

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のよ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

* 図番号, 参考文献番号, 脚注番号は前号からの続き

えて、使用済の監視試験片の切れっ端を細工してもう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私は考えていて、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するポイントは、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り立っ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¹³⁾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

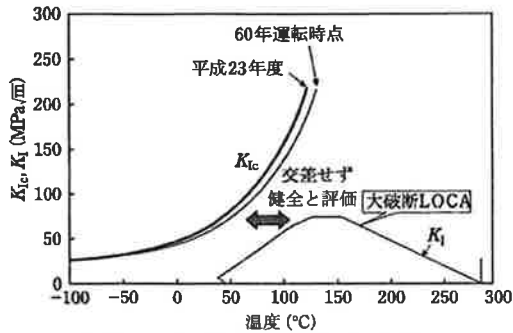


図7 玄海1号炉圧力容器の加圧熱衝撃(PTS)評価(九州電力による¹⁷⁾, ただし, 説明文は一部修正

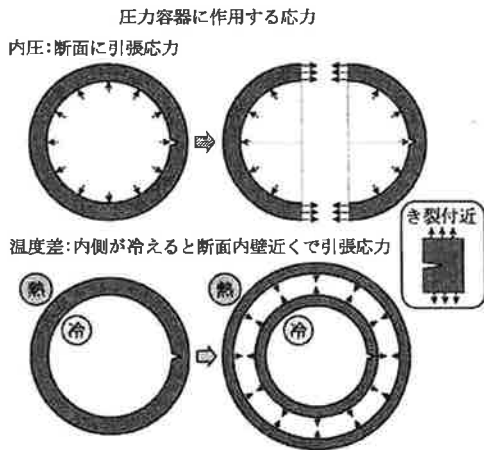


図8 圧力容器断面の模式図(青野雄太氏による)。内径3.4m, 板厚168mmの容器の実寸と同じ比で描いた。容器内面が冷却されると円周方向に引張応力が働き, 内面ひび割れを押し広げる力が働く。

線(K_{Ic} 曲線)と呼ばれる。破壊靱性値 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靱性を測定する。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,

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

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。

破壊靱性値は, 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靱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 $\Delta T_{K_{Ic}}$ だけシフトさせる。その際 $\Delta T_{K_{Ic}}$ は ΔRT_{NDT} に等しいとする。 ΔRT_{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, 破壊靱性値の観測温度をシフトさせると同じ破壊靱性値を与えると仮定している。 $\Delta T_{K_{Ic}} = \Delta RT_{NDT}$ 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靱性遷移曲線(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」¹⁴⁾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^{注5)}。

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照しながら, 以下の問題点について検討する。

●玄海1号炉の破壊靱性遷移曲線(K_{Ic} 曲線)の信頼性について

a) 破壊靱性値の温度シフト量 $\Delta T_{K_{Ic}}$ が脆性遷移

注5) 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 ΔRT_{NDT} に等しい ($\Delta T_{K_{Ic}} = \Delta RT_{NDT}$) という仮定について

- b) 破壊靱性値のばらつき (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号炉の破壊靱性遷移曲線 (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

した破壊靱性遷移曲線 (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¹⁹⁾。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

破壊靱性値とは？

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靱性値 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。

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

σ : 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おいのかと思う。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。破壊靱性値 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 σ_c は、

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

である。ここで、

E : 材料のヤング率

γ : 単位面積当たりの表面エネルギー

よって、破壊靱性値は、

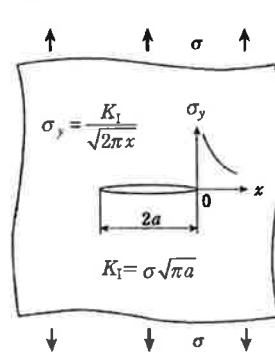
$$K_{Ic} = \sqrt{2E\gamma}$$

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、 γ 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。

破壊靱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こりやすくなり、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、破壊靱性値が急激に上昇する。破壊靱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いく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、破壊靱性値 K_{Ic} や応力拡大係数 K_I の単位は、 $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ である。き裂先端での力を考えるので長さの平方根がかかる分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。

破壊靱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、破壊靱性値を求める。なお、JEAC4206-2007の附属書Dには、さまざまな破壊靱性試験方法と対応して導かれる破壊靱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ことにしよう。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 $\Delta T_{K_{Ic}} = \Delta RT_{NDT}$ の仮定が正しいとして、 ΔRT_{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。偶然そうなのだろうか？ 実は、この玄海1号炉だけでなく、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²⁰⁾。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、 $\Delta T_{K_{Ic}}$ と同種の量であると考えてよい。この図から、 ΔT_0 と ΔRT_{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℃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、 ΔT_{NDT} に相当するだけシフトさせたのでは $\Delta T_{K_{Ic}}$ 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 $\Delta T_{K_{Ic}} = \Delta RT_{NDT}$ 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は崩れているのではなからうか。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

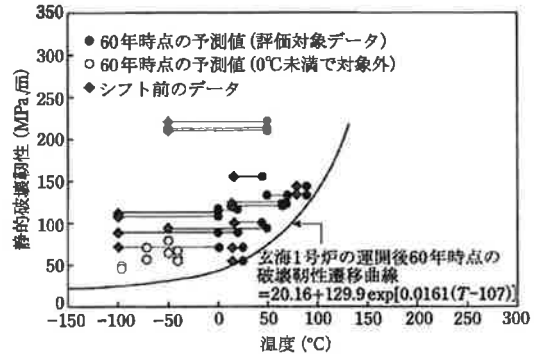


図9 玄海1号機PTS評価の根拠となるデータ点の温度シフトを示した図(九州電力による¹⁹⁾)

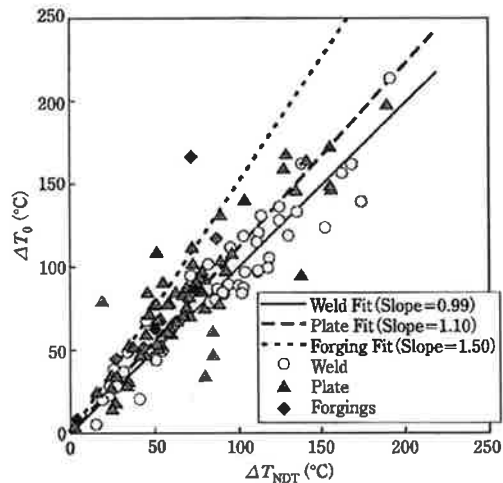


図10 破壊靭性値の指標である T_0 のシフト量(縦軸)と脆性遷移温度 T_{NDT} のシフト量(横軸)との相関²⁰⁾

り十分上方にあれば、压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、少数の測定値では、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、それを破壊靱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っても、破壊靱性の下限を与えら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、破壊靱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靱性値を推定することを求めている。

$$K_{Ic} = 36.48 + 22.78 \exp [0.036 (T - RT_{NDT})], \text{MPa} \sqrt{\text{m}} \quad (\text{A7})$$

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。破壊靱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、筆者らは破壊靱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²¹⁾。

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靱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²²⁾。

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℃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、破壊靱性測定値は、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靱性値を正確に決めることは困難である。ある幅をもってしか値を言うことはできない。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、破壊靱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。破壊靱性値は

$$K_{Jc(\text{med})} = 30 + 70 \exp [0.019 (T - T_0)], \text{MPa} \sqrt{\text{m}} \quad (\text{1a})$$

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、破壊靱性の中央値が $100 \text{MPa} \sqrt{\text{m}}$ 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²³⁾。

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。

$$K_{Jc(0.05)} = 25.2 + 36.6 \exp [0.019 (T - T_0)], \text{MPa} \sqrt{\text{m}} \quad (\text{1b})$$

$$K_{Jc(0.95)} = 34.5 + 101.3 \exp [0.019 (T - T_0)], \text{MPa} \sqrt{\text{m}} \quad (\text{1c})$$

マスターカーブ法を使って破壊靱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²²⁾。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} 曲線の決定法に比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)の破壊靱性測定値から、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²¹⁾。

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求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%信頼曲線を描き入れた。

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 ΔT_{KIC} 移動させ、それらのデータを含めて(C8)式を求めることとしている。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疑念に導く。

図12は、各回の破壊靱性測定値から(C8)式をもちいて下限包絡線を求め、それらの曲線を ΔT_{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℃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¹⁸⁾)に図19として引用されている)。この図は、一見、 ΔT_{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ふことが原因で、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靱性測定値からマスターカーブ法における参照温度 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} のシフト量と参照温度 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
ΔT_{NDT} (°C)	114	63	61	42	0
T_0 (°C)	97.1	55.5	43.4	11.2	60.0
ΔT_0 (°C)	157.1	115.5	103.4	49.9	0

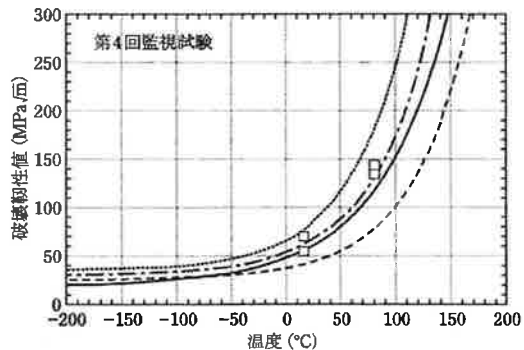


図11 玄海1号炉第4回監視試験データとそれらを包絡する(C8)曲線(図中の実線、 $T_0=65^\circ\text{C}$)。あわせて、マスターカーブ法を用いた中央値(一点鎖線、 $T_0=60^\circ\text{C}$)と5%(破線)、95%(点線)の信頼曲線を示す²¹⁾

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たいはずである。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が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、破壊靱性値の下限について考察する際に

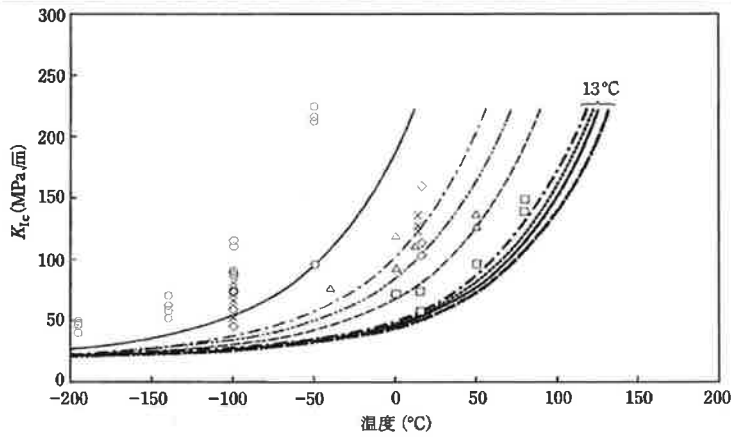
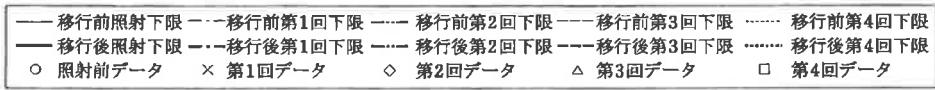


図12 玄海1号炉の各回破壊靱性測定値とその下限包絡線および脆性遷移温度シフト量 (ΔT_{NDT}) に対応した温度だけシフトさせた下限包絡線 (実線)¹⁸⁾

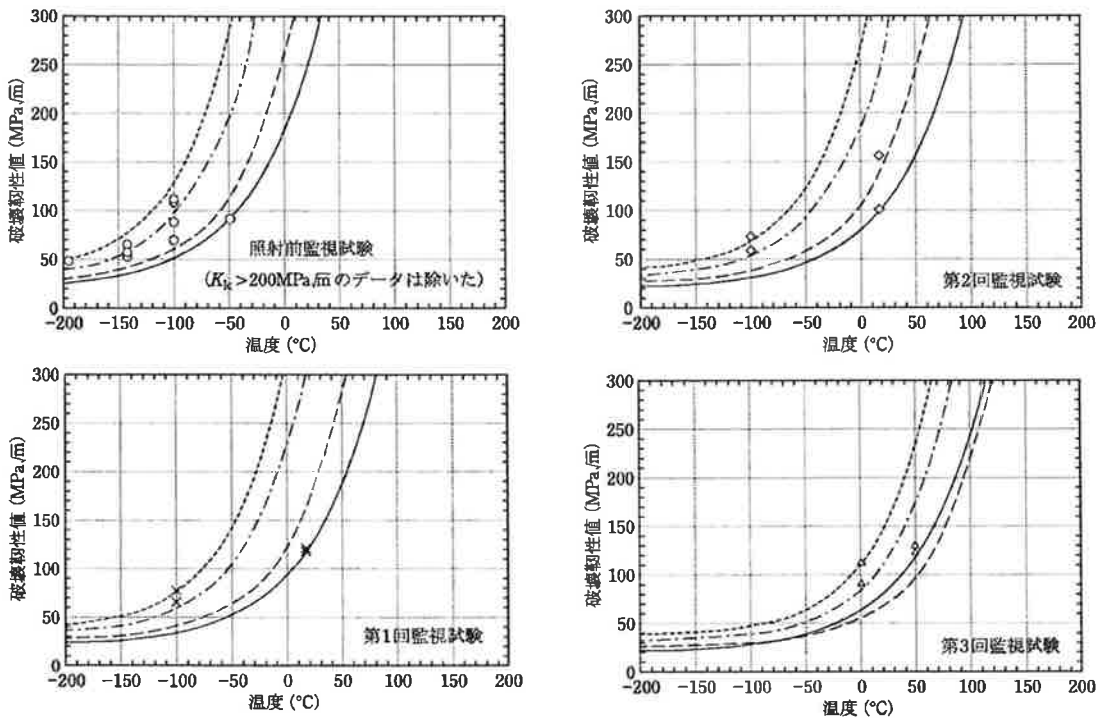


図13 玄海1号炉压力容器監視試験における照射前、第1回、第2回、第3回監視試験における破壊靱性測定値とマスターカーブ法の中央値 (一点鎖線)、5% (破線)、95% (点線) 信頼区間を示す²¹⁾。実線は、(C8)式を用いて各回の下限包絡線を示したものの。

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。

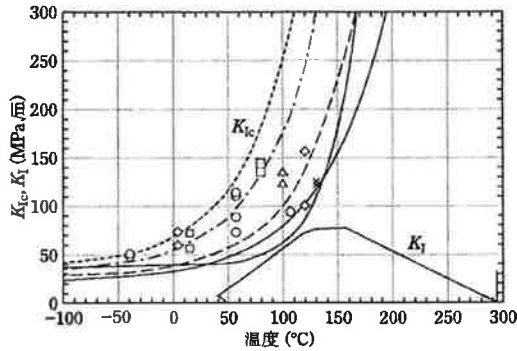


図14 各回のデータ点を $\Delta T_0 (= \Delta T_{K_{Ic}}$ と考える)だけシフトさせた下限包絡線(実線)¹⁸⁾, 第4回監視試験データについてのマスターカーブ法の中央値(一点鎖線), 5% (破線), 95% (点線)信頼区間を示す²¹⁾. ASME K_{Ic} 曲線 (A7式) および九州電力解析の K_I 曲線をあわせて示した。なお, この図の K_{Ic} 曲線は, 第4回監視試験時において試験片が浴びた照射量 ($6.5 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$) に対応するものとした。

そこで, ΔT_{NDT} ではなく $\Delta T_0 (= \Delta T_{K_{Ic}}$ 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)式を求めると $T_p = 149^\circ\text{C}$ が得られた。 ΔT_{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℃も高い。この図には, ASME 破壊靱性曲線 (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, 压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

压力容器のPTS評価は, 容器鋼材の破壊靱性遷移曲線 (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。前節までに破壊靱性遷移曲線 (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

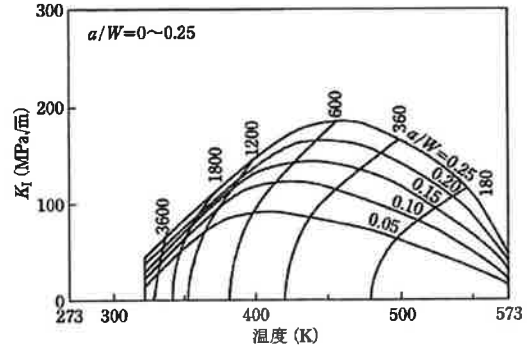


図15 松原・岡村が求めたPTS状態遷移曲線 (K_I 曲線)²⁴⁾. き裂深さ a と压力容器板厚 W との比をパラメータとして計算されている。JEAC4206が規定している想定き裂の深さは10mmなので, 玄海1号機の板厚168mmをもちいると $a/W = 0.06$ となる。図中の数字は経過時間(秒)。

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, 压力容器の肉厚や径, 压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 と压力容器板厚 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)²⁴⁾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

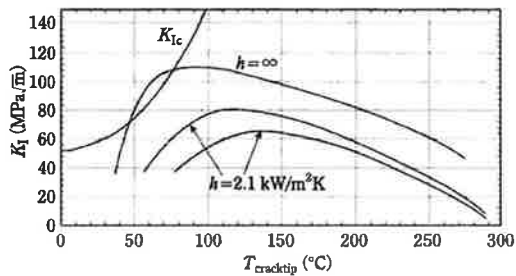


図16 飯井が求めたPTS状態遷移曲線²⁶⁾。採用する界面熱伝達係数 h のちがいは K_1 曲線の変化を示した。

れた²⁵⁾。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²⁶⁾。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靱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、破壊靱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、「破壊靱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、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²⁷⁾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、沸騰熱伝達が起これば、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の規模によっても大きく変わるであろう。熱伝達係数の値はそういう不確定性を考えて、十分余裕をもって設定せねばならないはずだがそうはなっていない。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」¹⁸⁾は事業者寄りの偏った評価ではない

以上述べたように九州電力が示したPTS曲線(K_1 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¹⁸⁾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、破壊靱性遷移曲線(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靱性遷移曲線(K_{Ic} 曲線)¹⁸⁾と飯井が求めたPTS状態遷移曲線(K_1 曲線)²⁶⁾を重ねて示す。この2つの

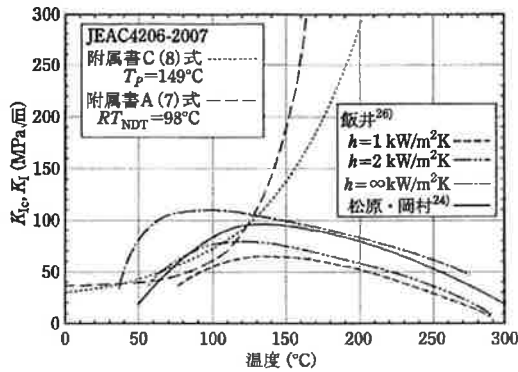


図17 筆者らが中央値シフトから求めた破壊靱性遷移曲線 (K_{Ic} 曲線) と飯井が求めた PTS 状態遷移曲線 (K_I 曲線) を重ねて描いた図。ASME K_{Ic} 曲線もあわせて記入した。

曲線は交差し、玄海1号炉压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号炉压力容器の健全性は大き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だけの解析を弁護し、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号機の原子炉压力容器は、……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。照射脆化した压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きちんとした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靱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靱性評価の問題点
- 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「原子炉压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)