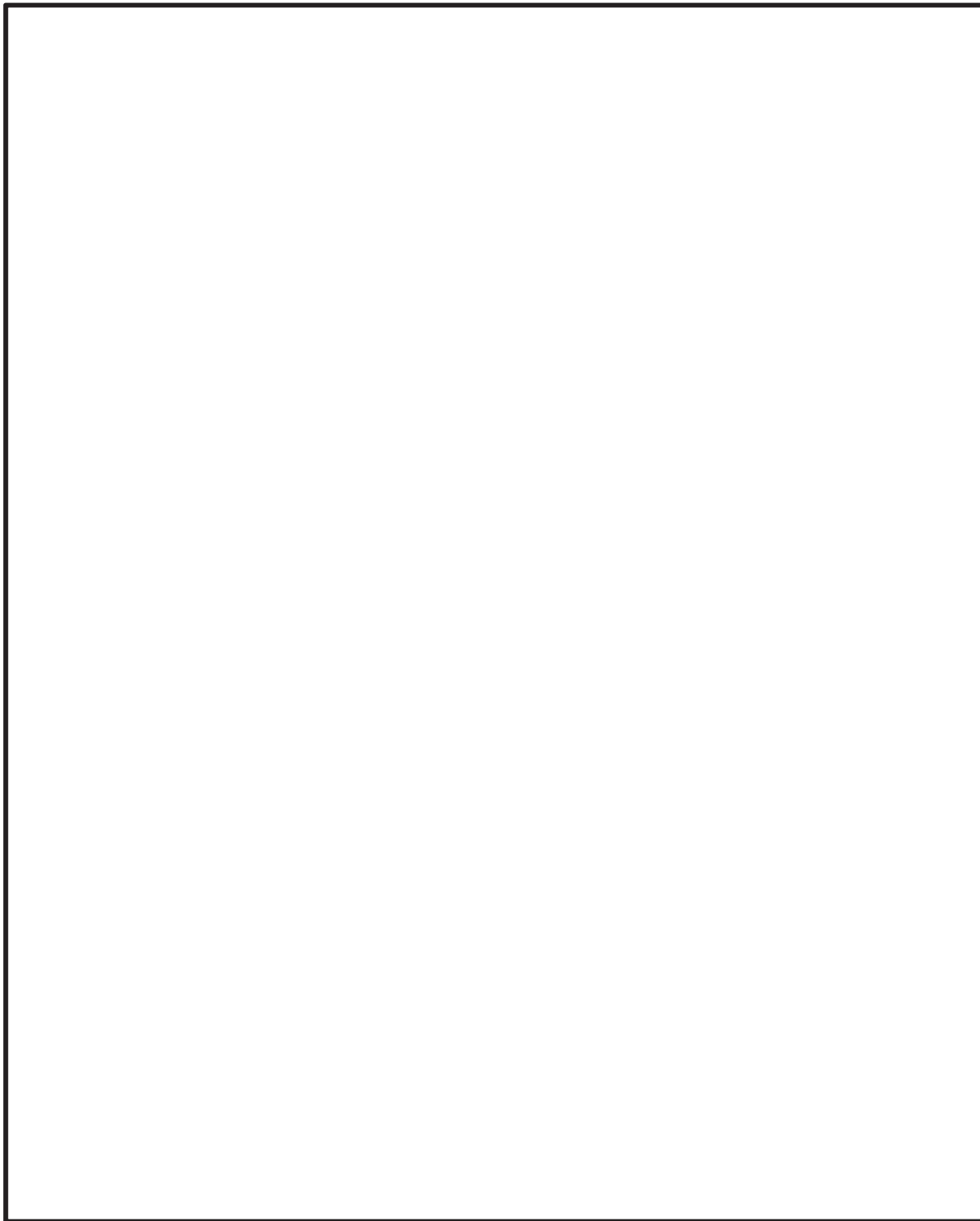
枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



注：V.L. Popov. et al. : Friction coefficient in “rail - wheel” -contacts as a function of material and loading parameters, Physical Mesomechanics 5 3 (2002) 17-24 抜粋

別紙 2 図 4 摩擦係数に対する温度依存性 (3/4)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



注：V.L. Popov. et al. : Friction coefficient in “rail - wheel” -contacts as a function of material and loading parameters, Physical Mesomechanics 5 3 (2002) 17-24 抜粋

別紙 2 図 4 摩擦係数に対する温度依存性 (4/4)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

別紙 2 表 3 実機条件における各パラメータの設定値及び設定根拠 (1/2)

記号	名称	設定値	設定根拠
g	重力加速度	9.8m/s ²	理論で定まる値
M	制御棒質量	137kg	仕様で定まる値
M _d	制御棒の 排除質量		仕様で定まる値
F _r	流体抗力 係数	772N/(m/s) ²	制御棒挿入性試験に基づき設定
F _{fr} ^{*3}	ドライブピストン摩擦力	①500N ②600N	制御棒挿入性試験に基づき設定
A _u	ドライブピストン下面面積		仕様で定まる値
A _o	ドライブピストン上面面積		仕様で定まる値
P _R ^{*1}	炉圧	同左	仕様で定まる値
R ₀ ^{*3}	制御棒と燃料集合体の接触の摩擦係数	①0.182 ②0.218	制御棒挿入性試験に基づき設定
P _{A0} ^{*1}	HCU・アキュムレータ初期圧力		仕様で定まる値
V _{N2}	HCU・N ₂ 初期容積		仕様で定まる値
C _u	挿入配管の圧損係数		制御棒挿入性試験に基づき設定
C _o	引抜配管の圧損係数		制御棒挿入性試験に基づき設定
ρ _w	水の密度		理論で定まる値
A _{pu}	挿入配管断面積		仕様で定まる値
L _{pu}	挿入配管長		仕様で定まる値
P _{dump} ^{*1}	ダンプタンク 圧力		仕様で定まる値
m _f	燃料集合体質量 (4体分)		仕様で定まる値
m ₀ ^{*2}	燃料集合体の水の付加質量 (4体分)		仕様で定まる値
m _d ^{*2}	燃料集合体の排除質量 (4体分)		仕様で定まる値
C	燃料集合体の減衰係数 ^{*4}	7%	制御棒挿入性試験時に測定した値
C _x	燃料集合体の制御棒挿入量 x での減衰係数増分		—
β	両端支持はりの 1 次モード (弓形) 中央変位の励振係数		理論で定まる値

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

別紙 2 表 3 実機条件における各パラメータの設定値及び設定根拠 (2/2)

記号	名称	実機条件	差異理由
$\ddot{\eta}$	支持点での外力加速度	炉心支持板部の時刻 歴加速度	—
t	燃料集合体板厚	100mil	理論で定まる値
E_{CR}	制御棒の縦弾性係数	176560MPa	理論で定まる値
E_{CB}	燃料集合体の縦弾性係数	78300MPa	理論で定まる値
I	断面二次モーメント		理論で定まる値
f	燃料集合体固有振動数	4.35Hz	地震応答解析による燃料 集合体固有振動数

注記*1：実機（炉圧状態）では圧力抵抗が増すため、制御棒挿入に要する時間が増加する制御棒挿入性試験は大気圧条件で実施するが、制御棒挿入圧力を調整し、ゼロスクラム時間（無加振時の75%ストロークスクラムに要する時間）を実機と合わせることで炉圧状態を模擬していることから、試験条件及び実機条件でも数値に変更はない。

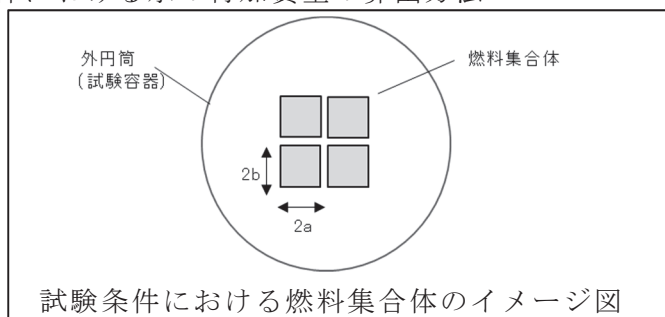
*2：試験条件では、燃料集合体4体を考慮し、実機条件では燃料集合体560体を考慮する。試験条件及び実機条件における水の付加質量の算出方法を別紙2図5に示す。なお、既往知見^[2-6]における368体の模擬燃料が装荷された実規模の炉心相当の試験体の振動試験により、燃料集合体は装荷位置によらず全燃料集合体が同位相で振動するとの知見が得られている（別紙2図6参照）。制御棒挿入性試験及びCR-INによる解析での燃料集合体は4体で設定しているが、既往知見^[2-6]のとおり4体の振動挙動は実機プラントの燃料集合体全数の振動挙動と同様と考えられ、制御棒挿入性試験及びCR-INによる解析評価手法は実機プラント評価として妥当である。

*3：既往知見^[2-3]^[2-4]において、金属同士の摩擦係数はヤング率と変形抵抗に依存することから、温度上昇に伴い変化しないもしくは低下傾向であるとの内容が示されている。一方で、制御棒挿入性評価に関連した既往知見^[2-5]の検討では高温での摩擦係数を常温での1.2倍と設定している。このため実機条件の摩擦係数を試験条件と同様1.0倍と保守的に試験条件の1.2倍の2ケースとした。

*4：減衰定数のことを表す。

枠囲みの内容は商業機密の観点から
公開できません。

○試験条件における水の付加質量の算出方法

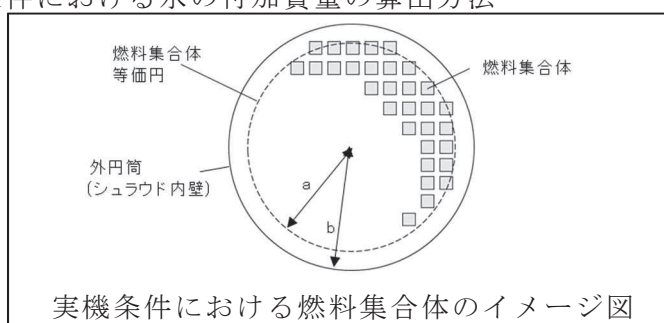


試験条件では、試験体の燃料集合体と外円筒(試験容器)との直径比は大きく外円筒の影響を無視できるとし、機械工学便覧記載の一般式から水の付加質量を算出する。

(水の付加質量算出式)

$$\pi K_1 \rho a^2 \quad K_1 : b/a \text{ より定まる係数} \quad \rho : \text{水の密度}$$

○実機条件における水の付加質量の算出方法



実機条件では、燃料集合体と外円筒(シュラウド内壁)との直径比は1に近く、外円筒の影響を無視できないため、原子力発電所耐震設計技術指針(JEAG 4601-1987)記載の二重円筒の式から水の付加質量を算出する。



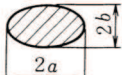


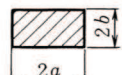





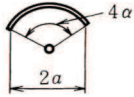





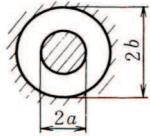

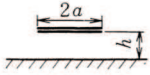

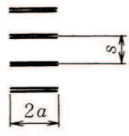
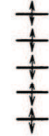
下記算出式から、燃料集合体560体の等価半径aと炉心シュラウドの半径bの二重円筒での水の付加質量を求め、この値を4/560倍することで、燃料集合体4体の水の付加質量を算出する。

(水の付加質量算出式)

$$\pi \rho a^2 \left(\frac{b^2 + a^2}{b^2 - a^2} \right) \quad \rho : \text{水の密度}$$

別紙 2 図 5 水の付加質量の算出方法 (1/2)

表 13・2 柱状物体の単位長さ当たりの付加質量
(ρ は流体の密度)

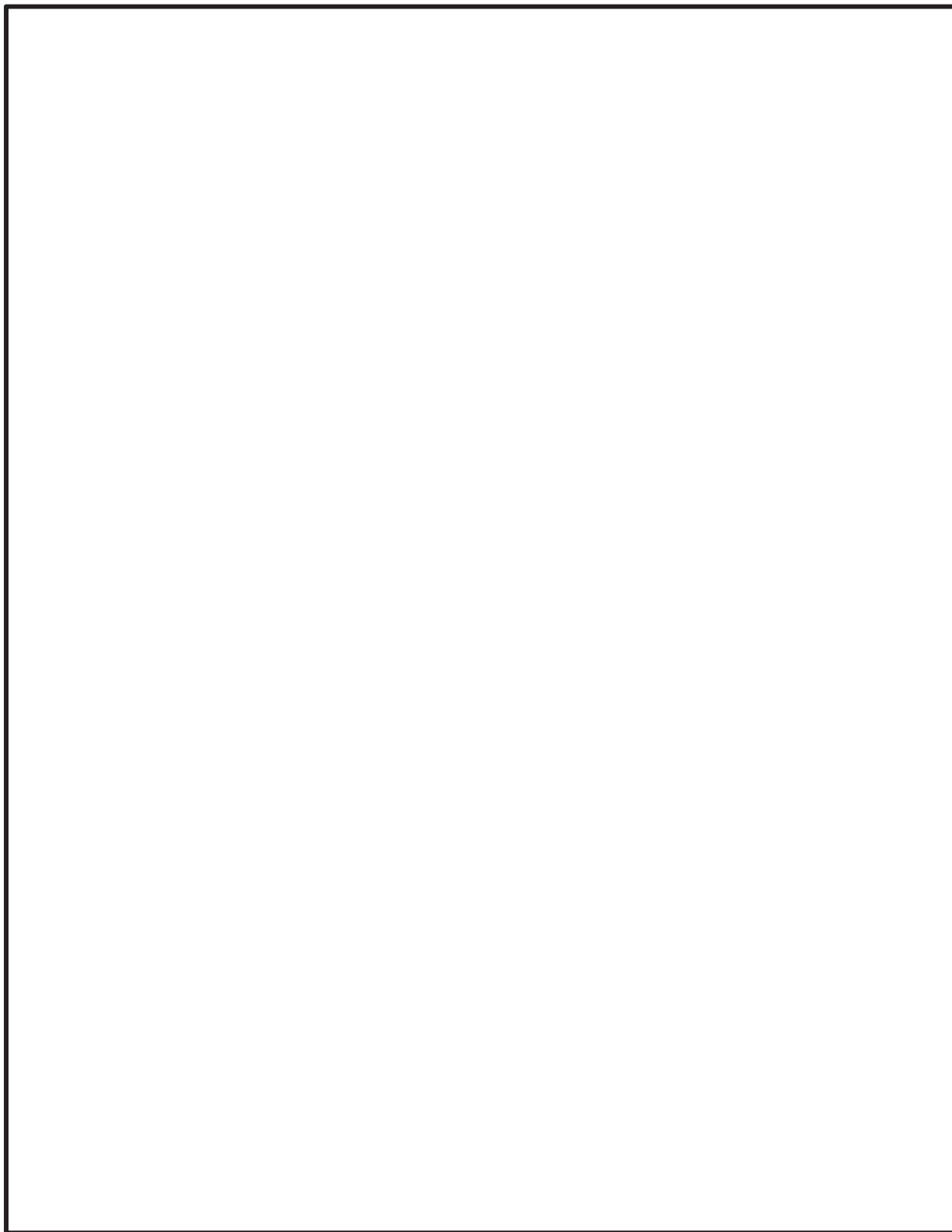
断面形状	付加質量
円 	 $\pi\rho a^2$
だ円 	 $\pi\rho a^2$  $\pi\rho b^2$
長方形 	 $\pi K_1 \rho a^2$
ひし形 	 $\pi K_2 \rho a^2$
平板 	 $\pi\rho a^2$
円弧翼 	 $\frac{\pi\rho a^2}{2} \left(1 + \frac{1}{\cos^2 \alpha}\right)$  $\frac{\pi\rho a^2}{2} \tan^2 \alpha$
ジェーコフスキー対称翼 	 $\frac{\pi\rho a^2}{4} \left(4 + \frac{k-2}{k+1}\right)$  $\frac{\pi\rho a^2}{4} (k-2)(k+1)$
同心固定同筒内の円 	 $\pi\rho a^2 \left(\frac{b^2 + a^2}{b^2 - a^2}\right)$
固定壁近くの平板 	 $\pi\rho a^2 K_3$
平板列 	 $\frac{2\rho s^2}{\pi} \log \left\{ \cos h \left(\frac{\pi a}{s} \right) \right\}$

備考

b/a	0	0.1	0.2	0.5	1	2	5	10
K_1	1.00	1.14	1.21	1.36	1.51	1.70	1.98	2.23
b/a	0.5	1	2	5				
K_2	0.85	0.76	0.67	0.61				
$h/2a$	∞	2.5	0.5					
K_3	1.00	1.03	1.165					

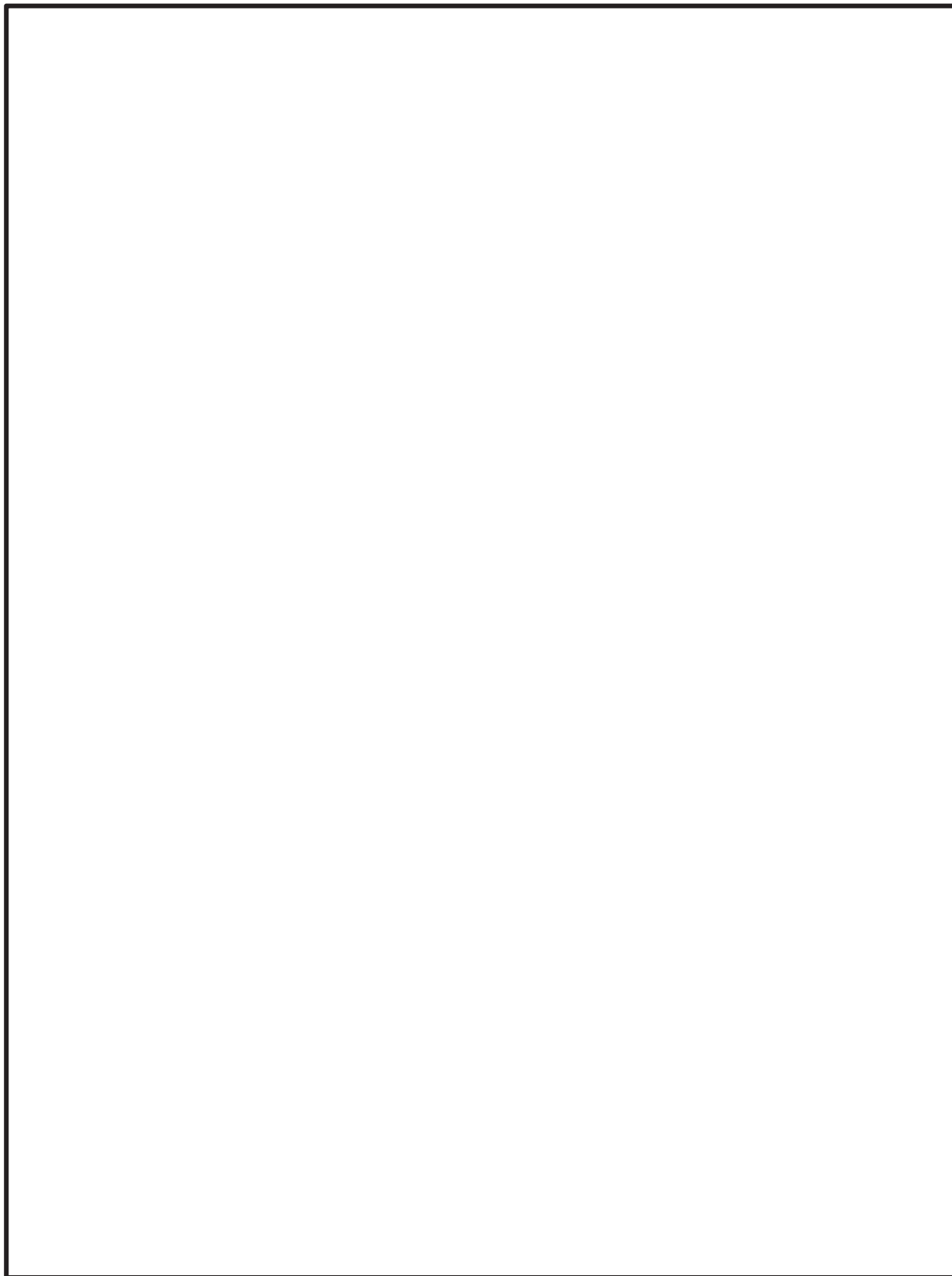
機械工学便覧 柱状物体の単位長さ当たりの付加質量 (抜粋)

別紙 2 図 5 水の付加質量の算出方法 (2/2)



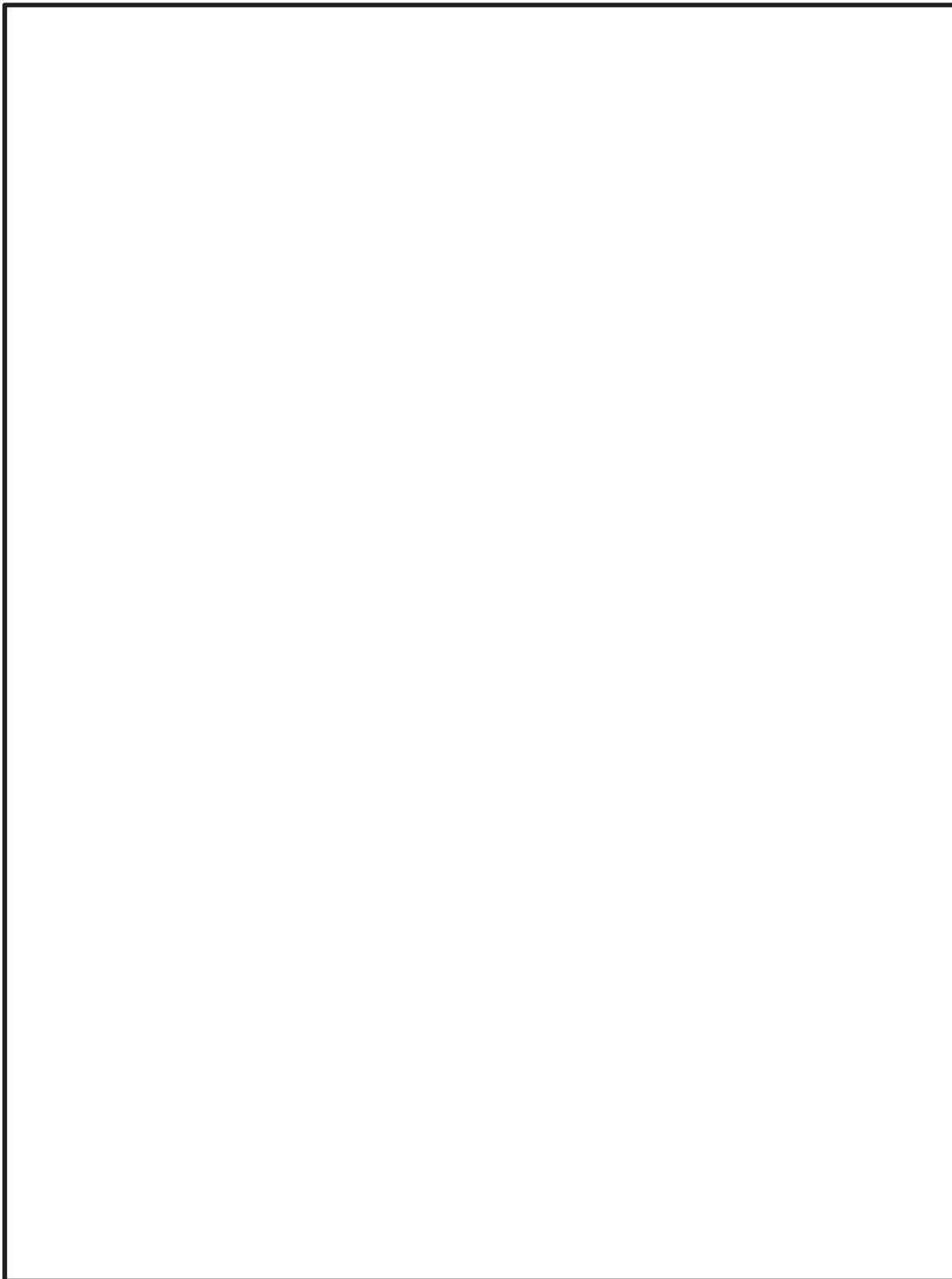
注*：原子力発電施設信頼性実証試験の現状 原子力工学試験センター昭和 63 年報告書 抜粋

別紙 2 図 6 既往知見^[2-6]における実規模の炉心相当の試験体の振動試験結果(1/3)



注*：原子力発電施設信頼性実証試験の現状 原子力工学試験センター昭和 63 年報告書 抜粋

別紙 2 図 6 既往知見^[2-6]における実規模の炉心相当の試験体の振動試験結果(2/3)



注*：原子力発電施設信頼性実証試験の現状 原子力工学試験センター昭和 63 年報告書 抜粋

別紙 2 図 6 既往知見^[2-6]における実規模の炉心相当の試験体の振動試験結果(3/3)

2.3 試験条件及び実機条件のパラメータの比較

試験条件及び実機条件のパラメータを比較し、その差異理由及びパラメータの差異が制御棒挿入時間に与える影響について別紙 2 表 4 のとおり整理した。この結果より、パラメータの差異は温度及びモデル化の違いに起因して発生している。また、パラメータの差異が制御棒挿入時間に与える影響は、制御棒挿入時間が早くなる場合と遅くなる場合があり、パラメータごとに異なっている。

ここで、パラメータの差異が制御棒挿入時間に与える影響に関し、燃料集合体固有振動数については制御棒挿入時間に与える影響を一概には評価できない。これは、以下の内容を踏まえた結果である。

- ・ 正弦波入力の場合、今回工認及び既工認の制御棒挿入性試験の燃料集合体固有振動数が異なっても*1 制御棒挿入時間は同等の結果を示している。
- ・ 一方、地震波（S s - D 2）入力の場合は、実機条件と試験条件とで異なる燃料集合体固有振動数に対し*2、制御棒挿入時間に差異が生じる。（燃料集合体相対変位の増加に伴う制御棒挿入時間遅れは、実機条件の方が試験条件に比べて大きい。）
（別紙 2 図 7 参照）

注記*1：今回工認の制御棒挿入性試験における燃料集合体の固有振動数は□ Hz、既工認の制御棒挿入性試験における燃料集合体の固有振動数は□ Hz となっている。

*2：実機条件の燃料集合体の固有振動数は 4.35 Hz、試験条件の燃料集合体の固有振動数は□ Hz となっている。

別紙 2 表 4 試験条件と実機条件のパラメータの比較 (1/2)

記号	名称	試験条件	実機条件	差異理由	差異要因		制御棒挿入 時間に与え る影響
					温度* ²	モデル化 * ³	
g	重力加速度	9.8m/s ²	同左	—	—	—	同じ
M	制御棒質量	137kg	同左	—	—	—	同じ
M _d	制御棒の 排除質量			水の密度の違い	○	—	早くなる
F _r	流体抗力 係数	1050 N/(m/s) ²	772N/(m/s) ²	水の密度の違い	○	—	早くなる
F _{fr}	ドライブピスト ン摩擦力	500N	①500N* ⁴ ②600N* ⁴	温度の違い	○	—	遅くなる
A _u	ドライブピスト ン下面面積		同左	—	—	—	同じ
A _o	ドライブピスト ン上面面積		同左	—	—	—	同じ
P _R * ¹	炉圧	0.1MPa	同左	—	—	—	同じ
R ₀	制御棒と燃料集 合体の接触の摩 擦係数	0.182	①0.182* ⁴ ②0.218* ⁴	温度の違い	○	—	遅くなる
P _{AO} * ¹	HCU・アキュムレ ータ初期圧力		同左	—	—	—	同じ
V _{N2}	HCU・N ₂ 初期容積		同左	—	—	—	同じ
C _u	挿入配管の圧損 係数		同左	—	—	—	同じ
C _o	引抜配管の圧損 係数		同左	—	—	—	同じ
ρ _w	水の密度	1000kg/m ³		温度の違い	○	—	早くなる
A _{pu}	挿入配管断面積		同左	—	—	—	同じ
L _{pu}	挿入配管長		同左	—	—	—	同じ
P _{dump} * ¹	ダンプタンク 圧力		同左	—	—	—	同じ
m _f	燃料集合体質量 (4体分)			板厚の違い	○	—	遅くなる
m ₀	燃料集合体の 水の付加質量 (4体分)			水の密度及びモ デル化の違い	○	○	遅くなる
m _d	燃料集合体の 排除質量 (4体分)			水の密度及び板 厚の違い	○	—	早くなる
C	燃料集合体の 減衰係数* ⁵		7%	モデル化の違い	—	○	遅くなる
C _x	燃料集合体の制 御棒挿入量 x での減衰係数増分		同左	—	—	—	同じ

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

別紙 2 表 4 試験条件と実機条件のパラメータの比較 (2/2)

記号	名称	試験条件	実機条件	差異理由	差異要因		制御棒挿入 時間に与え る影響
					温度* ²	モデル化 * ³	
β	両端支持はりの 1次モード(弓 形)中央変位の 励振係数	$4/\pi$	同左	—	—	—	同じ
$\ddot{\eta}$	支持点での外力 加速度	炉心支持板 部の時刻歴 加速度	同左	—	—	—	同じ
t	燃料集合体板厚		100mil	温度の違いによ る剛性を調整す るための違い	○	—	遅くなる
E_{CR}	制御棒の縦弾性 係数	195000MPa	176560MPa	温度の違い	○	—	早くなる
E_{CB}	燃料集合体の縦 弾性係数	98000MPa	78300MPa	温度の違い	○	—	早くなる
I	断面二次モーメ ント			板厚の違い	○	—	遅くなる
f	燃料集合体固有 振動数		4.35Hz* ⁶	温度の違い及び モデル化の違い	○	○	一概には評 価できない

注記*1：実機(炉圧状態)では圧力抵抗が増すため、制御棒挿入に要する時間が増加する制御棒挿入性試験は大気圧条件で実施するが、制御棒挿入圧力を調整し、ゼロスクラム時間(無加振時の75%ストロークスクラムに要する時間)を実機と合わせることで炉圧状態を模擬していることから、試験条件及び実機条件でも数値に変更はない。

*2：試験条件では常温(20℃)となり、実機条件では「高温(炉内運転温度 286℃)」となる。

*3：試験条件では、燃料集合体4体を考慮し、実機条件では燃料集合体560体を考慮する。試験条件及び実機条件における水の付加質量の算出方法を別紙2図5に示す。なお、既往知見^[2-6]における368体の模擬燃料が装荷された実規模の炉心相当の試験体の振動試験により、燃料集合体は装荷位置によらず全燃料集合体が同位相で振動するとの知見が得られている(別紙2図6参照)。制御棒挿入性試験及びCR-INによる解析での燃料集合体は4体で設定しているが、既往知見^[2-6]のとおり4体の振動挙動は実機プラントの燃料集合体全数の振動挙動と同様と考えられ、制御棒挿入性試験及びCR-INによる解析評価手法は実機プラント評価として妥当である。

*4：既往知見^[2-3]^[2-4]において、金属同士の摩擦係数はヤング率と変形抵抗に依存することから、温度上昇に伴い変化しないもしくは低下傾向であるとの内容が示されている。一方で、制御棒挿入性評価に関連した既往知見^[2-5]の検討では高温

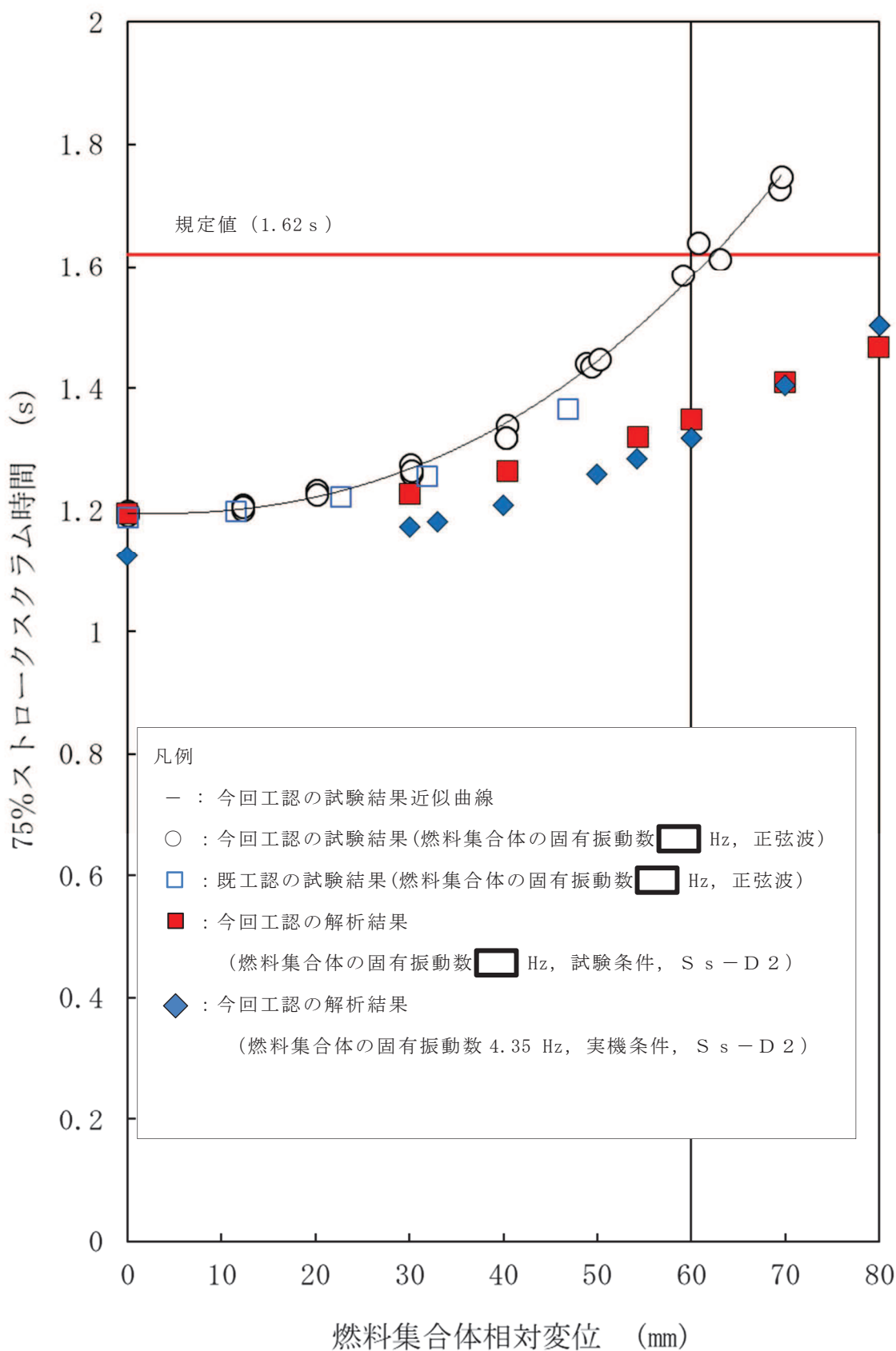
での摩擦係数を常温での 1.2 倍と設定している。このため実機条件の摩擦係数を試験条件と同様 1.0 倍と保守的に試験条件の 1.2 倍の 2 ケースとした。

* 5 : 減衰定数のことを表す。

* 6 : 燃料集合体固有振動数は試験条件では Hz, 実機条件 (炉内構造物系地震応答解析) では 4.35Hz を使用している。数値が異なる理由は別紙 2 図 5 に示すとおり試験条件と実機条件の水の付加質量が異なるためである。

参考文献

- [2-1]坂本ら,「乱流境界層内におかれたにぶい物体周辺の流れに関する研究:2 報 傾斜平板に作用する流体力」 機械学会論文集 42 巻 (357) 1976 より
- [2-2]機械工学便覧基礎編応用編(1991) 第 2 章トライボロジ B1-33
- [2-3]V.L. Popov. et al. : Friction coefficient in “rail - wheel” -contacts as a function of material and loading parameters, Physical Mesomechanics 5 3 (2002) 17-24
- [2-4]Victor H. Mucino. et al. : Simulation of Friction Stir Spot Welding (FSSW) Process: Study of Friction Phenomena, Department of Mechanical and Aerospace Engineering Morgantown, West Virginia 2007
- [2-5]平成 16 年度 原子力発電施設耐震信頼性実証に関する報告書 機器耐力その 2 (制御棒挿入性) (05 基構報-0003, (独) 原子力安全基盤機構) 及び平成 17 年度 原子力施設等の耐震性評価技術に関する試験及び調査機器耐力その 2 (BWR 制御棒挿入性) に係る報告書 (06 基構報-0014, (独) 原子力安全基盤機構)
- [2-6]原子力発電施設 信頼性実証試験の現状 (昭和 62 年 (財) 原子力工学試験センター) 及び原子力発電施設 信頼性実証試験の現状 (昭和 63 年 (財) 原子力工学試験センター)



別紙 2 図 7 制御棒挿入性に対する燃料集合体の固有振動数の関係

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

摩擦係数の設定の考え方

1. はじめに

CR-IN における摩擦係数の設定については、制御棒挿入性試験における燃料集合体相対変位 59.1mm の試験結果を用いて 0.182 としている。

本資料では、CR-IN における摩擦係数の設定の考え方及びその妥当性を確認する。

2. 摩擦係数の設定の考え方及びその妥当性確認

CR-IN における摩擦係数の設定については、制御棒挿入性試験における燃料集合体相対変位 59.1mm の試験結果を用いて 0.182 としている。これは、別紙 2 別添表 1 に示す試験より得られた摩擦係数を参照して設定したものであり、今回工認で確認済相対変位を 60mm と設定することを踏まえて、燃料集合体相対変位 60mm 目標での試験結果から得られた摩擦係数のうち中央値である 0.182 と設定しているものである。なお、60mm 目標での試験結果の摩擦係数の平均値も 0.182 ($= (0.182 + 0.190 + 0.174) / 3$) となっており、相対変位 60mm における設定として妥当と考えている。

また、摩擦力は制御棒挿入力の抵抗力として働くため、摩擦係数が大きいほど挿入時間は遅くなることから、試験全体を通して最も摩擦係数平均値が大きくなっている相対変位 60mm 目標試験における摩擦係数 0.182 を、他の相対変位においても一律に設定し CR-IN による挿入性解析を実施しているものである。

一方で、制御棒挿入性試験から得られている摩擦係数については、別紙 2 別添表 1 に示すとおり、0.135~0.190 の範囲に分布しており 0.182 を上回る結果も得られている。そこで、摩擦係数のばらつきによる制御棒挿入性に及ぼす影響を検討するため、0.182 を上回る摩擦係数を設定し別紙 2 別添表 2 の条件で挿入性解析を実施した。

影響検討のため設定した摩擦係数の考え方は以下のとおり。

- ・試験から得られる摩擦係数の最大値：0.190
- ・試験における摩擦係数分布から得られた平均値 + 2σ を考慮した摩擦係数：0.198

摩擦係数の違いによる挿入時間の変化を別紙 2 別添表 3 及び別紙 2 別添図 1 に示す。別紙 2 別添表 3 には今回、確認済相対変位として設定した 60mm における挿入時間の違いを示しているが、摩擦係数の違いによって最大で約 0.03 秒の差異が生じ、挿入時間は 1.375 秒となるものの規定値である 1.62 秒には十分に余裕がある結果となっている。また、別紙 2 別添図 1 には燃料集合体相対変位 80mm までの範囲で摩擦係数による違いを比較した結果を示す。相対変位が大きくなるにつれて、摩擦係数の影響により挿入時間が遅くなる傾向になっているものの、いずれの結果も規定値 1.62 秒には十分に余裕がある結果となっており、摩擦係数による影響は軽微であることを確認した。

別紙 2 別添表 1 試験結果から得られる摩擦係数

目標変位 (mm)	燃料集合体相対 変位 (4 体平 均) (mm)	75%ストローク スクラム時間 (s)	試験結果から得られ る摩擦係数*	各目標変位における 摩擦係数平均値
30	30.2	1.26	0.135	0.150
	30.1	1.28	0.165	
	30.2	1.27	0.150	
40	40.4	1.34	0.160	0.153
	40.3	1.32	0.148	
	40.3	1.32	0.149	
50	48.8	1.44	0.181	0.179
	49.3	1.44	0.176	
	50.2	1.45	0.178	
60	59.1	1.59	0.182	0.182
	60.7	1.64	0.190	
	63.0	1.61	0.174	
70	69.4	1.73	0.170	0.171
	69.6	1.75	0.172	

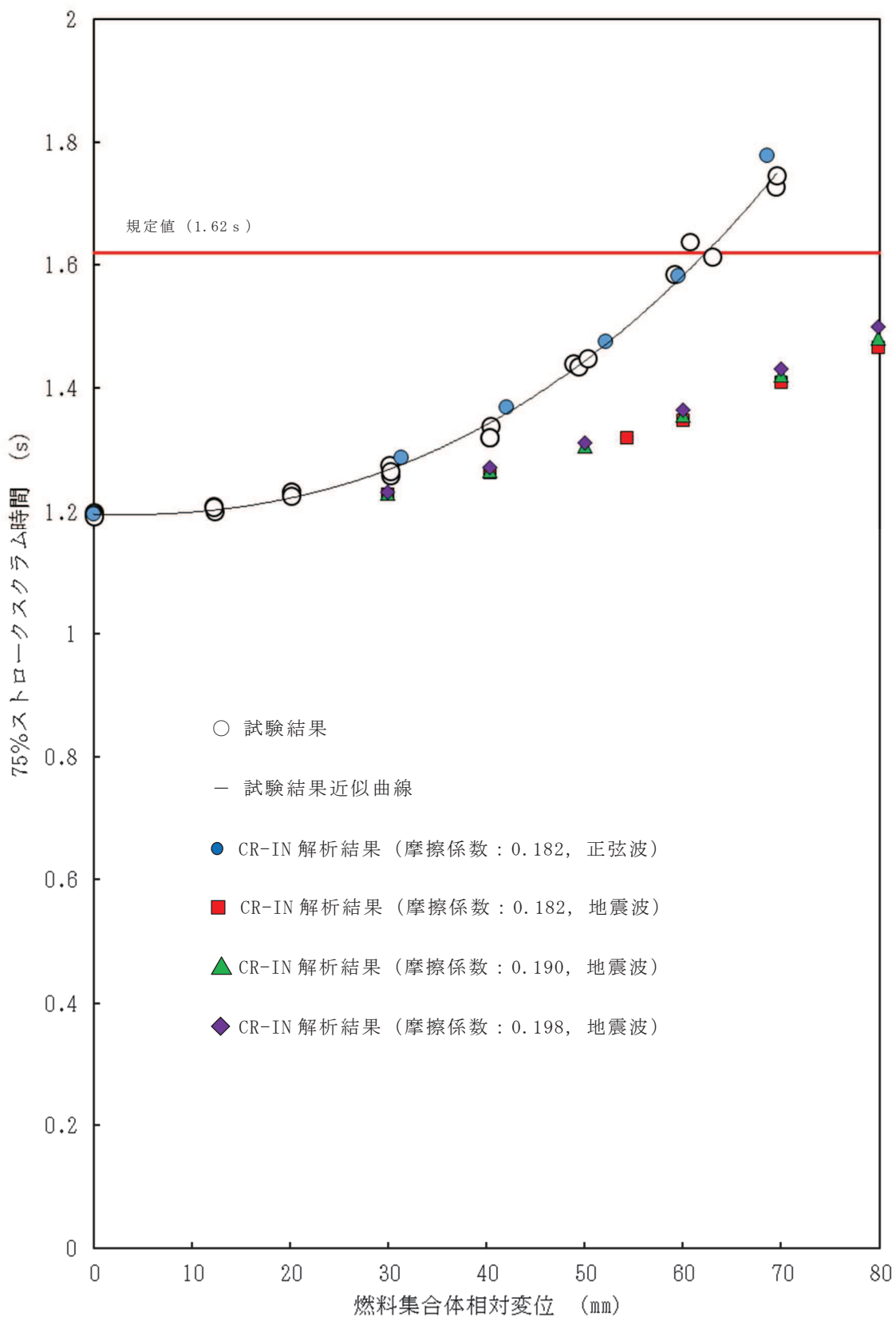
注記* : 試験結果と CR-IN での挿入性解析結果が整合するよう調整した結果から得られる摩擦係数

別紙 2 別添表 2 影響検討条件

加振条件	燃料集合体 相対変位	摩擦係数	
地震波加振 (S _s -D2)	60mm	0.182	各目標変位 (30 mm~70 mm) における摩擦係数平均値の最大値
		0.190	試験における摩擦係数最大値
		0.198	試験結果から得られる摩擦係数平均値に+2σを考慮した摩擦係数

別紙 2 別添表 3 燃料集合体相対変位 60mm における各摩擦係数での挿入時間

項目	摩擦係数 : 0.182 (今回工認)	摩擦係数 : 0.190	摩擦係数 : 0.198
燃料集合体相対変位 60mm における 75%ストロークスク ラム時間 (s)	1.348	1.356	1.365



別紙 2 別添図 1 摩擦係数に対する 75%ストロークスクラム時間

制御棒挿入性解析に用いる入力波

1. はじめに

今回工認における制御棒挿入性解析に用いる入力波は、炉内構造物系地震応答解析結果から得られた応答を基に選定している。

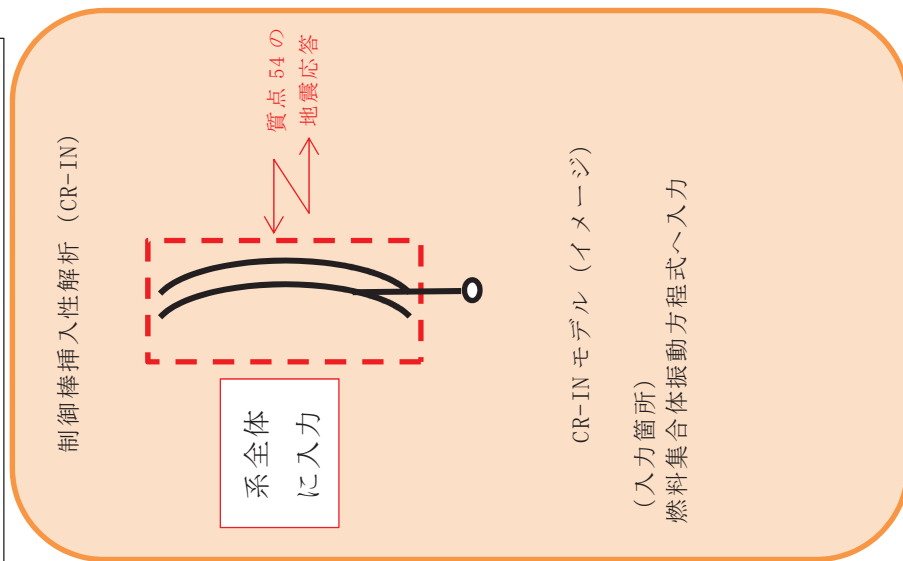
本資料は、制御棒挿入性解析に用いる入力波に係る説明資料である。

2. 地震波加振に対する制御棒挿入性解析に用いる水平方向入力波

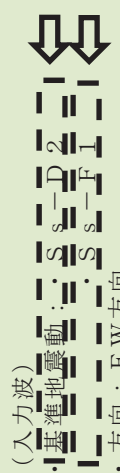
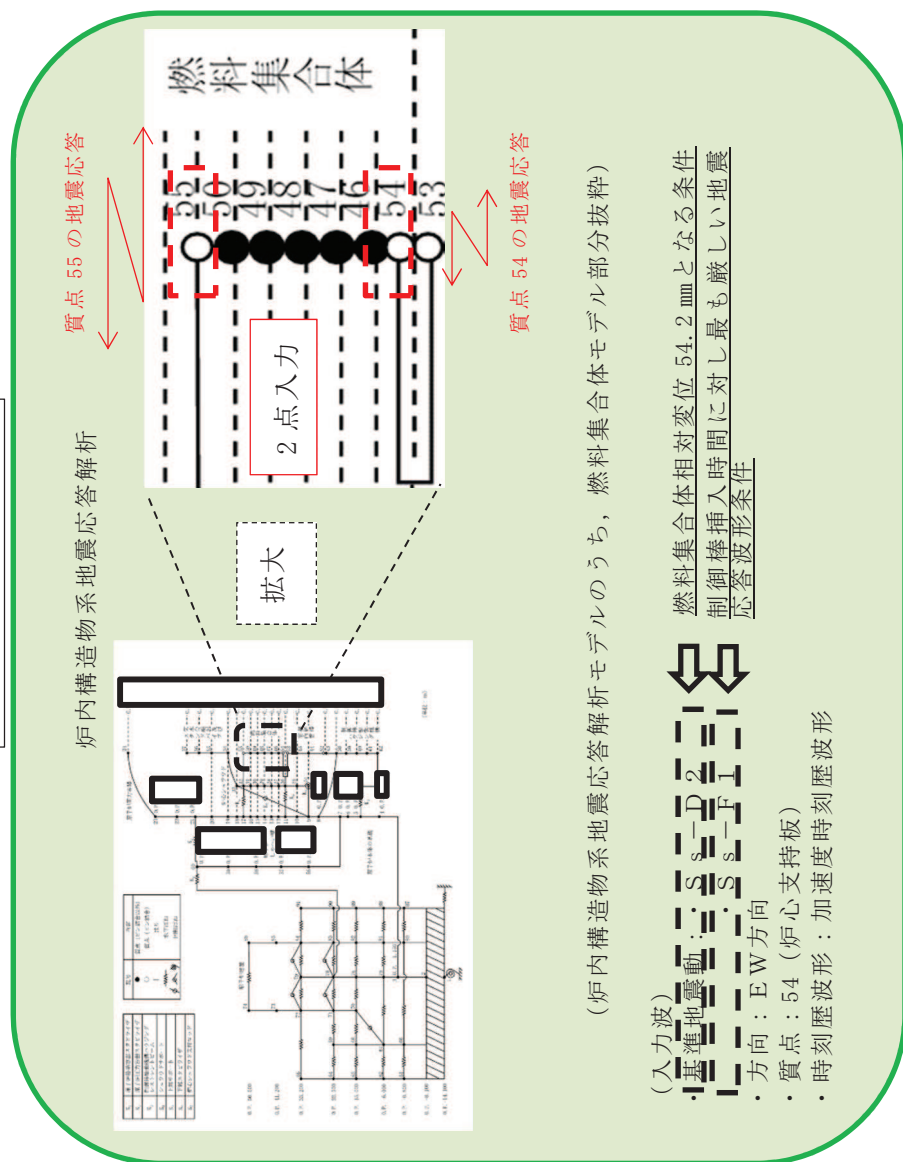
今回工認における地震波加振に対する制御棒挿入性解析に用いる水平方向入力波は炉内構造物系地震応答解析から得られた応答波形を用いている。CR-IN の水平方向入力波は、地震応答解析から得られる地震応答のうち、燃料集合体相対変位が最も大きくなる S_s - 及び同一の相対変位条件で最も挿入時間が遅くなる S_s - F 1 における加速度時刻歴波形を使用した。また、用いる応答波形は炉内構造物系地震応答解析モデルの質点 54*（燃料集合体下端位置）の加速度時刻歴波形を係数倍し CR-IN の燃料集合体振動方程式へ入力している。CR-IN に入力する地震波と入力方法について別紙 3 図 1 に示す。

注記*：炉内構造物系地震応答解析モデルについては本文図 3-2、図 3-3 及び図 3-4 参照

制御棒挿入性試験を模擬したモデル



実機を模擬したモデル



別紙 3 図 1 CR-IN に入力する地震動と入力方法

2.1 制御棒挿入性評価に用いる基準地震動

2.1.1 基準地震動 S s 7 波の燃料集合体最大相対変位に対する制御棒挿入時間

今回工認の制御棒挿入性評価において、地震波の影響確認に用いる地震波は基準地震動 S s - S 2 を基本とする。これは、基準地震動 S s 7 波のうち燃料集合体相対変位が最も大きくなるのが S s - D 2 となるためであり、基準地震動 S s 7 波の中で制御棒挿入性評価に対し最も厳しいと考えられるためである。本項では、基準地震動 S s 7 波の相対変位と制御棒挿入時間を整理するため、各基準地震動で燃料集合体相対変位が最大になっているケースに対して制御棒挿入性解析を実施する。

基準地震動 S s 7 波に対する燃料集合体相対変位を別紙 3 表 1 に示す。

別紙 3 表 1 基準地震動 S s に対する燃料集合体相対変位

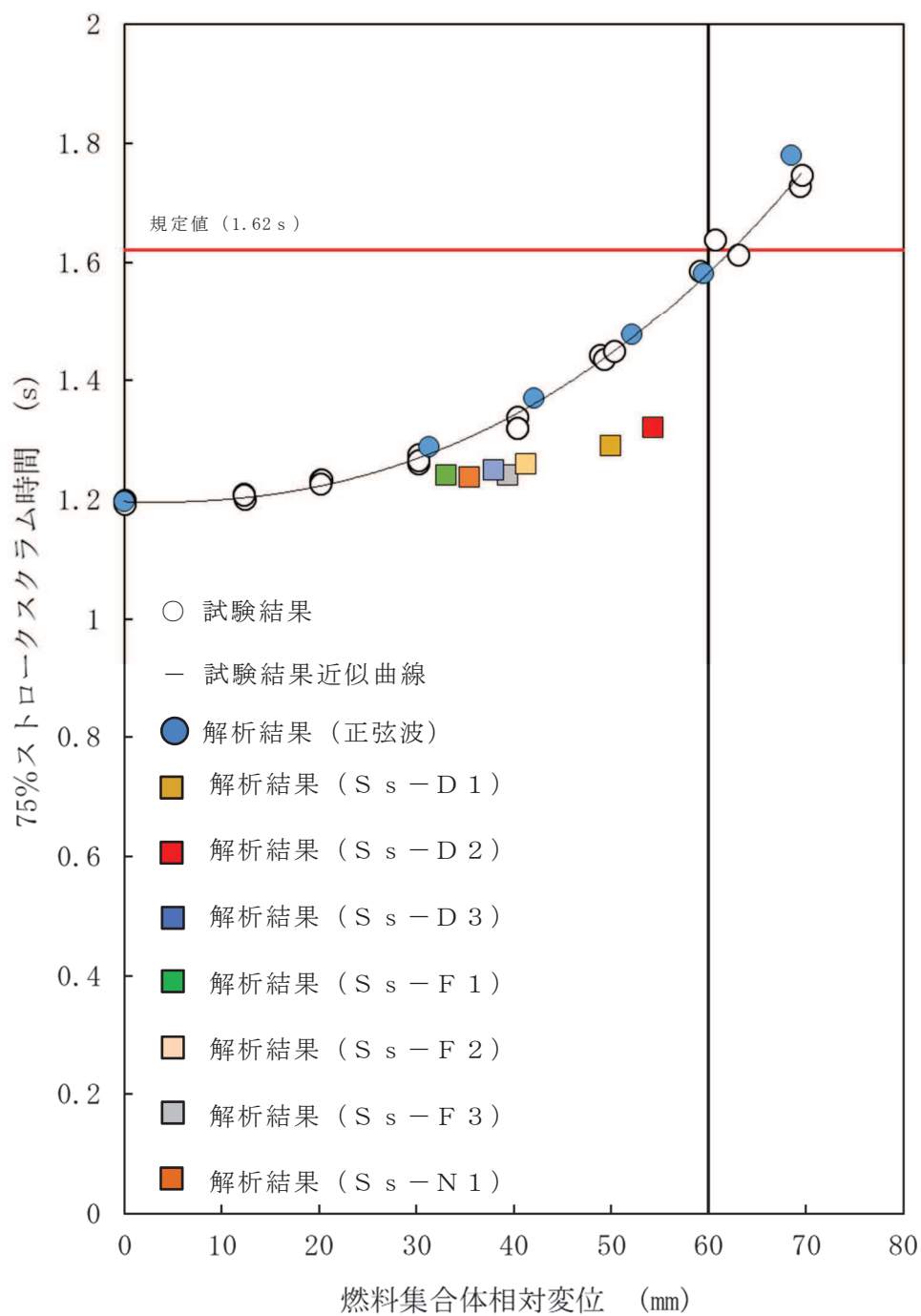
基準地震動	燃料集合体相対変位 (mm)	
	NS 方向	EW 方向
S s - D 1	47.7	49.8
S s - D 2	50.5	54.2
S s - D 3	37.9	37.0
S s - F 1	33.4	31.4
S s - F 2	41.2	39.5
S s - F 3	39.4	36.6
S s - N 1	33.3	35.4

注：今回の検討に用いる方向を赤字で示す

表に示す相対変位のうち、より大きい数値となっている方向の地震応答を適用して制御棒挿入性解析を実施した結果を別紙 3 表 2 及び別紙 3 図 2 に示す。

別紙 3 表 2 各基準地震動に対する燃料集合体相対変位を用いた
制御棒挿入性解析結果

入力波	各基準地震動での燃料集合体相対変位の最大値 (mm)	制御棒挿入時間 (s)
S s - D 1	49.8	1.29
S s - D 2	54.2	1.32
S s - D 3	37.9	1.25
S s - F 1	33.4	1.24
S s - F 2	41.2	1.26
S s - F 3	39.4	1.24
S s - N 1	35.4	1.24
(参考) 75%ストロークスクラム規定値		1.62



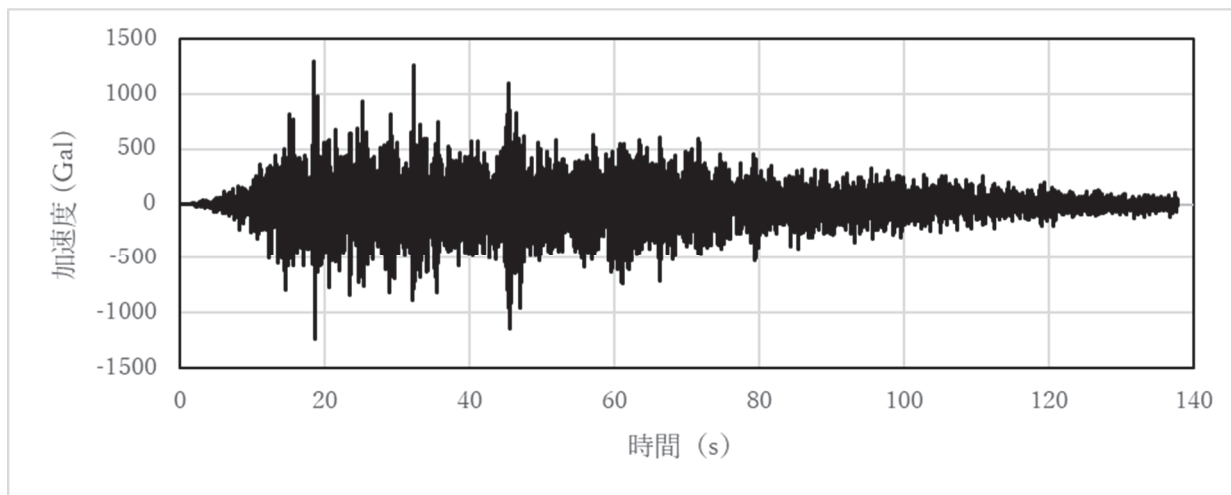
別紙 3 図 2 各基準地震動に対する燃料集合体相対変位を用いた
制御棒挿入性解析結果

別紙 3 表 2 及び別紙 3 図 2 に示すとおり，確認済相対変位 60mm に対して最も余裕が小さい地震動が $S_s - D 2$ であることが分かる。また，地震動の違いによらず燃料集合体相対変位が大きくなるにつれて制御棒挿入時間は遅くなる傾向になっており，地震波の違いによる大きな傾向の差は確認されない。

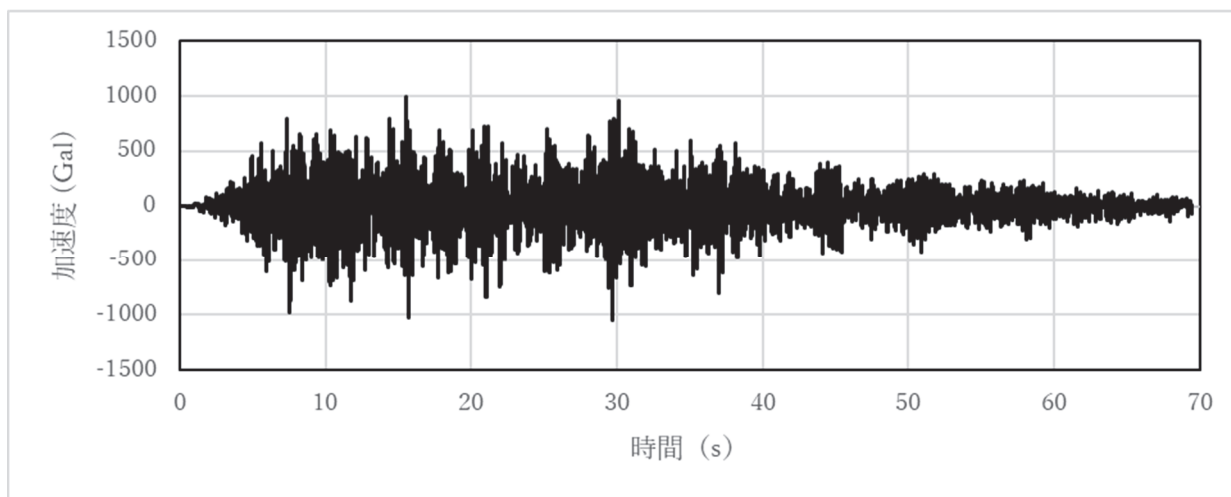
以上の確認結果を踏まえて，地震波入力 of 制御棒挿入性解析には $S_s - D 2$ を適用していたものであり考え方は適当であると考えているが，地震動の違いによる制御棒挿入時間の違いを定量的に確認するため，次項より $S_s - D 2$ 以外の地震動に対する制御棒挿入性解析の結果をまとめる。

2.1.2 同一の燃料集合体相対変位における基準地震動 $S_s 7$ 波の制御棒挿入時間

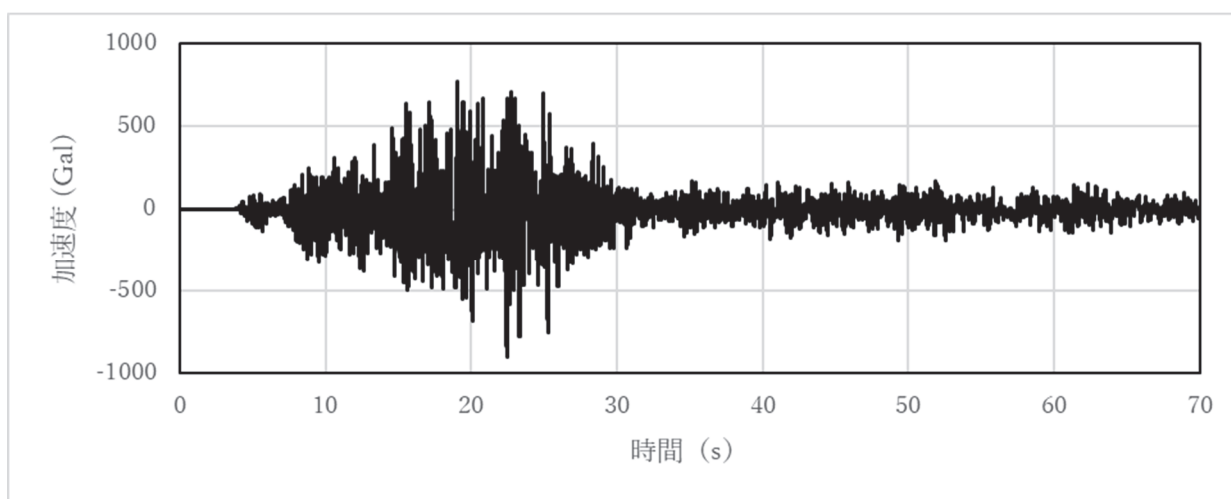
検討に用いる加速度時刻歴波形は，基準地震動 $S_s - D 2$ に対する検討と同様に，各基準地震動に対して燃料集合体が最大となる方向の加速度時刻歴波形を用いる。各基準地震動 S_s に対する燃料集合体相対変位を別紙 3 表 1 に，検討に用いる加速度時刻歴波形を別紙 3 図 3 に示す。



(S s - D 1)

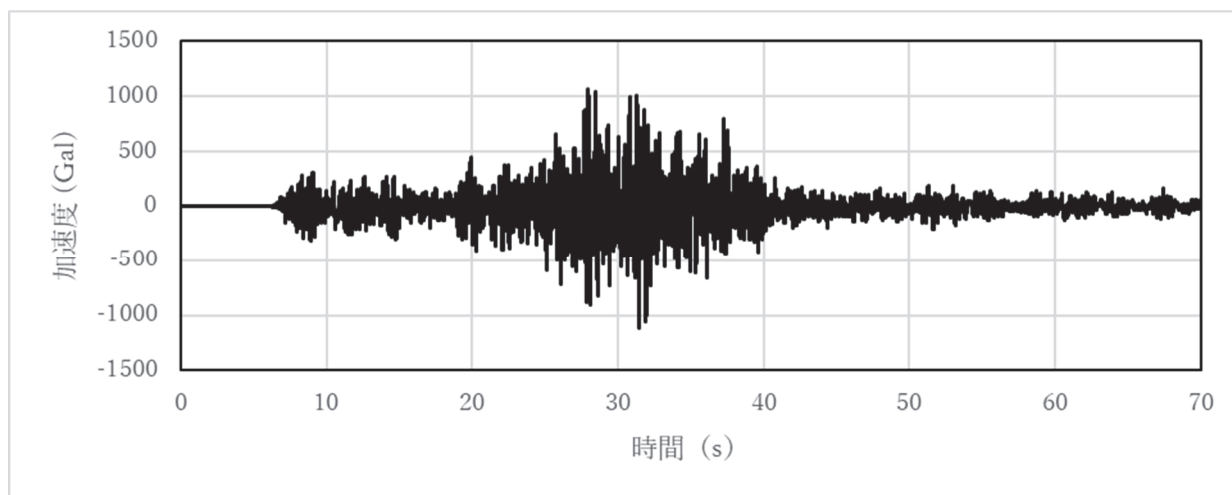


(S s - D 3)

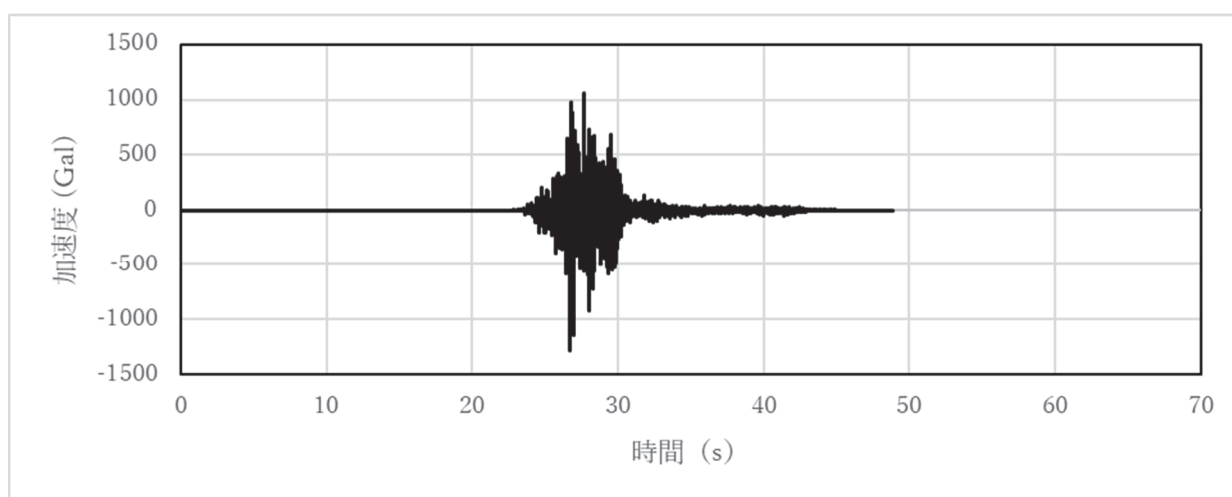


(S s - F 1)

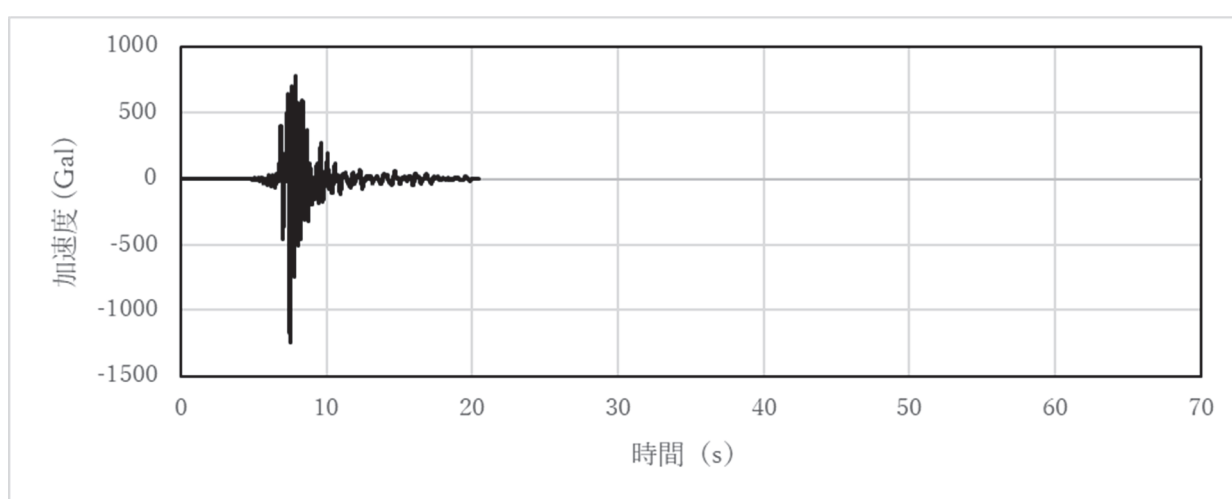
別紙 3 図 3 検討に用いる加速度時刻歴波形（炉心支持板での加速度時刻歴）（1/2）



(S _s - F 2)



(S _s - F 3)



(S _s - N 1)

別紙 3 図 3 検討に用いる加速度時刻歴波形 (炉心支持板での加速度時刻歴) (2/2)

別紙 3 図 3 で整理した加速度時刻歴波形を用いて制御棒挿入性解析を実施する。CR-IN による制御棒挿入性解析の入力条件を別紙 3 表 3 に示す。温度及び圧力条件を基準地震動 $S_s - D 2$ に対する検討条件と一致させた上で、75%ストロークスクラム時間の差異を確認した。また、CR-IN における燃料集合体相対変位が同一の変位 60mm となるように、地震応答解析から得られる加速度時刻歴波形を振幅方向に係数倍した上で CR-IN への入力波とした。

別紙 3 表 3 $S_s - D 2$ 以外の基準地震動に対する制御棒挿入性解析条件

条件項目	$S_s - D 2$ 以外	$S_s - D 2$ (参考)
入力波	地震波 ($S_s - D 1$, $S_s - D 3$, $S_s - F 1$, $S_s - F 2$, $S_s - F 3$, $S_s - N 1$)	地震波 ($S_s - D 2$)
燃料集合体相対変位	60.0 mm	30.0 mm, 40.4 mm, 54.3 mm, 60.0 mm, 70.0 mm, 79.9 mm
温度	試験温度 (常温)	同左
圧力	大気圧	同左

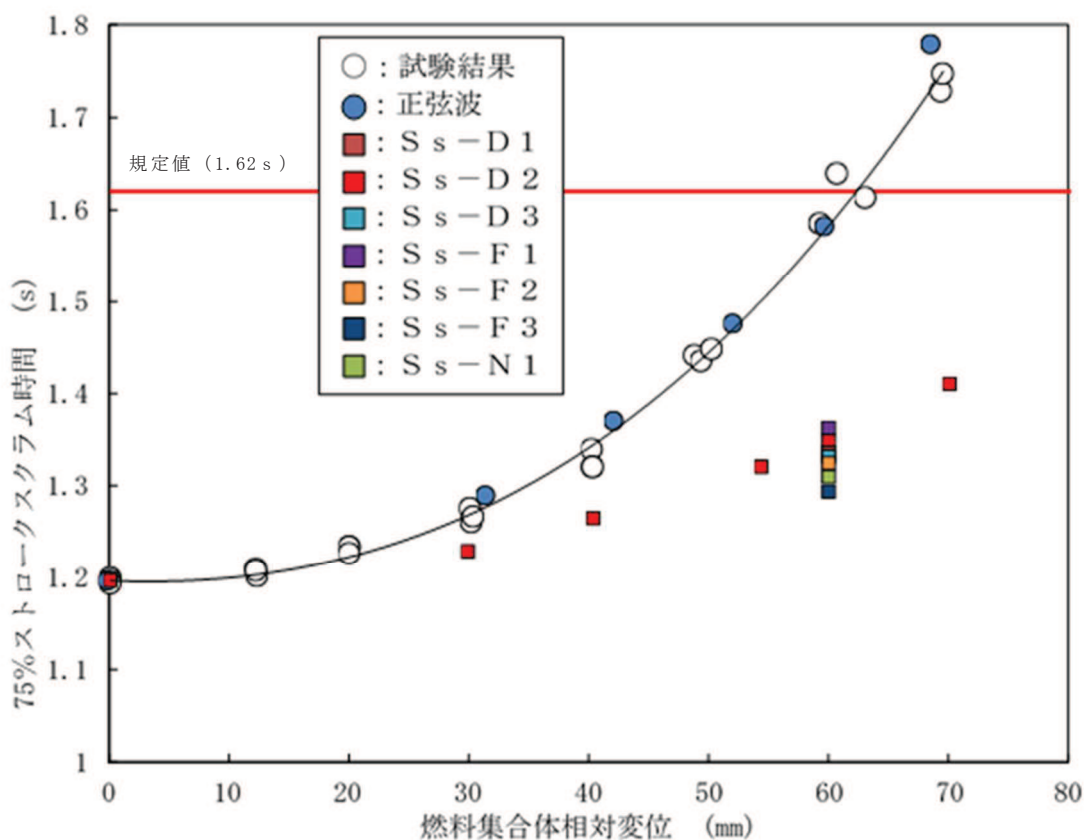
別紙 3 表 3 の条件を用いた基準地震動 7 波に対する制御棒挿入性解析結果を別紙 3 表 4 及び別紙 3 図 4 に示す。別紙 3 表 4 及び別紙 3 図 4 のとおり、基準地震動 7 波のうち最も制御棒挿入時間が遅くなる地震動は $S_s - F 1$ となることを確認した。これは、別紙 3 図 5 に示すとおり、スクラム時間内の燃料集合体相対変位が、 $S_s - F 1$ を入力波とした場合が他の 6 波を入力波とした場合に比べ比較的大きな変位が連続していることから、制御棒と燃料集合体の接触による挿入抵抗が他の地震動に比べて大きくなったためと考えられる。なお、CR-IN の入力波は加速度時刻歴波形を振幅方向に係数倍している関係上、燃料集合体相対変位 60 mm 以外の変位に対しても最も制御棒挿入時間が遅くなる地震動は $S_s - F 1$ となる。

そこで、燃料集合体相対変位 60mm における制御棒挿入時間が最も遅かった $S_s - F 1$ について、60mm 以外の燃料集合体相対変位での制御棒挿入性解析を実施し、制御棒挿入性試験及び $S_s - D 2$ の結果との比較を実施した。比較結果を別紙 3 図 6 に示す。別紙 3 図 6 のとおり、 $S_s - F 1$ の制御棒挿入時間は $S_s - D 2$ に比べて遅くなっているもののその差は軽微であり、確認済相対変位 60mm において、正弦波を用いた制御棒挿入性試験の制御棒挿入時間に比べて十分に早い結果となっていることから、制御棒挿入性試験は保守的であることを確認した。

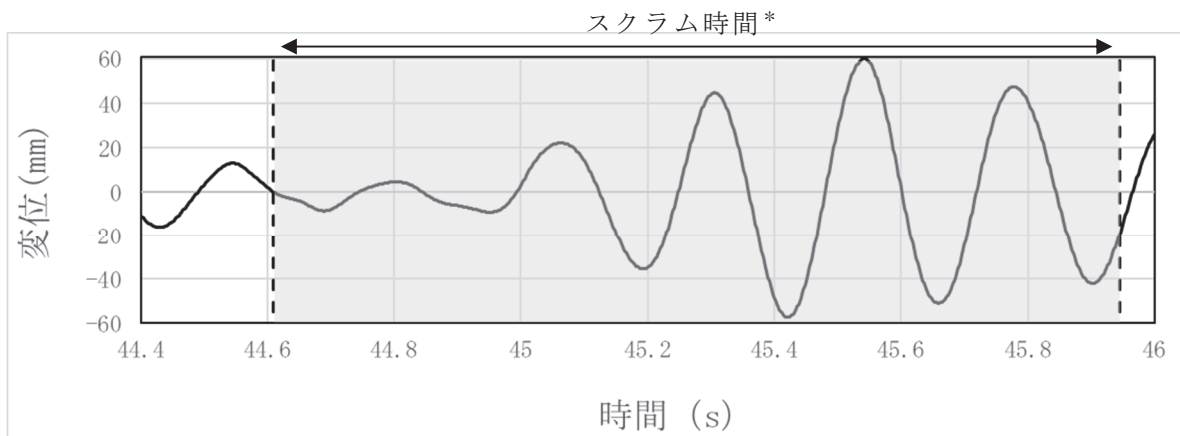
別紙 3 表 4 基準地震動 7 波に対する制御棒挿入性解析結果

入力波	制御棒挿入時間 (s) (燃料集合体相対変位 60mm)	S s - D 2 に対する 挿入時間比率*
S s - D 1	1.355	0.99
S s - D 2	1.348	—
S s - D 3	1.331	0.99
S s - F 1	1.362	<u>1.01</u>
S s - F 2	1.324	0.98
S s - F 3	1.293	0.96
S s - N 1	1.309	0.97
(参考) 75%ストローク スクラム規定値	1.62	—

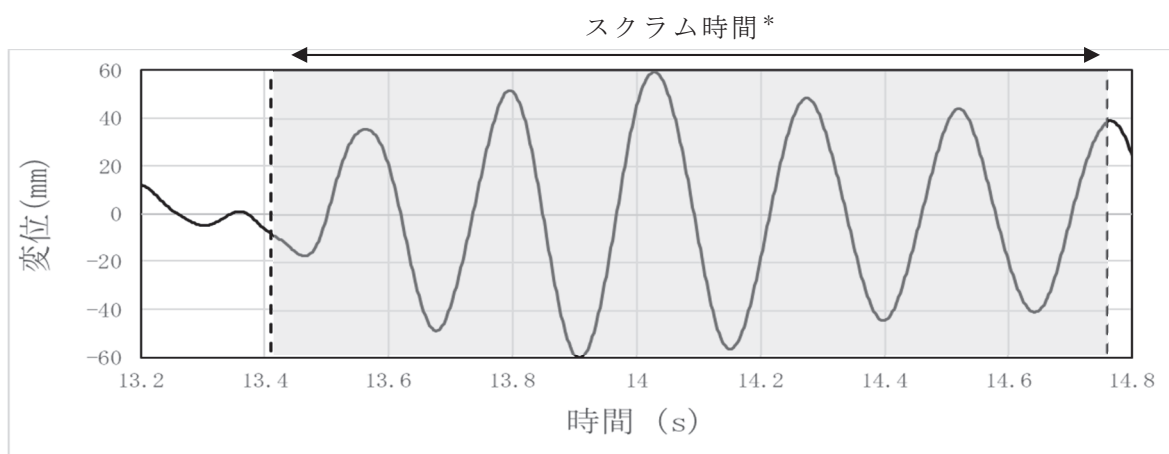
注記* : 各地震波での挿入時間 / S s - D 2 での挿入時間



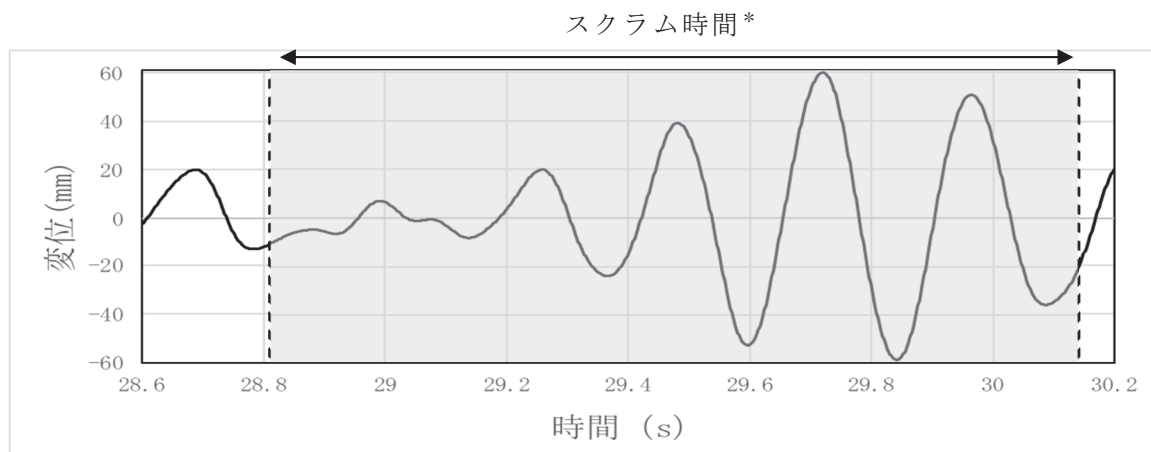
別紙 3 図 4 S s - D 2 以外の基準地震動に対する制御棒挿入性解析結果



(S s - D 1)



(S s - D 2)

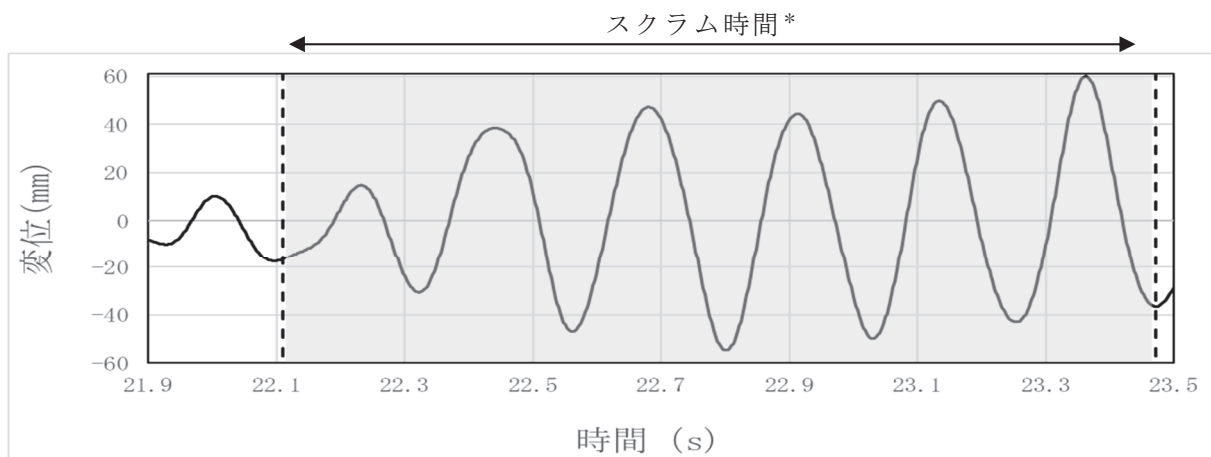


(S s - D 3)

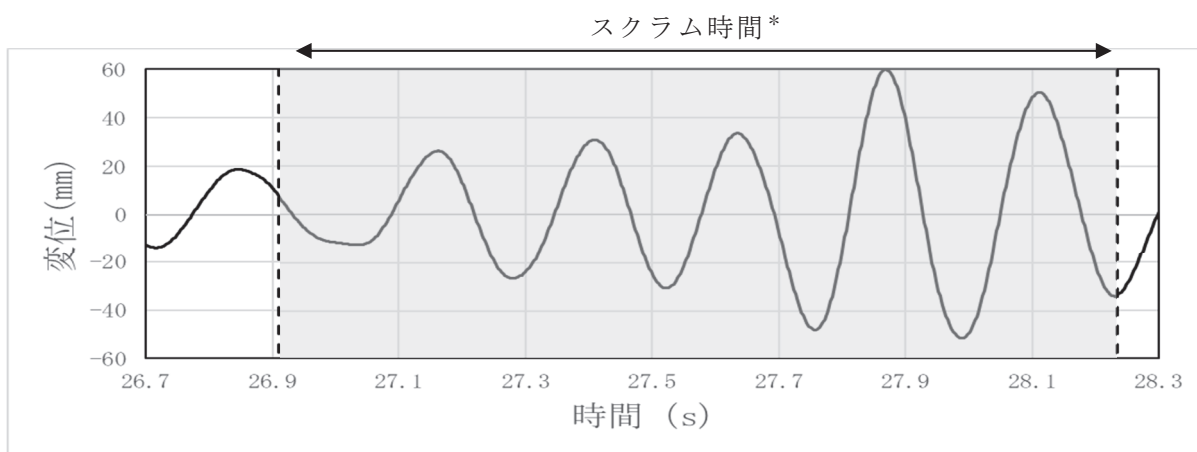
注：燃料集合体相対変位を 60 mm に設定した際の変位時刻歴

注記*：燃料集合体相対変位が最大となる時間帯を考慮して最も挿入時間が長くなる
タイミングをスクラム開始時刻とした

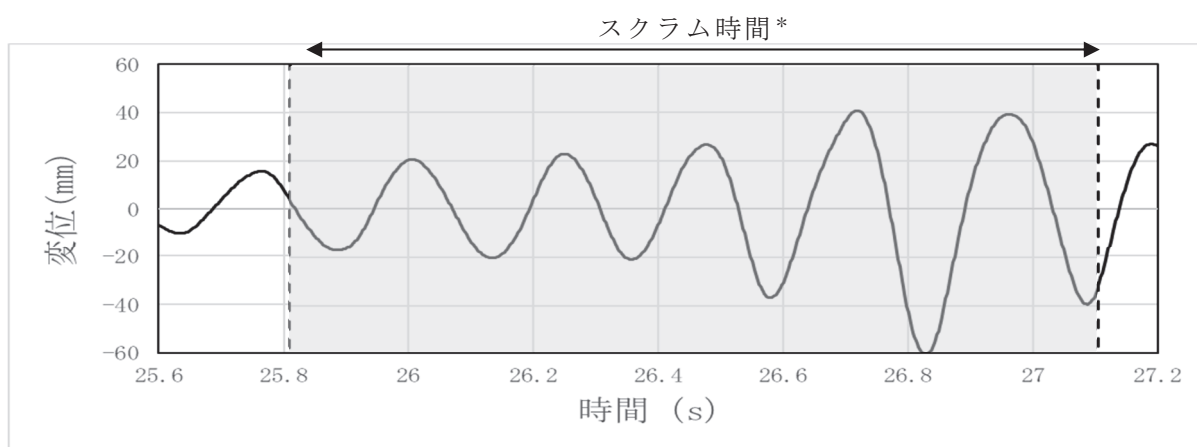
別紙 3 図 5 各基準地震動の変位時刻歴 (1/3)
(地震応答解析による燃料集合中央部での変位時刻歴)



(S s - F 1)



(S s - F 2)

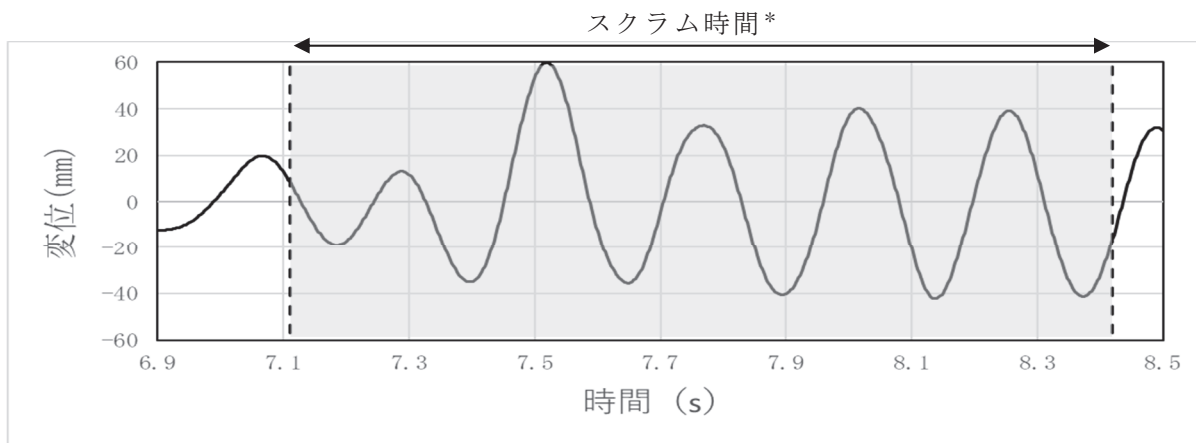


(S s - F 3)

注：燃料集合体相対変位を 60 mm に設定した際の変位時刻歴

注記*：燃料集合体相対変位が最大となる時間帯を考慮して最も挿入時間が長くなるタイミングをスクラム開始時刻とした

別紙 3 図 5 各基準地震動に対する最大相対変位発生時刻近傍の変位時刻歴 (2/3)
(地震応答解析による燃料集合中央部での変位時刻歴)

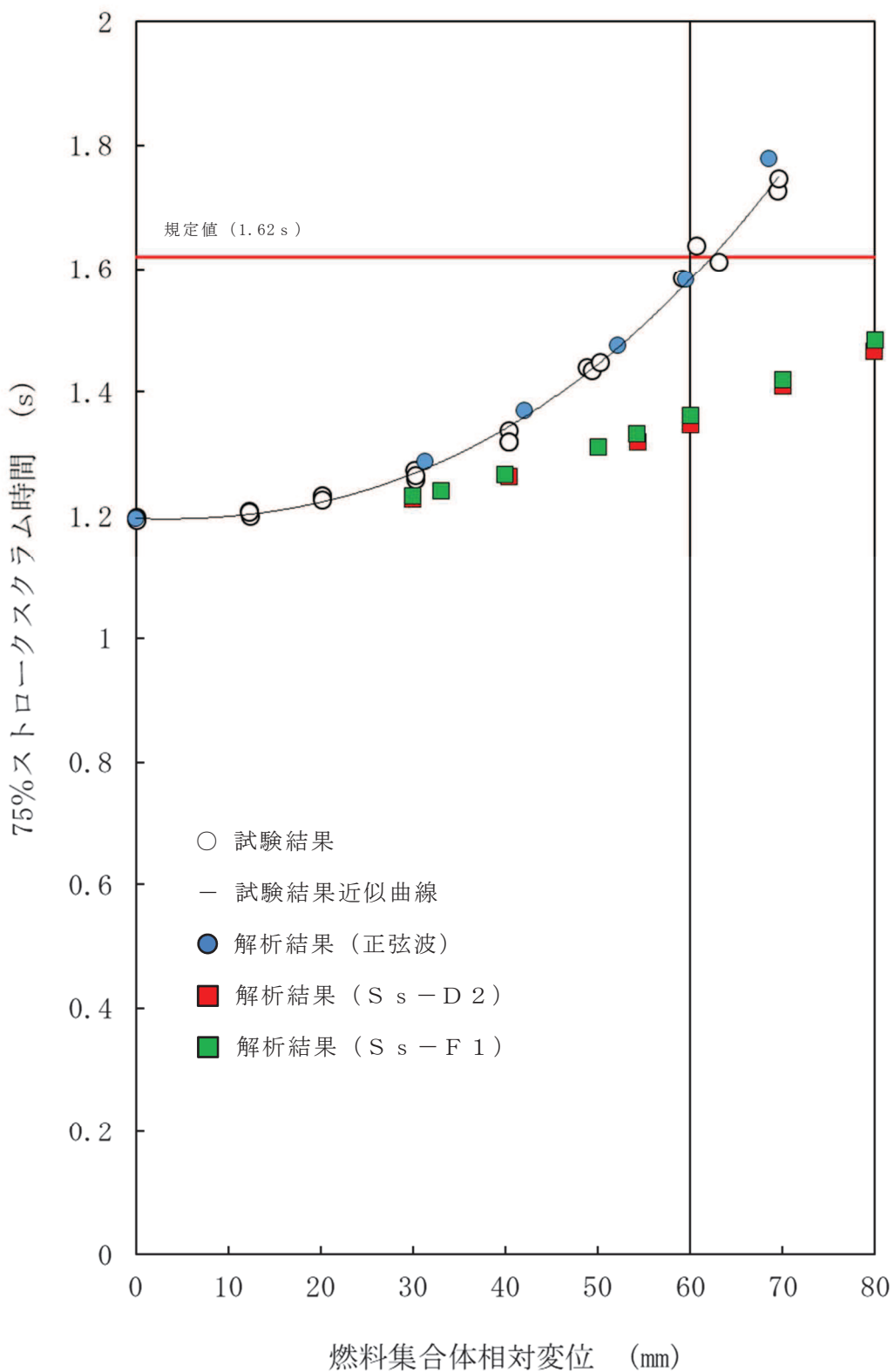


(S s - N 1)

注：燃料集合体相対変位を 60 mm に設定した際の変位時刻歴

注記*：燃料集合体相対変位が最大となる時間帯を考慮して最も挿入時間が長くなる
タイミングをスクラム開始時刻とした

別紙 3 図 5 各基準地震動に対する最大相対変位発生時刻近傍の変位時刻歴 (3/3)
(地震応答解析による燃料集合中央部での変位時刻歴)



別紙 3 図 6 挿入性曲線の比較

2.2 制御棒挿入性評価に用いる係数倍率

炉内構造物系地震応答解析モデルは炉内構造物全体に対して実機条件を模擬したモデルであり、CR-IN は燃料集合体及び制御棒に対して制御棒挿入性試験条件を模擬したモデルである。炉内構造物系地震応答解析モデルは別紙 3 図 1 に示すように、建物及び原子炉圧力容器等の大型構造物がモデル化されており、燃料集合体と周辺の構造物との相互作用を踏まえた地震応答を算出しているものである。一方、CR-IN は燃料集合体と制御棒の相互作用のみを考慮して計算しているものであるため、解析モデルとして大きな相違がある。そのため、炉内構造物系地震応答解析モデルの応答をそのまま CR-IN にインプットしても同じアウトプット（燃料集合体相対変位）とはならない。

以上を踏まえて、今回工認の CR-IN における水平方向入力については、CR-IN における燃料集合体相対変位が目標値となるように、地震応答解析から得られる加速度時刻歴を係数倍した上で CR-IN への水平方向入力波とした。CR-IN における燃料集合体相対変位の目標値に対する係数倍率を別紙 3 表 5 にまとめる。

別紙 3 表 5 で整理した係数倍率(B)は、炉内構造物系地震応答解析から得られる 1 種類の加速度時刻歴を用いて、燃料集合体相対変位を 30mm から 80mm までに調整するために適用した係数倍率であり、燃料集合体相対変位を大きくするにつれて係数倍率は大きくなっている。一方、炉内構造物系地震応答解析モデルと CR-IN のモデルの違いに起因する係数倍率を比較するため、入力として適用している地震応答解析結果の燃料集合体相対変位 (54.2mm) に最も近似している 54.3mm を基準に正規化した係数倍率を(C)として整理した。正規化した係数倍率(C)の結果から、モデルの違いに起因する係数倍率は 2.0 倍～2.4 倍程度であるものと考えられる。

別紙 3 表 5 CR-IN における燃料集合体相対変位の目標値に対する係数倍率

CR-IN における燃料集合体 相対変位の目標値 (mm) (A)	係数倍率 (B)	正規化した係数倍率 (C) = (B) × 54.3 / (A)
30.0	1.15	2.08
40.4	1.65	2.22
54.3	2.35	2.35
60.0	2.63	2.38
70.0	3.10	2.40
80.0	3.50	2.38

注：炉内構造物系地震応答解析における燃料集合体相対変位が 54.2 mm となる条件 (S s — D2, EW 方向) の燃料集合体下端位置の加速度時刻歴波形を、CR-IN の燃料集合体振動方程式へ入力する。その際、CR-IN における燃料集合体相対変位が目標値となるように加速度時刻歴波形の係数倍を実施。

2.2.1 係数倍が必要となる理由の検討

係数倍が必要となる理由について以下に考察を示す。

炉内構造物系地震応答解析及び CR-IN のモデルの諸元を別紙 3 表 6 に示す。

別紙 3 表 6 炉内構造物系地震応答解析モデルと CR-IN のモデルの諸元

	炉内構造物系 地震応答解析モデル	CR-IN
解析モデルの範囲	原子炉建屋及び炉内構造物全体を模擬した多質点モデル	燃料集合体及び制御棒を模擬した <input type="text"/> モデル。燃料集合体の変位による制御棒との接触抗力を制御棒挿入方程式に組込んで挿入時間を解析
解析条件 (温度)	定格運転状態 (289℃)	制御棒挿入性試験状態 (20℃) ※荷重変位特性は高温模擬
燃料集合体 水平方向固有振動数	4.35Hz ^{*1}	<input type="text"/> Hz ^{*2} (試験結果より算出)
減衰率	7.0% (JEAG4601)	<input type="text"/> % (試験結果より算出)

注記*1: 地震応答解析における固有値解析より得られる値。制御棒無挿入状態における燃料集合体の水平方向固有振動数

*2: 制御棒挿入性試験より得られる値。制御棒無挿入状態における燃料集合体の水平方向固有振動数 (別紙 1 2.2 項参照)

別紙 3 表 6 に示すとおり、炉内構造物系地震応答解析モデルと CR-IN のモデルの違いは大別すると以下の 2 点が挙げられる。

- ▶ 燃料集合体の固有振動数及び減衰率の差異
- ▶ 燃料集合体への入力加速度の差異

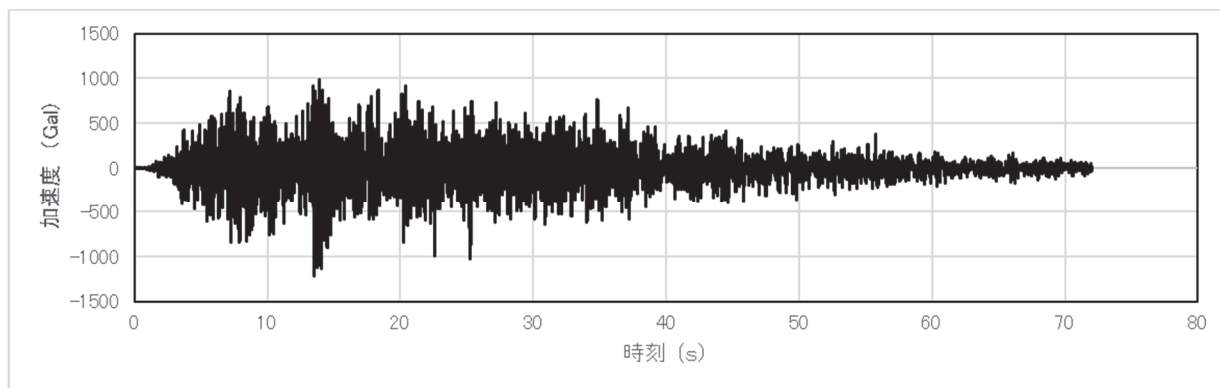
上記 2 項目の差異に着目し、炉内構造物系地震応答解析モデルと CR-IN のモデルとで燃料集合体相対変位が異なる理由を検討する。

(1) 燃料集合体の固有振動数及び減衰率の差異

最初に固有振動数及び減衰率の差異が燃料集合体相対変位の差異に及ぼす影響について床応答スペクトルを用いて検討する。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

燃料集合体下端位置となる炉心支持板での加速度時刻歴を別紙 3 図 7 に示す。

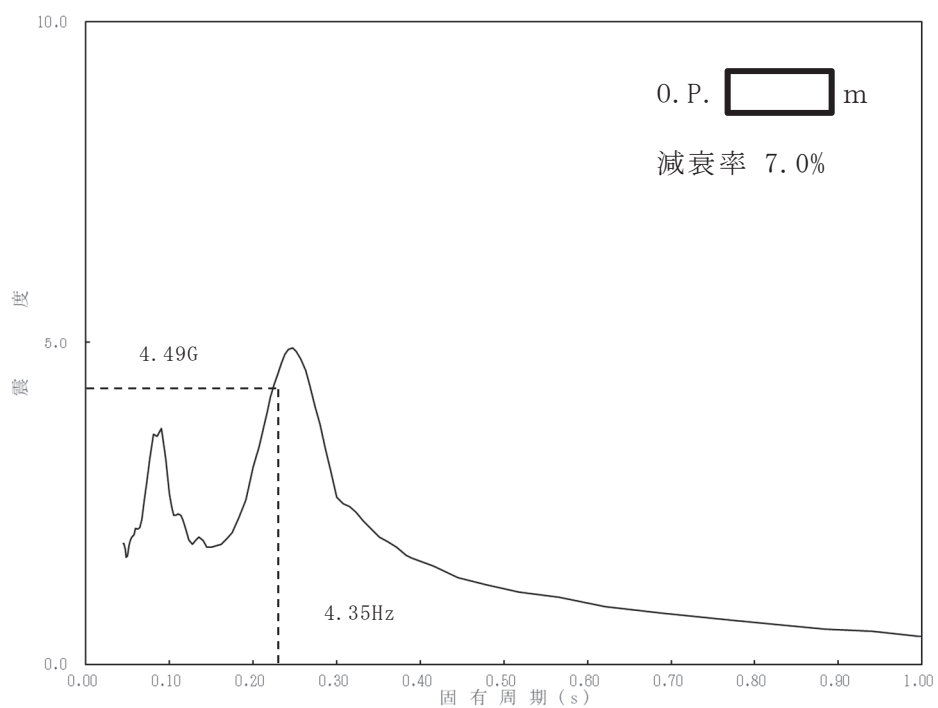


別紙 3 図 7 炉心支持板での加速度時刻歴

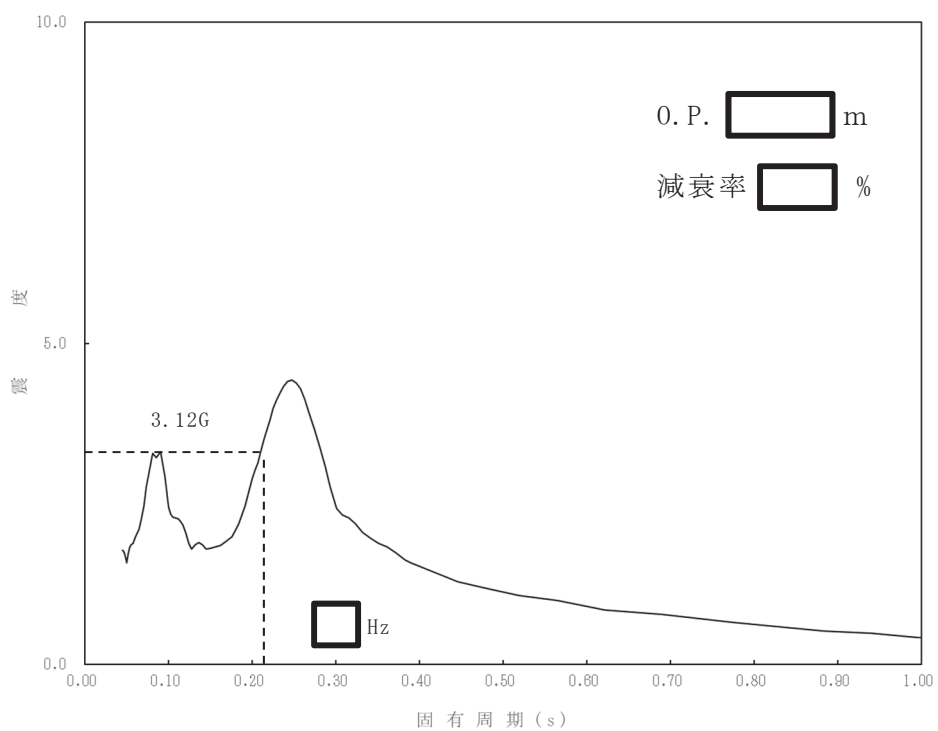
別紙 3 表 6 の通り，炉内構造物系地震応答解析モデルにおいては，燃料集合体の減衰率 7%，固有振動数 4.35Hz と設定しており，CR-IN のモデルにおいては燃料集合体の減衰率 %，共振振動数 Hz と設定しているため，それぞれの条件における応答倍率の違いについて，床応答スペクトルを用いて確認する。

炉内構造物系地震応答解析モデルの燃料集合体の条件として減衰率 7% に設定して作成した床応答スペクトルを別紙 3 図 8 に，CR-IN のモデルの燃料集合体の条件として減衰率 % に設定して作成した床応答スペクトルを別紙 3 図 9 に示す。

炉内構造物系地震応答解析モデルの燃料集合体の条件（別紙 3 図 8 における固有振動数 4.35Hz）の震度は 4.49G，CR-IN のモデルの燃料集合体の条件（別紙 3 図 9 における固有振動数 Hz）の震度は 3.12G であり，炉内構造物系地震応答解析モデルの方が大きく，CR-IN のモデルに対する炉内構造物系地震応答解析モデルの燃料集合体の応答倍率は 1.44 倍となる。



別紙 3 図 8 炉内構造物系地震応答解析モデル条件の床応答スペクトル



別紙 3 図 9 CR-IN 条件の床応答スペクトル

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

また、別紙 3 図 8 及び別紙 3 図 9 の結果から、変位応答倍率の比を評価する。加速度を a 、変位を x 、固有振動数を f とすると、変位 x は下式で表される。

$$x = \frac{a}{(2\pi f)^2}$$

炉内構造物系地震応答解析モデル条件の加速度（震度）は燃料集合体の固有振動数 4.35Hz で 4.49G、CR-IN 条件の加速度（震度）は燃料集合体の固有振動数 Hz で 3.12G であるため、上式にこれら数値を入力して変位応答倍率の比を評価すると、別紙 3 表 7 のとおり 1.75 となる。

別紙 3 表 7 炉内構造物系地震応答解析及び CR-IN の変位応答倍率の比

	炉内構造物系地震応答解析	CR-IN
加速度 a	4.49	3.12
燃料集合体固有振動数 f	4.35	<input type="text"/>
変位 x	6.01×10^{-3} (A)	3.43×10^{-3} (B)
変位応答倍率の比 (A/B)	1.75	

(2) 燃料集合体への入力加速度の差異

別紙 3 図 1 に示すとおり、炉内構造物系地震応答解析モデルにおいて、燃料集合体は質点 54 及び 55 で支持されておりこの質点はそれぞれ炉心支持板（質点 54）と上部格子板（質点 55）との支持点となっている。したがって、燃料集合体へ入力される地震時の加速度はこの 2 点から同時に入力されることとなる。

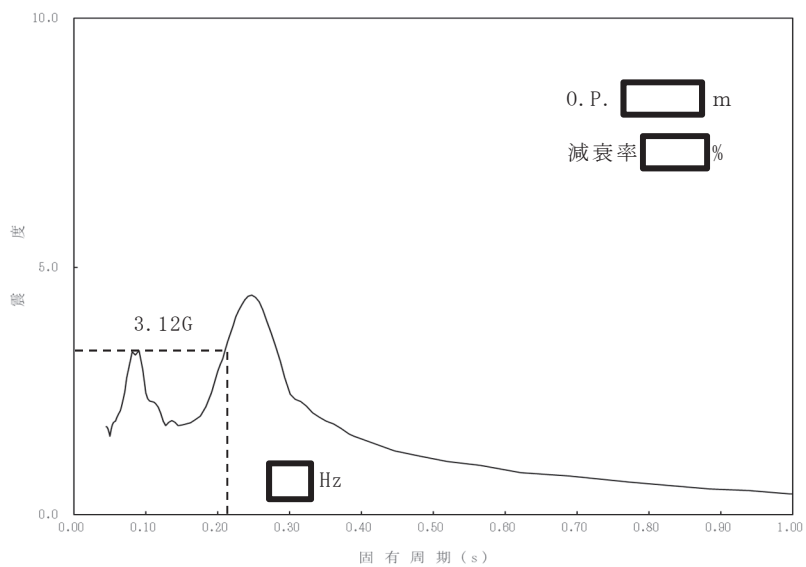
一方、CR-IN において今回実施した S s - D 2 に対する応答解析は、炉内構造物系地震応答解析モデルの炉心支持板（質点 54）における時刻歴応答加速度のみを適用して、これを係数倍することで燃料集合体相対変位が 54.2mm となるように調整したものである。

以上のように、炉内構造物系地震応答解析では 2 点入力になっているものを、CR-IN では系全体に 1 つの質点の地震応答を入力しているため、燃料集合体の応答に差異が発生したものと考えられる。

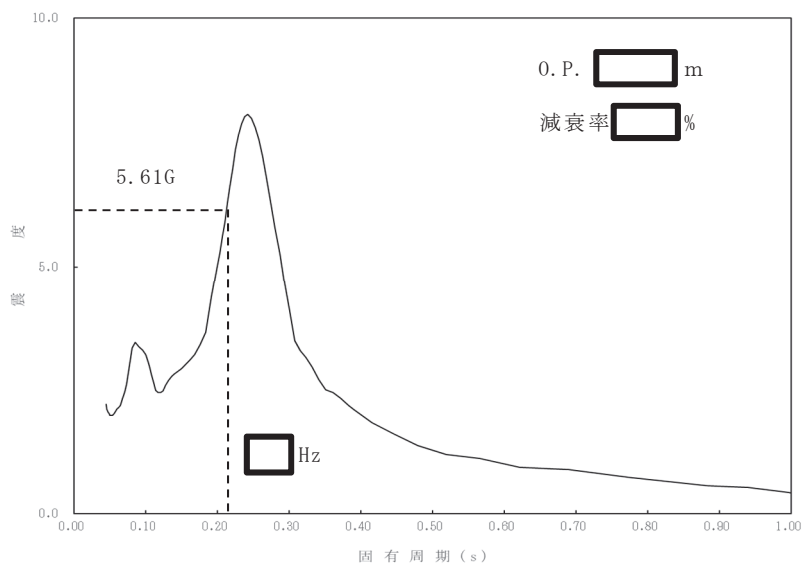
そこで、質点 54 と質点 55 の地震応答加速度の違いが燃料集合体に及ぼす差異を確認するため、それぞれの条件における応答倍率の違いについて、床応答スペクトルを用いて確認する。

質点 54 の応答を用いて減衰率 % に設定して作成した床応答スペクトルを別紙 3 図 10 に、質点 55 の応答を用いて減衰率 % に設定して作成した床応答スペクトルを別紙 3 図 11 に示す。CR-IN 条件の燃料集合体の固有振動数 Hz における震度は、質点 54 では 3.12G、質点 55 では 5.61G となる。

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



別紙 3 図 10 質点 54 の応答を用いて作成した床応答スペクトル



別紙 3 図 11 質点 55 の応答を用いて作成した床応答スペクトル

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

燃料集合体は 2 点支持で炉心支持板（質点 54）及び上部格子板（質点 55）から地震応答が入力されており，燃料集合体はこの 2 点の応答を合成した入力による振動が発生していると考えられるため，この 2 点の平均値に対して比較検討することとした。その結果，別紙 3 表 8 表に示すとおり炉心支持板（質点 54）の震度と上部格子板（質点 55）の震度の平均値は 4.37G で，質点 54 に対し 1.40 の応答倍率が必要となる。

別紙 3 表 8 質点 54 に対する質点 54 及び質点 55 の平均値の応答倍率の比

炉心支持板（質点 54）(A)	3.12G
上部格子板（質点 55）(B)	5.61G
(A) 及び (B) の平均値 (C)	4.37G
応答倍率の比 (A)/(C)	1.40

(3) 係数倍が必要となる理由の検討結果

炉内構造物系地震応答解析における燃料集合体相対変位が 54.2 mm となる条件の燃料集合体下端位置の加速度時刻歴波形を用いて，CR-IN で同様の燃料集合体相対変位を発生するためには，炉内構造物系地震応答解析から得られる加速度時刻歴に対し 2.35 の係数倍率が必要となる（別紙 3 表 5 参照）。その理由を検討するため，燃料集合体の固有振動数及び減衰率の差異並びに燃料集合体への入力加速度の差異について検討した。

その結果，燃料集合体の固有振動数及び減衰率の差異から生じる応答倍率は(1)項での検討のとおり 1.75 倍，燃料集合体への入力加速度の差異から生じる応答倍率は(2)項での検討のとおり 1.40 倍となることから，これらの応答倍率を掛け合わせると 2.45 で 2.35 と同程度となることを確認した。

よって，係数倍が必要となる理由は，燃料集合体の固有振動数及び減衰率の差異並びに燃料集合体への入力加速度の差異によるものと考えられる。

2.3 鉛直方向加速度に対する CR-IN の鉛直方向入力波

鉛直方向加速度に対する CR-IN の鉛直方向入力波は正弦波を用いた。正弦波の固有振動数は水平方向の固有振動数と同様 Hz，振幅は炉内構造物系地震応答解析モデルの質点 64*（制御棒案内管上端位置）の設計条件における最大加速度を 1.2 倍した値とし，CR-IN の燃料集合体振動方程式へ入力している。なお，加速度を 1.2 倍しているのは，鉛直方向加速度の影響を保守的に検討するためである。

注記*：炉内構造物系地震応答解析モデルについては本文図 3-2，図 3-3 及び図 3-4 参照

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

制御棒挿入性解析に係る女川原子力発電所第 1 号機工認実績との比較

1. はじめに

女川原子力発電所第 2 号機の制御棒挿入性解析においては、女川原子力発電所第 1 号機での工認実績のある計算機プログラム CR-IN を用いている。

本資料は、制御棒挿入性解析に係る女川原子力発電所第 1 号機における評価内容を整理するとともに、今回工認との比較を行ったものである。

2. 制御棒挿入性解析に係る女川原子力発電所第 1 号機工認実績と今回工認との比較

(1) 女川原子力発電所第 1 号機における評価内容

女川原子力発電所第 1 号機では、制御棒挿入性試験のチャンネルボックス板厚 (2.03 mm) と実機チャンネルボックスの板厚 (2.54 mm) との差異の影響を確認する目的で CR-IN を用いた制御棒挿入性解析を実施し、チャンネルボックスの板厚の差異によるスクラム時間を評価した。別紙 4 図 1 及び別紙 4 図 2 に女川原子力発電所第 1 号機における CR-IN による制御棒挿入性評価結果を示す。

(2) 今回工認との比較

制御棒挿入性解析に係る女川原子力発電所第 1 号機工認実績と今回工認の評価内容の比較を別紙 4 表 1 に示す。女川原子力発電所第 1 号機も今回工認と同様、制御棒挿入性試験と実機条件との差異に対し影響検討を実施している目的で CR-IN が使用されている。

別紙 4 表 1 制御棒挿入性解析 (CR-IN) に係る評価内容の比較

項目	女川原子力発電所第 1 号機	女川原子力発電所第 2 号機
評価目的	制御棒挿入性評価にあたり，制御棒挿入性試験のチャンネルボックス板厚 (2.03 mm) と実機チャンネルボックスの板厚 (2.54 mm) との差異の影響を確認するため	<ul style="list-style-type: none"> ・制御棒挿入性評価にあたり，制御棒挿入性試験の入力波としての正弦波と実機における入力波となる地震波との差異の影響を確認するため ・制御棒挿入性評価にあたり，入力波の入力条件として水平方向と水平方向+鉛直方向との差異の影響を確認するため
評価方法	CR-IN を用いて，解析条件 (チャンネルボックス板厚) を変えた制御棒挿入性解析を実施	CR-IN を用いて，解析条件 (入力波，入力条件) を変えた制御棒挿入性解析を実施
評価結果	チャンネルボックスの板厚の差異によってスクラム時間に有意な差がないことを確認	<ul style="list-style-type: none"> ・入力波の差異によってスクラム時間に差があり，制御棒挿入性試験の入力波を正弦波とすることが保守的であることを確認 ・入力波の入力条件の差異によってスクラム時間に有意な差がないことを確認

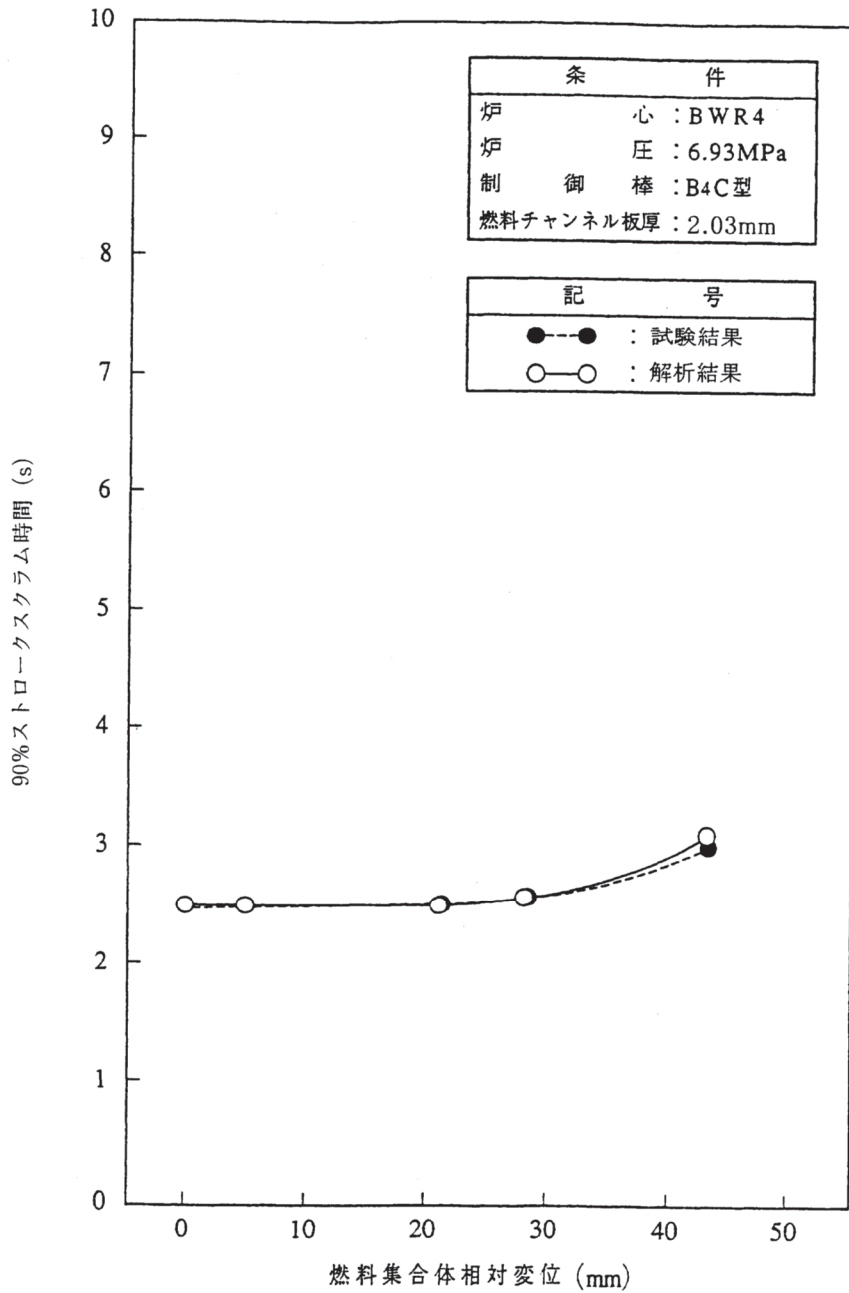


図 4 - 2 制御棒挿入時間における解析結果と試験結果の比較

別紙 4 図 1 女川原子力発電所第 1 号機工認実績*
(再現解析結果)

注記* : 6 資庁第 14412 号 平成 7 年 1 月 12 日認可 高燃焼度 8×8 燃料工認 IV-
3 「燃料集合体の耐震性についての計算書」抜粋

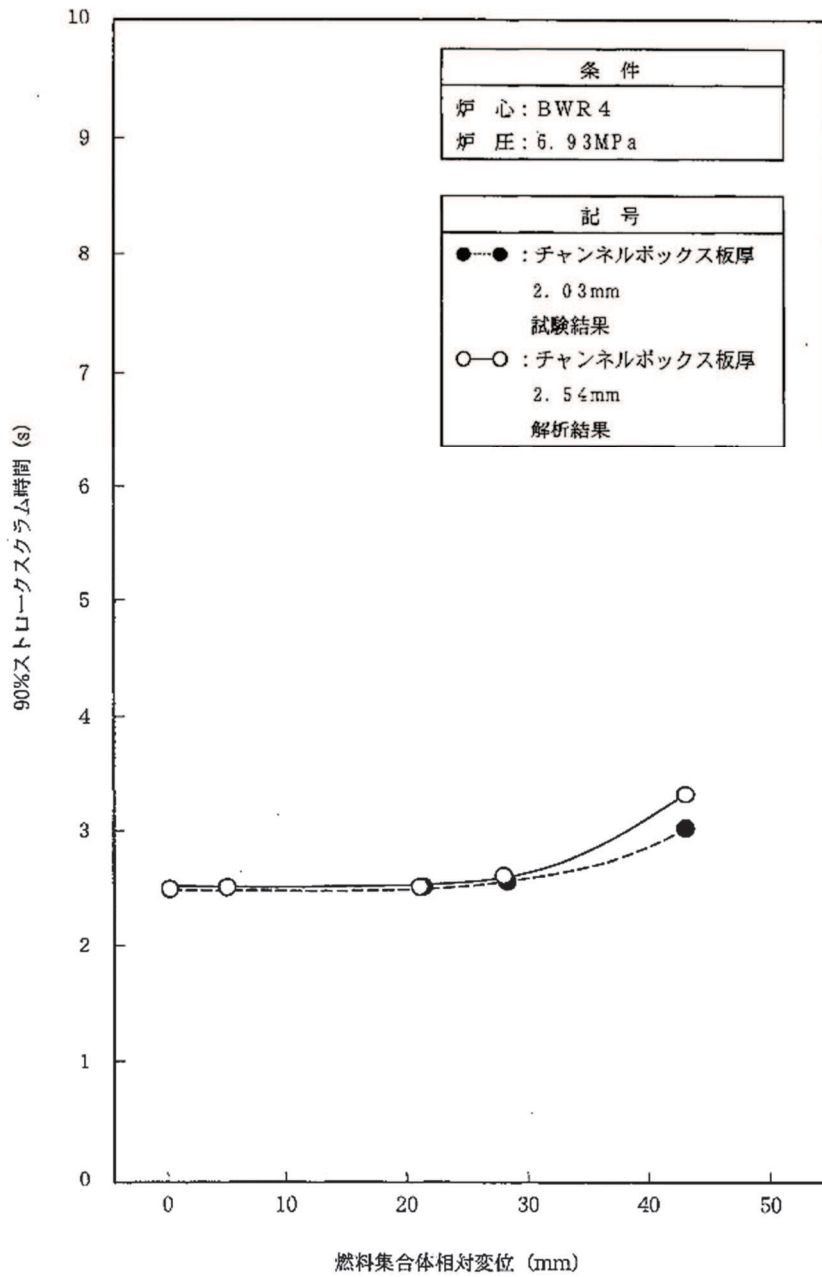


図4-1 燃料集合体相対変位のスクラム時間に及ぼすチャンネルボックス板厚の影響
(ボロンカーバイド型制御棒の試験結果と解析結果の比較)

別紙 4 図 2 女川原子力発電所第 1 号機工認実績*
(解析による影響確認結果)

注記* : 6 資庁第 14412 号 平成 7 年 1 月 12 日認可 高燃焼度 8×8 燃料工認 IV-3 「燃料集合体の耐震性についての計算書」抜粋

制御棒挿入性解析に係る既往知見との比較

1. はじめに

制御棒挿入性解析は制御棒挿入性評価に用いられており、既往知見でも使用されている。

本資料は、既往知見の内、「06 基構報-0014 平成 17 年度 原子力施設等の耐震性評価技術に関する試験及び調査 機器耐力その 2 (BWR 制御棒挿入性)に係る報告書」(以下「JNES 知見」という。)及び「原子力発電施設 信頼性実証試験の現状」(以下「NUPEC 知見」という。)で用いられた制御棒挿入性解析と今回工認の評価に用いた CR-IN との比較を行ったものである。

2. JNES 知見との比較

今回工認に用いた CR-IN と JNES 知見の制御棒挿入性解析との比較を別紙 5 表 1 及び別紙 5 図 1 に示す。

3. NUPEC 知見との比較

今回工認に用いた CR-IN と NUPEC 知見の制御棒挿入性解析との比較を別紙 5 表 2 に示す。また、NUPEC 知見の評価結果について、別紙 5 図 2 に示す。

4. 比較結果

NUPEC 知見、JNES 知見共に、制御棒挿入性解析に係るパラメータの詳細内容が公開されていないため、CR-IN における各パラメータの比較を行うことはできないが、いずれの知見も制御棒挿入性試験の結果とシミュレーション解析の結果を比較することで、解析の妥当性を確認しており妥当性の検証方法は女川原子力発電所第 2 号機の今回工認における検証方法と同じであることを確認した。なお、NUPEC 知見には制御棒挿入性解析内容に関する詳細な記載はなかったものの、報告書に記載された図等により CR-IN と同等の解析を実施していると推測した。

今回工認における CR-IN のパラメータ設定は、別紙 2 に記載のとおり、制御棒挿入性試験の条件を踏まえて理論値や試験結果から設定をしているものであり、試験結果と解析結果の整合性を踏まえて十分に妥当であるものとする。

別紙 5 表 1 CR-IN と JNES 知見の制御棒挿入性解析の比較

項目	CR-IN	JNES 知見
プログラム名称	CR-IN ver. 2.0	－（報告書に記載無し）
開発機関	東芝エネルギーシステムズ株式会社	－（報告書に記載無し）
使用目的	地震波及び鉛直地震動を考慮したスクラム時間を算出し、制御棒挿入性試験の保守性を定量的に評価する。	制御棒挿入性試験とシミュレーション解析を組合せて機器耐力を評価し、耐力データベース整備を行う。
スクラム時間の計算方法	制御棒と燃料集合体のたわみをはりでモデル化した を用い、制御棒と燃料集合体の接触反力を時刻歴で計算する。接触反力に摩擦係数を乗じて制御棒挿入時の抵抗力とし、水圧駆動の制御棒挿入運動方程式と燃料集合体振動方程式を連立させ、制御棒の挿入時間を計算する。	制御棒、燃料集合体、制御棒案内管、燃料支持金具をはり・質点でモデル化し、制御棒駆動機構の挿入力、自重、流体抵抗力及び浮力を制御棒に作用させることで制御棒挿入挙動を模擬する。燃料集合体と制御棒の表面を定義して求めた接触反力に摩擦係数を乗じて制御棒挿入時の抵抗力とする。
制御棒型式	ボロンカーバイド型	ハフニウムフラットチューブ型
制御棒駆動機構型式	高速型	同左
加振波	地震波	同左
燃料集合体相対変位	0～80mm	0～100mm
制御棒挿入性試験結果との同定方法	燃料集合体と制御棒の摩擦係数により同定	同左
燃料集合体と制御棒の摩擦係数	0.182*	燃料集合体相対変位 40mm 以下：0.16 燃料集合体変位 40～60mm：0.4 燃料集合体相対変位 60mm 以上：0.45
鉛直地震動の影響考慮	有り	同左
出典	VI-2-6-2-1 制御棒の耐震性についての計算書	06 基構報-0014 平成 17 年度 原子力施設等の耐震性評価技術に関する試験及び調査 機器耐力その 2（BWR 制御棒挿入性）に係る報告書 独立行政法人 原子力安全基盤機構

注記*：全ての燃料集合体相対変位に対し摩擦係数を一律に設定

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

<p>女川2号機と既往知見の比較結果に対する考察 (女川2号機と既往知見の違い) 有り：塗りつぶし有り， 無し：塗りつぶし無し)</p>	<p>試験条件と実機条件との比較 (女川2号機と既往知見の違い) 有り：塗りつぶし有り， 無し：塗りつぶし無し)</p>	<p>実機条件</p>	<p>CR-IN 女川2号機)</p>
<p>○ゼロスクラムにおける制御棒挿入時間 ⇒女川2号機と既往知見で同様の結果である。いずれの結果も、試験条件と実機条件の温度の違いにより水の密度が低下し挿入抗力が低下したためと考えられる。 ●燃料集合体相対変位 80mm における制御棒挿入時間及び制御棒挿入時間の遅れ ⇒女川2号機と既往知見で異なる結果がある。既往知見の制御棒挿入性解析に係る詳細内容が公開されていないため詳細な分析を行うことはできないが、以下の違いによるものと推定される。</p>	<p>○ゼロスクラムにおける制御棒挿入時間は、試験条件に比べ実機条件の方が早い。 ●燃料集合体相対変位 80mm における制御棒挿入時間は、試験条件に比べ実機条件の方が早い。 ●燃料集合体相対変位 0 mm と燃料集合体相対変位 80mm に対する制御棒挿入時間の時間遅れは、試験条件に比べ実機条件の方が小さい。</p>	<p>試験条件</p>	<p>JNES 知見 既往知見)</p>
<p>項目 違い プラント設計 (制御棒駆動システム) 詳細内容が公開されていない 解析プログラム 詳細内容が公開されていない 入力波 波形の異なる波を入力。スクラム開始時刻等詳細内容は非公開 チャレンジャーボックス設計 既往知見は試験条件及び実機条件で異なる種類の特性を入力。女川2号機は試験において高温機擬 既往知見はハフニウムフラットチタニウム型。女川2号機はボロンカーバイド型</p>	<p>○ゼロスクラムにおける制御棒挿入時間は、試験条件に比べ実機条件の方が早い。 ●燃料集合体相対変位 80mm における制御棒挿入時間は、試験条件に比べ実機条件の方が遅い。 ●燃料集合体相対変位 0 mm と燃料集合体相対変位 80mm に対する制御棒挿入時間の時間遅れは、試験条件に比べ実機条件の方が大きい。</p>	<p>既往知見</p>	<p>比較</p>

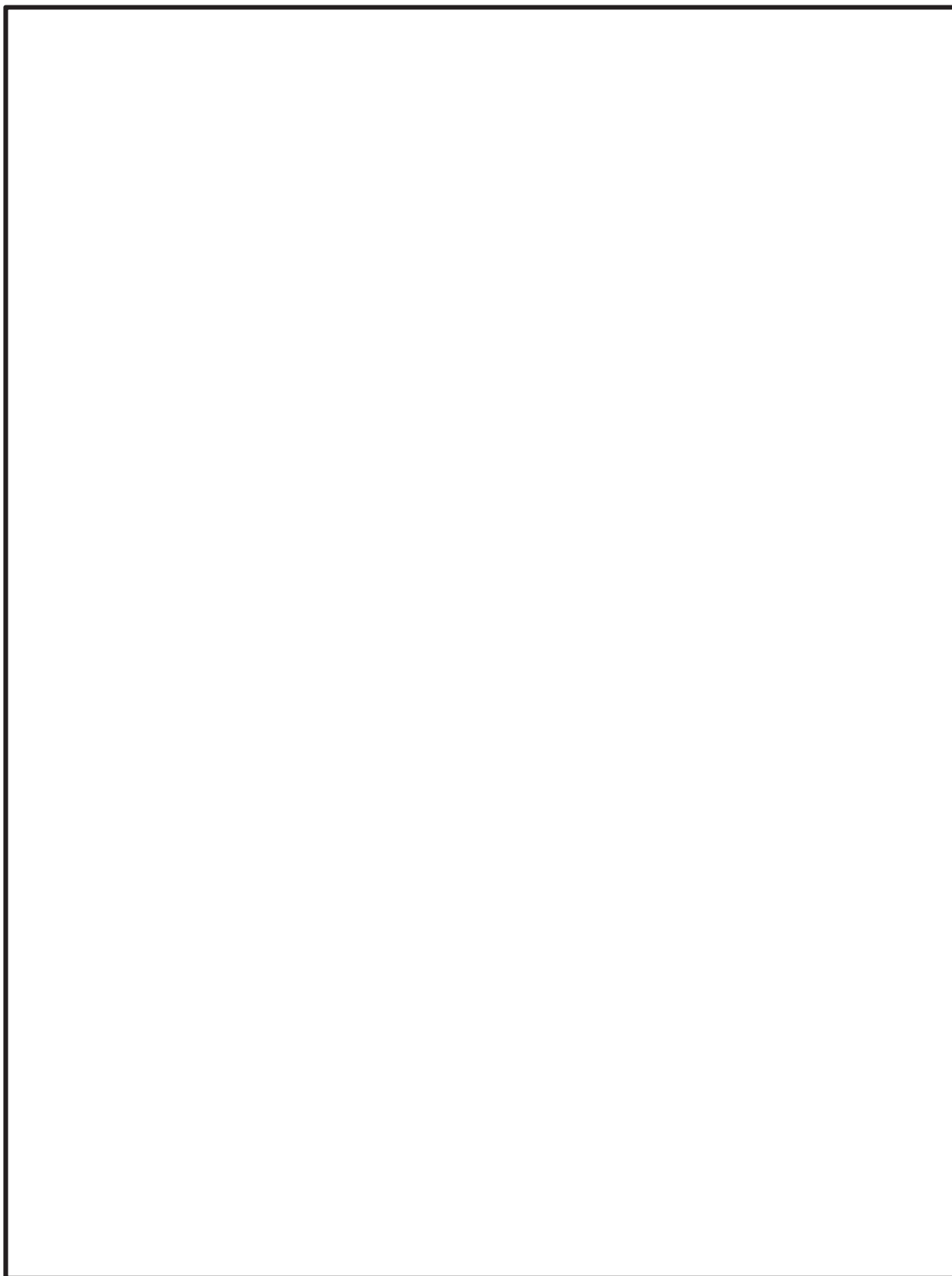
別紙 5 図 1 CR-IN と JNES 知見との制御棒挿入性解析結果の比較

別紙 5 表 2 CR-IN と NUPEC 知見の制御棒挿入性解析の比較

項目	CR-IN	NUPEC 知見
プログラム名称	CR-IN ver. 2.0	－（報告書に記載無し）
開発機関	東芝エネルギーシステムズ株式会社	－（報告書に記載無し）
使用目的	地震波及び鉛直地震動を考慮したスクラム時間を算出し、正弦波による挿入性試験の保守性を定量的に評価する。	地震波による制御棒挿入性試験結果に対し、シミュレーション解析手法の妥当性を評価する。
スクラム時間の計算方法	制御棒と燃料集合体のたわみをはりモデル化した「 」を用い、制御棒と燃料集合体の接触反力を時刻歴で計算する。接触反力に摩擦係数を乗じて制御棒挿入時の駆動抵抗とし、制御棒挿入の運動方程式と燃料集合体振動方程式を連立させ、制御棒の挿入時間を計算する。	－（報告書に記載無し）
制御棒型式	ボロンカーバイド型	同左
制御棒駆動機構型式	高速型	同左
加振波	地震波	同左
燃料集合体相対変位	0～80mm	0～38mm
制御棒挿入性試験結果との同定方法	燃料集合体と制御棒の摩擦係数により同定	－（報告書に記載無し）
燃料集合体と制御棒の摩擦係数	0.182*	－（報告書に記載無し）
鉛直地震動の影響考慮	有り	無し
出典	VI-2-6-2-1 制御棒の耐震性についての計算書	原子力発電施設 信頼性実証試験の現状 原子力工学試験センター* 昭和 63 年 報告書

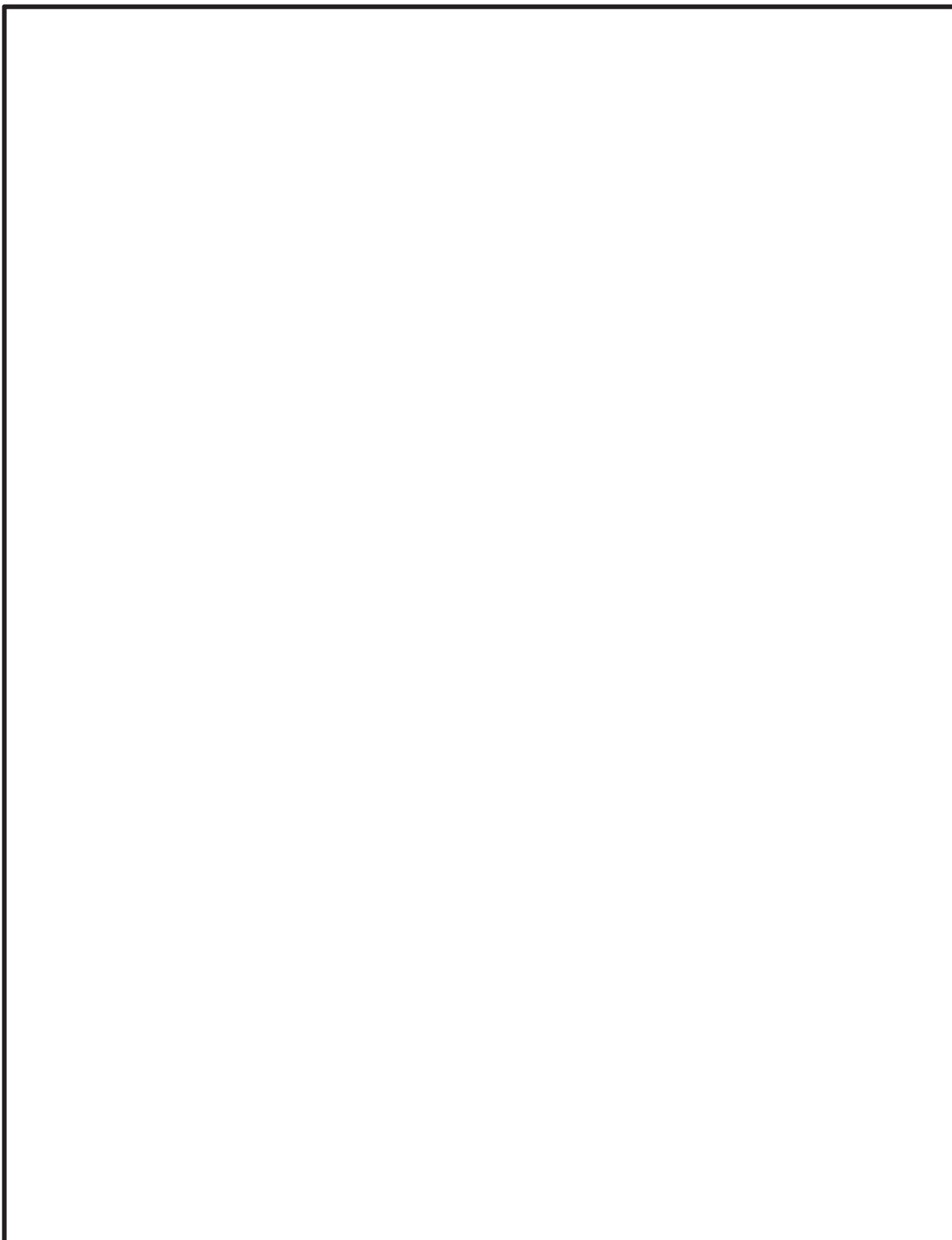
注記*：全ての燃料集合体相対変位に対し摩擦係数を一律に設定

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



注*：原子力発電施設信頼性実証試験の現状 原子力工学試験センター昭和 63 年報告書 抜粋

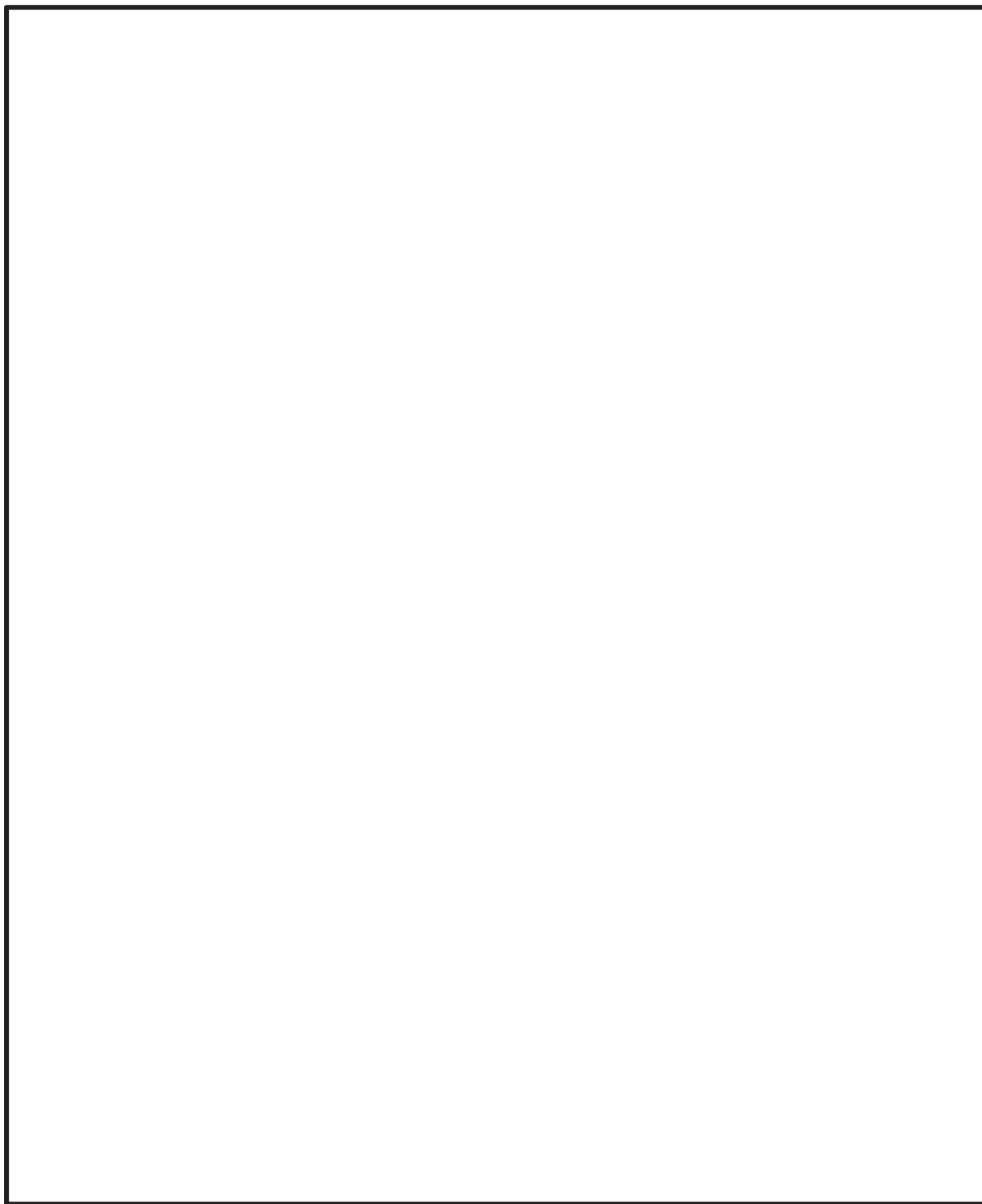
別紙 5 図 2 NUPEC 知見における制御棒挿入性解析の概要 (1/3)



注*：原子力発電施設信頼性実証試験の現状 原子力工学試験センター昭和 63 年報告書 抜粋

別紙 5 図 2 NUPEC 知見における制御棒挿入性解析の概要 (2/3)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。



注*：原子力発電施設信頼性実証試験の現状 原子力工学試験センター昭和 63 年報告書 抜粋

別紙 5 図 2 NUPEC 知見における制御棒挿入性解析の概要 (3/3)

枠囲みの内容は商業機密の観点から公開できません。

制御棒の挿入性評価に対する水平2方向の考慮方法

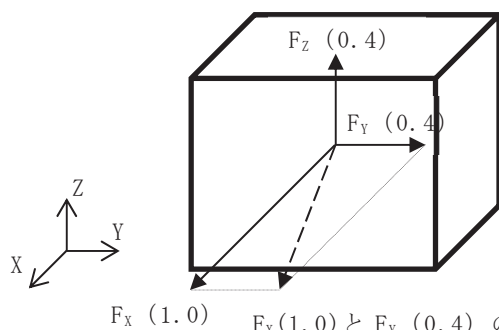
1. 概要

今回工認における基準地震動 S_s に対する燃料集合体の最大相対変位は 54.2mm であり、確認済相対変位の 60mm を下回っているので問題ないとの結論になっているが、これは水平1方向による相対変位によって評価している内容であり水平2方向の影響を確認する必要がある。

水平2方向に対する影響評価の詳細については、添付書類「VI-2-12-1 水平2方向及び鉛直方向地震力の組合せに関する影響評価結果」及び補足説明資料「補足-600-5 水平2方向及び鉛直方向の適切な組合せに関する検討について」に示すが、本資料では評価方法の概要と評価結果をまとめるものである。

2. 水平2方向の影響評価方法

制御棒の挿入性評価に対する水平2方向の影響評価については、既往の耐震評価においても適用実績のある組合せ係数法 (1.0 : 0.4 : 0.4) を用いて水平2方向を考慮した場合の燃料集合体相対変位を算出する方針とする。組合せ係数法の概念図を別紙6図1に示す。



○組合せ係数法とは、最大応答の非同時性を考慮して地震力を設定する方法。

ある軸に作用する地震力を 1.0 と設定して、残りの軸の地震力に係数 0.4 を考慮するもの。

$F_x : F_y : F_z = (1.0 : 0.4 : 0.4)$ として 3 方向の荷重を組み合わせる。

別紙6図1 組合せ係数法の概念図

3. 水平2方向の影響評価結果

制御棒の挿入性評価について、水平1方向に対する最大の燃料集合体相対変位と組合せ係数法を用いて水平2方向を考慮した燃料集合体相対変位の結果を別紙6表1に示す。水平2方向の相対変位は、水平方向での最大相対変位 54.2mm と、この最大相対変位 54.2mm に係数 0.4 を考慮して算出した値 21.7mm とをベクトル和により算出したものである。

別紙6表1に示すとおり、水平2方向を考慮した場合でも燃料集合体相対変位が確認済相対変位を下回ることを確認した。

別紙 6 表 1 制御棒挿入性評価における水平 2 方向の影響検討結果

評価項目	燃料集合体相対変位 (mm)		確認済相対変位 (mm)
	水平 1 方向	水平 2 方向	
制御棒挿入性	54.2	58.4	60.0

4. 組合せ係数法の適用性

制御棒挿入性評価に組合せ係数法を適用するにあたって、耐震設計の規格や他施設も含めた適用実績等を整理し組合せ係数法の適用性を以下にまとめる。

4.1 地震荷重の組合せ方法の規格基準における整理

原子力発電所耐震設計技術指針 J E A G 4 6 0 1 -1987 において、地震荷重の組合せ方法については別紙 6 図 2 に示すとおり、絶対値和法での組合せを実施する方針が記載されている。ただし、「鉛直震度」と「水平動的応答」との記載から分かるとおり、本規格が制定された当時は鉛直方向について動的な地震応答が定義されておらず、鉛直方向は時間の概念がない静的な震度を適用することが前提であるため、絶対値和を基本とする指針になっているものである。

6.1.5 地震応答解析

(1) 応答解析法一般

機器・配管系は、その耐震重要度に応じた静的地震力に耐えられるように設計するが、耐震 A_s 、A クラスは静的地震力と共に動的地震力に対しても耐えられるように設計する。また、B クラスであって、建屋を含む支持構造物の振動と共振するおそれのあるものは、B クラス相当の動的地震力によってその安全性を検討する。

動的地震力は、地震応答解析によって算定されるが、機器・配管系の地震応答解析は、据付床の設計用床応答スペクトルに基づいたスペクトルモード解析法を採用することを基本とする。

設計用床応答スペクトルは、当該系の重心位置に近い或いは耐震支持点の最も多い床のもの等最も適切な床のものを採用することを基本とするが、耐震安全評価上必要がある場合は関連する床応答スペクトルによる多入力解析又はそれと同等の近似解析法を用いることができる。

スペクトルモード解析に当たっては、考慮すべきモードは、その刺激係数が無視し得ない程度のものでとし、その重畳法は加速度、変位、応力、支点反力等の算定必要応答に対してそれぞれ Square Root of the Sum of the Squares 法（以下「SRSS」法という。）とする。

鉛直震度による応答と水平動的応答の組合せは絶対和法を採用するものとする。

原子炉格納容器、原子炉圧力容器、炉内構造物は、その構造体の規模、多様な耐震支持法、応答相対変位解析の重要性により原子炉建屋と連成した解析モデル又は分離したサブストラクチャー法に類似したモデルによる時刻歴応答解析法の採用を原則とする。ただし、上記のような特殊な重要構造物でなくても、据付点、耐震支持点の地震応答加速度波形、変位波形を入力として対象機器系の時刻歴応答解析法に基づいた動的地震力を算定することは差支えない。

別紙 6 図 2 J E A G 4 6 0 1 -1987 に記載の地震荷重の組合せ方法（機器配管系）
(P481, 482 抜粋)

続いて、J E A G 4 6 0 1 -1987 以降に発刊されている規格として、原子力発電所耐震設計技術規程 J E A C 4 6 0 1 -2008 における、地震荷重の組合せ方法についての内容を別紙 6 図 3 に示す。

4.3.2 水平地震力と鉛直地震力による荷重の組み合わせ法

4.3.2.1 動的地震力における組み合わせ

水平地震動と鉛直地震動を別々に動的解析モデルへ入力して地震荷重を求める場合、両者の荷重組み合わせには以下の方法が適用できる。

a. 二乗和平方根(SRSS)法

水平地震動による最大荷重の二乗と鉛直地震動による最大荷重の二乗を加算し、その値の平方根を求める方法。

b. 組み合わせ係数法

水平地震動による最大荷重及び鉛直地震動による最大荷重のいずれか小さい方に組み合わせ係数 0.4 を乗じて加算する方法。

c. 代数和法

水平地震動による荷重と鉛直地震動による荷重を計算時刻ステップ毎に代数和する方法。

なお、上記 3 方法において、地震荷重のかわりに応力を組み合わせてもよい。

また、水平地震動と鉛直地震動を動的解析モデルへ同時入力することにより、地震荷重を求める方法を用いてもよい。

別紙 6 図 3(1) J E A C 4 6 0 1 - 2008 に記載の地震荷重の組合せ方法 (機器配管系)
(P 355 抜粋)

3.3.2 設計に用いる地震力

発電用原子炉施設の建物・構築物の設計に用いる地震力は、次の方法により求めなければならない。

(1) 基準地震動 S_s による地震力

「3.1.4.3 (1)基準地震動 S_s による地震力」に示す地震力の算定においては、「3.5 地震応答解析」に適合する方法を用いなければならない。この場合において、水平地震動と鉛直地震動を同時に考慮した解析結果より地震力を算定する。

ただし、水平地震動と鉛直地震動に対して各々別の解析を実施し水平地震力と鉛直地震力を算定する場合において、水平地震力と鉛直地震力による応力の組合せは、二乗和平方根法 (SRSS法) 又は式3.3.2-1に示す組み合わせ係数法を用いることができる。

組み合わせ係数法による地震時応力

$$= \max\{(水平地震力による応力 + 0.4 \times 鉛直地震力による応力), \\ (0.4 \times 水平地震力による応力 + 鉛直地震力による応力)\}$$

別紙 6 図 3(2) J E A C 4 6 0 1 - 2008 に記載の地震荷重の組合せ方法 (建物構築物)
(P73 抜粋)

(3) 地震力の重ね合わせ

水平地震動と鉛直地震動を同時に入力して応答値を求める。ただし、線形解析や等価線形解析において、水平地震動と鉛直地震動に対して各々別の解析を実施する場合、応答値の組合せは、二乗和平方根法（SRSS 法）又は組合せ係数法を用いることができる。

別紙 6 図 3(3) J E A C 4 6 0 1 - 2008 に記載の地震荷重の組合せ方法
(屋外重要土木構造物) (P979 抜粋)

別紙 6 図 3(1)に示すとおり、鉛直地震動が動的な地震応答となったことを踏まえて、機器配管系に対する地震荷重の組合せ方法は、二乗和平方根（SRSS）法、組合せ係数法及び代数和法の 3 手法が示されている。また、組合せ係数法については、水平方向及び鉛直方向の最大荷重のいずれか小さい方に係数として「0.4」を適用するよう記載されている。

別紙 6 図 3(2), (3)には、建物構築物及び屋外重要土木構造物における地震荷重の組合せについての記載内容を示している。地震荷重の組合せ方法は、建物構築物においても屋外重要土木構造物においても、二乗和平方根法（SRSS 法）及び組合せ係数法が示されており、建物構築物に対する方針には、係数「0.4」を適用するよう記載されている。

さらに、米国 REGULATORY GUIDE 1.92*の「2. Combining Effects Caused by Three Spatial Components of an Earthquake」においても、地震応答の非同時性を考慮して、SRSS 法や組合せ係数法（1.0 : 0.4 : 0.4）によって 3 方向の地震荷重を組合せる方法が示されている。

以上に示すとおり、J E A C 4 6 0 1 - 2008 や REGULATORY GUIDE 1.92 において、地震荷重の組合せ方法として SRSS 法と組合せ係数法が示されており、組合せ係数法に適用する係数として「0.4」が定義されている。

注記* : REGULATORY GUIDE 1.92 “COMBINING MODAL RESPONSES AND SPATIAL COMPONENTS IN SEISMIC RESPONSE ANALYSIS”

4.2 女川 2 号機における水平 2 方向及び鉛直方向の地震応答の組合せに係る方針

(1) 建物構築物及び屋外重要土木構造物

女川 2 号機における、水平 2 方向及び鉛直方向の地震応答の組合せ方法については「補足-600-5 水平 2 方向及び鉛直方向の適切な組合せに関する検討について」に詳細を示している。

今回工認において、建物構築物及び屋外重要土木構造物に対する水平 2 方向及び鉛直方向の組合せに係る検討では、建物構築物については組合せ係数法の適用を基本とし、屋外重要土木構造物については位相の異なる地震動を適用した評価を基本としている。ここで、組合せ係数法を適用している建物構築物の水平 2 方向及び鉛直方向に対する荷重の組合せケースの例を別紙 6 図 4 に示す。

別紙 6 図 4 に示すとおり、3 方向の地震荷重の組合せについては、基準地震動 S_s によって発生する 3 方向の荷重に対して、係数 (1 : 0.4 : 0.4) 及び符号を入れ替えて施設に最も厳しい条件を選定している。

表 3-1-14 荷重の組合せケース（水平2方向）

外力の状態	ケース No.	荷重の組合せ
S s 地震時	3-1	$G + P + 1.0 S_{s\ SN} - 0.4 S_{s\ WE} + 0.4 S_{s\ UD}$
	3-2	$G + P + 1.0 S_{s\ SN} + 0.4 S_{s\ WE} + 0.4 S_{s\ UD}$
	3-3	$G + P - 1.0 S_{s\ SN} - 0.4 S_{s\ WE} + 0.4 S_{s\ UD}$
	3-4	$G + P - 1.0 S_{s\ SN} + 0.4 S_{s\ WE} + 0.4 S_{s\ UD}$
	3-5	$G + P + 0.4 S_{s\ SN} - 1.0 S_{s\ WE} + 0.4 S_{s\ UD}$
	3-6	$G + P - 0.4 S_{s\ SN} - 1.0 S_{s\ WE} + 0.4 S_{s\ UD}$
	3-7	$G + P + 0.4 S_{s\ SN} + 1.0 S_{s\ WE} + 0.4 S_{s\ UD}$
	3-8	$G + P - 0.4 S_{s\ SN} + 1.0 S_{s\ WE} + 0.4 S_{s\ UD}$
	3-9	$G + P + 1.0 S_{s\ SN} - 0.4 S_{s\ WE} - 0.4 S_{s\ UD}$
	3-10	$G + P + 1.0 S_{s\ SN} + 0.4 S_{s\ WE} - 0.4 S_{s\ UD}$
	3-11	$G + P - 1.0 S_{s\ SN} - 0.4 S_{s\ WE} - 0.4 S_{s\ UD}$
	3-12	$G + P - 1.0 S_{s\ SN} + 0.4 S_{s\ WE} - 0.4 S_{s\ UD}$
	3-13	$G + P + 0.4 S_{s\ SN} - 1.0 S_{s\ WE} - 0.4 S_{s\ UD}$
	3-14	$G + P - 0.4 S_{s\ SN} - 1.0 S_{s\ WE} - 0.4 S_{s\ UD}$
	3-15	$G + P + 0.4 S_{s\ SN} + 1.0 S_{s\ WE} - 0.4 S_{s\ UD}$
	3-16	$G + P - 0.4 S_{s\ SN} + 1.0 S_{s\ WE} - 0.4 S_{s\ UD}$
	3-17	$G + P + 0.4 S_{s\ SN} - 0.4 S_{s\ WE} + 1.0 S_{s\ UD}$
	3-18	$G + P + 0.4 S_{s\ SN} + 0.4 S_{s\ WE} + 1.0 S_{s\ UD}$
	3-19	$G + P - 0.4 S_{s\ SN} - 0.4 S_{s\ WE} + 1.0 S_{s\ UD}$
	3-20	$G + P - 0.4 S_{s\ SN} + 0.4 S_{s\ WE} + 1.0 S_{s\ UD}$
	3-21	$G + P + 0.4 S_{s\ SN} - 0.4 S_{s\ WE} - 1.0 S_{s\ UD}$
	3-22	$G + P + 0.4 S_{s\ SN} + 0.4 S_{s\ WE} - 1.0 S_{s\ UD}$
	3-23	$G + P - 0.4 S_{s\ SN} - 0.4 S_{s\ WE} - 1.0 S_{s\ UD}$
	3-24	$G + P - 0.4 S_{s\ SN} + 0.4 S_{s\ WE} - 1.0 S_{s\ UD}$

G : 固定荷重
 P : 積載荷重
 $S_{s\ SN}^*$: S→N方向 S s 地震荷重 (S s 地震時動水圧荷重を含む)
 $S_{s\ WE}^*$: W→E方向 S s 地震荷重 (S s 地震時動水圧荷重を含む)
 $S_{s\ UD}^*$: 鉛直方向 S s 地震荷重

別紙6図4 建物構築物における水平2方向及び鉛直方向の地震荷重の組合せケースの例
 (補足-600-5 抜粋)

(2) 機器配管系

機器配管系に対する水平 2 方向及び鉛直方向の組合せの検討においては、「補足-600-5 水平 2 方向及び鉛直方向の適切な組合せに関する検討について」に示すとおり、先行プラントと同様、円筒容器や矩形配置のボルトに対する影響程度を確認するために組合せ係数法を適用している。

別紙 6 図 5 に円筒容器に対して水平 2 方向の影響検討を行った結果の抜粋を示すが、SRSS 法と組合せ係数法で手法による差異は軽微であることを確認している。また、本検討において適用した組合せ係数法においては、水平 2 方向にそれぞれ同一の荷重を負荷して算出された応力に対し、係数 (1 : 0.4) を考慮して地震による応力を算出している。一方、別紙 6 図 3(1)に示すとおり、地震による発生荷重に係数を考慮する方法もあるが、機器配管系における解析手法は線形解析が基本であることから、係数を応力に考慮した場合でも荷重に考慮した場合でも結果は変わらないものとなる。

なお、参考として、応力に対して係数を考慮した場合 (別紙 6 図 5) と比較するために、入力荷重に対して係数 (1 : 0.4) を考慮した場合の結果を別紙 6 表 2, 3 に示す。表に示すとおり、入力荷重に係数を考慮した場合の発生応力はいずれも別紙 6 図 5 に示す結果と同一の値となっている。別紙 6 図 3(1)に示す J E A C 4 6 0 1 -2008 にも「地震荷重のかわりに応力を組み合わせても良い。」との記載があるが、今回検討した結果からも、荷重もしくは応力に対して組合せ係数を考慮すれば同等の結果が得られることが分かる。

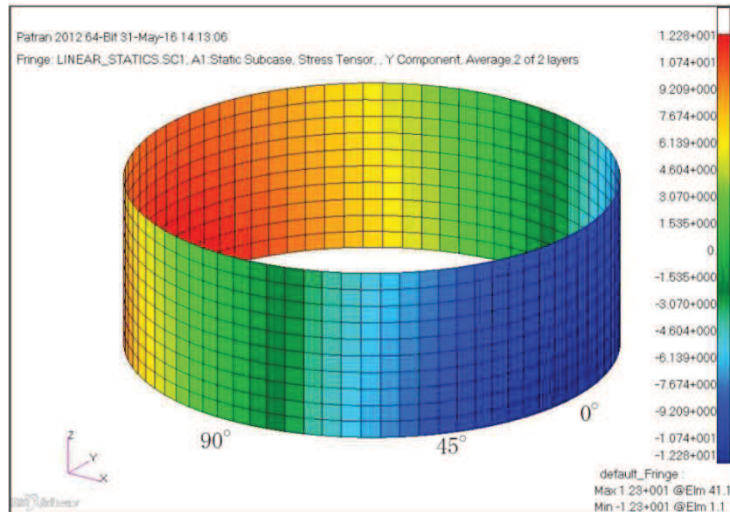


図4-2 水平地震時軸方向応力コンター図

表 4-1 水平地震時の軸方向応力分布（応力に係数を考慮した場合）

角度	X 方向入力 時 応力 (MPa) $\sigma_{x,x}(\theta)$	Y 方向入力 時 応力 (MPa) $\sigma_{x,y}(\theta)$	2 方向入力時応力 (MPa)	
			組合せ係数法 $\sigma_{x,c}(\theta)$	SRSS 法 $\sigma_{x,s}(\theta)$
0° 方向	12.28	0.00	12.28 $\sigma_{x,c(x)}(0^\circ) = 12.28 \times 1 + 0 \times 0.4 = 12.28$ $\sigma_{x,c(y)}(0^\circ) = 12.28 \times 0.4 + 0 \times 1 = 4.91$	12.28
22.5° 方 向	11.34	4.70	13.22 $\sigma_{x,c(x)}(22.5^\circ) = 11.34 \times 1 + 4.70 \times 0.4 = 13.22$ $\sigma_{x,c(y)}(22.5^\circ) = 11.34 \times 0.4 + 4.70 \times 1 = 9.24$	12.28
45° 方向	8.68	8.68	12.15 $\sigma_{x,c(x)}(45^\circ) = 8.68 \times 1 + 8.68 \times 0.4 = 12.15$ $\sigma_{x,c(y)}(45^\circ) = 8.68 \times 0.4 + 8.68 \times 1 = 12.15$	12.28
67.5° 方 向	4.70	11.34	13.22 $\sigma_{x,c(x)}(67.5^\circ) = 4.70 \times 1 + 11.34 \times 0.4 = 9.24$ $\sigma_{x,c(y)}(67.5^\circ) = 4.70 \times 0.4 + 11.34 \times 1 = 13.22$	12.28
90° 方向	0.00	12.28	12.28 $\sigma_{x,c(x)}(90^\circ) = 0 \times 1 + 12.28 \times 0.4 = 4.91$ $\sigma_{x,c(y)}(90^\circ) = 0 \times 0.4 + 12.28 \times 1 = 12.28$	12.28

別紙 6 図 5 機器配管系における組合せ係数法の適用例（補足-600-5 抜粋_一部加筆）

別紙6表2 水平地震時の軸方向応力分布(入力荷重に係数を考慮した場合, X:Y=1:0.4)

角度	X:Y=1:0.4		2方向入力時応力 (MPa)
	X方向入力時 応力 (MPa) $\sigma_{x,x}(\theta)$	Y方向入力時 応力 (MPa) $\sigma_{x,y}(\theta)$	組合せ係数法 $\sigma_{x,c}(\theta)$
0° 方向	12.28	0.00	12.28 $\sigma_{x,c(x)}(0^\circ) = 12.28 + 0 = 12.28$
22.5° 方向	11.34	1.88	13.22 $\sigma_{x,c(x)}(22.5^\circ) = 11.34 + 1.88 = 13.22$
45° 方向	8.68	3.47	12.15 $\sigma_{x,c(x)}(45^\circ) = 8.68 + 3.47 = 12.15$
67.5° 方向	4.70	4.54	9.24 $\sigma_{x,c(x)}(67.5^\circ) = 4.70 + 4.54 = 9.24$
90° 方向	0.00	4.91	4.91 $\sigma_{x,c(x)}(90^\circ) = 0 + 4.91 = 4.91$

別紙6表3 水平地震時の軸方向応力分布(入力荷重に係数を考慮した場合, X:Y=0.4:1)

角度	X:Y=0.4:1		2方向入力時応力 (MPa)
	X方向入力時 応力 (MPa) $\sigma_{x,x}(\theta)$	Y方向入力時 応力 (MPa) $\sigma_{x,y}(\theta)$	組合せ係数法 $\sigma_{x,c}(\theta)$
0° 方向	4.91	0.00	4.91 $\sigma_{x,c(y)}(0^\circ) = 4.91 + 0 = 4.91$
22.5° 方向	4.54	4.70	9.24 $\sigma_{x,c(y)}(22.5^\circ) = 4.54 + 4.70 = 9.24$
45° 方向	3.47	8.68	12.15 $\sigma_{x,c(y)}(45^\circ) = 3.47 + 8.68 = 12.15$
67.5° 方向	1.88	11.34	13.22 $\sigma_{x,c(y)}(67.5^\circ) = 1.88 + 11.34 = 13.22$
90° 方向	0.00	12.28	12.28 $\sigma_{x,c(y)}(90^\circ) = 0 + 12.28 = 12.28$

4.3 制御棒挿入性評価への組合せ係数法の適用性

4.1 項及び 4.2 項に示すとおり，J E A G 4 6 0 1 等の規格及び先行プラントの適用実績における水平 2 方向の組合せ方法として，組合せ係数法が示されていること，また建物構築物等の施設を含めて組合せ係数法の適用実績が十分にあることから，制御棒挿入性評価に対する水平 2 方向の組合せ方法として，組合せ係数法を適用することが可能である。