

UDC 669.14 : 539.42

講 義

破壊靱性評価における力学的問題点*

越 賀 房 夫**

Mechanical Aspects of Fracture Toughness Evaluation

Fusao KOSHIGA

1. 緒 言

鋼構造物のぜい性破壊事故を防止するために使用鋼材に適当な破壊靱性を具備させることはすでに常識化している。しかし、破壊靱性の尺度としてなにを採用すればよいか、あるいは、尺度が決まったとしてもその必要最低水準をどこにおくか、については戦後数 10 年の間じつに多くの議論が繰返され、いまなお決着がついていないとは考えられない。

いわゆる V-Charpy 試験は過去の豊富な損傷事例との対比ならびに製造現場側の習熟に支えられ、実際面での破壊靱性評価に重要な役割を演じてきた。ところが、近年、破壊力学が進歩普及するにつれて、V-Charpy 試験のような経験主義的試験に対する批判が強まり、破壊力学的なデータ処理に適した試験でなければ破壊靱性試験の名に値しない、とまで一部でいわれるにいたつた。

そこで、本講では話題を絞つて、いわゆる破壊力学的試験に重点をおいて解説を進め、経験主義的試験の解説は必要最少限に止めたうえで、破壊靱性評価における力学的問題点を論ずることとする。

2. 破壊靱性試験法

2.1 平面ひずみ破壊靱性試験 (K_{IC} 試験)

ガラスあるいは陶器のように塑性をほとんど示さず弾性的な挙動をする材料を対象として 60 年近くもむかしに提唱された GRIFFITH¹⁾ の破壊理論は約 30 年を経て鋼材のように弾性のほか明らかに塑性を示すような材料にも適用できるように OROWAN²⁾ によつて修正された。いわゆる線形弾性破壊力学としての体系化が IRWIN³⁾ によつて行われたのはさらに約 10 年ののちのことであつた。

この GRIFFITH-OROWAN-IRWIN の破壊力学体系における材料試験法として生れたのが平面ひずみ破壊靱性試験 (plane-strain fracture toughness testing) であつて、

その内容は ASTM E399⁴⁾ に詳細に規定されている。典型的なぜい性破壊はき裂先端の横収縮が完全に抑制された平面ひずみ状態のもとで起こる。そのような状態で材料が示す破壊への抵抗を応力拡大係数の形で表現したのが平面ひずみ破壊靱性 (K_{IC}) である。

図 1 に ASTM E399 の K_{IC} 曲げ試験と K_{IC} コンパクト引張試験の要領を示す。試験の対象は厚さが 6.4 mm 以上の金属材料であり、寸法 B および a の具体的な大きさについては破壊が平面ひずみ的でなければならないという観点から許容下限が設けられている。切欠先端には試験に先立ち必ず疲労き裂を入れる。試験荷重は静的に与える。図の (a) に示した曲げ試験は、比較的小容量の試験機でも容易に実施できるが、(b) に示したコンパクト引張試験にあるていど大容量の試験機を要する反面、試験に消費される材料は曲げ試験の場合の 1/3 以下に節減され、文字どおりコンパクトな引張試験である。

切欠きに導入する疲労き裂の深さは切欠寸法 a の 5% 以上であるとともに、絶対値としては 1.3 mm 以上であることが規定されている。また、疲労き裂導入のための繰返し荷重については、き裂先端部に生ずる圧縮残留応力ないし疲労による局部的材質変化による K_{IC} 試験結果への影響が無視できるていどに軽微なものとするため、次のような形で規制がなされる

$$K_{f, \max.}/E \leq 0.002 \text{ in}^{1/2} \quad (E: \text{ヤング率})$$

$$K_{f, \max.} \leq 0.6 K_Q$$

$$K_{f, \min.} < 0.1 K_{f, \max.}$$

ここに、 $K_{f, \max.}$ および $K_{f, \min.}$ は繰返し荷重の最高値および最低値に対応する応力拡大係数をそれぞれ表わす。また、 K_Q はこのさきの式(1)または式(2)で与えられる量である。

試験荷重 (P) とクリップゲージ変位 (v) の関係は、各試験片ごとに自動 X-Y 記録するよう規定されているが、個々の $P-v$ 曲線に図 2 に定義される Type I, Type II あるいは Type III のいずれかに分類される。直線

* 昭和 52 年 11 月 16 日受付 (Received Nov. 16, 1977)

** 日本鋼管(株)技術研究所 工博 (Technical Research Center, Nippon Kokan K. K., 1-1 Minamiwatarida Kawasaki-ku Kawasaki 210)

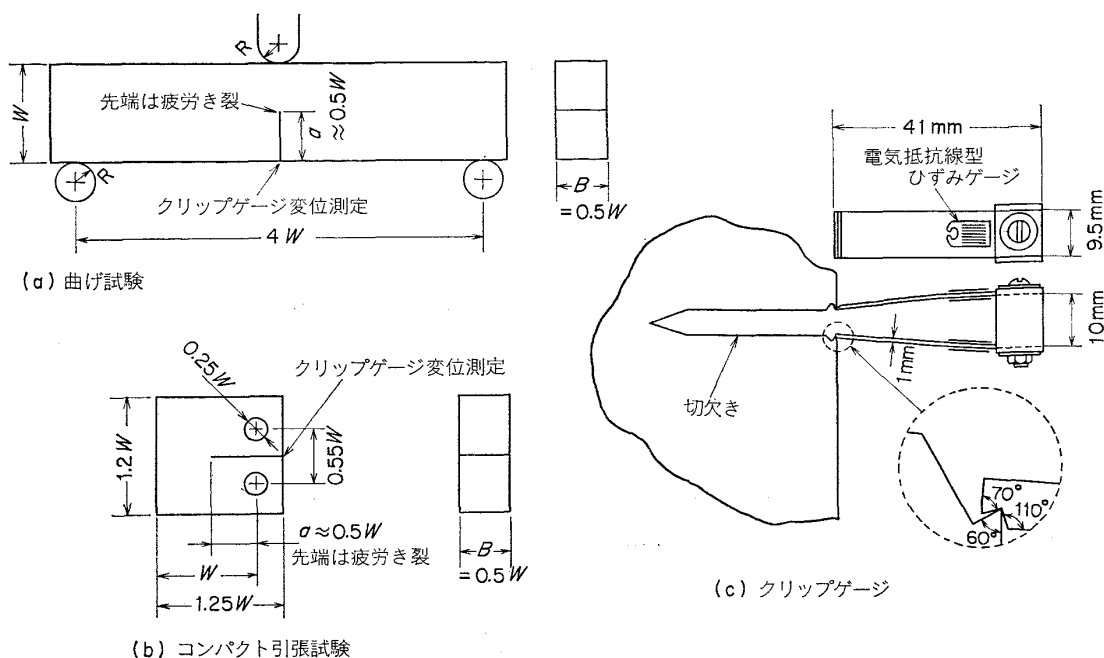
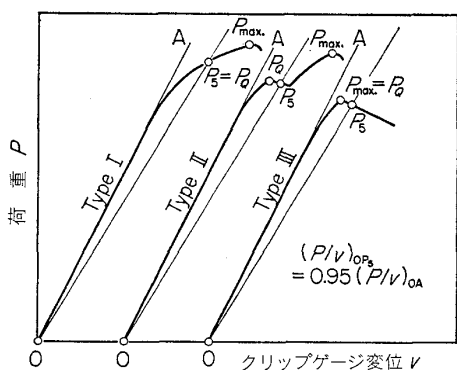


図 1. ASTM E399 の平面ひずみ破壊靱性試験

図 2. ASTM E399 における荷重 P_Q の定義

OA は試験の初期段階における直線部分のこう配を表わし、点 P_5 は直線 OA のこう配より 5% だけゆるいこう配をもつ直線が $P-v$ 曲線と交わる点である。試験片が延性的な破壊をする場合は Type I, pop-in 現象を生ずる場合は Type II, そして、単純な脆性破壊の場合は Type III となるが、破壊靱性値の算出に用いる荷重値は各 Type ごとに図中に定義されている P_Q の値である。なお、試験荷重の増加速度に関しては、応力拡大係数の増加速度が 30 000 ないし 150 000 psi-in^{1/2}/min の範囲におさまるように規定されている。

試験の結果 P_Q が求められ、かつ、試験片が支えた荷重の最高値 ($P_{max.}$) が P_Q の 1.1 倍以下であれば、曲げ試験の場合は式 (1) により、また、コンパクト引張試験の場合は式 (2) により、それぞれ K_Q を計算する。

$$K_Q = (P_Q S / BW^{3/2}) [2.9(a/W)^{1/2} - 4.6(a/W)^{3/2} + 21.8(a/W)^{5/2} - 37.6(a/W)^{7/2} + 38.7(a/W)^{9/2}] \dots (1)$$

$$K_Q = (P_Q / BW^{1/2}) [29.6(a/W)^{1/2} - 185.5(a/W)^{3/2} + 655.7(a/W)^{5/2} - 1017.0(a/W)^{7/2} + 638.9(a/W)^{9/2}] \dots (2)$$

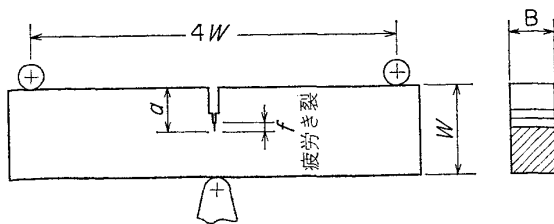
ただし、各項の係数は応力と長さの単位をそれぞれ psi と in とし、 K_Q の単位を psi-in^{1/2} とした場合についての値が示されている。

試験は曲げ試験とコンパクト引張試験のいずれであっても、あるいは、試験片が図 1 に示したものと完全に比例したものでもなくとも差支えないとされている。要するに上記のような手順を経て計算された K_Q は、式 (3) の条件を満たすならば、それがそのまま平面ひずみ破壊靱性 (K_{IC}) として認められる。すなわち

$$B, a \geq 2.5(K_Q / \sigma_Y)^2 \dots (3)$$

ここに、 σ_Y は降伏応力 (psi) を表わし、左辺は B と a のうち小さな方をとる。

以上が標準的な K_{IC} 試験法の筋書きであるが、船舶、橋梁、ペンストック、都市ガス球形タンクなど身近な各種の溶接構造物に用いられる鋼材にこの試験法を適用することは一般に不可能である。いわゆる破壊力学的な靱性試験は構造物における鋼材の最低温度をそのまま試験温度として実施するところに特徴があるにもかかわらず、これらの身近な鋼材の場合には使用温度と無縁なほどに極低温で試験しないかぎり式 (3) の平面ひずみ破壊条件は満たされない。原子炉压力容器などに用いられる極厚鋼板の場合には、試験片厚さ B を鋼板の原厚そのもの、あるいはそれに近いものとした巨大寸法の試験片を用いれば、最低使用温度そのもので試験して式 (3) の条件が満たされることは可能であるが、経費ないし労力の面で大変なことである。



	試験片厚さ B	試験片深さ $2B$	切欠深さ a	疲労き裂深さ f	
				$B < 13\text{mm}$	$B \geq 13\text{mm}$
最適試験片	材料の原厚	$2B$	B	$\geq 1.75\text{mm}$	$\geq 2.5\text{mm}$
代案 (i)	同上	B	$0.3B$	同上	同上
代案 (ii)	同上	$1.3B$	$0.3B$	同上	同上

図 3. DD 19 の COD 試験

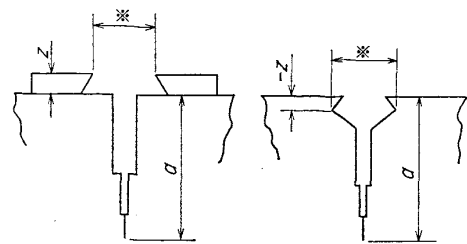
2.2 COD 試験

上記の GRIFFITH-OROWAN-IRWIN の線形弾性破壊力学が適用できるのは、実際の構造物に内在する欠陥の周辺に形成される塑性変形領域の大きさが欠陥寸法に比べて十分に小さい場合(小規模降伏: small scale yielding)に限られる。ところが、実際のぜい性破壊事故はほとんど例外なくこの小規模降伏条件を満たさない状態で生じている。たとえば、応力焼なましを施さない溶接構造物の溶接欠陥から生じたぜい性破壊事故では、溶接残留応力の影響で欠陥寸法に十分匹敵あるいはこれを上回るような大きさの塑性変形領域がもともと欠陥まわりに形成されていたはずである。

破壊靱性試験における式(3)関連の問題はいま述べた線形弾性破壊力学適用に対する基本的制約の一端に過ぎない。このような制約を排除あるいは緩和するため約 17 年前 COTTRELL⁵⁾ と WELLS⁶⁾ によつてそれぞれ独立に提唱されたのが COD (き裂開口変位: crack opening displacement) 概念による一種の非線形破壊力学である、COD 試験と呼ばれる破壊靱性試験法の標準化は WELLS の流れをくむ人びとによつて進められ、英国規格案 DD 19⁷⁾ の形にまとめられた。

図 3 に示すとおり、DD 19 の最適試験片の形状寸法は ASTM E399 の曲げ試験片のそれに合わせてある。荷重方式も同じく静的 3 点曲げとなつてはいるが、疲労切欠きのための繰返し荷重に関する制約が若干緩和されているほか P_Q の定義も導入されていない。代りに、不安定破壊に先立つて安定破壊が生ずるような場合、その発生時の COD が重要であるとしている。しかし、安定破壊発生時を正確にとらえることは実際上容易でなく、多くの場合は試験後の破面観察によつて切欠下に明瞭な延性き裂が認められない試験のみを有効とみなし、その有効試験における破壊発生時のクリップゲージ変位 (V_C) から COD への換算が行われている。

疲労切欠先端での COD (δ_C) を V_C から求める方法



(※印寸法の変化をクリップゲージで追跡する)

図 4. クリップゲージ装着位置 z の定義

については提案がいくつかあるが、代表的なのは WELLS⁸⁾ によつて導かれた次の式である。

$$\left\{ \begin{aligned} \delta_C &= \frac{0.45(W-a)}{0.45W+0.55a+z} \left[V_C - \frac{\gamma \sigma_Y W(1-\nu^2)}{E} \right], \\ V_C &\geq 2\gamma \sigma_Y W(1-\nu^2)/E \\ \delta_C &= \frac{0.45(W-a)}{0.45W+0.55a+z} \left[\frac{V_C^2 E}{4\gamma \sigma_Y W(1-\nu^2)} \right], \\ V_C &< 2\gamma \delta_Y W(1-\nu^2)/E \end{aligned} \right. \quad (4)$$

ここに、 W と a は図 3、 z は図 4 にそれぞれ示したとおりであり、 E はヤング率、 ν はポアソン比、 σ_Y は V_C 測定時の温度における材料の降伏点をそれぞれ表わす。 γ については、 $\gamma \sigma_Y W(1-\nu^2)/E$ を V_C の弾性限として荷重と V_C の自動記録から求めてもよいが読取りの個人差を回避するため、

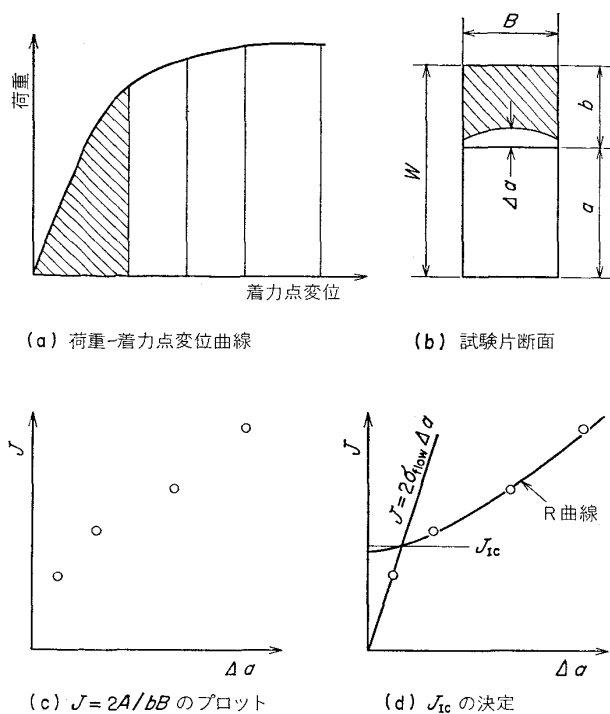
$$\left\{ \begin{aligned} a/W : & 0.2 \quad 0.3 \quad 0.4 \quad 0.5 \quad 0.6 \\ \gamma : & 0.70 \quad 1.03 \quad 1.35 \quad 1.54 \quad 1.72 \end{aligned} \right.$$

による値を用いてもよいことになつてはいる。

2.3 J_{IC} 試験

小規模降伏の条件に縛られずに破壊靱性試験を行う方法として、上記の COD 試験とは別個に提案されているのが J_{IC} 試験である。その理論的基盤となつてはいるのが RICE⁹⁾ の J 積分による非線形破壊力学であるが、簡単にいつてしまえば、HOOKE の法則を特例として包含するように材料の弾性的挙動を HENCKY 的に一般化したうえで、GRIFFITH-OROWAN-IRWIN の破壊力学を線形から非線形に書換えた、いわば非線形弾性破壊力学である。 J 積分は線形の場合に K^2/E (平面応力状態) あるいは $(1-\nu^2)K^2/E$ (平面ひずみ状態) と一致する量であり、非線形弾性材料におけるポテンシャルエネルギー減少率である。

材料の非線形挙動が HENCKY 的な弾性挙動ではなく、VON MISES の増分原理に従うような塑性挙動である場合にも、すなわち現実の鉄鋼材料のような弾塑性材料の場合でも少なくとも単調増加荷重のもとでは J 積分概念で破壊を論ずることが可能であることが若干の数値解析¹⁰⁾によつて示唆されている。このことが J 積分を尺度とする破壊靱性試験としての J_{IC} 試験の成立を支持している。

図 5. J_{IC} 測定方法の一例 (LANDES ほか, 1974)

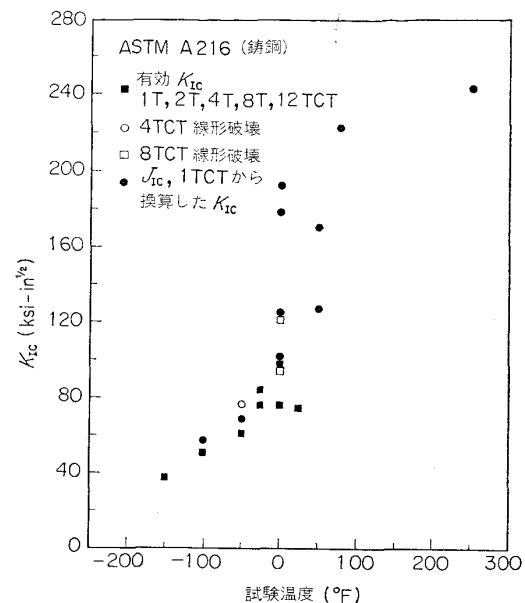
米国では原子炉圧力容器その他の極厚鋼板溶接構造物の設計基準に線形弾性破壊力学が本格的に採用され、材料の K_{IC} 値を求めることが実際面において切実な課題となることが多い。そのさい、適当に小型の試験によつて J_{IC} 値を求め、これを $(1-\nu^2)K_{IC}^2/E$ に等しいとみなし、巨大試験を実施することなく K_{IC} を割出す、ということが現実に行われており、 J_{IC} 試験の実用性はきわめて高い。したがって、その具体的方法については精力的な研究が行われ、さまざまな提案がなされたが、ここでは最も代表的と思われる LANDES¹¹⁾ の方法のみ概説する。

用いる試験片は図 1 に示した K_{IC} 試験用のものであるが、これを 4 ないし 6 個ていど用意し、図 5 に示すとおり種々の変位 (着力点変位をとる) まで荷重をかけ、それぞれの荷重・変位曲線下の面積 (A) を求める。 A には塑性成分のみならず弾性成分も含まれる。この A をと

$$J = \frac{2A}{Bb} \dots \dots \dots (5)$$

いう式で J 積分値に変換するのであるが、その精度を高めるには図 1 に示されるよりも切欠深さを若干増して $a/W \geq 0.6$ とした方がよいとされている。さて、各変位ごとの安定き裂成長 (Δa) を図 5 (b) のように B のほぼ中央で測定する。その測定値は、たとえば、安定き裂面を浸透液で着色したのち試験片を破断して破面観察する、など方法は任意である。

各変位ごとの J 積分値と Δa 測定値の関係をプロットすると図 5 (c) のようになる。これらのデータのなかで Δa がストレッチゾーンのみで構成されているものは $J = 2\sigma_{flow}\Delta a$ の関係をほぼ保つ、とされている。ここに

図 6. K_{IC} 試験と J_{IC} 試験のデータ比較ならびに破壊靱性の温度依存性 (LANDES ほか, 1974)

σ_{flow} は材料の降伏点と引張強さの算術平均とする。いっぽう、ストレッチゾーンが発達しきつたうえて通常の安定き裂に引継がれた場合の Δa は R 曲線をたどるとみなす。この R というのは不安定破壊発生に対する材料の抵抗 (resistance) を意味する。上記のストレッチゾーンを表わす直線と R 曲線の交点を図 5 (d) の要領で求め、その J 積分値を J_{IC} とする。 R 曲線そのものは試験片の形状寸法によつて変わりうるが、 J_{IC} の値は安定しており、極限にまで成長したストレッチゾーンの先端から安定き裂を介することなく不安定破壊が始まる場合の破壊靱性を表わす、と考えられている。

J_{IC} 試験は K_{IC} 試験に比べてかなり小さな試験片を用いても差支えないとされているが、現実に試験片寸法によらず安定した (有効な) J_{IC} 値を得るためには一応の歯止めが必要であり、

$$a, B, b \geq 50 J_{IC} / \sigma_{flow} \dots \dots \dots (6)$$

という経験的な制約が設けられている。

図 6 には小型試験片によつて求めた有効 J_{IC} から換算した K_{IC} を大型試験片によつて直接求めた K_{IC} と比較して示す。試験片は図 1 (b) のコンパクト引張試験片であり、図 6 において 1 TCT とあるのは厚さ 1 in のコンパクト引張試験、12 TCT は厚さ 12 in (約 300 mm) の巨大なコンパクト引張試験、2 T, 4 T, 8 T はそれぞれ厚さ 2 in, 4 in, 8 in を意味する。黒丸印はすべて 1 TCT による有効 J_{IC} からの換算 K_{IC} であり、黒角印は式 (3) を満足するように試験温度上昇とともに試験片寸法を増しながら求めた有効 K_{IC} である。白丸印および白角印は式 (3) を満足しないが、荷重-変位関係が直線をたどっているうちに破壊が生じているので有効 K_{IC} に準ずるものと考えられる。なお、0°F 以下の J_{IC} 試験で

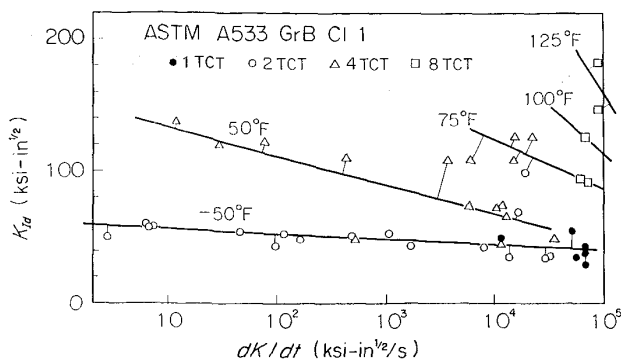


図 7. K_{Id} の荷重速度依存性および温度依存性 (SHABBITS, 1970)

は破面がすべて 100% へき開状を呈しているため破壊発生についての式(5)による J 値をそのまま有効な J_{Ic} とし、室温以上の J_{Ic} 試験については図 5 の手順がふまれた。

2.4 動的破壊靱性試験

ぜい性破壊事故例の大多数は衝撃的でない载荷状態のもとで起こっているため、破壊力学的な靱性試験はこれまで述べたとおり静的荷重によつて実施されるのが基本となつている。しかし、原子力発電用機器など比較的小さな事例では、異常事態でも生じないかぎり考えられないような衝撃的荷重のもとでの安全性評価が必要となる。そのような目的で行う衝撃荷重による破壊力学的な靱性試験を動的 (dynamic) 破壊靱性試験と呼んでいる。

K_{Ic} , COD, J_{Ic} のそれぞれに対応して動的破壊靱性の尺度として K_{Id} , 動的 COD, J_{Id} があり、これらに関する研究も数多く発表されている。図 7 にその一例¹²⁾を示す。試験片は図 6 の場合と同様に大小さまざまなコンパクト引張試験片である。この場合 K_{Id} の有効性判定には式(3)が仮に用いられているが、それでも一応は試験片寸法の K_{Id} に及ぼす影響は現われていないようである。

2.5 ぜい性破壊伝ば阻止試験

構造物のある部分で発生したぜい性き裂は主応力 (σ) に直交するような方向に伝ばするが、それを阻止するような材料配置によつて構造物の機能を維持しようという考えは早くから ROBERTSON¹³⁾ によつて打出されていた。線形弾性破壊力学の表現を借りれば、応力拡大係数 (K) はき裂寸法 (c) と σ の間に $K \propto \sigma\sqrt{c}$ の関係をもつので伝ば阻止は c の増加 (伝ばの進行) とともに困難となるが、 σ の激減あるいは靱性 (K_{Ic}) の激増という条件が重なれば可能となる。

材料の K_{Ic} を求める破壊靱性試験においては、試験片に適当な温度勾配あるいは応力勾配を与えておき、ぜい性き裂を低温部から高温部へ向つて、あるいは、高応力部から低応力部へ向つて伝ばさせ、それが阻止される現

象をとらえる。日本では ROBERTSON 試験の改良型としての二重引張試験¹⁴⁾がさかんに行われ、豊富なデータは線形弾性破壊力学的に整備解析されたうえ材料選定基準の体系化¹⁵⁾に用いられた。同様なアプローチは米国でも原子力関係で行われているが、それには特殊な形状の DCB (double cantilever beam) 試験片が用いられている。

2.6 落重試験, DT 試験など

PELLINI ら¹⁶⁾によつて始められた落重試験は ASTM E 208¹⁷⁾として早くから米国の代表的な商用試験の一つとして位置づけられ、さらに最近では原子力発電用機器の安全性評価¹⁸⁾にあつて V-Charpy 試験との組合せのもとに実際上きわめて重要な役割を演ずるにいたつた。しかし、落重試験そのものは V-Charpy 試験と同じく経験主義的な靱性試験であり、試験片における破壊現象を破壊力学的に解析するわけではなく、前節までに述べた各種の破壊力学的な靱性試験とは画然と区別されてしかるべきである。

落重試験の NDT (nil ductility transition) 温度とは、材料の降伏レベルの応力状態のもとに微細な先天欠陥からぜい性破壊が発生する温度領域の上限、といった解釈が普及してはいるが、それを支えるのは経験以外の何ものでもない。試験片の形状寸法、落重による衝撃荷重などすべて経験的に割出されており、実際の構造物における先天欠陥あるいは载荷状態と明確に対応しているわけではない。その意味で落重試験は破壊力学アプローチとは対照的な遷移温度アプローチの道具立てといえよう。本来は定量的議論に用いられるべき破壊力学的という表現を PELLINI は定性的あるいは観念的な議論にさかんに用いているが、落重試験よりかなり遅れて世に出た DT (dynamic tear) 試験¹⁹⁾もそのような議論の産物であり、それ自体は決して破壊力学的ではない。

同様な性格の商用試験は数多くあるが、高圧ガス導管の破壊靱性試験としての DWTT (drop-weight tear test)²⁰⁾もその一つである。これは実管の管軸に沿うぜい性破壊の伝ば速度を管内に充満しているガスの減圧波速度より低くおさえるための靱性判定法であるが、DWTT そのものは破面遷移温度を追う経験主義的試験の一種にほかならない。

3. 破壊靱性評価の現状とその力学的問題点

3.1 破壊靱性評価の現状

前章の記述からも明らかとなつて、破壊力学的な靱性試験は V-Charpy 試験その他の商用試験に比べていかにも手間のかかる試験であり、これを生産現場の日常作業に組込むことは困難である。このような事情のため、とかく批判を受けていながらも、V-Charpy 試験などが現在なお材料規格、設計基準あるいは検査基準といった実務畑での破壊靱性評価にきわめて重要な役割りを演

じている。

しかし、ここ約 10 年間の傾向としては、V-Charpy 15 ft-lb 基準²¹⁾とか 35 ft-lb 基準²²⁾というような損傷調査から割出した経験主義的の可否判定基準から脱皮しようとする努力がみられ、同じ V-Charpy 試験を起用するとしても、それには破壊力学的靱性試験の代行としての意味を与えるのである。このような傾向に先鞭をつけたのは日本溶接協会の靱性判定基準であり、その 1964 年版¹⁵⁾では早くも二重引張試験データの K_{IC} 表示が行われ、しかも V-Charpy 破面せん移温度からの K_{IC} 推定法も規定されている。

原子力発電機器に関する ASME の破壊靱性評価法¹⁸⁾ ²³⁾もまた先駆的な存在の一つである。ここでは PELLINI の思想が積極的に用いられ、落重試験の NDT 温度が重要な役割を演じている。対象とする材料の形状寸法が落重試験片の採取に不都合な場合には V-Charpy 試験のみで靱性を判定するが、原則的には V-Charpy 試験と落重試験の両方を実施して NDT 温度の安全側見積りとしての RT_{NDT} を求める。この RT_{NDT} については、機器の種類に応じて許容上限がそれぞれ規定されているが、線形弾性破壊力学によるケース・スタディーがとくに重視されており、 K_{IC} 、 K_{Id} などを RT_{NDT} から安全側に推定する方法も示されている。

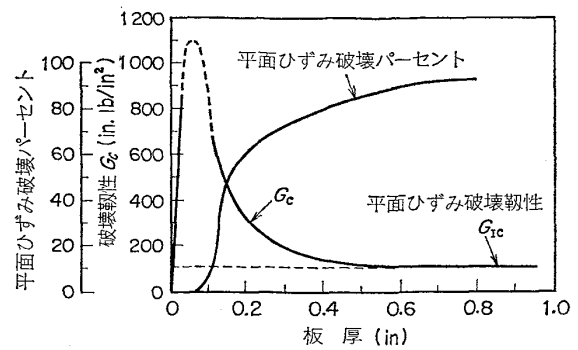
英国では COD 概念⁶⁾に立脚した欠陥評価法の研究が精力的に進められ、いわゆる BURDEKIN の設定曲線²⁴⁾を骨子とし、さきの ASME 規格²³⁾からも利用できる部分は積極的に取り入れて、1976 年には溶接欠陥評価法についての BS (英国規格) 原案²⁵⁾を作成した。非線形破壊力学の採用と溶接残留応力の取扱いに独創性があり、日本溶接協会の破壊靱性評価法に対する最近の改正²⁶⁾にも大きな影響を与えた。

破壊靱性評価の現状はあらまし以上のとおりであるが力学的問題点のいくつかを取上げて議論してみよう。

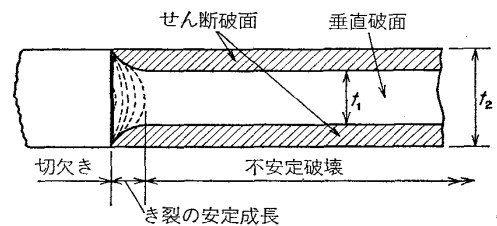
3.2 平面ひずみ破壊靱性について

日本と英国ではさほどでもないが、米国では 2.1 節の式 (3) で代表される平面ひずみ条件が伝統的に重視されている。ことの起りは、線形弾性破壊力学の実際への応用が米国においてまず超高張力鋼、チタン合金、アルミ合金などの薄板を対象として始められた、という点にあるようである。これらの材料の破壊靱性は一般に温度依存性が強くなく、主たる関心事はその板厚依存性であった。図 8 にその一例²⁷⁾を示すが、板厚が増加するとともに不安定破壊部の垂直破面占有率 (ここでいう平面ひずみ破壊パーセント) が増加して、それが 100% に近くなれば破壊靱性 $G_c (\propto K_c^2)$ が低位安定値 $G_{Ic} (= (1 - \nu^2) K_{Ic}^2 / E)$ をとる。この G_{Ic} あるいは K_{Ic} を平面ひずみ破壊靱性と呼び、不安定破壊 (脆性破壊) 発生に対する材料の抵抗の安全側見積りとしたのである。

ところが、船舶、石油タンクあるいは都市ガス球形タ



(a) 破壊靱性の板厚依存性 (7075-T6アルミニウム合金)



(b) 平面ひずみ破壊パーセントの定義: $100 \times t_1/t_2$

図 8 平面ひずみ破壊靱性の概念 (TETELMAN and McEVILY, 1967)

ンクなど身近な大型溶接構造物に使用される鋼材では、破壊靱性の温度依存性がかなり強く、これらを主たる対象として破壊力学の適用をはかつてきた日本と英国では K_{IC} 値とか δ_c 値の温度依存性を最重視する慣習が定着している。板厚依存性、ひずみ速度依存性、あるいは、コンプライアンスの影響も重要であるので、これらについての究明は日本や英国でもさかんに行われているが、米国では図 7 の例にも見られるとおり、慣習上まず板厚依存性を平面ひずみ破壊靱性という形で排除したうえで温度あるいはひずみ速度の効果を調べる、という手順がとられる。

要するに、実際の構造物における温度、荷重速度、素材の寸法、コンプライアンスなどに対する考慮が靱性試験の段階で十分なされておれば問題ないわけであり、むしろ平面ひずみ条件に関する米国の慣習を無批判に受入れるほうが問題である。

3.3 破壊靱性尺度の問題

材料の破壊靱性評価は実際の構造物における使用状態下のぜい性破壊について具体的な予測を立てるところに意味がある。ぜい性破壊に対して安全ということは、線形弾性破壊力学では $K < K_{IC}$ 、COD 概念では $\delta < \delta_c$ 、そして、 J 積分では $J < J_c$ という形で表わされ、材料の破壊靱性として各式の右辺を占める尺度は起用する破壊のクライテリオンに応じて定まる。各式の左辺については材料とき裂の形状寸法および力あるいは変位の与えられ方に応じて解析解あるいは数値解が求められる。

K 値については、線形弾性ということから当然ながらきわめて豊富な事例に対する解がすでに得られている。

その反面、 K_{IC} 値については、破壊靱性試験を小規模降伏の条件下で実施することが困難ないし不可能な場合が多い。 K_{IC} 試験そのものを省略して実施容易な落重試験と V-Charpy 試験の結果から K_{IC} 相当量を推定する前述の ASME 規格¹⁸⁾の方法もあるが、相関のばらつきを全部安全側に包含したような K_{IC} 推定法であるので、それを用いて選定した材料は現実ばなれした過剰品質のものになりがちである。

実際の構造物の安全性を K 値で評価する方針のもとに材料の破壊靱性を合理的な方法で求めようとするのが 2.3 節に述べた J_{IC} 試験である。それだけに図 6 に示したような小型試験片による J_{IC} 試験と巨大寸法の試験片による K_{IC} 試験のデータ比較は J_{IC} 値の実用性を支えるうえに絶対的な意義をもつ。しかし、残念ながら図 6 に類するようなデータ比較は、多額の経費を要することでもあり、現在なお不十分といわざるをえない。そこに素朴な疑問がいくつも入りこむ余地がある。

まず、図 5 で説明したような J_{IC} 値決定法であるが、これはそのままオーステナイト系ステンレス鋼のような実際の構造物ではぜい性破壊を起しそうもない材料にも適用できるが、そのような場合の J_{IC} 値は具体的に何を意味するのであろうか。また、図 2 における P_{δ} の役割りは K_{IC} 試験固有の一つの約束ごとであり、これが具体的に関与するような場合についても J_{IC} 試験結果と十分な比較がほしいところである。この問題は現実にはぜい性破壊を起すようなフェライト系鋼材についてとくに切実である。

さて、線形弾性破壊力学と J 積分がともにポテンシャルエネルギー減小率という共通した基本原理に立脚しているのに対し、き裂開口変位に基盤をおく COD 概念は前 2 者とかみ合わない面をもっているが、それだけに実用面において独特の展開が行われている。COD 概念のことの起りが小規模降伏という線形破壊力学適用限界を打破したいということであり、軟鋼から T-1 鋼クラスまでの普及率の高い溶接構造物に容易に適用できるように、COD 概念による破壊靱性評価法では大規模降伏に対する積極的な取り組みがみられる。

構造物に内在する溶接欠陥の許容寸法に関する英国規格原案²⁵⁾によれば、 $\bar{a}$ という代表寸法をもつ欠陥の COD (δ) は、欠陥まわりのひずみ (e) および材料の降伏ひずみ (降伏点をヤング率で割った値 e_Y) の関数として次のように表わされる。

$$\left. \begin{aligned} \delta &= 2\pi e_Y \bar{a} \left(\frac{e}{e_Y} - 0.25 \right), & e/e_Y \geq 0.5 \\ \delta &= 2\pi e_Y \bar{a} \left(\frac{e}{e_Y} \right)^2, & e/e_Y \leq 0.5 \end{aligned} \right\} \dots\dots (7)$$

圧力容器を例にとれば、弾性応力集中係数 2.5 というノズル部のひずみは、胴部の応力が降伏点の 80% となるような耐圧試験にさいして、 $5e_Y$ ていどにもなることが実験によつて示されている。そのような場合の式(7)の

運用には、ひずみ集中のない胴部については $e=0.8e_Y$ であるが、ノズル部については $e=5e_Y$ を用いる。また、溶接残留応力の焼なまし処理を行わない場合には、さらに e_Y を加算した e を用いる。

溶接残留応力の影響、あるいは、耐圧試験後のより低温での使用に対する安全性評価というような現実的な問題について線形弾性破壊力学あるいは J 積分は的確な解答を与えてくれない。しかし、COD と密接な関連をもつ塑性域寸法を破壊のライテリオスとして、これらの問題に対する解答を試みた²⁸⁾²⁹⁾ところ、理論と実験のよい一致が得られた。

COD アプローチの問題点は具体的な例題に対する δ 値を解析的あるいは数値的に求めることが K 値を求めるのに比べて格段に困難なことである。式(7)はその数理的な困難さを回避して若干の大型実験を行い、そのデータに対する大胆な割切りをした結果の、いわば約束ごとである。したがって、その実用性向上のためには、今後とも各種の大型実験を機会あるごとに実施して、式(7)の修正を重ねていく必要がある。

3.4 ぜい性破壊の発生防止と伝ば阻止

一般に $K_{IC} > K_{Id} > K_{\delta}$ という関係があるかぎり、ぜい性破壊事故対策を材料の伝ば阻止特性に求めることは経済的に問題である。また、伝ば阻止の機構を本格的に解明するには動的解析をまともに進める必要がある。この分野の研究はまだ実用段階にほど遠い。二重引張試験による K_{δ} 値も本質的には伝ば阻止特性の相対的尺度に過ぎない。厳密な動的解析による伝ば阻止の機構解明が将来可能となつたとしても、材料の破壊靱性を上げることが構造設計の改善を上回るほどの効果を伝ば阻止に関して発揮するかどうか予断を許さない。

造船関係ではひところ、 -15°C において 45 ft-lb 以上の V-Charpy 吸収エネルギーを示すような鋼材 (E 級鋼) は溶接船体のぜい性破壊伝ばを阻止する能力がある、といった期待が一般にもたれたことがある。しかし、その後の実験的あるいは理論的な知見が強化された結果、たとえ E 級鋼でも、溶接によつて連続しているかぎり、隣接する低靱性鋼の側で数 m のオーダーまで拡大したぜい性破壊の伝ばは阻止できない、とみざるをえない。絶対確実な阻止方法は、靱性の大幅引上げではなく、往年のリベット継手のような不連続性の導入であろう。

パイプラインのぜい性破壊伝ば阻止をねらつての DWTT 要求 (2 章の末尾に触れた) についても批判がないではない。長さ 200m ほどの実寸大の高圧ガス管に人為的な大規模ぜい性破壊を起させて定常伝ばの現象を実験的に多数追跡し、それらのデータを単純な論理パターンにはめ込んだ結果が DWTT の提案となつている。

しかし、実際においては、埋設管に対する不測の破損行為 (たとえば第三者工事のパワーショベルによる既設管の不注意な破損など) があつたとしても、その破損部分

からぜい性破壊が発生しなければよいわけである。その発生防止のために必要な破壊靱性はいわゆる DWTT 要求よりかなり低くても十分と思われる。

パイプラインについては上記のぜい性破壊にかぎらず、延性破壊の場合にも高速伝ばの阻止に材料の靱性強化をもつて対処しようとする動きがみられた。これも長さ 200m 規模の大型実験の所産³⁰⁾であるが、V-Charpy 上部棚エネルギーの引上げが必要というような結論が導かれた。実構造物における事故がいわゆるぜい性破壊によるものであれば、材料の靱性強化が事故防止に効果的であることに誰も異議は唱えない。ところが、実構造物における破壊の形態が延性である場合には、繰りこめ条件の再検討とか特殊構造要素の導入とかの構造設計的な対策がまず講じられなければならない。当初この延性破壊対策としての V-Charpy 上部棚説に感わされた国際石油資本も最近ようやく構造設計的対策のほうこそ重要であるとの認識をとりもどしたようである。

日本では、2・5 節で触れておいたとおり、材料の破壊靱性評価に二重引張試験が重要な役割りを果たしてきた。約 14 年もまえに制定された日本溶接協会の破壊靱性評価基準¹⁶⁾では、標準的な靱性要求を規定した G 種と特殊用途のきわめて厳しい靱性要求を規定した A 種の 2 区分が設けられた。G 種要求は温度勾配二重引張試験において使用応力のもとに長さ 10mm まで伝ばしたぜい性き裂を阻止するような靱性の水準を意味し、A 種要求は同じ条件のもとで長さ 100mm のぜい性き裂伝ばを阻止する靱性水準を意味する。しかし、G 種要求については、ごく最近であるが、二重引張試験ではなく COD 試験に基盤をおくように基準を改正する動き²⁶⁾がみられる。

4. 結 言

与えられた題目のもとに筆者の思いつくままを書きつらねてみたが、これが講義としての内容になっているかどうか確信はない。独断と偏見あるいは間違いに類する部分について識者のご指摘ご叱正が得られれば幸いである。筆者としては要するに、遷移温度アプローチへの時代的移行に身をさらした一人のぜい性破壊研究者の所感といったものを随所に吐露してみたつもりである。

文 献

- 1) A. A. GRIFFITH: Phil. Trans. Roy. Soc., A221 (1920), p. 163
- 2) E. OROWAN: Repts. Progr. in Phys., 12 (1948-1949), p. 185
- 3) G. R. IRWIN: Encyclopedia of Physics, VI(1958), [Springer]
- 4) Annual Book of ASTM Standards, Part 31 (1972), p. 955
- 5) A. H. COTTRELL: Iron and Steel Inst. Special Rept, 69(1960), p. 281
- 6) A. A. WELLS: Crack Propagation Symposium (1961), p. 210, Cranfield
- 7) Brit. Stand. Inst. DD19(1972)
- 8) A. A. WELLS: 3rd Canadian Cong. Appl. Mech. (1971), p. 59, Calgary
- 9) J. R. RICE: Fracture II, ed. by H. LIEBOWITZ, (1968), p. 191 [Academic Press]
- 10) D. J. HAYES: Ph. D. dissertation, Imperial College, Univ. London (1970)
- 11) J. D. LANDES and J. A. BEGLEY: ASTM Special Publ. 560(1974), p. 170
- 12) W. O. SHABBITS: HSST Program Techn. Rept., 13(1970), Westinghouse Elect. Corp.
- 13) T. S. ROBERTSON: JISI, 175(1953), p. 361
- 14) 吉識雅夫, 金沢 武: 造船協会論文集, 102(1958), p. 39
- 15) 日本溶接協会 WES-136 (1964)
- 16) P. P. PUZAK, E. W. ESCHBACHER, and W. S. PELLINI: Welding J., 31 (1952), p. 561-s
- 17) Annual Book of ASTM Standards, Part 31 (1972), p. 594
- 18) ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section III(1974)
- 19) W. S. PELLINI: NRL Rept 7406(1972)
- 20) A. R. DUFFY and G. M. McCLURE: Oil Gas J. 61(1963), p. 152
- 21) M. L. WILLIAMS: ASTM Special Publ. 158 (1954) p. 11
- 22) J. HODGSON and G. M. BOYD: Trans. Roy. Inst. Nav. Arch., 100 (1958), p. 141
- 23) ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section XI(1974)
- 24) F. M. BURDEKIN and M. G. DAWES: Practical Application of Fracture Mechanics to Pressure Vessel Technology (1971), p. 28 [The Instn. Mech. Engrs., London]
- 25) Brit. Stand. Inst., Draft British Standard Rules for the Derivation of Acceptance Levels for Defects in Fusion Welded Joint (1976)
- 26) 日本溶接協会鉄鋼部会 JI 委員会資料, WES 3003 (旧 WES 136)G 種改訂案について (1977)
- 27) F. KOSHIGA: Practical Application of Fracture Mechanics to Pressure Vessel Technology (1971), p. 168 [The Instn. Mech. Engrs., London]
- 28) 越賀房夫, 田中甚吉, 栗田義之: 日本造船学会論文集, 122(1971), p. 267
- 30) W. A. MAXEY, J. F. KIEFNER, R. J. EIBER, and A. R. DUFFY: ASTM Special Publ., 518(1972), p. 70