

## 論説

## 原発の経年劣化—中性子照射脆化を中心に—（前編）

井野 博満

## 玄海1号炉の異常脆化と高経年化

1970年代建設・運転開始の古い原発の経年劣化は、緊急な課題として対応を迫られている。本稿では、とくに、圧力容器の中性子照射脆化について現状を紹介し、問題点を述べる。

九州電力の玄海1号炉の圧力容器が異常な脆化を示していることが明らかになったのは、3・11福島原発事故の4カ月ほど前の2010年10月末のことである。2009年4月に取り出した監視試験片の脆性遷移温度が98°Cに達していることを九州電力は地元唐津市議会で公表した。その脆性温度が日本で初めての98°Cという高い値であることに加えて、図1に示すように<sup>注1)</sup>、前回までの温度上昇の傾向からかけ離れた高い値だったことも地元に大きな衝撃を与えた<sup>1)</sup>。

当然、その原因と現状の危険性が問題になった。九州電力は、圧力容器本体の中性子照射量は炉内

監視試験片より少ないと強調し、破壊靭性評価により圧力容器の健全性は保たれているとした。しかし、後に九電のHPに載った破壊靭性曲線は、計算手順を理解していない間違ったものであった<sup>2)</sup>、脆性遷移温度が急上昇したことの説明もなかった。この年の12月、筆者らは原子力安全・保安院の発電検査課にヒヤリングをおこなったが、保安院は筆者らが伝えるまで、玄海1号で何が起っているのかまったく知らなかった<sup>1)</sup>。玄海1号は、2005年に30年を超えて10年間の運転延長が認められているが、その間の10年間は、事業者からの報告を求める仕組みにはなっていないという。これで原発の監督官庁として責任を果たせるのだろうか(その後、後述の意見聴取会の議論を経て、さすがにこの点は改められることになった<sup>3)</sup>)。

## 意見聴取会の発足

3・11原発事故を経て、原子力安全・保安院は強くその責任を問われることになった。保安院は「福島事故の検証」、「ストレス テスト」などさまざまな主題別にいくつかの意見聴取会を2011年秋に発足させた。その1つである「高経年化<sup>注2)</sup>技術評価

注1) 図中の曲線は、「原子炉構造材の監視試験方法 JEAC4201-2007」に示されている付属図表Bにもとづいて作成した。なお、九州電力が当初発表した図では、旧規程JEAC4201-2004のもとづく曲線が示されていた。その曲線と比較すると、98°Cとの差はおよそ30°Cであるが、曲線にマージン(予測の上限幅)を加算して比較し、20°C上方へ外れたとした。改訂された予測法JEAC4201-2007では、ますますその差が大きくなっている(42°C)ことになる。この問題点については後述する。

注2) “高経年化”という日本語はおかしいのではないか。初めて聞いた人は、エ? という顔をする。筆者は“老朽化”と呼んでいるが、それがいやなら“高経年劣化”とすべきだろう。

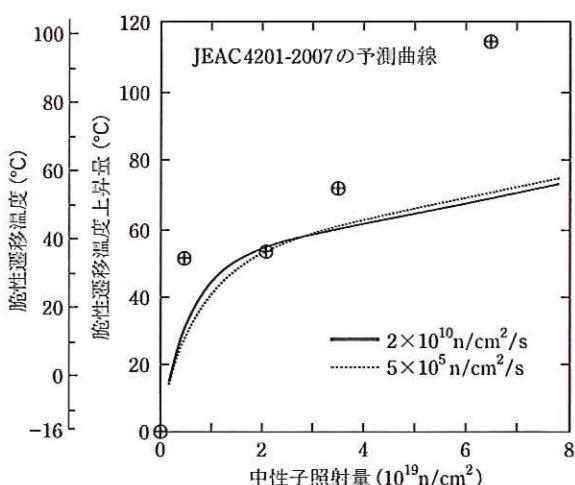


図1 玄海1号炉監視試験片データ(+)とJEAC4201-2007予測曲線

に関する意見聴取会」への参加依頼が筆者にあつた。この意見聴取会は、次の3つの課題：

- (1) 個別プラントの高経年化評価、
- (2) 福島第一事故と高経年化との関係、
- (3) 玄海1号機の予測を超える脆化の原因、

をめぐって、2011年11月から2012年7月末まで18回開催された。

本稿は(3)を主題とするが、(1)と(2)もまた、重要なことで簡単に経過を述べておく。

(1)のテーマである高経年化(老朽化)原発の寿命延長に関しては、経産省資源エネルギー調査会のものにあった「高経年化対策検討委員会ワーキンググループ」が審議の役を担っていた。3・11以降これを廃し、意見聴取会にその役割を移したのである。今回、意見聴取会にかけられたのは、運転開始30年を迎える伊方原発2号機と福島第二1号機、40年を迎える美浜2号機の3基であった。

伊方原発2号機は、いくつか議論があったが、寿命延長を可とする審査結果を保安院はまとめた。福島第二1号機については、冷温停止状態が安全に実行されているかどうかという視点で審査がおこなわれた。東京電力の説明者が「復旧」という言葉を使ったので、「廃炉じゃないのか」というヤジが傍聴者からとんだ。

2012年7月に40年に達する美浜2号機について、筆者は、原則として40年で廃炉にするという政府の方針との関係を質した。保安院の答えは、審査は現在の法律に基づいて行っている、審査をしなければ監督官庁として未作為の過失になる、新しい方針が決まれば改めて審査する、というものであった。美浜2号機については、玄海1号機と同じく、圧力容器の照射脆化が進んでいるという問題があり、その安全評価について疑問を呈した(後述)。ほかにも、エロージョン・コロージョンと呼ばれる経年劣化現象によって、多くの2次系配管が減肉し、取替えを余儀なくされたエルボ部(L字)配管などが全体の半数を超えていたという実態がわかった。著しい老朽化原発と言えよう。それらの疑問にもかかわらず、この原発の運転延長も結局認められた。

(2)の議題は、はやばやと終了し、「設備の経年

劣化が事故の発生や拡大の要因になったとは考え難いとの結果になった」しかし、「経年劣化の影響を机上評価したものであり、今後、現地確認が実施される等により、…追加的な検討を行う必要がある」というまとめが公表された(2012年2月16日)。内容はお粗末なもので、従来おこなってきた「高経年化技術評価」手法とその結果を前提として、3・11における地震の揺れの評価を加算しただけのものである。当初の原案には、「…発生・拡大の要因になったことはないと考えられる」という結論が書かれていたが、さすがにこれはおかしい、という意見が筆者以外の複数の委員からも出された。事故現場も見ていないのに結論を急ぎ過ぎる、この調査が事故原因解明のためなのか今後の改善のためなのか不明、などの意見がて、この一文は削除され、下線部が加筆されたトーンダウンした表現になった。とは言え、福島事故の原因を老朽化のせいではないと結論づけたいという保安院の意図は貫かれた。

## 中性子照射脆化とは何か

原子炉圧力容器に使われている鋼は、炉心から放出される中性子を浴びることによって徐々にもろくなつてゆく。これを中性子照射脆化といふ。鋼はもともと低温で脆性破壊をする性質がある。温度が上昇すると、塑性変形が容易になり、ある温度以上では延性破壊になる。この境の温度を延性脆性遷移温度(Ductile Brittle Transition Temperature, DBTT)あるいは略して脆性遷移温度といふ。無延性遷移温度(Null Ductile Temperature, NDT)とも呼ばれる。

鋼の脆性破壊は、船の技術屋にとって最大の関心事の一つである。100年前の1912年の冬、北大西洋で氷山に衝突して沈没したタイタニック号をはじめ、第二次世界大戦前後に多数のタンカーが脆性破壊により破損した。タイタニック号の外板には、事後の調査で脆性遷移温度27°Cという質の悪い鋼が使われていたといふ。

この脆性遷移温度が中性子照射によって上昇す

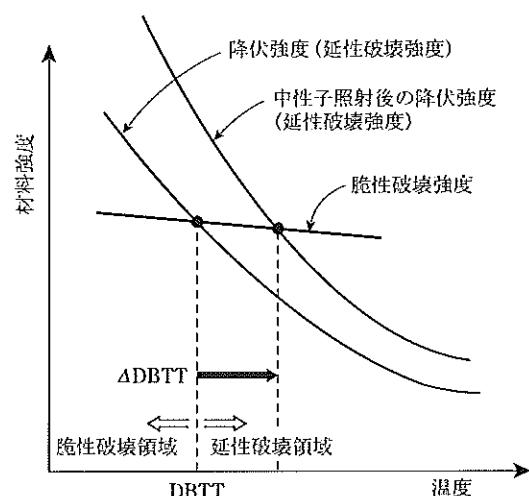


図2 脆性遷移温度(DBTT)と中性子照射による上昇( $\Delta$ DBTT)

る。そのプロセスは次のようにある。圧力容器鋼に中性子が当たると原子を跳ねとばし、空格子点(空孔)と格子間原子ができる(1次欠陥)。それらの点欠陥が移動して集合し欠陥クラスターをつくる。また、空孔が動く過程で鋼中の不純物原子(銅原子など)の移動を促進し、不純物クラスターを作る(2次欠陥)。これらの2次欠陥が転位のすべり運動の障害になって材料が硬化する。そのことが脆性遷移温度の上昇を引き起こす。それを模式的に示したのが図2である<sup>注3)</sup>。

原子炉を運転し続ければ、これらの2次欠陥の数が増えてゆき、照射脆化が進む。しかし、そのプロセスは複雑である。まず、欠陥クラスターと不純物クラスターのどちらが硬化に寄与するかという問題がある。また、どのような不純物が硬化に寄与するかという問題がある。不純物原子のなかでは、

注3) 鋼の破壊モードにはひび割れによって進展する脆性破壊と塑性変形によって進展する延性破壊がある。ある温度を境にそのモードが変化するのは、図2に示すように、ひび割れに耐える力が温度によってあまり変わらないのに対し、塑性変形に耐える力は温度が上がると急激に小さくなる(柔らかくなる)からである。2次欠陥(クラスター)は、塑性変形を妨害するので、鋼を硬化させる。よって、図2の二つの線の交差点(脆性遷移温度)が高温に上昇する。なお、脆性遷移温度の上昇は、結晶粒界にリンや硫黄が偏析することによる破壊強度の低下によっても起こる。タイタニック号の脆性遷移温度が高かったことの原因とされている。

銅原子がもっとも硬化を引き起こしやすいことが1970年代の半ばまでには知られるようになった。それゆえ、それ以降に製造された鋼材を用いた圧力容器、すなわち、(建造期間があるので)およそ1980年代に入ってから運転開始をした原発では、鋼材中の銅の含有量は0.1%以下に抑えられている。そのような低い銅含有量の鋼では、照射脆化は主として欠陥クラスター(マトリックス損傷とも呼ばれる)によって起こると考えられている。一方、玄海1号のような初期の原発では、銅クラスターの形成が硬化の主因になる。ちなみに玄海1号炉圧力容器の銅含有量は、0.12%であるとされている。

## 玄海1号炉で何が起っているのか

図1に示したように、玄海1号炉の監視試験データは、1993年取り出しの第3回試験では56°Cであった脆性遷移温度が2009年の第4回試験では98°Cと求められた。途中、16年間もデータがないという問題は別として、この2つの測定点を結ぶ意味のある曲線を描くことは困難である。なぜなら、一般に、脆性遷移温度の上昇は、図1の曲線のように、照射量に対して変化量が減少してゆく(照射の影響が小さくなる)傾向を示すと考えられるからである。

高経年化意見聴取会の議題(3)は、この異常脆化の原因解明を目的として設定された。そこでは、玄海1号機圧力容器監視試験で観測された高い脆性遷移温度(98°C)の原因が、①圧力容器の材質や製造方法などの不良によるのか、あるいは、②脆化予測式が高照射領域において現実を反映できていないためなのか、という二つの原因説をめぐって議論が闘わされた。九州電力は、鋼材の化学分析結果に異常がなく均一性が保たれていること、電力中央研究所(電中研)などへ依頼した監視試験片のミクロ組織検査において脆化と不純物クラスター形成の間に良い相関が得られたことなどから、圧力容器の材質や製造方法には問題がないとした。しかし、ではなぜ、急に高い脆性遷移温度が観測されたのか。その説明はできていない。

図3は、保安院が最終的にまとめた報告書<sup>3)</sup>に示

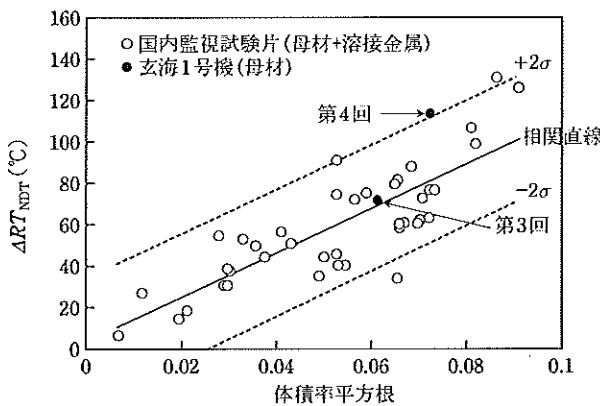


図3 最新国内データを反映した溶質原子クラスターの体積率平方根と $\Delta RT_{NDT}$ の相関図<sup>3)</sup>

された溶質原子クラスターの量と脆性遷移温度の上昇量 $\Delta RT_{NDT}$ との相関を示した図である。横軸のクラスターの量は、アトムプローブ法と呼ばれる電界イオン顕微鏡による観測から、試料内のすべての原子の種類と位置を求め、割り出したものである。

図から、多くの測定点は、クラスターの量(体積率)の平方根と $\Delta RT_{NDT}$ がおよそ比例関係にあることが見て取れるが、玄海1号炉の第4回監視試験データでは、 $\Delta RT_{NDT}$ は標準偏差 $\sigma$ の2倍程度高い上昇になっている。このことに関し、保安院は、意見聴取会の議論のまとめとして、「玄海1号機の値は標準偏差の2 $\sigma$ 上にあり、おおむね予測式のモデルと整合していると言える。このことは、予測式で想定した脆化傾向を示しており、異常な脆化とまでは言えないことを示している」としながらも、「なお、2 $\sigma$ では整合しているとも、していないとも言えないという意見もあった」と書かざるを得なかった。

ところで図3は、母材と溶接金属を区別せずに国内監視試験の結果を合わせてプロットした図である。元データに当たってみると、母材と溶接金属では分布の様子が違っており、溶接金属の方が相関が悪い(ばらつきが大きい)。そこで、母材のデータのみについて作図することを九州電力に求めた。さらに、対照群の標準偏差を求めるには、当該データ(玄海1号炉第4回データ)を除外すべきであろうと伝えた。その結果得られたのが図4である<sup>4)</sup>。この図をみると、第4回監視試験データの

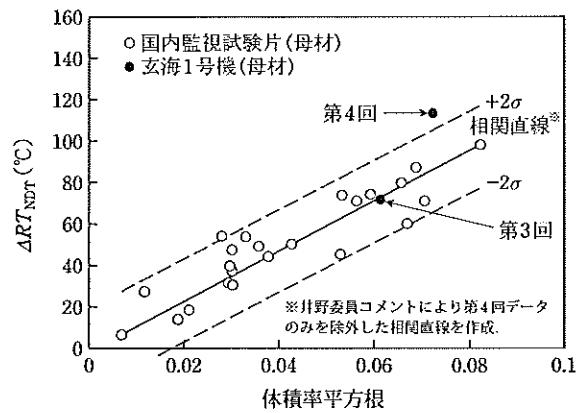


図4 第4回データを除いた体積率平方根と $\Delta RT_{NDT}$ の相関図<sup>4)</sup>

外れがより明確になっている。

九州電力は、 $\Delta RT_{NDT}$ とビックカース硬さとの相関も調べているが、やはり第4回監視試験データの $\Delta RT_{NDT}$ は、通常より高い値を示しており異常脆化を示唆している。

これらの結果をみると、第4回監視試験データは異常だと考えるのが自然であろう、保安院が「…総合的に考慮すると、玄海1号機の原子炉圧力容器鋼材に異常な脆化が生じているとまでは言えない。」<sup>3)</sup>と書いているのは、苦し紛れの開き直りと言わざるを得ない。

なお、アトムプローブ法を用いれば、観測資料に含まれる銅原子の数は自動的に得られているはずなので、そのデータを示すように求めた。示された結果は、0.15質量%であった<sup>5)</sup>。これは、玄海1号炉圧力容器鋼材の銅含有量とされる0.12質量%よりかなり高い。これだけの銅が本当に監視試験片に含まれていれば、98°Cという脆性遷移温度も不思議ではない。アトムプローブ法の結果には、スペクトルの分解能などによる誤差が含まれるので、試料の銅含有量が0.15%であると断ずるのは早計であろうが、この結果もまた、監視試験片の異常を示唆するものである。アトムプローブ法だけでなくさまざまな最新のミクロ解析手法を用いて、監視試験片の多面的な分析が必要である。

電力会社の出資で作った電中研だけでなく、中立的研究機関である大学に監視試験試料を提供し、客観的な評価を受けるべきであると、筆者は主張

した。最新のミクロ解析技術をもつ信頼できる研究室があるので、そこへの試料提供を具体的な研究室名をあげて要請した。九州電力はそれに応ぜず、保安院もその必要はないとした。大事な試験は複数の研究機関で分析し、結果の客観性を担保することは常識であり、再三の要求が拒否されたことに強い疑念と不信を抱かざるを得ない。

なぜ第4回監視試験での脆性遷移温度がこのような高い値を示したのか。筆者は、第3回と第4回の監視試験片とでは、銅含有量などの材質にちがいがあったのではないかと疑っている。監視試験片は、圧力容器鋼材と同一の製造・熱履歴を受けた材料を切り出して使うことになっている。とすれば、圧力容器鋼材自体に場所によって材質のちがいがあるのかという重大な疑いに発展する。そうなると、監視試験片は、もはや、圧力容器のモニタリングの役割を果たせない。

そういう実例が、実は、廃炉になったドイツの原発にある。解体されたグンドレミンゲン(Gundremmingen)原子炉の圧力容器鋼材を調べたところ、加速照射された保存材(archive材)にくらべて著しく脆化が進んでいて、しかもその脆化が試験片の採取位置によっても違うという重大な結果が明らかになつた。1966年に供用され1977年に廃炉となつたこの初期原発の照射脆化については、独・英・米の研究者たちがさまざまな角度から原因を調べたが、材料組織の不均質などの製造時の問題と照射条件(照射速度など)の違いが関連する複雑な現象であり、原因が十分に解明されないままに終つた<sup>6)</sup>。

このような実例があることを考えると、製造技術が十分に確立されていない初期の原発では、圧力容器鋼材の不均一がそれ以外の原発にあっても不思議ではない。徹底的な解明が求められる。このままでは迷宮入りである。

## 脆化予測式をめぐる問題 (その1：高照射領域の監視試験データと合わなくなつた予測式)

玄海1号の第4回監視試験データの脆性遷移温

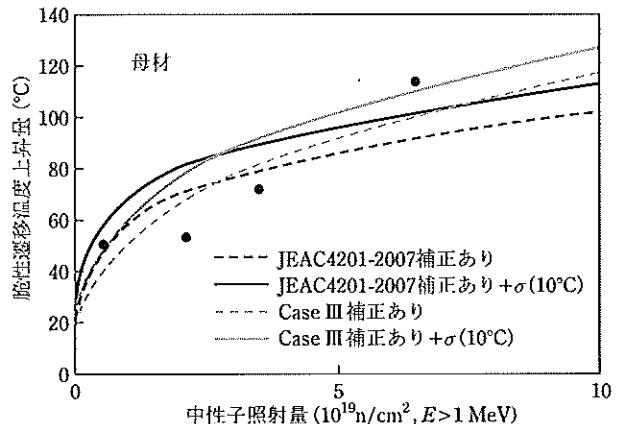


図5 玄海1号炉監視試験データ(●)とJEAC4201-2007予測曲線。新しい監視試験片の測定結果をデータベースを用い、かつ高照射量のデータの比重を高める操作を行つて得られたもの<sup>7)</sup>。Case IIIとあるのは、fittingを行う際、最小化する目的関数として検討した3つのケースのうちの一つであることを意味する<sup>注4)</sup>。

度が予測値より大幅にずれてしまったのは、脆化予測式に問題があるからだという考え方のものに、電事連・電研連名の検討結果が紹介された<sup>7)</sup>。それは、現行予測式モデルは変えずに、高照射領域のデータに重みをつけて式のなかのパラメータを最適化し直したところ、“合い”が良くなつたというものである(図5)。しかし、第4回データのフィッティングは多少改良されたものの、今度は第2回、第3回のデータが合わなくなつてしまつて、要するに第3回の56°Cと第4回の98°Cをつなぐ意味のある曲線は引けないのである。

さらに問題なのは、高照射領域でのフィッティングを改善するために反応速度式などの係数が大きく変わつてしまつたことである。これら反応速度式は、プロセス全体を規定するマスター方程式なのだから、用いるデータセットによってその係数が大きく変わつしまうということは、モデルそのものの脆弱性を意味している。JEAC4201-2007の基礎になっている脆化予測式モデルそのものの信頼性が問われることになった。問題は、玄海原発の問題を超えて、すべての老朽化原発に波及する

注4) ここで示されている曲線は、いずれも補正を加えたもので、元々のJEAC4201-2007の計算式を使えば、図1に示した曲線になる。

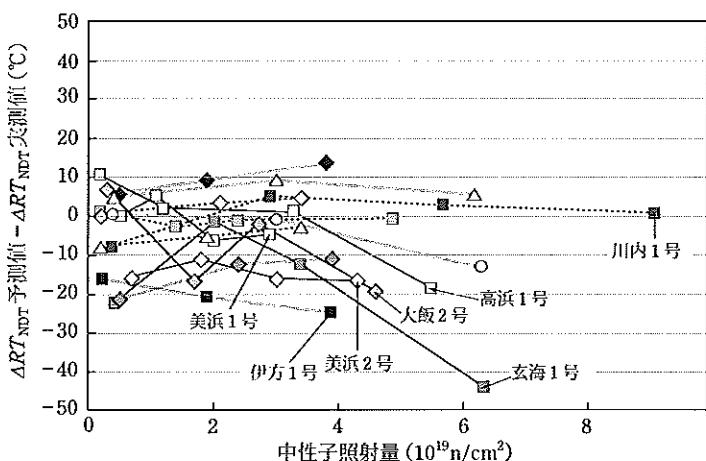


図6 JEAC4201-2007の脆化予測値(計算値)と実測値との差<sup>8)</sup>。計算値から実測値を引いて示しているので、実測が予測をオーバーするほど下方にずれる。玄海1号のそれはとび抜けて大きい。

ことになった。

保安院が高経年化原発について脆化予測式と実際の観測データを比較した図6<sup>8)</sup>をみると、確かに高照射領域において予測値と測定値の乖離が大きくなっている。実際、予測式が現実を反映できなくなっているのは事実である。しかし、玄海1号機の外れ具合は際立っている。それ以外の原発の外れがいずれも20°C以内に収まっているのに対し、玄海1号機第4回監視試験データは42°Cも外れている。

ここで、現在、日本での監視試験に用いられている照射脆化予測式について説明しておこう。2007年に大きな改訂があった。それについては、すでに他誌にくわしく書いた<sup>9)</sup>のでここでは簡単に述べる。要するに、それまでは中性子照射量と鋼中の不純物元素(化学成分)の量のみに着目して、実機の監視試験データも加速試験のデータも一緒にして評価していた<sup>10)</sup>のを、ミクロな格子欠陥や不純物原子の変化にもとづいて反応速度式を立て、実験データとつき合わせてそのパラメータを決めるという、ある意味画期的なモデルを採用した。それが電中研予測式と呼ばれるもの<sup>11)</sup>で、日本電気協会の規程「原子炉構造材の監視試験方法」JEAC4201-2007に採用された。

この電中研予測式は、モデルに含まれるいくつかの反応方程式の係数を実験データと合うように決めている。そのようにして求まった係数を用いて、不純物クラスターや欠陥クラスターの形成量を求め、結いて鋼の硬化量を求める。鋼中に含まれ

る銅およびニッケル原子の濃度、中性子照射量、中性子照射速度の4つのパラメータを指定すると、脆性遷移温度の上昇量が求まる。JEAC4201-2007には、その計算結果が36ページに渡って掲載されている。この新しい脆化予測法では、従来、無視されていた中性子照射速度のちがいは、別々の予測式として区別して取り扱われることになった。その結果、沸騰水型原子炉(BWR)の監視試験データにおいて、照射速度の異なる通常照射と加速照射との乖離が問題になっていた<sup>12)</sup>が、それへの一応の回答も示された。

しかし、改訂以後の5年間で新たに得られた高照射領域のデータが予測式から外れる傾向が顕著になった。それを修正するため、反応方程式の係数を評価し直したが、その結果の顛末については前述したとおりである。

以上のことから、JEAC4201-2007の照射脆化予測式にも問題があることは明らかである。しかし、玄海1号炉の実測値の外れ(42°C)は大きすぎてそれだけでは説明できないので、圧力容器鋼材の材質にも不均一さがあると疑わざるを得ない。

## 脆性予測式をめぐる問題 (その2：予測式の基本的誤り)

加えて、新たな大問題が明らかになった。照射脆化予測式の元になる銅クラスター形成を表す反応速度式に基本的な誤りがあるという事実である。この誤りは、原子力資料情報室が組織した研究グ

ループ「原発老朽化問題研究会」での議論のなかで、小岩昌宏氏（京大名誉教授、金属物理学）が指摘した。

そこで議論を受けて、筆者は、高経年化意見聴取会に意見書を提出し、このようなまちがった式を元に計算した照射脆化予測式はすみやかに廃棄すべきことを求めた。

誤りは次の点にある。電中研論文<sup>11)</sup>には、銅クラスター形成の反応速度式の説明として、「照射促進クラスター形成は、固溶限を超える銅原子同士が核を形成するプロセスであるため、固溶限を超える銅原子の量、その拡散速度の2乗として記述される。」とある。銅原子が出会う頻度は、原子の数の2乗に比例するとするのは良いが、拡散係数（原子移動の速さ）の2乗に比例するというのはおかしい。1乗である。

直観的に説明すれば、2つの原子がランダム・ウォークで出会う頻度は、片方の原子が止まっていても動いていても変わらない、それゆえ拡散係数の1乗に比例ということになる。この事情は、二つの原子の出会いに限らず、3つ目、4つ目の銅原子が集まって銅クラスターを形成する過程でも変わらない。より複雑な現象を考慮しても、形成速度が拡散係数の1乗に比例することに変わりない。

電中研の筆頭著者である曾根田直樹氏も、高経年化意見聴取会の委員であった。曾根田委員的回答はこの致命的ミスを取り繕う次のようなものであった：「二乗は理論的に出たものではない…プロセスを記述するのにこのモデルを使うのが良く合いますという風に申し上げている」などなど。驚いたことに、進行役の庄子哲雄氏や阿部弘亨氏（いずれも東北大教授）などから、内容を理解しないままに、弁護する発言が相次いだ。だが、関村直人氏（東大教授）は、「…井野先生の御指摘がある意味で正しいものになっている部分があるというふうに認めざるを得ないところがあると思いますが、…」としぶしぶ認めざるを得なかった<sup>13)</sup>。

これらを受けての保安院の見解が、また事大主義的なおかしなものであった。「…国内監視試験片に関してはJEAC4201-2004に比較して小さい誤差

の範囲内において予測が出来ており、…このため、脆化予測式の内部構成に関わらず、直ちに規制の見直しをおこなう必要はないと考えます。…以上から脆化予測式の妥当性については、今後学協会において、…詳細な議論をおこなうべきと考えますが、本意見聴取会において更に議論をおこなう必要は無いものと考えます。…」（下線は筆者による）という議論の打ち切りを求めるものであった。だが、脆化予測式の間違いは、内部構成に関わらず云々というには本質的すぎる。このモデルにおける照射材の拡散係数には、照射速度があらわに入っているので、照射速度をパラメータとして計算した36ページの表はすべて無意味である。

保安院は、監視試験の規程に不備があることをすんなり認めるわけにはゆかないという自らの立場や、身内の学者のミスを庇うことの方が、原発をきっちり管理することよりも大事であるようだ。

この議論のなりゆきをUSTREAMや議事録でつぶさにウォッチしていた小岩昌宏氏は、各委員の発言を再現しつづくわしいレポートを書き、学者の無責任と保安院の事なき主義を鋭く告発した<sup>14)</sup>。本稿でのこの問題についての記述は、それとの重なりを避けるため、簡略に過ぎている。ぜひ、小岩氏の論稿を併せてお読みいただきたい。

さて、高経年化意見聴取会での審議打ち切りがなされた直後の2012年7月24、25両日、玄海原発に近い九州大学応用力学研究所で、「炉内構造材料の経年変化に関する研究集会」が開催され、小岩昌宏氏と筆者は、それぞれ、「照射脆化予測の電中研モデルと誤りの指摘」、「玄海原発1号炉圧力容器の照射脆化および現行予測式についての考察」と題する報告をおこなった。また、玄海1号炉の照射脆化については、ほかに2編の報告（主催者の渡辺英雄氏（九大応力研）、青野雄太氏（九大工学部））があった。この研究集会は、照射損傷の研究をおこなっている日本全国の研究者が、文科省に予算を申請して持ち廻りでほぼ毎年各地で開催しているものである<sup>14)</sup>。曾根田直樹氏ほかの電中研の研究者や関村直人氏も常連だが、今回は欠席だった。学術的場での議論を逃げたと筆者は受けとった。

小岩氏や筆者の報告に対して、意見聴取会におけるような誤の分からぬ批判ではなく、逆に、もっともな主張だと参加者に受け止められた。この研究会には、この分野の権威である石野栄氏（東大名誉教授）が出席されていたが、小岩氏の報告に対して、電中研論文が複雑な現象を簡略化した粗い近似式にもとづくもので物理的な厳密性はもともとない、と弁護（石野氏はこの論文の共著者の一人）しながらも、反応速度が拡散係数の2乗に比例するとしたことについて、「曾根田君の“勇み足”だった」という表現で誤りを認めた。共著者からの発言として重要であり、特筆されてよいと思う。

曾根田氏らは、脆化予測式に関する論文を国際学会でも発表している<sup>16)</sup>。その論文でも、“Therefore, it is described as the square of the product of the concentration of copper atoms in super saturation and the diffusivity”と同趣旨の記述がなされている。小岩氏と筆者は連名で、この国際会議主催者とジャーナルの編集者宛に手紙を書き、この論文の取り下げ（Errataの公表）を求めた。すでにこのジャーナルは廃刊になっていたが、筆者らの批判意見は、それに対する曾根田氏のコメントやジャーナル編集者などの経過説明などとともに、ネット上で公表されることになった。

保安院は脆化予測式に関する意見聴取会での議論を打ち切り学協会の議論に委ねるとした。そこで、筆者は、このJEAC4201-2007を作成した（社）日本電気協会・原子力規格委員会関村直人委員長および構造分科会吉村忍分科会長（東大教授）宛に意見書を送った。今までの経緯やメンバーから公正な中立的な議論がなされないのでないのかという疑惑を表明したうえで、意見聴取会での議論を真剣に受け止め公正で中立性のある議論をすること、透明性を高めるためにくわしい議事録を早急に公開することを求めた。

筆者は、意見聴取会における脆化予測式の議論に参加して、暗たんたる気持ちになった。この国の御用学者は、誤りがみつかってもそれを認めないのか、訂正して改善するとなぜ言えないのか。保安院はなぜ平氣で「クサイものにフタ」をするのか。

## 以下次号

- 照射脆化した圧力容器の破壊靭性評価はどのようになされているか
- 玄海1号炉の破壊靭性評価をめぐる意見聴取会の議論
- 美浜1号炉・美浜2号炉などにおける破壊靭性評価の問題点
- 結び

## 参考文献

- 1) 原子力資料情報室通信, 440号, (2011.2), 3-7
- 2) 井野博満: 原子力資料情報室通信, 446号, (2011.8), 6-9
- 3) 原子力安全・保安院: 第18回高経年化意見聴取会資料7, 2012年7月27日
- 4) 九州電力: 第12回高経年化意見聴取会資料2, 2012年3月29日
- 5) 九州電力: 第14回高経年化意見聴取会資料6, 2012年5月9日
- 6) 井野博満: 金属, 71 No.8 (2001), 726-731
- 7) 電気事業連合会・電力中央研究所: 第8回高経年化意見聴取会資料10, 2012年2月22日
- 8) 保安院: 第5回意見聴取会資料2, 2012年1月23日
- 9) 井野博満: 科学, 81 No.7 (2011), 658-667
- 10) 井野博満: 金属, 77 No.12 (2007), 1339-1345
- 11) 曾根田直樹, 土肥謙次, 野本明義, 西田憲二, 石野栄: 電力中央研究所研究報告: Q06019 (2007.4)
- 12) 井野博満, 上澤千尋, 伊東良徳: 日本金属学会誌, 72 No.4 (2008), 261-267
- 13) 第14回高経年化意見聴取会議事録, (2012年5月9日)
- 14) 小岩昌宏: 科学, 82 No.10 (2012), 1150-1160
- 15) 九州大学応用力学研究所のホームページにこの研究会のプログラムが掲載されている
- 16) N. Soneda et al.: J. ASTM International, 7 (2010), issue 3

## いの・ひろみつ INO Hiromitsu

1965 東京大学大学院数物系研究科応用物理学専攻博士課程修了、大阪大学基礎工学部、東京大学生産技術研究所、同大工学部を経て、法政大学工学部教授、2006退職。東京大学名誉教授、高知工科大学客員教授。工学博士。専門：金属材料学（金属物性、材料の環境負荷評価・安全性など）

## 論説

## 原発の経年劣化－中性子照射脆化を中心に－（中編）

井野 博満

## 圧力容器の破壊靱性評価はどうになされているか

前号では、日本で使われている照射脆化予測式の問題点について述べた。今号では、脆化予測式をキーとする監視試験法全般を対象として、その問題点について論ずる。

圧力容器の監視は、日本電気協会の規程「原子炉構造材の監視試験方法」JEAC4201および「原子炉発電用機器に対する破壊靱性の確認試験方法」JEAC4206でおこなわれている。改訂されるたびにその年を付してJEAC 4201-2007のように呼ぶ。

前者のJEAC4201は、前号で述べた脆化予測式に関わる規程であるが、簡単に整理しておく。規程にもとづいて原子炉内に挿入されている監視試験片を順次取り出し、その脆性遷移温度をシャルピー試験によって測定する。一方、JEAC4201-2007の付表にしたがって、圧力容器鋼材の合金元素(銅やニッケル)や中性子照射量・照射速度から脆性遷移温度上昇量を計算で求め、両者を比較する。シャルピー試験の測定結果が予測式が与えた値を超えた場合は、マージンを設定し直して、測定値をカバーするように予測式をかさあげする。それによって圧力容器鋼材の脆化度合の推定と今後の推移予測をおこなう。これがJEAC4201の概要である。

測定値と予測値との乖離がはなはだしい場合(玄海1号がまさにそのケースである)には、予測式の信頼性を疑うべきであるから何をやっているのかわからないことになるが、「保守的に」評価するためにこういうやり方をとるのだと言う。

なお、JEAC4201は、脆性遷移温度だけでなく、シャルピー試験で求められる上部棚エネルギーについても定めている。また、2007からは、再生試験片についての規程も加わった。これは、寿命延長に備

えて、使用済の監視試験片の切れ端を細工しても一度炉に入れて使えるようにしたものである。韓国の古里原発1号炉でこの再生試験片のデータが怪しいと筆者は考えていて、釜山高裁で証言した。この問題については機会を改めて書くことにしたい。

さて、後者の「原子力発電所用機器に対する破壊靱性の確認試験方法」JEAC4206は、圧力容器鋼材の破壊靱性評価をおこなうものである。この規程も1973年に制定以降、改定を重ね、最近の改定は2007年である。この規程の圧力容器に関してのポイントは、各温度における破壊靱性値 $K_{Ic}$ を加圧熱衝撃(Pressurized Thermal Shock, PTS)時の発生応力の大きさを示す指標、応力拡大係数 $K_I$ の計算値と比較し、 $K_{Ic} > K_I$ の条件が各温度で成立しているかどうかを確認することである。これをPTS評価という。

破壊靱性値 $K_{Ic}$ の測定は、監視試験用に炉内に装着されている破壊靱性試験試料(コンパクト試験片あるいは三点曲げ試験片)を用いておこなわれる。これらの破壊靱性試験片は、シャルピー試験や引張試験用試料とともに挿入されている(初期の原発にはないものが多い。)

図7は、九州電力がおこなったPTS結果<sup>13)</sup>である。ここで右下の山形の曲線がPTS状態遷移曲線( $K_I$ 曲線)と呼ばれるものである。急激な炉水の流出(大LOCA)などの事態において、ECCS機能が働き冷却水が注入され、その際、圧力容器の内表面に想定したひび割れの先端に働く応力拡大係数 $K_I$ の時間変化を表している。冷却水注入によって内表面の温度が低下するとともに圧力容器の厚さ方向に温度の不均一が生じ、図8に示すように内面に引張応力が働く。その大きさは、時間経過とともに圧力容器の温度差が減ると小さくなり、 $K_I$ の値は左下へ向かって小さくなる。

一方、左上の右肩上がりの曲線は破壊靱性遷移曲

\*図番号、参考文献番号、脚注番号は前号からの継ぎ

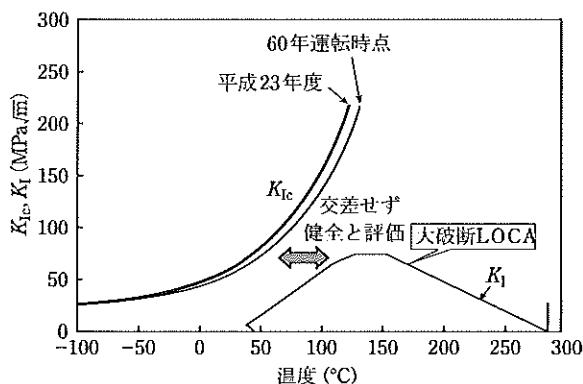


図7 玄海1号炉圧力容器の加圧熱衝撃(PTS)評価(九州電力による<sup>17)</sup>、ただし、説明文は一部修正)

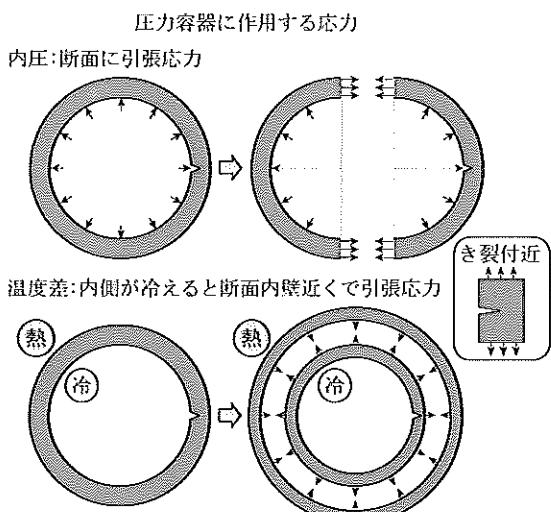


図8 圧力容器断面の模式図(青野雄太氏による)。内径3.4m、板厚168mmの容器の実寸と同じ比で描いた。容器内面が冷却されると円周方向に引張応力が働き、内面ひび割れを押し広げる力が働く。

線( $K_{Ic}$ 曲線)と呼ばれる。破壊靭性値 $K_{Ic}$ が温度によってどう変化するかを示した曲線である。材料がもろくなるとこの曲線は下方あるいは右方へシフトする。この曲線はどのように求まるのか? 圧力容器のなかに収めてある監視試験片を取り出し、いくつかの温度で破壊靭性を測定する。それらの測定値を下限包絡するように、すなわち、それより下にはデータがないように曲線を描く。JEAC4206-2007附属書Cには、その曲線の形として、

$$K_{Ic}=20.16+129.9\exp[0.0161(T-T_p)], \text{ MPa}\sqrt{\text{m}} \quad (\text{C8式})$$

が与えられている。パラメータ $T_p$ は測定データを下限包絡するようにを決める。

破壊靭性値は、中性子照射量が増えるにつれ低下してゆく。測定試験片と異なる中性子照射量に対応する破壊靭性遷移曲線を求めるには、測定データを横軸に平行に一定量 $\Delta T_{Klc}$ だけシフトさせる。その際 $\Delta T_{Klc}$ は $\Delta RT_{NDT}$ に等しいとする。 $\Delta RT_{NDT}$ とは、脆性遷移温度の差(シフト量)である。つまり、脆性遷移温度が上昇した分だけ、破壊靭性値の観測温度をシフトさせると同じ破壊靭性値を与えると仮定している。 $\Delta T_{Klc}=\Delta RT_{NDT}$ とする理論的根拠はないが、実験的におよそそういう関係が成り立つとしてこの仮定がJEAC4206-2007では採用されている。

そうすると、玄海1号機であれば第1回から第4回までのすべての監視試験データが使えるし、照射前の測定データも使って包絡曲線をつくることができる。また、任意の中性子照射量での破壊靭性遷移曲線(C8式)を描くことができる。図7の2本の曲線は、このようにして現在の圧力容器の照射量および運転開始後60年の推定照射量における $K_{Ic}$ 曲線を求めたものである。

この九州電力の解析結果をもとに、保安院が最終的なまとめとした報告書「原子炉圧力容器の中性子照射脆化について」<sup>14)</sup>では、「4回目の監視試験結果及び現行の評価法により検討した結果、玄海1号機の原子炉圧力容器は、適切な保守管理・運転管理を前提に、現時点から実測値が得られている4回目の監視試験片の中性子積算照射量に相当するまでの間(運転開始後約58年)における運転に対しては、実測したデータを基にした上部棚吸収エネルギーや加圧熱衝撃等の評価結果より、予測式の精度に関わらず十分健全であることを確認した。」と書かれている<sup>注5)</sup>。

この安全確認は本当だろうか? 高経年化意見聴取会の議論を参考しながら、以下の問題点について検討する。

- 玄海1号炉の破壊靭性遷移曲線( $K_{Ic}$ 曲線)の信頼性について

a) 破壊靭性値の温度シフト量 $\Delta T_{Klc}$ が脆性遷移

<sup>注5)</sup>ここで「予測式の精度に関わらず」とわざわざ書いてあるのは、前号で詳述したように、予測式の妥当性について意見聴取会で疑問符がついたからである。

- 温度のシフト量  $\Delta RT_{NDT}$  に等しい ( $\Delta T_{K_{Ic}} = \Delta RT_{NDT}$ ) という仮定について  
 b) 破壊靭性値のばらつき（信頼性）について  
 • 発生応力の評価は適切か？ PTS遷移曲線 ( $K_{Ic}$  曲線) の信頼性について

## 玄海1号炉の破壊靭性遷移曲線 ( $K_{Ic}$ 曲線) の信頼性について

- a)  $\Delta T_{K_{Ic}} = \Delta RT_{NDT}$  は正しいか

図9は、九州電力が高経年化意見聴取会に提出

### 破壊靭性値とは？

き裂のない材料の強度は、降伏応力や引張強さで表すことができる。材料中にき裂がある場合には、破壊はそのき裂進展によって起こるので、破壊強度は、き裂先端に働く力にどれだけ材料が耐えられるかで決まる。その大きさを示す量が破壊靭性値  $K_{Ic}$  (Fracture Toughness) である。

さて、き裂先端では、応力集中が起こるので、応力が拡大されて働く。応力拡大係数  $K_I$  (Stress Intensity Factor) は、き裂先端部の応力の度合いを示す指標である。

$$K_I = F_I \cdot \sigma \sqrt{\pi a}$$

$\sigma$  : き裂部位の公称応力 (無限遠方応力)

$a$  : き裂長さの半分

$F_I$  : き裂・構造物の形状などに依存する定数。き裂に比べて材料寸法が非常に大きい場合には、 $F_I=1$  である。ここで、添え字 I は、破壊の際のモード I (き裂を垂直に割くモード) を示す。なお、応力拡大係数という用語に戸惑った読者もおいでかと思う。これは単なる係数ではなく、応力の大きさとき裂長さが組み合った量であり、この値が等しい場合、き裂先端近傍の弾性応力場が等しくなる。

き裂の進展は、 $K_I > K_{Ic}$  の条件で起こる。破壊靭性値  $K_{Ic}$  とは、どれだけの応力拡大係数  $K_I$  に耐えられるかを示す限界の量である。材料が右図に示すような応力場にあるとき、荷重によって生じた試料の弾性エネルギーがき裂進展によって解放される一方、き裂の表面積が増えることによって表面エネルギーが増加する。前者が後者を上回る限界の応力  $\sigma_c$  は、

$$\sigma_c = \sqrt{2E\gamma/\pi a}$$

である。ここで、

$E$  : 材料のヤング率

$\gamma$  : 単位面積当たりの表面エネルギー  
よって、破壊靭性値は、

した破壊靭性遷移曲線 ( $K_{Ic}$  曲線) とその基礎となるデータ点を示したものである<sup>19)</sup>。九州電力を含め、各電力会社が今まで「高経年化技術評価書」において公表していた図は、図7にあるような最終結果の  $K_{Ic}$  曲線とパラメータ  $T_p$  のみであった。今回、筆者の要求によって、その作図プロセスが開示された。

ここに描かれている曲線は、この開示されたデータ点を下限包絡するように決められている。すなわち、その曲線より下にはデータ点が来ないように (C8)式のフィッティング・パラメータ  $T_p$  を決める。  
 (C8) 式の形は、今までの知見をもとに決めたとい

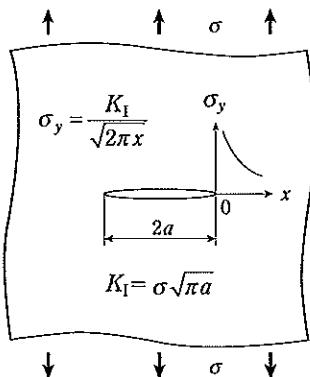
$$K_{Ic} = \sqrt{2E\gamma}$$

となる。実際には、多くの場合、き裂先端で塑性変形が起こるので、 $\gamma$  は、塑性変形により消費されるエネルギーを繰り込んだ実効的な表面エネルギーとしなければならない。

破壊靭性値が温度によって変わる理由は、温度上昇により塑性変形が起りやすくなり、この実効的な表面エネルギーが大きくなること、言い換えれば、き裂近傍の局所的な塑性変形に余分なエネルギーが必要になるためと考えられる。とくに、脆性から延性へ遷移する温度領域では、破壊靭性値が急激に上昇する。破壊靭性値の温度依存性については、実測にもとづいて推定したいつかの式が提案されている(本文にあるASMEの  $K_{Ic}$  曲線など)が、理論的にも経験的にも確立されたものではない。

なお、降伏応力の単位は MPa であるのに対し、破壊靭性値  $K_{Ic}$  や応力拡大係数  $K_I$  の単位は、MPa $\sqrt{m}$  である。き裂先端での力を考へるので長さの平方根がかかる分かりにくい単位であるが、き裂長さに関する相似則を含むのでこのような単位になっている。

破壊靭性試験法として広く使われているのは、3点曲げ試験やコンパクト試験である。切り欠きの先端にあらかじめ疲労き裂を入れておき、き裂長さの変化と荷重との関係を測定し、破壊靭性値を求める。なお、JEAC4206-2007 の附属書 D には、さまざまな破壊靭性試験方法と対応して導かれる破壊靭性の一覧が示されている。



うことなので、ここでは適否を問わないとしよう。問題は、元となるデータ点の与え方にある。前節で説明したようにこれらのデータ点は、各回の監視試験における破壊靭性測定値を  $\Delta T_{Klc} = \Delta RT_{NDT}$  の仮定が正しいとして、 $\Delta RT_{NDT}$  に等しい温度差だけ平行移動させて、プロットされている。

図9のデータ点をよくみると、下限包絡線(C8)式を決めているのは、最新の第4回のデータ点であり、それら4点は曲線の近くにある。それに比べ、それ以外の多数のデータ点はすべて曲線の左方か上方にある。不思議なことである。偶然そうになったのだろうか？ 実は、この玄海1号炉だけではなく、筆者が知り得た範囲で検討した美浜1号、2号、伊方1号はいずれも照射量の大きい最近回のデータ点が、下限包絡線を決めていることがわかった。シフト量の決め方に問題があると考えるべきことを示唆している。

図10は、多くの原発における破壊靭性値のシフトと脆性遷移温度シフトとの関係を示した良く知られたデータベースである<sup>20)</sup>。図10のたて軸は、後述するマスターカーブ法の参照温度  $T_0$  のシフト量であり、 $\Delta T_{Klc}$  と同種の量であると考えてよい。この図から、 $\Delta T_0$  と  $\Delta RT_{NDT}$  とは大きくばらつきながらもほぼ比例関係にあると言えるが、よくみると溶質金属のデータ点以外は45°Cの直線より上方にある。すなわち  $\Delta T_0 > \Delta RT_{NDT}$  の傾向にある。このことから、 $\Delta RT_{NDT}$  に相当するだけシフトさせたのでは  $\Delta T_{Klc}$  のシフト量として小さすぎるという懸念が生じる。

JEAC4206 が前提としてきた  $\Delta T_{Klc} = \Delta RT_{NDT}$  の仮定は、その導入を検討した1980年代においても正しいと言えるものであったか疑問であるが、図10にみるように現時点ではすでにその前提是崩れているのではなかろうか。にもかかわらず、表立ってはそのことの見直しがなされていないのは奇妙なことに思われる。

### b) 破壊靭性値の信頼性について

下限包絡線( $K_{Ic}$ 曲線)がPTS事象における発生応力の大きさを表すPTS状態遷移曲線( $K_I$ 曲線)よ

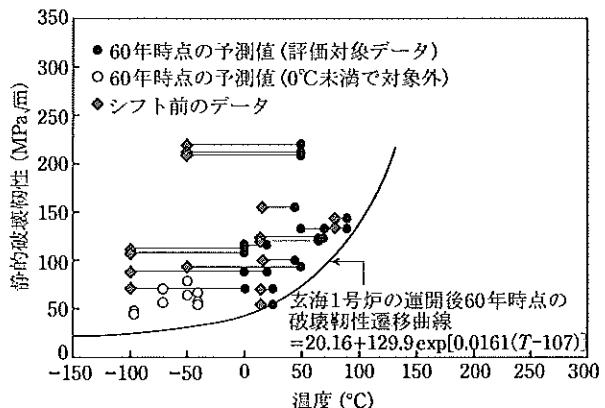


図9 玄海1号機PTS評価の根拠となるデータ点の温度シフトを示した図（九州電力による<sup>19)</sup>）

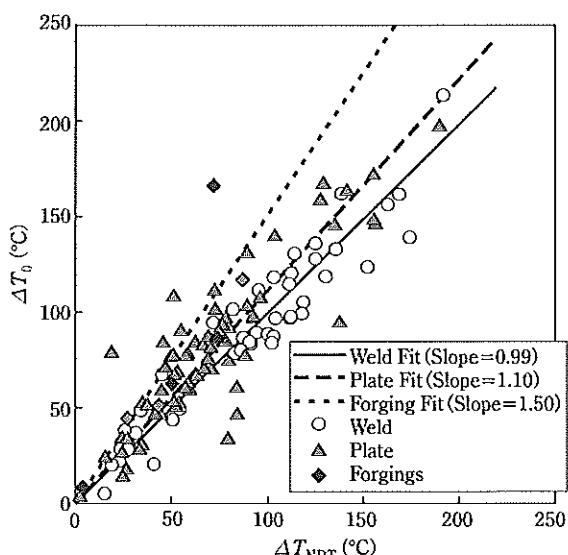


図10 破壊靭性値の指標である  $T_0$  のシフト量(縦軸)と脆性遷移温度  $T_{NDT}$  のシフト量(横軸)との相関<sup>20)</sup>

り十分上方にあれば、圧力容器の健全化は確保されていると考える、それが日本での監視方法 JEAC4206-2007 の考え方である。破壊靭性測定値が十分多数あり、仮に無限回の測定をおこなっても下限包絡線を越境しないと考えられるならば、この監視方法は妥当であろう。しかし、現実には第4回の監視試験データは4点しかない。測定値の数が増えれば、下限包絡線は下方にシフトするので、少數の測定値では、下限包絡しても破壊靭性値の下限を与えることにならない。照射前～第3回までの測定データを含めれば多数のデータがあるので、下限包絡曲線は十分信頼できるというが、それらのデータについてはシフト量に疑問がある。し

たがって、この曲線は下限包絡になっているのか、と懸念せざるをえない。

前述したように、JEAC4206-2007では(C8)式を設定し、それを破壊靭性遷移曲線としているが、実測値があればよいというものではなく、信頼に足る実測値であるべきなのは前提であろう。十分信頼できるためには、実測値にばらつきがあつても、破壊靭性の下限を与えるとみなせるだけのデータ量や精度があることが条件であろう。

JEAC4206-2007には、破壊靭性値の測定データがない場合には、附属書Aにもとづいて、シャルピー試験の脆性遷移温度からASME  $K_{Ic}$  曲線と呼ばれる次式によって破壊靭性値を推定することを求めている。

$$K_{Ic} = 36.48 + 22.78 \exp [0.036 (T - RT_{NDT})], \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$$

(A7)

ここで関連温度  $RT_{NDT}$  は、

$RT_{NDT} = \text{NDT 初期値} + \Delta RT_{NDT} + \text{Margin}$  で与えられ、予測式を勘案して測定値から推定された(その時点での)脆性遷移温度にマージンを加えた数値である。破壊靭性データが信頼できないとすれば、(A7)式を使うのも一つの考え方である。この式は、「保守的に過ぎる」とされ、使うのが好まれないが。

## マスターカーブ法の援用

下限包絡線の問題点を解決する1つの方法として、筆者らは破壊靭性データの中央値を用いることを考えた。そのためにマスターカーブ法を援用しての解析を試み、高経年化意見聴取会に提案した<sup>21)</sup>。

それを具体的に説明する前にマスターカーブ法について簡単に説明しよう。マスターカーブ法は、ばらつきの大きい破壊靭性測定データを定量的に扱う方法として近年アメリカなどにおいて発展してきた方法である<sup>22)</sup>。

シャルピー衝撃試験でのデータ点は、ばらつきがあるが、温度を変えて10点程度の測定をおこなって求まる脆性遷移温度は、10°C程度の誤差範囲で比較的良く定まることが多い。それにくらべ

て、破壊靭性測定値は、非常にばらつきが大きい。とくに、脆性から延性に移る温度領域での破壊靭性値を正確に決めることは困難である。ある幅をもつてしか値を言うこととはできない。これは、確率的に存在する最弱の箇所から全体が破壊されるという破壊現象の特性によると考えられる。倍・半分ということもざらである。

マスターカーブ法というのは、破壊靭性値とその温度変化を測定値の中央値に着目して解析する方法である。破壊靭性値は

$$K_{Ic(\text{med})} = 30 + 70 \exp [0.019 (T - T_0)], \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$$

(1a)

にしたがって温度変化すると仮定し、ある温度での測定値群の中央値をこの曲線が通るように参照温度  $T_0$  を決定する。この式から分かるように、参照温度  $T_0$  とは、破壊靭性の中央値が  $100 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$  になるような温度である。複数温度での測定値がある場合は、曲線が全体として最適な中央値を通るように  $T_0$  を決める<sup>23)</sup>。

この  $T_0$  をもとに 5%，および 95% 信頼区間は次の式で与えられる。

$$K_{Ic(0.05)} = 25.2 + 36.6 \exp [0.019 (T - T_0)], \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$$

(1b)

$$K_{Ic(0.95)} = 34.5 + 101.3 \exp [0.019 (T - T_0)], \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$$

(1c)

マスターカーブを使って破壊靭性遷移曲線を求めるには、前述のASME  $K_{Ic}$  曲線のなかの  $RT_{NDT}$  の代わりに  $RT_{T_0}$  を代入する。ここで

$$RT_{T_0} = T_0 + 35^\circ\text{F} (19.4^\circ\text{C})$$

とされている<sup>22)</sup>。ただし、35°Fを加えればよいとする根拠は必ずしも明確ではない。

マスターカーブ法を用いた解析は、測定データ全体を反映してその中央値を求め、5%および95%信頼区間も設定できることから、適切に使うならばJEAC4206-2007が採用している  $K_{Ic}$  曲線の決定法にくらべ利点が多いと考えられる。

なお、マスターカーブ法の適用については、さまざまな条件が課せられているが、筆者の以下の解析は、マスターカーブ法そのものを使うわけではなく、その解析手法を中央値の算出に使うことを

目的としているので、マスターカーブ法に関する細かいことは省略する。

## 玄海1号炉についての筆者らの解析

さて、筆者らは、玄海1号における各回の監視試験（照射前、および第1回～第4回）の破壊靭性測定値から、マスターカーブ法を援用してその中央値を求め、各回の $T_0$ を求めた。その結果を表1に示す<sup>21)</sup>。

最新の第4回監視試験データ点は、図11に示すように4点しかない（溶接金属を除く）。この4点を(C8)式にあてはめて図中に曲線を描いたが、このような少数のデータから信頼できる下限包絡線を決めることが無理なのは明らかであろう。なお、図中には、あわせてマスターカーブ法により求めた中央値および5%，95%信頼曲線を書き入れた。

JEAC4206-2007附属書Cでは、照射前および各回監視試験での実測値を温度軸に対して平行に $\Delta T_{KIC}$ 移動させ、それらのデータを含めて(C8)式を求ることとしている。しかし、前述したように、その結果は $\Delta T_{KIC} = \Delta T_{NDT}$ という仮定が成り立っていないのではないかという疑惑に導く。

図12は、各回の破壊靭性測定値から(C8)式をもちいて下限包絡線を求め、それらの曲線を $\Delta T_{NDT}$ だけシフトさせたところ、照射前と第1回から第4回までのすべての曲線が13°Cの範囲に収まったとする九州電力の解析結果である（保安院最終報告書<sup>18)</sup>に図19として引用されている）。この図は、一見、 $\Delta T_{NDT}$ のシフトが適切であり、附属書Cによる評価が妥当であることを示すように見えるが、詳細に検討するとそうとは言えない。以下に示すように、各回の測定値のばらつき具合が違うことが原因で、シフト量の不足がたまたま相殺されたにすぎないと考えられる。

図13および図11に、照射前、第1回から第4回までの監視試験破壊靭性測定値からマスターカーブ法における参考温度 $T_0$ 、および、その50%（中央値）、5%，95%信頼曲線を求めた結果を示す。マス

表1 脆性遷移温度 $T_{NDT}$ のシフト量と参考温度 $T_0$ のシフト量との比較

	照射前	第1回	第2回	第3回	第4回
$T_{NDT}$ (°C)	16	35	37	56	98
$\Delta T_{NDT}$ (°C)	114	63	61	42	0
$T_0$ (°C)	97.1	55.5	43.4	11.2	60.0
$\Delta T_0$ (°C)	157.1	115.5	103.4	49.9	0

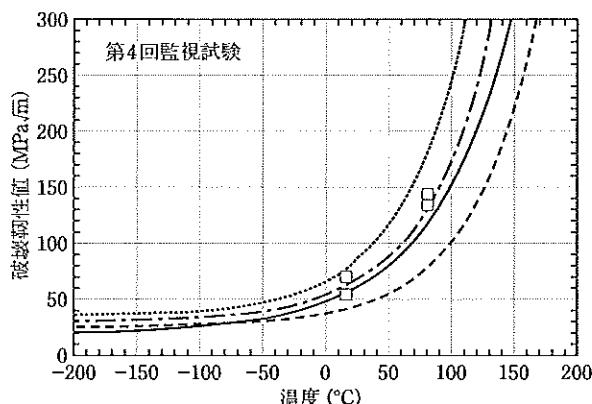


図11 玄海1号炉第4回監視試験データとそれらを包絡する(C8)曲線(図中の実線,  $T_p=65^{\circ}\text{C}$ )。あわせて、マスターカーブ法を用いた中央値(一点鎖線,  $T_0=60^{\circ}\text{C}$ )と5%(破線), 95%(点線)の信頼曲線を示す<sup>21)</sup>

ターカーブ法を厳密に適用するには、データ点が不足している、延性破壊領域のデータが除かれていない、などの批判（曾根田委員、庄子委員）が意見聴取会でなされ、その主張をもとに筆者の解析は信頼性に疑問があるとして丸ごと否定された。しかし、仮にデータ点が十分ではなくても、データの中央値を重視する解析としての意義は失われないはずである。もしデータ点が不足というのであれば、(C8)式で下限包絡線を求める際も同じくその欠点は免れることができない。また、データ点が延性領域か脆性領域か吟味されていないと言うが、これらの図は延性領域にあると考えられる 200 MPa・m を超えるデータ値は除いての結果である。

各回のデータ点の分布を比較すると、照射前と第1回・第2回のデータ点は比較的ばらつきが大きいのに対し、第3回と第4回のデータ点はばらつきが小さく中央値付近に分布している。ばらつきが小さい場合は、高い下限値が観測されることになるので、破壊靭性値の下限について考察する際に

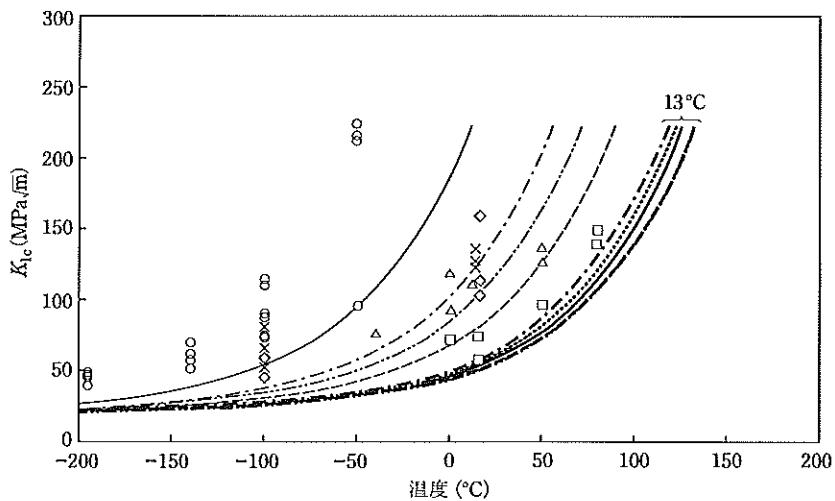
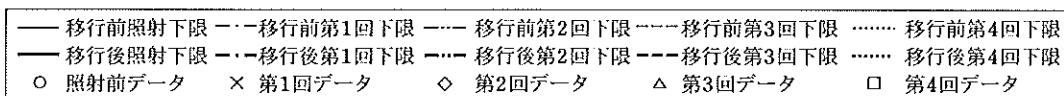


図 12 玄海1号炉の各回破壊靭性測定値とその下限包絡線および脆性遷移温度シフト量( $\Delta T_{NDT}$ )に対応した温度だけシフトさせた下限包絡線(実線)<sup>18)</sup>

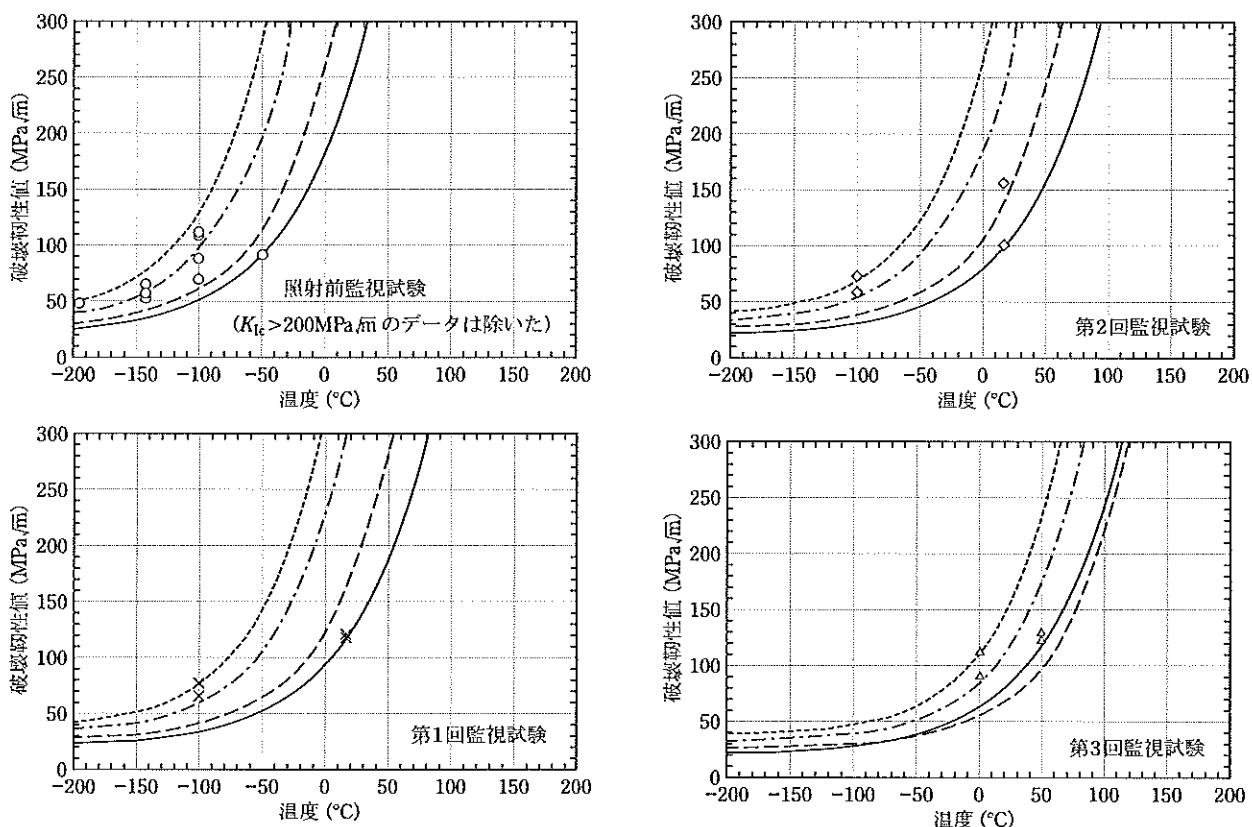


図 13 玄海1号炉圧力容器監視試験における照射前、第1回、第2回、第3回監視試験における破壊靭性測定値とマスター曲線法の中央値(一点鎖線)、5% (破線)、95% (点線)信頼区間を示す<sup>21)</sup>。実線は、(C8)式を用いて各回の下限包絡線を示したもの。

特に注意を要する。

次に、表1の結果から $T_{NDT}$ シフトと $T_0$ シフトとの関係を考察する。照射前と第1回・第2回の $T_0$ の

シフト量は、脆性遷移温度のシフト量よりはるかに大きい傾向がみられる。これは図10に示した NUREG-1807 のデータベースと同じ傾向である。

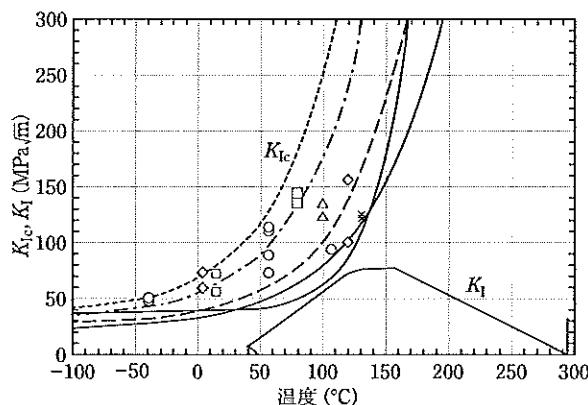


図14 各回のデータ点を  $\Delta T_0$  ( $=\Delta T_{Kc}$  と考える)だけシフトさせた下限包絡線(実線)<sup>18)</sup>、第4回監視試験データについてのマスターカーブ法の中央値(一点鎖線)、5% (破線)、95% (点線)信頼区間を示す<sup>21)</sup>。ASME  $K_{Ic}$ 曲線((A7)式)および九州電力解析の  $K_I$ 曲線をあわせて示した。なお、この図の  $K_{Ic}$ 曲線は、第4回監視試験時において試験片が浴びた照射量( $6.5 \times 10^{19} \text{n/cm}^2$ )に対応するものとした。

そこで、 $\Delta T_{NDT}$ ではなく  $\Delta T_0$  ( $=\Delta T_{Kc}$  と考える)にもとづき各データ点をシフトさせて、ひとつの図に描いたのが図14である。この図のデータ点を下限包絡するように(C8)式を求める  $T_p=149^\circ\text{C}$  が得られた。 $\Delta T_{NDT}$  をもとにしたJEAC4206-2007附属書Cの方法による値  $T_p=107^\circ\text{C}$  に比べると42°Cも高い。この図には、ASME 破壊靭性曲線(JEAC4206-2007附属書Aの(7)式)をあわせて描き入れた。また、九州電力が評価したPTS遷移曲線( $K_I$ 曲線)を対照のため示した。

$K_{Ic}$ 曲線と  $K_I$ 曲線がこのように接近しているならば、圧力容器の健全性におおきな疑問符が付くことになる。では、この  $K_I$ 曲線の信頼性はどうなのか。十分に安全余裕をみた評価なのだろうか。

## 発生応力の大きさを示す $K_I$ 曲線の評価は妥当か

圧力容器のPTS評価は、容器鋼材の破壊靭性遷移曲線( $K_{Ic}$ 曲線)が冷却材喪失(LOCA)時において発生する加圧熱衝撃の際のPTS遷移曲線( $K_I$ 曲線)より十分大きいかどうかを検討するものである。前節までに破壊靭性遷移曲線( $K_{Ic}$ 曲線)の問題点について述べてきた。本節では発生応力の指標

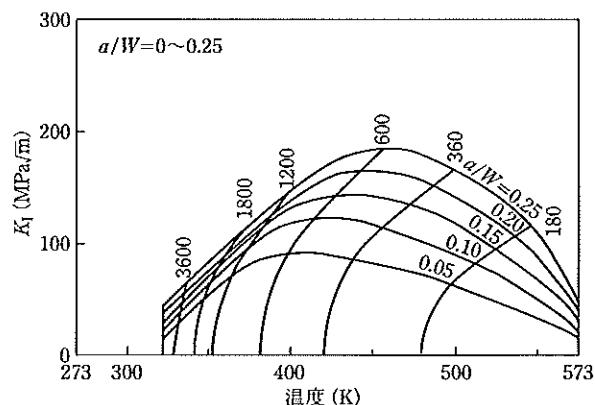


図15 松原・岡村が求めたPTS状態遷移曲線( $K_I$ 曲線)<sup>24)</sup>。き裂深さ  $a$  と圧力容器板厚  $W$  との比をパラメータとして計算されている。JEAC4206が規定している想定き裂の深さは10mmなので、玄海1号機の板厚168mmをもちいると  $a/W=0.06$  となる。図中の数字は経過時間(秒)。

となるPTS遷移曲線( $K_I$ 曲線)が妥当かどうかについて検討する。

LOCA時に緊急炉心冷却機能(ECCS)が働いて冷却水が原子炉に注入されると容器内容が冷やされ収縮し、強い引張応力が働く(前述の図8参照)。この引張応力の大きさは、圧力容器の肉厚や径、圧力容器内面に接する冷却水との界面での熱伝達の大きさなどによって変わる。また、内表面に想定されたひび割れ(き裂)先端に働く力は、き裂の深さと幅によって変わる。その大きさを示すものが応力拡大係数で、図7や図14に示す  $K_I$ 曲線は、九州電力が玄海1号炉の諸条件を想定して計算したものである。き裂の形状は、JEAC4206の規程にそって深さ10mm、幅60mmの半楕円形状を仮定している。

この  $K_I$ 曲線は妥当であろうか? 図15には、き裂深さ  $a$  と圧力容器板厚  $W$  との比をパラメータとして松原・岡村が求めたPTS状態遷移曲線( $K_I$ 曲線)<sup>24)</sup>を示した。JEAC4206が規定している想定き裂の深さは10mmなので、玄海1号炉の板厚168mmを用いると  $a/W=0.06$  となるので、図から対応するおよその曲線を図から見当をつけることができる。その結果は、九電解析よりも厳しくなっている。松原と岡村の計算条件は、き裂の形状を長さ方向には無限大とするなど多少の違いがある。この違いは、長さ60mmの半楕円形状に比べて、応力計算において  $K_I$ の値を15%程度大きくすると見積もら

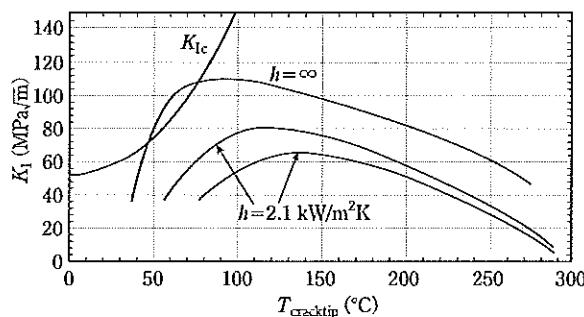


図16 飯井が求めたPTS状態遷移曲線<sup>26)</sup>。採用する界面熱伝達係数  $h$  のちがいによる  $K_I$  曲線の変化を示した。

れた<sup>25)</sup>。また、温度変化や圧力変化の設定にも違いがある。注目すべきは、PTS状態のモデル化の違いによってこのような違いが出ることであり、九電の解析が必ずしも安全側とは言えないことである。

高経年化意見聴取会では、飯井委員が、自らおこなった解析結果を示した<sup>26)</sup>。その解析結果を図16に示す。飯井は、この結果から次のように考察した。

- 1) 現実的な熱伝達率  $h=1\text{ kW/m}^2\text{K}$  を用いると、九電のPTS状態遷移曲線がほぼ再現できた。
- 2) 松原・岡村論文相当の熱伝達率  $h=2\text{ kW/m}^2\text{K}$  を用いると、九電のPTS解析結果より得られている最大  $K$  値の約25%大きい過渡  $K$  値が得られた。
- 3) 1) 2) より、九電、松原・岡村らの検討結果に差が生じる主因は、過渡温度解析に使用する熱伝達率の差にあると推定された。
- 4) 一方、 $h=\infty$ とした極限状態でのPTS状態遷移曲線も作成したところ、九電が提示している破壊靭性値を上回ることも確認できた。
- 5) 4)により、九電が行っているPTS解析は現実的なものに近く、破壊靭性値のばらつきを考慮する必要がない程度の保守性を有していないと判断された。

この考察で注目すべきは、「九電の解析は現実的」であり、「破壊靭性値のばらつきを考慮する必要がない程度の保守性を有していない」という結論である。「現実的」というのは余裕がないということである。したがってばらつきを考慮すると保守的でなくなる、つまり、安全側の評価にはなっていないということを婉曲な表現で指摘しているのである。

保安院およびJNESは、熱伝達係数  $h$  は  $1\text{ kW/m}^2\text{K}$  でよいのだということを、その後、躍起になって説明したが、参考人として説明をおこなった鬼沢邦雄氏（日本原子力研究開発機構、JAEA）の資料<sup>27)</sup>にはアメリカで試算に使われた値として  $h=1.8\text{ kW/m}^2\text{K}$  という数値が書かれていた。この数値を指摘すると、保安院や電事連関係者が、単なる試算にすぎないとして軽視する発言を繰り返した。

界面の熱伝達係数  $h$  は、その界面での水の流れ具合によって大きく変わる。流量が十分多く沸騰がない場合に比べ、流量が少なく沸騰を生じると水に蒸発熱を奪われて、熱伝達係数は大きくなる。この沸騰熱伝達では  $h=10\text{ kW/m}^2\text{K}$  のオーダーになるとされる。PTS事象では当初、沸騰熱伝達が起こり、その後は単相の熱伝達に移行すると考えられるので、熱伝達係数  $h$  は時間とともに変化する。その移行過程はLOCAの規模によつても大きく変わらであろう。熱伝達係数の値はそういう不確定さを考えて、十分余裕をもつて設定せねばならないはずだがそとはなっていない。九州電力は、 $h=1\text{ kW/m}^2\text{K}$  という一定値を用いるなどいくつかの仮定のもとで計算をおこなっており、JNESはその解析を補強する試算を示したが、ある条件のもとでの評価でしかない。

### 保安院の「玄海1号機安全宣言」<sup>18)</sup>は事業者寄りの偏った評価でしかない

以上述べたように九州電力が示したPTS曲線 ( $K_I$ 曲線)の計算には、大きな不確定要因が含まれているにも関わらず、保安院<sup>18)</sup>は妥当だとした。飯井らの解析結果については図が掲載されているのみで論評はされていない。松原・岡村の解析についてはまったくふれられていない。一方、破壊靭性遷移曲線 ( $K_{Ic}$ 曲線)についての筆者の問題提起は、そういう意見があったという記載はされたが、受け入れられなかった。

図17に、筆者らが中央値シフトから求めた破壊靭性遷移曲線 ( $K_{Ic}$ 曲線)<sup>18)</sup>と飯井が求めたPTS状

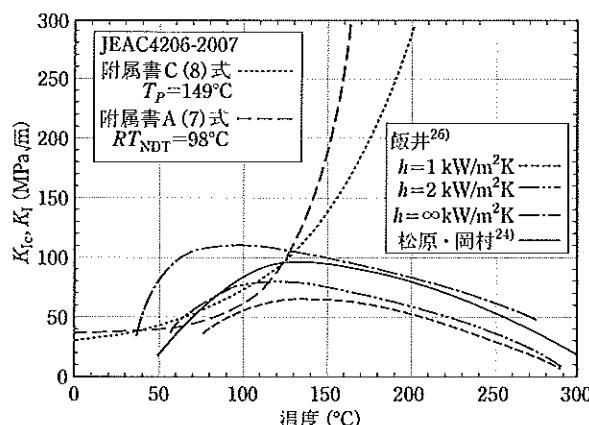


図17 筆者らが中央値シフトから求めた破壊革性遷移曲線( $K_{Ic}$ 曲線)と飯井が求めたPTS状態遷移曲線( $K_I$ 曲線)を重ねて描いた図。ASME  $K_{Ic}$ 曲線もあわせて記入した。

態遷移曲線( $K_I$ 曲線)<sup>26)</sup>を重ねて示す。この2つの曲線は交差し、玄海1号炉圧力容器鋼材の脆性が危険域にあることを示している。玄海1号炉圧力容器の健全性は大いに疑問だと考えざるを得ないという結果である。

10カ月にわたる意見聴取会の審議に参加して痛切に感じたことは、保安院の姿勢がまったくの事業者寄りということである。事業者提出の報告には賛意を示す一方で、批判的意見には耳を貸さず軽視するばかりか、脆化予測式の議論では間違った解析を弁護し、学協会に委ねるとして議論を打ち切った。公正な議論が行われたというにはあまりにほど遠い。これが原発の安全性を確保する使命を持つ規制当局の態度であろうか。まるで福島原発事故がなかったかのような事業者・保安院・学者という原子力村の現実を目の当たりにして、やりきれない思いが募った。

「玄海1号機の原子炉圧力容器は、……現時点から実測値が得られている4回目の監視試験片の中性子積算照射量に相当するまでの間(運転開始後約58年)における運転に対しては、……十分健全であることを確認した」という前述の結論は、あまりに楽観的で不適切な評価である。照射脆化した圧力容器がき裂の進展により破壊されれば、内部の核燃料はむき出しのまま放出され、大事故に至る危険性がきわめて大きい。このような危険な原発に対してもきちんと対応がなされないことに

恐怖を感じる。

本稿を執筆するに当たり、筆者の意見聴取会での発言に際して、中央値を用いての破壊革性評価の必要性についてご教示いただいた岡村弘之先生(東京大学名誉教授)に厚く御礼申し上げる。また、青野雄太氏(九州大学工学部)には、マスター法を用いての解析にご協力いただいたほか、図面も作成していただいた。深く感謝する。

## 以下次号

- 美浜1号炉の照射脆化の現状と破壊革性評価の問題点
- 新安全基準で老朽化原発の規制はどうなるのか

## 参考文献

- 17) 九州電力: 第5回高経年化意見聴取会資料3, 2012年1月23日
- 18) 原子力安全・保安院: 第18回高経年化意見聴取会資料7, 2012年7月27日, 同じものが2012年8月に最終報告書「原子炉圧力容器の中性子照射脆化について」として公表された
- 19) 九州電力: 第10回意見聴取会資料6, 2012年3月14日
- 20) NUREG-1807 "Probabilistic Fracture Mechanics-Models, Parameters, and Uncertainty Treatment Used in FAVOR Version 04.1U.", p.86, NRC
- 21) 井野博満: 第17高経年化意見聴取会資料13(2012年6月20日), 第18高経年化意見聴取会参考資料(2012年7月27日), および, 2012年8月提出資料
- 22) 例えば, ASME Code N-629など
- 23) 電力中央研究所研究報告: Q04020(2005年8月), 同: Q05022(2006年6月)
- 24) 松原雅昭, 岡村弘之: 日本機械学会論文集, A53 No488(1987), 843-847
- 25) 青野雄太からの私信
- 26) 飯井俊行: 玄海1号機PTS解析試算, 第14回意見聴取会資料8, 2012年5月9日
- 27) 鬼沢邦雄: 第16回意見聴取会資料5(2012年6月6日), p.9

## いの・ひろみつ INO Hiromitsu

1965 東京大学大学院数物系研究科応用物理学専攻博士課程修了, 大阪大学基礎工学部, 東京大学生産技術研究所, 同大工学部を経て, 法政大学工学部教授, 2006 退職, 東京大学名誉教授, 高知工科大学客員教授, 工学博士. 専門: 金属材料学(金属物性, 材料の環境負荷評価・安全性など)

## 論説

## 原発の経年劣化－中性子照射脆化を中心に－（後編）

井野 博満

圧力容器鋼材の照射脆化が進んでいる原発は玄海1号だけではない。1970年代運転開始の古い原発はいずれも程度の差があっても照射脆化が進んでいる。図18は、高経年化意見聴取会に保安院が提出した資料<sup>28)</sup>のなかの図で、照射脆化の進んだいくつかの原発について脆性遷移温度の上昇量を示したものである。高経年化意見聴取会で取りあげられた原発は玄海1号のほかは、40年に達しての審査を受けた美浜2号と30年に達した伊方2号

だけであるが、日本最古の原発である美浜1号（1970年運転開始）や高浜1号、大飯2号も著しく照射脆化が進んでいる。

現時点でのワーストセブンの原発を列記すれば表2のようになる。1位から5位までは加圧水型軽水炉（PWR）でこのうち玄海1号を除く4基はいずれも若狭湾にある関西電力の古い原発である。6位と7位は沸騰水型軽水炉（BWR）である。構造上PWRより圧力容器照射量の少ないBWRである敦賀1号や

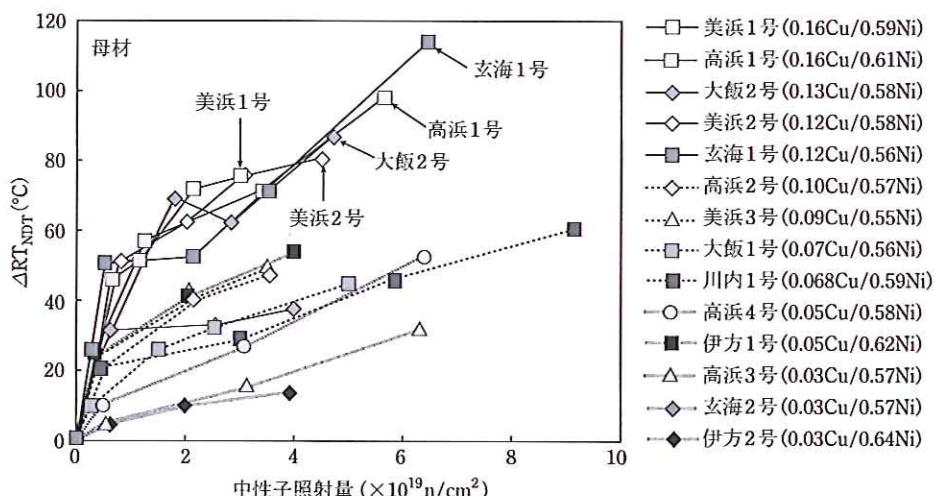


図18 中性子照射量に対する脆性遷移温度の上昇量を示す脆化が著しいのは銅含有量の多い鋼が使われた時期の原発である<sup>28)</sup>。

表2 原子炉圧力容器脆性遷移温度（ワースト7）

順位	ユニット名	型式	運転開始	分類	脆性遷移温度	中性子照射量	試験(取り出し)時期
1	玄海1号	PWR	1975.10.15	母材	98°C	$7.0 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$	2009年4月
2	高浜1号	PWR	1974.11.19	母材	95°C	$5.6 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$	2009年
3	美浜2号	PWR	1972.7.25	母材	86°C	$4.4 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$	2003年9月
4	美浜1号	PWR	1970.11.28	母材	74°C	$3.0 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$	2001年5月
				溶接金属	81°C	$3.0 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$	2001年5月
5	大飯2号	PWR	1979.12.5	母材	70°C	$4.7 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$	2000年3月
6	敦賀1号	BWR	1970.3.14	母材	51°C	$0.094 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$	2003年6月
				溶接金属	43°C		
7	福島第一1号	BWR	1971.3.26	母材	50°C	$0.09 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$	1999年8月

(出典：原子力資料情報室上澤千尋作成の「原子炉圧力容器鋼材の監視試験結果一覧」ほか)

\*図番号、参考文献番号、脚注番号は前号からの続き

福島第一1号（それぞれ、1970年、71年運転開始）が、なぜ予想を超える照射脆化を起こしたのか、その理由については筆者らの文献<sup>29)</sup>をご覧いただきた。福島第一1号は、まさに爆発した原発で、照射脆化は事故の発生・進展に関係しなかったと思われるが、機器・配管の老朽化は関係なかったのか、疑われている。

さて、私は意見聴取会で、少なくとも照射脆化の進んでいる古い原発については、監視試験結果を開示すべきであると主張したが、保安院は、それらのデータがなくても審議に支障はないとして応じなかつた。日本全国の各原発の脆性遷移温度の一覧表は、各事業者の報告書などをもとに、原子力資料情報室の上澤千尋氏が作成したものが唯一公表されている<sup>30)</sup>。原子力安全・保安院（当時）がそういうデータベースを作成していなかつたことは、玄海1号機の異常照射脆化が問題になつた2010年暮れ、筆者が直接面会して確認したことである。彼らがいかに受け身の姿勢で事業者まかせの監視行政をやっていたかを如実に示すものである。生まれ変わつたはずの原子力規制委員会・規制庁はただちにくわしいデータベースを作成すべきである。すぐできるはずのことだ。脆性遷移温度のみならず、破壊靭性試験、引張試験を含めて、監視試験結果の生データを集め、公表し、研究者・市民の便宜に供すべきである。

## 美浜1号炉の照射脆化

意見聴取会で公表されなかつた美浜1号炉についての監視試験結果は、滋賀県住民が原告になり提訴した原発再稼働禁止訴訟において、被告の関西電力から公表された。筆者はその開示資料の分析を原告弁護団から依頼され、意見書を提出した<sup>31)</sup>。以下、その意見書をもとに、その後の考察も含めて、美浜1号の照射脆化の問題点を述べる。

### その1：脆性遷移温度について

美浜1号炉の脆性遷移温度は、関西電力が40年を超える寿命延長を申請した「美浜1号炉 高経年

化技術評価書（40年目）」<sup>32)</sup>に記載されている。まず、その結果について、問題点を指摘しよう。

#### a) 母材脆性遷移温度（関連温度）がチャージ番号によって大きく違うのはなぜか

上記評価書（原子炉容器、表2.3-5）によれば、チャージ番号B3702-1（以下、試料1と呼ぶ）の脆性遷移温度（関連温度）は、他の2つの試料（チャージ番号B3702-2、チャージ番号B3702-3、以下、試料2、試料3と呼ぶ）の脆性遷移温度にくらべて、監視試験の各回とも20ないし40°Cも低く、しかも回を追つてその差が広がる傾向を示している。これらの測定データをプロットすると図19のようになる。

試料1のみ、このように低くなる理由は何か？熱影響部も同様に低い傾向を示すが、これは溶接時の熱履歴の影響がよるものという説明が可能である。しかし、母材ではそういうことは考えられない。採取位置（チャージ番号）によって脆性遷移温度の値が大きく変化する原因として、母材の材質が不均質であること、すなわち、採取位置によって不純物含有量や材料組織（結晶粒度など）が異なることが考えられる。このような材質の違いがあつてよいものか？

上記評価書<sup>32)</sup>記載の化学成分表（原子炉容器、表2.1-2）をみると、銅の含有量が試料1では0.11%，試料2では0.16%，試料3では0.14%とばらついている。とくに、試料1では著しく低く、分析誤差の範囲を超えていると考えられる。シリコンや

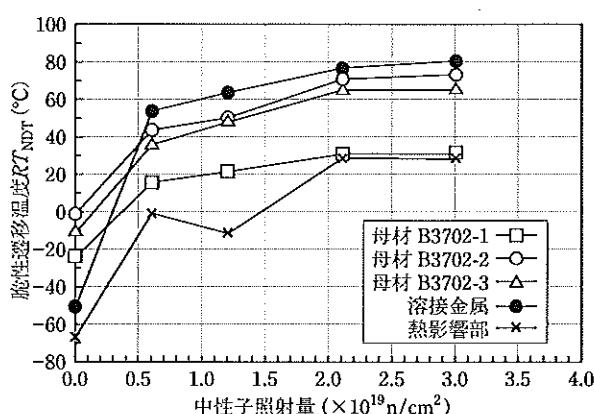


図19 美浜1号炉監視試験片の脆性遷移温度の上昇<sup>31)</sup>

炭素の含有量も試料1では他の2つの試料と差がある。このようなばらつきがなぜ生じたのか、製造工程などにさかのばって、各工程での分析値を調査するなどし、原因を解明すべきである。

関西電力がよこした反論<sup>33)</sup>によれば、「美浜発電所1号機の原子炉容器の炉心領域は3枚の鋼板を溶接して製作しているため、それぞれの鋼板を比べれば、若干の化学成分の差異は生じうるものである。そして、3つの監視試験片(試料)も3枚の鋼板それぞれから採取されているため、それぞれの関連温度が異なっているだけであり、母材の材質が不均質であるためではない。」(p17)とある。だが、銅含有量0.11%と0.16%は「若干の差異」と言えるものだろうか？当時の未熟な製造プロセスでこのような差異が当然のこととして認められていたとすれば、照射脆化の監視は、より注意深くなければならない。なぜなら、溶接で接合した炉心部鋼板は3枚だけではないはずだし、ひとつの鋼板の内部に組成の違い・材料組織の違いがないという保証もないからである。圧力容器鋼材にこのような違いがあれば、欠陥圧力容器と言わざるを得ない<sup>注6)</sup>。

#### b) 溶接金属における異常な脆性遷移温度上昇

第4回監視試験での溶接金属の脆性遷移温度は81°Cと測定され、母材よりも高い。加えて、照射前の初期値が-50°Cと低いことから、その差である脆性遷移温度の上昇量は131°Cに達し、異常に高い値である。このように高い上昇量を示す原発は、日本では他にない。

「美浜1号炉 高経年化技術評価書(40年目)<sup>32)</sup>(原子炉容器、表2.1-2)によれば、溶接金属の銅含有量は0.19%，ニッケル含有量は1.08%である。こ

<sup>注6)</sup> 圧力容器鋼材が均質であることは、玄海1号機について九州電力が、自らの解析結果をもとに強く高経年化意見聴取会で主張したことである(本稿前編を参照)。しかし、玄海1号より少し前に製作された美浜1号でこのような組成の違いがあるならば、同じく鋼板を張り合わせて製作した玄海1号炉圧力容器の組成均質性も疑われて当然である。玄海1号炉には、母材監視試験片は1シリーズ分しか入っていない。

れは母材の0.16%Cu以下、0.68%Ni以下に比べてもいちじるしく高い。銅、ニッケルとも脆性遷移温度を上昇させる金属元素として知られており、とくに銅の影響が顕著である。このような高い銅含有量の溶接金属は日本には他にないと考えられ、大変悪い溶接金属が美浜1号機では使われたと言わざるを得ない。溶接作業中に銅が混入したことは、関西電力も認めている。すなわち、「溶接金属部の銅等の含有量が母材に比べて高くなっているのは、溶接時に用いる溶接ワイヤーに銅が含まれているためであり、何ら不思議なことではない。」<sup>33)</sup>。しかし、そうだとすると、溶接部位ごとに銅含有量も違っており、場所によってはさらに高い脆化を示す可能性が示唆される。「何ら不思議なことではない」として済ませる安全管理の神経が理解できない。溶接金属の複数個所での銅含有量の分析や製造・溶接工程についての調査を今からでもすべきである。

#### その2：破壊靭性評価の問題点

##### a) 母材の破壊靭性評価について

図20は、開示されたデータに基づき、筆者らが作成した美浜1号機圧力容器母材の破壊靭性遷移曲線( $K_{Ic}$ 曲線)を示したものである。この図は、チャージ番号の異なる3つの試料のうち、銅含有量が高く、最も高い脆性遷移温度を示した試料2についての結果である。この図には、JEAC4206-2007附属書Cの方式(本稿中編を参照)に従って、破壊靭性測定値を脆性遷移温度の移行分だけ横軸に平行にデータ点をシフトさせてプロットした破壊靭性遷移曲線( $K_{Ic}$ 曲線)が描かれている。また、この図には、上記評価書<sup>32)</sup>(原子炉容器:図2.3-4)に描かれているPTS状態遷移曲線( $K_I$ 曲線)をあわせて示してある。

この図から分かることは、データ点が少ないと( $K_I$ 曲線とのデッドクロスが懸念される50~100°C付近の温度における監視試験のデータが特に少ない)、遷移温度域の試験が少なくデータのばらつきが小さいこと、データ点の下限包絡曲線である(C8)式が、最後の第4回監視試験データ(図中の

□印)によって決まっていること、などである。試料1, 3については、スペースの関係で図を示さないが、この特徴は共通である<sup>31)</sup>。

データのばらつきが小さいことは、よいデータであるように思えるがそうではない。破壊靭性測定値は本来ばらつきが大きいものなので(とくに遷移温度域において)，さらに測定を重ねれば、より小さい値を示すデータが得られると予想される。それゆえ、現在得られているデータから決めた $K_{Ic}$ 曲線が下限を示すと考えるのは疑問である。また、第4回監視試験データ(図中の□印)によって下限包絡曲線が決まり、それ以前に観測されたデータ点がその曲線よりも上方にあるという傾向は、玄海1号機などの結果と同様である。このことは、JEAC 4206-2007附属書Cの方式による温度シフトが不足であることを強く示唆しており、同規程による監視方法に疑問を呈さざるを得ない。その本質的な問題点は、本稿中編で述べたように、破壊靭性値の温度シフト $\Delta T_{K_{Ic}}$ が脆性遷移温度 $\Delta T_{NDT}$ に等し

いという仮定が正しくないのではないかということである。

破壊靭性の測定データがないときは、附属書Cに記載された方法によるのでなく、附属書Aに記載された方法によって脆性遷移温度から破壊靭性曲線を求ることになっている(本稿中編参照)。これがASME  $K_{Ic}$ 曲線と呼ばれている(A7)式で、図20に合わせて描き入れた。その結果を見ると、この曲線は、 $K_I$ 曲線にほぼ接する。 $K_{Ic} > K_I$ の条件は満たされていない。

なお、美浜1号炉圧力容器の形状は、内径3.33メートルで玄海1号炉(3.35メートル)とほとんど変わらないが、厚さ228ミリで玄海1号の168ミリにくらべてかなり厚い。PTS条件が示されていないが、き裂先端での応力拡大係数、すなわち、PTS状態遷移曲線は玄海1号より大きく求められている。熱衝撃には弱い炉ということになる。次に述べる美浜2号は、内径3.33メートル、厚さ165ミリで玄海1号に近い。

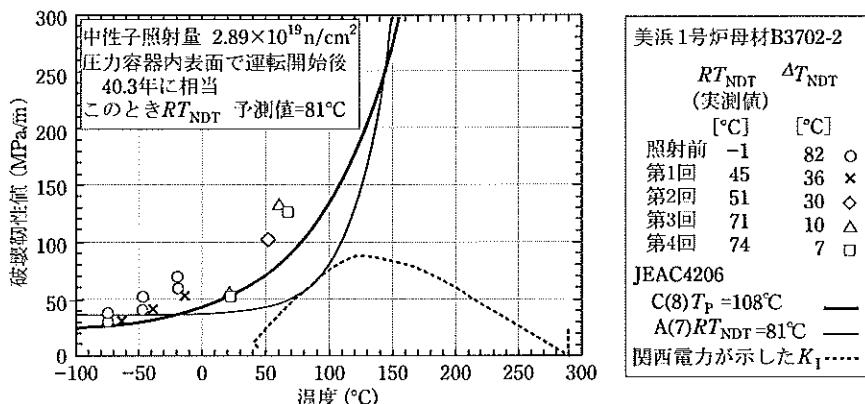


図20 美浜1号炉圧力容器母材(試料2)のPTS評価。文献<sup>31)</sup>をもとにした筆者らの解析。

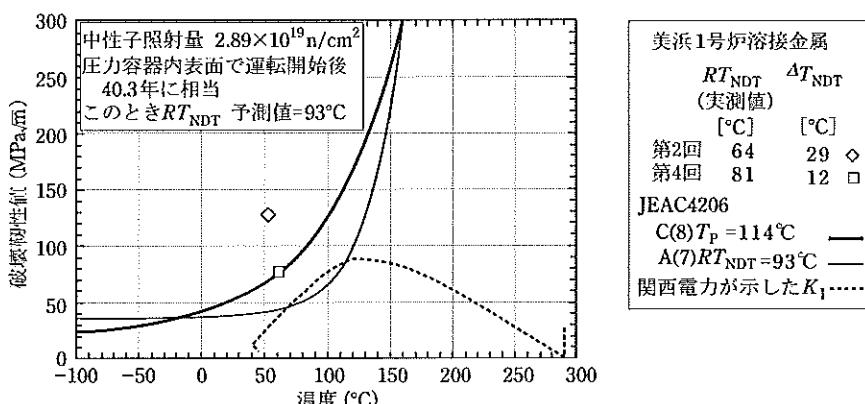


図21 美浜1号炉圧力容器溶接金属のPTS評価。文献<sup>31)</sup>をもとにした筆者らの解析。

### b) 溶接金属の破壊靭性評価について

今回開示された溶接金属についての監視試験結果は、信頼性が低い。なぜなら、データが2点しかなく、たった2つのデータ点から下限包絡曲線を引き、溶接金属の破壊靭性値を示すことは無理と言わざるを得ない。図21は、仮にこの2点を用いて下限包絡線を描いてみたものである。当然ながら、データ点が増えれば、さらに下方の破壊靭性測定値が観測されることが予測される。しかも、この2点から求めた下限包絡曲線は、図21に見られるように、応力拡大係数 $K_I$ を示すPTS遷移曲線( $K_I$ 曲線)に接近している。さらにデータ点が増えれば、両曲線が重なるというデッドクロスを生じることが予測される。信頼性が低いだけでなく、安全性に疑問を感じさせる結果である。

関西電力は、溶接金属についての $K_{Ic}$ 曲線は求めていない。関西電力の説明<sup>33)</sup>によれば、「(「高経年化技術評価書」記載の) $K_{Ic}$ 下限包絡線は、…母材及び溶接金属の破壊靭性試験結果を用いて作成されたもの」という。だが、母材と溶接金属は、材料組織も含まれる銅含有量も異なり、それぞれ別

個に解析すべきものである。母材のデータのなかに溶接金属のデータを忍び込ませて、溶接金属の結果も使っていると主張したところで何の意味もない。

破壊靭性の測定データがないとき、あるいは、今回のようにそのデータが2点しかなく、附属書Cに記載された方法によるでは信頼性がない場合は、前述の(A7)式で評価すべきである。(A7)式にもとづく破壊靭性曲線を図21に描き入れた。その結果を見ると、 $K_{Ic} < K_I$ となるようなデッドクロスを起こしている。このことは、圧力容器が特に溶接部から破壊される危険性が高いことを表している。美浜1号機圧力容器は、はなはだ危険な状態にあると言わざるを得ない。

これらの図は、中性子照射量 $2.89 \times 10^{19} \text{n/cm}^2$ に対応する圧力容器破壊靭性遷移曲線( $K_{Ic}$ 曲線)を描いたものである。この照射量は関西電力が評価書<sup>32)</sup>で運転開始60年時点と図示した値である。しかしながら、この中性子照射量は、PTS評価においては40.3年時点の $K_{Ic}$ 曲線と読み替えるべきものである<sup>注7)</sup>。したがって、注目すべきことは、この

注7)「美浜1号炉高経年化技術評価書(40年目)」<sup>32)</sup>(原子炉容器、表2.3-7)には、第23回定期検査時点(2001年5月)および運転開始後60年時点の中性子照射量として、 $1.45 \times 10^{19} \text{n/cm}^2$ および $2.89 \times 10^{19} \text{n/cm}^2$ が記されているが、これは容器内表面から板厚 $t$ の $1/4t$ 深さでの値である。PTS評価では内表面のき裂先端での応力解析をおこなうので、対応する破壊靭性値の推定も内表面での照射量を用いて行われている。内表面から $1/4t$ 深さまでの減衰比は0.672( $t=168\text{mm}$ として計算)なので、内表面での照射量は上記数値を0.672で割った値( $4.3 \times 10^{19} \text{n/cm}^2$ )となる。

図に、監視試験片位置での照射量、圧力容器内表面での照射量、深さ $1/4$ での照射量の関係を示す。ただし、照射量は、時間変動は無視して、経過時間に比例して増えると仮定した。この図から分かるように、内表面での照射量が $2.89 \times 10^{19} \text{n/cm}^2$ に達するのは、運転開始後60年時点ではなく、それに0.672を掛けた40.3年後である。また、監視試験片は、圧力容器より内側に置かれており、圧力容器の照射脆化を先読みできるとされているが、第4回監視試験片の照射量( $3.0 \times 10^{19} \text{n/cm}^2$ )に、内表面が達するのは41.8年となり、2012年半ばである。先読みと言つてもこの程度である。第4回の監視試験を実施した

2001年5月からは12年経っていて、玄海1号機のように、脆性遷移温度の予想外の上昇が生じている可能性も考えられるので、次の監視試験を早急に実施する必要がある。

関西電力がおこなっている運転開始60年後の評価というのは、監視試験データのない照射量 $4.3 \times 10^{19} \text{n/cm}^2$ まで予測式を外挿した場合の評価で不確かなものである。しかも、本文に述べたように、破壊靭性値の下限曲線の作りかたに問題がある。

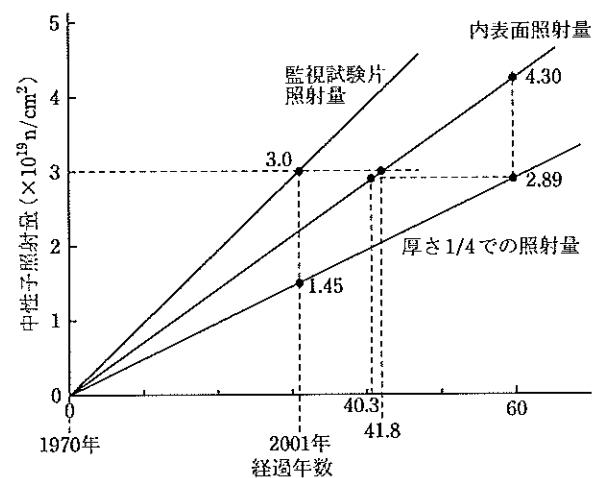


図20および図21に示した解析の元になる中性子照射量は、運転開始後60年時点という将来の状態ではなく、1970年11月から40.3年経過した状態、すなわち、すでに到達した2011年初めの状態に対応したものであるということである。現在がすでに危険な状態になっている。

## 美浜2号炉の照射脆化

1972年7月運転開始の美浜2号炉は、2012年7月で40年を経過するので、事業者は運転延長を求めて、「美浜2号炉高経年化技術評価書(40年目)」<sup>34)</sup>を保安院に提出した。高経年化意見聴取会でその審議が行われたことは本稿前編で紹介した。その評価書には、得られた脆性遷移温度や破壊靭性評価の結果についての記載はある<sup>注8)</sup>が、元になる測定データは示されておらず、筆者はその公開を求めた。

図22は、関西電力が公開した破壊靭性曲線の作成プロセスを示した図である<sup>35)</sup>。この図をみると、下限包絡曲線を決めているのは、玄海1号炉と同様、照射量の最も多い第4回の監視データであり、本稿中編で述べたように $\Delta T_{K_{Ic}} = \Delta RT_{NDT}$ という前提が崩れているのではないかと推察される。

そこで筆者らは、玄海1号と同様に、破壊靭性測定値の中央値に着目した解析を試みた。マスター曲線法の参照温度シフト( $\Delta T_0$ )と脆性遷移温度測定値のシフト( $\Delta T_{NDT}$ )との関係を調べた結果を表3に示す。この結果をみると、チャージ番号の異なる2つの試料とも、脆性遷移温度のシフト量は破壊靭性値参照温度のシフト量に比べてはるかに大きい。このことは、JEAC4206の解析法が前提としている $\Delta T_{NDT} = \Delta T_0$ が成り立っていないことを意味する。

この事実から、筆者らは各回の破壊靭性測定値を $\Delta T_{NDT}$ でなく $\Delta T_0$ でシフトさせた図を作成した。それらを図23、図24に示す。これらの曲線は、

注8) 関西電力のウェブサイトには、2003年の第4回監視試験で得られた脆性遷移温度の値として78°Cと記載されているが、データは2チャージあり、78°Cと86°Cである。なぜ、低い方の値のみ公開されているのか理解に苦しむ。

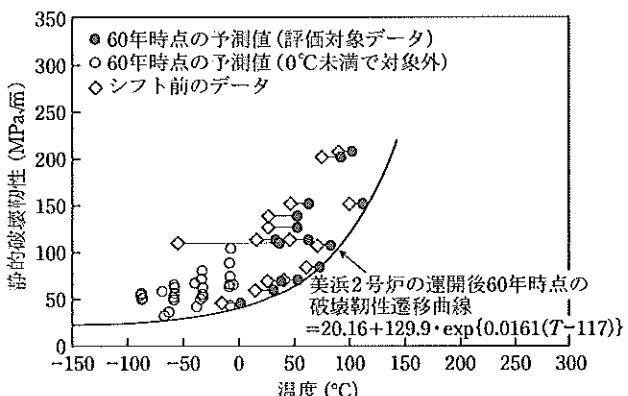


図22 運転開始後60年時点の破壊靭性遷移曲線(関西電力による<sup>35)</sup>)

表3 美浜2号炉母材の脆性遷移温度シフト $\Delta T_{NDT}$ と破壊靭性参考温度シフト $\Delta T_0$ との関係(第4回測定値基準)

4K71-1-1	照射前	第1回	第2回	第3回	第4回
$T_{NDT}$ (°C)	-3	49	59	72	78
$\Delta T_{NDT}$ (°C)	81	29	19	6	0
$T_0$ (°C)	-98.4	-41.0	8.7	21.2	50.1
$\Delta T_0$ (°C)	148.5	91.1	41.1	28.9	0.0
4K1616-2-1	照射前	第1回	第2回	第3回	第4回
$T_{NDT}$ (°C)	-3	42	53	72	86
$\Delta T_{NDT}$ (°C)	89	44	33	14	0
$T_0$ (°C)	-95.7	7.1	14.4	34.4	74.1
$\Delta T_0$ (°C)	169.8	67.0	59.7	39.7	0.0

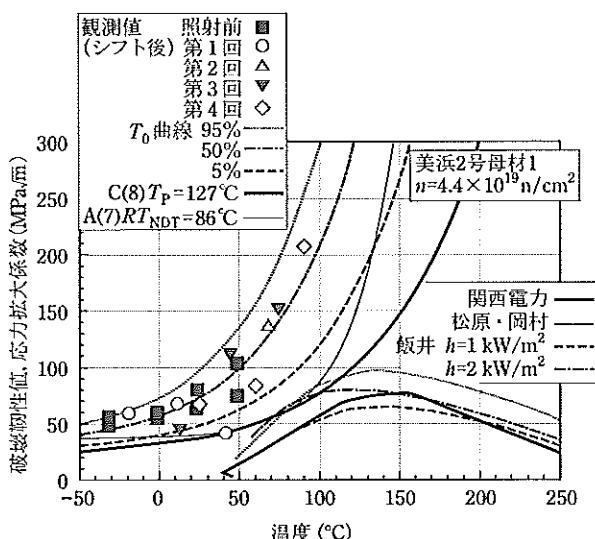


図23 美浜2号炉1の破壊靭性遷移曲線とさまざまなPTS評価曲線

第4回監視試験片の照射量( $4.4 \times 10^{19} n/cm^2$ )での破壊靭性値を求めていた(表2参照)。これらの曲

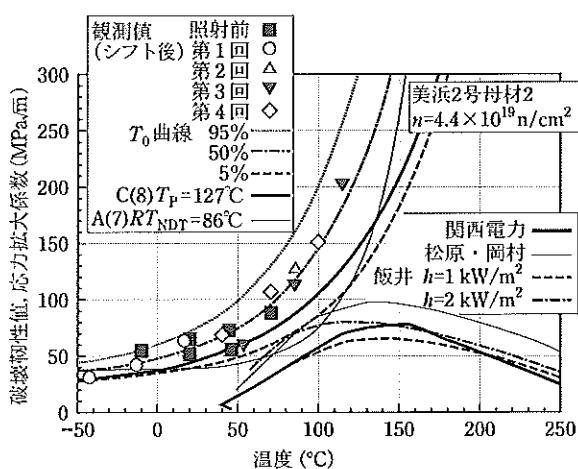


図24 破壊靭性値の中央シフト(参照温度T0のシフト)をもとにした美浜2号炉母材2の破壊靭性遷移曲線とさまざまなPTS評価曲線

線は、図22のようにマージンをとっていないにもかかわらず、図22の $K_{Ic}$ 曲線に比べて高温側に位置している。図中には、比較のためPTS状態遷移曲線( $K_I$ 曲線)をいくつか描き入れた。これらの $K_I$ 曲線は、玄海1号について求めたものと同じである。美浜2号炉の圧力容器の径や厚さがほぼ等しいので、当てはめて考察することは適切であろう。図23の下限包絡曲線は、関西電力が求めた $K_I$ 曲線とはクロスしないが、それ以外の $K_I$ 曲線とはクロスする。図24でもほぼ接している。美浜2号炉の圧力容器もまた、危険域に達していると考えねばならないであろう。

## 高浜1号炉、大飯2号炉の照射脆化

去年、高浜1号炉について2009年取り出しの監視試験結果が公表され、95°Cという高い脆性遷移温度に達していることが分かった。大飯2号炉は2000年時点では70°Cに達しており(表2参照)、その後の温度上昇が気になる。古い原発を多数抱える関西電力は、全原発の監視試験の生データおよびPTS遷移曲線( $K_I$ 曲線)の計算を開示すべきである。

## 40年廃炉問題

福島原発事故後の国民世論を受けて、民主党政

権は原則40年廃炉を決めたが、原子力規制委員会は40年時点での審査によって60年までの寿命延長を認めるなどを正式に決めた(2013年2月)。一律40年で廃炉にするのはおかしいという意見が以前からあり、一般論としては一理あるとも言える。しかし、経年劣化した原発の問題点をすべてチェックすることが実際問題として可能だろうか。見落としがあれば取り返しのつかない大事故につながる危険があるというのが原子力発電という技術の特殊性である。安全性の観点から妥当な判断だろうか。

現時点では、運転開始40年を迎えたのは、1970年代の原発である。これら初期の原発は、圧力容器や格納容器の設計、製造法、材料など、いずれをとっても問題を多く含む欠陥原子炉と言っても過言ではない。その意味でも40年廃炉というのとは技術的に適切な選択であると考える。ドイツのメルケル首相が、現存の17基の原発のうち、1970年代運転開始の8基(と故障で止まっていた1基)を即時廃炉と決め、残りの8基は2022年までに廃炉としたのは、技術的にも賢明な判断ではなかったかと思う。日本で40年廃炉ルールを決めるということは、ほぼそれと同じ判断に立つことになる。

筆者がもっとも懸念するのは、仮に、審査によって40年を超えての運転の可否を決めるとしたとき、その審査が公正で客観的中立的なものになるかという点である。それなくして原発の安全性は担保されないし、国民の信頼も得られない。だが、筆者が保安院の高経年化意見聴取会に参加しての経験からすれば、現状を根本から変えない限り、とてもそういう審査にはなりえないと断言できる。現状の審査体制では、事業者から提出された報告書は(多少の議論や注文がついた後で)今までと同じくほとんどそのまま認められるであろう。

今後審査に当たる規制当局の役人や審議委員会に参加する学者たちは、自分たちは予断を持たず、科学的、技術的に判断すると主張するであろう。今まで彼らがそう主張してきたように、注意すべきは、「科学的」という言葉が専門家の隠れ蓑に使われてきたということである。一般的には、「科学

的」というと、客観的に確立された正しい事実、という受け取り方がされる。だが、白か黒か、安全か危険か、どちらとも断定できない場合がある。その際、ある立場（多くの場合、事業者の立場）に沿うように判断を下すということが良く起こる。これは、科学者や技術者が社会的におかれた立場の反映にほかならない。

国会事故調が指摘した「規制当局が事業者の虜になっていた」ということはなぜ起きたのか。これは、規制当局や審議会の学者の専門知識レベルがメーカーの技術者より低かったということの指摘であろうが、それ以前に、規制当局や学者の立場が事業者と一体化していて、現状を批判的に見るという姿勢がなかったことも大きいと考える。

意見聴取会の議論でも、脆化予測式の元論文のミクロ反応速度式に瑕疵があるという筆者の指摘は、その論文執筆者でもある委員のごまかし回答とそれに追従する多数意見によって押し流され、学協会の審議に委ねるとして議論が棚上げされた。また、現状の破壊靭性評価法について下限包絡曲線の求め方に疑問を呈し新しい解析法を提示したにもかかわらず、解析データがマスターカーブ法の条件を満たしていないなどの揚げ足取りで、保安院の最終結論<sup>36)</sup>には盛り込まれなかった。保安院の対応が事業者寄りだったというだけでなく、委員として参加した学者の多くが、現状の規程を防衛しようという頑な態度だった。学者としての良心にもとる対応であった。

この惨状を多くの心ある人たちが知り、それに対する批判の声を上げることが現状を変え得る力となろう。筆者の3回にわたる連載レポートが、そのことに多少なりとも役立つことを願っている。

私は、放射性廃棄物処理の困難さなどのさまざまな理由で、原子力発電は技術とは言えない技術であって放棄すべき技術体系であると考えている。しかし、そういう考えは別として、当面しばらく原子力発電を維持するという立場に立つとしても、危険性のきわめて高い原子炉とそれほどではない

原発とを科学的知見（老朽化の度合い、設計の悪さ、地震・津波の危険性の大きさ、防災の困難さ、など）に基づいてランク付けし、運転再開の是非を個別に社会に問い合わせることが必要だと思われる。だが、その際に、審査はまともに行われると期待できるだろうか。意見聴取会の経験ではそれがとても難しいと思うのだが、まさに、新しく発足した規制委員会の姿勢と決意が問われている。

本稿連載を執筆するに当たり、古くからの友人である小岩昌宏氏（京大名誉教授）から適切なご助言と心温まる激励をいただいた。青野雄太氏（九大工学部）には、破壊靭性評価の計算をしていただいた。氏の協力なしには、本稿を書くことはできなかつたであろう。両氏に厚く御礼申し上げる。

## 参考文献

- 28) 原子力安全・保安院：第5回高経年化意見聴取会資料2, 2012年1月23日
- 29) 井野博満, 上澤千尋, 伊東良徳：日本金属学会誌, 72 No.4 (2008), 261-267 (文献(12)と同じ)
- 30) 原子力資料情報室ホームページ, 国内の原子炉圧力容器（原子炉容器）の中性子照射脆化データ, <http://www.cnic.jp/587>
- 31) 井野博満, 青野雄太：2012年10月13日提出
- 32) 関西電力：美浜1号炉 高経年化技術評価書, 2010年
- 33) 関西電力から大津地方裁判所に提出された主張書面（2013年1月23日）
- 34) 関西電力：美浜2号炉 高経年化技術評価書(40年目), 2011年7月
- 35) 関西電力：第13回高経年化意見聴取会資料2, 2012年4月13日
- 36) 原子力安全・保安院：第18回高経年化意見聴取会資料7, 2012年7月27日, および, 最終報告書「原子炉圧力容器の中性子照射脆化について」, 2012年8月(文献(18)と同じ)

## いの・ひろみつ INO Hiromitsu

1965 東京大学大学院数物系研究科応用物理学専攻博士課程修了, 大阪大学基礎工学部, 東京大学生産技術研究所, 同大工学部を経て, 法政大学工学部教授, 2006退職. 東京大学名誉教授. 高知工科大学客員教授. 工学博士. 専門: 金属材料学(金属物性, 材料の環境負荷評価・安全性など)