

412 高張力鋼の延性破壊を伴う場合の破壊靱性値の推定

大阪大学 工学部
大阪大学 工学部
長岡技術科学大学

佐藤邦彦
豊田政男
○ 武藤睦治

1. 緒言 破壊靱性値を機械的性質等により推定しようという試みはこれまでも多く行われている。⁽¹⁾⁽²⁾しかし、へき開により破壊の発生する場合についてはともかく、き裂先端より延性破壊の発生する場合については必ずしも十分成功しているとは言いがたい。その主要因は、延性破壊がへき開破壊に比べ関与する因子が複雑、多様であることもあるが、延性破壊機構に対する配慮を欠いていることにあると思われる。そこで本報告では、まず延性き裂の発生・伝ば過程に関する従来の多くの観察結果を総合することにより、延性き裂発生・伝ば機構を検討、モデル化し、さらにそのモデルに基づき破壊靱性値の推定を試みる。

2. 延性き裂発生・伝ばのモデル これまで多くの研究者により広範囲の金属の延性き裂発生・伝ば過程の観察結果が報告されているが、それらを総合すると、およそ図1に示すごとき3種にモデル化できる。(A)のモデルは、き裂前方の比較的大きな介在物からボイドが発生し、巨視的変形が増加するにつれ成長し、ついにはき裂と合体し、延性き裂の伝ばを開始するというものである。通常の金属でこれに相当すると思われるものはあまり見当らず、鉄あるいは銅等が比較的近いと思われる。(B)のモデルは、き裂と比較的大きな介在物の間に微小な介在物が存在しており、まず比較的大きな介在物からボイドが発生、成長し、このボイドとき裂との力学的相互作用下で、その間の微小な介在物から微小ボイドが発生・連結することにより、延性き裂が伝ばを開始するというものである。このタイプには通常の構造用材の比較的多くが該当する。(C)のモデルは、比較的大きな介在物は含まず、あるいは含んでいてもわからずであり、延性き裂はき裂近傍の微小な介在物からボイドが発生すると直ちにき裂と連結する過程を繰返すことにより伝ばするというものである。このタイプの材料には、高張力鋼、合金鋼、高力アルミニウム合金等が多い。以上のように、延性き裂発生伝ばモデルは3種に大別できるが、(A)タイプと(B)タイプあるいは(B)タイプと(C)タイプの間の境界は必ずしも明瞭ではなく、また実際には、局部的にはいくつかのモデルが混り合っただ延性き裂が発生伝ばしているのが普通であるので、どのような機構が支配的であるのか、慎重に検討する必要がある。なお、これまでの観察結果から、各種材料を大まかに各モデルに分類すると表1の如くなる。

3. 延性き裂発生時のJ値(J_m 値)の推定 著者らはこれまでに、高張力鋼を用い、微小介在物からの微小ボイド発生条件について検討し、相当応力が限界値 σ_f に達したとき、微小ボイドが発生することを明らかにした。⁽³⁾そこで以下において微小ボイド発生条件としてこの条件を用い、前節の(C)タイプに相当する高張力鋼について J_m 値の

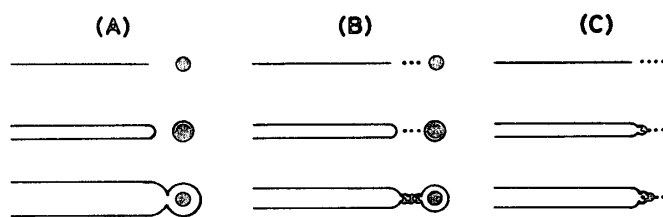


図1 延性き裂発生・伝ばのモデル

推定を試みる。

高張力鋼を用いた著者らの実験結果⁽⁶⁾によると、き裂先端近傍の相当ひずみ分布の特異性は、非線形弾性体中に静止するき裂近傍におけるひずみの特異性に関する Hutchinson の解析結果と類似していた。そこで、き裂先端近傍の相当応力分布が、J 積分を用いて次式で与えられるものとする。⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾⁽¹¹⁾

$$\bar{\sigma} = J^{\frac{1}{n}} \cdot r^{-\frac{1}{n}} \cdot (\epsilon_0 / \sigma_0)^{\frac{1}{n}} \cdot \bar{\sigma}_{eq} \cdot A_n^{\frac{1}{n}} \quad (1)$$

ここで、 n は Ramberg-Osgood 型の応力-ひずみ関係におけるひずみ硬化率、 r はき裂先端からの距離、 ϵ_0 および σ_0 はそれぞれ降伏ひずみおよび降伏応力、 $\bar{\sigma}_{eq}$ および A_n は平面応力、平面ひずみ状態およびそれにより決まる定数である。

延性き裂の発生がき裂前方 ρ における相当応力が微小ボイド発生の限界値

$\bar{\sigma}_f$ に達したとき起こると考え、式(1)において $\bar{\sigma} \rightarrow \bar{\sigma}_f$ 、 $J \rightarrow J_{in}$ および $r \rightarrow \rho$ と置き換えると、次式の如き J_{in} 値の推定式が得られる。

$$J_{in} = \bar{\sigma}_f^{\frac{n}{n-1}} \cdot (\epsilon_0 / \sigma_0)^{\frac{1}{n-1}} \cdot \rho \cdot \bar{\sigma}_{eq}^{\frac{1}{n-1}} \cdot A_n^{\frac{1}{n-1}} \quad (2)$$

この推定式によれば、ひずみ硬化率 n が大きいほど、降伏応力が小さいほど、限界相当応力 $\bar{\sigma}_f$ が大きいほど、また ρ は次に示すように介在物間隔に相当すると考えられるので、介在物間隔が大きいほど J_{in} 値は大きくなる。

次に HT80 および KD32 の実験結果を用いて、 J_{in} 値の推定式(2)を検討する。表2に HT80 の降伏応力 σ_0 、限界相当応力 $\bar{\sigma}_f$ および J_{in} 値を示した。また破壊までの広いひずみ範囲に適合する n の値を求めると、HT80 および KD32 のいずれの場合もほぼ5程度であった。これらの諸値ならびに $\bar{\sigma}_{eq}$ および A_n の値として Hutchinson の解析結果を用いると、式(2)から ρ が算定できる。HT80 の場合の結果を表2中に示した。なお表2中に示した J_{in} 値はいずれも有効な J_{IC} 基準⁽¹²⁾を満足しており、延性き裂発生時は平面ひずみ状態と考えられるので、 $\bar{\sigma}_{eq}$ および A_n の値として平面ひずみの場合の値を用いた。表2からわかるように、 ρ は平均として $1\mu\text{m}$ 程度を示している。一方、HT80 引張試験片の破面観察結果から平均のディンプル径を求めるとほぼ $1\mu\text{m}$ 程度であった。平均のディンプル径は近似的に平均の介在物間隔に等しいと考えられるので、 ρ は介在物間隔に相当しているものと考えられる。また KD32 の場合についても、HT80 の場合と同様に計算すると、 ρ は約 $2\mu\text{m}$ であった。KD32 引張試験片の破面観察結果によると、平均のディンプル径はほぼ $2\mu\text{m}$ 程度であり、HT80 の場合と同様 ρ が介在物間隔に相当していることが推察される。

4. 結論 延性き裂発生伝ば機構は図1に示す種にモデル化できる。延性き裂発生時の J_{in} 値の推定を試み、式(2)中の ρ が介在物間隔に相当していることがわかった。

表1 各種材料と延性き裂発生伝ばモデルとの対応

研究者	材 料	モデル	備 考
Birkle, et al.	0.45C-Ni-Cr-Mo 鋼	(B)	文献 (8)
Broek	2024 (3種) 7075 (3種) 7079 6061, 2014, 3003, 6151	(C) or (B)	文献 (9), 材料 の処理は不明
Hahn, Rosenfield	2014-T6, 2024-T851 2124-T851, 7075-T7351 7079-T651	(B) or (C)	文献 (10)
Green, Knott	0.24% S 軟鋼 0.03% S 軟鋼	(A) (B)	文献 (11)
Clayton, Knott	Cr-Mo 鋼	(C)	文献 (12)
皆川, 他	マルテンサイト・フェライト 複合組織鋼	(B)	文献 (13)
岡本, 他	HT70	(B)	文献 (14)
大路, 他	S35C, HT60 HT80 CH1	(B) (B) or (C) (A) or (B)	文献 (15)
佐藤, 他	HT80, KD32	(C)	文献 (16)

表2 HT80 鋼の ρ の値

	σ_0 kgf/mm ²	$\bar{\sigma}_f$ kgf/mm ²	J_{in} kgf・mm/mm ²	ρ mm
素材, RT	82	140	20	0.0009
素材, -62℃	88	150	18	0.0007
室温予ひずみ材, -61℃	113	150	9	0.0010
ひずみ時効材, -10℃	115	146	10	0.0014