

C
甲第96号証

意見書

(裁判所の補充尋問に関連する補足説明)

2020年4月7日

住 所

氏名 後藤政志 

1 甲C第76号証の1 p.8「3-1-2 ホウ酸水注入系(SLC)」の補足説明

制御棒挿入に失敗した場合に、ホウ酸水注入系が機能して原子炉を停止させるまでに30分かかるとすると、どのような事故状態になるのか。

(1) 要旨

制御棒が挿入されていない状況で、何らかの異常(過渡事象)が起きると、ホウ酸水を注入しても直ぐに原子炉を停止させることはできないので、福島原発事故に比べて極短時間で炉心崩壊に至る。仮にECCSが起動して冷却水が炉心に注入されたとしても、核反応の急増(核暴走)によって冷却どころではなくなる。核反応を抑えるために原子炉への注水を抑制すれば、炉心の冷却ができず、メルトダウンすることになる。水位の制御に失敗すれば、核暴走に至ることも否定できない。制御棒が挿入されている状況(核反応停止)でも、崩壊熱を冷やし続けることは大変だが、制御棒が挿入されていない100%出力の状態で、核反応を止めつつ炉心を冷却することは、現実的には不可能に近い。

(2) 具体的な事故状況

代表的な事故シーケンスグループ「原子炉停止機能喪失」で取り上げられている事例をみる(甲C第97号証)。なお、ここで説明されている重大事故対策の有効性評価では、手順をつくせば核暴走や炉心溶融を抑え込むことが可能である、とされている。しかし、短時間に、しかも注水を少なめにして核反応を抑制しつつ、原子炉および格納容器の冷却に成功するシナリオとして描くこの重大事故対策が、実際に成功する見通しは全く立っていない。

この事故シーケンスは、主蒸気隔離弁の誤閉止のような過渡事象発生後、原子炉自動スクラムに失敗した結果、反応度制御や原子炉水位の維持ができず、炉心損傷に至るものである。

有効性評価によれば、主蒸気隔離弁閉止による圧力上昇によってボイドが急減し、水による中性子の減速効果が増大して核反応が進み、中性子束(一定空間における中性子の密度)が最大560%まで出力上昇する、とされている(筆者注・有効性評価ではそのように解析されているが、出力が560%を超えないという保証はどこにもな

い)。約 2 秒後には、原子炉圧力が 7.39MPa(gage)に到達し、再循環ポンプが全台停止して炉心流量が低下し、原子炉出力は若干低下する。しかし、原子炉で発生した主蒸気が逃げ場を失い、逃がし安全弁を介して圧力容器からサプレッションプールに流入する。この結果、事故発生からわずか約 57 秒後に格納容器ドライウェル圧力が 13.7kPa(gage)に到達し、高圧炉心スプレイ系が自動起動して原子炉への注水を開始する。また、約 85 秒後にはサプレッションプールの水温が 49°Cまで急上昇する。

約 6 分後にホウ酸水注入系が起動するが(なお、有効性評価によれば、ホウ酸水の全量注入完了は注入開始から約 125 分以内となる設計、とのことである)、ホウ酸水の注入開始から原子炉が停止するまでに少なくとも 30 分はかかるとされており、その間原子炉を冷却し続ける必要がある。しかし、制御棒が挿入されていない状態で冷却水を炉心に注入すると、核反応が急速に上昇して危険である(水は中性子の速度を減速させて核反応を増加させる性質を有する)。このため、原子炉の水位をレベル 1(燃料棒が冠水するぎりぎりの水位)に維持して冷却を続けるという離れ技を余儀なくされる。

核反応が停止していない状態のまま、ECCS を切ったり入れたりする操作をしながらレベル 1 の水位を維持していくことが、核反応抑止と原子炉冷却の両面から如何に非現実的であるかは、福島原発事故のケースと比較することで容易に分かる。福島原発事故では、事故発生と同時に制御棒が挿入され、原子炉の出力は瞬時に約 7%程度まで低下し、その後も崩壊熱は徐々に低下していたにもかかわらず、運転中だった 1 号機から 3 号機のすべてにおいて、原子炉の冷却に失敗してメルトダウンを起こしている。ましてや、制御棒が挿入できず 100%出力の状態での原子炉の制御が絶望的であることは、誰も否定することができないであろう。具体的には次のような事態が想定される。制御棒が挿入されていない状態のまま冷却水を注入すると、核反応が余計に進む。しかし、核反応を抑えるために水位下げると、燃料棒が露出してメルトダウンが始まる。また、仮に原子炉の冷却が一定時間維持できたとしても、事故発生から約 28 分後には、サプレッションプールの水温が 106°Cに到達し、原子炉隔離時冷却系が停止する。この結果、格納容器は冷却不能となって破損する。

(3) 関連資料について

旧日本原子力研究所の小林健介らの『BWRにおける炉心損傷・炉心溶融に至る事故解析の現状』(甲C第98号証)p.12 左下 5 行目～では、「何らかの過渡事象(再循環ポンプの故障、主蒸気隔離弁の誤閉鎖及び原子炉起動時の制御棒の異常な引抜きなど)発生時に全制御棒の挿入(スクラム)失敗が起こると、運転員の介入がない場合 LPCI(低圧注水)系の自動起動による炉心水位の回復による正の反応度により炉心発熱量が大きくなる。」とされている。さらに、同 p.12 右 5 行目～では、「加えて残留熱除去(RHR)系の圧力抑制室プール水冷却モードが起動しないためにプール水温が上昇する。その結果、格納容器は早期(37min 後)に過圧破損することになる。」とされている。

以上の記述は、スクラム失敗事故でのひとつの現実的な事故シナリオを表しており、制御棒が挿入されていない状態で ECCS が働くと、核反応が進んで発熱量が大きく増えるため、炉心溶融以前に格納容器が短時間で過圧破損することを示している。

2 鋼材の安全係数がわかる最新の教科書(甲C第76号証の1 p.22)

【絵とき「機械設計」基礎の基礎】平田宏一著 日刊工業新聞社 2014年10月発行(甲C第84号証)p.27 を紹介する。

この教科書において、機械設計における教科書の静荷重に対する安全率が示されている。通常、静的荷重に対して引張強さを基準強度にした場合、安全率は3から4程度である。

安全率の目安

実際に機械を設計する場合、機械や部材に作用する力を精度よく見積もることは簡単ではありません。安全率が低すぎると危険性が増し、安全率が高すぎると機械の重量や製作コストが増すので好ましくありません。表2-1は、基準の強さを破断する際の応力とした場合の安全率の目安です。あくまでも目安ですが、これらの値を基準として設計を進めるとよいでしょう。

材料	静的な荷重	安全率		
		片振り繰り返し荷重 (引張りまたは圧縮のどちらかのみ)	両振り繰り返し荷重 (引張りと圧縮の両方)	激しい繰り返し荷重、衝撃的な荷重
鋼	3	5	8	12
鉄	4	6	10	15

表2-1 安全率の目安

3 実構造の破断ひずみは材料試験の破断ひずみより低いことにつき、いくつかの実験をまとめた文献(甲C第76号証の1 p.24~29)

全体をまとめた論文はないが、下記に関連文献として①②③を示す。

① 「大規模構造物の設計とリスクを考慮した評価方法に関する研究」

2004年9月発表 後藤政志 東京工業大学 2005年3月31日 博士(工学)論文
学位授与番号:乙第3809号 p.3-71~79 / p.4-25~45を提出
(甲C第94号証)

② NUREG/CR-6906 SAND2006-2274P 「Containment Integrity Research at Sandia National Laboratories 【An Overview】」 Sandia National Laboratories
U. S. Nuclear Regulatory Commission / Office of Nuclear Regulatory Research
Washington, DC 20555-0001 p.51を提出

(甲C第99号証)

(NUREG/CR は米国規制当局 NRC の責任で発行されている技術的文書類。SAND はサンディア研究所のレポート。)

(表題の翻訳)

NUREG/CR-6906 SAND2006-2274P

「サンディア国立研究所における格納容器健全性調査【概要】」

本論文では、同研究所が実施した格納容器の破壊試験と主として日本が共同研究した格納容器の破壊試験が総合的に評価されている。ただし、ひずみについてすべて表記しているわけではない。

以下、「1:8鋼製格納容器(PWR)の過圧試験」(甲C第76号証の1 p.26~27)について、本論文を用いて補足する。

甲C第76号証の1 p.27の図6で紹介した「PWR型鋼製格納容器1/8モデルの過圧試験」では、補強材溶接部から延性亀裂が発生し、短時間に試験体全体に亀裂が進んで脆的な破壊が生じた。このときのフープひずみは約2.25%程度であった。

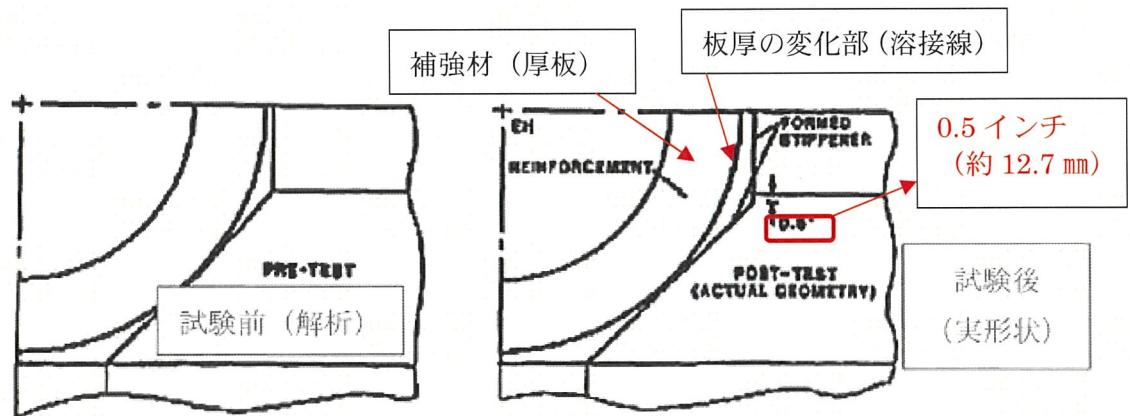


Figure 29 Pretest Analysis vs. As-built Configuration of Stiffeners at 1:8-Scale Steel Model Equipment Hatch

図 29 1:8・スケール鋼製機器ハッチモデルにおける試験後解析（モデル図）対
実際に製作された補強材の形状

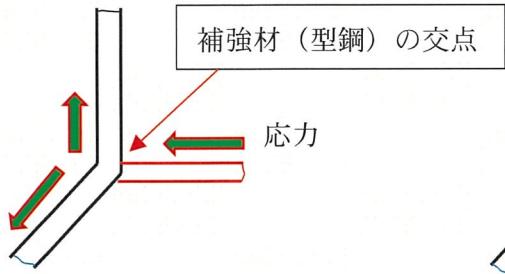


図 30 試験前解析図

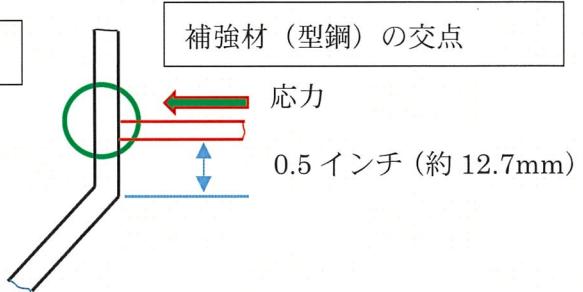


図 31 試験後（実形状）

本論文(甲C第99号証)p.51に掲載された図 29について説明する。

図 29 は、加圧試験前の試験体の機器ハッチモデルの解析モデル(左図)と、実際に製作された機器ハッチモデルの形状(右図)を比較した図である。両図とも左上部に半円型状の箇所がある。これが機器ハッチの開口部である。開口部周囲は、強度を上げるために厚板になっている。

左図の拡大図を図 30(筆者作成)に示す。試験前の解析では、水平の補強材が縦の補強材と左下から斜めに上がってくる補強材がぶつかる角(交点)に正確につながっている。仮に水平補強材に左方向の応力が働くと、補強材の交点では、左下方向の補強材と上方向の補強材にそれぞれ矢印のように応力が流れるので、応力集中は少ない。

それに対して、加圧試験後の実形状を示したもののが図 29 の右図である。右図の拡大図を図 31(筆者作成)に示す。水平補強材の当たる部分が角(交点)より約 12.7 mm 程度ずれた位置にある。実際の構造では、垂直方向の補強材に水平補強材が横方向から当たるために、図 30 のように水平方向の応力がなだらかに流れることができず、垂直方向の補強材に曲げ応力が集中する。試験ではこの部分でひずみ集中を起こして破壊したのであるが、試験前にはそのことを予測できなかった。

③ 旧米国サンディア国立研究所で実施された、1/10 モデル マークII改良型鋼製格納容器の結果を示す次の論文を提出し、甲C第76号証の1 p.24~26 の補足として、以下のとおり、関係する部分を引用して解説する。

(甲C第100号証 VI-269、VI-271)



Transactions of the 15th International Conference on
Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT-15)
Seoul, Korea, August 15-20, 1999

II06/5

Steel Containment Vessel Model Test: Results and Evaluation

V. K. Luk¹⁾, M. F. Hessheimer¹⁾, T. Hashimoto²⁾ and J. F. Costello³⁾

1) Sandia National Laboratories, USA

2) Nuclear Power Engineering Corporation, Japan

3) United States Nuclear Regulatory Commission, USA

試験体の図：機器ハッチ部分の上下で材質が変わっている。

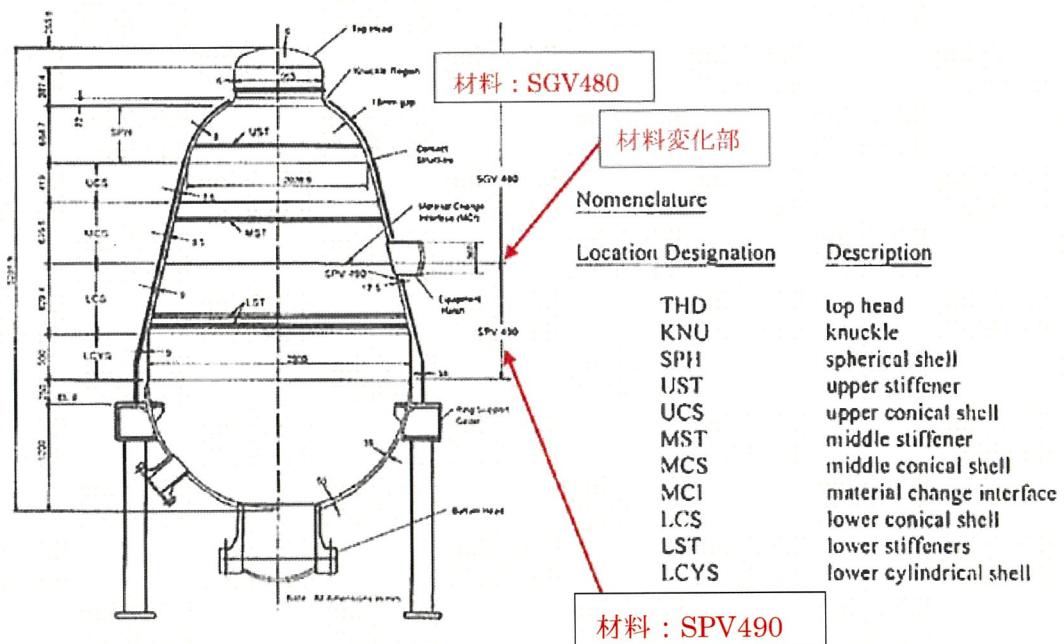


Figure 1. Elevation view of the SCV/CS assembly

TEST RESULTS

Local Response Adjacent To The Equipment Hatch.

An extensive array of single element, strip and rosette strain gages was installed around the equipment hatch to characterize the local strain distribution. Figure 3 shows the locations of a few critical strain gages around the equipment hatch viewed from inside the model. A strip gage (STG-I-EQH-16), adjacent to the upper end of the tear, registered a maximum strain of 4.2%, and the two rosette gages (RSG-I-EQH-12 and -8) above it recorded maximum strains of 3.7% and 2.8%, respectively. The rosette gage (RSG-I-EQH-22) slightly below the lower end of the tear recorded a maximum strain of 1.3%. However, the highest strain reading of 8.7% was recorded by a strip gage (STG-I-EQH-37) at 3 o'clock, just above the material change interface. Figure 5 shows the strain data recorded by these gages around the equipment hatch.

Global Response

The global response of the SCV model was monitored using free-field strain gages and an array of internal displacement transducers that measured the strains and displacements at several elevations along four cardinal azimuths (0°, 90°, 180°, and 270°). Maximum free-field hoop strains ranging from 1.7 to 2.0% were measured at 4.5 MPa at the upper conical shell section (Fig. 6). Hoop strains calculated from the displacement measurements ($\Delta r/r$) were consistent with the strain gage measurements at these locations.

(主に赤のアンダーラインを引いた箇所の意訳)

試験結果

機器ハッチ周囲の局所的応答

亀裂の上端近くに貼ってある歪みゲージ(STG-I-RQH-16)では、最大ひずみは4.2%を示した。歪みゲージ(RSG-I-EQH-12と8)では、それぞれ、最大ひずみが、3.7%と2.8%であった。亀裂の少し下の歪みゲージ(RSG-I-EQH-22)では、最大ひずみ1.3%を記録した。しかしながら、すべての場所で最も高いひずみは、(機器ハッチ右側の)材料の溶接継手部のすぐ上の、時計の針の3時の方向にある歪みゲージ(STG-I-EQH-37)で記録され、8.7%であった。Fig 5に機器ハッチ周囲の歪みゲージによる記録データを示す。

※ 筆者の作成した甲C第76号証の1 p.25、上から3行目では、「局所的なひずみが約8.8%」と記述しており、米論文の「8.7%」との間でそれが生じている。日米で同じ試験結果を解釈する際に生じたものと思われるが、本課題にとって主要な問題ではないので、甲C第76号証の1での記述「約8.8%」はそのまま維持しておく。

※ 甲C第76号証の1 p.25、上から2行目では、ゲージの跳ね上がる直前の4.2%ではなく、跳ね上がったひずみ値約5.3%を終局ひずみとして表示している。

4 原子力用コンクリート格納容器設計指針のライナプレートの設計許容値の最新版 (甲C第76号証の1 p.31)

「柏崎刈羽原子力発電所6号炉及び7号炉」地震による損傷の防止について(審査資料 資料番号 KK67-0100 改34 平成29年1月30日東京電力ホールディングス(株)p. 40 (甲C第95号証) の表3-1 ライナプレートの許容ひずみ(CCV規格)によれば、荷重状態ⅢおよびⅣについて許容ひずみ

膜ひずみ 圧縮ひずみ:0.005、引張ひずみ:0.003

膜と曲げの和 圧縮ひずみ:0.014 引張ひずみ:0.010

であり、甲C第76号証の1 p.31の図9「格納容器ライナプレートの設計許容値」の「終局状態」と同じであることから、これを最新版として紹介する。

なお、同資料には、米国機械学会:「ASME Boiler & Pressure Vessel Code Section III Div.2」(2001)に基づいて表3-1が設定されている、との記載がある。

CCV 規格によれば、ライナフレートは、「鉄筋コンクリート部の変形およびコンクリートとの温度差により強制されるような自己制御的ひずみ」に対して、「漏えいを生じることなく追従できる変形性能を有していればよいことから、ひずみを制限すること」としており、米国機械学会：「ASME Boiler & Pressure Vessel Code Section III Div. 2」(2001)に基づき、ひずみについての許容値（表 3-1）が設定されている。

表 3-1 に示される許容値は、鋼材の降伏ひずみの数倍程度であり、破断に対しては十分余裕のある状態にあると言え、CCV 規格におけるライナフレートの許容ひずみは、耐漏えい性能を十分に確保することができる数値であると考えられる。

なお、JIS に示される SGV49（現在の SGV480 に相当）の伸びは 17~21%（170000~210000 μ ）、SUS304L の伸びは 10%（400000 μ ）以上であり、表 3-1 で規定された値は破断に対しても十分余裕のある状態にあるといえる。

表 3-1 ライナフレートの許容ひずみ (CCV 規格)

ひずみの種類		許容ひずみ	
荷重状態	ひずみの種別	膜	膜と曲げの和
III および IV	圧縮ひずみ	0.005	0.014
	引張ひずみ	0.003	0.010

5 降伏点 S_y 以下で破断した実例について

筆者は、応力の作用によって金属材料が破壊される過程に関して、降伏点 S_y に達する前の段階で破断に至ることがあり得ることを、補充意見書(甲C第79号証p.5)で説明した。

以下の(1)(2)(3)(4)(5)において、更に説明を補充するとともに、(6)において、降伏点以下で崩壊・破壊した実例①②を紹介する。

(1) はじめに

筆者は、圧力容器スタビライザや各部の強度を検討するにあたり、材料の「応力一ひずみ線図」を元に実機の強度を論じてきたが、材料の引張試験結果である降伏点 S_y と引張強さ S_u が判明している場合に、実機の強度評価によって何がわかって何がわからないのか、また、どこに不確定な要素があるのか、を明らかにすることが重要であると考えて本項を書いている。

原子力発電は、大量の放射性物質を内包する極めて大きい危険源を持ち、極短時間における核反応の制御と長期にわる膨大な熱エネルギーの抑え込みを必要とする、他の技術分野にはない、制御の極めて難しい技術である。それにもかかわらず、日本原電は、強度評価上の一の指標だけを取り上げ、他方で考慮すべき重要な危険側要因をあえて無視する説明を行なっている。筆者には、このような日本原電の態度は、「安全余裕がある」という幻想の上にあぐらをかいているように見受けられる。工学的に誤った判断基準に基づく強度評価は、安全性の確保という点からは看過できないので、現時点で見落とされている、あるいは軽視されている工学的な視点を改めて押さえておく必要がある。

以下の点について指摘しておく。

① 破損モードの抽出とその特性の確認

構造強度を論じるにあたり、どのような破損モードがあるかをもれなく抽出する。そのうえで、降伏点 S_y や引張強さ S_u に依拠するだけでは強度評価ができない破損モードである脆性破壊、疲労破壊、座屈等の検討を実施する。特に座屈強度など、降伏点よりはるかに低い応力で瞬時に大規模な損壊を起こす破損モードを見落とすことは、重大な事故につながる。

② 降伏について

部材の応力が降伏点に達すると、塑性変形を生じ、除荷しても元には戻らない。材料が降伏することは、材料がへたって健全性を失っていることを意味し、再使用は困難である。ごく稀に起る事故の場合にのみ、降伏点あるいはそれ以上の応力を許容することが認められるだけで、それでも構造体として崩壊（構造体全体が壊れることを指す）または破壊（個々の部材が破断することを指す）しないことが、構造解析では必須である。

引張試験片では、降伏点は明確であるが、実機の三次元的な多軸応力場では、降伏点が大きくずれことがある。実構造において降伏後の弾塑性解析をすると、様々な部位で降伏が広がっていくことがわかるが、現実に塑性崩壊荷重（塑性化する範囲が広がって構造全体が壊れる最大の荷重）を求めるることは、かなり難しい。材料レベ

ルではまだ降伏していないとみなされる大型の構造物でも、荷重のかかり方や、剛性評価の誤りなどから、塑性崩壊してしまうようなことも起こりうる。したがって、実構造物の解析結果から「降伏」を判断することは、それほど簡単ではない。

③破壊について

引張試験片では、降伏後に十分に変形してから破断するが、実構造では、あまり変形せずに破断したり、脆性的な破壊をすることもある。したがって、単軸の材料の引張強さ近くまで、亀裂を発生させることなく変形することが可能である、と考えるのは間違いである。降伏点を超えた後、ひずみ集中部では、いつどこで亀裂が発生するかを断定することはできない。想定外の過大な荷重の発生や、疲労破壊を起点とする構造破壊などが起きることもある。

④なぜ、設計想定を超えてものが壊れることがあるのか

引張試験片の「応力一ひずみ線図」は、単軸の単純な応力状態なので、解析によって降伏点 S_y と引張強さ S_u をある程度想定することができる。しかし、実構造物では、形状や剛性の急激な変化、不連続な接触部をもつ荷重伝達機構などがあるため、荷重がどこまで均等にかかるのか断定しがたい。さらに、応力集中や、溶接などによる材料の脆化や硬化、場合によっては軟化も起こり得る。細長く座屈しやすい軸圧縮部材がある一方で、三次元的に複雑な多軸応力場も存在し、検出できない欠陥、変形せずに亀裂が発生し易い構造など様々である。単純な材料試験片結果からでは想定することが困難である様々な構造と破壊モードが混在しているのが実構造なのである。

よって、安全余裕に頼るのではなく、強度の低下要因をきちんと押さえた解析を行なわないと、誤った評価をすることになる。実構造物の強度は、現在の構造解析技術をもってしても、評価には限界がある。ましてや、弾性域であっても強度評価は難しいのに、実構造物の塑性域の進展による崩壊挙動やさらに亀裂の発生などを、解析だけで予測することは不可能である。過去の様々な構造破壊事故から学ぶ経験を踏まえた工学的な判断が必要であろう。

(2) 引張試験片のひずみに比べて実構造のひずみが小さい理由

—荷重と垂直方向の力がかかるとひずみは違ってくる—

筆者が甲C第76号証の1 p.23で記した「応力ーひずみ線図」を以下に再掲する。

引張試験片を用いた材料試験では、荷重を増やしていくと降伏し、十分変形した後に引張強さ S_u に達して破断する。他方、実構造が壊れた場合には、破壊した部位の亀裂や変形の形状などからだけでは、荷重がどの程度加わっていたか、あるいは、応力がどこまで上昇していたかについては、分からぬ場合が多い(事故後、破損部位や破壊状況を確認しながら詳細な解析をしない限り、応力等は正確には分からぬのである)。十分に伸びてから亀裂が入って破壊する引張試験片のような場合と、降伏していてもほとんど変形せずに応力集中部から亀裂が入って破壊する場合がある。

以下の「応力ーひずみ線図」のうち赤色で描かれた線は、引張試験片に比べて実構造では、ひずみがあまり大きくならないまま引張強さに達すること、を示している。

以下その理由を説明する。

破断ひずみは特定が困難

—材料試験と実構造の違いを考慮しない評価は間違い—

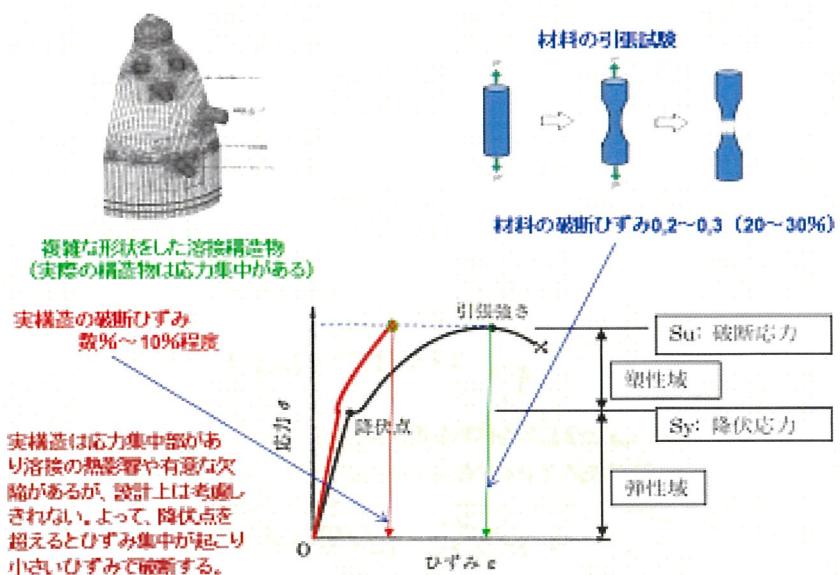
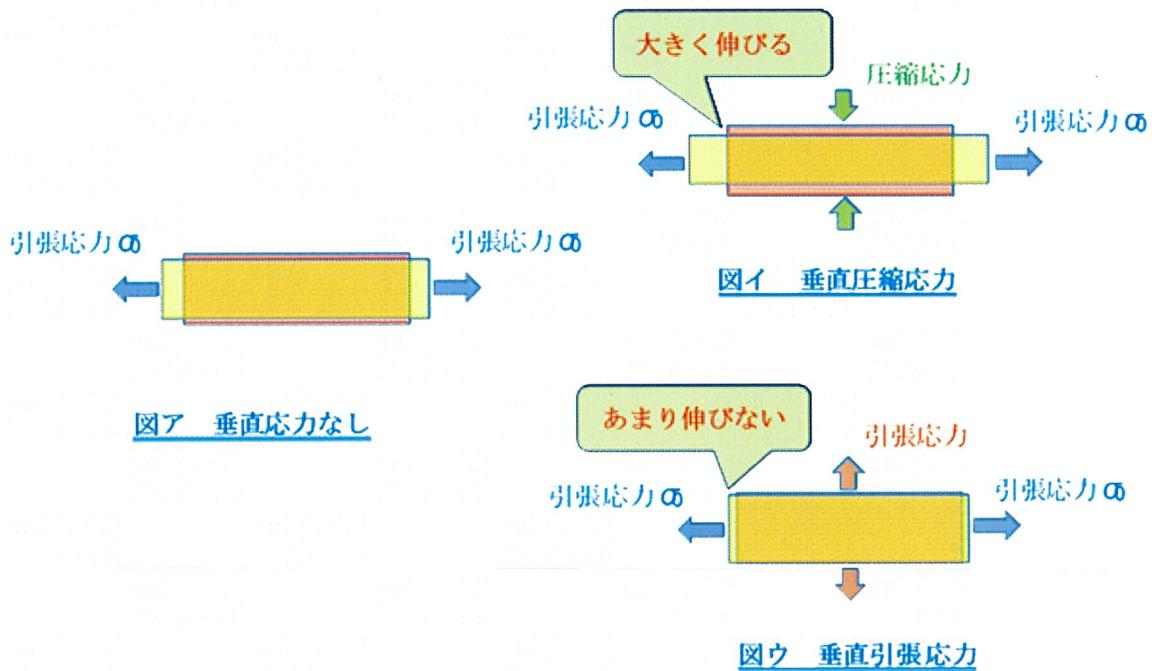


図1 鋼材の応力ーひずみ線図

実構造では、対象としている部位への引張応力は、引張試験片のように単軸方向のみではなく、垂直方向にも働く場合がある。下図のうち図アは、左右方向に引張応力 σ_0 が働いている状態であって、引張試験片と同じである。図イは、同じ左右方向の引張応力 σ_0 と同時に、垂直方向にも圧縮応力がかかった状態を示している。この場合、垂直圧縮応力の働きによって、左右方向の伸び(変形=ひずみ)が図アの場合よりも大きくなる。反対に、図ウのように垂直方向に引張応力がかかった場合には、左右方向の伸びが小さく変形しにくい状態にある。すなわち、実構造が図ウの状態に置かれていると、ひずみが小さくなる。

そして、図ウのように、降伏に達しても変形しにくい場合には、応力集中部が存在すると、そこから亀裂が発生する。



(3) 降伏も多軸場の応力で決まる

降伏は、一軸の応力だけではなく、多軸応力（垂直応力）の影響を受けて発生する。なお、垂直応力の影響を考慮した降伏の定義は、どの理論に基づき降伏条件を定めるかによって異なる。理論的には降伏現象はせん断応力によることが分かっている。代表的な理論としては、トレスカの最大せん断応力説（ある場所のせん断応力の最大値が S_y に達した時に降伏とみなす。 S_y は引張試験における単軸の降伏点。）やミーゼスの最大せん断エネルギー説（ある場所のせん断エネルギーの最大値が S_y に達した時に降伏とみなす。 S_y は単軸の降伏点。）等がある。なお、実機の応力解析では、このような多軸応力場の解析を行なっている。

(4) 亀裂はいつ発生するか分からない

引張試験片では、降伏して十分伸びた後、くびれを生じて破断するが、実機においては、降伏あるいは変形していく途中で、欠陥や応力集中部から亀裂が発生することがある。特に、両方向に引張荷重を受けている場合には、幾何学的な応力集中部や拘束の強い（変形しにくい）部位、溶接による脆化が激しい部位などから亀裂が発生

することができる。亀裂はやたらと発生するものではないが、亀裂の発生条件については予測が困難である。

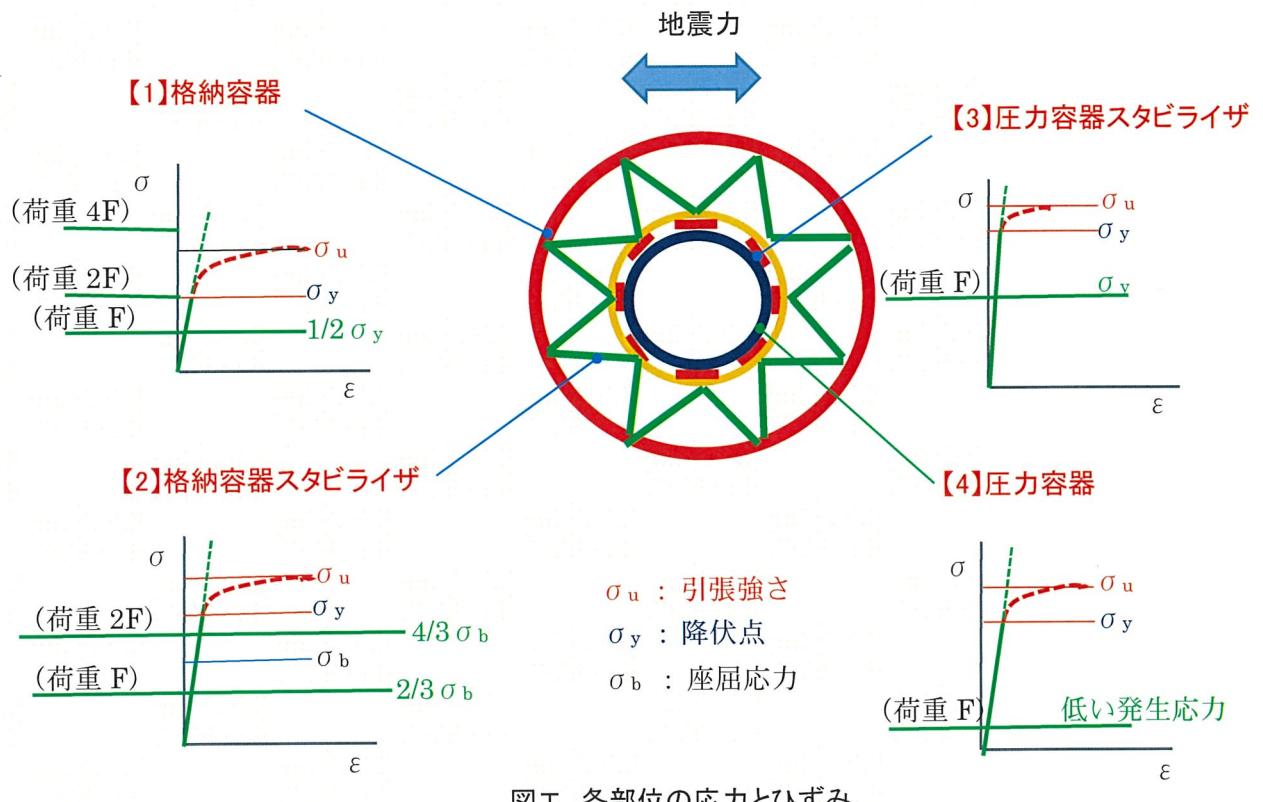
(5) 実機の「応力ーひずみ線図」

実機を応力解析すると、様々な部位について「応力ーひずみ線図」を作ることができる。

例えば、以下の図工において、地震力を加えた場合に、【1】格納容器、【2】格納容器スタビライザ、【3】圧力容器スタビライザ【4】圧力容器の各部位において、その地震力により発生した応力の最大値を、模式的に、「応力ーひずみ線図」上にプロットする。弾性解析では、応力 σ とひずみ ϵ が比例するので、降伏点 σ_y までは緑色の直線上にのる。ただし、ある地震動で振幅が生じた時に、それぞれの部材によって発生している応力は様々である。

格納容器のような板構造では、多軸応力がかかるため、(2)で述べたように、構造体の塑性変形が始まる降伏点 σ_y が、単軸の降伏点(引張試験片)よりも、低くなったり高くなったりする。荷重を増やすと、弾性解析では、 σ_y を超えても、緑の破線のように直線状を伸びていくだけなので、一度応力解析が行なわれていれば、荷重と応力の関係は単純に比例計算で求めることができる。例えば、【1】の格納容器に荷重 F をかけた状態の応力解析(模式図)の結果、発生応力が $(1/2) \cdot \sigma_y$ であったならば、荷重 F が2倍になれば降伏し、さらに荷重が σ_u / σ_y 倍になれば引張強さに達する。

同様に、【2】格納容器スタビライザ、【3】圧力容器スタビライザ、【4】圧力容器についても、荷重 F が加わったときの発生応力がそれぞれ定まっているところ、ゼロ点から応力が増加する角度(応力ーひずみ線図の傾斜角度)は、各構造物のヤング率と部材の断面性能(断面積や断面係数)によって異なっている。各部位での最も厳しい発生応力が降伏点以下であれば、ほぼ荷重に比例して発生応力が決まる。



仮に、【4】圧力容器のように、非常に低い発生応力であれば、荷重が相当増加しても、特に問題は生じない。しかし、例えば【2】格納容器スタビライザの例のように、荷重 F で発生応力が $2/3 \sigma_b$ (σ_b は座屈応力) であった場合には、荷重 F が 2 倍になると、当然に応力は $4/3 \sigma_b$ となり、降伏点以下でも座屈することになる。

ところで、降伏点を超えた後の現実の挙動は、部位によって相當に異なる。そもそも実構造物では、弾性解析のように各部位の応力が荷重に比例せず、荷重の増加とともに部位毎に変形が進んだり遅れたりする(甲 C 第76号証の1 p.25 図4)。つまり、図工の【1】格納容器の場合に、弾性解析で最大応力が発生した箇所から壊れるとは限らない。機器ハッチのような別の応力集中部が壊れる可能性もある。さらに、複雑な構造で圧縮応力やせん断応力がかかる部分では、設計段階では想定できない局部的な座屈も起きる。だから、弾塑性解析をして崩壊荷重(塑性変形して最後にそれ以上耐えられなくなる荷重)を求めた場合に、次の(6)②で述べる「尾道丸事故に係る技術検討会報告に関する」のように、降伏点より相当低い値で塑性崩壊していた

ことが後で判明することもある。また、非常に応力集中が大きく拘束の厳しい(変形しにくい)部位や溶接による脆化、軟化等の材質の変化や欠陥(潜在的な欠陥は避けられない)のある部位では、塑性変形が進まずに局所的な亀裂が発生することも否定できない。

したがって、降伏点以上の弾塑性解析で求めた最大応力をもって塑性崩壊や破壊応力を推測することは、必ずしも安全側のアプローチではない。むしろ、材料の降伏点と引張強さから崩壊荷重や破断荷重を推測することは、「欠陥や解析上の誤差もない理想的な極限強度」を求めているにすぎず、実機では採用できないというべきである。

(6) 降伏点以下で崩壊・破壊した実例

① 延性破壊に限定すると、降伏点以下で破断した実例は見つからなかった。

ただし、降伏後、引張試験片の結果によれば十分に変形するはずにもかかわらず、あまり変形せずに亀裂が発生して壊れた例(以下 a)の事例)がある。

また、応力集中部などから疲労亀裂が発生した例は多い。一般的に疲労亀裂は、降伏点以下の応力で、応力集中部や欠陥等から発生する、といわれている。以下 b)～d)の3件は、繰り返し荷重による疲労が関係しており、大きく塑性変形することなく亀裂が発生して破断している。

以下、特定非営利活動法人 失敗学会「失敗知識のデータベース」

www.shippai.org/shippai/html/index.php?name=news981

より、事例を示す(甲C第101号証の1ないし4)。

a)「応力集中で円筒構造物の溶接部に亀裂が発生した」

溶接熱影響部(溶接の熱で材質が変化)の強度が弱くなり、拘束の強い部分から亀裂が発生した。

b)「車体フレームのブラケット溶接部に曲げ変形で亀裂が発生した」

溶接で材質が変化したか剛性が大きすぎて繰り返し荷重により変形する前に亀裂が発生した。

c)「タンク側板の溶接部近くに曲げで亀裂が発生」

溶接により曲げ変形が拘束され亀裂が発生した。圧力変化による疲労亀裂である。

d)「支柱の繰り返し変形による溶接部の割れ」

熱交換器に支柱を設けたが、支柱を溶接したため、拘束されて熱膨張・収縮の繰り返し荷重で疲労亀裂が発生した。

② 材料の降伏点より小さい応力で構造全体が崩壊した例

—降伏点以下で塑性崩壊した船舶—

「尾道丸事故に係る技術検討会報告に関する」船長実務叢書 No.61

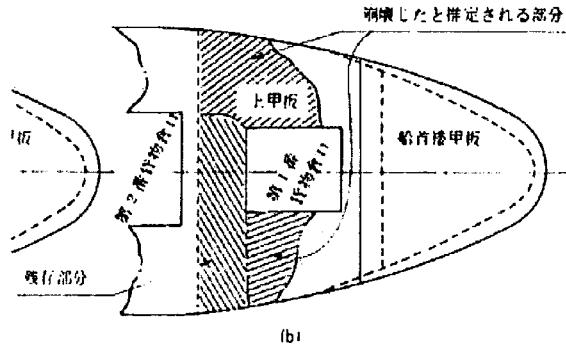
昭和 57 年 1 月 27 日講演録 東京大学教授 山本善之 p.1~21 (甲C第102号証)

最初に尾道丸事故の概要を述べる。

貨物船尾道丸(総トン数 33,833t)は、米国アラバマ州モービルから坂出、尼崎両港に向けて太平洋を西行していた。昭和55年12月30日午後2時30分、野島崎南東方約800海里の地点において、尾道丸の船首が前方からの大きな波浪に突っ込んだ際、一番倉後端部において折損し、船首が上方に向け屈曲した。その後、船首が座屈部の上甲板面を境にして上下動を繰り返すうちに切断して分離海没したため、遭難信号を発して救援を求めた。乗務員は全員が救助されたが、船体はサルベージ船によって曳航中の昭和56年2月11日午後5時に沈没した。

山本善之教授(当時)の上記講演録によると、尾道丸の上甲板は次に述べる機序で崩壊したとされている。

図 A 崩壊したと推定される上甲板



(b)

図 C 甲板の凸凹たわみ

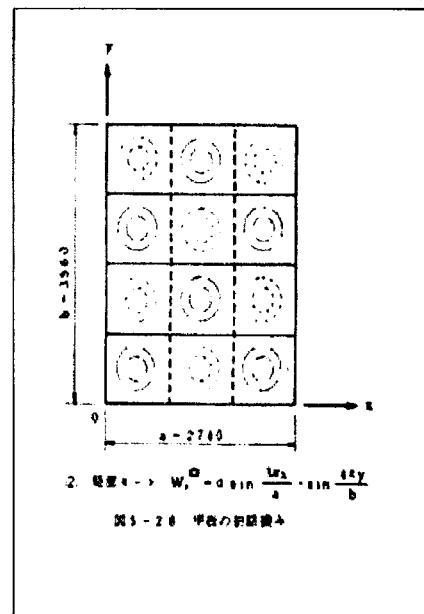


図 3-28 甲板の初期たわみ

図 B 尾道丸がスランミングを起こした図

波浪と船体の運動との関係を示す説明用の図

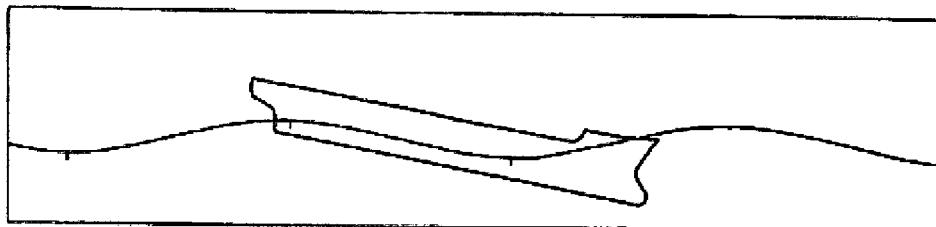


図 B は、尾道丸がスランミング（波面が船体を打つことにより生じる衝撃現象）を起こした様子を説明するためのものである。大きなうねりの中で船体が上下運動（ヒービング）と縦方向に回転動揺（ピッキング）を起こし、船底が水面にたたきつけられると、船体に大きな曲げモーメントがかかる。図 A は、その曲げモーメントで甲板が崩壊した部分を示す図で、ここから船体が真ふたつに破断したと推測される。

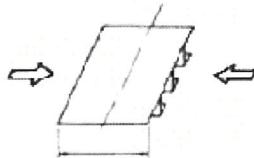
図 C は、損傷が発生する前に、甲板にできたと推測される凸凹を示している。甲板が圧縮荷重を受けたときに若干崩壊しやすくなつたとみられる。設計上は十分な強度があると考えられていたが、想定以上の外力の増加と局所的な甲板の座屈が塑性崩壊荷重の低下につながつたものと考えられる。

付録 5

弾性パネル座屈値 $\sigma_E = 24.5 \text{ kg/mm}^2$ 屈曲点応力 $\sigma_L = 24.5 \text{ kg/mm}^2$ 降伏応力 $\sigma_y = 24 \text{ kg/mm}^2$ 崩壊応力 $\sigma_u = 21.2 \text{ kg/mm}^2$ 崩壊応力 $\sigma_u = 21.2 \text{ kg/mm}^2$ 平均圧縮応力
 $\sigma_m (\text{kg/mm}^2)$

軸方向一様たわみ (mm)

0 10 20 30 40 50



軸方向一様たわみ (mm)

図5-30 平均圧縮応力 σ_m と軸方向一様たわみとの関係(ロードマップ)平均圧縮応力 σ_m と軸方向一様軸ひずみとの関係

付録5は、甲板構造に長手方向の圧縮荷重がかかったときの弾塑性解析結果である。鋼材の降伏点 24 kg/mm^2 に対して、弾性座屈応力は 24.5 kg/mm^2 と降伏点以上だが、構造全体の崩壊応力(荷重)が 21.2 kg/mm^2 であったことから、降伏点より小さい応力で崩壊したと考えられる。なお、この解析は、事故後に甲板にできた凸凹を発見し、

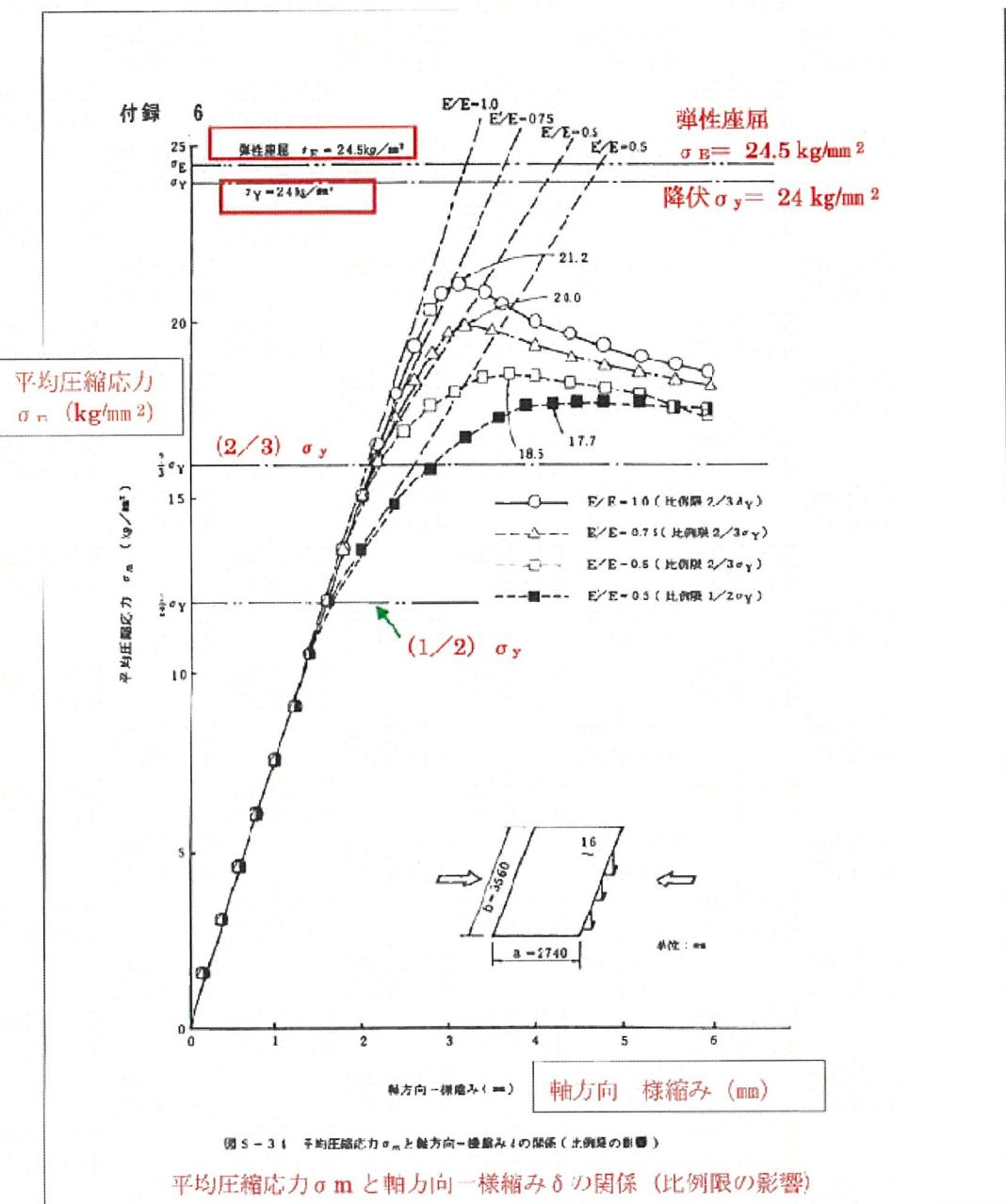
それを考慮して塑性崩壊荷重を求めたものであって、設計時点では凹凸が発生することは全くわかつていなかった。甲板や補強材が局部的に座屈することや、座屈後の崩壊荷重が材料の降伏点以下で起こることについては、設計した時点では予測できなかつたのである。また、この構造では、甲板が塑性崩壊した後に船底が破断したとみられる。しかし、以上の検討により求めた崩壊応力(荷重)21.2kg/mm²では、少し崩壊荷重が大きすぎるのではないかということで、さらに下記の検討が行なわれている。

付録6は、弾塑性解析における塑性域の補正を行ったグラフである。

図中 E'/E は、ヤング率の補正係数である。 E' が比例限度を超えた条件におけるヤング率であり、 E が比例限(応力とひずみが比例関係を保っている場合の最大の応力値)以下のヤング率である。弾性座屈応力 24.5kg/mm²を補正したところ、崩壊応力が 18kg/mm²まで低下することが判明している。

すなわち、鋼材の降伏点 24kg/mm²に対して甲板の平均応力が約 18kg/mm²で崩壊し、船体が完全に破断したのである。このように、実構造では、設計では想定していなかった局部的な部材の座屈や、ひずみ集中部に疲労亀裂が発生する、あるいは局所的には引張強さを超えた応力が加わって亀裂が入ることなどで、構造全体の剛性が低下して塑性崩壊があることがある。また、溶接等が原因で材料が脆い場合には、亀裂が進展して脆性破壊あるいは脆性的な破壊を起こし、大規模な破壊に至ることもある。その他、疲労破壊や構造全体の座屈、材料の腐食など、設計当初の想定に反して降伏点以下で破壊する構造物はいくらでもある。

崩壊荷重(応力)や破壊荷重(応力)から許容値(応力)を厳密に定量化することは不可能(材料の降伏点や引張強さと比較してどの程度小さい応力で壊れるかも不明)であることや、同時に自然現象(ここでは波浪)により生じる発生値(応力)も不確定な値であることから、許容値(応力)は安全率を考慮して小さくすることが必要である。構造物の塑性崩壊や破壊に対しては、相当な安全率を見込むことが構造設計の前提条件である。



なお、矢島材料強度研究所代表 工学博士矢島浩の NSST つうしん「損傷例の教訓と破壊管理制御の考え方」2016 年 10 月 1 日（甲C第103号証）に、戦時中から 2013 年までに起きた 7 件の大型船舶の損傷事例が紹介されている。大型船では、降伏点に対して十分な余裕のある設計（通常は安全率 2 以上）が実施されているが、それでも破壊事故は発生している。荷重の厳密な特定が難しいこともあるが、座屈、脆性破壊等、想定外（設計段階では分からぬ）の破壊モードによる事故が多く報告さ

れている。大型実構造物の弾塑性解析は、結果のばらつきが大きく、強度解析で塑性崩壊荷重を特定することが非常に難しい。また、実機において、どの箇所からどの程度の応力で破壊するかを予測することも現実には難しい。

解析技術は日々進歩しており、複雑な解析も比較的容易に答えを求めることができるが、解析結果を過度に信用することは厳に戒めねばならない。降伏点を超える発生値や引張強さに近い発生値をそのまま実際の材料の強度と比較して論じることは、研究レベルで行うことはともかく、実構造で設計に直接適用することはありえない。あくまでも参考データとみなすべきであろう。

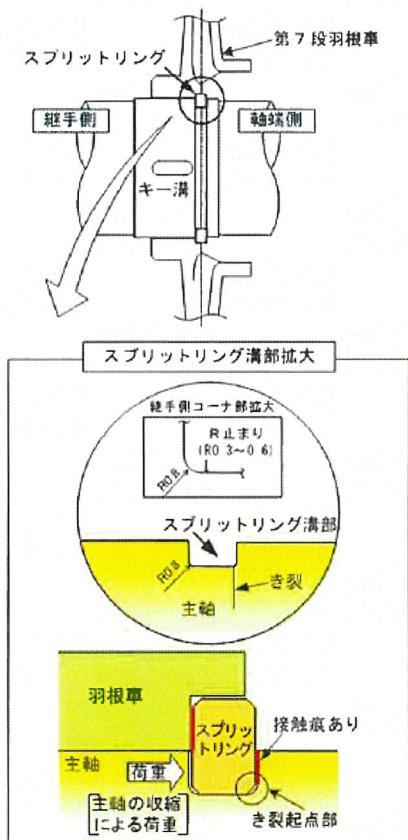
6 応力集中はどのようにして生じるのか、どのようにして見つけるのか (甲C第76号証の1 p.21)

(1) 応力集中で破壊した事例

① 2004年3月発生 伊方原発3号機での一次冷却材充てんポンプ主軸折損事故
原子力発電所でも損傷事例は数多くあるが、一例として、四国電力伊方発電所3号機の事例をあげる。2004年3月9日、通常運転をしていた同機において、一次冷却材ポンプへの封水注入系統の流量低下を示す信号が発信した。調査した結果、充てんポンプC号機の封水部から一次冷却水が漏えいしていることが確認されたので、直ちに充てんポンプC号機を停止し、B号機(予備ポンプ)に切り替えた。充てんポンプC号機を点検した結果、3月15日になって、ポンプ主軸が軸端側から2枚目の羽根車のスプリットリング溝部で折損していること、および、ポンプ内部・封水部等で接触による摩耗等の損傷があることが確認された。以上が事故の概要である。

充てんポンプC号機では、第7段スプリットリング溝部のコーナーの曲率半径が設計値0.8 mmであるのに対して、継手側(破断部の反対側)溝部のR止まりの曲率半径が0.3~0.6 mm程度であった(Rは角のまるみの半径を指す)。このことから、折損部においても同様に曲率半径が小さくなっていたと推測され、当該部に応力集中したことが損傷原因のひとつにあげられた。

下図にスプリットリング溝部のコーナーのRの図を示す。通常、回転軸は、降伏応力に対して、数分の1から10分の1程度で設計されているはずである。他の要因もあつたにせよ、コーナーのRの設計値 0.8 mm が $0.3\sim0.6\text{ mm}$ に下がっただけで、ポンプの主軸が疲労破壊で折損してしまうことがあるのは非常に重要である。



② 高速増殖炉もんじゅの温度計さや管破断事故

こうした軸や管のコーナー部のRが小さすぎたために疲労破壊が発生する例は、非常に多い。1995年12月8日、高速増殖原型炉「もんじゅ」において、配管の温度検出器取出し用さや管が流体振動によって疲労破壊を発生させ、二次系ナトリウムが漏洩するという大規模な事故が起きた。漏洩の原因是、温度計のさや管の流体振動が主因だが、さや管の段付き部に十分なRをとっていなかったことも、疲労破壊の原因のひとつとされた。強度計算上は十分余裕のある設計をしたつもりであっても、流体振動の発生を予測できなかつたこと、および、構造設計上の配慮が足りず、コー

ナーに十分なRをとらなかったことによって、耐漏えいバウンダリー(耐漏えい境界)が破壊し、ナトリウム漏えい事故が起きてしまったのである。なお、ナトリウムは水と反応して爆発するため、一旦漏えいすると火災になることが多く、現に「もんじゅ」でも火災が発生している。

(2) 引張試験片を例にした応力集中の説明

実際に応力集中を起こす構造はいたるところにある。引張試験においても、例えば図1Aのように直径が異なる段差付き軸の段差部をなだらかな形状にした場合には、細い径の部分のどこかで破壊するが、図1Bのような段差部の形状を鋭い直角にした丸棒では、同じ直径であっても段差部で応力集中するため、確実に段差部で破断する。

図1A 段差部のコーナ部形状をなだらかにした丸棒

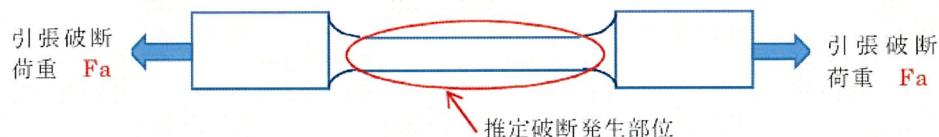
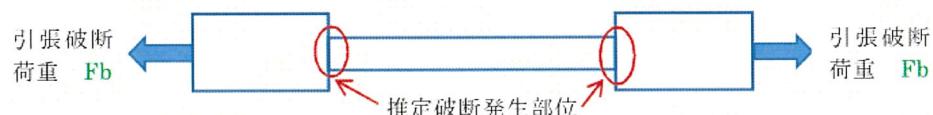


図1B 段差部のコーナー部の形状が直角になっている丸棒



また、図1Aと図1Bで軸の直径が同じだとしても、応力集中のある方が小さな荷重で破断する可能性が高い。

すなわち 破断荷重 $F_a > F_b$ となる。

図1Bのように応力集中部や溶接部(異種材料や材質変化部)などがあると、単純で真直ぐな形状の丸棒を引っ張った場合(引張試験)に相当する図1Aよりも、小さな力で破断が生じる。

(2) 応力集中部の発見

応力の伝達を「力線」という力の流れに置き換えてみる(機械の疲労強度設計法 大滝英征 著 甲C第104号証)。下図 1.7(a)に示すように、フィレット部(角部の丸み)が直角になっていると、急激に力線(流れ)の方向が変わって力線の密度が高くなり、応力集中、すなわち応力が大きくなっていることがわかる。下図 1.7(b)は、力線の曲がる角度が緩やかになると力線の密度が減り、応力集中が緩和されることを示している。下図 1.7(c)のように、角に丸みをつけると力線の密度がさらに減るため、応力集中がより小さくなることがわかる。

図 1.8 は、軸の断面(ポンプの回転軸など)を表したもので、軸に羽根を取りつけて回転力を伝えるために、軸と羽根の間にキーという細長い四角い金属片を入れる溝が彫られている。このような軸を回転させるための力線を見ると、キー溝以外の部分は一様で応力は一定であるのに対して、キー溝の A 部では力線が急激に方向を変えているため、密度が上がって応力集中が起こる。こうした応力集中部から亀裂が発生しやすい。特に軸は回転による力が繰り返しかかるため、A 部から疲労亀裂が発生する可能性がある。

1.2 力線による最高箇所の探求

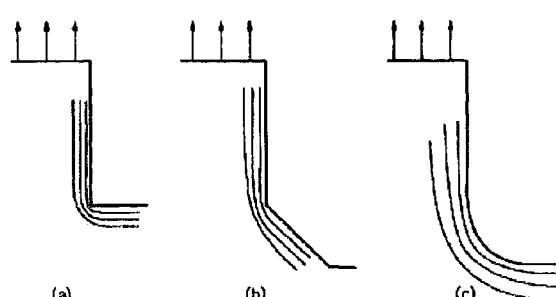


図 1.7 フィレット丸み部における力線

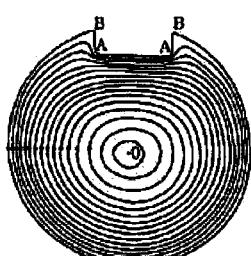
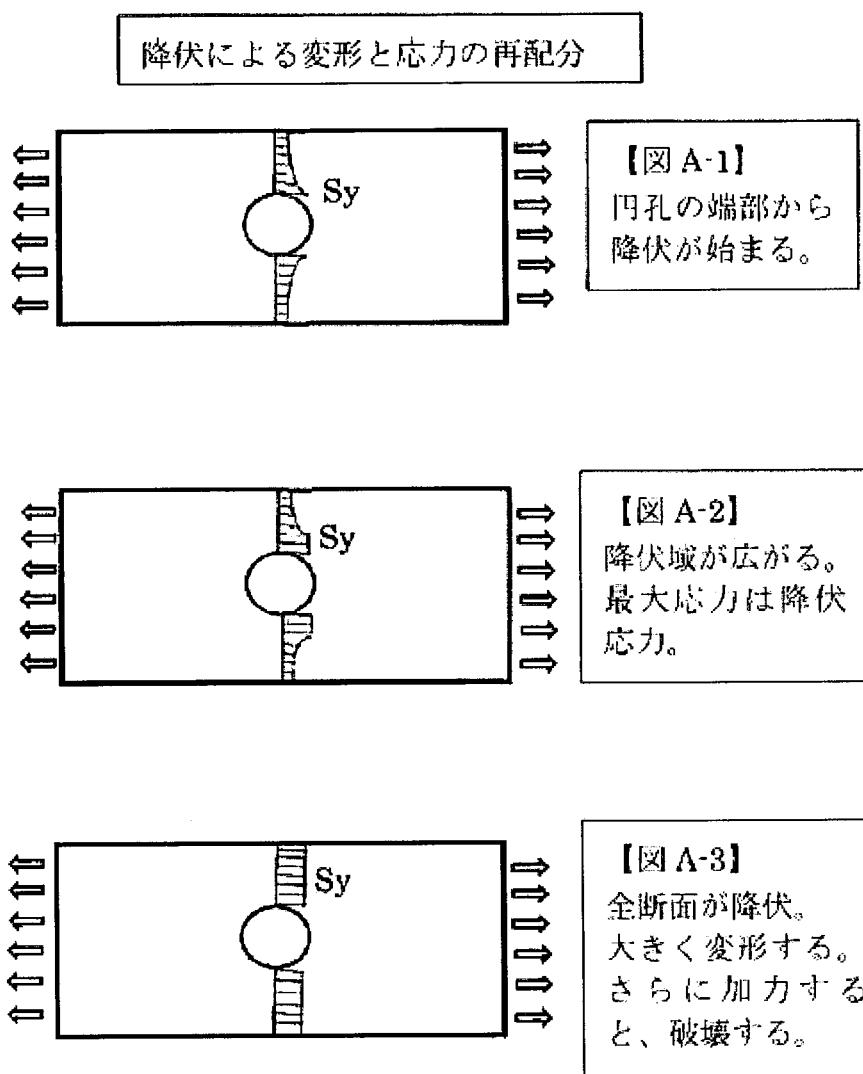


図 1.8 キー溝周辺の力線

筆者が主尋問で用いた説明資料のうち、円孔がある平板を引っ張った場合の下図(甲C第88号証p.7)では、力線が描かれていないが、もし力線を描いたならば、円孔から離れた部分では、力線は真っ直ぐ左右に等間隔に伸びているのに対して、円孔の端では、力線の間隔が狭くなっていることがわかる。



円孔端部では、応力が平均応力の約3倍(これを応力集中係数という)に近い。つまり、一般部の応力と比較して3倍の大きさになる。なお、形状の違いによる代表的な応力集中係数は、解析解が設計便覧等に記載されており、設計で使用されている。

しかし、複雑な形状の実構造では、有限要素法(FEM という)というコンピュータ解析をすることになるが、溶接余盛(溶接下部分の盛り上がり)形状などすべての細かい形状を解析で求めることについては、実務的な限界がある。また、材料の降伏点近くまで応力が増加すると(降伏点の約 70~80%以上)、弾性解析では誤差が発生するため、弾塑性解析を実施している。それでも解析精度が高いとはいはず、終局強度を求めるにあたっては、かなりのばらつきを考慮する必要がある(尾道丸事故の付録5 および付録6は、事故後に結果を推測しながら解析したものである)。応力集中は、亀裂の発生、特に脆性破壊や疲労破壊に対しては非常に敏感であるが、延性破壊の起点にもなりうる。

7 シアラグの問題点について

- (1) 圧力容器スタビライザに発生する応力の発生値が均等にならず、偏りが生じる可能性があること

圧力容器スタビライザは、原子炉圧力容器から遮へい壁、さらに格納容器スタビライザおよび格納容器を経たうえで、シアラグを介して原子炉建屋に荷重を伝達する仕組みであることから、荷重の偏りが生じる可能性がある。以下に概要を説明する。

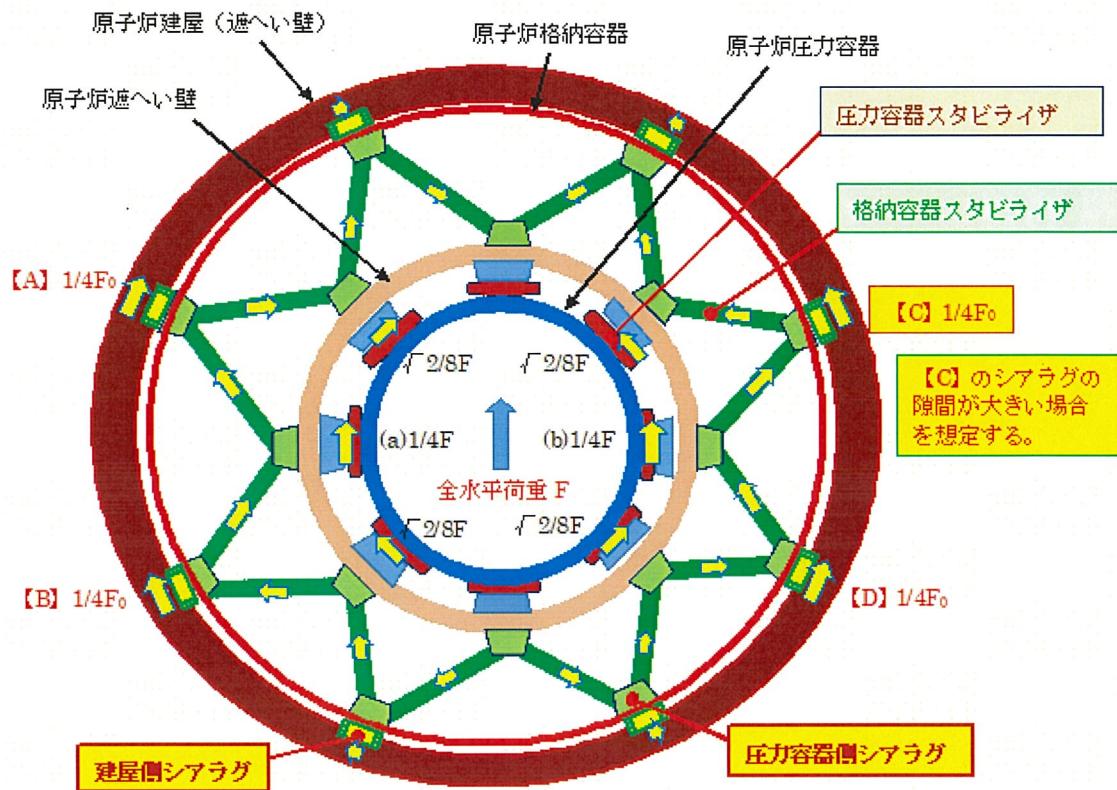


図 1 圧力容器スタビライザの荷重伝達経路

上部シアラグおよび圧力容器スタビライザと格納容器スタビライザの平面図を図1に示す。圧力容器の全水平荷重 F (図の上方向の荷重)が、左右の圧力容器スタビライザの長手方向に力を受けて左右対称に荷重が伝わる。圧力容器スタビライザは、外側の格納容器スタビライザのトラス構造で支えられ、格納容器スタビライザは、シアラグを介して原子炉建屋の鉄筋コンクリート構造に荷重を伝える。

なお、圧力容器スタビライザ、格納容器スタビライザ共に、幾何学的に配置されており、細かい製作精度などを無視して近似的に考えるならば、全水平荷重は原子炉建屋の左右の壁のシアラグ部【A】【B】【C】【D】それぞれに約 $1/4F$ 程度(厳密には異なるが説明上仮定する)ずつ均等に伝わると推測される。

シアラグは、図2に示すように、格納容器スタビライザ凹部シアラグに格納容器内側凸部シアラグがかみ合い、格納容器シェルと平行な力だけを伝える。さらに、格納

容器外側凸部シアラグが原子炉建屋凹部シアラグとかみあい、同じく、格納容器シェルと平行な方向の力だけを伝達する。また、図3に示すように、格納容器シェル円周方向には、製作上必要な隙間が設けられており、格納容器半径方向(シェルに垂直な方向)には、各構造物が熱膨張しても荷重を伝えないように、比較的大きな隙間を設けている。ところが、製作精度や設置状況あるいは稼働後の熱または地震動などの影響によって、以上のシアラグのそれぞれの隙間の大きさに差異が生じてくることが避けられないのである。

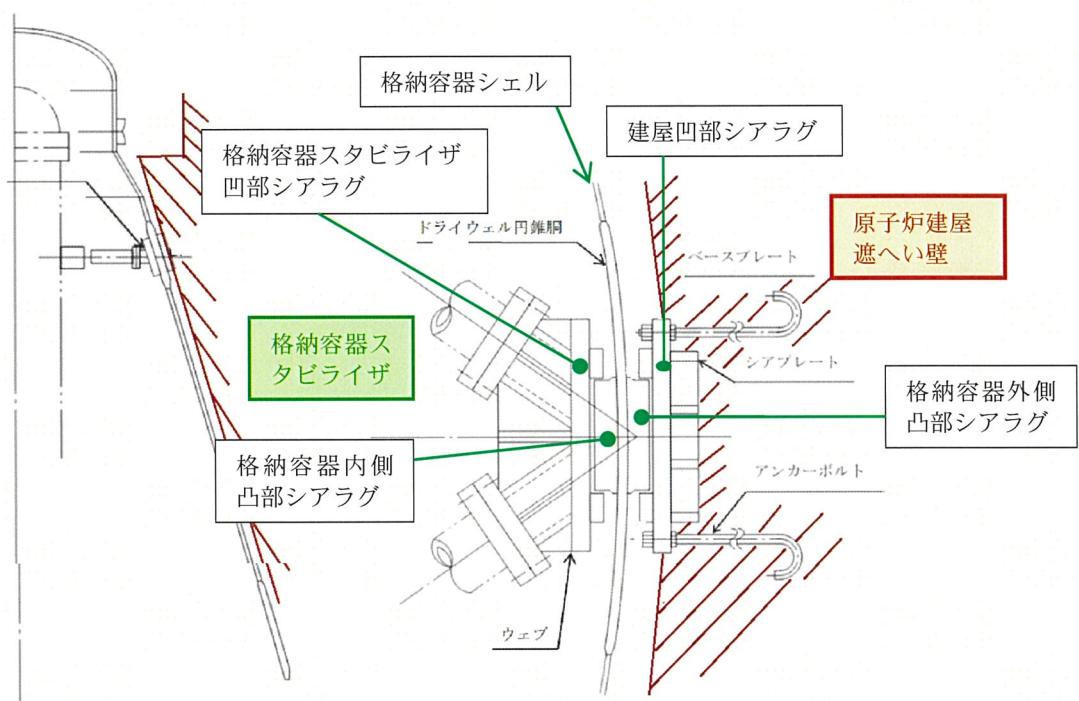


図2 シアラグの詳細構造

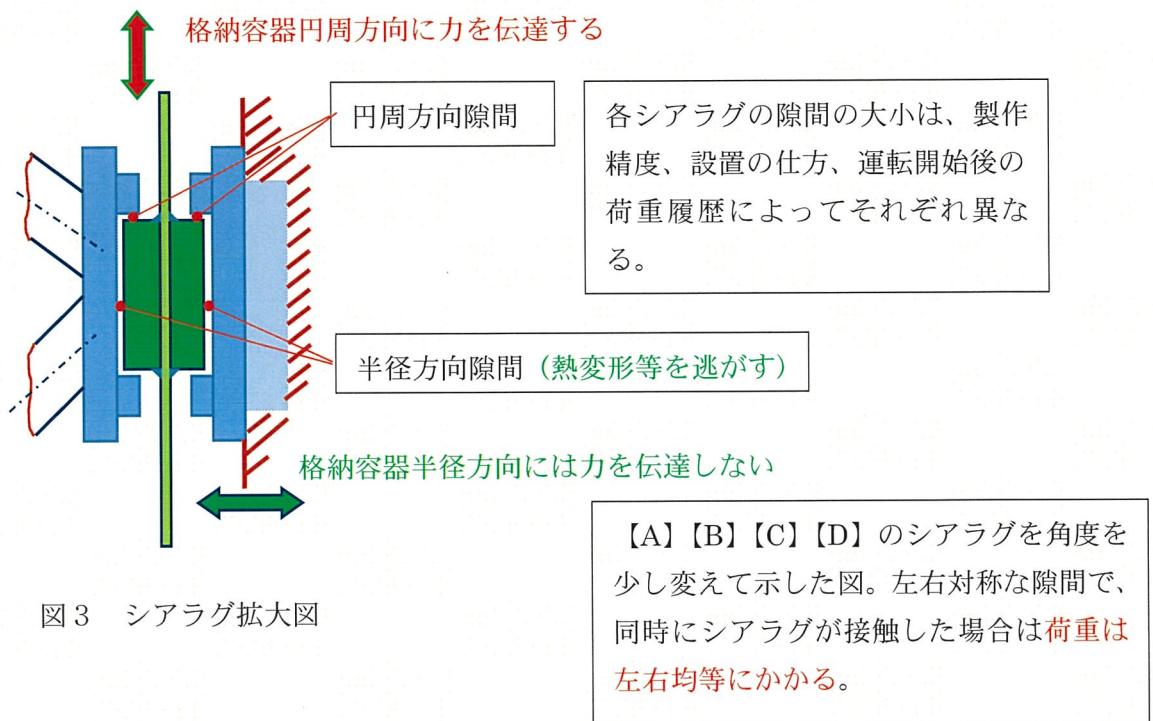


図3 シララグ拡大図

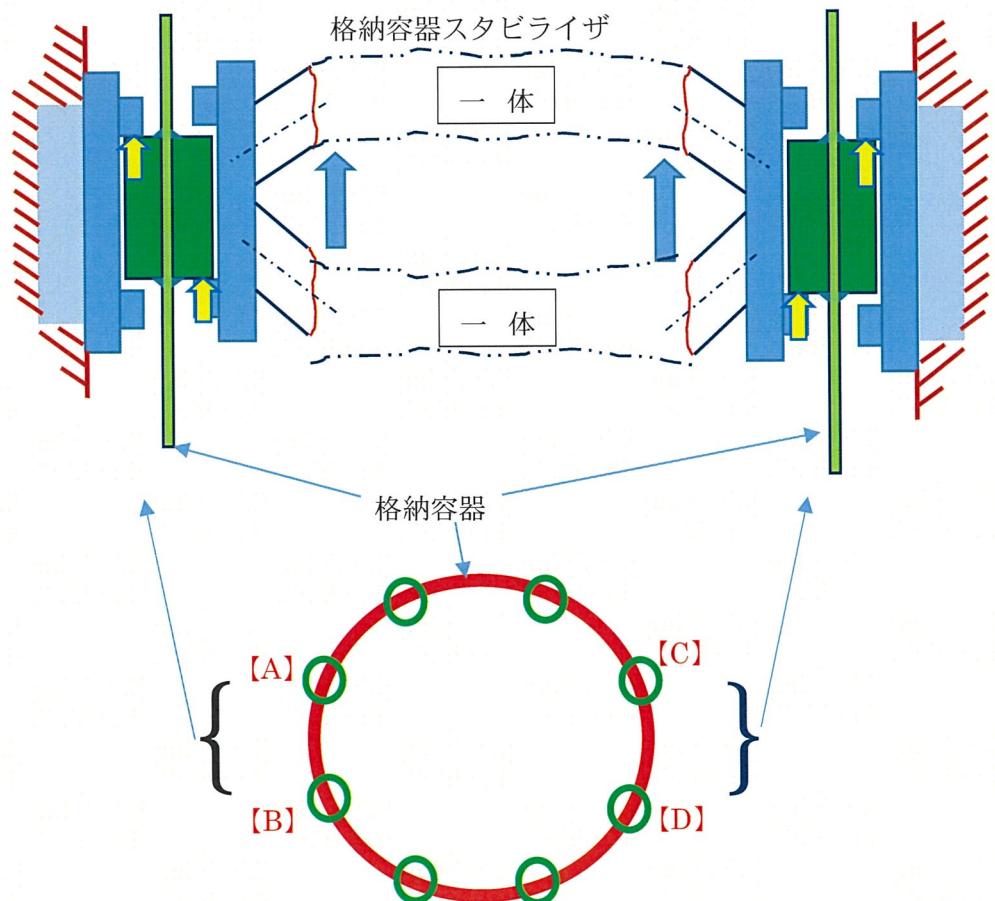


図4 左右対称な隙間の場合

今、図4のように、左右のシアラグで円周方向の隙間に差がなく、格納容器等の構造全体が対称であったとする。この場合に左右のシアラグが時間差なく接触すると、圧力容器スタビライザの荷重は、格納容器スタビライザを経て、原子炉建屋まで伝達することになるが、シアラグの構造からして、図1に示したとおり、それぞれの部材にかかる力は、想定した計算どおり左右対称である。

しかし、図5のように、シアラグの隙間に差があると、格納容器スタビライザが図の上方向(実機の水平方向)に地震で動いた場合には、左側の【A】【B】のシアラグに当たって荷重が伝達されるが、右側の【C】【D】の両方あるいはいずれかのシアラグには接触していないことがあり得る。この瞬間に右側のシアラグが荷重を伝えないため、【C】【D】に近い格納容器スタビライザに生じる力が小さくなり、原子炉の右側にある圧力容器スタビライザにかかる力も小さくなる。

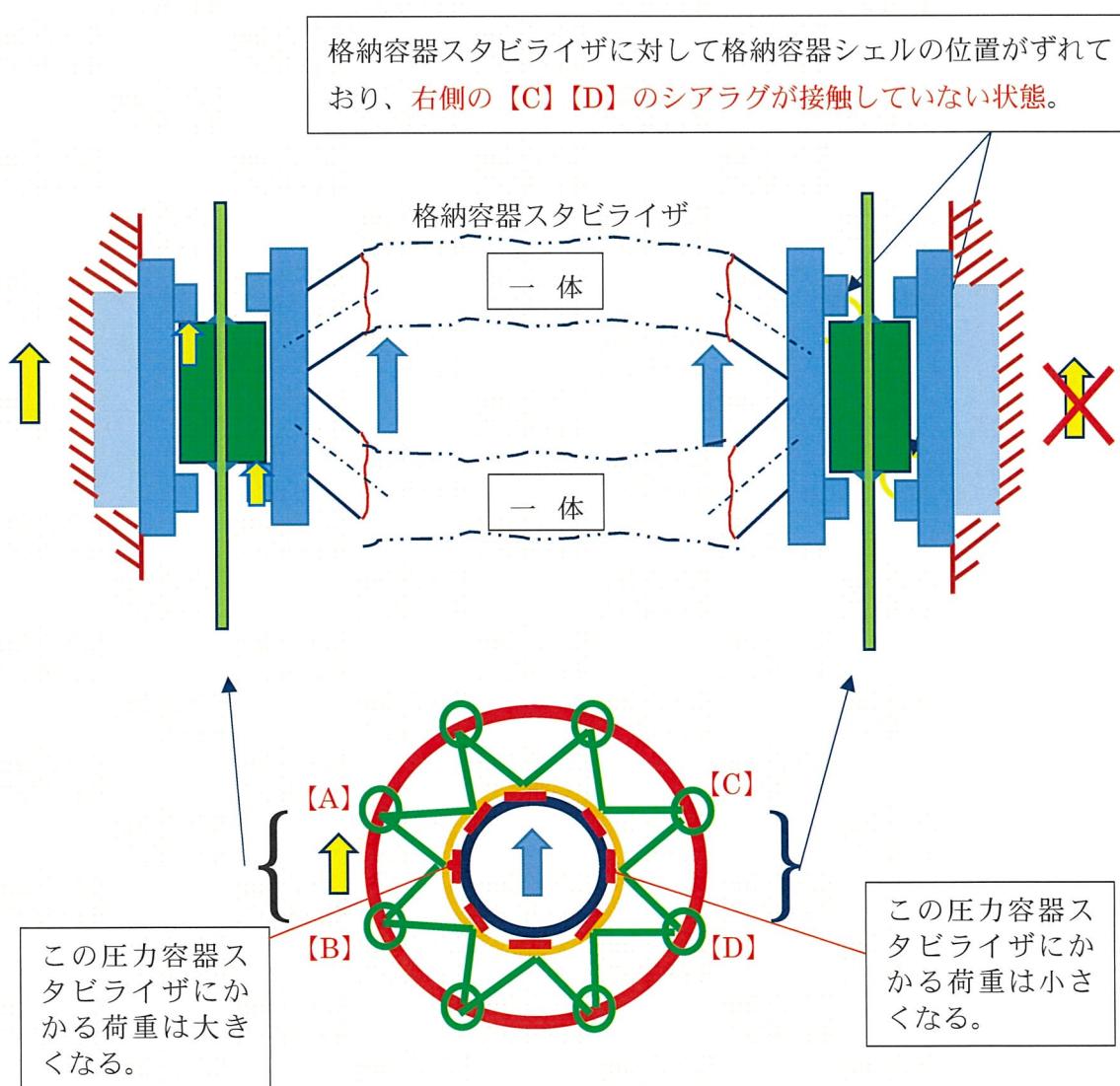


図5 左右非対称な隙間の場合

結果として、原子炉の右側の格納容器スタビライザや圧力容器スタビライザでは、発生荷重が小さくなる。逆に原子炉の左側の格納容器スタビライザや圧力容器スタビライザには、想定よりも大きな荷重が発生することになる。

例えば、図5の右側のシアラグ【C】【D】の凹部と凸部の荷重伝達する部分の円周方向隙間が図の上下それぞれに 10 mm 存在していたとすると、他のシアラグが接触して荷重を伝達しはじめてから 10 mm 変形した後に、シアラグ【C】【D】が働くことになる。シアラグ【C】【D】が接触するまでの時間帯は、全水平荷重 F_0 を左側のシアラグ【A】【B】で $1/2F_0$ ずつ受け持つことになる。実際には構造体がつながっているので、このように 2 倍にまで達することはないが、シアラグ【A】【B】が受ける荷重はそれぞれ $1/4F_0$ よりも大きくなる。

格納容器スタビライザ全体が図の上方向に 10 mm 移動したときに、はじめて右側のシアラグ【C】【D】に荷重がかかり始め、さらに移動する変位量に応じてシアラグ【C】【D】に荷重が発生し、それと同時にシアラグ【A】【B】の荷重は減少してくる。このように、理論上は最大 $2/4F_0$ (通常の倍) の荷重を受け持つことになる。また、シアラグに隙間があることから、上記の値にさらに衝撃荷重が加わる。

地震力で反対方向に荷重がかかった場合には、シアラグの上下の隙間の合計 20 mm を移動した後に衝突して荷重が発生するため、ここでも衝撃荷重が生じる。なお、「荷重が一瞬だから」という理由をもって破壊が生じないと考えるのは、全く間違っている。強度は基本的に最大荷重で評価するべきであって、曖昧な条件を持ち出して強度を論じるのは極めて不適切である。特にシアラグなどの金物は、接触面積が小さくなつて一瞬にして破壊することも懸念される。

以上をまとめると、シアラグが伝達する力は、隙間の大きさや荷重の加わり方によっては、常に均等になるとは限らない。全水平荷重が同じだとした場合に、シアラグの働きが異なれば、それに支えられている格納容器スタビライザや圧力容器スタビライザが受ける荷重も、その位置によって変化する。日本原電の門谷証人は、「圧力容器の水平方向の荷重については、8個ある圧力容器スタビライザに分散しつつ伝わり、そして、原子炉遮蔽、格納容器スタビライザ、シアラグ、原子炉建屋に順次伝わっていきます。このようにして、原子炉建屋を含む全体で、一部に力が集中することなく地

震に抵抗することができます。」などと説明しているが(丙C第49号証p.2)、実際には一定程度の荷重の増分を見込んでおく必要がある。圧力容器スタビライザが受ける荷重は必ずしも均等ではなく、その一部に荷重が偏ることで許容値を超える事態が発生することも、当然に想定しなくてはならないのである。

(2) 想定以上のシアラグ部の大振幅により、シアラグが機能喪失すること

シアラグでもうひとつ重要なことは、非常に大きな想定以上の揺れが生じると、シアラグが格納容器シェルの半径方向に移動して外れてしまうことが懸念される点である(図7参照)。

シアラグが外れる可能性としては、

- ① 地震動でシアラグが格納容器シェル直角方向に揺れる。
- ② 格納容器シェルでオーバル振動(格納容器は薄板なので、水平方向に振動した時に、シェルと直角方向に膨らんだり縮んだりする振動)が発生する。オーバル振動の発生自体は、多度津工学試験の BWR 格納容器振動試験で確認されている。しかし、オーバル振動を考慮したシアラグ部の変位量は検討されていない。
- ③ 事故時の熱による変位が重なる。
- ④ 格納容器スタビライザが座屈等で変形する。
- ⑤ シアラグ自体が破損する、
等が考えられる。

シアラグが外れた場合には、格納容器スタビライザおよび圧力容器スタビライザ共に、荷重が急増して破断あるいは座屈する可能性が高まる。

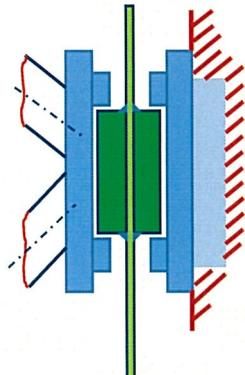
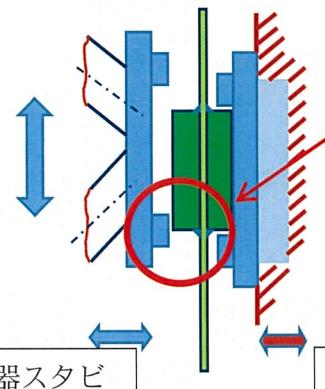


図6 シアラグの隙間
(再掲)

周期と揺れの違いでシアラグが半径方向隙間より大きくなる。



格納容器スタビライザの揺れ

地震の揺れでシアラグが外れる
ことがあり得る。

図7 シアラグが外れる

また、シアラグに斜め方向の地震力が発生した場合には、前記の図5の右側のシアラグ【C】と【D】で状況が異なることを図8で示す。シアラグ【C】では、格納容器スタビライザが黄色の矢印(図の上方向)に移動すると、「【C】シアラグ接触部」の図で表したようなかみ合いになる。荷重 F は、シアラグ接触部に垂直な抗力 d と接触面に平行な力 S に分解できる。このとき、荷重 S は接触部の摩擦に逆らって移動するが、「【C】シアラグ接触部」での拡大図のように、シアラグのかみ合いを深くする方向(h が長くなる方向)に働くので、かみ合いは維持される。

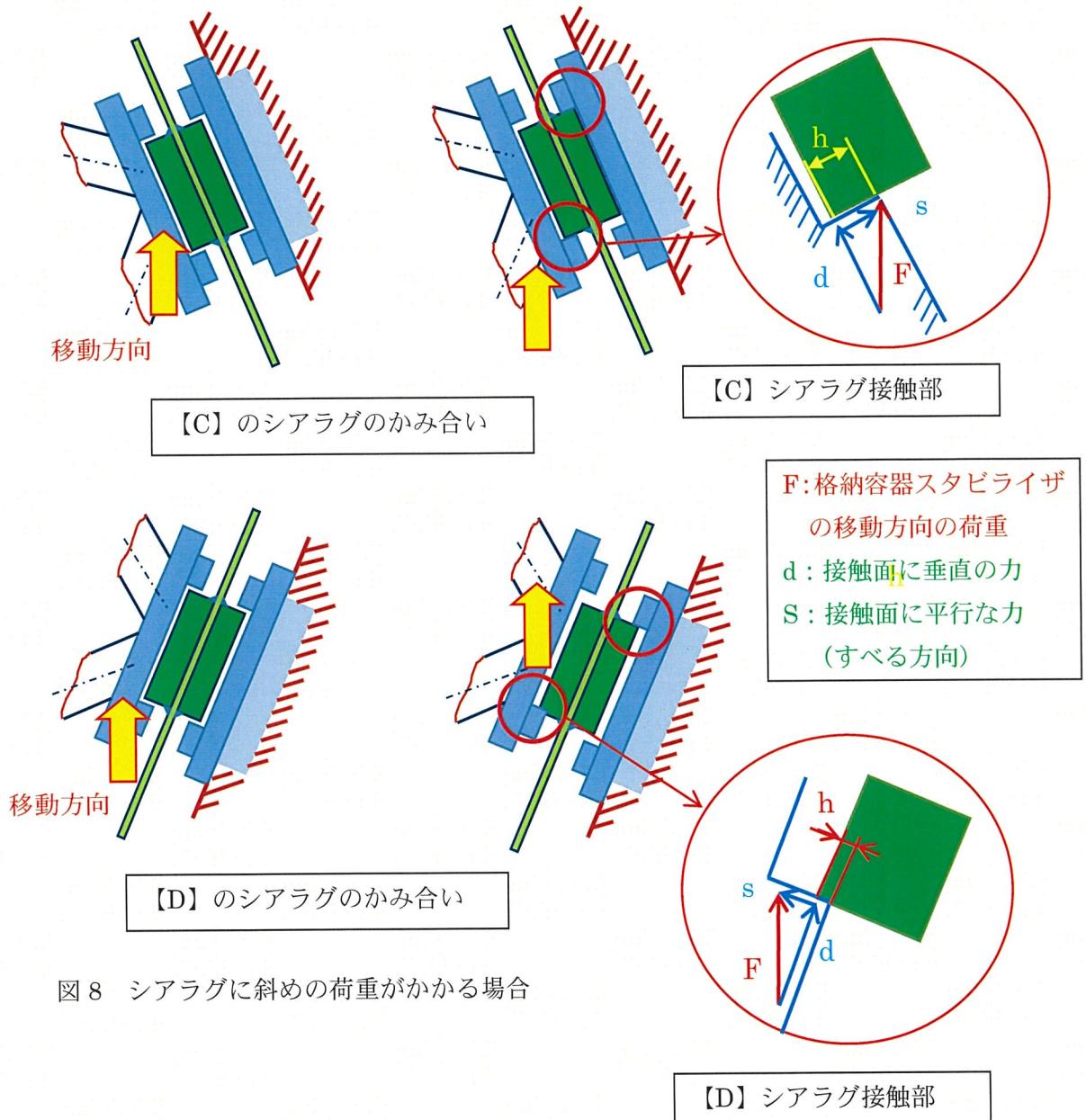


図 8 シララグに斜めの荷重がかかる場合

それに対して、シララグ【d】では、「シララグ【d】接触部」の図で表したように、接觸面に垂直な抗力 d が働き、同時に接觸面に平行な力 S がかみ合い h を少なくする方向(すなわち、外れる方向)に働く。したがって、地震動が伝わると、シララグのかみ合い h が小さくなり、シララグ【d】が外れる可能性が高くなる。シララグの図面上の隙間の寸法と、全シララグの隙間の実測寸法を調査し、併せてシララグのかみ合いと荷重のアンバランスの程度および、それに伴う各部の強度確認が必要である。格納容器

の健全性を維持するためにも、シララグの健全性を確認すべきである。シララグの健全性を確認せずに、耐震強度を保障することは無理である。

したがって、シララグの問題を検討せずに、地震時における揺れの振幅を解析で正確に把握することは難しいというべきである。



「大規模事故は防げるか」
池田論 講演録 pp.23
『エントロピー学会』
自主企画
2010年10月16日

図9 想定外の振幅で落橋した橋（兵庫県南部地震）

ちなみに、兵庫県南部地震では、想定以上の揺れ(数十センチ以上)によって、多くの橋桁が落下している(図9参照)。以降、重要な土木構造では、橋桁をワイヤロープで結んで落橋しないような対策を講じてきた。他方、原子力分野では、天井クレーンを除いて、こうした対策を全く検討していない。

以上