

塑性変形体の不安定破壊条件*

藤田 達**・水田 篤男***・津田 統***

Unstable Ductile Fracture Criteria under Plastic Deformation

Tatsu FUJITA, Atsuo MIZUTA, and Osamu TSUDA

Synopsis:

Unstable ductile fracture criteria of a power hardening material have been investigated to derive the relation between a critical remote uniform strain at fracture ϵ_f and a crack length c of plate specimen under uniaxial plastic extension.

(1) The fracture criterion is given by the following equation based on the energy conservation law.
 $\epsilon_f c^{1/1+n} = \text{const.}$

(2) The theory has been approved by the experiment on the saw cut notched plates of normalized 0.8 % C steel, 0.17% C steel and austenitic stainless steel. The results of numerical analyses by the finite element method also reasonably support the validity of the theory.

(3) The present criterion is identical with Griffith criterion in the brittle fracture when strain hardening exponent $n=1$. In view of this theory one can have better understanding about the reduction of area in the conventional tensile test, and a whole physical interpretation of ductility of material is obtained throughout tensile test, unstable ductile fracture and brittle fracture.

1. 緒 言

弾性域が支配的ないわゆる鋼部材の脆性破壊についての知識、およびその実際問題への適用は、GRIFFITH¹⁾の理論とそれにひきつづく線型破壊力学の進歩により²⁾⁻⁵⁾大きな発展をみたことは衆目の一致するところである。

一方部材全体が塑性域にはいつた後の破壊、すなわち一般に延性破壊と呼ばれているものについての知識は、線型破壊力学にみられるような全体把握と統一性に欠けるところがあり、したがって実用的にも十分なものとはなっていないのが現状と思われる。

たしかにこれまでの延性破壊に関する研究によつて、空孔の成長と連結に着目した破壊条件の導出⁶⁾⁷⁾、開口変位やJ積分など線型破壊力学で得られた成果の降伏後への拡張的適用⁸⁾⁻¹⁰⁾、負荷方法が異なる場合の破壊条件の一般化¹¹⁾⁻¹³⁾など多くの知識が得られている。しかしながら延性破壊においても脆性破壊におけると同様、その破壊の力学の中核となるべき、外応力(あるいは一様歪)とクラック長さとの関係であらわされる破壊の条件が、いまだ見通しのよい明確な形で求められていないように思われる。もしこれらの破壊条件を簡潔な数式で表現す

ることができれば、延性破壊全体を広い視野で理解することが可能となり、同時にそれは実用的にも有用なものとなるであろうと考えられる。

本論文はこのような観点から、クラックを有する板引張部材について、純断面降伏後から最大荷重時までにおける、クラックから十分遠方での、不安定破壊発生時の一様引張歪(あるいは一様引張応力)とクラック長さとの関係を、数値計算結果でほぼ近似的に成立つことが認められる荷重-伸びモデルに基礎をおき、非線型弾性体との類似性よりエネルギーのバランスに注目して理論的に導出し、ついで3種の鋼材料を用いた実験によりこれを検証し、同時に開口変位やJ積分値¹⁴⁾などすでに知られている破壊条件の直接的な数値計算結果との比較を行なつたものである。

今回の研究でえられた結果は、塑性変形体の不安定破壊発生条件を規定するのみでなく、GRIFFITHの条件などであらわされる脆性破壊発生条件を、加工硬化係数 n が1の特別な場合として矛盾なく包含し、かつ歴史的な材料の延性の代表的特性値である引張試験の絞り値(Reduction of Area)の物理的意味をより明らかにするものである。換言すれば本理論は単調増加負荷状態にお

* 昭和51年10月本会講演大会にて発表 昭和51年11月15日受付 (Received Nov. 15, 1976)

** (株)神戸製鋼所中央研究所 工博 (Central Research Laboratory, Kobe Steel, Ltd., 1-3-18 Wakinohama Fukiai-ku Kobe 651)

*** (株)神戸製鋼所中央研究所 (Central Research Laboratory, Kobe Steel, Ltd.)

ける材料の延性破壊について、あらましの統一的な解釈を与えるものともいえ、今回考慮していない応力・歪分布および幅効果・厚さ効果などを含めた延性破壊理論の今後の発展に寄与しうるものと考えられる。

2. 塑性不安破壊条件の導出

平面歪あるいは平面応力状態でのクラックつき板材一軸引張下の破壊において、その純断面応力が降伏強さ以上の時、もはや線型破壊力学は適用できない。

この章では純断面応力が降伏強さ以上、引張強さ以下の領域で、試片板幅がクラック長さに比し十分大きい場合の不安定破壊発生条件をエネルギー法により導き、同時にこの条件が線型破壊条件をも含む全体的な概念を与えることを示す。

今長さ $2C$ のセンタークラックを有する無限大幅板状一軸引張試片において、クラック長さ c が Δc だけ成長する場合を考えると、そのエネルギー収支は次式により与えられるものとする。

$$\Delta W = \Delta U + \Delta \Gamma \dots\dots\dots (1)$$

ΔW : 外力のなした仕事

ΔU : 試片内部の歪エネルギー変化

$\Delta \Gamma$: クラック c が Δc 成長するのに必要なエネルギー

ここで ΔU は塑性体の場合、クラック成長跡の除荷域の歪エネルギー変化を含み、その見積りは困難であるが、クラック成長時に荷重が変化しないか増大する場合には、その変化は亀裂の存在によるエネルギー全体の増加に比例する性質のものではないかと考え、以下の解析の過程で非線型弾性体に近似して扱うことにした。

亀裂つき板材を引張変形させたときの荷重と変位の関係は模式的に Fig. 1 のようになる。Fig. 1 において曲線 OABC は初期クラック長さ c を持つ試片の荷重と

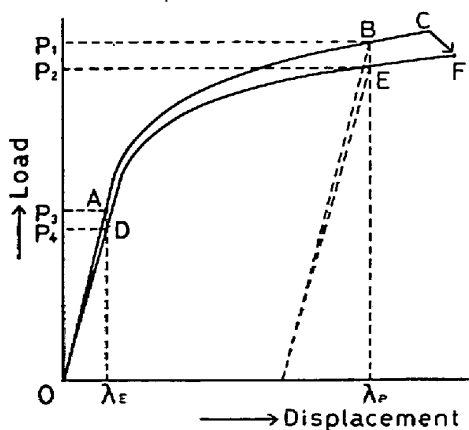


Fig. 1. Schematic diagram of the model for load-displacement relationship.

変位の関係を示し、曲線 ODEF は初期クラック長さ $c + \Delta c$ を持つそれを示す。また $C \rightarrow F$ は、 C の状態でクラックが Δc 生長した時、状態 C が状態 F に移行することを示す。(1)式を用いて破壊条件式を導く際に、次の二つの仮定を認めたモデルを考える。

(a) クラック長さ c を持つ試片が、状態 C で Δc のクラックの生長が起こり、 F の状態に移行した時、この点 F は初期クラック長さ $c + \Delta c$ を持つ試片の荷重-変位曲線上にあるとする。

(b) ある変位での、クラック長さ c 試片の荷重-変位曲線 (OABC) 上の荷重 P_1 と、クラック長さ $c + \Delta c$ 試片の荷重-変位曲線 (ODEF) 上の荷重 P_2 の比 P_1/P_2 があらゆる変位に対して一定である。

ここで仮定 (a) は単調増加負荷状態下の塑性体と非線形弾性体の変形の同等性により、前述のように妥当として採用したものであり、仮定 (b) は後述するように今回行なつた有限要素法による数値計算で、それが近似的に成立することが確かめられたものである。後者の仮定が本論文の眼目であり、無限幅板試片については理論的にも証明しうる可能性のあるもの¹⁸⁾である。

さて仮定 (b) より荷重と変位の関係は、次式により表現できる。

$$P = M(c) \cdot f(\lambda) \dots\dots\dots (2)$$

ここで $f(\lambda)$ はのちにわかるように、クラックのない平滑な試片のある変位 λ における荷重であり、 $M(c)$ はクラック c をもつ試片のそれからの荷重の変化をあらわす。一方大部分の金属の応力-歪みの塑性域における関係は、近似的に n 乗硬化則により表わされる。

$$\sigma = k \epsilon^n \dots\dots\dots (3)$$

σ , ϵ , n , k はそれぞれ真応力、対数歪、歪硬化指数および材料定数である。したがつてクラックのない $c = 0$ の場合の荷重と変位の関係式は、 l_0 , l を初期および変形時の標点間距離、 A_0 , A を初期および変形時の断面積として、以下のように表わされる。

$$P = A \sigma \dots\dots\dots (4)$$

$$\epsilon = \ln l/l_0 = \ln(1 + \lambda/l_0) \dots\dots\dots (5)$$

体積一定の条件から、

$$A_0/A = l/l_0 = 1 + \lambda/l_0 \dots\dots\dots (6)$$

(3), (4), (5), (6)式より、

$$P = M(0) A_0 k [\ln(1 + \lambda/l_0)]^n / (1 + \lambda/l_0) \dots\dots\dots (7)$$

同様にクラック c を持つ試片の荷重と変位の関係は次式で与えられる。

$$P = M(c) A_0 k [\ln(1 + \lambda/l_0)]^n / (1 + \lambda/l_0) \dots\dots\dots (8)$$

また $M(c)$ は仮定 (b) より線型域のものを使用することができるので、よく知られているクラックの存在に

よる弾性エネルギーの差¹⁾を用い次の関係式をうる.

$$M(c) = 1 - 2\pi c^2 t_0 / A_0 l_0 \dots\dots\dots (9)$$

ここで t_0 は初期板厚である.

ゆえにクラック長さ c の試片において, ある変位 λ までの歪変形に費やされたエネルギー U は,

$$U = \int_0^\lambda P d\lambda = \frac{A_0 l_0 k}{1+n} \left(1 - \frac{2\pi c^2 t_0}{A_0 l_0}\right) \left[\ln\left(1 + \frac{\lambda}{t_0}\right)\right]^{1+n} \dots (10)$$

となる. いま荷重 P の状態でクラックが Δc 成長したとすると, その時の U の変化は

$$\Delta U = \frac{\partial U}{\partial c} \Delta c + \frac{\partial U}{\partial \lambda} \Delta \lambda = \frac{\partial U}{\partial c} \Delta c + P \Delta \lambda \dots (11)$$

であり, その時の外部仕事 ΔW は

$$\Delta W = P \Delta \lambda \dots\dots\dots (12)$$

であるから, これらを(1)式に代入すると, 次の破壊条件式をうる.

$$\frac{\partial \Gamma}{\partial c} = - \frac{\partial U}{\partial c} = \frac{4\pi c k t_0}{1+n} \left[\ln\left(1 + \frac{\lambda}{t_0}\right)\right]^{1+n} = 4\gamma_p \dots\dots\dots (13)$$

ここで γ_p はいわゆる表面エネルギーに相当する材料の特性値である. 破壊発生時の一様応力および一様歪をそれぞれ σ_f, ϵ_f とすると, (13)式は(3), (4), (8)式を用い, 試片幅が十分大きい場合(6)式が近似的に成立つとして, 次のように書きかえられる. \

$$\frac{4\pi c k}{1+n} \left(\frac{\sigma_f}{kM(c)}\right)^{1+n/n} = 4\gamma_p \dots\dots\dots (14)$$

$$\frac{4\pi c k}{1+n} \left(\frac{\epsilon_f^n}{M(c)}\right)^{1+n/n} = 4\gamma_p \dots\dots\dots (15)$$

$M(c)$ はほぼ 1 に等しい値であるのでこの場合省略でき, 結局塑性変形体の不安定破壊発生条件は, クラック長さ c と, 破壊発生時のクラックから十分遠方での一様応力 σ_f (真応力規準) あるいは一様歪 ϵ_f (対数歪規準) の関係として, 次式で表現できる.

$$\sigma_f c^{n/1+n} = \text{const.} \dots\dots\dots (16)$$

$$\epsilon_f c^{1/1+n} = \text{const.} \dots\dots\dots (17)$$

塑性体では(17)式が実験的に使いやすいので, 後述の理論の検証には本式を用いる.

上記の不安定破壊条件式の特別な場合として $n=1$ については次の式を得る.

$$\sigma_f c^{1/2} = \text{const.} \dots\dots\dots (18)$$

$$\epsilon_f c^{1/2} = \text{const.} \dots\dots\dots (19)$$

(18)式はすなわちよく知られた GRIFFITH の脆性破壊条件¹⁾あるいは破壊靱性値 K_c そのものであり, ここに導出した不安定破壊条件は, 線型破壊力学の概念を包含

した形であることがわかる.

3. 有限要素法による数値計算

前章の仮定(b)の妥当性を確かめ, 同時にこれまでに破壊条件として提案されている J 積分値¹⁴⁾, \tilde{G} 値¹⁶⁾および開口変位(COD)を規準とした場合の, 亀裂長さ¹⁵⁾と破壊時の歪の関係を求めるため, 有限要素法による試片全域降伏状態での数値解析を行なった. 方法は山田ら¹⁵⁾によつて提案された増分法を用い, 計算条件は平面応力下両端亀裂つき板試片で, 要素は 300 箇, 亀裂長さ c と半板幅 w の比 $c/w=0.01\sim 0.1$ の範囲である. 計算の各ステップの最大増分は, 降伏強さまでの応力増分では降伏応力の 0.1 倍以下, 降伏強さ以上の範囲では 0.2% 以下の歪増分とした. 計算に使用した応力と歪の関係式は, 降伏強さ以下で $\sigma = E\epsilon$, それ以上で $\sigma = k\epsilon^n$ である.

c/w を変化させて行なった数値計算の結果えられた荷重-変位曲線から, 仮定(b)が誤差の範囲内でよく成立しており, かつ亀裂つき試片の平滑試片からのずれが c^2 にほぼ比例していることが認められ, 前章(8), (9)式の妥当性が裏づけられた.

次に Table 1 に上記三破壊条件についての計算の結果を, $-(d \ln \epsilon_f / d \ln c)$ の値により示す. この際の計算に用いた硬化指数 $n=0.264$ であり, 前章の理論値 $1/1+n$ は 0.791 となるが, 三破壊条件の数値計算値もその誤差を考慮すると, おおむね同様な値であるといえる. なおこの計算の過程で, 計算の精度をしめすものとして, 三破壊条件ともその弾性範囲での $-(d \ln \epsilon_f / d \ln c)$ の値が 0.50 であることを確かめた.

また数値計算の結果, クラック近傍のあらましの歪分布は, 0.01~0.10 の一様歪において, クラック先端から $1c$ の前方で 35~45%, $2c$ 前方で 3~5% 程度一様歪より大きく, $3c$ 前方では 2% 以下の差となつてることがわかつた.

Table 1. Dependence of $-(d \ln \epsilon_f / d \ln c)$ value on strain hardening exponent n .

n	Present theory (1/1+n)	J integral	COD	\tilde{G}
0.264	0.791	0.86	0.85	0.75

Table 2. Chemical composition.

	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr
80C	0.83	0.28	0.55	0.014	0.013	—	—
SUS 304	0.06	0.62	0.57	0.022	0.006	9.2	18.5
SB 49	0.17	0.27	1.11	0.014	0.006	—	—

Table 3. Conventional tensile properties.

	Heat treatment	0.2% proof stress (kg/mm ²)	UTS (kg/mm ²)	Elong. (%)	RA (%)	ϵ_n^*	E (kg/mm ²)	n^{**}	k^{***} (kg/mm ²)
80C	Normalized	51.6	98.3	12.3	20.7	0.23	20 500	0.31	247
SUS 304	As received	21.5	65.0	72.9	80.1	1.61	19 000	0.30	101
SB 49	As received	38.3	56.0	31.0	71.6	1.26	21 300	0.24	104

Specimen size : 8.0 mm dia., 40 mm gauge length

* Natural strain at fracture calculated from RA

** Strain hardening exponent of true stress vs natural strain relationship

*** Material constant in relation $\sigma = k\epsilon^n$

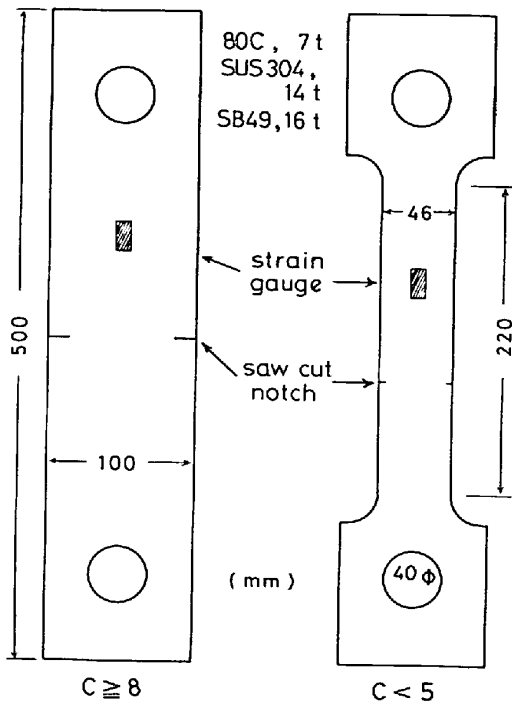


Fig. 2. Specimen of unstable fracture experiment.

4. 実験方法および実験結果

前章で導出した理論を実験により検証するため、高炭素鋼 80C の焼準材、ステンレス鋼 SUS 304 および低炭素ボイラー用鋼板 SB 49 により、両側亀裂つき板試片を作成し引張破断試験を行なった。

4.1 実験方法

供試材の化学成分を Table 2 に、8 mm 直径丸棒によるそれぞれの引張性質を Table 3 に示す。80C 材不安定破壊試片の形状は Fig. 2 のごときもので、両側の亀裂は 0.2 mm 厚さの鋸歯にて作成し、亀裂長さ c が 0.2 mm から 5 mm までの試片幅は 46 mm、亀裂長さ 8 mm 以上 32 mm までの幅は 100 mm、試片厚さ t はいずれも 7 mm で、板厚方向の硬さ変化は Hv で 10 以内であつた。SUS 304, SB 49 材の試片は Fig. 2 右図とほぼ同様のもので、亀裂長さ c は 1 mm から 8 mm まで、試片幅は 50 mm、試片厚さはそれぞれ 14 mm お

よび 16 mm であつた。

不安定破壊発生時の歪 ϵ_f は、Fig. 2 のようにクラックから十分離れた位置に貼布した塑性歪ゲージおよび同じ位置における 10 mm 間隔の標点間距離の試験前後の変化を工具顕微鏡で測定することにより求めた。そのほかに参考値として開口変位量をクリップゲージにて測定した。

4.2 実験結果

Fig. 3 は 80C についての実験結果を、横軸にクラック長さ c の対数、縦軸に破断時の遠方一樣対数歪 ϵ_f の対数をとつて示したものである。図によればクラック長さ $c = 0.2$ mm から 0.8 mm まで、対応する破壊歪 ϵ_f が約 5% から 2% までの間は、前章の理論値とよく一致し、直線の勾配は $-1/1+n = -0.76$ ($n = 0.31$) となつている。 c が 1 mm から約 6 mm まで、対応する ϵ_f が 1.5% から約 0.15% の間は、勾配がやや大きく -1 に近くなつている。この原因は第一に高炭素鋼焼準材にもみられる降伏現象により、応力-歪曲線の 1% 歪近辺における歪硬化指数 n が、先に平均的に求めた $n = 0.31$ より小さくなつてゐることがあげられ、ほかに試片の有限幅の影響が多少考えられる。

以上のようにさらにくわしい実験的検討を要する点は

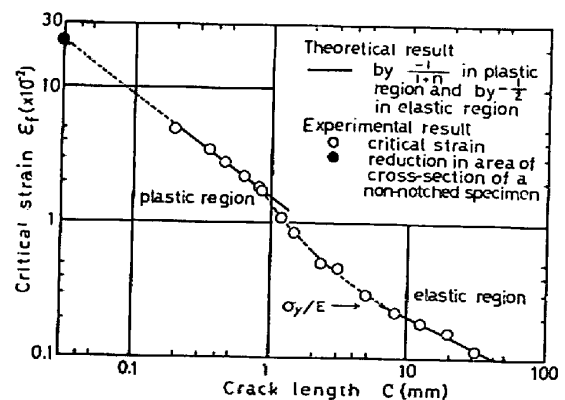


Fig. 3. Experimental and theoretical relationship between crack length and remote strain at fracture of 0.80% C steel.

残るが、全体として今回導出した理論は、試片全域が降伏した塑性変形時の不安定破壊発生の実相をよくとらえているものと判断される。

クラック長さ c がさらに大きい 8 mm から 32 mm の間、対応する破壊発生時一様歪 ϵ_f が 0.2% 以下、すなわち 80C の降伏歪 $\sigma_y/E=0.25\%$ より低いところではいわゆる脆性破壊の領域となり、その勾配は著名な GRIFFITH 条件などであらわされている $-1/2$ となつている。なおこの領域の結果についてのみ線型破壊力学で求められている有限幅補正を行なつた。

一方クラック長さ c が 0.2 mm より小さく、 ϵ_f が約 5% より大きい範囲では、最高荷重を通過してネッキングを生じ、 c と対応させるべき一様歪 ϵ_f が単純な引張負荷では得られなくなり、試験の実施が不可能となる。

そこでこの領域では丸棒平滑試片の引張試験でえられたいわゆる絞り値 20.7% を、長手方向対数歪に換算した値 $\epsilon_n=0.23$ に着目し、これをクラックが小さい場合にえられる唯一の代替的な ϵ_f としてとりあげる。そしてこれに対応するクラック長さ c はすなわち介在物の実効的な大きさ c_i であると考え、Fig. 3 中左上の板試片不安定破壊の結果の勾配を外挿した黒丸の位置で示すように、実効インクルージョン・サイズ $c_i=0.03\text{mm}$ が得られ、これは鋼中の介在物の大きさとして妥当な値となつていることがわかる。

なお同時に求めた 80C 材の破断時の開口変位量は平均約 0.07 mm でほぼ一定値を示した。

Fig. 4 は SUS 304 材および SB 49 材による塑性不安定破壊試験の結果である。これらの材料は 80C 材にくらべ延性が大きく、そのため 50 mm 幅程度のさほど

大きくない試片では、えらべるクラック長さの範囲が 1 ~ 8 mm 間に限定され、理論の実証のためには不十分なきらいがあるが、おおむね理論値の勾配 $-1/1+n$ がえられているように思われる。一方この場合の引張試験の絞り値より換算した破断時長手方向歪 ϵ_n は、80C の場合とことなり、いずれも先の実効介在物の大きさと推定される。0.03~0.04 mm に対応する値よりはかなり低く、絞り値の大きい高延性材料ではネッキングにより生ずる三次元引張の影響¹¹⁾が大きく、無視できないことを示しているように思われる。

これら SUS 304, SB 49 などの延性材料を通常の油圧式引張試験機で負荷する場合、80C 材とはことなり最高荷重でクラックが発生したのち、いくらかのクラックの成長を示して荷重が低下してから破壊する。したがって上記の実験結果は、大略クラック発生についてのクラック長さ c とクラック発生時の一様歪の関係を示しているといえる。またクラック発生時の開口変位量は、SUS 304 材が平均約 5.1 mm, SB 49 材で約 3.4 mm という大きな量であるが、ほぼ一定値を示した。

5. 考 察

前章の実験結果からも概観されるように、このたび研究の対象としてとりあげた塑性変形体の不安定破壊は、脆性破壊と通常の引張試験などでみられる延性破壊と呼ばれているもの中間に位置するものであるゆえ、それはこれら両者と何らかの関係をもつはずである。そしてこの関係が明らかとなれば、弾性変形体の不安定破壊である脆性破壊から塑性変形体の不安定破壊を通じ、いわゆる延性破壊に至る、少なくとも単調増加負荷の場合の材料の破壊についての統一的な物理的解釈を得ることができると思われる。同時にまた材料の力学的性質をあらゆる各特性値、すなわち降伏強さ、加工硬化特性、絞り値、破壊靱性値などの相互の関係について新しい知見が得られるものと考えられる。

5.1 脆性破壊との関係

今回みちびいた塑性変形体の不安定破壊発生条件は、すでによく知られた弾性変形体についての GRIFFITH の条件あるいは破壊靱性値 K_c と密接な関係がある。すなわち(16)式の加工硬化指数 n を、弾性体を示す 1 にとることにより、無限幅板の脆性破壊発生条件(18)式がえられることのほかに、塑性不安定破壊からクラック長さが大きい場合に起こる脆性破壊への移行は、次のように見通しよく整理できる。

材料が過剰な降伏歪を示さず、降伏後は正確に n 乗硬化則をみたし、かつ試片幅を無限大とした場合、理想的

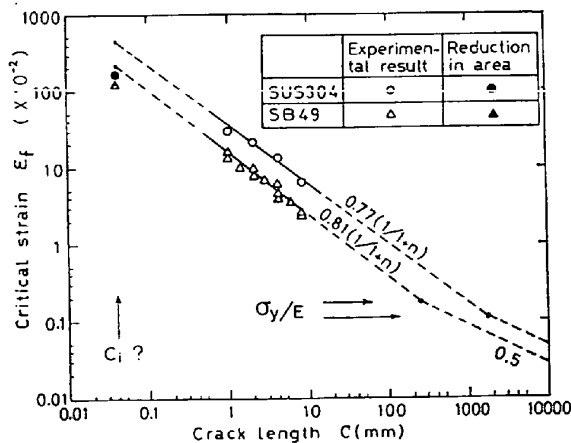


Fig. 4. Experimental and theoretical relationship between crack length and remote fracture strain of austenitic stainless steel SUS 304 and 0.17%C steel SB 49.

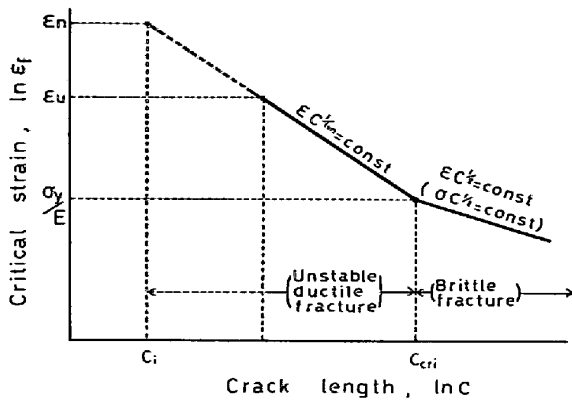


Fig. 5. An ideal crack length-remote fracture strain relationship.

なクラック長さ-破壊時一様歪関係は横軸にクラック長さの対数、縦軸に破壊歪の対数をとることにより、Fig. 5で表わすことができる。無限幅板一様応力あるいは純断面応力が降伏強さ以上の塑性不安定破壊での両者の勾配は $-1/1+n$ であるが、降伏強さ以下では $-1/2$ となり、折点の縦軸は降伏時の歪である。折点近傍は詳細にはわずかの曲線部分が存在するが、原則的には Fig. 5 のように降伏歪で交わる二本の直線で表現できるとみてさしつかえない。

その時塑性不安定破壊条件(17)式の右辺の定数は、脆性破壊の K_c 値と降伏強さ σ_y により次式であらわされ、従来の脆性破壊における破壊靱性値との関係がえられる。

$$\epsilon_f c^{1/1+n} = \frac{\sigma_y}{E} \left(\frac{K_c^2}{\pi \sigma_y^2} \right)^{1/1+n} \dots\dots\dots (20)$$

この関係にしたがえば以下のような考察が可能となる。すなわち通常 SUS 304 や SB 49 のような延性の大きい材料は、破壊靱性値 K_c を求めることが困難とされているが、前章でもとめた実験結果 Fig. 4 の実験点を右下、すなわちクラックの大きい側へ外挿することにより、これらの延性材料の K_c 値を推定することができる。Table 4 がこれにより求められた K_c 値の推定値であり、また c_{cri} とは折点の横軸の値で、限界クラック長さを示し、これよりクラックが大きい領域では、いわゆる脆性破壊が起こることを意味し、SUS 304 ではこの限界クラック長さは約 2m、SB 49 では約 250 mm と推測される。ただしこの場合の脆性破壊とは、材料が脆く破壊するようになるという意味ではなく、純断面応力が降伏強さ以下で不安定破壊を発生するという事であり、開口変位は先述のように 5~3 mm という大きな値を保持するものと予想される。

Table 4. Experimental results and estimations.

Material	$\epsilon^{1+n} c$ (mm)	c_{cri} (mm)	K_c (kg/mm ^{3/2})
80C	0.00426	10.8	301
SUS 304	0.26	1760	1600
SB 49	0.097	246	1065

5.2 引張試験の絞り値との関係

Fig. 5 において逆にクラックが小さくなると破壊発生時の一様歪は大きくなり、いずれは平滑部材が最高荷重を示す、いわゆる引張強さ時の最大一様歪 ϵ_u に達する。試片幅がクラック長さに比し十分大きい場合には、この最大荷重時の歪 ϵ_u まで本塑性不安定破壊条件は有効である。しかしそれ以上の変形ではネッキングを生じ、破壊発生時のクラックから遠方での一様歪 ϵ_f はその意味がなくなる。

そこでそれ以上の歪については、 $-1/1+n$ の勾配で直線を外挿し、前述のように縦軸の値に平滑試片の絞り値より換算した破断局所の破壊歪 ϵ_n をとり、それに対応する横軸の値として鋼中介在物をクラックと見たてて実効インクルージョン・サイズ c_i を定義し、(17) 式を適用すると次式を得る。

$$\epsilon_n c_i^{1/1+n} = \text{const.} \dots\dots\dots (21)$$

本式に関しては、ネッキングによる三次元引張力の影響、極めて大きな塑性変形状態での仮定(b)の妥当性、介在物については大きさ以外にその総量、形状、分布状態などの検討を要するゆえ、現状明らかでない点が多いが、少くとも 80C 焼準材程度の延性の場合には 0.03 mm となり、実在の介在物サイズそのものにほぼ等しい値となる。

このようなことからとくに 80C 材においては、通常の引張試験における破断現象も、大観すれば今回考究した先在欠陥をもつ塑性変形体の不安定破壊の範疇に属するものと考察される。別の見方によれば通常の引張試験でもその最終破断は急激なものであり、機械的エネルギーの残存が認められ、不安定な破壊現象であると判断される要素がある。

5.3 絞り値と破壊靱性値との関係

前二節では主題である狭義の塑性不安定破壊と脆性破壊および平滑引張破断との関係について検討したが、後二者を直接的に関係づければ、絞り値と K_c 値間の関係式を得ることができる。これについては従来からも絞り値などから K_c 値を推定するという目的で、種々のもの¹⁷⁾が提案されているが、今回の論旨からは両者の関係は $\epsilon_y = \sigma_y/E$ として次式で表現できる。

$$K_c = (\pi c_i E^{1+n} \epsilon_n^{1+n} \sigma_y^{1-n})^{1/2} = \sigma_y \sqrt{\pi c_i} \left(\frac{\epsilon_n}{\epsilon_y} \right)^{(1+n)/2} \dots\dots\dots (22)$$

上式あるいは Fig. 5 によれば破壊靱性値 K_c の高い材料の具備すべき諸条件が示され、とくに加工硬化指数 n の高いものが望ましいことが明らかとなる。

5.4 研究結果について

1) 第2章でえられた不安定破壊条件はエネルギー論に拠つているということで、いわば GRIFFITH 条件の塑性変形領域への拡張、あるいは GRIFFITH 条件を含む一般的なものといふことができる。今回この理論の導出を可能にしたのは仮定 (b) であり、本論文では有限要素法による数値計算結果からモデル化しているが、無限幅板については仮定ではなくある程度解析的に説明できるものと予想され、これについては次の機会に検討するつもりである。

2) 今回の研究は上述のように機械的エネルギーのバランスに基礎をおいたものであるゆえ、線型破壊力学においてみちびかれているような応力分布、有限幅の影響などに関しては、ある程度の推論¹⁸⁾は可能であるが、これらについて直接言及するものではない。

6. 結 言

引張負荷をうけて塑性変形状態に入った亀裂付板状部材の不安破壊発生条件について理論的・実験的研究を行ない、次の結果を得た。

1) n 乗硬化則材料の不安定破壊発生条件は、無限幅板試片について亀裂より十分遠方での一様歪を ϵ_f 、亀裂長さを c として次式で表わされる。

$$\epsilon_f c^{1/1+n} = \text{const.}$$

2) 0.8% 炭素鋼焼準材、低炭素ボイラー用鋼、および 18-8 ステンレス鋼を用いた亀裂付板試片の不安定破壊試験の結果は、上記の理論をよく裏づけている。

また既知の破壊条件である J 積分、開口変位などの有限要素法による数値計算結果も、ほぼ上記理論値と同様の値を示す。

3) えられた不安定破壊条件は $n=1$ のとき GRIFFITH

条件と同等となり、本理論によれば脆性破壊と塑性不安定破壊との関係が明らかとなる。

また同時に通常の引張試験の絞り値の破壊力学的意味も見通しよく解釈でき、その結果単調増加負荷による破壊において、材料の延性に関する統一的な見解がえられる。

おわりに際し、本論文の公表を許可いただいた(株)神戸製鋼所中央研究所長有川正康工学博士、ならびにこの研究の開始にあたり種々御鞭撻賜わつた同所鍛鋼事業部長久保慶正氏に深謝致します。また実験遂行に熱心に御協力いただいた同所中央研究所技術試験課大砂寛氏、柚垣英則氏に謝意を表します。

文 献

- 1) A. A. GRIFFITH: Phil. Trans. Roy. Soc., 221 (1920), p. 163
- 2) G. R. IRWIN: Trans. ASME, Ser. E, 29-4 (1962-12), p. 651
- 3) G. R. IRWIN: J. Appl. Mech., 24(1957), p. 361
- 4) J. W. HUTCHINSON: J. Mech. Phys. Solids, 16 (1968), p. 13
- 5) J. W. HUTCHINSON: J. Mech. Phys. Solids, 16 (1968), p. 337
- 6) F. A. McCLINTOCK: J. Appl. Mech., 35(1968), p. 363
- 7) P. F. THOMASON: J. Inst. Metals, 96 (1968), p. 360
- 8) W. W. GERBERICH: J. Mat. Sci., 5(1970), p. 283
- 9) J. S. KE and H. W. LIU: Engineering Fracture Mechanics, 5(1973), p. 187
- 10) P. T. HEALD: Mater. Sci. Eng., 10(1972), p. 129
- 11) M. G. COCKCROFT and D. J. LATHAM: J. Inst. Metals, 96(1968), p. 33
- 12) P. W. LEE and H. A. KUHN: Met. Trans., 4 (1973), p. 969
- 13) 大矢根守哉: 機械学会誌, 75(1972), p. 596
- 14) J. R. RICE: J. Appl. Mech., 35(1968), p. 379
- 15) 山田嘉昭: 生産研究, 東大生産技研, 19(1967), p. 75
- 16) H. LIEBOWITZ, D. L. JONES, and P. K. POULOSE: The 1974 Symposium on Mechanical Behavior of Materials, Kyoto, 1974, A(1)
- 17) G. T. HAHN and A. R. ROSENFELD: ASTM STP 432 (1968), p. 5
- 18) 藤田 達, 水田篤男, 津田 統: 材料学会投稿中