

論 文

遷移領域及び上部棚域における原子炉圧力
容器用鋼の J_{IC} 破壊靱性

古平恒夫*・中島伸也*・松本正勝*・深谷 清*

 J_{IC} Fracture Toughness of Nuclear Reactor Pressure Vessel
Steels in Transition and Upper Shelf Regions

Tsuneo KODAIRA, Nobuya NAKAJIMA, Masakatsu MATSUMOTO, and Kiyoshi FUKAYA

Synopsis:

The J_{IC} fracture toughness of the nuclear reactor pressure vessel steel and its heat-treated steel, which was simulated to one embrittled by the neutron irradiation, has been evaluated by the electrical potential method in the range from transition to upper shelf regions. The results obtained are summarized as follows:

(1) The difference of transition temperatures between as received and heat treated steels at 41 J of absorbed energy in Charpy V-notch impact (CVN) test is nearly the same as the temperature shift of $100 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ level in the fracture toughness, regardless of the specimen size at the transition region.

(2) At upper shelf region, the percent decrease of the fracture toughness is much more than that of the CVN absorbed energy.

(3) From the fact mentioned above, it is proposed to use two test methods as the new surveillance test practice. One is the CVN test for the transition region, and another is the J_{IC} fracture toughness test for the upper shelf region.

(4) The electrical potential method can be the candidate technique to detect the onset of crack initiation for the irradiated material in the J_{IC} test from the view point of less specimen and technical difficulty.

1. 結 言

軽水炉圧力容器の非延性破壊を防止するために、応力拡大係数 (K) を用いた線型破壊力学の原理による評価手法が、電気技術規程¹⁾あるいは ASME Code²⁾に採用され、材料特性値に関する評価基準として、中性子照射前後の鋼材の破壊靱性値を知ることが不可欠となつていくことは周知のとおりである。しかるに、原子炉内に試験片を装荷し、定期的に炉外に取り出して試験を行い、圧力容器の中性子照射による劣化を調べるサーベイランス試験として、いまだに、シャルピー衝撃試験が主に行われているのが現状である³⁾⁴⁾。これは、照射材の破壊靱性を求めるには、幾つかの困難を伴うからである。すなわち、

1) 原子炉内スペースが限定されていることから、小型試験片であること、

2) マニピュレータによるホットセル内での作業上の

制約から、測定手法が簡便であること、

3) 照射試験片の数量が限られているので、なるべく少数の試験片で破壊靱性を求め得ること、
等がそのおもな理由として挙げられる。

著者らは、小型試験片を用いた破壊靱性試験方法として、RIEC⁵⁾の J 積分による J_{IC} 破壊靱性試験を有望と考え、破壊開始点の検出手段に少数の試験片で済むメリットのある直流電位差法を適用し、既に一連の実験を行い、照射後試験に適用できる見通しを得た⁶⁾。本研究では、破壊力学に立脚したサーベイランス試験の体系化を意図して、以下の実験を行つた。すなわち、受領のままの A 533 B cl. 1 鋼とこれを熱処理して低靱性にした鋼材 (中性子照射脆化を模擬している。) を供試材とし、遷移領域から上部棚域 (破壊モードとしては、へき開破壊から延性引裂き破壊) にわたつて、破壊開始時の J 値 (J_i) の試験片サイズ及び温度依存性、シャルピー衝撃性質との相関等を調べた。そして、原子炉圧力容器用鋼

昭和 56 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 56 年 8 月 7 日受付 (Received Aug. 7, 1981)

* 日本原子力研究所 東海研究所 (Tckai Research Establishment, Japan Atomic Energy Research Institute, 2-4 Aza-Shirane Shirakata Tckaimura Naka-gun 319-11)

Table 1. Chemical composition of steel tested.

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Cu
0.22	0.21	1.35	0.006	0.004	0.66	0.14	0.50	0.03

材の中性子照射脆化を破壊力学的に評価するための J_{IC} 試験法の適用性を検討し、新しいサーベイランス試験方法を提案した。

2. 実験方法

2.1 供試材及び試験片

本実験に供した鋼材は、板厚 250 mm の A533 B cl. 1 (JIS SQV 2A 相当) 鋼であり、供試材の化学成分を Table 1 に示す。さらに、加圧水型軽水炉 (PWR) 圧力容器の寿命末期の中性子照射量約 3×10^{19} n/cm² における中性子照射脆化挙動を模擬するため、今回は本供試材 (受領のまま材) に熱処理を施して、より低靱性の鋼材を製作した。すなわち、受領のまま材の板厚 (T) の $1/4$ 深さの部分 ($T/4$) より圧延方向に直角に $20 \times 20 \times 110$ mm の角材を採取した。これを石英管に入れ、約 10^{-3} Torr の真空に引いた後、約 0.5 気圧の He を封入し、角材の入ったアンプルを作成した。そして、このアンプルを電気炉中で 900°C において 1 h 加熱保持した後、アンプルのまま水焼入れし、常温になつたところで中の角材を取り出した。この角材は必要数量製作した

が、以後これを熱処理材と称する。なお、熱処理材断面の硬さ分布測定により、角材はその内部まで均一な性質が得られたことは確認してある。

Fig. 1 は、今回用いたシャルピー衝撃試験片、引張試験片及び 3 点曲げ試験片の形状、寸法を示す。受領のまま材においては、これらの試験片の長手方向が圧延方向に直角とし、板厚の $T/4$ 部より採取している。また、熱処理材の場合も、同様の採取方法により行つた。3 点曲げ試験片は、同図に示すように、受領のまま材は 3 種類、熱処理材は $10 \times 10 \times 55$ mm 及び $20 \times 20 \times 110$ mm の 2 種類とし、放電加工により切り欠きを板厚方向に加工した後、疲れき裂を導入した。疲れき裂は、ASTM E399⁷⁾ に準拠し、室温にて繰り返し速度 $5 \sim 10$ Hz で、 ΔK が $80 \text{ kgf} \cdot \text{mm}^{-3/2}$ (約 $25 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$) 以下になるよう条件を選んで行つた。3 点曲げ試験片には、直流電位差法を適用するため、通電用端子及び電位差検出用端子をハンダ付けにより取り付けしたが、端子位置を Fig. 1 中にそれぞれ I 及び P で示した。

2.2 シャルピー衝撃試験、引張試験及び 3 点曲げによる J_{IC} 試験

シャルピー衝撃試験は、容量 $30 \text{ kg} \cdot \text{m}$ の試験機を使用し、 -60°C から $+100^\circ\text{C}$ の間の数温度で実施した。試験温度は、専用の恒温槽を用い、低温側はメチルアルコールとドライアイスにより、高温側はシリコンオイルと投げ込みヒータを用いて所定の温度にコントロールした。なお、試験片の恒温槽取り出しから打撃までの時間は、JIS⁸⁾ に準拠し、5 s 以内で実施している。

引張及び 3 点曲げ試験は、電気油圧サーボ式の容量 10 t の試験機を使用し、クロスヘッド速度 $0.5 \sim 1.0 \text{ mm/min}$ で行つた。試験温度は、 -90°C から $+100^\circ\text{C}$ の間の数温度であり、恒温槽中に治具をセットし、低温の場合は液化炭酸ガス及び液体窒素、高温の場合は電気ヒータにより所定の温度に保持した。

3 点曲げ試験においては、荷重支点間隔 S は試験片幅 W の 4 倍とし、試験中は、試験片中央の荷重点における荷重方向への変位 (以下変位という) を試験機下部のアクチュエータに取り付けられた変位計により検出し、ロードセル出力と合わせて荷重-変位曲線を X-Y レコーダで記録した。なお、3 点曲げの場合、荷重-変位曲線における治具等の変形、試験片のへこみの寄与を差し引き、真の荷重-変位曲線を求めるため、剛な試験片を用いて荷重-変位曲線を得て、3 点曲げ試験片のそれを補正した。さらに、3 点曲げ試験中において、破壊開始点を求めるために Fig. 2 に示すように、いわゆる電位差法 (Electrical Potential Method) を採用した。すなわ

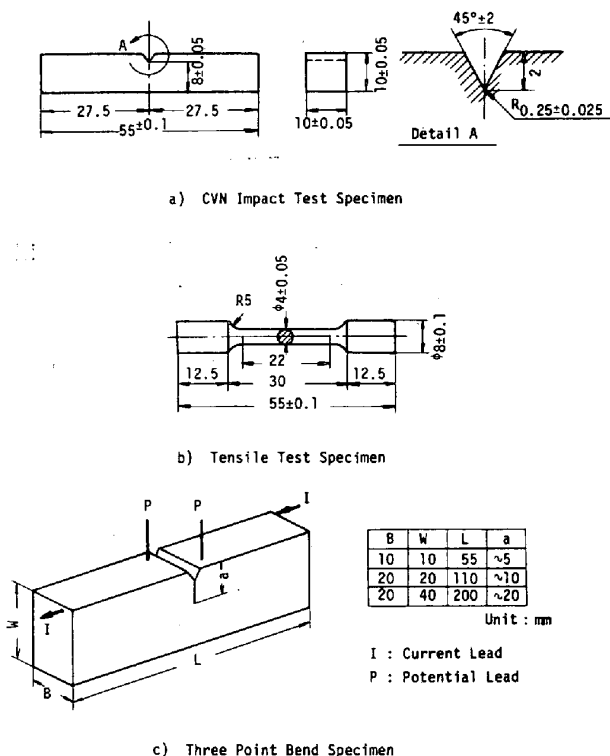


Fig. 1. Details of test specimen configuration.

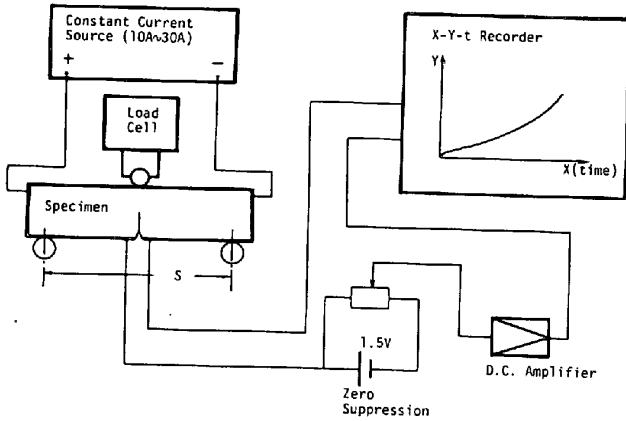


Fig. 2. Block diagram of d. c. potential drop measurement system.

ち、試験片端に一定の直流電流 (10 A~30A) を流し、き裂近傍に取り付けた電位差端子より電位差を検出して X-Y レコーダに入力し、この電位差-時間曲線の傾きの急変する点を破壊開始点とした。本計測システムには、試験片の初期電位をキャンセルするオフセット回路が設けられており、増幅は通常 250 倍とした。

破壊開始時の J 値 (J_1) は、上記の電位差変化曲線の変化点を荷重-変位曲線上に読みとり、以下の RICE ら^{9)~11)}の簡便式により計算した。

$$J_1 = 2A/B(W-a) \dots \dots \dots (1)$$

ここで、 A : 荷重-変位曲線下の面積、 B : 試験片厚さ、 W : 試験片幅、 a : き裂長さである。

低温でへき開により線型弾性破壊している場合は、 K アプローチが適用できるので、(2) 式に示すように、ASTM E399⁷⁾にある 3 点曲げの K 値算出式を用いた。

$$K_C = (P_Q \cdot S / B \cdot W^{3/2}) \cdot f(a/W) \dots \dots \dots (2)$$

$$f(a/W) = \frac{3(a/W)^{1/2} [1.99 - (a/W)(1-a/W) \times (2.15 - 3.93a/W + 2.7a^2/W^2)]}{2(1+2a/W)(1-a/W)^{3/2}}$$

ここで、 P_Q : 破壊荷重、 S : 曲げスパンである。

2.3 き裂長さの測定

3 点曲げ試験終了後、試験片を液体窒素に浸漬して取り出し衝撃的に脆性破壊させるか、または、疲労破壊により破面を現出させ、き裂長さ a の測定を 1/1 000 mm 目盛の工具顕微鏡を用いて行つた。なお、き裂長さ a は、ASTM E399 の基準⁷⁾にもとづき、厚さ B 方向の $B/4$, $2B/4$, $3B/4$ の位置における長さを測定し、その平均値をとつた。

3. 実験結果及び考察

3.1 引張試験結果

Fig. 3 は、供試材の引張試験結果であり、0.2% 耐力及び引張強さの温度依存性を示す。熱処理材は、 -60°C から $+100^\circ\text{C}$ の間のすべての試験温度範囲において強度が高く、中性子照射による強度上昇挙動とよく似ていることがわかる。

3.2 シャルピー衝撃試験結果

Fig. 4 に、受領のまま材及び熱処理材のシャルピー衝撃試験結果を示す。同図から、熱処理を施したことにより、遷移温度が上昇し、上部棚エネルギーが低下していることが明らかである。この傾向は、中性子照射脆化挙

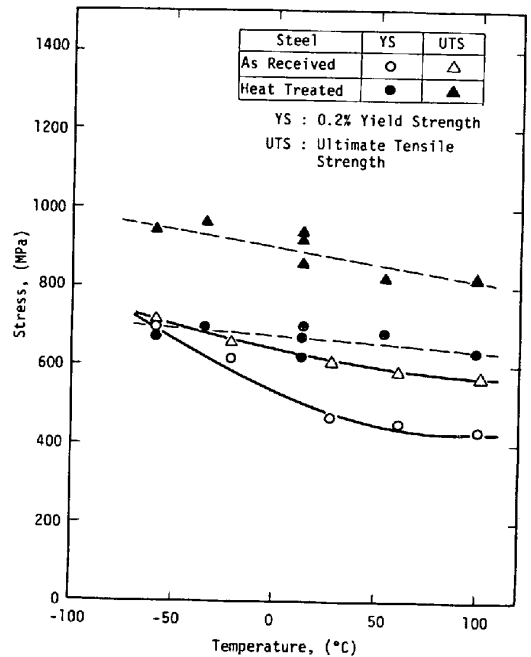


Fig. 3. Temperature dependence of 0.2% yield and tensile strength of steels tested.

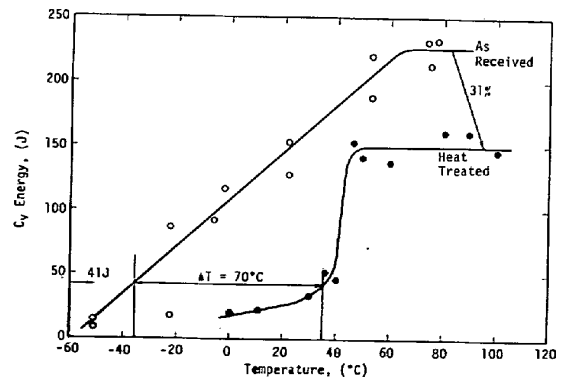


Fig. 4. Charpy V-notch impact energy versus test temperature curves in steels tested.

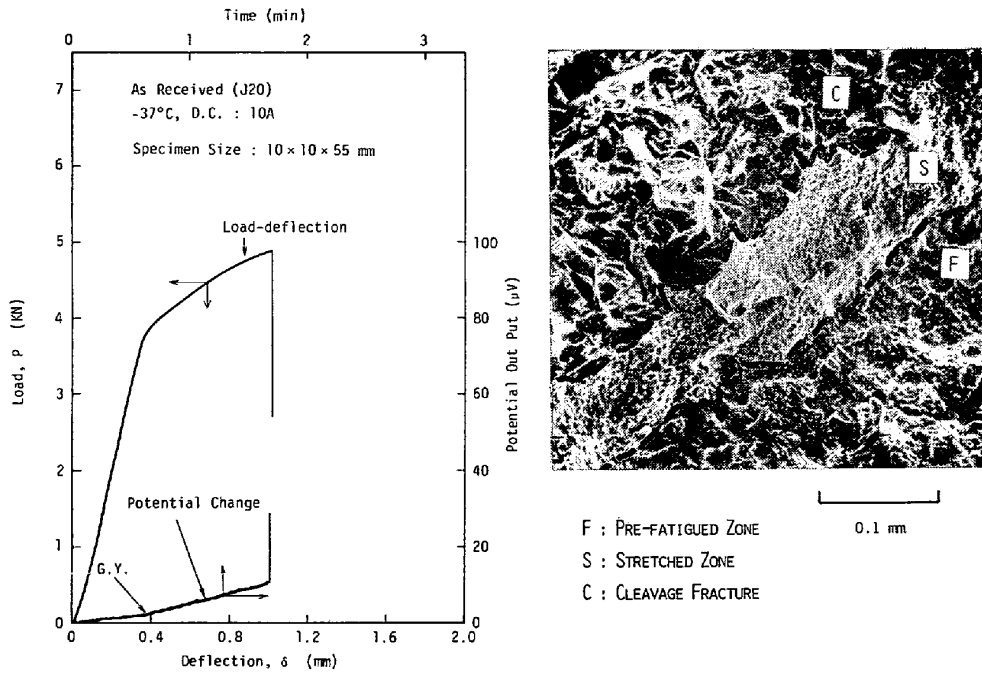


Fig. 5. Load-deflection curve, potential change and microfractograph in elastic-plastic fracture with cleavage mode.

動と全く一致しており、熱処理が成功裡に行われたことがわかる。今回の結果を、従来から中性子照射脆化の評価³⁾⁴⁾に用いられている吸収エネルギー値 41 J での遷移温度の上昇を求めると、70°C となる。一方、上部棚エネルギーの低下率は、約 30% である。

3.3 3点曲げによる J_{IC} 破壊靱性試験結果

3点曲げによる J_{IC} 破壊靱性試験時の荷重-荷重点変位曲線及び電位差変化曲線の代表例を、破面写真と併せて Fig. 5 及び Fig. 6 に示す。Fig. 5 は、受領のまま材の 10×10×55 mm の試験片の例であり、-37°C にて直流 10 A を通電している。電位差は、あらかじめ試験片の初期電位差をオフセット回路 (Fig. 2 参照) によりキャンセルし、零からスタートするよう配慮した。電位差変化は、全面降伏時に屈曲点を生じ、以後直線的に増加し、試験片が脆性破壊した時点で電位差が急上昇している。全面降伏時に電位差-時間曲線の勾配が変化するのは、き裂先端の塑性域の電位差出力への寄与が顕著になるためと解釈される。破面観察の結果では、疲れ予き裂端にストレッチゾーンが認められ、その後へき開破壊したことを示している。

Fig. 6 は、受領のまま材の 10×10×55 mm 試験片の室温における場合である。電位差は、全面降伏時に屈曲点を生じ、以後直線的に増加し、この直線からずれる第 2 の変化点があり、その後より急勾配で増加している。なお、第 2 の変化点は、塑性域の拡大による電位差

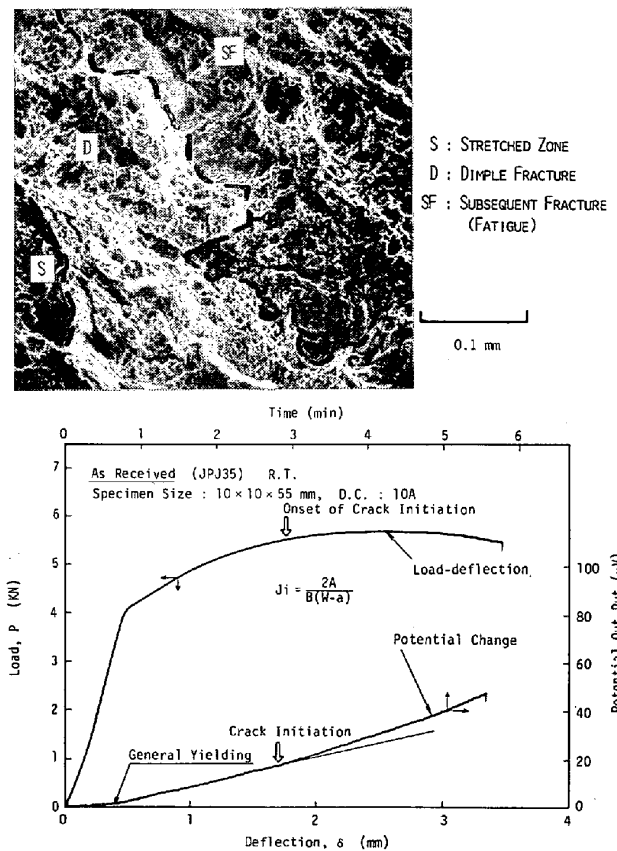


Fig. 6. Load-deflection curve, potential change and microfractograph in elastic-plastic fracture with fibrous mode.

出力への寄与に加えて、延性き裂進展による出力が加わることにより勾配が変化するため、すなわち、延性破壊開始点と解釈される。破面は、疲れ予き裂端にストレッチゾーンが存在し、続いてディンプルが認められる延性破面を呈している。著者らは、従来から、電位差法を適用した破壊靱性試験を実施し、電位差変化曲線における第2の変化点を前述のように延性破壊の開始点とみなしているが、Fig. 5 と Fig. 6 を対比すれば、以上の判断が正しいことが明らかである。さらに、電位差法は原理的には1本の試験片で J_{IC} を求めることができ、技術的にも比較的簡単で、その有利さが理解されよう。

Fig. 7 に、受領のまま材及び熱処理材の3点曲げによる J_{IC} 破壊靱性試験結果を示す。試験片は主に $10 \times 10 \times 55$ 及び $20 \times 20 \times 110$ mm の2種類を用いており、それぞれの傾向を前者は破線、後者は実線で示す。同図で破壊靱性値を K で表示しているが、 J から K への換算は、以下の(3)式を用いた。

$$J_I = \frac{1-\nu}{E} [K_I(J)]^2 \dots\dots\dots (3)$$

ここで、 E : 縦弾性係数、 ν : ポアソン比である。Fig. 7 において、遷移領域ではほぼすべてへき開破壊であり、受領のまま及び熱処理材ともにデータは、下記の(4)式で示される基準を満たす有効な J_{IC} 値であるのに試験片サイズ依存性が認められる。

$$B, W - a, a \geq 25 (J_I / \sigma_Y) \dots\dots\dots (4)$$

ここで σ_Y : 流動応力 (降伏強さと引張強さの平均) である。すなわち、 $20 \times 20 \times 110$ より小型の $10 \times 10 \times 55$ mm 試験片の方が、同じ温度で比較すると高靱性を示している。このことは、 J 積分がへき開破壊に適用できないということである。しかし、受領のままと熱処理材との間で、遷移温度の上昇を $100 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$ の破壊靱性レ

ベルと比較すると、シフト量は試験片サイズにかかわらず 66°C 及び 69°C とほぼ一定で、なおかつ、Fig. 4 で示したシャルピー衝撃試験における遷移温度の上昇 ($=70^\circ\text{C}$) とよく一致するという重要な知見が得られた。この $100 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$ を破壊靱性の評価レベルとした理由は、BARSOM と ROLFE¹²⁾ の提案した遷移領域におけるシャルピー吸収エネルギーと K_{IC} との相関を示す以下の(5)式に、吸収エネルギー 41 J ($30 \text{ ft}\cdot\text{lb}$) を代入すると $100 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$ (約 $100 \text{ ksi} \sqrt{\text{in}}$) が導き出されるからである。

$$K_{IC}^2/E = 2(CVN)^{3/2} \dots\dots\dots (5)$$

ここで、 E : 縦弾性係数 (ksi)、 CVN : シャルピー吸収エネルギーである。なお、Loss¹³⁾ も、同種の鋼材の中性子照射による遷移温度の上昇を検討し、破壊靱性試験片は1インチのコンパクト試験片 (1CT) のみであるが、シャルピー吸収エネルギー 41 J と破壊靱性 $100 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$ レベルにおけるシフトが一致するという著者らと同様の結果を得ている。したがって、遷移領域においては、シャルピー衝撃試験より破壊靱性のシフトを予測して、中性子照射後の破壊靱性値の推定が可能であることが示された。

上部棚域においては、破壊モードは延性引裂きによるディンプル破壊であり、受領のまま材では $20 \times 40 \times 200$ mm のみが J_{IC} となるが、他の2種類は有効な J_{IC} 基準を満たさない、いわゆる、 J_I 値である。一方、熱処理材では、 $10 \times 10 \times 55$ 及び $20 \times 20 \times 110$ mm の両方とも有効な J_{IC} 基準を満たしており、一定の試験片サイズによらない J_{IC} 値が得られている。このように、延性破壊の場合は、 J_{IC} は一定値を示す材料特性値となることがわかる。

3.4 へき開破壊域における J_{IC} 破壊靱性

前述の Fig. 7 にみられるように、へき開破壊域においては J_{IC} は一定値とならず、試験片サイズ依存性が認められた。この現象を理解するために、以下のような実験を行つた。すなわち、Fig. 8 に示すように、試験片幅 $W=20$ mm、長さ $L=110$ mm で試験片厚さ B を 5、10 及び 20 mm の3種類にかえた試験片に、7 mm の切り欠きを放電加工により加工した。これらの試験片に疲れき裂を導入しなかつた理由は、切り欠き先端の彎曲に伴う誤差等、試験結果への影響を懸念したためである。これらの試験片について、液体窒素中 (-196°C) で3点曲げ試験を行つたが、破壊はすべて線型弾性挙動のへき開破壊であつた。 J_I は(1)式により計算し、(4)式により有効な J_{IC} 条件を検討したが、試験片厚さ B にかかわらずすべて J_{IC} となつた。結果を Fig. 8 に示

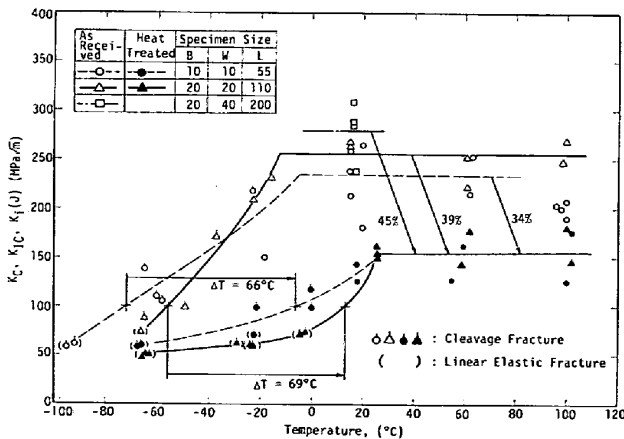


Fig. 7. Fracture toughness versus temperature curve in steels tested.

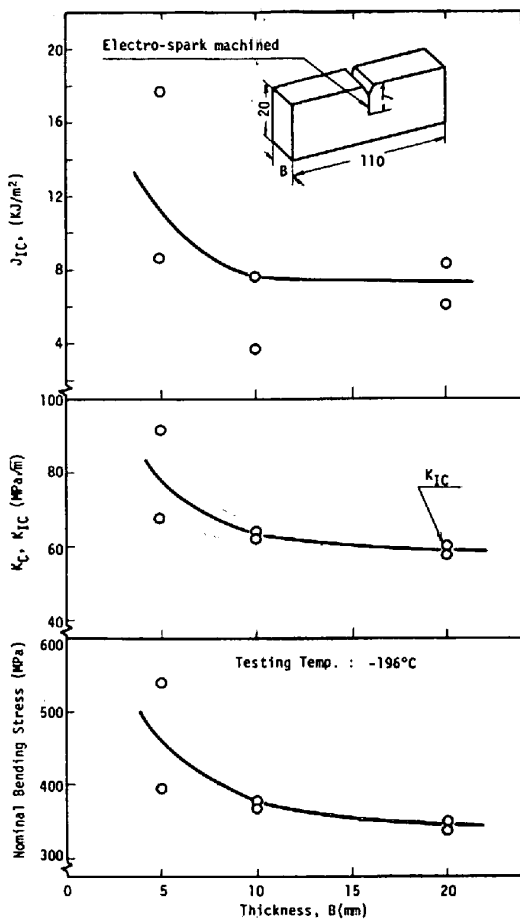


Fig. 8. J_{IC} , K_C or K_{IC} and nominal bending stress as a function of specimen thickness at liquid nitrogen temperature.

したが、同図には破壊開始時の K 値 (K_C) 及び公称曲げ応力で整理した結果も併せて示してある。 K_C は (2) 式により算出し、また、公称曲げ応力 σ_F は、以下の (6) 式により計算した。

$$\sigma_F = 3SP/2BW^2 \dots\dots\dots (6)$$

ここで、 P : 破壊荷重、 S : 曲げスパンである。

同図より、 B が増加すると σ_F , K_C とともに低下し、 $B=20$ mm で、以下の有効な K_{IC} 条件式を満たす K_{IC} が得られる。

$$B, W-a, a \geq 2.5(K_C/\sigma_y)^2 \dots\dots\dots (7)$$

ここで、 σ_y は降伏強さである。

一方、 J_{IC} の場合は、今回供試したすべての試験片で有効な J_{IC} が得られているが、厚さ依存性を示し、 B の増加と共に J_{IC} は低下する傾向を示し、材料特性値とはみられない。 J_{IC} , K_C , σ_F の厚さ依存性の理由は、定性的には次のように考えられる。すなわち、き裂先端のような局所においては、へき開破壊に好都合な結晶方位は限られており、 B が増加すると共にこの好都合な結晶方位が増え、へき開破壊の確率を高めるという TETE-

LMAN と McEVILY¹⁴⁾ の方位ずれ係数の概念で説明されよう。

3.5 上部棚域におけるシャルピー吸収エネルギー及び J_{IC} 破壊靱性

Fig. 7 で示したように、上部棚域においては、受領のまま材は、 $20 \times 40 \times 200$ mm が J_{IC} で、他の 2 種類の試験片は有効な J_{IC} 基準を満たさない J_I である。一方、熱処理材は、両方共 J_{IC} となっている。このことから、延性破壊（破面は、マイクロボイドの合体によるデンプル）域では、(4) 式の寸法条件を満たす J_I はすなわち J_{IC} で、試験片サイズによらない一定値を示す材料特性値であるが、有効な J_{IC} 条件を満たさない場合は、小さな試験片程 J_I が小さく出ることがわかる。

さらに、同図より、熱処理による破壊靱性の低下率は、これらの試験片の間で異なり、大型の試験片から順番にその低下率はおのおの 45%, 39%, 34% を示し、 $10 \times 10 \times 55$ mm が Fig. 4 と比較すればわかるように、シャルピー上部棚エネルギーと同等の低下率となる。この理由は、板厚内部の 3 軸応力状態の拘束度、すなわち、平面歪状態の大小で説明されるであろう。平面歪及び平面応力状態にもとづく荷重-変位曲線の数値解析の結果¹⁵⁾からもわかるように、厚肉の試験片は、平面歪状態の程度が大きいため、変形に要する荷重が大となり、(1) 式から明らかなように、面積 A が大きくなる結果、 J 値が高く出るからである。したがって、上部棚域では、シャルピー吸収エネルギーからの破壊靱性の低下率の推定は危険側にあり、 J_{IC} 試験を適用しなければならない。

3.6 サーベイランス試験への提案

周知のように、現行の軽水炉圧力容器のサーベイランス試験¹⁶⁾ は、シャルピー衝撃試験を中心に実施されており、この試験結果を用いた圧力容器の破壊力学的構造安全性評価手法¹⁷⁾ の中には、中性子照射による上部棚破壊靱性の低下は考慮されていない。現行の規程では、中性子照射後の上部棚シャルピー吸収エネルギーが 68 J を下廻らないように規定して、歯止めをかけているのが現状である。

そこで、著者らは、今回の実験結果にもとづき、Fig. 9 のようなサーベイランス試験方法を提案するものである。

1) 照射前試験

① 遷移領域から上部棚域にかけて、シャルピー吸収エネルギー-遷移曲線を求める。

② 遷移領域において、線型弾性破壊力学にもとづいて破壊靱性の温度依存性を求める。この場合、現行の規程

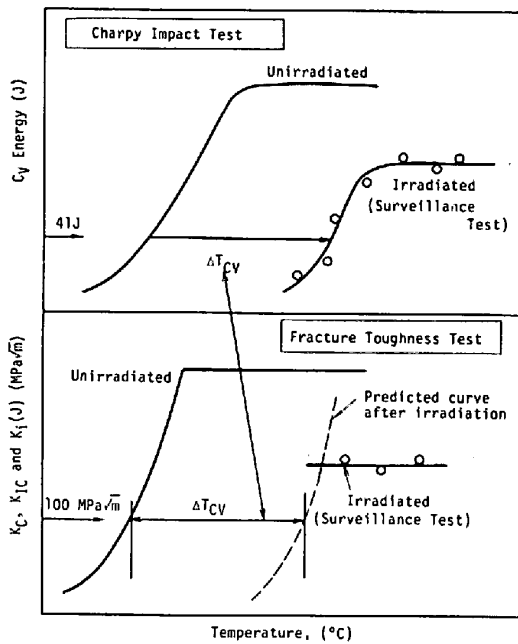


Fig. 9. A proposal of surveillance test procedure.

の参照破壊靱性 $K_{IR}^{(2)}$ を用いてもよいし、あるいは K_{IC} を求めるかまたはそれが無理なら原厚の試験片で K_C を求めておく。

③上部棚域において、 J_{IC} データを取得する。

2) 照射後試験

①遷移領域において、シャルピー衝撃試験を実施し、遷移曲線を求める。現行のサーベイランス試験規程³⁾⁴⁾では、照射後では12本のシャルピー衝撃試験片を要するが、この場合、遷移領域だけであるから、8本程度で十分であろう。そして、吸収エネルギー41Jレベルのソフト (ΔT_{CV}) を求め、それから、先に求めた照射前の破壊靱性-温度曲線を $100 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ のレベルでこの ΔT_{CV} 分だけソフトさせ照射後の破壊靱性を推定する、いわゆる、シャルピー主体の方法を採用する。

②上部棚域においては、サーベイランス試験片として、 J_{IC} 破壊靱性試験片を照射カプセルに組み込み、照射後も J_{IC} 試験を実施して、中性子照射脆化を評価する。 J_{IC} 試験は、圧力容器の構造安全性に必要な当該温度 (たとえば、耐圧試験温度等) で行われるものと思われるが、 J_{IC} 試験片としては、1カプセルに3本は必要であろう。この場合、少数の試験片で J_{IC} を求めることになる訳であり、破壊開始点検出手段として、本研究で用いた電位差法が推奨されよう。

4. 結 論

板厚 250 mm の A533 B cl. 1 鋼 (JIS SQV 2A 相当) 及びこの鋼材に中性子照射脆化を模擬して熱処理を

施した鋼材を用いて、遷移領域から上部棚域 (破壊モードとしては、へき開破壊から延性引裂き破壊) にわたって、破壊開始時の J 値 (J_i) の試験片サイズ及び温度依存性、シャルピー衝撃性質との相関などを調べた結果、以下の結論が得られた。

1) へき開破壊する遷移領域では、 J_{IC} 値に試験片サイズ依存性が認められるが、遷移温度の上昇を破壊靱性値 $100 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ のレベルで比較すると、移行量は試験片サイズにかかわらずほぼ同一で、なおかつ、シャルピー吸収エネルギー値 41 J で評価した遷移温度の上昇と良好な一致を示す。

2) 上部棚域においては、 J_{IC} 破壊靱性の低下率は、シャルピー上部棚エネルギーのそれより大となる。

3) 以上の知見より、中性子照射脆化に対する破壊力学的サーベイランス試験方法として、遷移領域ではシャルピー主体、上部棚域では J_{IC} 破壊靱性により評価することを提案する。

4) サーベイランス試験に適用する J_{IC} 試験における破壊開始点検出手段として、少数の試験片で済み、技術的に比較的容易な電位差法が有望視される。

終わりに、本実験を遂行するに当たり、有益な御助言、御助力をいただいた日本原子力研究所、宮園昭八郎博士、奥達雄博士ならびに高温構造安全技術研究組合、藤村理人博士に深甚なる感謝の意を表します。

記 号

- a : き裂長さ
- B : 試験片厚さ
- W : 試験片幅
- S : 曲げスパン
- A : 破壊開始点までの荷重-変位曲線下の面積
- J_i : 破壊開始時の J 値
- J_{IC} : J_{IC} 基準を満たす有効な J_i 値
- $K_i(J)$: J_i を K に換算した値
- K_C : 線型弾性破壊するときの破壊開始時の K 値
- K_{IC} : K_{IC} 基準を満たす有効な K_C 値
- E : 縦弾性係数
- ν : ポアソン比
- σ_y : 降伏強さ
- σ_Y : 流動応力 (降伏強さと引張強さの平均値)
- σ_F : 公称曲げ応力

文 献

- 1) JEAC 4206-1980: 原子力発電所用機器の最低使用温度の確認試験方法 [日本電気協会]
- 2) ASME Code, Section III, Appendix G: Protection Against Non-ductile Failure (1980)
- 3) JEAC 4201-1980: 原子炉構造材の監視試験方法 [日本電気協会]
- 4) ASTM E185-79: Standard Practice for CONDUCTING SURVEILLANCE TESTS FOR LIGHT WATER COOLED NUCLEAR POWER REACTOR VESSELS.
- 5) J. R. RICE: J. of App. Mech., Trans. ASME,

- (1968) 6, p. 379
- 6) 古平恒夫, 中島伸也, 松本正勝: 鉄と鋼, 64 (1978) 7, p. 877
- 7) ASTM E399-78: Standard Test Method for PLANE-STRAIN FRACTURE TOUGHNESS OF METALLIC MATERIALS
- 8) JIS Z2242-1977: 金属材料衝撃試験方法
- 9) J. R. RICE, P. C. PARIS, and J. G. MERKLE: ASTM STP 536, (1973), p. 231
- 10) J. E. SRAWLEY: Int. J. of Fracture, 12 (1976), p. 470
- 11) H. P. KELLER and D. MUNZ: Int. J. of Fracture, 12 (1976), p. 780
- 12) J. M. BARSOM and S. T. ROLFE: ASTM STP, 466 (1970), p. 281
- 13) F. J. LOSS: NUREG/CR 0943 (Sept. 1979)
- 14) A. S. TETELMAN and A. J. McEVILY, Jr., 宮本博訳: 構造材料の強度と破壊, 1 (1970), [培風館]
- 15) C. F. SHIH, H. G. DELORENZI, S. YUKAWA, W. R. ANDREWS, R. H. Van STONE, and J. P. D. WILKINSON: SRD-76-132 (1976)