

## 論 文

# 高圧ガスラインパイプ用厚肉・高靱性鋼管の 脆性破壊伝播停止能と DWTT 法

小笠原 昌 雄\*

## DWTT and Its Analytical Study for the Evaluation of Brittle Fracture Arrestability of High Pressure Gas Linepipe Steels

Masao OGASAWARA

## Synopsis:

Drop Weight Tear Test is widely used as a testing method for evaluating the brittle crack arrestability of linepipe steels. Since this approach is originally based on the good correlation obtained between the results of full scale brittle propagation test and the shear appearance of DWTT, it is not clear if the same analogy could be applied for the recent large diameter and thick pipelines of newly developed steels.

In the present investigation, a trial is proposed to analyse the DWTT by the fracture mechanical method and to obtain the  $K_{Ca}$  (fracture mechanical parameter for the brittle arrest) from the shear appearance of DWTT. It is possible to explain the design criterion of the transition theory (DWTT) by the design philosophy of the fracture mechanics.

## 1. 緒 言

ラインパイプの脆性破壊停止試験法としてプレスノッチ DWTT 法 (Drop Weight Tear Test) が API の Recommended Practice<sup>1)</sup> に採用されて以来、寒冷地ラインパイプの規格にこれが採用されることが多い。この試験法は米国バットル研究所<sup>2)</sup> で開発されたもので、DWTT 85% SATT (延性破面率遷移温度) が、実管バーストテストの脆性破壊停止温度と良く対応するというのが、この試験法の技術的根拠である。しかし、最近開発されている高靱性パイプ材、厚肉パイプ材に対して、この試験法をどのように拡大、適用するかという点で議論が再び持ち上がっており、Battelle 研究所では Pre-Crack DWTT 法を提案している<sup>3)</sup>。Pre-Crack 法は不安定延性破壊の停止性能の評価法として提案されたものであるが Battelle Group はこれを脆性破壊停止性能評価試験にまで拡大できると考えている<sup>3)</sup>。しかし、当初においてプレスノッチ DWTT 法が API に採用された理由は、先にも述べたように、実管テストとの対応が良いという点であり、この点で Pre-Crack DWTT が脆性破壊停止の良い指標であるということは自明ではない。ただ、考慮しておかなければならない問題として

最近開発されたパイプ材は、Battelle 研究所が当初相関を取った材料とは若干異なる挙動を示すということである。すなわち、最近のラインパイプ鋼は

(1) 高靱性材料であつて、通常のプレスノッチではノッチ先端から脆性破壊が発生せず、延性破壊が先行することがよくある<sup>4)</sup>。

(2) Battelle で当初用いたパイプは外径  $48'' > D > 20''$ 、肉厚  $B \leq 0.75''$  の圧延まま材であるのに対し、最近では  $D \geq 48''$ 、 $B \geq 0.75''$  の制御圧延材、焼入れ・焼もどし材などが製造されるようになった。

このように従来の範疇に入らない鋼の脆性破壊停止特性を評価する方法として、実管テストの結果と小型テストの遷移特性とを比較し、相関を求めるという遷移理論に基づいた議論をしている限り、新たな材料が開発されるたびに評価法に対する議論が持ち上がって来ることは否めない。そこで最近開発されつつある破壊力学論により DWTT 法を解析し、簡易に脆性破壊停止特性を求め手法が確立できれば、材料の評価が、統一的に行う可能性がある。本論文では DWTT 法を破壊力学により解析し、温度勾配型 ESSO テストから求めた脆性破壊停止  $\tilde{K}$  値 ( $\tilde{K}_{Ca}$  値) と比較し、脆性破壊停止特性が DWTT 破面率から推定できるか否かを調べる。

昭和 50 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 56 年 9 月 9 日受付 (Received Sept. 9, 1981)

\* 新日本製鉄(株)製品技術研究所 (Products R & D Laboratories, Nippon Steel Corp., 5-10-1 Fuchinobe Sagamihara 229)

2. DWT T 法の破壊力学による解析

DWT T 法は原板厚の素材を用い、プレスノッチにより脆化した部分から衝撃荷重により脆性き裂を発生させ、そのき裂を母材内で停止させ、その時の延性破面率の大小で脆性破壊の停止特性を判定する試験法である。ここでは DWT T 法を解析するに当たり、次の仮定をおいた。

- (1) 脆性き裂は板厚  $B$  を短軸、き裂最大深さ  $a$  を長軸とする長円をなして進展する。
- (2) き裂は、き裂進展に際し解放される平均エネルギー解放率 ( $\tilde{g}$ ) が、材料の脆性破壊停止限界靱性  $\tilde{g}_{ca}$  になるまで進む。
- (3) き裂進展中、曲げ変位は一定に保たれる。
- (4) 脆性き裂の発生は全面降伏後起こるが、いつたん発生した後は、き裂は弾性体内を伝播し、弾性的に挙動するため、弾性解析が可能である。

以上の仮定の成否に対する議論は、結果の検討の項ですることとし、議論を進める。

単位長さき裂進展 (長円) に伴つて解放される平均エネルギー解放率を求めると、Fig. 1(a) から、

$$\tilde{g} = \frac{1}{dS} \int^{dS} g(B, a, x, y) dS \dots\dots\dots (1)$$

ここで  $g(B, a, x, y)$  は  $(x, y)$  点におけるエネルギー解放率である。長円の各点  $(x, y)$  における応力拡大係数  $K$  は次式で与えられる<sup>5)6)</sup>。

$$K = \sigma_N \sqrt{B} f\left(\frac{2a}{B}, \frac{2y}{B}, \frac{x}{a}\right) \dots\dots\dots (2)$$

そこで、弾性解析であれば、 $g = (1-\nu^2) K^2 / E$  を用いて

$$g = \frac{1-\nu^2}{E} \sigma_N^2 B \int^{dS} f^2\left(\frac{2a}{B}, \frac{2y}{B}, \frac{x}{a}\right) dS / dS$$

$$= 2 \frac{\sigma_N^2 B}{E} \int_0^1 F\left(\frac{2a}{B}, X, Y\right) d\gamma$$

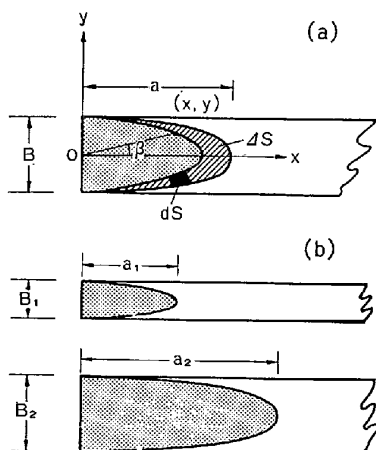


Fig. 1. Calculation of  $\bar{K}$ .

ここで  $F(\dots\dots) = f^2(\dots\dots)$ ,  $X = \sqrt{1-Y^2}$ ,  $Y = \frac{2y}{B}$

$$d\gamma = \left[ \frac{4(1-\nu^2)}{\pi} \left\{ 1 - Y^2 + \left(\frac{2a}{B}\right)^2 Y^2 \right\} \right. \\ \left. \left\{ 1 - \left(\frac{2a}{B}\right)^2 \right\} \sqrt{1-Y^2} \right] dY$$

となる。すなわち、

$$\bar{K}\left(B, \frac{2a}{B}\right) = \sqrt{E \tilde{g} / (1-\nu^2)} = \sigma_N \sqrt{B} \kappa\left(\frac{2a}{B}\right)$$

で与えられる。

今ここで試片の板厚 ( $B$ ) を変動させた場合を考える。試片の板厚の増減に対し、板幅及び試験スパンも同時に、相似に増減させた試片を用いた場合、変位一定 (Fixed Grip) 条件下でき裂が進展する時の  $\bar{K}$  の変化を求めると<sup>7)</sup>、

$$\frac{P^2}{2} \cdot \frac{d\lambda}{dS} = \frac{1-\nu^2}{E} \bar{K}^2$$

$$\bar{K} = \sigma_N \sqrt{B} \kappa\left(\frac{2a}{B}\right) = \frac{3}{2} \frac{P L}{B W^2} \sqrt{B} \kappa\left(\frac{2a}{B}\right) \dots\dots\dots (3)$$

したがつて、

$$\Delta\lambda = \lambda_0 + \frac{1-\nu^2}{E} \int_0^S \bar{K}^2 dS$$

$$\lambda_0 = L^3 / 4EBW^3$$

応力減衰は、

$$\frac{P}{P_0} = \frac{\sigma_N}{\sigma_0} = \frac{\lambda_0}{\Delta\lambda}$$

$$= \frac{1}{1 + \frac{9}{2} \pi (1-\nu^2) \frac{1}{\mu_{00}} \int_0^{\zeta} \kappa^2(2\mu_0 \zeta) d\zeta} \dots\dots (4)$$

ここで  $\mu_{00} = L/B$ ,  $\mu_0 = W/B$ ,  $\zeta = a/W$  である。

そこで、板厚  $B_1, B_2$ , スパン  $L_1, L_2$ , 板幅  $W_1, W_2$  の 2 種類の試片で、き裂が  $a_1, a_2$  まで進んだ時、荷重点変位一定条件下での  $\bar{K}$  値の比を求めると、

$$\frac{\bar{K}_1}{\bar{K}_2} = \frac{\sigma_{01}}{\sigma_{02}} \cdot \frac{1 + \frac{9}{2} \pi (1-\nu^2) \frac{1}{\mu_{002}} \int^{\zeta_2} \kappa^2(2\mu_{02} \zeta) d\zeta}{1 + \frac{9}{2} \pi (1-\nu^2) \frac{1}{\mu_{001}} \int^{\zeta_1} \kappa^2(2\mu_{01} \zeta) d\zeta}$$

$$\cdot \sqrt{\frac{B_1}{B_2}} \cdot \frac{\kappa\left(\frac{2a_1}{B_1}\right)}{\kappa\left(\frac{2a_2}{B_2}\right)} \dots\dots\dots (4)'$$

のように求まる。さらに、板幅、試験スパンが板厚に相似で、き裂深さも相似の位置にある時は、Fig. 1(b) のように

$$\frac{B_1}{B_2} = \frac{W_1}{W_2} = \frac{L_1}{L_2} = \frac{a_1}{a_2} \text{ であり、}$$

$$\zeta_1 = \zeta_2, \mu_{001} = \mu_{002}, \mu_1 = \mu_2$$

であるから、

$$\frac{\tilde{K}_1(B_1)}{\tilde{K}_2(B_2)} = \sqrt{\frac{B_1}{B_2}} \dots\dots\dots (5)$$

となる。ここで脆性き裂の発生は全面降伏後に起こると  
いう仮定から  $\sigma_{10} = \sigma_{02} = \sigma_0$  とした。

すなわち、ある一つの板厚に対し、 $\tilde{K}$ のき裂深さに対する  
変化を求めておけば、任意の板厚に対する $\tilde{K}$ を式(5)  
を用いて求めることができる。

API の DWTT 試片は板厚は元厚で、試片幅は 3''  
(76.2 mm)、スパン長さ 10'' (254 mm) で試験すること  
になつている。式(5)は試片形状、初期き裂深さが、板  
厚と相似に変化している試片について成り立つ式である  
が、DWTT の場合も、板厚の変化が大きくない時、また、 $\zeta \ll 1$ ,  $\mu_{00} \gg 1$  ( $B/L \ll 1$ ) の時は、積分項の効き方が  
1 に対し十分小さいと考えられるから  $a_1/B_1 = a_2/B_2$  の  
条件下で式(5)は成り立つと考えられる。

またき裂が長円をなして進行すると仮定しているから  
破面率も容易に計算できる。API の方式によれば、プレ  
スノッチによる破壊発生の効果と試片打撃端の効果を除  
くため、全破面の両端から板厚分をそれぞれ差し引くこ  
とになつているため、Fig. 2 に示すような形で破面率  
を求めた。

$$S = \frac{S_2}{S_1 + S_2} = 1 - \frac{S_1}{B(W - 2B - 5)}$$

ここで  $B \leq a' \leq W - B - 5$  の時

$$S_1 = \frac{Ba'}{2} \left\{ \frac{\pi}{2} - \sin^{-1} \left( \frac{B}{a'} \right) - \dots \sqrt{1 - \left( \frac{B}{a'} \right)^2} \right\}$$

$W - B - 5 < a' \leq W - 5$  の時

$$S_1 = \frac{Ba'}{2} \left\{ \sin^{-1} \left( \frac{W - B - 5}{a'} \right) - \sin^{-1} \left( \frac{B}{a'} \right) + \left( \frac{W - B - 5}{a'} \right) \sqrt{1 - \left( \frac{W - B - 5}{a'} \right)^2} - \frac{B}{a'} \sqrt{1 - \left( \frac{B}{a'} \right)^2} \right\} \dots\dots\dots (6)$$

で与えられる。

### 3. 実験結果

#### 3.1 実験による $\tilde{K}/\tilde{K}_0$ の決定

通常の DWTT 形状の試片のき裂長さを変化させ、そ

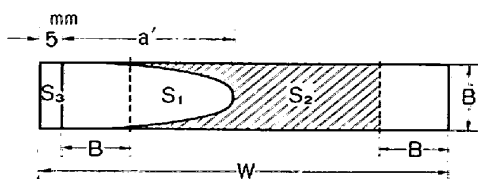


Fig. 2. Calculation of shear percent.

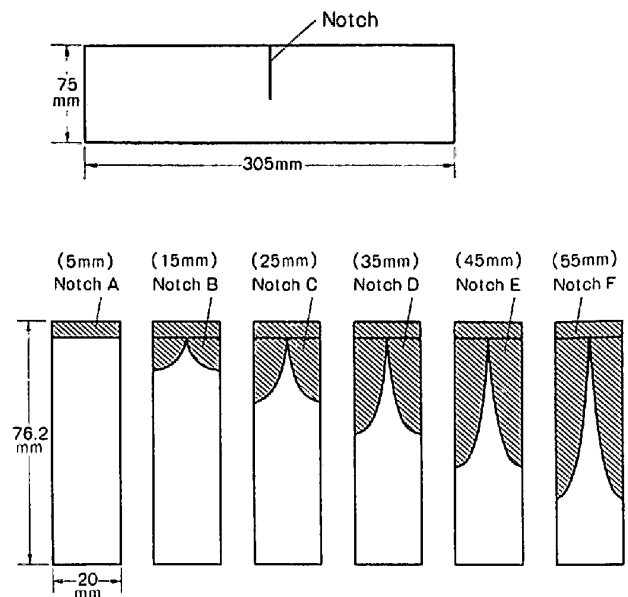


Fig. 3. Specimens for estimation of compliance.

の時のコンプライアンスの変化および荷重比から  $\tilde{K}/\tilde{K}_0$   
を求めることにする<sup>6)</sup>。しかし Fig. 1 に示すような板  
厚内部に進展したき裂を作ることはむずかしいことから、  
Fig. 3 に示すように外表面から 1/4 長円のノッチ  
を入れてコンプライアンスを求める。この両外表面から  
1/4 長円のノッチを入れた試片は Fig. 1 のような板厚  
中央部に半長円に進展したき裂と比べ、ほぼ同一コンプ  
ライアンスを与えることはノッチの周期性を考えれば明  
らかである。ノッチの挿入に際し、半長円形の電極を用  
いた放電加工法により、規定の長円ノッチを入れること  
にした。試片は板厚 20 mm の X-70 材を用い、5 mm  
プレスノッチ材を基準にして、最大ノッチ深さ 15, 25,  
35, 45, 55 mm の 6 種類の模擬試片の荷重、変位曲線を  
求め Fig. 4 に示した。この曲線で、変位 0.1 mm に対  
する荷重を求め、5 mm ノッチの荷重を基準にして荷重  
比を求め、Fig. 5 に示す。

また Fig. 5 には  $\lambda = d/P$  の関係から求めたコンプ  
ライアンスも示してある。この曲線の 3 点の 2 次曲線近似  
から、 $d\lambda/da$  を求めれば  $\tilde{g}$  が次のようにして求まる。

$$\tilde{g} = \frac{P^2}{2} \cdot \frac{d\lambda}{dS}$$

ここで、 $dS = \frac{\pi}{4} B da$ ,  $\tilde{K} = \sqrt{\tilde{g} E / (1 - \nu^2)}$  だから

$$\left( \frac{\tilde{K}}{\tilde{K}_0} \right) = \sqrt{\left( \frac{P}{P_0} \right)^2 \left( \frac{d\lambda/da}{(d\lambda/da)_0} \right)} \dots\dots\dots (7)$$

を用いて平均応力拡大係数 ( $\tilde{K}$ ) を計算することができ  
る。Fig. 6 の直線は、そのようにして実験的に求めた  
板厚 20 mm 材の  $\tilde{K}$  値とき裂最大深さとの関係を示す。

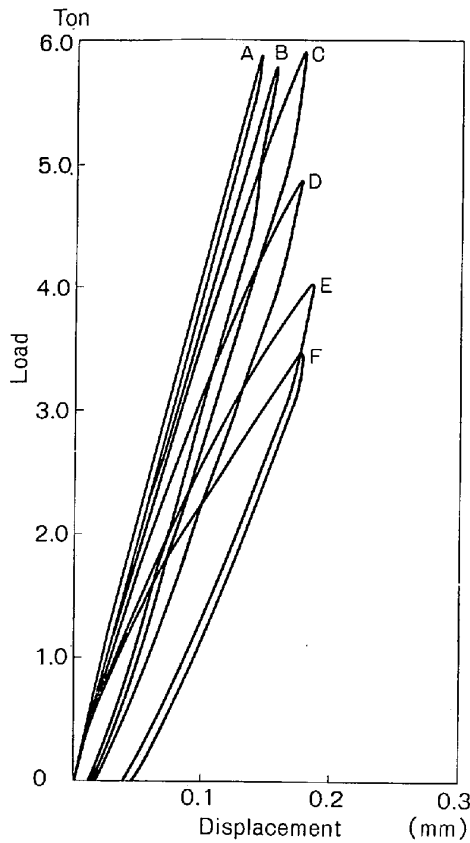


Fig. 4. Change of compliance with respect to crack depth.

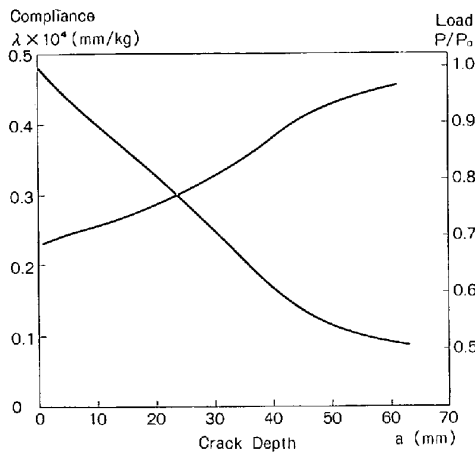


Fig. 5. Compliance and load change.

またき裂発生時の  $K$  値 ( $\tilde{K}_0$  値) を決定するにあたり次のような方法をとった。板厚  $B$ , 板幅  $W$ , スパン  $L$  の試片を曲げて, 全面降伏させた時の曲げ荷重を 5 mm プレスノッチ材の全面降伏曲げ荷重相当と考えると,

$$M_0 = 2B \int_0^{W/2} \sigma_f dx = \frac{BW^2}{4} \sigma_f$$

ここで最大 3 軸変形応力  $\sigma_f$  は次のように与えられる<sup>8)</sup>。

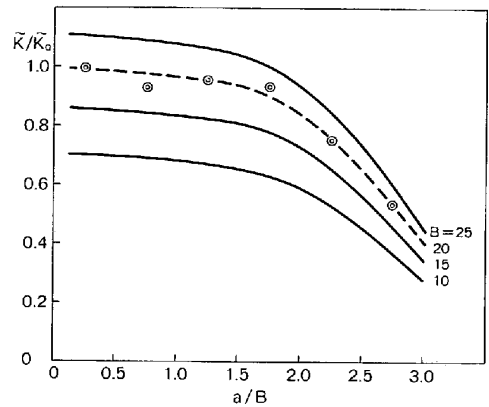


Fig. 6. Observation of  $\bar{K}/\bar{K}_0$  in related to crack depth.

$$\sigma_f = \left(1 + \frac{\pi}{2}\right) \sigma_0$$

したがって  $M_0 = \frac{1}{4} P_0 L$  を用いて

$$P_0 = \frac{BW^2}{L} \sigma_0 \left(1 + \frac{\pi}{2}\right) = 65.7 \text{ t}$$

ここで  $W=76$ ,  $B=20$ ,  $L=254$ ,  $\sigma_0 = \frac{1}{2}(\sigma_y + \sigma_B) = 56.2 \text{ kg/mm}^2$  を用いた。一方 Fig. 5 から  $a=5 \text{ mm}$  の点で  $(d\lambda/da)$  が得られ,

$$\left(\frac{d\lambda}{da}\right)_0 = 2.81 \times 10^{-7} (\text{mm/kg/mm})$$

であることから,  $\sigma_0 = 56.2 \text{ kg/mm}^2$  の材料に対して,

$$\tilde{g} = \frac{2P_0^2}{\pi B} \left(\frac{d\lambda}{da}\right)_0 = 38.6 \text{ kg}\cdot\text{mm/mm}^2$$

$$\tilde{K}_0 = \sqrt{\frac{E}{1-\nu^2} \tilde{g}_0} = 944 \text{ kg}\cdot\text{mm}^{-3/2}$$

となる。このようにして板厚 10, 15, 20, 25 に対する  $\tilde{K}$  値を求めて図示したのが, Fig. 7 である。この図で横軸には式 (5) から求めた破面率を用いた。さらに Fig. 8 には破面率 85% 近傍での  $\tilde{K}$  値の板厚依存を示す。

試片が板厚と相似に変化する場合, この関係は常に

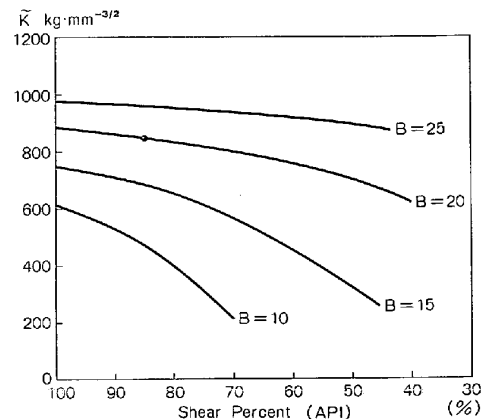


Fig. 7. Relation of  $\tilde{K}$  to shear percent.

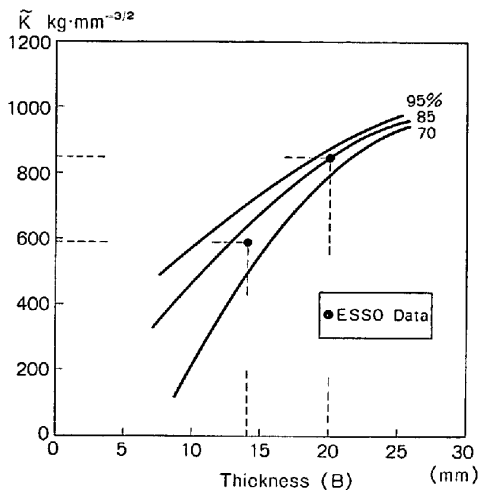


Fig. 8. Thickness dependence of  $\bar{K}$ .

成立するが、DWTT のように一定形状試片で、板厚のみが変化する場合、この関係は厳密な意味では成立しない。しかし、ここで  $K$  値を求めた板厚 20 mm 及びその近傍の板厚の材料について、Fig. 7 の関係は適用できると考えられる。

3.2 プレスノッチ DWTT の解析

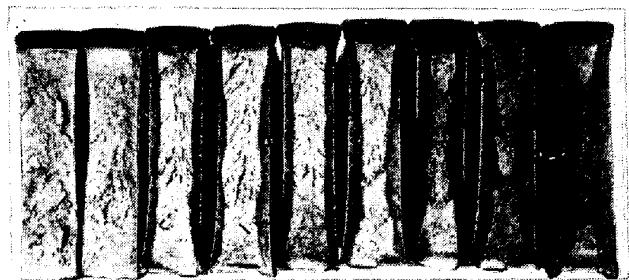
実験に用いた素材のグレードおよび板厚を Table 1 に示す。A 材、B 材は通常プレスノッチ直下から脆性破壊が発生し、長円に近い破面を示した。破面の一例として Photo. 1 に、B 材の結果を示す。Fig. 9 には A 材、B 材のプレスノッチ DWTT の結果から求めた破面率を用いて、Fig. 7 から  $\bar{K}_{ca}$  を求め、温度勾配型 ESSO テストの結果と比較して示す。図中、データの脇の数値は DWTT 破面率を示してある。ここで B 材に対しても相似則が適用できるとして式(5)を適用して  $\bar{K}_{ca}$  値を計算したが、ESSO テストと DWTT 破面率とは良く対応していることがわかる。

3.3 脆化ノッチ DWTT 結果及びその解析

QT 材のようにプレスノッチだけでは脆性破壊が発生しにくい材料の場合、通常のプレスノッチ法ではノッチ直下から脆性き裂が容易に発生せず、延性破壊が進行した後、脆性に転化する場合がある(逆破面現象)<sup>4)</sup>。このような場合、ノッチ先端を脆化する方法が提案されている。TIG 法<sup>4)</sup>、EB 脆化法<sup>7)</sup>、Preerack 法<sup>3)</sup>などが考えられているが、ここでは、TIG 脆化プレスノッチ法による検討をする。Photo. 2 には逆破面材と同一材料を TIG 脆化した材料の破面を比較して例示する。逆破面材はプレスノッチの先端から、延性き裂が進行し、後に脆性破壊に転化している。一方 TIG 脆化した材料はプレスノッチ直下から脆性破壊が発生し、停止後、延性

Table 1. Materials investigated.

Steel	Grade	Thickness	Plate
A	X-65-1	20mm	CR
B	X-60	16	QT
C	X-65-2	20	QT
D	X-65-3	20	QT
E	X-65-4	14	QT
F	X-65-5	15	QT
		25	
G	X-65-6	14	QT



-160 -120 -105 -103 -97 -97 -88 -85 -70°C

Photo. 1. Shear appearance of steel B (Thickness 16 mm).

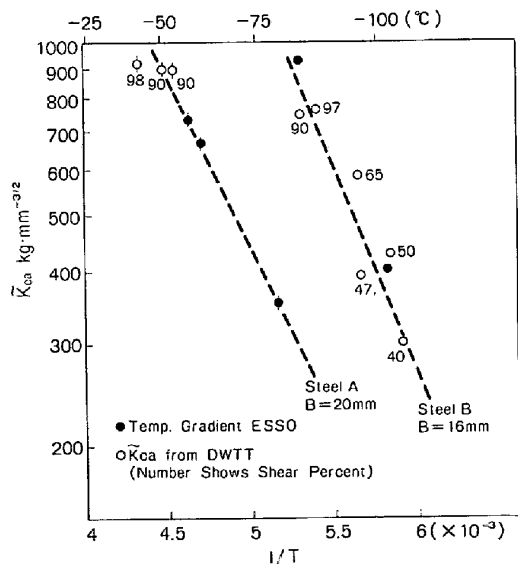
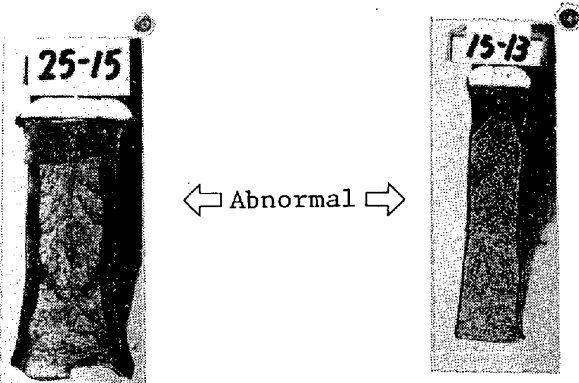
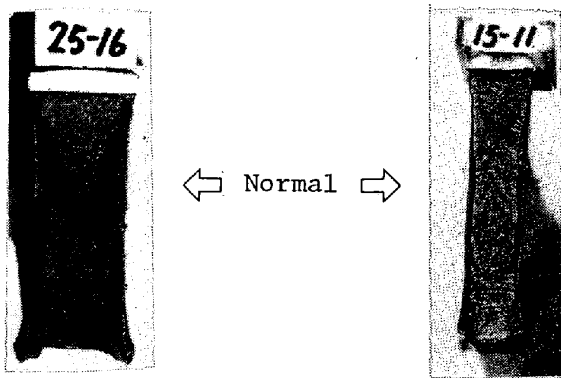


Fig. 9.  $\bar{K}_{ca}$ -value obtained from press-notched DWTT.

で破断している(正破面と呼ぶ)。このようにして TIG 脆化を施すことにより、正破面を求め、その破面率から先と同様な方法で  $\bar{K}_{ca}$  を計算し、同一材料の温度勾配型 ESSO テストから求めた  $\bar{K}_{ca}$  値と比較して Fig. 10 に示す。両者の対応が非常に良いことがわかる。ただ、高 Ni 材のような材料の場合、TIG 脆化によつて



B=25mm

B=15mm

Photo. 2. Normal and abnormal fracture appearances (Steel F).

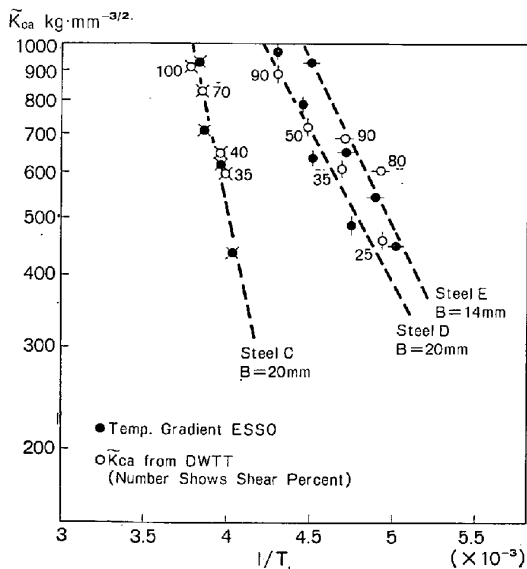


Fig. 10.  $\bar{K}_{ca}$ -value obtained from TIG embrittled press-notched DWTT.

も熱影響部が著しく脆化しない場合がある。Fig. 11 には TIG 脆化が効果的である Si-Mn 系 X-65 QT 材、G材と TIG 脆化が効果的でなかつた 2.5Ni 系 QT 材、F材の結果を示す。F材の場合、TIG 脆化をおこ

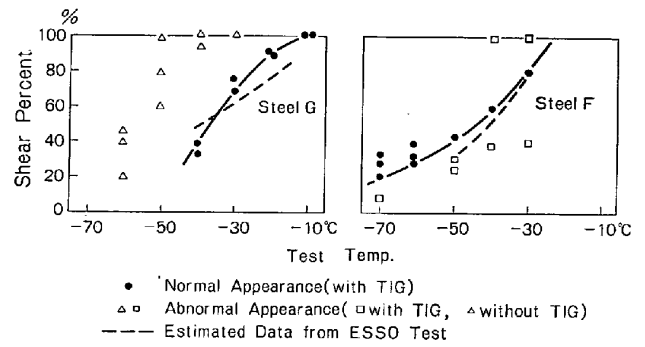


Fig. 11. Effect of TIG embrittlement.

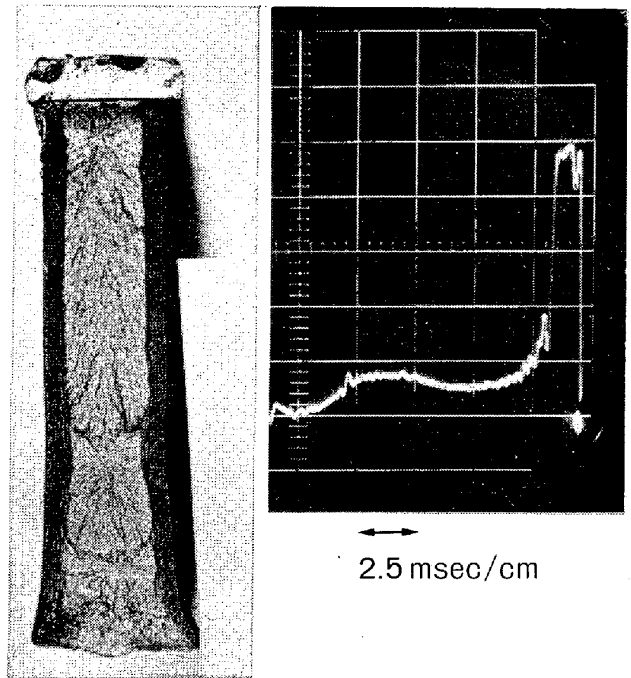


Photo. 3. Instrumented DWTT (Example).

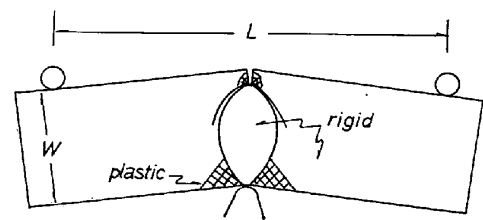


Fig. 12. Slip line on bending.

なつても逆破面現象が解消しない場合があり (図中□印), この時はデータのばらつきも大きい。しかし正破面 (長円形状) になつた場合 (図中●印), ESSO テストとの対応がよくなり, データのばらつきも少ないことがわかる。

#### 4. 結果の検討

##### 4-1 全面降伏後の弾性解析

Photo. 3 には計装 DWTT の結果の例を示した。これは試片に歪みゲージを貼付した試片から求めたもので

あるが、このように脆性き裂が深く進行するような低温域であつても、かなりの塑性変形を伴つた後、脆性き裂が発生している。

GREEN and HUNDY は<sup>8)</sup>シャルピーサイズの試片の変形を、すべり線理論と実験により解析した。曲げ変形に対し、塑性変形は Fig. 12 に示すような形状で進展し、試片中央部に弾性部分が取り残されることを示した。ノッチ底から発生した脆性破壊はこの弾性部分を伝播してゆくが、き裂発生後、解放されるエネルギーはき裂進展に伴う弾性エネルギーであり、塑性変形による材質劣化もき裂進展部にはなく、伝播き裂は弾性的伝播をすると考えられる以上、弾性解析は可能と考えられる。また Photo. 3 でき裂発生後、荷重は瞬間的に落下するが、VENZI ら<sup>10)</sup>によれば、試片にハンマーが当たり、き裂が動き出した時、Inertia 効果により試片とハンマーは振動し、両者の接触はいつたん断たれる。この際、変位は一定に保たれ、ハンマーが再度当たるまでに破断が終了することを示している。また運動エネルギーの効果について、EFTIS ら<sup>11)</sup>、KANAZAWA ら<sup>12)</sup>、CROSLLEY ら<sup>13)</sup> 及び HAHN ら<sup>14)</sup> はき裂速度が 500 m/s 以下の時は破壊停止靱性の 1~2 割程度であることを示している。したがつてこの範囲であれば静的解析は可能と考えられる。ここで扱っている温度域は NDT 以上の温度域であり EIRBER ら<sup>15)</sup>によれば、この範囲でのき裂速度はほぼ 500 m/s 以下である。

#### 4.2 相似側の適用と長円近似

破面に占める脆性部分が、長円に近い形状をしていることは Photo. 2 からわかる。

また、試片形状が板厚変化に対し相似に変動している試片の場合、式(5)が成立することは前にも述べた。また板厚が 20 mm 近傍であれば当解析で求めた  $\tilde{K}$  値を試片形状が一定の DWTT に適用しても差しつかえない。DWTT の場合、初期ノッチ深さは 5 mm ときまつているため  $a \rightarrow 5$  mm で  $\tilde{K}/\tilde{K}_0 = 1$  になつていなければならない。しかし、当解析は相似則の成立する材料について適用されるものであり  $\sqrt{B_1/B_2}$  の差が、板厚の異なるもの間に得られる。DWTT を板厚 20 mm から大幅に離れた板厚の試片について、同一試片形状でおこなう場合、ここで求めたと同様なコンプライアンス法を用いて  $K$  を求めれば厳密な議論ができると考えられる。

#### 4.3 遷移理論と破壊力学論

DWTT 法はシャルピーテストと同様、遷移理論に基づいた考え方で、鋼材の脆性破壊停止性能を評価する方法であるが、本論文では、さらにこれを破壊力学論を用いて解析した。DWTT 法がパツテル研究所から提案さ

れた時には、すべての試片はプレスノッチ底から脆性破壊が発生するような鋼材であつた。ノッチ底から脆性破壊が容易に発生し、長円破面を呈する限り、当解析で示したように脆性破壊停止  $\tilde{K}_{ca}$  値は温度勾配型 ESSO テストの結果から得られる  $\tilde{K}_{ca}$  値と良く対応している。しかし QT 材のように通常のプレスノッチではノッチ底から脆性破壊が発生しない場合があり、この場合は TIG 脆化等の何らかの脆化方法を用い、ノッチ底から脆性破壊を発生させ、これを母材で停止せしめるような試験でない限り脆性破壊停止性能の評価には適さない。また遷移理論によれば、遷移温度以上で鋼材を使用すれば、設計応力に関係なく、脆性破壊が停止し、それ以下で使用すれば伝播するということになるが、破壊力学論によれば、設計応力が低ければ、低温まで使用できるといふように、基本的に設計思想が異なる。しかし、ここで示したように、遷移理論に基づく試験法を破壊力学論で解釈することにより両者の設計思想が結びつく。DWTT 法でパイプの安全性を論ずる場合、よく 85%-SATT を用いる。Battelle の実験で、実管テストとの対応を求めた時、85% SATT が実管テストの脆性破壊停止温度と良く対応したことからこの試験法が API で採用された。しかし、Battelle の実管テストでは、内圧をフープ応力にして  $0.6 \sim 0.9 \sigma_y$  と高い値で試験しており、そのため 85% SATT との対応が良かったと考えられる。

## 5. 結 論

1. DWTT 法を破壊力学を用いて解析した。その結果、脆性き裂が十分短い時、コンプライアンス法から脆性破壊停止  $\tilde{K}$  値を推定することができる。
2. この解析で得られた  $\tilde{K}_{ca}$  値 (脆性破壊停止特性) は温度勾配型 ESSO テストで得られる  $\tilde{K}_{ca}$  値と良い一致を示している。
3. 逆破面を呈する材料は、TIG 脆化等、何らかの方法でノッチ先端に当たる部分を脆化し、ノッチ底から脆性破壊が発生するように処理する必要がある。

当論文を仕上げるに当たり、東京大学工学部船用機械工学科、岡村弘之教授、金沢武東京大学名誉教授、及び新日鉄製品技術研究所、三村宏博士、柳本左門博士に御助言、御指導をいただきました。

## 記 号

- $a$  : 脆性き裂最大長さ
- $a'$  : プレスノッチ部 (5mm) を含めたき裂全長さ
- $B$  : 板厚
- $D$  : パイプ直径
- $d$  : 荷重点変位

$E$  : ヤング率  
 $g$  : エネルギー解放率  
 $\bar{g}$  : 平均エネルギー解放率  
 $\bar{g}_{ca}$  : 脆性破壊停止限界  $\bar{g}$  値  
 $K$  : 応力拡大係数  
 $\bar{K}$  : 平均応力拡大係数  
 $\bar{K}_{ca}$  : 脆性破壊停止限界  $\bar{K}$  値  
 $L$  : 試験スパン  
 $P$  : 曲げ荷重  
 $P_0$  : 脆性破壊発生時の曲げ荷重  
 $S$  : 破面率  
 $\Delta S$  : き裂進展微小面積  
 $W$  : DWTT 試片板幅  
 $(x, y)$  : 直交座標  
 $\sigma_N$  : 平均応力  
 $\sigma_0$  : 変形応力  
 $\sigma_y$  : 降伏応力  
 $\lambda$  : コンプライアンス  
 $\lambda_0$  : 脆性破壊発生時の  $\lambda$   
 $\nu$  : ポアソン比

## 文 献

- 1) API, Recommended Practice 5L3, Conducting Drop-Weight Tear Tests
- 2) A. R. DUFFY: Symp. on Line Pipe Research, American Gas Association (1965), p. 43
- 3) G. M. WILKOWSKI, W. A. MAXEY, and R. J. EIBER: ASME, Energy Technology Conference, Sept. 18-22, (1977)
- 4) H. KASHIMURA, M. OGASAWARA, and H. MIMURA: Material Science Symposium, Cincinnati, Ohio (1975)
- 5) A. S. KOBAYASHI: ASTM, STP 513, (1972), p. 3
- 6) 岡村弘之: 線型破壊力学入門, 破壊力学と材料強度講座 1, p. 46 [培風館]
- 7) 金沢 武, 町田 進, 矢島 浩, 青木 満: 日本造船学会論文集, (1971) 130, p. 343
- 8) A. P. GREEN and B. B. HANDY: G. Mech. and Phys. of Solid, 4 (1956), p. 128
- 9) 別所 清, 住友芳夫, 山下 昭: 鉄と鋼, 65 (1979) 11, p. 491
- 10) S. VENZI, A. H. PRIEST, and M. J. MAY: ASTM. STP 466 (1969), p. 165
- 11) J. EFTIS and J. M. KRAFT: G. Basic Engineering, Trans. ASME (D), 87 (1965), p. 257
- 12) 金沢 武, 町田 進, 寺本徳郎: 日本造船学会論文集 (1977) 141, p. 290
- 13) P. B. CROSLY and E. J. RIPLING: Trans. ASME (D), (1969), p. 525
- 14) G. T. HAHN, R. G. HOAGLAND, M. F. KANNINEN, and A. R. ROSENFELD: Second Int. Conf. on Pressure Vessel Technology, Part II, ASME, (1973), p. 981
- 15) R. J. EIBER: Symposium on Line Pipe Research, American Gas Association (1965)