

意見書

原子炉圧力容器スタビライザの解析評価値と  
実際の強度とのずれについて

2020年5月18日

後藤 政志 

筆者は、水戸地方裁判所平成 24 年（行ウ）第 15 号事件の原告らより、被告日本原子力発電株式会社（日本原電）作成の令和 2 年 3 月 13 日付準備書面（18）に対する意見を求められた。以下、筆者の意見を述べる。

## 1. 耐震解析において考慮されていない要素と応力発生値の増加について

日本原電は、東海第二原子力発電所の原子炉圧力容器スタビライザにつき、基準地震動  $S_s$  を用いた耐震解析を行なって応力発生値（計算値）410MPa を算出している。

この応力発生値は、形状や寸法精度、材質等含めて理想的な状態を想定して求めたものであるが、現実の構造と寸法精度や解析上のモデル化によるばらつきや施工時の挙動等を勘案するならば、極めて不十分な評価であって、実際の応力発生値はさらに増加すると思われる。

主要な要因に絞って以下簡潔に述べる。

### (1) 三次元構造物を一次元質点系モデルに置き換えていることによる限界

耐震解析モデルは、図 1 の左下で示すように、大きな三次元構造物である原子炉圧力容器、原子炉遮へい壁、格納容器、原子炉建屋を、それぞれ一次元の質点系モデル（図 A に拡大図を示す。本意見書 5 頁の注 1：「工事計画に係る補足説明資料 耐震性に関する説明書のうち補足-340-13【機電分耐震計算書の補足について】」p.106 より引用）に置き換えている。それぞれ水平方向に 6～50m もある複雑な立体構造を高さ方向の寸法のみ合わせた質点系モデル（質点と長さを持つ「ばね」にモデル化する）で水平方向の変位を計算している。

したがって、ある高さの格納容器の水平方向の変位は、直径約 20m もある円筒シェルをたった 1 点の変位で代表させて表すことになる。つまり、格納容器シェルの半径方向の変位（真円とのずれや面外振動など）は考慮されていない。同様に、原子炉圧力容器、原子炉遮へい壁、原子炉建屋についても、水平方向の広がりを見捨てたモデルである。

三次元的な立体構造を各質点の質量や剛性（変形しにくさを表す値）を持つ一次元のモデルに置き換えた場合、質量の配分や剛性の評価によっては固有周期の数値が変わることもあり、その結果として応力発生値（計算値）も変わる。耐震解析では、固有周期が地震動の周期と共振することが問題とされているが、一次元モデルでは実挙動を十分再現できないこともあり、固有周期が高周期側にシフトした場合と低周期側にシフトした場合とを比較して、どちらが安全側

であるのかを断定することができない。こうした三次元モデルを一次元モデルに置き換えた場合に捨象される問題を検討することなく、一次元モデルによる解析結果を「正しい値（発生値）」と断定するのは間違いである。

## (2) 圧力容器スタビライザ自身の剛性（ばね定数）のばらつきが考慮されていない

圧力容器スタビライザは、多くの部材で構成されており、部材間での溶接接合、ねじ接合もしくは接触の個所が多い。このため、8個ある圧力容器スタビライザごとの剛性にばらつきが生じる。

図 A の水平方向耐震モデルでは、圧力容器スタビライザは、原子炉圧力容器の【接点 55】と原子炉遮へい壁の【接点 34】をつなぐ「ひとつのばね (K4)」にモデル化されている。この「ひとつのばね (K4)」は、方向の異なる 8 個の圧力容器スタビライザから構成されている。次に、1 個の圧力容器スタビライザは、図 B に示すとおり、合計 18 個の部材から構成されており、しかも、部材のひとつひとつが「ばね」にモデル化されている。さらに、これらの部材のうちでブラケットは、それ自体、さらに細かな部材を組み合わせた箱型の溶接構造物である。また、ディスクスプリングは、ロッドの片側に 20 枚の板状のばね（一般的に「皿ばね」といわれているものに近い。図 D 上部参照）を重ねた複雑な構造を有する（甲 C 第 69 号証 p.72 参照）。部材相互の関係を分かり易く描いたものを図 C で示す。

そして、これらの部材間では、表 5 に示すように、溶接接合、ねじ接合または接触という形態で荷重が伝達されている。このうち、ねじ接合については、ねじを過度に締め付けたり、ねじに緩みが生じたりすると、荷重伝達の状況が変化する。また、接触についても、接触する箇所が多い部材では、摩擦などの影響によって、荷重伝達の状況が複雑化していく。例えば、片側だけで 20 枚の皿ばねを重ねたディスクスプリングの場合、左右のナットを同じ大きさの力で締め付けたとしても、左側のディスクスプリングと右側のディスクスプリングのそれぞれに発生した変位量に違いが生じることがあり得る。

その他、スタビライザブラケット、ブラケット、原子炉遮へい側ブラケット（ベースプレート）については、他の部材とは異なって、軸圧縮力や軸引張力だけでなく、せん断力やねじりモーメントも加わることによる複雑な荷重伝達が行なわれている。

以上述べた様々な要因によって、8 個ある圧力容器スタビライザのそれぞれの「ばね定数」にばらつきが生じる。ばね定数とは、剛性と同じ概念であって、荷重を変形量で除した値のことである（ばね定数が大きいと変形量が少ない、

すなわち変形しにくい)。各圧力容器スタビライザのばね定数がばらつくと、地震力による荷重が全ての圧力容器スタビライザに均等にかかることがなく、筆者の2020年4月7日付意見書（甲C第96号証）p.29以下で説明した「シアラグの問題点について」と同様の理由によって、一部の圧力容器スタビライザに荷重が集中し、応力発生値が増加する可能性がある。

(3) ディスクスプリングの初期締付荷重による応力値は増加する可能性が高い

a) はじめに

日本原電は、図E（元図は日本原電の準備書面(18) p.38に掲載されている）に示すように、圧力容器スタビライザでの応力発生値を、基準地震動  $S_s$  による応力発生値 163MPa と初期締付荷重による応力値 247MPa の合計 410MPa としている。

しかし、前者に関しては、①地震動が2倍以上になる可能性、②すでに(1)で詳しく述べた一次元質点系モデルの限界、③すでに(2)で詳しく述べた圧力容器スタビライザ自身の荷重伝達機構、および筆者の2020年4月7日付意見書で詳しく述べたシアラグの荷重伝達機構によって生じる荷重のアンバランス、④衝撃荷重、などによって、163MPaの2倍から3倍程度に上昇することが推測される。

また、後者に関しては、b)以下で述べるいくつかの理由により増加することが予測される。

b) 圧力容器スタビライザと圧力容器および遮へい壁の関係

図Dは、圧力容器スタビライザの構造と内部での荷重のかかり方を説明するために、図Bと図Cを基に筆者が作成した図である。

図Dによると、スタビライザブラケットは、溶接で圧力容器側に固定されている。箱型のブラケットは、原子炉遮へい側ブラケット（ベースプレート）に溶接されることで遮へい壁側に固定されている。ロッドには、スタビライザブラケットに接触して荷重を伝達する左右二組のヨーク、ディスクスプリング、およびスペーサとスリーブが取り付けられ、ロッドに通したナットが以上の部材を締め付けている。すなわち、圧力容器スタビライザのロッドは、ヨーク、ディスクスプリング、スペーサ、スリーブといった他の部材と組み合わせられ、スタビライザブラケット（圧力容器側）とブラケット（遮へい壁側）のそれぞれに接触する形で、荷重を伝達するように設置されている。

c) 初期締付荷重による応力値は、ディスクスプリングのばね定数で決まる

(2)で述べたとおり、ディスクスプリングは、ロッドの片側に 20 枚の板状のばねを重ねた構造であることから、荷重をかけたときの変形量が他の部材よりも大きい（すなわち、ばね定数が小さい）。そこで、ディスクスプリングのばね係数を  $K_S$  と表示したうえで、ディスクスプリングのみを「有効なばね」と扱ってモデル化する。以下、D 図を用いて説明する。

ロッドの両端には、ねじ溝が刻まれている。ナットをロッドのねじ溝に差し込んで回転させると、ナットはねじ溝に沿って進む。しかし、ナットがスリーブの端部に到達するまでは、ロッドに力が加わることはなく、到達したナットがそのままスリーブを押すことによって、ディスクスプリングに圧縮力  $F_c$  が加わる。同時に、圧縮力  $F_c$  と同じ大きさで方向が反対の引張力  $F_t$  がロッドに加わる（ディスクスプリングを圧縮させた反力がロッドに引張力  $F_t$  を生じさせている。スタビライザの内部では、ナットを回して発生したディスクスプリングの圧縮力  $F_c$  と、同じ大きさで方向が反対のロッドの引張力  $F_t$  とが、釣り合って静止している、と理解されたい）。このとき、ロッドの引張力  $F_t$  は、ディスクスプリングの圧縮力  $F_c$  の増加分と同じ量だけ増加する。

ここでナットの移動量  $\delta$  を与えると、ディスクスプリングのばね定数  $K_S$  が分かれば、ディスクスプリングで発生する圧縮力  $F_c = \delta \times K_S$  を計算することができる。そして、ロッドの引張力  $F_t$  は、ディスクスプリングの圧縮力  $F_c$  と同じ値であることから、引張力  $F_t$  をロッドの断面積で除すことによって、初期締付荷重による応力値を求めることができる。ただし、ディスクスプリング（その他のすべての部材も同じ）のばね定数  $K_S$  が、証拠資料である後記注 1 の p.113-114 で全てマスキングされているため、定量化（計算）することができない。

d) ナットの締め増しが初期締付荷重による応力値を増大させる

日本原電は、初期締付荷重による応力値が 247MPa であるというが、この数値は、ナットの回転力（トルク）の管理に依存している。しかし、トルクの適切な管理は決して容易なことではない。例えば、初期締付時点では応力値が 247MPa になるように管理したつもりであっても、実際の応力値は 247MPa を超えて更に増大する可能性が高い。なぜなら、ねじが緩むことを避けるには、ナットを十分に締め付ける必要があるところ、少しでも緩む可能性があることを心配して増し締めを行なうのが普通だからである。増し締めがなされると、ナットの移動量  $\delta$  に比例してディスクスプリングの圧縮力  $F_c$  が増大し、その値はそのままロッドの引張力  $F_t$  の増加分となる。こうした軸応力の増加は、ね

じの緩みを避けようとした場合に必然的に生じる問題である。

なお、初期締付荷重による応力値は、ディスクスプリングのばね定数  $K_S$  に依存するが、すでに(2)で説明したように、ディスクスプリングが片側 20 個の板状のばねで構成されているため、ばね定数  $K_S$  自体に相当程度のばらつきの発生することが避けられない。

#### e) 圧力容器スタビライザでの応力発生値の増加について

日本原電は、図 E の元図を示し、圧力容器スタビライザのロッドについて、引張強さ ( $S_u$ ) 839MPa と発生値 410MPa との間に 429 MPa の耐震上の余裕がある、としている。

しかし、d) で述べたとおり、発生値の構成要素である初期締付荷重による応力値は誤差が大きい。ねじが緩まないように増し締めすることが一般的であるため、初期締付荷重による応力値は 247MPa から増し締め分だけ増加し、しかも増加後の応力値は不明である。また、初期締付荷重による応力値はディスクスプリングのばね定数に依存しているが、構造上ばね定数のばらつきが避けられず、初期締付荷重による応力値が増加する要因となり得る。したがって、実際の応力発生値は、日本原電が想定する基準地震動  $S_s$  での応力発生値 410MPa を超えることになる。

これに一次元質点系モデル化の問題やシアラグ等における荷重アンバランス問題など、実構造における発生値（計算値）に関する様々な問題を考慮していくと、図 E の右端に記載した黄色の矢印のごとく、応力発生値が破壊発生領域内に入ってくる。こうした多くの増加要因を考えると、応力発生値が材料の引張強さ ( $S_u$ ) 839MPa を超える可能性も十分にあり得る。少なくとも、様々な不利な要因を考慮することによって解析上求められた応力発生値は、この「破壊発生領域」に対して十分に低い値に抑え込まなくてはならないが、実状はそうっていない。

注 1 ;

東海第二発電所 工事計画審査資料

資料番号 補足-340-13 改 33 提出年月日 平成 30 年 9 月 7 日

「工事計画に係る補捉説明資料・耐震性に関する説明書のうち補足-340-13【機電分耐震計算書の補足について】」日本原子力発電株式会社

## 2. その他、日本原電の準備書面（18）に対するいくつかの視点

## (1) 多度津工学試験所の耐震実証試験について

【日本原電の準備書面（18）】 p.22 下から4行目～p.23 上から6行目

「発生値の算出に係る余裕については、・・・多度津工学試験所での耐震信頼性実証試験によっても確認されている。・・・格納容器の実機構造を模擬した縮尺模型試験体を・・・地震動を模擬した振動を与えて実際に揺さぶり・・・解析モデルを用いて算出する応力の発生値とを比較したところ、座屈評価で想定的に厳しい・・・格納容器基部において、実験結果である発生値が、解析結果である発生値の半分にとどまり、保守性が確認されている（丙D第177号証）。」

### 【筆者の意見】

当該鋼製格納容器の耐震実証試験は、昭和62年に行われたものである。縮尺3.2分の1の縮尺モデルで、通産省改良標準化高地震帯用S<sub>1</sub>およびS<sub>2</sub>地震波が用いられている。最大地震波は、S<sub>2</sub>地震波の1.4倍までしか加えていない。当時のS<sub>2</sub>地震が耐震強度上十分な地震動であったとはいいかねるが、それを置いておくとしても、設計用の地震動の1.4倍までしか加えていないのに、「保守性が確認された」などというのは、工学的にはほとんど意味をなさない。

なぜなら、通常の構造設計では、設計上の発生応力につき、少なくとも1.5倍から3倍程度の安全率をみているのであって、もし日本原電がいう「安全裕度」を確認するつもりならば、地震動をS<sub>2</sub>の2倍、3倍、4倍というように試験体が破壊されるまで実施したうえで、どのような破損モードでどの程度の地震動で破壊したかを調べて初めて意味を持つ。したがって、当該実証試験の結論は、安全裕度とは無縁な「設計基準地震動でも壊れませんでした」ということにつきる。

筆者は、当該実証試験には関わっていないが、1990年以降の格納容器の信頼性実証試験や鉄筋コンクリート製格納容器の耐震実証試験には深く関わってきた。

もともと、「信頼性実証試験」は、技術的な意味よりも、「原発の安全性」を広く一般に宣伝するために実施してきたものであって、少なくとも1990年代半ば以降の格納容器の過圧試験や鉄筋コンクリート製格納容器の地震動による破壊試験が行なわれる以前は、設計条件を少し超える程度の地震動による試験しか実施されていなかった。電力会社や通産省（現経産省）とそれに追従する原発メーカーやゼネコンが、世の中に「格納容器が破壊」する様子を示すことなどできない、と考えていたからであって、原子力分野で安

全性を本気で追求しようとしていた技術者たちの足を引っ張っていたのである。

なお、当該実証試験における詳細な議論ここでは避けるが、座屈強度の問題に関しては、少なくとも下記のような技術課題が残されたままであることを指摘しておく。

①当該実証試験の報告で座屈強度に触れているが、座屈の発生の有無を調べるには、実機を正確に反映した試験体によるものでないと、結果に大きな誤差が生じる。座屈評価では、格納容器シェル試験体の製作精度が重要な視点であって、面外変形量（実機製作上の真円からのずれ）を意図的に作りこむことが必要であるが、当該実証試験では検討されていない。したがって、当該実証試験の座屈評価は正確性を欠いている。

②日本原電は、座屈強度について、模型振動試験で発生するシェルの応力値が、解析値より半分ほどと小さかったので安全裕度があるというが、試験体のモデル化や設計基準地震動の違い、基準地震動を超える地震動の評価、事故時荷重の重畳（圧力抑制プールの水位や内圧、温度等）を考えると、「安全裕度がある」などという結論は、様々な条件を無視した評価であって妥当とはいえない。当該実証試験は、あくまで解析手法の妥当性を確認するためのものであるが、発生応力が解析値と倍半分違うことからすると、むしろ試験体のモデル化や試験方法の妥当性こそ問われるべきである。

## (2) 圧力容器スタビライザの耐震上発生する力が「ほんの一瞬」しか作用しないとする主張について

【日本原電の準備書面（18）】 p.6 下から5行目～1行目

発生値の算出に係る余裕について

「設計に用いる地震力については、実際の地震において建物に作用する力は時々刻々と変化する『ほんの一瞬』しか作用しない動的な力であるところを、その最大値をもって、時間的に変化せず、一定の力で作用し続ける静的な力とするとの保守的な仮定を置いている。この仮定によっても余裕が生じる。」

【筆者の意見】

通常強度評価は、継続時間に関わらず最大の荷重で評価する。時間的に変化しない静的な荷重を考え、それがどれだけ時間的に継続するかは問わな



い。その荷重の大きさが一定値を超えれば、それがいくら瞬間的であろうとも「破壊する」と評価することが原則である。

地震動により振動する荷重が「ほんの一瞬」であるから保守的である、などというのは、強度設計における上記原則を逸脱している。なぜなら、構造物の破壊モードは、延性破壊や塑性崩壊だけではなく、脆性破壊、座屈破壊、疲労破壊等様々であるからである。

阪神淡路大震災では、最初のひと揺れかふた揺れで大きく変形し崩壊した建築、土木構造物が多い。荷重が「ほんの一瞬」ならもつ、という考え方は、阪神淡路大震災での過大な揺れや衝撃的な破壊、脆性破壊の多発や溶接構造物の延性亀裂と脆性亀裂の複雑な挙動等で発生した構造被害の実態を無視しており、全く同意しかねる。

### (3) ストレストテストの目的とその限界について

【日本原電の準備書面（18）】 p.12 下から1行目～p.13 下から7行目  
ストレストテストの評価手法について

「設計上の想定を超える事象に対しての安全裕度を評価する場合、設計上の許容値とは異なる値でもって技術的に評価すること自体は、何ら不合理なものではない。そして、上記の意見聴取会（注・ストレストテスト意見聴取会）において、原告らが上記主張において取り上げる設計上の余裕の確保と現実的耐力の評価との関連が審議された際、後藤証人は、上記の意見聴取会における委員として、原告らの上記主張に沿う見解を述べるも、その技術的妥当性については、同じく委員である山口彰国立大学法人大阪大学大学院工学研究所教授（当時。現東京大学大学院工学研究科教授）から、『1 つ目は、今、ちょうど議論になっていた  $S_u$  の話なのですが、もともとこの  $S_u$  というのは、ばらつきも含めて決められた数字として与えられているものですので、例えば、地震の PSA をやるときにでも、究極耐力を評価するときには  $S_u$  のベースでやるということは技術者の間でも認知されている方法であり、今回、ストレストテストという趣旨から照らし合わせれば適切であると思います。・・・』と的確に指摘されているとおりである・・・。」

#### 【筆者の意見】

ストレストテスト意見聴取会で、筆者は、ストレストテストの目的について、現状でどれだけ余裕があるかということ調べるのではなく、「現状（既設プラントの状況を指す）の技術的な不備がどこにあるかを探し、それを改善すること」であると意見を述べたところ、委員ほぼ全員の合意事項とされた。

ストレステストの手法は、福島原発事故の反省に立ち、事故に至るプロセスのどこに弱点があるのかを調べる方法のひとつとして欧州から導入したものであって、あくまで、「現状をいかにして改善するか」という点に主眼を置いている。様々な見落としや不測の事態に対して十分な評価を下すことのできる手法ではないことから、ストレステストを用いて「安全裕度」があるなどと評価するのは、本来の目的に反している。

特に、大規模なシステムでは、基本的な設計ミスがあっても事前には発見できず、事故が起きてはじめて分かることが多いこと（米国スリーマイル島原発事故や、旧ソ連チェルノブイリ原発事故、高速増殖炉もんじゅのナトリウム漏えい事故ほか、どの事故でも、必ず基本的な設計上の欠陥～広い意味での設計ミスのあったことが事故発生の後で分かる）等を考慮すると、ストレステストをもって「安全裕度」が分かるというのは、誤った見方であることを改めて強調しておく。

また、山口彰教授の「地震のPSAをやるときにでも、究極耐力を評価するときにはSuのベースでやるということは技術者の間でも認知されている方法であり、」という発言は、SuとSyの違いや座屈や疲労、脆性破壊等の様々な破損モードに関する基本的な議論を捨象している点で、基本的に間違っている。構造設計技術者であれば、設計段階で究極耐力を評価することの難しさ（構造物全体の塑性崩壊荷重やその他の破損モードの定量化が極めて難しい）を理解しているはずであって、PSA（確率論的安全評価。現在のPRA～確率論的リスク評価）のようなあくまで確率的な評価をするための便宜的な指標としてSuを例示するにすぎず、山口教授の発言は、構造工学的には全く不十分かつ誤った理解である。

山口教授は「PSA」を専門とされている学者だが、その発言内容からみると、構造強度上の考え方と現実に行われている構造設計の実態と実際に起こり得る破壊事故のありようを無視して、「Su値が分かればそれをもって究極耐力が分かる」と誤解されているように見受けられる。「安全率と安全裕度を混同しないように」（【日本原電の準備書面（18）】p.13、下から8行目）という山口教授の発言は、当然のことであって、筆者において混同して使用したことはない。重要なことは、ストレステストで求めた安全裕度などは、欠陥のない設計ミスもないすべての安全系（補助系統を含む）が確実に作動することを前提にした一評価手法に過ぎないのであって、現実のプラントで起きる様々な問題を含めて安全を確保する手段としては、あらゆる技術分野で導入している「安全率」が現実には最も信頼に足る評価基準であることを忘れてはならない。

(4) 使用環境からみて運転中は窒素ガス雰囲気であるので、腐食しにくいとの主張について

【日本原電の準備書面（18）】 p.12 上から6行目～9行目

「圧力容器スタビライザは、通常運転時には窒素ガス雰囲気中にあり有意な腐食が発生する可能性が小さく今後も使用環境が変わらず、運転中には有意な荷重を受けないことから疲労が蓄積されるようなものではない・・・。」

【筆者の意見】

格納容器内は、運転中は確かに窒素があるため、比較的腐食しにくい環境である。しかし、相対的な問題ではあるが、定期点検時は格納容器を開放して空気を取り入れている。このため、圧力容器スタビライザのようにいくつかの部品が接触しており、そこに水分があると腐食しやすい（温度が低下したときに空気の湿度が高くなって結露する）。さらに、もっと重要なことは、東海第二原子力発電所は、福島原発事故後すでに10年近くにわたって運転を停止しており、その間腐食を含めて劣化要因がなかったと断言できる状況にはないことである。

なお、圧力容器スタビライザそのものではないが、格納容器外部の建屋側シアラグの金属間接触部は、湿度の変化を含めて十分に腐食環境下にあり、荷重伝達機構の一部に劣化要因があると、損傷の懸念が出てくる。

また、日本原電は、運転中でないので疲労の蓄積はない、というようであるが、地震は度々起きていることから、繰り返し荷重による疲労の蓄積がないとは断言できない。

### 3 圧力容器スタビライザのまとめ

以上、実構造や解析モデル化等いくつかの技術課題を論じたが、改めて図1をもとに、圧力容器スタビライザの耐震強度上の位置づけを確認しておく。

#### (1) 応力の許容値

圧力容器スタビライザの材料 SNCM439 の引張強さ  $S_u$  : 839MPa、降伏点  $S_y$  : 679MPa に対して、JEAG4601 による許容応力を求めると、許容値  $\sigma_{all}$  : 440MPa であるが、この値は、結果としての引張強さ ( $S_u$ ) に対する安全率  $SF_u$  ( $S_u$ ) : 1.90 (=839/440) であり、降伏点 ( $S_y$ ) に対する安全率  $SF_y$  ( $S_y$ ) :

1.54 (=679/440) である。

通常の機械系構造物の安全率の目安は、安全率  $SF_u$  ( $S_u$ ) で 3 であるから、引張強さ ( $S_u$ ) に対する値としては、圧力容器スタビライザの安全率は相当程度切りつめられている。

## (2) 「解析から求めた発生値」が増加する要因

地震に対する強度評価をするためには、「基準地震動  $S_s$ 」を設定し、「耐震解析モデル化」を行なって解析し、その結果を得る。

解析結果として、圧力容器スタビライザの発生値（計算値） $\sigma_{cal}$  : 410MPa を求めたが、許容値  $\sigma_{all}$  : 440MPa と比べて、1.07 倍（7%）しか余裕がない。また、この発生値（計算値）410MPa 自体が増加する要因が多々あることを、以下のとおり確認した。

### ①基準地震動 $S_s$ での最大加速度などの値は大幅に増加する可能性があること

詳細は野津厚氏の意見書（甲D第 194 号証）にあるとおり、少なくとも 2 倍程度あるいはそれ以上の地震動が発生することがあり得る。

### ②耐震解析モデルで考慮されていないこと、あるいは評価が困難なこと

実際の三次元構造を一次元質点系モデルに置き換えて、長さや質量、剛性等の構造パラメータから求める固有周期を正確に把握することは、実は簡単ではない。日本原電は、地震動解析の際、地震力スペクトルで固有周期の 10% の振幅を実施しているが、それで十分カバーできない要因が多々ある。特に、圧力容器スタビライザは、原子炉圧力容器、原子炉遮へい壁、格納容器、原子炉建屋と接続あるいは接触しており、相互に荷重を伝達する複合的な構造であるため、解析評価の保守性が担保しにくい。なかでも、シアラグの隙間・摩擦力・衝撃荷重などは、解析に反映されていない重要な課題である。

一部の荷重のアンバランスが特定の圧力容器スタビライザの応力発生値（計算値）を増加させる要因となるから、応力発生値には相当程度の誤差があるものと考えておく必要があるが、そうした懸念を全く顧みることなく、「安全裕度」ばかりを強調していることは、構造設計・評価の仕方として全く承服しかねる。

強度評価では、応力発生値を大きめに算定する方が安全側である。しかし、振動問題としての剛性評価をする場合には、算定された固有周期につき、これが大きい方が安全側なのか、それとも小さい方が安全側なのか、断定することができない。したがって、振動問題として算定した剛性の値は、大きすぎても

小さすぎても不適切であって、できる限り正確な値を求める必要があるが、そのことが耐震安全性を確保することの難しさを表す重要な視点でもある。

### ③圧力容器スタビライザ自身のばらつき要因など

本意見書1項(2)(3)で述べたように、圧力容器スタビライザ自身が複数の部材の組み合わせの上に成り立っており、特にディスクスプリングの初期締付荷重による応力値の想定が安全側でない。つまり、初期締付荷重が大きくなっている可能性があるが、その確認が難しいうえに、ナットの増し締めが応力値を増大させていることを全く無視していることが、圧力容器スタビライザの強度に対して、重大な影響を与えている。

そもそも、圧力容器スタビライザの強度が、ナットのトルク管理に依存していること自体が問題を含んでおり、さらにそのことを「安全裕度」があると評価している日本原電の姿勢が、構造強度部材のリスク管理ができていないことを物語っている。

以上

図1 解析における発生（応力）値と実構造における発生（応力）値の関係

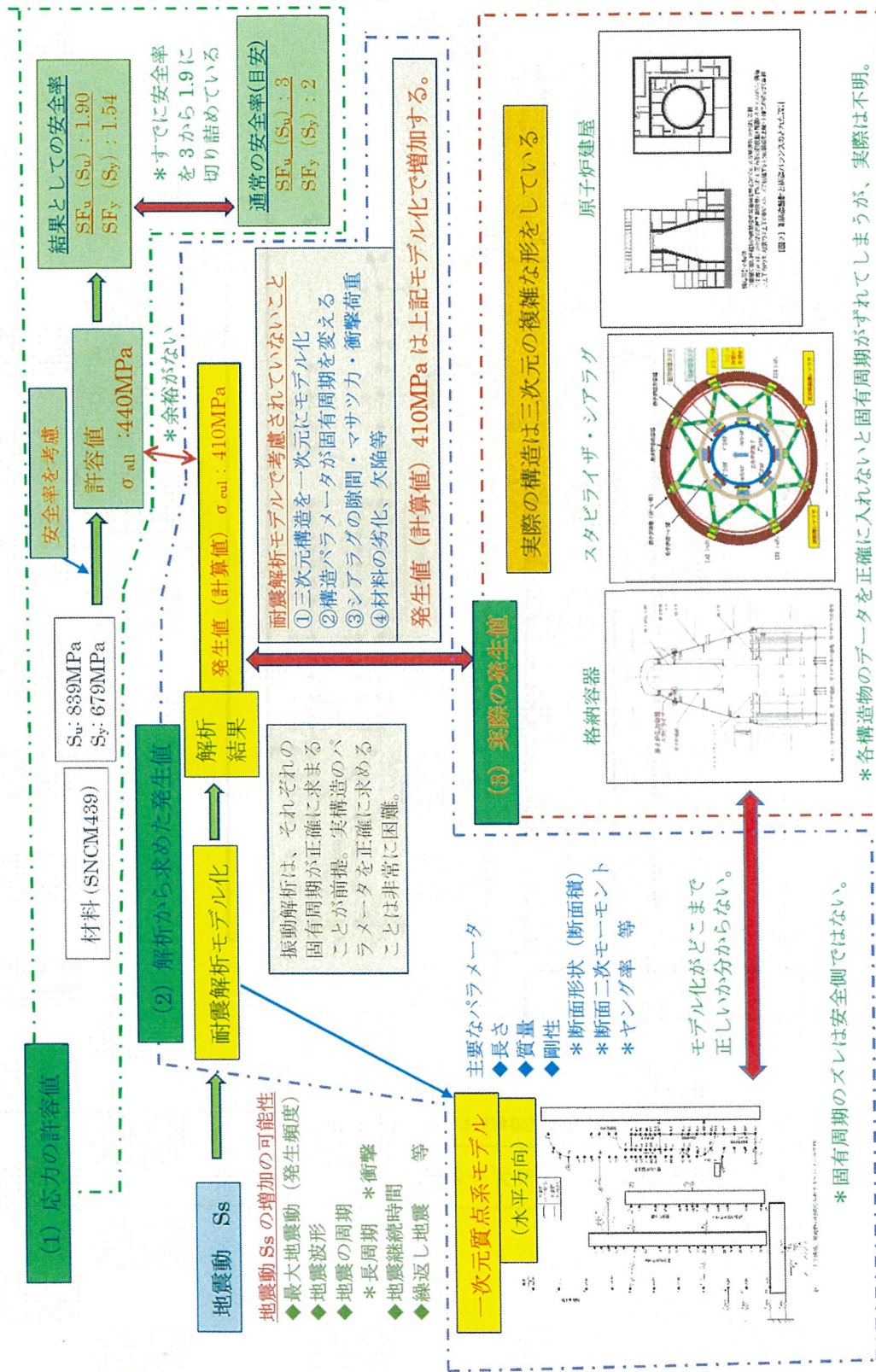


図1 説明用に新規作成

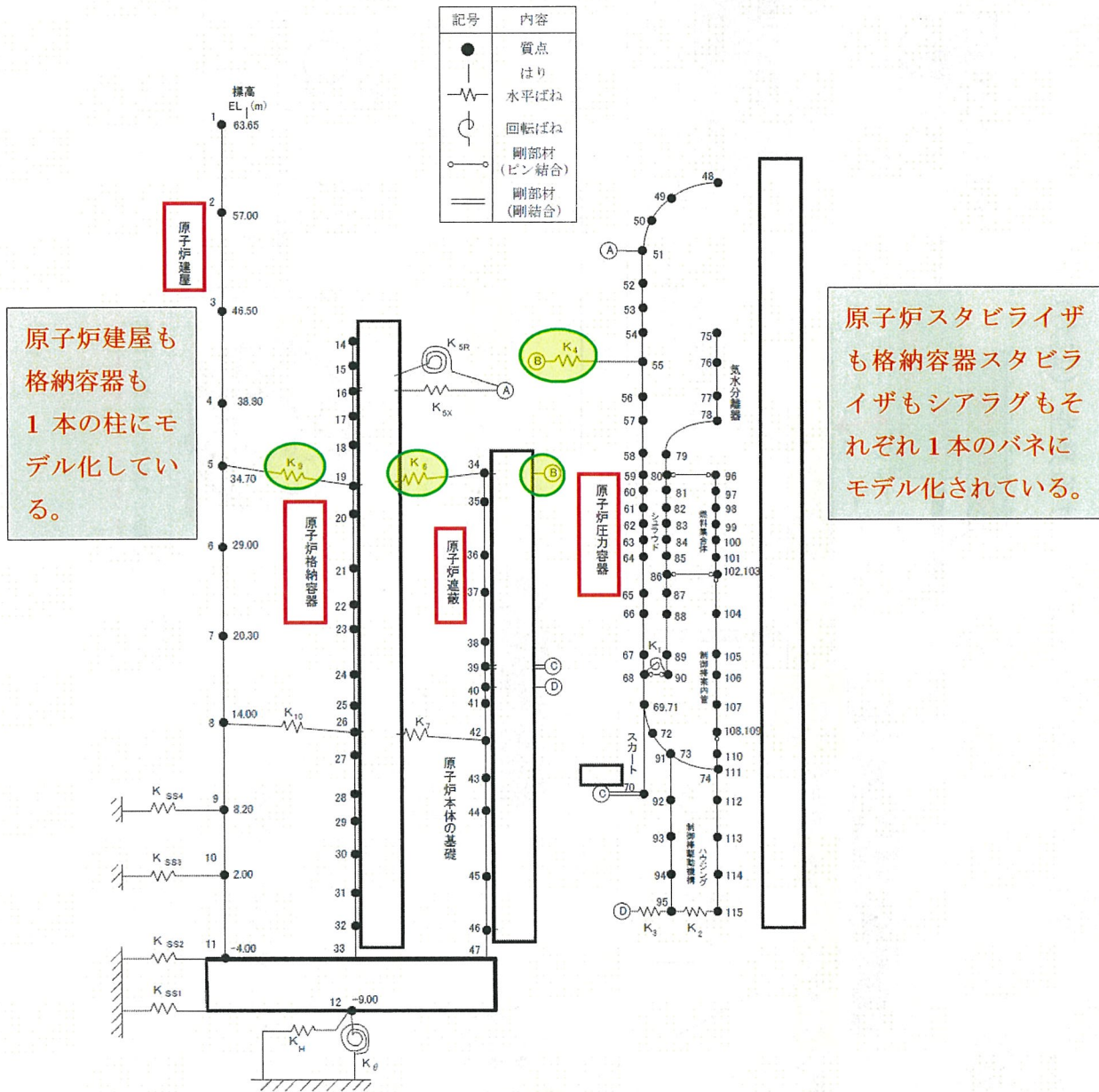
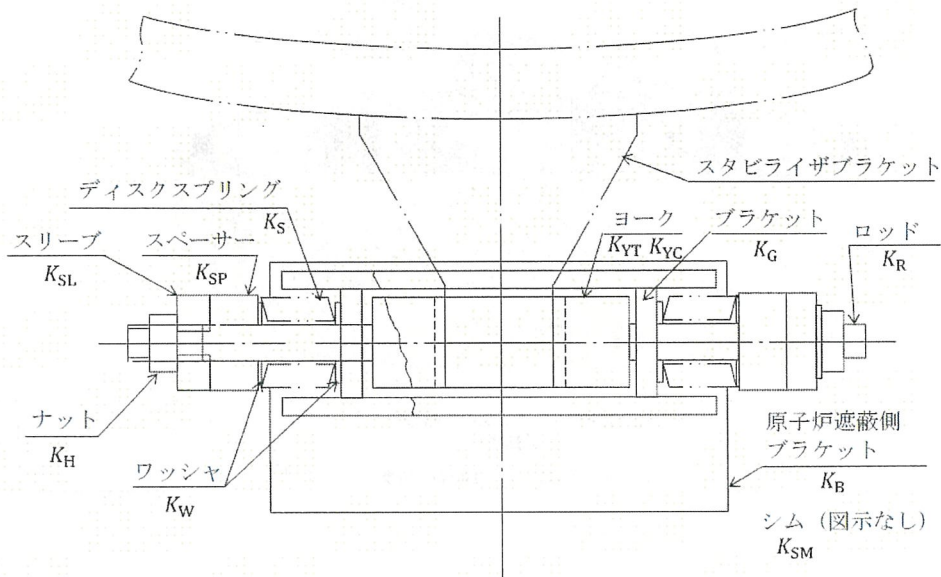


図1(1) 大型機器、構造物の地震応答解析モデル (水平方向)

図A 図1の一次元質点系モデルの拡大図

証拠資料 注1  
p.106 図1(1)に加筆



(1) RPVスタビライザ構造

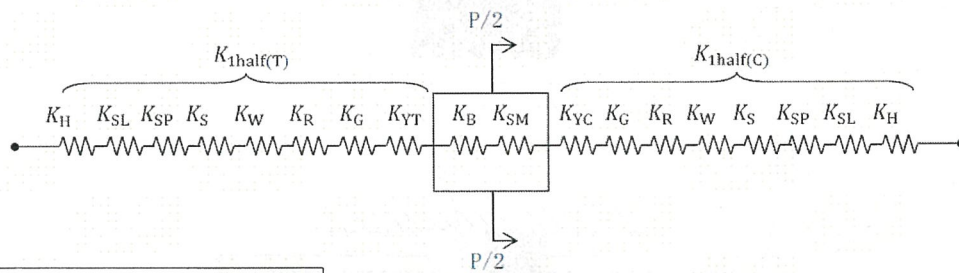


図 B ばね定数算出モデル

(2) ばね定数算出モデル

図5 RPVスタビライザの構造及びばね定数算出モデル

表5 RPVスタビライザの構成部材と荷重伝達形態

部材名称	荷重伝達形態
スタビライザブラケット	接触
シム	接触
ヨーク	ねじ接合
ロッド	ねじ接合
ナット	接触
スリーブ	接触
スペーサー	接触
ワッシャ	接触
ディスクスプリング	接触
ブラケット	接触
原子炉遮蔽側ブラケット	溶接接合

証拠資料 注1  
p.114 図5および p.135



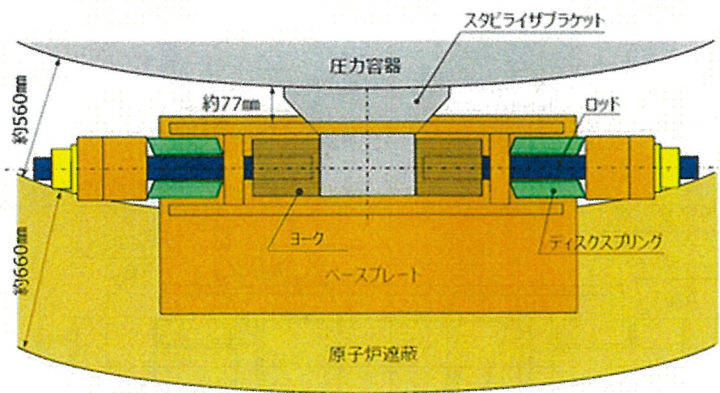


図 C 压力容器スタビライザ  
詳細図

压力容器スタビライザ設置状況詳細  
(C部拡大)  
(丙D第159号証 付-143頁に加筆)

日本原電の準備書面 (18)  
p.36

ディスクスプリングのイメージ  
「皿ばね」と言う板状のばねを  
何枚も重ねたもの。写真は一例。

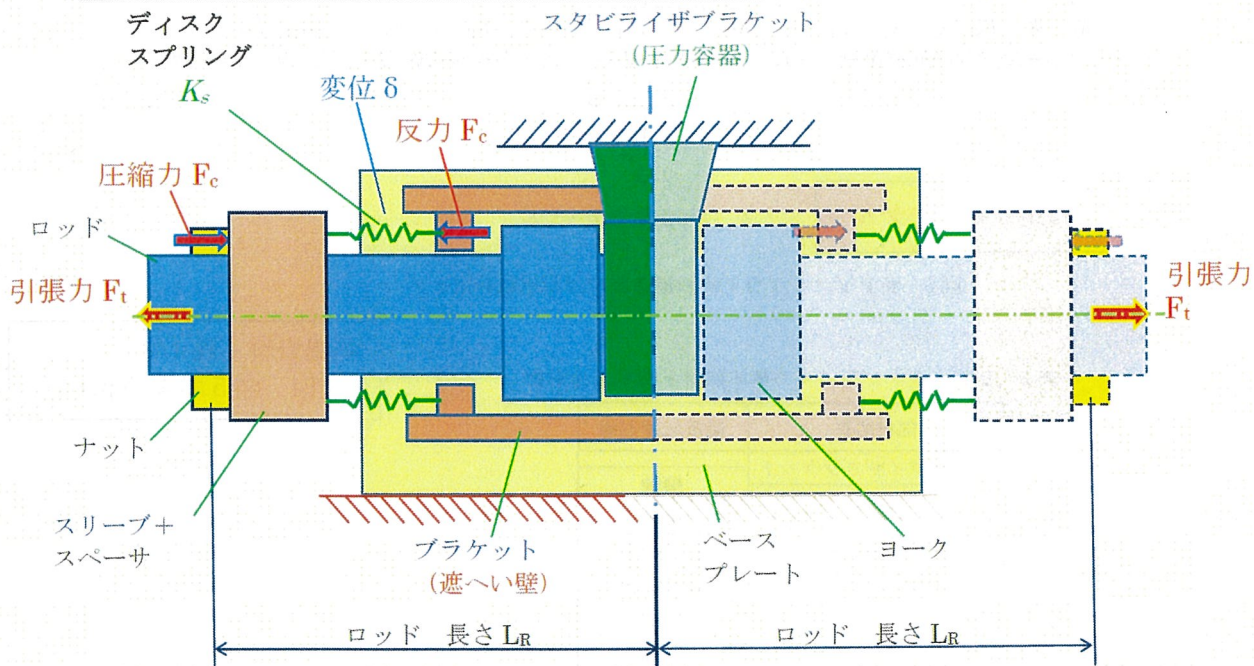
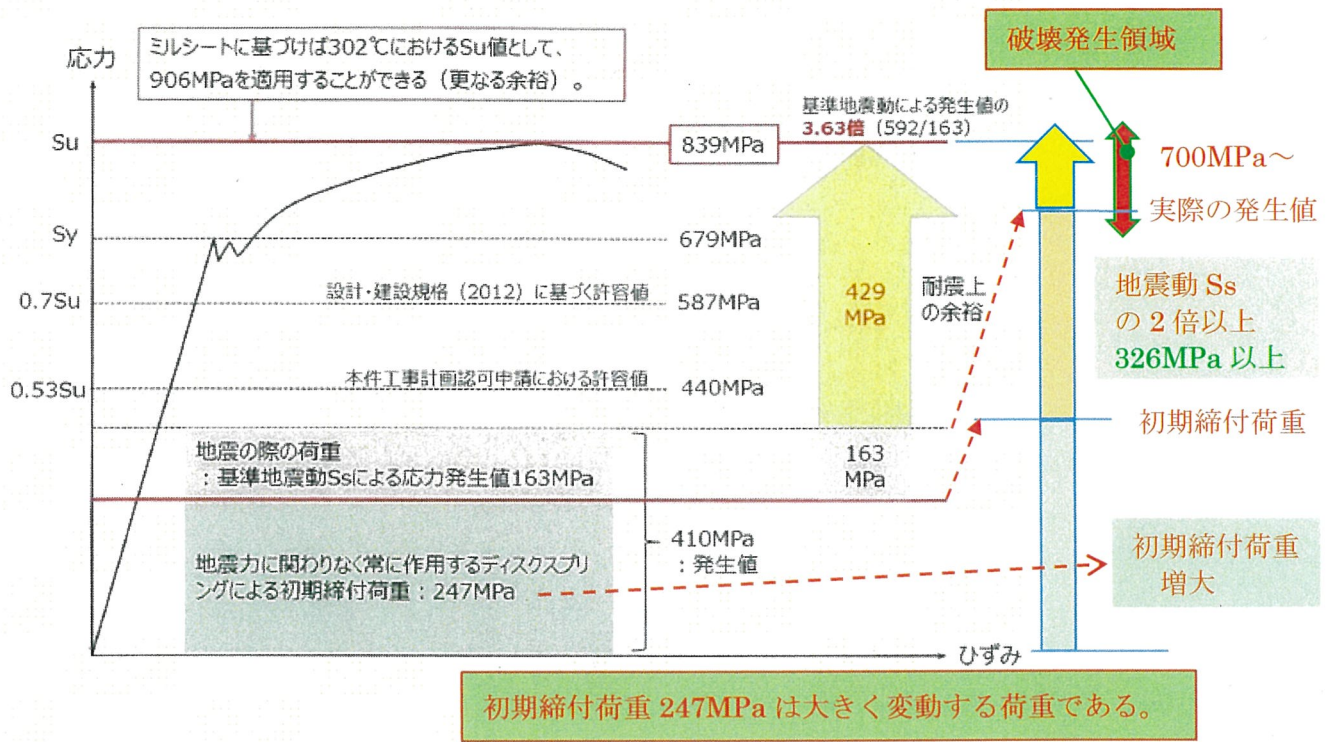


図 D ディスクスプリングと  
ロッドにかかる力

図 B および図 C より  
説明用に作成



【図 2】 本件ロッドの耐震上の余裕

図 E ロッドの余裕

日本原電の準備書面 (18) p.38 図 10 に加筆