(昭和 47 年 5 月日本造船学会春季講演会において講演)

COD 仮説による脆性破壊発生特性の研究

正員 金 沢 武* 正員 町 田 進*
正員 糸 賀 興 右** 正員 土 屋 秀 典**

A Study on the Brittle Fracture Initiation with COD Hypothesis

by Takeshi Kanazawa, *Member* Susumu Machida, *Member*
Kouyū Itoga, *Member* Hidenori Tsuchiya, *Member*

Summary

The effects of type of loading (bending and tensile), notch acuity and specimen size on critical COD value defined as a criterion for brittle crack initiation are studied experimentally and discussed based on Dugdale-Barenblatt model.

The followings are obtained conclusively :

- (1) Critical COD value is independent of type of loading, provided that material used and test temperature are the same.
- (2) Notch acuity has a certain effect on critical COD. When notch radius is less than 0.1 mm, however, the effect is so slight that it is practically sufficient to use a machine notched specimen instead of fatigue cracked one.
- (3) Critical COD value is independent of specimen size. Consequently, with Dugdale-Barenblatt model, fracture stress of large specimen can be predicted from COD test on small specimen. It is confirmed that measured and predicted fracture stresses almost coincide.
- (4) Judging from above test results, COD hypothesis is an excellent fracture criterion under the large scale yielding condition.

1 諸 言

鋼材の脆性破壊発生に関する研究は、最近、破壊力学的手法を用いて精力的に行なわれ、その相様は次第に明らかになりつつある。鋼構造物が急速に大型化し、従つて必然的に鋼材の強度に対する要求が苛酷になり多くの高張力鋼が開発され実用に供されている今日、構造物の安全性を保障する上において、鋼材の破壊強度を明確な形で把握しておくことは必要欠くべからざることである。

破壊力学的手法と一口に言つても、これまでに脆性破壊発生に関して用いられてきたものは主として Griffith-Irwin らによるエネルギー論的考察に基礎を置く線形破壊力学であつたり。Stress Intensity Factor K により破壊条件を決定しようというこの理論においては、先在亀裂先端での塑性域寸法が亀裂の寸法に比して無視しうる程度に小さい、いわゆる Small Scale Yielding 状態であることが必要条件であり、この限りにおいて線形破壊力学は有力な手法となりうる。

しかしながら、通常の構造用鋼に関しては脆性破壊の発生に先立ち先在亀裂先端で無視しえぬ塑性域の形成が見られるし、有効断面の全域が降伏した場合でも、破面が脆性破壊の一つの特徴である結晶状外観を呈することもある。従つて、これら Large Scale Yielding あるいは General Yielding 状態での脆性破壊に対しては、線形破壊力学の適用は不可能であろう。

このような延性材料の破壊条件として提唱されたのが Wells²⁾ らによる COD 破壊条件である。COD 仮説は

* 東京大学工学部

** 東京大学工学系大学院

鋼材の破壊発生に伴う亀裂先端の開口変位 ϕ を破壊条件としようとするものである。この説に関しては、破壊の発生という複雑な物理現象を ϕ という単一量で表現しようとする試みであるため、厳密な物理的根拠を有していないという批判もあるが、亀裂先端の塑性ひずみの積分値的な意味をもつと考えられるし、又、これまでの研究の成果からみても Large Scale Yielding 状態下での破壊条件として十分実用に堪えるものと思われる。例えば、COD の解析的表示は Dugdale, Barenblatt³⁾ らによる弾性亀裂問題の解, Bilby, Cotterell, Swinden⁴⁾ らによる転位分布模型 (BCS モデル) の解などとして与えられており、酒井, 飯野⁵⁾ らはこれらの解と実験値の比較を行ない両者が良い精度で一致することを報告している。さらに、COD 仮説の破壊条件としての有効性はこれまでの研究の成果に立つて金沢, 町田, 三村⁶⁾ らによつて論じられている。General Yielding 状態下での破壊条件としての有効性は現在までのところあまり研究されてはいないが、その性質上有力な説として期待できると思われる。

筆者らは以上の観点に立ち、COD 仮説検証の意味で以下の実験を行なった。1つには限界 COD ϕ_c に対する荷重方法の相異による影響を調べた。すなわち、 ϕ_c が材料の破壊特性値として一義性を有するならば、それは荷重方法に依存しない量でなければならないという観点から引張試験および曲げ試験による ϕ_c の比較を行ない、併せて Dugdale-Barenblatt モデル (D-B モデル) を用いた計算値との比較を行なった。

次に、実験室的模型である機械的切欠きと自然亀裂の先端での ϕ_c が一致するかどうか、亀裂先端の鈍化が ϕ_c にどのような影響を与えるかということに関連して、自然亀裂を表わすと考えられる疲労亀裂および先端半径の異なる数種の人工切欠きについて ϕ_c を計測し、それらを比較検討して影響を調べた。

最後に、第1の点とも関連して、COD 試験の小型化の可能性を検討する意味で、 ϕ_c に与える板幅の影響を調べるための実験を行ないその結果を報告した。

2 亀裂開口変位

2.1 BCS モデルによる亀裂開口変位の計算

COD 仮説は、先在亀裂先端での開口変位 ϕ がある一定の限界値 ϕ_c に達したとき破壊が発生するという思想であるから、線形破壊力学において外力に対する K 値を解析的に求めておく必要があるのと同様、荷重に対して亀裂がどのような変位挙動を示すかを知っておかねばならない。これを正確に行なうには厳密な弾塑性解析がなされねばならないが、Dugdale-Barenblatt モデル、あるいは BCS モデルを用いれば、煩雑な計算を回避して弾性計算のみで近似的な開口変位が求められる。ここでは BCS モデルを用いた計算を行なうこととする。

Fig. 1 に示すように有限板中に単一亀裂が存在し一様応力 σ が作用する場合の ϕ は Fig. 2 のように模型化することができ、Fig. 3 に示す無限クラック列の解で近似できる。

Fig. 1 Single Crack in a Finite Plate

Fig. 2 Dugdale-Barenblatt Model

Fig. 3 Infinite Array of Coplanar Cracks Subject to a Uniform Applied Stress

$$\phi(x) = \frac{8b\sigma_Y}{\pi^2 E} \sin \alpha \int_x^{\pi/2} \frac{\cos \chi}{\sqrt{1 - \sin^2 \alpha \cdot \sin^2 \chi}} \ln \left| \frac{\sin(\chi + \phi)}{\sin(\chi - \phi)} \right| d\chi \quad (1)$$

ただし $\sin \chi = \sin(\pi x / 2b) / \sin \alpha$

$\sin \phi = \sin(\pi c / 2b) / \sin \alpha$

$\sin \alpha = \sin(\pi a / 2b)$

x : 亀裂内部の任意の位置

c : 1/2 亀裂長さ

b : 1/2 板幅

a : 亀裂中心から塑性域先端までの距離

σ_Y : 降伏応力

a は解の存在条件より次式で表わされる。

$$\frac{\sin(\pi c/2b)}{\sin(\pi a/2b)} = \cos(\pi \sigma/\sigma_Y) \quad (2)$$

(1), (2) 式は Fig. 1 に示される有限板中央に単一亀裂が存在する場合だけでなく, Fig. 4 のように有限幅の板の両側に長さ c の亀裂が存在する場合の近似解にもなりうる。

Fig. 4 Side Notched Finite Plate

さて, (1), (2) 式により ϕ の解析的表示は一応与えられたわけであるが, これらはもともと (2) 式で与えられる塑性域長さを与えることが目的であり, (1) 式が実際に正しく亀裂開口変位を与えるという保障はない。従つて, この問題を解決しておく必要があるわけであるが, それは先述した酒井, 飯野らによる実験的検証があり, 上記弾性亀裂モデルによる変位計算は妥当であると結論してよいであろう。

2.2 曲げ応力場の Dugdale-Barenblatt モデルによる亀裂開口変位の計算

2.1 で述べた BCS モデルによる ϕ の計算は引張り型の荷重を受けた場合のものであり, 曲げ試験での ϕ を求めるためには曲げ応力場に対応した亀裂の変位挙動を知っておかねばならない。

金沢, 町田, 宮田⁷⁾ は曲げ応力場における亀裂先端の塑性域長さ ρ および開口変位 ϕ を Dugdale-Barenblatt モデルを用いて以下のように計算している。すなわち, 亀裂面上に任意の軸対称分布応力 $\sigma(x)$ が作用するときの ϕ は Westergaard の応力函数を用いて

$$\phi = \frac{4}{\pi E} \int_0^a \sigma(x) \cosh^{-1} |\psi(x)| dx \quad (3)$$

ここで

$$\psi(\xi) = \sec^2 \frac{\pi a}{2d} \left\{ \sin^2 \frac{\pi a}{2d} + \cos \frac{\pi \xi}{d} - \frac{4 \cos^2 \frac{\pi \xi}{2d} \left(\sin^2 \frac{\pi a}{2d} - \sin^2 \frac{\pi \xi}{2d} \right)}{\cos \frac{\pi \xi}{d} - \cos \frac{\pi c}{d}} \right\} \quad (4)$$

ただし

c : 亀裂長さの 1/2

a : 亀裂中心から塑性域先端までの距離

d : 板幅の 1/2

で表わされる。

曲げ応力場については Fig. 5 で示されるように (3) 式の $\sigma(x)$ に

$$\sigma(x) = \sigma_N \left(1 - \frac{2|x|}{d} \right) \quad (5)$$

を代入してやればよい。

さて, 塑性域 ρ が亀裂先端に形成された場合は, Fig. 6 に示すように塑性域 ρ に降伏応力 σ_Y が内圧としてかかっているものとして弾性計算を行ない, これにより求められた ϕ により (3) 式を補正してやれば曲げ応力場の D-B モデルの ϕ が計算できるはずである。

Fig. 5 Infinite Array of Coplanar Cracks Subject to Bending Stress

Fig. 6 Infinite Array of Coplanar Cracks Subject to Internal Pressure σ_Y within Crack Tip Area ρ

Fig. 6 に対する Φ は (3) 式で

$$\sigma(x) = -\sigma_Y \quad c \leq x \leq a \quad (6)$$

として

$$\Phi = -\frac{4\sigma_Y}{\pi E} \int_c^a \cosh^{-1} |\phi(x)| dx \quad (7)$$

となる。

引張応力場の有限板の Φ は Fig. 3 のような無限クラック列の解を適用してさしつかえない (境界において $\tau_{xy} = 0$ が成立, 両端での σ_x は y 軸に関して対称であり Φ の計算には寄与しない) が, 曲げ応力場の無限クラック列の場合には Fig. 5 の $x=0$ および $x=d$ において $\tau_{xy}=0$ は満足されるが $\sigma_x=0$ は満足されず, Fig. 7

Fig. 7 Boundary Stress

に示すような y 軸方向にある分布をもつ垂直応力が生じている。すなわち, 最初に与えられた曲げモーメント M_0 に対して x 軸方向の変位が許されないうために σ_x が生じ, $x=0$ と $x=d$ におけるそれらが釣り合わないためにある大きさの逆向きのモーメント M_1 を与えていることになる。したがって, 厳密に有限板の Φ を求めるためにはこの σ_x を打ち消す操作が必要であるわけであるが, 煩雑な計算を行なわねばならないのでここではモーメント M_1 を打ち消すことによつて近似することにする。(3), (7) 式の Φ をそれぞれ Φ_1, Φ_2 で表わすと, D-B モデルによる亀裂先端の開口変位は

$$\Phi_0 = \Phi_1 + \Phi_2 \quad (8)$$

となる。

M_1 が逆向きに作用したときの Φ 値を (3), (7) 式と同様に求めてやり (8) 式に加えてやる。すると再び上述の事態が生ずるから, 今度は M_1 に対する M_2 を同様に考慮に入れることになる。これを無限に繰り返せば一つの近似計算ができる。しかも $(i+1)$ 番目の補正モーメントと i 番目のそれに対する比は a/d が一定なら常に一定である。すなわち,

$$\left| \frac{M_1}{M_0} \right| = \left| \frac{M_{i+1}}{M_i} \right| = r(a/d) \quad (9)$$

したがって, 本来の曲げモーメント M_0 に対し, 曲げモーメント

$$M = M_0(1 + r + r^2 + \dots) = \frac{M_0}{1-r} \quad (10)$$

に対応する応力分布について Φ 値を計算すれば付加的な曲げモーメントに対する補正ができる。結局, 板幅 d , 亀裂長さ c , 塑性域長さ ρ に対する曲げ応力場の COD は

$$\Phi = \frac{\Phi_1}{1-r} + \Phi_2 - \frac{\Phi_Y}{1-r} \quad (11)$$

(Φ_Y は Fig. 6 の境界に最初に生ずる応力によるモーメントに対応する開口変位)

与えられることになる。

r は, M_0 が与えられているので M_1 を求めてやれば計算できる。

M_1 は亀裂線上 $0 \leq x \leq d$ の部分に作用する垂直応力 σ_y から求まり

$$M_1 = t \int_0^d \sigma_y \cdot x dx \quad (12)$$

ただし t : 板厚

$$\sigma_y = \begin{cases} -\sigma_N \left(1 - \frac{2x}{d}\right) & (0 \leq x \leq c) \\ -\sigma_N \left(1 - \frac{2x}{d}\right) - \sigma_Y & (c \leq x \leq a) \\ \frac{\sigma_N \sin\left(\frac{\pi a}{2d}\right) \int_{-a}^a \Theta(\xi) d\xi}{2d \sqrt{\sin^2\left(\frac{\pi x}{2d}\right) - \sin^2\left(\frac{\pi a}{2d}\right)}} & (a \leq x \leq d) \end{cases} \quad (13)$$

$$\Theta(\xi) = \frac{1 - \frac{2|\xi|}{d}}{\sin\left\{\frac{\pi(x-\xi)}{2d}\right\}} \left[1 - \left\{ \frac{\sin\left(\frac{\pi\xi}{2d}\right)}{\sin\left(\frac{\pi a}{2d}\right)} \right\}^2 \right]^{1/2} \quad (14)$$

$$a=c+\rho$$

以上により有限幅の板の曲げ応力場中に存在する亀裂開口変位 ϕ が計算される。なお ρ の値は Fig. 5 および Fig. 6 の応力場に対応する K 値を計算し、これをそれぞれ K_o , K_p で表わせば、亀裂先端での応力の特異性を打ち消す条件式

$$K_o + K_p = 0 \quad (15)$$

に代入することにより求まる。

2.3 曲げ試験の亀裂開口変位の測定法

限界 COD 説の大きな特徴は、実験的に見た場合、 K_o 説や亀裂先端での引張降伏域寸法を破壊条件とする ρ_o 説⁸⁾などに比して、破壊特性量 ϕ_o を直接測定できる点であろう。実験的にこれを計測するには、パドル COD メーター⁹⁾、クリップゲージ法¹⁰⁾、静電容量法¹¹⁾などがあるが、亀裂の先端位置で開口変位を測定するのは難しく、何らかの方法で測定位置における ϕ 値に補正を加えて先端値に換算してやらねばならない。これは2.1および2.2節で述べた解析解を利用して行なうこともできるが、曲げ試験についての解は現在のところ実験的検証が不十分であるので、実用的には実験により補正係数を求めておく方法が便利である。

COD 仮説の研究を精力的に行なっている英国では、曲げ試験片の補正係数を回転半径という形で求めている¹²⁾。Fig. 8 に示すような切欠形状に対して、切欠先端開口変位は幾何学的考察より

Fig. 8 Notch Profile during Bending

$$\delta = \frac{D}{1 + [(c+z)/r(d-c)]} \quad (16)$$

ここで δ : 切欠先端での開口変位

D : 切欠端のナイフエッジの位置における開口変位

z : ナイフエッジの高さ

r : 切欠きの回転半径率

で表わされる。

Fig. 9 は切欠の各位置における開口変位を測定した結果であり、Fig. 10 は切欠端開口変位と r との関係としてそれを整理したものである。同種の実験を積み重ねて、彼らは $r=1/3$ という値が妥当であるとしている。

Fig. 9 Variation of COD with Position of Measurement (T. Ingham et al.)

Fig. 10 Variation of Rotational Factor r with Clip Gauge Reading D (T. Ingham et al.)

3 実験方法

3.1 供試材

供試鋼板としては、板厚 23 mm の 60 kg/mm² 級の高張力鋼 2 種および板厚 25 mm の軟鋼を用いた。

供試材の化学成分、機械的性質およびシャルピー試験結果を表 1 に示す。

また材料の降伏点の温度依存性を丸棒引張試験により調べた。

3.2 試験片および実験方法

3.2.1 曲げ試験と引張試験による ϕ_o の相関

引張試験片の形状および寸法は Fig. 11 に示すとおりである。材料は表 1 の A 材を用い、板厚は 23 mm から

Table 1 Chemical Components, Mechanical Property and Results of V-Chalpy Impact Test of Steel Used

記 号	鋼 種	板 厚 (mm)	化 学 成 分 (%)								
			C	Si	Mn	P	S	V	Cu	Ni	Cr
A	HT-60	23	0.14	0.28	1.13	0.018	0.007	0.046	—	—	—
B	HT-60	23	0.14	0.28	1.24	0.020	0.004	0.063	—	—	—
C	SS-41	25	0.19	0.06	0.82	0.013	0.028	—	0.02	0.02	0.02

記 号	方 向	機 械 的 性 質			V シャルピー試験	
		σ_Y	σ_u	伸 び (%)	$v T_{rs}$	E (°C)
A	L	48.7	60.4	32.8	-71	22.0
	C	48.9	60.4	32.4	-59	16.0
B	L	47.9	58.5	28.2	-76	28.0
	C	55.4	63.7	28.8	-37	11.0
C	L	28.1	45.1	25.0	+20	3.4

 σ_Y : 降伏点 (kg/mm²) σ_u : 引張強さ (kg/mm²) E (0°C): 0°C での吸収エネルギー (kg-m) $v T_{rs}$: (°C)

両側切削して 20 mm に減じた。切欠きは図に示すように両側から 20 mm のものを入れ先端部は幅 0.2 mm となっている。

Φ_c の計測はダブルノッチ法の直接測定によった。

曲げ試験片形状、寸法は Fig. 12 a), b) に示したとおりであり、引張試験と同様、板厚を 20 mm に減厚した。 Φ_c の計測は Fig.12 a) に示した単一切欠付試験片に対しては切欠端部のナイフエッジにクリップゲージを挿入し、それから得られたものを 2.2 および 2.3 節で述べた方法により先端値に換算した。Fig.12 b) に示したダブルノッチ試験片については光学顕微鏡による直接測定を行なった。なお、実験はすべて四点荷重法を用いている。

Fig. 11 Tension Specimen Geometry

Fig. 12 Slow Bend Specimen Geometry

Fig. 13 Specimen Geometry

Fig. 14 Specimen Geometry

3.2.2 切欠先端半径の Φ_c に及ぼす影響

切欠先端半径の影響を調べる実験に用いた試験片は、Fig. 13 に示すような形状、寸法をもつたものである。材料は表 1 の B 材を用い、試験機の容量、切欠工作上の関係から原厚 23 mm のものを両側機械切削により 5 mm に減じた。

Fig. 13a) に示す単一切欠付試験片は疲労亀裂の Φ_c を計測するためのものであり、疲労亀裂は実断面応力を降伏応力の 1/3 に設定し、300 cpm の片振りで、亀裂全長がほぼ 10 mm になるようにして行なつた。 Φ_c 値の計測はクリップゲージ法により、D-B モデルの計算式で先端値に換算した。

Fig. 13 b) に示したダブルノッチ試験片は、図中の表に示すような形状および寸法である。B, C 種の試験片は切欠工作上の理由により、D, E とは若干異なるが、実験結果に及ぼす影響はほとんどないと考えられる。 Φ_c 値は光学顕微鏡で直接測定した。試験温度は -105°C 、 -140°C 、 -165°C に設定し、各温度に対して A~E の 5 種の試験片を各 1 枚ずつ計 15 枚について行なつた。

3.2.3 試験片幅の Φ_c に及ぼす影響

試験片形状、寸法は Fig. 14 に示すとおりである。使用材料は表 1 の B 材および C 材である。B 材については、小型試験として板厚 20 mm のダブルノッチ試験片、大型試験として板厚 23 mm のディープノッチ試験片を用いた。小型試験片は板厚 23 mm のものを両側機械切削により 20 mm に減じてあり大型試験片の板厚とは異なるが、これまでの実験結果から考えて、この程度の板厚の相異はほぼ無視できるものと考えられる。

C 材についての実験は、板厚を原厚 25 mm とし、板幅を図に示すとおり 4 種類にとりノッチ深さと板幅の比 $2c/2b$ が 0.6 であるディープノッチ試験片を用いた。 Φ_c の計測は B 材のダブルノッチ試験片について光学顕微鏡による直接測定を行なつた他は、クリップゲージ法により求めた開口変位を D-B モデルの計算式により先端値に換算する方法をとつた。

4 実験結果および考察

4.1 曲げ試験と引張試験による Φ_c 値の比較

Fig. 15 に示したものは、曲げ試験と引張試験による Φ_c 値を比較したものである。まず、曲げ試験については単一切欠試験片の Φ_c 値を求める際に Fig. 10 など参照して、クリップゲージの読みが 0.50 mm 以下の実験点に対しては $r=1/3$ を適用できないと考え、図の 0.10 mm 以下の 4 点の Φ_c は D-B モデルを用いて破壊荷重から計算した値を用い、それ以上の 4 点は $r=1/3$ として (16) 式より求めた。ダブルノッチ試験の結果は単一切欠試験の結果と共に一本の曲線

Fig. 15 Correlation between Critical COD of Bend and Tension Test

Fig. 16 Correlation between Measured and Calculated Critical COD

上に位置しており、ダブルノッチ試験法は Φ_c を求めるのにすぐれた実験法であることを示している。次に、曲げ試験と引張試験の結果の比較については、引張試験結果にある程度のばらつきが見られるが、全体としては両者はほぼ一致しており、 Φ_c は荷重方法に依存しないと考えられる。実験点が -60°C 以下になつてゐるのは、これ以上の実験において、曲げ試験片では Slow Crack の発生がみられ、厳密な意味での Φ_c を得ることが困難であり、ここではそれらを除いているためである。この Slow Crack の問題は曲げ試験により Φ_c を求める場合の今後の課題と言えよう。

Fig. 16 には、曲げ試験に関して、D-B モデルによる破壊荷重からの計算 Φ_c 値と、クリップゲージによる測定 Φ_c 値の相関を示した。比較可能な実験点の数が少ない難点があるが、両者には

かなりよい相関があり、2.3 節の D-B モデルによる Φ の計算は一応妥当であると結論できる。

4.2 切欠先端半径の Φ_c に及ぼす影響

実験結果を Fig. 17 および Fig. 18 に示す。Fig. 17 は試験温度を、Fig. 18 は切欠先端半径をパラメーターとして整理したものである。 Φ_c に対する切欠先端半径の影響は、先端半径が 0.1 mm 以下であれば、ほとんど影響がなくなり、自然状態の亀裂を表わすと思われる疲労亀裂の Φ_c とほぼ一致している。したがって、工學上 COD 説を用いる場合には、通常用いられている 0.2 mm 幅の人工的な切欠で試験を行なえば十分であろう。

しかしながら、先端半径が 0.1 mm を越えると、 Φ_c は次第に増加している。予荷重試験などの破壊応力の増大が Notch Blunting がその一因となることによつて起ると考えられているけれども、切欠先端でのひずみ状態が異なるとはいへ、Fig. 17 は幾分かはそれらを説明しているものと考えられる。

4.3 Φ_c に及ぼす板幅の影響 (大型試験と小型試験との関係)

COD 説に立つて大型、小型試験の比較を論じたものは既にいくつか例があるが⁷⁾、ここではさらに COD 説を検証する意味でいくつかの実験を行なつた。

Fig. 19 および Fig. 20 は B 材に関する破壊応力と Φ_c の結果を、Fig. 21 および Fig. 22 は C 材に関するそれらを示すものである。図から明らかなように、破壊応力曲線においては板幅の影響、すなわち試験片の寸法効果が歴然としているが、一方 Φ_c にはこの効果が現われておらず、全試験結果は温度だけの函数として一本の線の上に位置している。このことは、Stress Intensity Factor K が Small Scale Yielding 状態での亀裂先端近傍の状態をよく表わしているのと同様に亀裂開口変位 Φ が Large Scale Yielding および General Yielding 状態での亀裂先端近傍の状態を表わすのにすぐれたパラメーターであることを実証している。

すなわち、破壊条件

$$\Phi = \Phi_c$$

が正しいことが証明されたわけであるから、COD 説に立つて材料の破壊靱性を論ずる場合には、小型試験を行な

Fig. 17 Effect of Notch Acuity on Critical COD

Fig. 18 Effect of Notch Acuity on Critical COD

Fig. 19 Temperature Dependence of Fracture Stress (Steel B)

Fig. 20 Temperature Dependence of Critical COD (Steel B)

Fig. 21 Temperature Dependence of Fracture Stress (Steel C)

Fig. 22 Temperature Dependence of Critical COD (Steel C)

Fig. 23 Correlation between Measured and Predicted Fracture Stress

つて Φ_c を求めればよいことになる。

上の考えによれば、小型試験より求めた Φ_c を用い、(1) 式から大型試験の破壊応力が推定できる。Fig. 23 に示したものは、実験により求めた大型試験片の破壊応力と、小型試験からの推定破壊応力の関係である。推定破壊応力曲線は Fig. 19 および Fig. 21 にも示してある。図から明らかなように両者の間にはかなり良好な相関が見られる。

一方、4.1 節の曲げ試験と引張試験による Φ_c の比較から、両者が一致することが明らかになつていたので、以上を総合して考察すれば、小型試験とし

て曲げ試験を行えば大型試験の破壊応力を推定できることがわかる。

5 結 論

COD 説に関する以上の実験の結果を考察して次の結論をえた。

- 1) 限界 COD ϕ_c は荷重方法の相異により影響を受けずに, 材料, 試験温度が定まれば一義的に決まる量である。なお, 曲げ試験については ϕ_c 値の決定にあたって Slow Crack の発生をどのように考慮するかということが今後の課題として残る。
- 2) 切欠先端半径 (Notch Acuity) は, それが 0.1 mm 程度以下であれば ϕ_c に影響を及ぼさず, 実用的には機械的切欠をもつ試験片を用いて実験を行えば十分である。
- 3) 大型, 小型試験による ϕ_c 値は一致する。したがって, COD 説は Large Scale Yielding 状態での破壊理論としてすぐれたものであるといえる。
- 4) 大型試験の破壊応力は D-B モデルを用いて小型試験の ϕ_c 値から算定できる。よつて, 1) と関連して, 小型曲げ試験の ϕ_c 値から大型試験片の破壊応力が推定できよう。

参 考 文 献

- 1) G. R. Irwin ; Journal Appl. Mech. 24, p. 361~364 (1957)
 - 2) A. A. Wells ; Pro. Crack Prop. Sympo., Cranfield Sept. 1962
 - 3) D. S. Dugdale ; J. Mech. Phys. Solids 8, 1960
 - 4) B. A. Bilby, A. H. Cotterell, K. H. Swinden ; Proc. Roy. Soc. A 272, 1963
 - 5) 酒井啓一, 飯野暢 ; 「きれつの変位挙動と脆性破壊の発生」日本造船学会論文集 第 127 号 (1970) p. 227
 - 6) 金沢武, 他 ; 「脆性破壊発生のクライテリアに関する考察」日本造船学会論文集 第 129 号 (1971) p. 237
 - 7) 金沢武, 町田進, 宮田隆司 ; 「曲げ応力場における塑性域の大きさと開口変位の計算」日本溶接協会鉄鋼部会 TM 委員会資料
 - 8) F. Koshiga ; "A proposed Mechanism of Brittle Fracture Initiation Influence by Overstressing Techniques in Terms of Dugdale Model" I. I. W. Doc. X-566-70 (1970)
 - 9) F. M. Burdekin, D. E. W. Stone ; J. Strain Analysis 1, 2 (1966)
 - 10) G. D. Fearnough, B. Watkins ; Int. J. Frac. Mech. Sept. (1968)
 - 11) 池田一夫, 北村茂, 前中浩 ; 「亀裂先端開口量の新しい計測法」日本造船学会論文集 第 129 号, p. 277
 - 12) T. Ingham et al. ; Conf. Practical App. Fract. Mech. to Pressure Vessel Technology C 54/71 (1971)
-