

## 論 文

UDC 621.6 : 656.56 : 620.172 : 539.42

## DCB 試験における剪断亀裂伝播についての二、三の考察\*

栗田義之\*\*・秋山俊弥\*\*・藤田高弘\*\*・越賀房夫\*\*\*

## A Study of Shear Crack Propagation in Spring-loaded DCB Testing

Yoshiyuki KURITA, Toshiya AKIYAMA, Takahiro FUJITA, and Fusao KOSHIGA

## Synopsis:

The research of shear crack propagation with high velocity by spring-loaded DCB testing has a definite objective of obtaining the fracture criterion as well as the material resistance against fracture propagation, which is inseparably related to the establishment of design philosophy against unstable ductile fracture of highly pressurized gas pipelines.

The experiments and analyses were performed by DCB testing with several types of specimen geometry as well as with different spring compliances on wide variety of steels. It has been derived that the critical parameter,  $\delta_c/t$  (crack opening displacement/material thickness), is a material resistance which is independent of specimen geometry (including curvature of groove), and of spring compliance.

It is also shown that the parameter,  $\delta_c/t$ , is closely related to the fracture strain at the tip of running shear crack and that the criterion explains well the measured plastic zone width with a simple supplementary calculation. The comparison between the spring-loaded DCB testing with full-scale burst testing of pipelines has been done, using the available data, by estimating the plastic zone width in full-scale testing or by correlating the  $J_c$  value with Charpy energy in both testing. The effects of compliance in the spring-loaded DCB testing are also discussed.

## 1. 緒 言

高圧操業を受ける天然ガス輸送用パイプラインにおいて 100~300 m/s の速度で剪断破壊が伝播する、いわゆる不安定延性破壊による事故が経験されて以来、米国を中心とする各国でここ 10 年間ほどこのモードの破壊伝播ならびに伝播停止機構に関する多くの研究が行われてきた<sup>1)~7)</sup>。これらの研究はパイプラインの安全設計の確立を目的としたものであり、そのため全長 100 m のパイプラインを加圧して不安定延性破壊を伝播せしめる実管バースト試験を行い、そこからの情報をもとに破壊の伝播機構を解明しようとする方法がとられてきた。

バッテル研<sup>1)</sup>、AISI<sup>7)</sup>などのこれら大々的な実管バースト試験を基礎とした研究によりパイプラインでの破壊伝播の挙動はかなり明らかにされたものの、パイプラインの不安定延性破壊に対する基本的設計方針、すなわち

(1) 破壊伝播をメカニカル・クラックアレスターによつて停止せしめるべきか、

(2) バッテル研が提案したような高いシャルピーシエルフエネルギーのラインパイプ材の使用により破壊伝播を停止せしめるべきか、  
という根本的命題は未だ論争的であり、問題の本質的部分は未解決である。

著者らは本破壊にかかわる、このようなあいまいさは基本的に、材料的観点に立つた研究の不足によるという認識のもとに、実管バースト試験によらない不安定延性破壊の実験室的再現試験法としての「バネ荷重 DCB 試験法」を開発し、これにより高速伝播剪断破壊のクライテリオンを求め、強度、延性、靱性の異なる広汎な鋼についての破壊抵抗値を求める研究を行ってきた<sup>8)9)</sup>。本論文はこれまでの筆者らの研究に引き続く DCB 試験による剪断亀裂伝播に関する研究であり、とくに破壊クライテリオンとしての臨界破壊歪パラメーターの性格、コンプライアンスの影響についての問題点と 1, 2 の実験結果、実管バースト試験と本 DCB 試験との関係などについて考察したものである。

\* 昭和 52 年 11 月 17 日受付 (Received Nov. 17, 1977)

\*\* 日本鋼管(株)技術研究所 (Technical Research Center, Nippon Kokan K. K., 1-1 Minamiwatarida-cho Kawasaki-ku Kawasaki 210)

\*\*\* 日本鋼管(株)技術研究所 工博 (Technical Research Center, Nippon Kokan K. K.)

## 2. バネ荷重 DCB 試験法概要

### 2.1 供試材

Table 1 に本論文に使用した供試材の機械的性質を示す. 供試鋼はできるだけ広範囲の強度, 延性, 靱性を備えたものを用意した.

### 2.2 試験法

Fig. 1 にバネ荷重 DCB 試験法の概要を示す. 基本となる試験系はバネ, DCB (Double Cantilever Beam) 試験片, 亀裂伝播速度 および 荷重変化測定装置 からなる. また, 目的に応じて荷重点での切欠開口変位, 伝播中の亀裂前方の歪分布を動的に計測する. スプリングは能力が 1 台あたり  $30\text{ t} \times 200\text{ mm}$  の皿バネを 2 台並列, あるいは 1 台のみの配置にて使用するが, 基本的にはバネ 2 台並列,  $60\text{ t} \times 200\text{ mm}$  の条件で使用している.

Fig. 2 および Table 2 に DCB 試験片の形状, 寸法を示す. 試験片 にはビーム深さ 方向中央部に 曲率半径  $R=50\text{ mm}$  のゆるやかなグループを賦与する. type 3 の試験片では  $R$  を  $20\text{ mm}$  から  $100\text{ mm}$  の範囲で変えた実験を行なっている. またグループ部最小板厚は  $1.4$

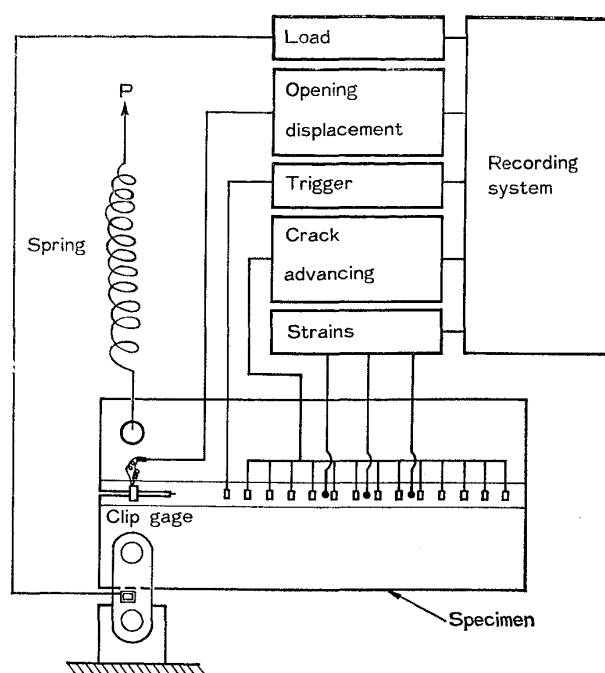


Fig. 1. Spring-loaded DCB testing with instrumentation.

Table 1. Mechanical properties of tested materials.

| Steel | Tensile Test                         |                                        |                   |                           |                          | Charpy V-notch Impact Test       |                                             |
|-------|--------------------------------------|----------------------------------------|-------------------|---------------------------|--------------------------|----------------------------------|---------------------------------------------|
|       | Yield stress<br>( $\text{kg/mm}^2$ ) | Tensile stress<br>( $\text{kg/mm}^2$ ) | Elongation<br>(%) | Uniform elongation<br>(%) | Reduction in area<br>(%) | $vT_s$<br>( $^{\circ}\text{C}$ ) | $vE_{\max}$<br>( $\text{kg}\cdot\text{m}$ ) |
| A     | 63.9                                 | 77.7                                   | 25.2              | 13.2                      | 68                       | < -196                           | 13.0                                        |
| B     | 72.1                                 | 80.1                                   | 16.3              | 5.9                       | 69                       | - 8                              | 13.7                                        |
| C     | 50.8                                 | 62.2                                   | 21.9              | 9.4                       | 72                       | -50                              | 19.4                                        |
| D     | 34.3                                 | 54.6                                   | 30.0              | 15.0                      | 74                       | + 1                              | 18.0                                        |
| E     | 33.3                                 | 54.6                                   | 30.4              | 15.0                      | 74                       | + 4                              | 10.5                                        |
| F     | 51.6                                 | 58.9                                   | 27.0              | 13.8                      | 73                       | -85                              | 12.0                                        |
| G     | 36.1                                 | 51.7                                   | 32.6              | 17.3                      | 72                       | -21                              | 16.0                                        |
| H     | 94.9                                 | 100.1                                  | 16.0              | 5.4                       | 66                       | -18                              | 11.0                                        |
| I     | 33.0                                 | 51.9                                   | 29.0              | 13.1                      | 58                       | + 3                              | 5.0                                         |
| J     | 33.0                                 | 49.2                                   | 33.0              | 17.3                      | 66                       | -29                              | 9.0                                         |
| K     | 27.6                                 | 44.2                                   | 32.7              | 17.8                      | 66                       | 0                                | 9.6                                         |
| V     | 26.8                                 | 41.4                                   | 38.0              | 22.1                      | 69                       | -27                              | 10.5                                        |
| W     | 26.8                                 | 40.8                                   | 39.6              | 20.8                      | 72                       | -27                              | 22.6                                        |
| X     | 32.4                                 | 49.3                                   | 34.8              | 18.2                      | 70                       | -27                              | 10.4                                        |
| Y     | 29.2                                 | 46.4                                   | 38.0              | 18.9                      | 77                       | -37                              | 23.0                                        |
| Z     | 33.8                                 | 48.0                                   | 35.4              | 18.9                      | 76                       | -38                              | 24.1                                        |
| AH    | 34.7                                 | 53.0                                   | 32.4              | 20.5                      | 75                       | -33                              | 17.0                                        |
| BH    | 33.8                                 | 51.5                                   | 33.0              | 20.5                      | 70                       | -30                              | 12.0                                        |
| CH    | 33.4                                 | 51.5                                   | 30.4              | 19.8                      | 64                       | -28                              | 7.5                                         |
| DH    | 32.8                                 | 49.1                                   | 30.0              | 21.9                      | 59                       | -44                              | 5.0                                         |
| EH    | 33.4                                 | 49.5                                   | 30.4              | 21.1                      | 55                       | -41                              | 4.2                                         |
| FH    | 31.7                                 | 47.0                                   | 27.0              | 20.5                      | 45                       | -44                              | 3.0                                         |
| AL    | 35.8                                 | 53.1                                   | 29.4              | 18.9                      | 72                       | -30                              | 15.2                                        |
| BL    | 36.2                                 | 51.1                                   | 34.8              | 21.8                      | 65                       | -44                              | 7.5                                         |
| CL    | 34.2                                 | 51.9                                   | 32.0              | 22.1                      | 59                       | -45                              | 5.0                                         |
| DL    | 34.8                                 | 50.9                                   | 27.6              | 18.9                      | 47                       | -62                              | 3.4                                         |
| EL    | 33.3                                 | 49.3                                   | 23.2              | 18.6                      | 41                       | -40                              | 2.6                                         |
| FL    | 33.5                                 | 48.9                                   | 26.0              | 19.7                      | 27                       | -76                              | 1.8                                         |

Table 2. Dimensions of DCB specimen.

| Specimen type | $L$ (mm) | $2h$ (mm) | $R$ (mm) | $a$ (mm) | $t_0$ (mm) | $t$ (mm) | $t/t_0$   |
|---------------|----------|-----------|----------|----------|------------|----------|-----------|
| 1             | 1,000    | 440       | 50       | 180      | 18~30      | 1.4~6.4  | 0.05~0.25 |
| 2             | 2,000    | 600       | 50       | 480      | 30         | 4.0~6.7  | 0.13~0.22 |
| 3             | 700      | 250       | 20~100   | 170      | 20~30      | 1.6~6.0  | 0.08~0.30 |

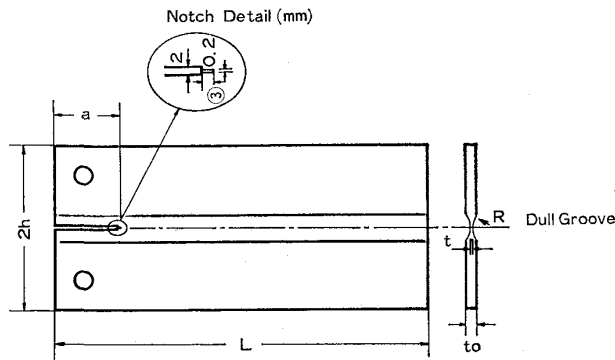


Fig. 2. Geometry of DCB specimen.

mm から 7 mm 程度までの範囲で変えている。現在までのところ、Table 2 に示すような 3 種のタイプの試験片が使われている。なお、クラックスターとして Fig. 2 に示すような機械切欠を設けてある。破壊伝播中の亀裂位置の測定のためには、試験片グループ底に 50 mm (type 1, type 2 試験片の場合)、30 mm (type 3 試験片の場合) 間隔で貼付した Crack Detector Gauge としての塑性ゲージ (ゲージ長さ = 20 mm, 伸び 10% 前後) を用いる。

上述の DCB 試験片をバネを介して引き張ると、切欠先端グループ底から 3~10 mm の平坦型破面の安定亀裂が発生、成長し、それに引き続いて 45° 剪断破壊がグループ部最小板厚に沿って直進伝播する。破壊後の板厚減少率は材料が決まれば剪断破壊伝播部にわたってほぼ一定であり、材料により異なる値をとるが、20~50% 程度である。本試験法における剪断亀裂は Fig. 12 に示すように亀裂伝播とともに加速され、ピーク値に到達したのち減速されるという過程をとる。加速のプロセスは試験系のコンプライアンスと材料の破壊抵抗値に依存すると考えられるが、速度のピーク値は実管バースト試験で報告されている亀裂速度と同程度であり、材料によっては 200~300 m/s にも達する。このようにバネ荷重 DCB 試験法は、破面、亀裂速度の点からパイプラインの不安定延性破壊のすぐれた実験室的再現試験法となっているが、その特徴は次の 2 点に要約できるであろう。

(1) バネ荷重による急激な荷重落下の抑制。

(2) 剪断変形を許容するような曲率半径の大きいグループの賦与。

グループの賦与は、他方、破壊時の歪をグループ内に限定するため、試験片の巨視的曲げ変形は抑制される。そのため以下に述べるような破壊力学的取り扱いによる解析が容易となる。

### 3. 高速剪断破壊伝播に対する材料抵抗値

#### 3.1 破壊解析モデル

バネ荷重 DCB 試験における剪断亀裂伝播時の亀裂先端前方線上に形成される塑性歪分布を動的に計測することにより、筆者らは

(1) 亀裂前方の平均歪速度が  $10^2/s$  のオーダーであること。

(2) 材料および形状一定の DCB 試験片内においては亀裂前方の塑性歪分布は亀裂速度が Fig. 12 のように変化しても不変であること。

(3) 降伏応力の歪速度依存性に関する後述の ROSENFIELD らの定量的表現式 (2) 式、あるいは CAMPBELL らの実験結果が、加工硬化過程でも成立すると仮定し、亀裂前方塑性歪分布を応力分布に換算すると破壊伝播中の亀裂先端での動的応力は、静的引張試験の引き張り強さから推定される歪速度  $10^2/s$  の応力値にほとんど近い値となること。

などを実験的に明らかにした<sup>8)9)</sup>。

これらの実験事実から高速剪断亀裂伝播を準静的過程とみなして静的解析を適用することが可能と考えられる。Fig. 3 は DCB 試験により得られる実験値から破壊抵抗値を求めるための Dugdale モデルを示す。DCB 試験片の梁の上半分を梁深さ  $h$  で単位板厚の Bernoulli-Euler 梁と考え、梁は端部で荷重  $P$ 、亀裂前方塑

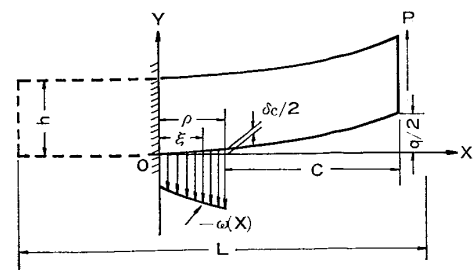


Fig. 3. A simple beam model for fracture analysis.

性域で分布荷重 $\omega(X)$ を受けているものとする。 $\omega(X)$ は単位板厚試片に対しては亀裂前方塑性歪分布からグループの減厚比をも考慮して換算した応力分布に相当し、亀裂伝播中、速度が変わつても一定である。

分布荷重 $\omega(X)$ は亀裂先端で $\sigma_u^d$ 、塑性域終端で $\sigma_y^d$ の値を結ぶ直線でほぼ近似できて<sup>8)</sup>、

$$\omega(X) = \alpha([\sigma_u^d - \sigma_y^d](X/\rho) + \sigma_y^d) \dots\dots\dots (1)$$

ここに $\alpha$ はグループ減厚比であり、

$$\alpha = (t/t_0) : (\text{グループ部最小板厚})/(\text{ビーム部板厚})$$

また $\sigma_u^d$ 、 $\sigma_y^d$ はROSENFELD-HAHNの降伏応力に対する歪速度の影響に関する推定式<sup>10)</sup>、

$$\sigma^d(\text{psi}) = \sigma^s(\text{psi}) + 195\,000 - 11\,000T^{1/2} + 8\,000 \log \dot{\epsilon} \dots\dots\dots (2)$$

が加工硬化過程でも成立すると仮定して、上式に $T = 293\text{K}$ 、 $\dot{\epsilon} = 10^2/\text{s}$ なるDCB試験条件を代入し、 $\sigma^s$ に供試材の静的引張強さ $\sigma_u^s$ 、および降伏応力 $\sigma_y^s$ をそれぞれ代入して求まる値である。応力分布の推定式として、筆者らは文献(8)においてROSENFELDらの提案した(2)式とともにCAMPBELLらの実験結果<sup>11)</sup>から得た推定式、 $\sigma^d = 2\sigma^s$ による解析も行なっている。(2)式とCAMPBELLらの結果から得た推定式とは必ずしも同一の応力分布を与えないが、最近のCAMPBELLらの研究結果はむしろROSENFELDらの(2)式に近い値になつているということ<sup>12)</sup>、またCAMPBELLらの実験結果は軟鋼についてのみであり、(2)式の方が調査鋼種の強度範囲も広く、より一般的な表示となつている。これらの理由から本研究では(2)式のみでの解析に簡略化した。

さてFig. 3のモデルに立ち帰つて、座標系原点は破壊伝播中、常に塑性域終端に固定すると、Bernoulli-Euler梁の変位、および塑性域終端のK-value cancellationの条件から以下の関係が求まる。

$$EI \frac{d^2 y}{dX^2} = P(c + \rho - X), \quad \rho \leq X \leq \rho + c \dots\dots\dots (3)$$

$$EI \frac{d^2 y}{dX^2} = P(c + \rho - X)$$

$$-\int_X^\rho (\xi - X)\omega(\xi)d\xi, \quad 0 \leq X \leq \rho \dots\dots\dots (4)$$

$$K = (2\sqrt{3}/h^{3/2})[P(c + \rho)]$$

$$-\int_0^\rho \xi \omega(\xi)d\xi = 0 \quad (\text{平面応力}) \dots\dots\dots (5)$$

ただし、ここに

$y$ : ビームの変位,  $E$ : ヤング率,  $\rho$ : 塑性域長

$I = h^3/12$ : 断面2次モーメント

$X=0$ で $dy/dX=y=0$ , および $y$ は $X=\rho$ で連続という条件から(1)式を使つて(3)、(4)式を解く。これ

から亀裂先端の開口変位(COD) $\delta_c$ は、

$$\delta_c = (2/EI)[(P/6)\rho^2(2\rho + 3c) - (\alpha/120)(11\sigma_u^d + 4\sigma_y^d)\rho^4] \dots\dots\dots (6)$$

また(1)、(5)式から塑性域長 $\rho$ を決定する関係が求まり、

$$(\alpha/6)(2\sigma_u^d + \sigma_y^d)\rho^2 - P\rho - Pc = 0 \dots\dots\dots (7)$$

$\sigma_u^d$ 、 $\sigma_y^d$ は供試鋼の静的引張試験値から、 $\alpha$ はグループ減厚比から決まるので、荷重 $P$ (実測荷重/ $t_0$ )および亀裂位置 $c$ の実測値を使うことにより(7)式から $\rho$ が知れる。したがつてこれらの値と(6)式から破壊伝播中の $\delta_c$ の実験値を求めることができる。

### 3.2 高速剪断破壊伝播のクライテリオン

試験片グループ部の最小板厚 $t$ が同一であれば亀裂先端開口変位 $\delta_c$ は剪断亀裂伝播中一定の値を保つ<sup>8)</sup>。しかしながら、この一定レベルの $\delta_c$ 値はFig. 4に示すように試験片グループ部の板厚 $t$ が減少するとともに直線的に減少する。したがつて $\delta_c$ は破壊のクライテリオンではない。これに対して、この直線の勾配、 $\delta_c/t$ は試験片サイズ、バネのコンプライアンスにもよらない材料のみに依存する定数であり、Fig. 5に見るように亀裂伝播中も一定に保たれ、亀裂速度の変化にも鈍感である。すなわち剪断破壊伝播のクライテリオンは亀裂先端で、

$$\delta/t = \delta_c/t \dots\dots\dots (8)$$

臨界値 $\delta_c/t$ は材料の破壊抵抗値とみなしてよい。

### 3.3 材料の破壊抵抗値 $\delta_c/t$ の意味

上述の材料の破壊抵抗値 $\delta_c/t$ は以下に述べるように破壊後の板厚方向の歪と関係づけられる臨界パラメータである。

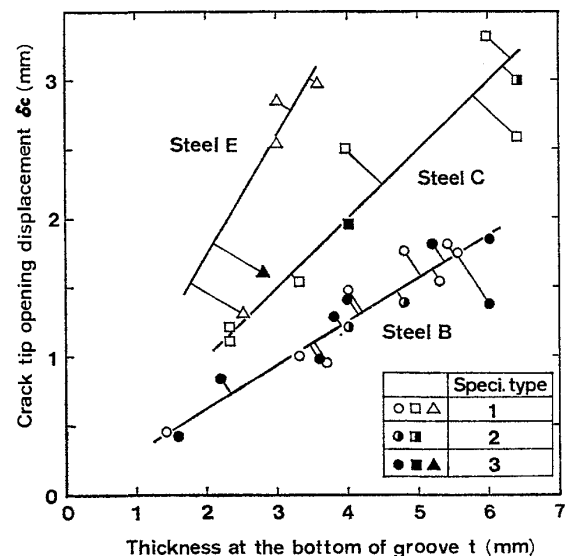


Fig. 4. Thickness dependence of crack-tip opening displacement.

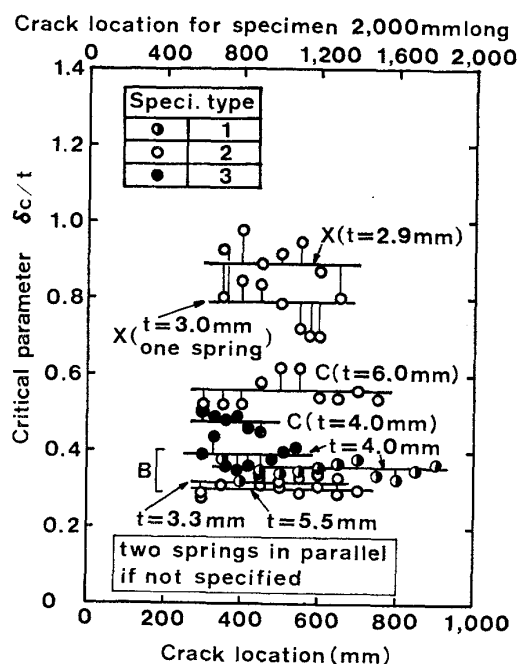


Fig. 5. Critical parameter,  $\delta_c/t$ , during crack propagation.

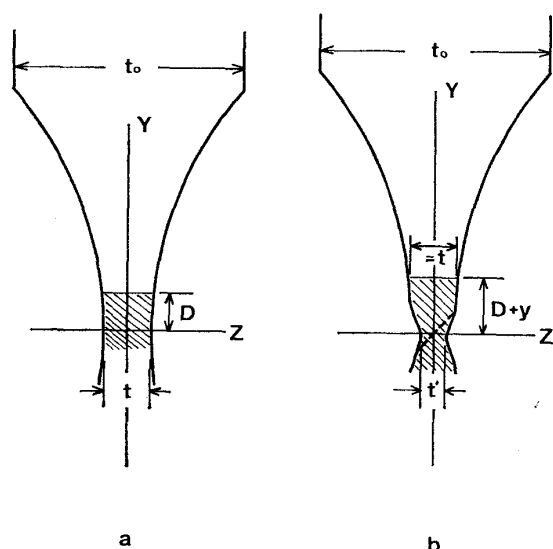


Fig. 6. Schematic representation of the specimen cross section ahead of running crack. (a) before deformation, (b) after some deformation.

$$\phi_c = \delta_c / t \dots\dots\dots (8')$$

Fig. 6-a に DCB 試験片のグルーブ部の変形前の亀裂進行方向に直交する断面を示す. 図中の  $D$  は亀裂伝播に伴い亀裂先端前方の塑性域が形成されたとき, 塑性変形を受けるべき  $Y$  方向の寸法である. この領域が亀裂伝播に伴い現実に塑性変性を受けるとその形状は Fig. 6-b に示すようになる.  $y$  は前述のモデルのビームの塑

性域内 ( $0 \leq X \leq \rho$ ) の変位量である。亀裂は (8) 式が満足されれば破線で示すように  $45^\circ$  剪断で紙面に垂直方向に伝播していく。この塑性変形領域の幅は試験終了後の硬度測定により Fig. 8 に示すように測定することができるが、その値は  $5 \sim 10 \text{ mm}$  前後であり、グループの形状から変形前はこの領域はほとんど長方形と考えてさしつかえない。亀裂進行方向への物質移動を考えなければ、各当該断面での面積は変形前後で一定であるから亀裂先端ではグループ部初期板厚  $t$ 、破壊後板厚を  $t' = t_f$ 、Y 方向変位を  $y = \delta_c/2$  とし、Fig. 6-b の変形域上半分を台形で近似して次の関係が求まる。

$$2Dt = (t + t_f) \left( D + \frac{\delta_c}{2} \right) \dots\dots\dots (9)$$

板厚方向の破壊後の歪  $e_f$  を  $e_f = 1 - (t_f/t)$  と工学歪で表示し、また

$$D = \beta t \dots\dots\dots (10)$$

とすると, (9), (10) 式より,

$$\phi_c = \delta_c / t = \frac{2e_f}{2 - e_f} \beta \dots\dots\dots (11)$$

(11) 式右辺は Fig. 4 の勾配の内容である．すなわち， $\delta_c/t$  は板厚減少率  $e_f$  と，塑性域幅形成寸法  $D$  と板厚  $t$  との比  $\beta$ （主としてスベリによる変形機構に関するパラメーターと考えられる．）とで表わされる臨界パラメーターである．2.2の項で述べたとうり， $e_f$  は剪断亀裂伝播部にわたりほぼ一定の材料定数であり， $\delta_c/t$  も材料ごとに一定の値であるから，上述の関係により，各供試鋼ごとに  $\beta$  が求まる．Fig. 7 に示すように  $\beta$  はこれまでの調査対象鋼では  $0.5 \leq \beta \leq 2.0$  の範囲にある．

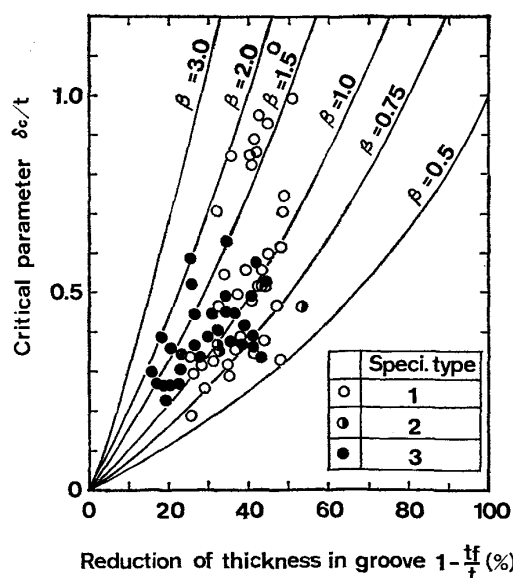


Fig. 7. Relation of critical parameter,  $\delta_c/t$ , with reduction of thickness.

### 3.4 DCB 試験と実管バースト試験における塑性域の幅寸法について

(11) 式を利用して  $\delta_c/t$  と  $e_f$  の実験データから得た  $\beta$  の値を使い, (10) 式により DCB 試験における破壊伝播時の亀裂伝播直交方向の塑性域幅  $D+(\delta_c/2)$  を推定することができる. これと実測値とを比較したものが Fig. 8 である. 実測値 ( $D+\delta_c/2$ ) は, グループ部板厚  $t$  がほぼ同一の DCB 試験片亀裂伝播直交断面上の破壊後の硬度分布を測定することにより求められた. Fig. 8 から ( $D+\delta_c/2$ ) は破壊発生部を除けば伝播領域では鋼種ごとにことなる一定寸法になっている事実 (グループ板厚  $t$  が同一なので) とともに推定計算値が実測値とよく一致していることがわかった. このことは, 前項での諸検討結果とともに, Fig. 6 に示した簡単な補助モデルが実験事実をほぼ説明することを示している.

さらに, Fig. 9 に示すように, 試験片のグループの曲率半径  $R$  を系統的に変えても, 材料抵抗値  $\delta_c/t$ , 板厚減少率  $e_f$  は曲率の影響を受けない. したがって, (11) 式の関係から  $\beta$  は曲率半径の影響を受けないことがわかる.

この事実は有限曲率半径グループ賦与試験である DCB 試験における不安定延性破壊の機構は, 曲率半径無限大の, 実管バースト試験のごとき, 全板厚試験片での破壊機構と本質的に同一のものであることを強く示唆している. この事情は実管バースト試験の結果と比較してみればさらに明白になる. 三好・福田ら<sup>6)</sup> は実管バースト試験で管厚約 15.6 mm, 破断伸び約 30% の 60 キロ級の材料に対して, 不安定延性破壊における塑性域周方向寸法約 40 mm, 管厚減少率約 30% という実測

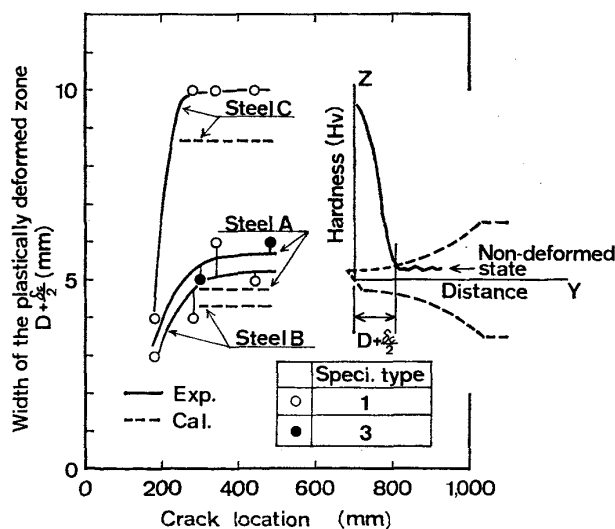


Fig. 8. Comparison of measured plastic zone width with calculation.

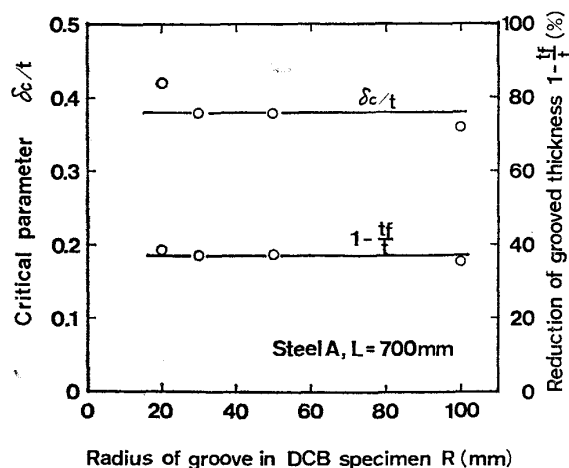


Fig. 9. Effect of curvature of groove on critical parameter,  $\delta_c/t$ .

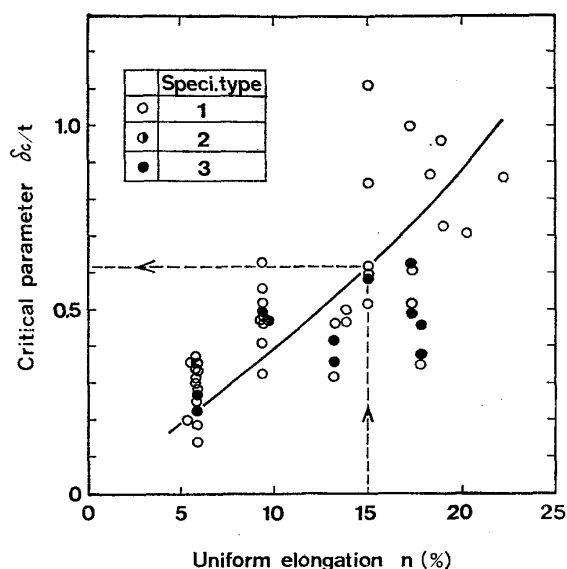


Fig. 10. Correlation between uniform elongation in static tension and critical parameter,  $\delta_c/t$ .

値を得ている. Fig. 10 に示すように DCB 試験から得られる破壊抵抗値  $\delta_c/t$  は静的引張試験の一樣伸び値 ( $n$  値) と良好な相関を有する. 三好らのバーストに使用した材料については一樣伸び値が示されていないが, 破断伸び, 強度等から  $n \sim 15\%$  程度と推定して間違いなからう. したがって, Fig. 10 から,

$$\delta_c/t \sim 0.62 \quad \therefore \delta_c = 0.62 \times 15.6 \sim 9.7 \text{ mm}$$

また  $\delta_c/t$  と管厚減少率  $e_f$  の値とから Fig. 7 により, この材料に対して  $\beta \sim 1.8$  なる推定値が得られる. したがって,

$$D + \frac{\delta_c}{2} = \beta t + \frac{\delta_c}{2} \sim 28 \text{ mm} + 5 \text{ mm} = 33 \text{ mm}$$

なる推定値がえられる. この値は, これら著者の実管で

の測定値 40 mm という値と非常に良く一致する。換言すれば、DCB 試験および  $\delta_c/t$  クライテリアは実管バースト結果をよく説明するという事になっている。これらの諸検討から、また、不安定延性破壊伝播時に亀裂先端に形成される塑性域幅は (8') 式、(10) 式より、

$$D + \frac{\delta_c}{2} = \left( \beta + \frac{\phi_c}{2} \right) t \quad (10')$$

したがって塑性域幅、 $D + \frac{\delta_c}{2}$  は試験片板厚に比例して大きくなることが了解されるとともに、後述するように、破壊のエネルギー論的表示からすれば、剪断破面形成（破壊伝播）に必要なエネルギーは板厚増加に比例して大になることが示唆されている。これが (8) 式のクライテリアが包含している内容である。

#### 4. 試験系コンプライアンスの影響 に関する実験的考察

本 DCB 試験のようなバネの大きなコンプライアンスを利用した試験系での破壊伝播現象でのコンプライアンスの影響を定量的、理論的に記述することは現象の理解の上で非常に重要ではあるが、これは現在までの破壊力学理論の単純な適用では十分ではないかもしれない。バネ荷重 DCB 試験では試験片とバネのコンプライアンスを考えればよいが、定量的記述に当たっては次のような問題点が克服されなければならない。

(1) コンプライアンスの定義それ自身は荷重-変位間の弾性的線型関係に基礎が置かれているが、大きな塑性変形域が亀裂先端に存在する不安定延性破壊のような場合、はたして線型関係の定義で十分かどうか。

(2) 亀裂伝播中のバネのコンプライアンスが静的な荷重-変位測定から得たコンプライアンスと同一の値かどうか。

(3) 破壊伝播中の系全体の中でコンプライアンスの役割を論ずるには破壊伝播の動的理論が確立されていなくてはならないが、これはかなりむづかしい。

これらの問題点を明らかにするには系統的な実験データの蓄積が必要であるが、われわれの研究ではまだ十分ではない。したがって、ここではバネ荷重 DCB 試験系のコンプライアンスが破壊伝播の重要なパラメーターにどの程度の影響を与えるかという実験的事実から引き出される定性的議論と、簡単な線型破壊力学による、破壊伝播中の荷重落下現象の説明がどの程度可能かを検討した結果を示すにとどめる。

##### 4.1 荷重落下とコンプライアンス

DCB 試験片内を剪断亀裂が伝播する過程では、荷重

は系のコンプライアンスと材料の破壊抵抗値に従って落下すると考えられる。ここでは簡単な  $K$ -value アプローチにより荷重落下現象がどの程度説明可能かを検討してみた。Fig. 3 を参照して、破壊伝播時の  $K$  値は、

$$K = \frac{2\sqrt{3}Pc}{t\sqrt{h^3}} \quad (12)$$

また亀裂長  $c$  の進展に伴う試験片コンプライアンスの増分  $\Delta\lambda$  は、不安定破壊発生時の亀裂長を  $c_0$  (試験片切欠長に等しいとしてさしつかえない。) とすると、

$$\Delta\lambda = \frac{2}{E} \int_{c_0}^c \left( \frac{K}{P} \right)^2 t_0 dc \quad (13)$$

(12)、(13) 式から不安定延性（剪断）破壊発生時の荷重を  $P_0$  とすれば、バネと DCB 試験片の系に対して、

$$P = \frac{1}{1 + \kappa \left( \frac{\Delta\lambda}{\lambda_0} \right)} \cdot P_0 \quad (14)$$

ここに、 $\kappa = 1/[1 + (\lambda_s/\lambda_0)]$  : 変位拘束速度係数  
 $\lambda_0 = 8c_0^3/Et_0h^3$  : 不安定延性破壊発生時試験片コンプライアンス  
 $\lambda_s$  : バネコンプライアンス

(12)~(15) の関係式から、荷重落下は次式によつて求まり、

$$P/P_0 = \frac{1}{1 + \kappa \left( \frac{t_0}{t} \right)^2 \left[ \left( \frac{c}{c_0} \right)^3 - 1 \right]} \quad (16)$$

バネ、試験片初期コンプライアンス ( $\lambda_0$ )、ビーム部板厚、グルーブ板厚の組み合わせの異なる以下の 3 ケースについて (16) 式の妥当性を検討した。

case 1 :  $\lambda_s = 6.67 \times 10^{-3}$  mm/kg,

$\lambda_0 = 6.97 \times 10^{-6}$  mm/kg,  $t_0 = 28$  mm,  
 $t = 3$  mm

case 2 :  $\lambda_s = 3.33 \times 10^{-3}$  mm/kg,

$\lambda_0 = 1.19 \times 10^{-6}$  mm/kg,  $t_0 = 30$  mm,  
 $t = 6$  mm

case 3 :  $\lambda_s = 3.33 \times 10^{-3}$  mm/kg,

$\lambda_0 = 3.17 \times 10^{-5}$  mm/kg,  $t_0 = 30$  mm,  
 $t = 6$  mm

バネのコンプライアンスは静的荷重-変位関係から求めた値を使っている。

Fig. 11 に亀裂長の増大（伝播の進行）に伴う荷重落下の実験結果（プロット点）と (16) 式より求まる  $P/P_0$  の計算結果（曲線）の比較を示す。(16) 式そのものが材料の破壊抵抗値を explicit に含まぬことからわかるように、このモデルでは荷重落下は系のコンプライアンスと試験片の幾何学的寸法のみで決定してしまい、破壊抵抗値の影響を論ずるには簡単にすぎる。これをきち

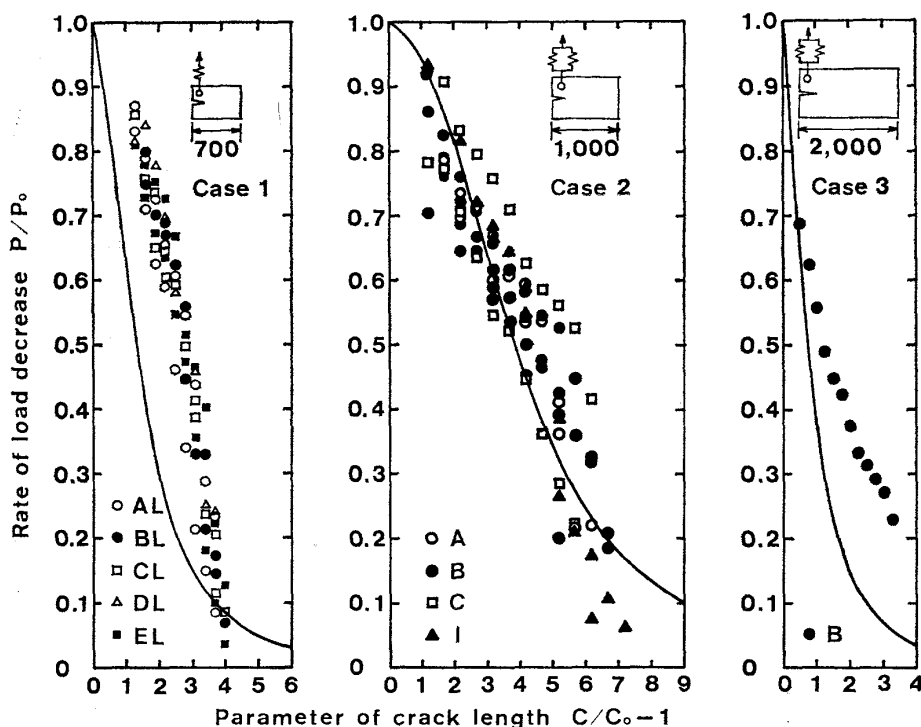


Fig. 11. Effect of spring and specimen compliance on load decrease.

んと論ずるには前述の Dugdale モデルの方が良いが、Fig. 11 が示すように、この程度の簡単な解析でも荷重落下のおおまかな傾向がかなり把握できることが理解されよう。

#### 4.2 亀裂伝播速度とコンプライアンス

DCB 試験では亀裂は破壊伝播中、加速され、ピーク速度に到達したのち減速される。ピーク速度以後の速度減少過程の原因としては次の二つの機構が考えられる。

(1) 塑性変形域が試験片端部に到達するにつれ、試験片端部に形成される塑性ヒンジが発達し、塑性域の試験片端部到達以前に亀裂進展に必要とした以上のエネルギーが費やされるために速度が減少する。

(2) バネに貯えられたエネルギーの放出速度の低下により速度が減少する。

この両機構のいずれが支配的か、とくに (2) の機構の減速過程での寄与がどの程度かということはバネ系を含めた試験系の動的解析の結果をまたないと明確にならないが、Fig. 12 に見られるように、速度のピークは 1000 mm 試験片の場合も、2000 mm 試験片の場合も、いずれの鋼種でも塑性域が試験片端部に到達する付近で起こっている。このことから減速過程は主として (1) の機構が支配的であり、(2) の機構の寄与の程度は小さいのではないかと推定されるが、この点に関する最終的判定は今後の研究をまつ必要がある。減速過程の機構以上に、破壊機構解明により重要なのは加速過程である。

この過程の定量的記述は、今のところ困難であるが、このような速度変化のプロセスにおけるバネ、および試験片寸法の影響を見たのが Fig. 12 である。これから、

(1) バネ 1 台による負荷の場合、2 台並列による負荷の場合に比して、同一材料でもこのピーク速度は約 4 倍程度という実験結果がえられている。

(2) バネの台数が同一なら、ピーク速度は同一材料では試験片寸法によらずほぼ同じである。

他方、Fig. 5 に示すとうり、

(3) 材料定数値  $\delta_c/t$  は試験片形状、バネのコンプライアンスによらず一定である。

これらの実験事実から、ピーク速度はバネコンプライアンスのみに依存し、したがってバネ条件一定の DCB 試験なら、試験片寸法は異なっても材料の破壊抵抗値の優劣は Fig. 13 のピーク速度と  $\delta_c/t$  の相関が示すように、ピーク速度のみで判定しても大過ないという結論に導く。

さらに、材料の破壊抵抗値が試験系のコンプライアンスに依存せず、バネコンプライアンスの増加はピーク速度の大幅な増加となるという事実は、バネ荷重 PCB 試験片内を不安定延性破壊が伝播してゆくとき、材料を破壊していく力 (Crack Extension Force) あるいはエネルギーが確保されれば、バネ系の余剰エネルギーは亀裂伝播時の運動エネルギーに大部分変換されるということを示している。バネコンプライアンスと亀裂速度の定量

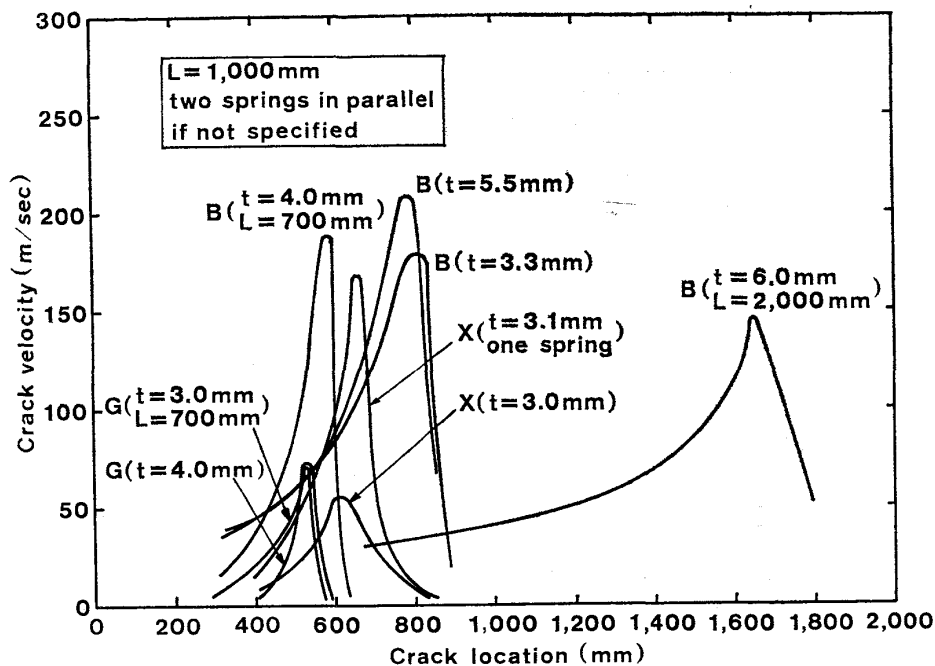
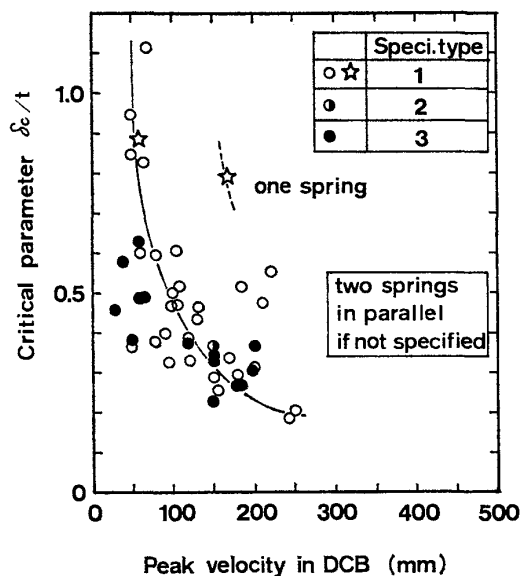


Fig. 12. Effects of spring compliance and specimen sizes on crack velocity.

Fig. 13. Relation between critical parameter,  $\delta_c/t$ , and peak velocity in spring-loaded DCB testing.

的關係は今後の研究における実験データの集積によつてさらに明確にされるであらう。

### 5. 実験バースト結果との比較

前章までの議論で、本 DCB 試験で得られる材料の剪断破壊伝播抵抗値は  $\delta_c/t$  であり、それは試験片サイズ、バネコンプライアンスに依存しない材料固有の特性臨界パラメーターであることが示された。 $\delta_c/t$  は静的引張試

験の一樣伸び値  $n$  と良い相関を有するが (Fig. 10), ここでは従来の実管バースト試験の結果がシャルピー試験のシェルフエネルギーと破壊特性値との相関づけという観点からなされていることもあつて、シャルピー試験のシェルフエネルギーと本 DCB 試験で得られる破壊特性値との相関を調べることににより、DCB 試験と実管バースト試験との関係を検討してみた。

このためには 3 章で行つた COD 表示をエネルギー表示に変換する必要がある。Fig. 3 に示したモデルにふたたび立ち帰つて、Dugdale モデルでのエネルギー解放率は RICE の  $J$  値の定義に従い、(1) 式、および (3)、(4) 式を解いて得られる  $0 \leq X \leq \rho$  での変位から計算できる。

$$J_c = 2 \int_0^{\rho} \left( \frac{1}{\alpha} \right) \omega(X) \left( \frac{\partial y}{\partial X} \right) dX \dots \dots \dots (17)$$

$$EIy = \left[ P(c + \rho) - \left( \frac{\alpha}{6} \right) (2\sigma_u^d + \sigma_y^d) \rho^2 \right] \left( \frac{X^2}{2} \right) + \left[ \left( \frac{\alpha}{4} \right) (\sigma_u^d + \sigma_y^d) \rho - \left( \frac{P}{2} \right) \right] \left( \frac{X^3}{3} \right) - \left( \frac{\alpha}{24} \right) \sigma_y^d X^4 + \left( \frac{\alpha}{120\rho} \right) (\sigma_y^d - \sigma_u^d) X^5, \quad 0 \leq X \leq \rho \dots \dots \dots (18)$$

エネルギー表示の場合、 $\delta_c/t$  に相当する材料の破壊抵抗値は  $J_c/t$  であり、単位板厚当りの  $J_c$  値が破壊の臨界値となる。これまで実管バースト試験での破壊抵抗値は本質的内容は上記  $J_c$  値と同趣旨の  $G_c$  値として求められている。重要なことはこれら破壊特性値が非板厚依存性破壊抵抗値として求められていることである。これは

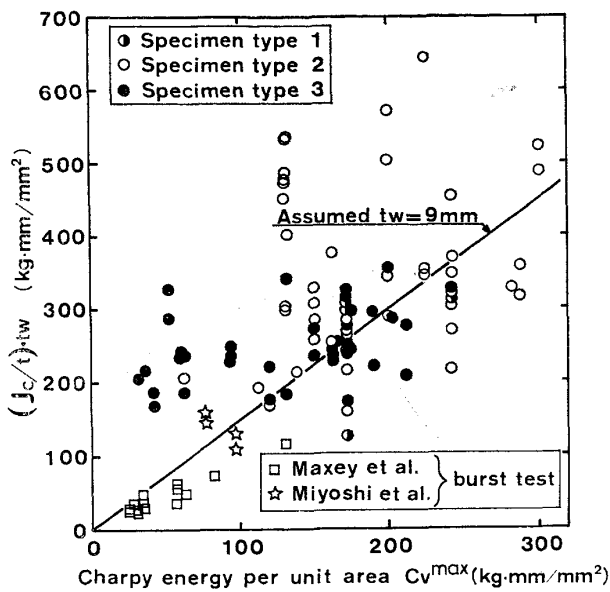


Fig. 14. Correlation between  $(J_c/t) \cdot t_w$  and Charpy energy.

従来の大部分の研究者が不安定延性破壊の臨界値は管厚に依存しないパラメータと考えてきたことによるが、すでに3章4節で示した通り、 $\delta_c/t$  (あるいは  $J_c/t$ ) クライテリオンは実管バースト試験の塑性域幅をよく説明することからも、こちらの方が正しいクライテリオンと考えるべきである。Battelle の MAXEY ら<sup>1)</sup>の単位リガメント面積当りのシャルピーシェルフエネルギー値  $C_v^{\max}$  と  $G_c$  値との相関はほぼ管厚 9 mm のバースト試験データである<sup>13)</sup>と推定して、DCB 試験から得られる  $(J_c/t)$  値に管厚  $t_w=9$  mm を掛けた値と  $C_v^{\max}$  との相関をとることにより実管バースト試験と DCB 試験との関係を調べた。また三好ら<sup>6)</sup>は、 $t_w=15.6$  mm の実管バースト試験を行い単位破壊面積当りの塑性エネルギー (Plastic Energy per Unit Area of Fracture) を求めているが、これら著者のいう単位破壊面積当りの塑性エネルギーは本質的にはここで述べた  $J_c$  値と変わらないものである。その値 ( $E_p$  とする) を、 $(E_p/15.6) \times 9$  と変換して、これも比較した。Fig. 14 はこの結果を示すが  $C_v^{\max}$  と  $(J_c/t) \cdot t_w$  の間には強い相関が存在しない。しかし、データの大幅なバラツキにもかかわらず、これら実管バースト試験から得られたデータとバネ荷重 DCB 試験から得られたデータは、ほぼ同じオーダーの量であり、また連続的な関係をもっていることが理解できよう。この点からも、バネ荷重 DCB 試験法は不安定延性破壊抵抗値を求めるための優れた実験室シミュレーションテストであることが示されている。

## 6. 結 言

最近の筆者らの実験結果を加えて、バネ荷重 DCB 試験による不安定延性破壊の機構を種々の観点から考察してみた。パイプラインの不安定延性破壊の機構を理解する上で、破壊力学的手法による定量的記述は必須であるが、そのためには材料の破壊抵抗値と破壊のクライテリオンの性格を正しく把握、認識しておく必要がある。ガスパイプラインの破壊の定量的記述は操業内圧に加えて、減圧波伝播にかかわるパラメータとか、管形状にかかわるパラメータが介入してくるため解析は複雑になるが材料的観点からみれば、破壊の基本的機構は本 DCB 試験で見られるものと同一であり、DCB 試験で得られる  $\delta_c/t$ , あるいは  $J_c/t$  値は実管の不安定延性破壊挙動を説明する上で大きな助けとなることはいうまでもない。

バネ荷重 DCB 試験の諸結果からパイプラインの不安定延性破壊を解釈してゆくことはパイプラインの設計思想を確立してゆくうえで、当然とられるべき次の研究ステップとなる。

## 文 献

- 1) W. A. MAXEY, J. F. KIEFNER, R. J. EIBER, and A. R. DUFFY: ASTM, Special Technical Publication 518, (1972), p. 70
- 2) G. T. HAHN, M. SARRATE, M. F. KANNINEN, and A. R. ROSENFELD: International Journal of Fracture, 9 (1973), p. 209
- 3) A. K. SHOEMAKER and R. F. MCCARTNEY: Journal of Engineering Materials and Technology, Trans. ASME, 96 (1974), p. 318
- 4) W. A. POYNTON, R. W. E. SHANNON, and G. D. FEARNEHOUGH: Journal of Engineering Materials and Technology, Trans. ASME, 96 (1974), p. 323
- 5) M. F. KANNINEN, S. G. SAMPATH, and C. POPELAR: ASME publication, Paper No. 75-PVP-39, June, 1975
- 6) E. MIYOSHI, M. FUKUDA, H. IWANAGA, T. OKAZAWA: International Symposium on Crack Propagation in Pipelines, Newcastle-upon-Tyne, Mar. 1974
- 7) AISI Technical Report, "Running Shear Fractures in Line Pipe Subcommittee Summary Report", Sept. 1974
- 8) 越賀房夫, 栗田義之, 秋山俊弥, 川原正言: 日本造船学会論文集, 140, (1976), p. 233
- 9) F. KOSHIGA, Y. KURITA, T. AKIYAMA, and M. KAWAHARA: ASME publication, Paper No. 77-Pet-33, Sept. 1977
- 10) A. R. ROSENFELD and G. T. HAHN: Trans. ASME, 59 (1966), p. 962
- 11) J. D. CAMPBELL and W. E. FERGUSON: Phil. Mag., 21 (1970), p. 63
- 12) A. R. ROSENFELD: 私信
- 13) W. A. MAXEY: 私信