

## 討27 J積分及びき裂開口角概念に基づいた延性き裂の安定成長と不安定破壊発生に対する検討

東京大学工学部

町田 進

新日本製鉄(株)製品技術研究所

栗飯原 周二

(研究当時 東京大学大学院)

### 1. 諸言

原子力あるいは化学プラント等の配管で想定される最も重大な事故として腐食疲労によって生じたき裂から過大荷重により延性き裂が発生成長し、ひいては延性破面のままで不安定伝播し、配管の瞬時分断に至る事故が考えられる。このような不安定延性破壊に対する構造物の安全性を評価するためには材料の延性破壊抵抗を把握する一方、構造物全体のき裂進展力を定量化する必要がある。延性破壊抵抗を表わすパラメータはその算定が容易であり、しかもそのパラメータによって表わされた材料の抵抗値は材質・温度・板厚が一定条件下で試験片形状・寸法に依存しない材料固有の値を示さなくてはならない。構造物のき裂進展力の定量化には延性破壊では特にコンプライアンスの影響を考慮する必要がある。本報告では延性破壊抵抗を表わすパラメータとしてJ積分及びき裂開口角(CTOA)概念をとりあげ、これらのパラメータによって表わされる材料の破壊抵抗値の性質と不安定破壊条件の実験による検討を行った。

### 2. 延性き裂進展抵抗曲線と不安定延性破壊発生条件

#### 2.1. J-及びCTOA-R曲線

初期き裂先端からの延性き裂進展量  $\Delta a$  に対しJ積分値をプロットしたものをJ積分抵抗曲線(J-R曲線)と呼び、これを材料の延性破壊抵抗と考える。J積分は全歪理論に基づいて導かれたパラメータである。き裂進展がない場合にはき裂先端近傍はほぼ比例負荷状態が成り立ち、全歪理論が適用出来るために、J積分はき裂先端近傍の歪集中の度合を表わす単一パラメータとしての明確な意味を持つ。一方、延性き裂の進展を生ずると、進展するき裂の先端近傍は比例負荷状態から著しく逸脱するため、厳密に言えばき裂先端の歪集中の度合とJ値との一対一の対応が崩れる。ところが、進展するき裂先端のごく近傍を除く領域で比例負荷状態が生じていれば、進展き裂にもJ概念が近似的に適用可能であると考えられる。このことから延性き裂進展に対するJ概念の適用条件、従ってJ-R曲線が物理的に意味を持つ条件(J-controlled growth 条件)が次式のように表わされることが知られている<sup>1)</sup>。

$$\Delta a \ll R \quad \text{and} \quad \left( \frac{dJ_R}{da} \frac{1}{J_R} \right)^{-1} \ll R \quad (1)$$

ここで、Rは長さの次元を持ち、全面降伏状態ではリガメント長さのオーダーとなる。

ところで、延性破壊は歪支配型の破壊であり、き裂先端近傍の歪あるいは変形量をパラメータとして延性き裂進展を表わすことが有効であると考えられる。

Riceらは平面歪完全弾塑性体中を定常進展するき裂先端近傍の変形を求めている<sup>2)</sup>。その結果に基づくとき裂先端近傍の開口変位  $\delta$  は次式で表わされる<sup>3)</sup>。

$$\delta = r \omega \frac{d\epsilon}{da} + \beta \frac{\sigma_0}{E} r \ln \left( \frac{eR}{r} \right), \quad r \rightarrow 0 \quad (2)$$

ここで、rはき裂先端からの距離、 $\sigma_0$ は流動応力、Eはヤング率、 $\beta$ はポアソン比0.3に対し5.08の定数、eは自然対数の底、aはき裂長さ、 $\epsilon$ は一般化荷重点変位塑性成分、 $\omega$ は試験片・寸法によって定まる係数であり、静止き裂の $\delta$ とき裂先端開口変位との関係から類推できる。

延性き裂進展はき裂先端からある特定の微小距離  $r = r_m$  の位置における開口変位  $\delta_m$  によって支配され

ると考えられる。そして、 $\delta_m/r_m$ で定義されるき裂開口角 $\alpha$ を延性き裂長さに対してプロットしたものをCTOA-R曲線と呼ぶことにする。

$$\alpha \equiv \frac{\delta_m}{r_m} = \omega \frac{d\theta}{da} + \beta \frac{\sigma_0}{E} \ln\left(\frac{eR}{r_m}\right) \quad (3)$$

ここで、 $r_m$ はき裂先端で破壊が進行している領域の大きさをとるべきであり、 $r_m \approx 10^{-1} \text{mm}$ とする。ただし、(3)式からわかるように $\alpha$ は $r_m$ と $R$ の値のとりかたに大きく依存しない。

切欠付引張試験片の場合には $\theta$ として荷重点塑性変位 $\Delta_p$ とし、 $\alpha$ は次式で求まる。

$$\alpha = \frac{d\Delta_p}{da} + \beta \frac{\sigma_0}{E} \ln\left(\frac{eR}{r_m}\right) \quad (4)$$

切欠付曲げ試験片の場合には

$$\alpha = k \theta \frac{d\theta_c}{da} + \beta \frac{\sigma_0}{E} \ln\left(\frac{eR}{E}\right) \quad (5)$$

ここで、 $k$ は回転係数で、純曲げの場合は約0.37、 $\theta$ は切欠のないリガメント長さ、 $\theta_c$ は曲げ回転角である。

延性き裂長さに対する荷重点変位の変化が実験により求まれば、(4)あるいは(5)式によりCTOA-R曲線が得られる。この簡易算定法は有限要素法による延性き裂進展シミュレーションによりその妥当性が確認されている。<sup>3)</sup>

### 2.2. 不安定延性破壊条件

(1), (3)

JあるいはCTOAで表わした不安定延性破壊条件は次式のようになる。

$$\frac{E}{\sigma_0^2} \frac{dJ_R}{da} = T_{mat} \leq T_{appl} = \frac{E}{\sigma_0^2} \frac{dJ_{FG}}{da} \quad (6)$$

または

$$\frac{E}{\sigma_0} \alpha_R = T_{mat}^{\alpha} \leq T_{appl}^{\alpha} = \frac{E}{\sigma_0} \alpha_{FG} \quad (7)$$

ここで、(6)式の $dJ_R/da$ はJ-R曲線の勾配、 $dJ_{FG}/da$ は試験片と荷重負荷系を合わせた全体の変位を仮想的に拘束した状態でき裂を微小進展させたときの負荷J値の変化率、また、(7)式の $\alpha_R$ はCTOA-R曲線の値、 $\alpha_{FG}$ は(6)式と同じく全体変位一定条件下での微小き裂進展に対する負荷 $\alpha$ の値である。

(6),(7)式は全体変位を増加させることなくき裂進展が可能となる条件、言い換えれば、全体の荷重-変位曲線がき裂進展に際し垂直に落下する条件から導かれたものである。即ち、最大荷重以後、荷重減少に伴う弾性変形の減少分を塑性変形の増加とき裂進展による変形の増加で補いきれなくなると不安定延性破壊が発生すると考えるのである。

一例として切欠付引張試験片の $dJ_{FG}/da$ と $\alpha_{FG}$ は次式のようになる。<sup>3)</sup>

$$\frac{dJ_{FG}}{da} = \frac{1}{(1+CB\sigma_N')} \left\{ CB\sigma_N' + \frac{\Delta_p}{W-2a} - B \frac{\partial \theta}{\partial P} \Big|_a \right\} \left\{ 2\sigma_N' + B\sigma_N' \frac{\partial \theta}{\partial P} \Big|_a - \frac{2\sigma_N'}{W-2a} \Delta_p \right\} - B\sigma_N' \frac{\partial \theta}{\partial P} \Big|_a + \frac{\partial \theta}{\partial a} \Big|_P - \frac{2}{W-2a} (J-\theta) \quad (8)$$

$$\alpha_{FG} = \frac{CB}{(1+CB\sigma_N')} \left\{ 2\sigma_N' - \frac{1}{C} \frac{\partial \theta}{\partial P} \Big|_a - \frac{2\sigma_N'}{W-2a} \Delta_p \right\} + \beta \frac{\sigma_0}{E} \ln\left(\frac{eR}{r_m}\right) \quad (9)$$

ここで、 $W$ は試験片幅、 $B$ は板厚、 $a$ は切欠長さ、 $P$ は荷重、 $C$ は荷重負荷系と試験片のコンプライアンスの和、 $\theta$ は楕形弾性エネルギー解放率、 $\sigma_N'$ は実断面応力で $\Delta_p/(W-2a)$ の関数、 $\sigma_N'$ はその導関数である。

一方、実構造物では表面き裂からの破壊が問題となる場合が多いが、表面き裂からの破壊では特に板

厚方向に進展し貫通した直後におけるき裂進展の安定・不安定が重要である。表面切欠付引張試験片のき裂貫通直後の安定・不安定も(7)式により評価できるが、その際の $T_{appl}^{\alpha}$ は次式のようになる。

$$T_{appl}^{\alpha} = 2EBC \left\{ \frac{\sigma_i}{\sigma_0} + \frac{(1-\phi)(1-d/B)l/W}{(1-l/W)} \frac{\sigma_f}{\sigma_0} \right\} + \beta \ln \left( \frac{eR}{r_m} \right) \quad (10)$$

ここで、 $\sigma_i = \sigma_u - (\sigma_u - \sigma_r)d/B$ ,  $\sigma_u, \sigma_r, \sigma_f, \phi$ は各々平滑引張試験の引張強さ、降伏点、真破断応力、絞り、 $d, l$ は各々表面切欠の深さ及び長さである。

(8)~(10)式によれば荷重荷重係のコンプライアンスが大きいほど $T_{appl}$ と $T_{appl}^{\alpha}$ が大きくなり、延性不安定破壊を発生しやすくなることがわかる。なお、(6),(7)式の右辺は配管系に存在する円周方向き裂についても求めることができ、配管材料HAZ部の $T_{mat}$ あるいは $T_{mat}^{\alpha}$ が得られれば、配管系の不安定延性破壊に対する評価ができる。

Table.1 供試材の化学成分と機械的性質

chemical compositions (wt. %)					mechanical properties		
C	Si	Mn	P	S	$\sigma_y$ kg/mm <sup>2</sup>	$\sigma_u$ kg/mm <sup>2</sup>	e, l %
0.14	0.15	0.62	0.018	0.014	34	46	30

### 3. 実験

#### 3.1. 抵抗曲線の算定

J-及びCTOA-R曲線を実験により算定し、その試験片形状依存性を調査した。供試材はTable 1に示す11mm板厚の軟鋼である。試験片形状は両側切欠付引張試験片(DEN-A)、中央切欠付引張試験片(CNP-B)及び表面切欠付引張試験片(SNP-C)である。切欠は圧延方向と平行に加工し、先端は0.2mm幅の機械加工切欠とした。き裂を安定進展させるために通常の高剛性タブを用いた。荷重点変位に対する延性き裂長さは複数試験片法により決定した。J-R曲線はき裂進展を考慮した算定式を用いて算定した。また、CTOA-R曲線は(4)式により算定した。SNP試験片についてはJの意味が不明確であり、J-R曲線は算定しなかった。また、CTOA-R曲線は表面き裂貫通後の板幅方向進展について試験片形状を中央切欠付試験片とみなして(4)式により算定した。

Fig.1にJ-R曲線の算定結果を示す。Jは $\sigma_0$ で除してCODの次元で表示してある。 $\Delta a$ が5mm程度までは試験片形状の差は認められないが、それ以上では試験片形状の影響が現れる。不安定延性破壊で重要となるJ-R曲線の勾配は特にその差が著しい。このような形状依存性はき裂進展量が増大すると(1)式を満足しなくなるのが原因とも考えられる。(6)式により実構造物の不安定延性破壊を評価する際には $T_{mat}$ の下限値を与える試験片により $T_{mat}$ を算定する必要がある。

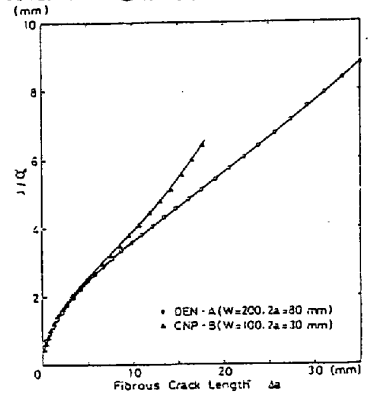


Figure.1 J-R 曲線

Fig.2にCTOA-R曲線を示す。 $\alpha_R$ はき裂進展初期の急激な落下の後、ほぼ一定値に落ち着く傾向があり、その値は約0.25 rad.である。同鋼材について三点曲げ試験から得られた $\alpha_R$ の一定値は約0.2 rad.であり、CTOA-R曲線は少なくともその定常進展時において試験片形状にあまり影響されないことがわかる。しかも、表面切欠から発生したき裂のCTOA-R曲線が他のR曲線とよく一致することからCTOAの適用範囲はJに比べ広いと言える。

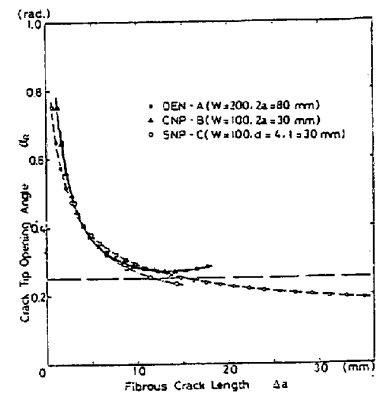


Figure.2. CTOA-R 曲線

#### 3.2. 不安定延性破壊試験

(6),(7)式の不安定延性破壊条件を実験により検証した。

不安定伝播を生じさせるために高いコンプライアンスを有するパイアタブを介して試験片に荷重を付した。パイアタブのコンプライアンスは $C_H = 1.94 \times 10^{-4}$  mm/kgf である。試験機は400トン

油圧式万能試験機を使用し、そのコンプライアンスを無視した。試験片形状は両側切欠付引張試験片(DEN)、中央切欠付引張試験片(CNP)及び表面切欠付引張試験片(SNP)の計11体である。荷重・荷重点変位及び最大荷重以後の荷重落下の時間変化を測定し、荷重落下速度を求めた。すべての試験で最大荷重以後に延性き裂の安定成長から不安定延性破壊に遷移した。荷重落下速度が急激に増大する点を不安定破壊発生点とした。

Fig.3-a,b に(6)式に基づいた不安定破壊発生点の推定と実験結果の比較を示す。 $T_{mat}$ はFig.1の各試験片形状に対応するJ-R曲線の勾配から、また $T_{appl}$ は(8)式により算定した。また、J-R曲線を直線で近似したものについても示す。 $T_{mat}$ と $T_{appl}$ の両曲線の交点から不安定破壊発生時の荷重点塑性変位が▲印のように推定できるが、これを実験の不安定点(□印の範囲で示す)と比較すると良好な一致が認められる。また、J-R曲線を直線で近似しても十分に実験結果を予測できることがわかる。同様な一致が他の試験についても認められた。

Fig.4-a,b に(7)式に基づいた不安定破壊発生点の推定と実験結果の比較を示す。 $T_{mat}$ はFig.2のCTOA-R曲線より、 $T_{appl}$ は(9)式より求めた。ここで、CTOA-R曲線としてDEN-AとCNP-B試験の平均曲線及び $\alpha_R=0.25 \text{ rad.}$ 一定と近似した二種類について算定した。DEN試験では推定点は実験点と良く一致し、CNP試験ではやや変形の小さい段階での不安定点を予測しているが、ほぼ妥当な推定である。

Fig.5にSNP試験のき裂貫通直後の $T_{appl}$ を示す。初期切欠の深さが浅く、長さが長い程、 $T_{appl}$ が大きくなり、貫通直後に不安定破壊を生じやすいことになる。(1),(4),(6)の試験片ではき裂の貫通直後に不安定破壊を発生したが、(2),(3),(5)では貫通後さらに変形を加えなければ不安定破壊を生じなかった。Fig.2よりCTOA-R曲線の定常進展時の値 $\alpha_R=0.25 \text{ rad.}$ に対応する $T_{mat}$ をFig.5中に示してあるが、貫通直後に不安定破壊を生じた試験片では $T_{mat} < T_{appl}$ となっており、(7)式により実験事実を説明できる。

結論 略

参考文献

- 1) Hutchinson, J.W. et al., ASTM STP 668 (1979), P.37.
- 2) Rice, J.R., ASTM STP 700 (1980)
- 3) 金沢武他, 日本造船学会論文集, 148号(1980), P.193.
- 4) 金沢武他, 同, 150号(1981), P.527.
- 5) 金沢武他, 第一回破壊力学シンポジウム, 大阪(1981), 講演論文集, P.91

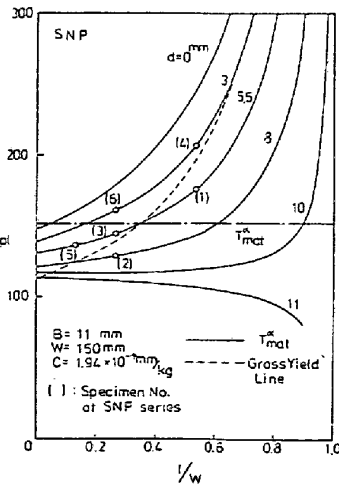


Figure 5. SNP試験のき裂貫通時の不安定破壊推定

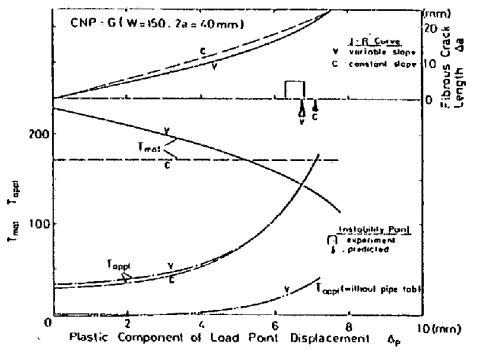
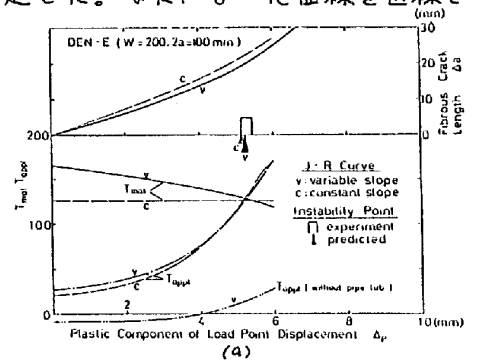


Figure 3. J-R曲線による不安定点の推定(a)

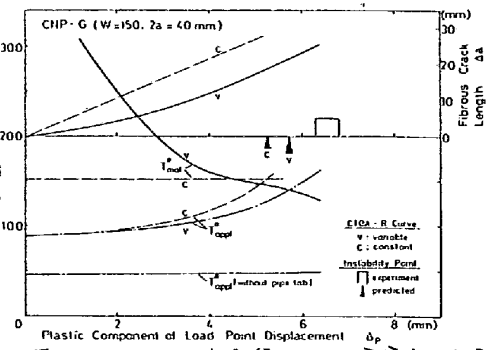
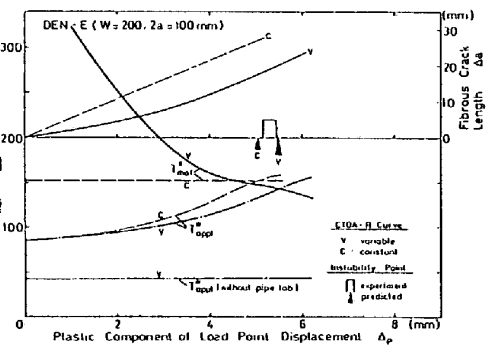


Figure 4. CTOA-R曲線による不安定点の推定