

# 討29 実管試験による大径鋼管の延性破壊伝播停止特性の評価

川崎製鉄(株) 技術研究所 ○片岡義弘 杉江英司  
高田庸

## 1. 緒言

大径高圧ガスパイプラインの不安定延性破壊に関する研究は、欧米各国において約20年前より行なわれており、その破壊を停止させるのに必要な材料特性としてシャルピー吸収エネルギーあるいはDWT T吸収エネルギーなどを用いた公式もいくつか提案されている。しかしながら、近年パイプラインがますます大径高圧化されるにつれ、これらの公式が適用できないという実験結果も公表されるようになり、現在もこの問題を解決するため実物大の破壊試験による研究が行なわれている。

著者らは、この破壊に対する材料の抵抗性を調べるため、部分ガス封入による実管破壊試験を行なって延性破壊の伝播を再現し、全ガスの場合の破壊伝播に対する鋼管の抵抗性を評価する方法について検討してきた<sup>1)</sup>。本報告では、その実験結果およびモデル式を用いた評価法と小型試験との対応について述べる。

## 2. 実験方法

破壊試験の概要をFig. 1に示す。試験体全長は約20mで、中央部に長さ1mの発生管を設けて、その両側に長さが8mのシャルピー衝撃特性の異なる試験鋼管を接続した。発生管には表面切欠をつけ、その両側に油圧ラムを設置した。試験体内容積の10~15%に窒素ガスを封入し、残部は水とした。ガスの加圧により内圧が試験鋼管のSMYS (specified minimum yield strength)の80%に相当する圧力に達した後、油圧ラムにより切欠部を開口することによって破壊を発生伝播させた。

供試鋼管は、寸法30"φ×0.375"t, API規格X65, 36"φ×0.5"t, X70および48"φ×0.72"t, X70の3種類であり、その衝撃特性と試験条件をTable 1に示す。

## 3. 実験結果

試験結果の一例として、鋼管PとQの破壊伝播速度と試験後の破壊形態をFig. 2に示す。鋼管PとQの試験温度におけるシャルピー吸収エネルギーはそれぞれ10 kgf·mと16 kgf·mであり、これからシャルピー吸収エネルギーの相違により破壊伝播速度と破壊伝播距離が大きく異なることがわかる。その他の試験結果においても、Fig. 3に示すように破壊伝播距離は封入ガス量と鋼管径により異なるが、シャルピー吸収エネルギーが低いほど長い。

つぎに、鋼管Pにおいて発生管から1, 3, 5m位置における内圧ならびに

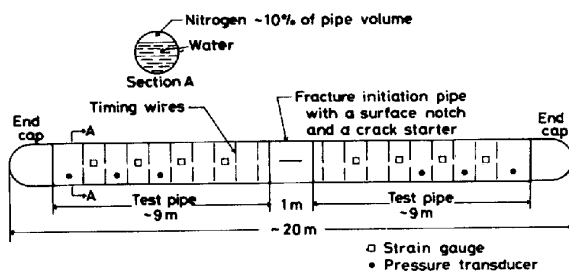


Fig. 1 Configuration of modified West-Jefferson test

Table 1 Pipe properties and test conditions

Pipe	Dimension	Grade	Charpy energy* (kgf·m) at 0°C at 20°C		DWTT 100%FATT (°C)	Gas volume (%)	Test pressure (kgf/mm <sup>2</sup> )	Test temp. (°C)
A	30"OD x0.375"WT	X65	7.2	8.2	0	10	0.92	20
B			2.4	2.5	-20			
D	36"OD x0.5"WT	X70	14.1	12.7	-20	15	1.09	7
E			14.7	14.9	-10			
K			12.3	12.7	-10			
G			18.8	17.2	-15			
L	48"OD x0.72"WT	X70	15.2	15.0	-20	15	1.18	0
F			3.7	3.7	-20			
O			10.0	12.0	-10			
P	48"OD x0.72"WT	X70	16.0	18.7	-15	15	1.18	0
R			15.8	19.5	0			
S			19.3					

\* OD: Outside diameter, WT: Wall thickness  
 \*\* Full size Charpy absorbed energies except pipes A and B in which 2/3 size Charpy specimens are used.

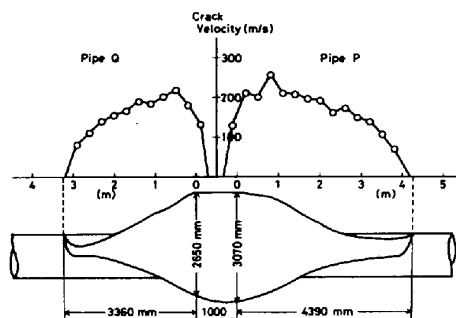


Fig. 2 Crack velocity and fracture appearance

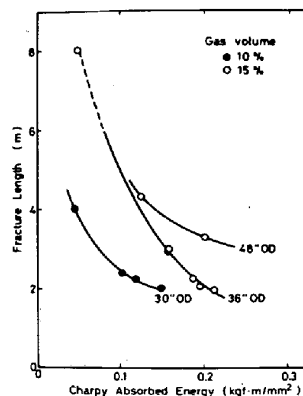


Fig. 3 Influence of Charpy energy on fracture length

亀裂先端の位置の時間変化を Fig. 4 に示す。それぞれの圧力は減圧波が到達した時に下がり始め、亀裂先端がその位置を通過すると急激に低下している。この時の減圧波の速度は 400~500m/s であった。このような部分ガス封入破壊試験における減圧挙動を Fig. 5 に示す。図中、実線および破線で示した理論曲線は Eiber が全ガス試験の場合に導いている式

$$\frac{P}{P_0} = \left\{ \frac{(r-1)V}{(r+1)V_a} + \frac{2}{r+1} \right\}^{\frac{2r}{r-1}} \quad (1)$$

において、ガス中の音速  $V_a$  をそれぞれ 400m/s および 460m/s として計算したものである。ここで、 $P_0$  は初期圧力、 $r$  は比熱比、 $V$  は圧力  $P$  の伝播速度である。Maxey<sup>3)</sup> が示しているように、実験結果は理論曲線とよく一致している。

また、この試験における延性亀裂進展にもなる鋼管頂上部すなわち亀裂通過位置のひずみ変化の一例を Fig. 6 に示す。このようなひずみ変化は Shoemaker<sup>4)</sup> によって報告されている全ガスの実物大破壊試験における挙動と類似したものであり、本試験において実際のガスパイプラインにおける延性破壊の伝播が再現されていることがわかる。

4. 考察

4.1 破壊伝播時のエネルギーバランス式

ガスパイプラインにおける不安定延性破壊の定常伝播状態を記述するモデル式はいくつか提案されているが、ここでは Poynton<sup>5)</sup> の手法に従い、破壊伝播時のエネルギーバランスによって定常伝播状態が記述されるとする。その基本式は

$$\delta U_g = \delta K + G \cdot t \cdot \delta l + F \cdot \delta l \quad (2)$$

と書け、ここで  $U_g$  は膨張ガスが鋼管壁に供給するエネルギー、 $K$  は破壊鋼管壁の運動エネルギー、 $G$  は単位面積当りの破壊エネルギー、 $t$  は管厚、 $F$  は亀裂単位長さ ( $\delta l$ ) 当りの亀裂開口部の塑性変形エネルギーである。この式の各項は鋼管の破壊形状、亀裂先端の圧力および亀裂後方のフラッピング部に働いている圧力状態から以下のように求められる。

破壊は Fig. 7 に示す形状で伝播していると仮定し、亀裂後方のフラッピング部に働いている圧力は亀裂先端における圧力が  $P_t$  であるとき

$$P(x) = P_t \exp(0.7x/R) \quad (3)$$

で近似的に与えられるとすると (2) 式の各項は

$$\delta U_g = P_t \cdot \frac{2R^2 \tan \beta}{0.7} \left\{ 1 + \frac{\tan \beta}{0.7\pi} - \left( 1 + \frac{3.4 \tan \beta}{0.7\pi} \right) \exp(-1.4) \right\} \delta l \quad (4)$$

$$\delta K = \pi R t \rho (V_t \tan \beta)^2 \delta l \quad (5)$$

$$F \delta l = \frac{\pi}{4} \sigma_t^2 \left( 1 - \frac{\pi R}{\pi R + d_c \tan \beta} \right) \delta l \quad (6)$$

となる。ここで、 $\beta$  は亀裂の開き半角、 $R$  は鋼管の半径、 $\rho$  は鋼の密度、 $V_t$  は破壊伝播速度、

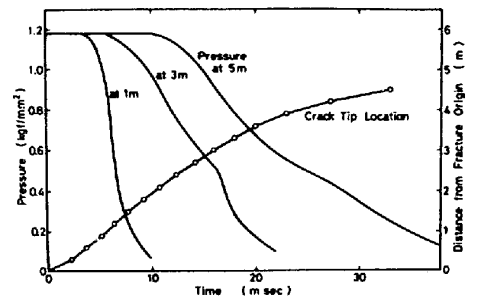


Fig. 4 Pressure at locations 1, 3 and 5m from initiating pipe and the crack tip location in pipe P

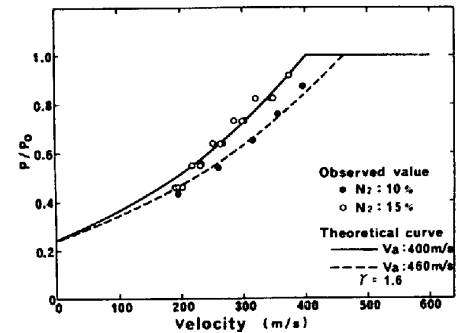


Fig. 5 Gas decompression characteristics in West-Jefferson tests

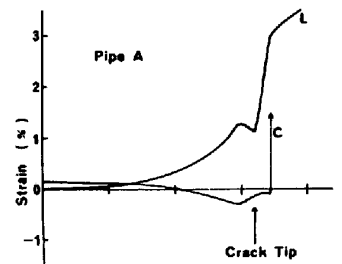


Fig. 6 Circumferential and longitudinal strains on top of the pipe during fracture propagation  
C: circumferential  
L: longitudinal

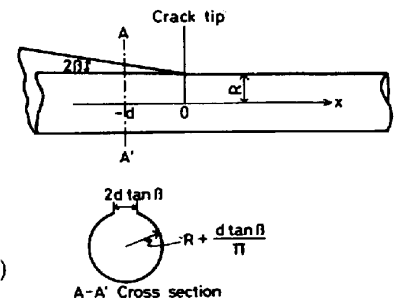


Fig. 7 Schematic geometry of propagating shear fracture

$\bar{\sigma}$  は (降伏強度+引張強度)/2,  $d_c$  は有効フラッピング長さである。  
 また, 亀裂先端における圧力  $P_t$  は

$$P_t = P_0 \left\{ \frac{(r-1)V_f}{(r+1)V_a} + \frac{2}{r+1} \right\}^{\frac{2r}{r-1}} \quad (7)$$

で与えられる。

いっぽう, 部分ガス封入破壊試験における破壊挙動は, その伝播速度が Fig. 8 に示すように変化し, 破壊発生初期の急激に変化する領域と距離  $l_0$  まで伝播したのち定常伝播またはゆるやかに減速して停止するまでの領域とでは異なり, 後半の領域で前述のガスパイプラインにおける破壊に類似した挙動で破壊が伝播していると考えられる。そこで, この領域における破壊伝播に対するエネルギーバランスより次式が得られる。

$$\int_{l_0}^{l_t} P_t \frac{2\sqrt{\epsilon} R \tan \beta}{0.7} \left\{ 1 + \frac{\sqrt{\epsilon} \tan \beta}{0.7 \pi} - \left( 1 + \frac{2}{\pi} \tan \beta + \frac{2\sqrt{\epsilon}}{0.7 \pi} \tan \beta \right) \exp \left( -\frac{1.4}{\sqrt{\epsilon}} \right) \right\} dl$$

$$= -\pi R t \rho l_0 \{V_f(l_0) \tan \beta\}^2 + G_w t (l_t - l_0) + \frac{\pi}{4} \bar{\sigma} t^2 \left( 1 + \frac{\pi R}{\pi R + d_c \tan \beta} \right) (l_t - l_0) \quad (8)$$

ここで, 亀裂先端の圧力  $P_t$  は(1)式で与えられ, 亀裂後方の圧力分布は

$$P(x) = P_t \exp(0.7x/\sqrt{\epsilon}R), \quad \epsilon = \text{封入ガス量比} \quad (9)$$

で与えられるとした。 $l_0$  から  $l_t$  間の破壊速度の減少率は Fig. 9 に示すように各鋼管ではほぼ一定値であるので,  $dV_f/dt = \alpha$  とすると(8)式の左辺は

$$\int_{l_0}^{l_t} P_t dl = \frac{P_0}{\alpha} \int_{V(l_0)}^0 \left\{ \frac{(r-1)V_f}{(r+1)V_a} + \frac{2}{r+1} \right\}^{\frac{2r}{r-1}} V_f dV_f \quad (10)$$

で計算される。

#### 4.2. 破壊の停止条件

前節の(2)式はガスパイプラインにおける延性破壊の定常伝播状態を記述するものであるが, その各エネルギー項を鋼管 B の場合について計算すると Fig. 10 のようになり, 破壊エネルギー項  $G$  はある破壊速度で最大値をとる。この値  $G_{max}$  は破壊が定常伝播しうる最大のエネルギーであり, 鋼管の破壊エネルギーがこの値より大きい場合に破壊は停止する。各鋼管の破壊エネルギーは部分ガス封入破壊試験を行なうことにより(8)式から求められる。鋼管 B の場合には図中  $G_w$  で示した値となり破壊は定常伝播することがわかる。このようにして, 各鋼管について延性破壊の伝播停止を判定した結果を Fig. 11 に示す。本試験で破壊が伝播すると判定された鋼管は鋼管 B, O および P である。

#### 4.3. 小型試験との対応

以上のように, 部分ガス封入破壊試験を行なうことにより, ガスパイプラインにおける

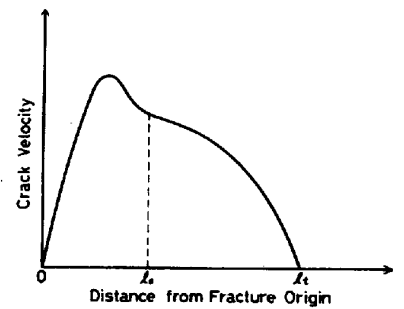


Fig. 8 Typical change in crack velocity

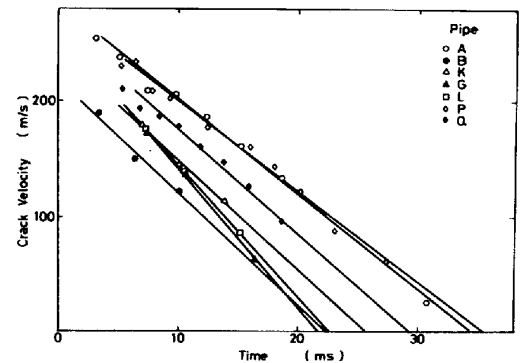


Fig. 9 Change in crack velocity with time

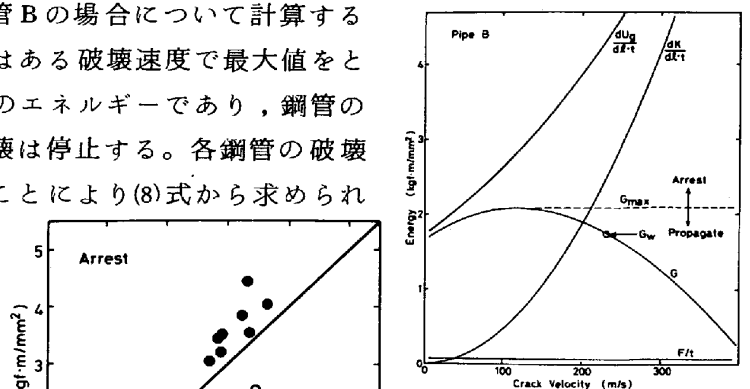


Fig. 10 Energy terms in shear fracture process as a function of crack velocity

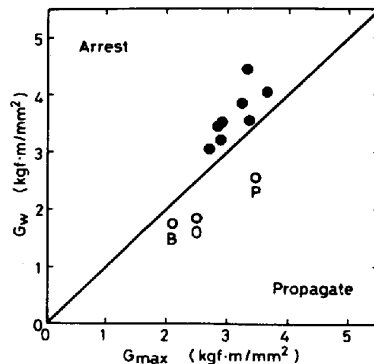


Fig. 11 Determination of fracture arrest

延性破壊の伝播停止を判定することが可能となった。そこで、さらに小型試験による判定を可能とすることを検討した。部分ガス封入破壊試験で得られる破壊エネルギー $G_w$ とシャルピー、DWT Tの単位面積当りの吸収エネルギーとの関係をそれぞれFig.12と Fig.13に示し、亀裂開口角度と単位面積当りのシャルピー吸収エネルギーとの関係をFig.14に示す。これらの図からわかるように、破壊エネルギーおよび亀裂開口角度とシャルピー吸収エネルギーとの相関は非常によく、その関係式を求めると

$$G_w = 14C_v + 1 \quad (11)$$

$$\tan\beta = 0.5C_v + 75/R \quad (12)$$

となる。ここで、 $C_v$ は単位面積当りのシャルピー吸収エネルギー ( $\text{kgf}\cdot\text{m}/\text{mm}^2$ )、 $R$ は鋼管半径 ( $\text{mm}$ )である。これらの関係式を用い前節と同様な方法で、ガスパイプラインにおける延性破壊の伝播を停止させるのに必要なシャルピー吸収エネルギーを求めることができる。たとえば、API規格X70で内圧が80% SMYSの場合、36"φ×0.5"t および48"φ×0.72"t鋼管の延性破壊停止に必要なシャルピー吸収エネルギーはフルサイズシャルピーでそれぞれ約 11  $\text{kgf}\cdot\text{m}$ と約 15  $\text{kgf}\cdot\text{m}$ になる。

5. 結言

部分ガス封入破壊試験を行ない、破壊伝播速度、破壊伝播距離、亀裂開口角度および破壊伝播時の内圧変化を測定した。この結果と破壊伝播状態を記述するモデル式を用いて鋼管の破壊エネルギーが求められる。この破壊エネルギーと、ガスパイプラインにおける延性破壊の定常伝播状態を記述するエネルギーバランス式から得られる破壊が定常伝播しうる最大の破壊エネルギーとを比較することにより、ガスパイプラインにおける不安定延性破壊の伝播停止を判定することができる。さらに、この破壊エネルギーおよび亀裂開口角度はシャルピー吸収エネルギーとよく対応することがわかった。これらの関係式を用いればシャルピー吸収エネルギーによる伝播停止の判定も可能である。

参考文献

- 1) 片岡, 杉江, 高田: 鉄と鋼, 66(1980)S1046.
- 2) R.J. Eiber: 4th Symposium on Line Pipe Research, A.G.A., 1969.
- 3) W.A. Maxey: 6th Symposium on Line Pipe Research, A.G.A., 1979.
- 4) A.K. Shoemaker et al.: J. Eng. Mat. Tech., Trans. ASME, 1974.
- 5) W.A. Poynton and G.D. Fearnough: Conf. on Dynamic Crack Propagation, 1972.
- 6) M.F. Kanninen et al.: J. Pressure Vessel Technology, Trans. ASME, 1976.

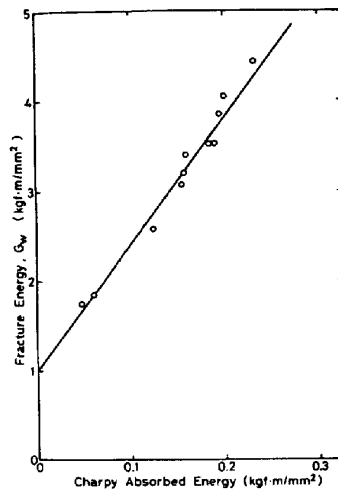


Fig.12 Correlation between fracture energy  $G_w$  and Charpy absorbed energy

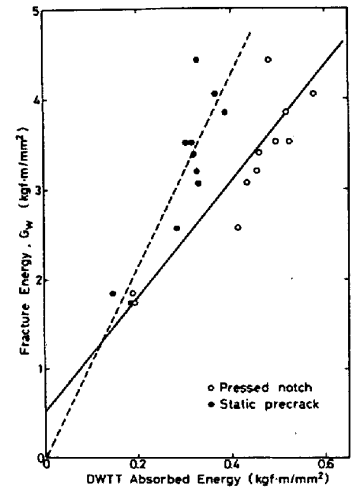


Fig.13 Correlation between fracture energy  $G_w$  and DWIT absorbed energy

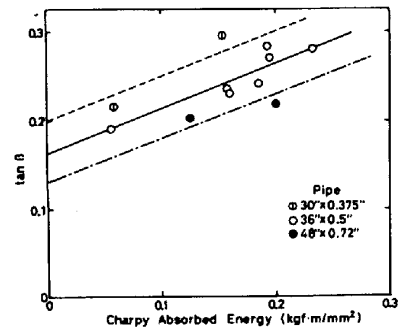


Fig.14 Correlation between  $\tan\beta$  and Charpy absorbed energy