延性不安定破壊条件に関する検討*

大 塚 尚 武^{*1}

Evaluation of Tearing Instability from a Load-displacement Relationship

Naotake OHTSUKA

In this paper, it is experimentally proved that the onset of tearing instability is evaluated simply through the equilibrium of stiffness between the external structure and the crack member; that is, the slope of the load versus the load line displacement ($P-V_0$) curve. A procedure to estimate the instability from the $P-V_0$ characteristics of compact tension specimens with a wide range of crack length to width ratios loaded in series with a spring is proposed, and it agreed well with the experiments for two materials. An approximate procedure to apply the concept to actual structures without using a fracture mechanics parameter such as J or T is discussed. An example of the practical application is shown, in determining expressions for the instability conditions of a circumferential or axial crack in a cylindrical vessel or pipe.

Key Words: Ductile Fracture, Tearing Instability, Load-displacement Relation, Key Curve, Crack Extension

1. 緒 言

き裂を有する金属材料が延性破壊温度域で使用される場合の破壊条件は、延性き裂発生時の J 積分⁽¹⁾, J_{IC} , から換算される K_{IC} 値をベースに論じられていることが多い⁽²⁾。しかし実際の構造物では急速な不安定破壊が生じる前に延性き裂が安定的に進展する期間があるため、 J_{IC} 基準では安全余裕が大きすぎる場合が多く、より正確な延性不安定破壊条件の評価方法が必要とされる。

J と延性き裂進展量 Δa の関係、すなわち J 抵抗曲線 (R 曲線) の概念を発展させて不安定な延性引裂き破壊の条件を評価するためにテアリング・モジュラス T が提案されている⁽³⁾。この T は J 積分と関連のある単一パラメータとしての利点がある。一方、延性不安定破壊はき裂を含む要素の荷重-変位曲線のこう配と外部負荷系の剛性との大小関係から決定されるとする考えがある^{(4)~(6)}。この概念からもテアリング・モジュラスが導かれることが示されており⁽⁵⁾、これを用いた多くの研究がある^{(7)~(9)}。しかし延性不安定破壊が荷

重-変位曲線から単純に求まるので、より複雑な J や T などの破壊力学パラメータで記述する必要性は必ずしもないと考えられる。

そこで本報では試験片のき裂寸法、材質および外部負荷系の剛性を変えた CT および中央き裂引張 (CCT) 試験片による実験を行い、試験片の荷重-変位曲線から延性不安定破壊条件を評価する方法およびその応用方法について検討を行った。

2. 実験条件

2.1 供試材 供試材は焼準 (930°C×2.7 h), 焼戻し (690°C×3.8 h) 処理した板厚 90 mm の ASTM A 387 Gr.22 C 1. 2 (2 1/4 Cr-1 Mo) 鋼および焼入れ (850°C×3 h), 焼戻し (600°C×5 h) 処理した板厚 40 mm の JIS SNCM 439 鍛鋼品である。両鋼の化学成分および機械的性質を表 1 および表 2 に示す。

2.2 試験片 試験片は図 1 に示す 20 % 深さの側

表 1 A 387 および SNCM 439 鋼の化学成分 (wt %)

Steel	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo
A387	0.14	0.13	0.50	0.010	0.002	-	2.35	0.94
SNCM 439	0.40	0.27	0.84	0.024	0.015	1.80	0.92	0.21

* 昭和 59 年 11 月 21 日 関西支部第 244 回講演会において講演, 原稿受付 昭和 61 年 11 月 21 日。

^{*1} 正員, 千代田化工建設(株) (〒221 横浜市神奈川区守屋町 3-13)。

溝付き CT 試験片を用い、幅 W および正味板厚 B_N はそれぞれ 50 mm および 8 mm とした。予き裂長さ a_0 と幅の比、 $\xi_0 = a_0/W$ は約 0.75, 0.50, 0.25, 0.10 の 4 種類とした。A 387 鋼では別に図 2 に示す 20% 深さの側溝付き CCT 試験片も用意した。この試験片幅、正味板厚、予き裂長さ a_0 と幅の比はそれぞれ 80 mm, 8 mm, 0.75 とした。すべての試験片の切出し方向は LT 方向であり、疲労予き裂は日本機械学会基準 S 001-81 に準拠して $K_{f, \max} \leq 22 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ の条件で導入した。

2.3 試験方法 延性不安定破壊試験は容量 300 kN の油圧式引張試験機を用い各試験片に直列にバネを介して負荷した。外部バネの剛性 K_M は 2, 1, 0.5 kN/mm の 3 種類とし、クロスヘッド速度は 6~25 mm/ks の範囲とした。試験中、荷重 P および荷重線変位 (CCT 試験片ではき裂中心線上の開口変位) V_g 、全変位 (クロスヘッド変位) δ_t を測定した。試験装置の模式図を図 3 に示す。別に、延性き裂進展性に関するデータを得るために、100 kN 油圧サーボ試験機を

表 2 A 387 および SNCM 439 鋼の機械的性質

Steel	Yield Strength, kN/mm^2	Ultimate Tensile Strength, kN/mm^2	Elongation, %	Reduction of Area, %	Fracture Appearance Transition Temperature, $^{\circ}\text{C}$
A387	0.52	0.66	21	78	27
SNCM 439	1.01	1.09	18	59	20

図 1 コンパクト・テンション (CT) 試験片形状 (単位 mm)

図 2 中央き裂引張 (CCT) 試験片形状 (単位 mm)

図 3 延性不安定破壊試験装置の模式図

用いて途中除荷試験を行った。すなわち、数本の CT 試験片を各々異なった変位量だけ負荷した後除荷した。各試験片を加熱着色後液体窒素温度で強制破断させ、延性き裂の進展量は破面上で板厚方向に 5 等分した位置で測定した値の平均値から求めた。すべての試験は 80°C (353 K) で行ったが、この温度は表 2 の破面遷移温度との比較からもわかるように両鋼種とも上部棚温度域にあることを別に確認している。

3. 実験結果

CT 試験片の延性不安定破壊試験中に計測した荷重 P 、全変位 δ_t と荷重線変位 V_g との関係の例を、外部バネ剛性 $K_M = 2 \text{ kN/mm}$ の場合の A 387 鋼および SNCM 439 鋼についてそれぞれ図 4 および図 5 に示す。図中には 4 種類の予き裂長さ a_0 と幅比 ξ_0 に対する P 対 V_g の関係を実線で、 δ_t 対 V_g の関係を破線で示し

図 4 A 387 鋼 CT 試験片の荷重 P 、全変位 δ_t と荷重線変位 V_g との関係 ($K_M = 2 \text{ kN/mm}$) 図 5 SNCM 439 鋼 CT 試験片の荷重 P 、全変位 δ_t と荷重線変位 V_g との関係 ($K_M = 2 \text{ kN/mm}$)

ている。A 387 鋼の CCT 試験片の場合の同様の関係を図 6 に示す。不安定破壊を生じなかった図 4 の $\xi_0 = 0.76$ の場合を除いて、すべての曲線は延性不安定破壊が生じた点まで描かれている。

4. 解析的検討

4.1 延性不安定破壊条件 バネ剛性が K_M の外部負荷系が、き裂要素に直列に接続されている場合の静的釣合い条件を図 7 のように単純化して考える。バネ系の外から作用する荷重 P はき裂要素のき裂面開口変位を V_g 、荷重作用点における全変位（クロスヘッド変位）を δ_i とすると次式となる。

$$P = K_M \cdot (\delta_i - V_g) \quad (1)$$

この系で不安定破壊が生じる条件は、全変位の増加なしにき裂が進展するときなので次式で表される。

$$d\delta_i/da \leq 0 \quad (2)$$

き裂の進展に伴い K_I が増大する通常のき裂要素ではき裂進展によりき裂面が開口するので

$$dV_g/da > 0 \quad (3)$$

となる。式(2)および式(3)から、動的慣性力と粘弾性効果を見捨てた場合の延性不安定破壊条件は

$$d\delta_i/dV_g \leq 0 \quad (4)$$

またはこれを式(1)に代入した次式となる。

$$-dP/dV_g \geq K_M \quad (5)$$

すなわち、図 7 のように単純化できる系の延性不安定破壊条件は、き裂要素の $P-V_g$ 曲線のこう配と外部バネ剛性との比較により評価でき、従来の結果と一致する^{(4)~(6)}。この式は簡単であり、テアリング・モジュラスを用いる方法より適用が容易な場合が多いと考えられる。

4.2 荷重と変位の関係 き裂による塑性変形域がリガメント部に限定され、 η を a/W の関数としたときの J 積分が

図 6 A 387 鋼 CCT 試験片の荷重 P 、全変位 δ_i と荷重線変位 V_g との関係 ($K_M = 2 \text{ kN/mm}$)

図 7 き裂要素と外部負荷系の模式図

$$J = \frac{\eta}{b} \int_0^{V_g} P \cdot dV_g \quad (6)$$

で与えられる場合には、単純な試験片形状の荷重対変位の関係は次式によって記述できる⁽¹⁰⁾。

$$\begin{aligned} \frac{P}{W \cdot B_N} &= \left(\frac{b}{W}\right)^2 \cdot F\left(\frac{a}{W}, \frac{V_g}{W}\right) \\ &= \left(\frac{b}{W}\right)^2 \cdot g\left(\frac{b}{W}\right) \cdot H\left(\frac{V_g}{W}\right) \end{aligned} \quad (7)$$

この式中の P/B_N は正味板厚当たりの荷重であり、 W および b は試験片の全幅およびリガメント幅、 a および V_g はき裂長さおよび荷重線変位である。 ξ_0 を初期き裂長さと幅との比とし、 b_0 と Δa を初期リガメント幅およびき裂進展量とすると

$$b/W = (1 - \xi_0)(1 - \Delta a/b_0) \quad (8)$$

式(8)を式(7)に代入すると、 V_g/W のみに依存する関数 H は次式から求まる。

$$H\left(\frac{V_g}{W}\right) = \frac{P/B_N}{W \cdot g \cdot (1 - \xi_0)^2 \cdot (1 - \Delta a/b_0)^2} \quad (9)$$

CT 試験片の場合の関数 g は次式で与えられている⁽¹⁰⁾。

$$g\left(\frac{b}{W}\right) = e^{0.522(1 - \xi_0) \cdot (1 - \Delta a/b_0)} \quad (10)$$

4.3 延性き裂の進展量 COD 概念によると、曲げまたは CT 試験片のき裂先端開口変位 $CTOD$ とクリップゲージ開口量 V_g の関係は次式で与えられる⁽¹¹⁾。

$$CTOD = \frac{r \cdot (W - a_0)}{r \cdot (W - a_0) + a_0} \cdot \left(V_g - \frac{0.9 \gamma \cdot \sigma_y \cdot W}{E} \right) \quad (11)$$

ここで r は回転係数、 γ は定数 ($a_0/W = 0.5$ の CT 試験片では 2.34)、 σ_y および E は降伏強度および縦弾性係数である。式(11)の右辺括弧内第 2 項を V_{in} とすると式(11)は次式となる。

$$CTOD = \frac{(1 - \xi_0) \cdot (V_g - V_{in})}{1 + (1/r - 1) \cdot \xi_0} \quad (12)$$

き裂進展量 Δa は $CTOD$ の関数として評価できると考えられるので、 $r = 0.45$ とすると次式が得られる。

$$\begin{aligned} \frac{\Delta a}{b_0} &= f\left(\frac{CTOD}{b_0}\right) \\ &= f\left\{ \frac{(V_g - V_{in})/W}{1 + 1.222 \xi_0} \right\} \end{aligned} \quad (13)$$

4.4 延性不安定破壊の評価式 式(7)の P を式(5)に代入すると、延性不安定破壊の発生を評価するための次式が得られる。

$$\begin{aligned} -\frac{1}{W} \cdot \frac{d(P/B_N)}{d(V_g/W)} &= g \cdot \left[\eta \cdot \left(\frac{b}{W}\right) \cdot H \cdot \frac{d(a/W)}{d(V_g/W)} \right. \\ &\quad \left. - \left(\frac{b}{W}\right)^2 \cdot \frac{dH}{d(V_g/W)} \right] \geq \frac{K_M}{B_N} \end{aligned} \quad (14)$$

ここで係数 η は CT 試験片の場合、次式によって計算

できる⁽¹⁰⁾.

$$\eta = 2 - \frac{g'}{g} \cdot \frac{b}{W} = 2 + 0.522 \frac{b}{W} \quad \dots\dots\dots (15)$$

b/W および $g(b/W)$ は式(8)および式(10)で与えられる. 式(8)を用いると式(14)中の $d(a/W)/d(V_0/W)$ の項は次式に置き換えられる.

$$\frac{d(a/W)}{d(V_0/W)} = \frac{b_0}{W} \cdot \frac{d(\Delta a/b_0)}{d(V_0/W)} \quad \dots\dots\dots (16)$$

もし式(9)の関数 $H(V_0/W)$ および式(13)の $\Delta a/b_0$ と V_0/W の関係がわかっているなら, 式(14)および式(16)により解析的に延性不安定破壊発生時の限界の変位が評価し得ることになる.

5. 考 察

5.1 延性不安定破壊条件 図5および図6によるとCT試験片の不安定破壊は δ_c - V_0 曲線のこう配が零になり, P - V_0 曲線のこう配が $-K_M$ に達したときに生じており, 式(4)および式(5)が成立することがわかる. また, 図4のA387鋼の $\xi_0 = 0.76$ のときはこの条件が成立しないので不安定破壊が生じないこともわかる. これらの関係は図6のCCT試験片でも同

様である.

部分負荷試験で得られた延性き裂進展量 Δa と荷重線変位 V_0 との関係を式(13)に従って無次元化したものをA387鋼およびSNCM439鋼について図8および図9に示す. 両図から Δa - V_0 関係が広範囲の ξ_0 に対して式(13)で評価できることがわかる.

式(9)の H 関数および次式の F_0 を塑性流動応力 σ_{fs} (引張強さと降伏強さの平均) によって無次元化したものをA387鋼およびSNCM439鋼についてそれぞれ図10および図11に示す.

$$F_0 = \frac{P \cdot W}{B_N \cdot b_0^2} \quad \dots\dots\dots (17)$$

これらの図から式(9)の H 関数は ξ_0 に依存せず, V_0/W のみに依存することがわかる.

A387鋼およびSNCM439鋼について, 式(14)の不等号左辺の値が負荷中に変化するときの V_0/W との関係を, 異なる ξ_0 を有する試験片ごとに図12および図13に示す. 図中のこれらの曲線と式(14)の不等号の右辺を表す横軸に平行な K_M/B_N の直線との交点の

図8 異なる ξ_0 を持つ A387 鋼 CT 試験片の無次元化したき裂進展量 $\Delta a/b_0$ と変位 $(V_0 - V_n)/W(1 + 1.222\xi_0)$ との関係

図10 異なる ξ_0 を持つ A387 鋼 CT 試験片の F_0/σ_{fs} および H/σ_{fs} 関数の比較

図9 異なる ξ_0 を持つ SNCM 439 鋼 CT 試験片の無次元化したき裂進展量 $\Delta a/b_0$ と変位 $(V_0 - V_n)/W(1 + 1.222\xi_0)$ との関係

図11 異なる ξ_0 を持つ SNCM 439 鋼 CT 試験片の F_0/σ_{fs} および H/σ_{fs} 関数の比較

横座標から、不安定破壊発生時の変位の理論推定値 ($V_{g,c}$)_{est.} が求まる。この値と実験的に得られた限界変位 ($V_{g,c}$)_{exp.} との比較を図 14 に示す。この図から式 (14) の妥当性が確認できる。

上述の結果は CT 試験片に対して適用した例であるが、本方法は他の試験片形状や実際の構造物にも適用できると考えられる。ただしこの場合には、対象き裂要素について式 (7) に相当する関係式および H 関数、 $\Delta a/b_0$ 関数を知る必要がある。任意のき裂要素について成立する式 (7) に相当する関係式は現在のところ与えられていないが、式 (7) の右辺第 1 項の b/W の指数 2 を n とし、き裂要素の形状と n との関係を求めることにより近似的な関係式が得られると考えられる。 H 関数は有限要素法や簡易手法による変形解析や、予き裂材に比して負荷中のき裂進展が無視できる鈍化切欠試験片による実験などにより求めることができ

図 12 異なる ξ_0 を持つ A 387 鋼 CT 試験片の P - V_g 曲線の推定値と外部バネ剛性との比較

図 13 異なる ξ_0 を持つ SNCM 439 鋼 CT 試験片の P - V_g 曲線のこう配の推定値と外部バネ剛性との比較

る。この H 関数はき裂進展を考慮する必要がないので、テアリング・モジュラスによる解析の場合より容易に評価できる。また、図 8 および図 9 の関係が広範囲の ξ_0 の値に依存しないことから、 $\Delta a/b_0$ 関数は特殊なき裂形状や負荷条件を除けば CT 試験片について得られたこれらの図の関係が同一材料の他のき裂要素にも適用できる可能性がある。

5.2 J_{IC} 条件および最大荷重 き裂要素の荷重対変位関係は式 (7) によると H および g 関数と $(b/W)^2$ の積で表されるが、図 10 および図 11 のように H - V_g 曲線のこう配は常に正なので、不安定破壊は延性き裂の進展が生じた後でしか発生しないことがわかる。 J_{IC} 値はこの延性き裂が進展開始する時の J 値であるので、 J_{IC} 値は延性不安定破壊に対する最も安全側の値を与えることになる。また式 (5) によると最も厳しい外部負荷系の条件は $K_M=0$ の荷重制御のときであり、この場合には最高荷重時に不安定破壊が生じる。すなわち、 J_{IC} 時、最大荷重時および不安定破壊時の変位をそれぞれ $V_g(J_{IC})$, $V_g(P_{max})$, $V_{g,c}$ とすると次式が成立する。

$$V_g(J_{IC}) < V_g(P_{max}) \leq V_{g,c} \quad (18)$$

すなわち、 J_{IC} 条件は延性不安定破壊に対して二重に

図 14 種々の ξ_0 および K_M を組合せた A 387 鋼および SNCM 439 鋼 CT 試験片の場合の延性不安定破壊の発生時における限界変位の推定値 ($V_{g,c}$)_{est.} と実験値 ($V_{g,c}$)_{exp.} との比較。図中の縦線は測定誤差の範囲を示す

図 15 周方向および軸方向き裂を持つ円筒形压力容器または配管の模式図

安全余裕をとっていると解釈される。

式(7)中の H 関数はき裂進展を考慮しないときの荷重対変位関係を表すので、非硬化材に対する H 関数の最大値は塑性崩壊荷重に相当し、この値はき裂要素の最大荷重に近い値となる。この塑性崩壊荷重は小規模降伏条件下の破壊靱性と組合せてき裂部材の破壊条件を決定する2パラメータ法の一つのパラメータとして用いられている^{(12)~(14)}。式(18)を考慮すると、き裂要素が荷重制御型の外力を受けているときにはこの塑性崩壊荷重によって近似的に延性不安定破壊条件を記述できると言えるが、変位制御型の外力の場合にはこの条件は安全余裕が大きくなるので本解析のような評価が必要となる。

5.3 円筒容器のき裂への応用 上述の方法は外部負荷系のバネ剛性が容易に評価できる場合には特に有用である。例えば図15のような内圧を受ける薄肉円筒形容器または配管に周または軸方向き裂がある場合を考えることにする。

まず周方向き裂の場合を考える。き裂がないときの薄肉円筒の軸方向の剛性は

$$K_{M,z} = \pi D t E / L \quad (19)$$

となる。ここで D, t および L は円筒の直径、肉厚および軸方向長さで、 E は材料の縦弾性係数である。また、き裂のない薄肉円筒の軸方向応力を σ_z とすると軸に直交する断面上に作用する荷重は

$$P_z = \pi D t \sigma_z \quad (20)$$

となる。式(5)はき裂要素に直角方向に遠方で作用する荷重とき裂面開口変位との関係に適用でき、円筒からき裂要素を除いた部分の剛性は $K_{M,z}$ にほぼ等しいと考えられる。ゆえに式(19)と式(20)を式(5)に代入すると、周方向き裂の延性不安定破壊条件は次式で与えられる。

$$-\frac{d\sigma_z}{dV_g} \geq \frac{E}{L} \quad (21)$$

次に軸方向き裂の場合には、同様にき裂のない薄肉円筒の周方向の剛性および周方向に作用する荷重は周方向の応力を σ_θ とするとそれぞれ次式となる。

$$K_{M,\theta} = L t E / (\pi D) \quad (22)$$

$$P_\theta = L t \sigma_\theta \quad (23)$$

この両式を式(5)に代入すると軸方向き裂に対する延性不安定破壊条件は次式となる。

$$-\frac{d\sigma_\theta}{dV_g} \geq \frac{E}{\pi D} \quad (24)$$

すなわち、5.2節の方法により $d\sigma/dV_g$ を評価できれば式(21)または式(24)により延性不安定破壊条件が評

価できることになる。

内圧を受ける両端閉じの薄肉円筒では σ_θ は σ_z の2倍であるので、材料の $d\sigma/dV_g$ 特性に異方性がないときの同一寸法形状のき裂による延性不安定破壊条件は、式(21)および式(24)の比較から、円筒容器寸法が $2\pi D < L$ であれば周方向き裂に対する式(21)を、そうでないときは軸方向き裂に対する式(24)を適用すればよいことになる。

6. 結 論

(1) 延性不安定破壊の発生条件がき裂要素の荷重対荷重線変位、 $P-V_g$ 関係のこう配と外部負荷系のバネ剛性 K_M との大小関係で決定されることを実験的に確認し、任意形状のCT試験片の破壊条件を推定する方法を導き、実験結果とよい一致を示した。また本方法の一般構造物への適用方法について検討した。

(2) J_{IC} 条件は、延性き裂の進展開始後最高荷重に達するまでおよびその後不安定破壊に至るまでの期間に対して二重の安定余裕を見込んだ条件と解釈される。また2パラメータ法の破壊評価線図で用いられる塑性崩壊荷重は外部負荷系が変位制御形のときは多くの安全余裕を見込むことになる。

(3) 本方法を内圧を受ける薄肉円筒形容器の周および軸方向き裂に適用した場合の不安定破壊条件の評価式を導いた。この式によると、同一寸法条件のき裂に対しては容器寸法が $2\pi D < L$ であれば周方向き裂に、逆の場合には軸方向き裂に対して延性不安定破壊発生条件を考慮すればよいことになる。

文 献

- (1) Rice, J. R., *Trans. ASME, J. Appl. Mech.*, (1968), 379.
- (2) Begley, J. A. and Landes, J. D., *ASTM STP*, 514 (1972), 1.
- (3) Paris, P. C., ほか3名, *ASTM STP*, 668 (1979), 5.
- (4) McClintock, F. and Argon, A., *Mechanical Behavior of Materials*, Addison-Wesley, (1966).
- (5) Ernst, H. A., *ASTM STP*, 803 (1983), II-133.
- (6) Kaiser, S. and Carlsson, J., 文献(5)のII-58.
- (7) Joyce, J. A. and Vassilaros, M. G., *ASTM STP*, 743 (1981), 525.
- (8) Zahoor, A., and Kanninen, M. F., *Trans. ASME, J. Pressure Vessel Technol.*, 103 (1981), 353.
- (9) Wilkowski, G. M., ほか2名, 文献(8)の359ページ.
- (10) Ernst, H. A., ほか2名, 文献(7)の476ページ.
- (11) Pense, A. W. and Stout, R. D., *WRC Bull.*, No. 245 (1975).
- (12) Harrison, R. P., ほか2名, *CEGB Rep.*, R/H/R6 (1976).
- (13) Dawling, A. R. and Townley, C. H. A., *Int. J. PVP.*, 3 (1975), 77.
- (14) Chell, G. G., 文献(3)の581ページ.