

# 部分ガスバースト試験によるラインパイプの 高速延性破壊の研究

川口 喜昭\*・塚本 雅敏\*<sup>2</sup>・住友 芳夫\*<sup>3</sup>  
竹内 泉\*<sup>4</sup>・山下 昭\*<sup>4</sup>・奈良 好啓\*<sup>5</sup>

## Study on the Propagating Shear Fracture of Line Pipes by the Partial-gas Burst Test

Yoshiaki KAWAGUCHI, Masatoshi TSUKAMOTO, Yoshio SUMITOMO  
Izumi TAKEUCHI, Akira YAMASHITA, and Yoshihiro NARA

### Synopsis:

In order to evaluate the crack arrestability of line pipes to the propagating shear fracture, the partial-gas burst test was carried out on many line pipes of varied notch ductility, sizes and test conditions. A method to estimate the fracture energy of test pipes was established and the required notch ductility to line pipes against the propagating shear fracture of actual pipelines was introduced.

### 1. 緒 言

ガス輸送用ラインパイプに生じる高速延性破壊の伝播を阻止するために要求される材料の抵抗値はシャルピー衝撃試験あるいは DWTT 等の工業的試験法で得られる切り欠き延性により評価されている。この切り欠き延性値については実物大の鋼管の全ガスバースト試験結果を考察していくつかの提案がなされているが<sup>1)~7)</sup>、高速延性破壊の伝播あるいは阻止を予測するには必ずしも十分でなく現在も検討が続けられている。

一方全ガスバースト試験に比べ小型簡便な部分ガスバースト試験、いわゆる West Jefferson test<sup>8)</sup>が、セパレーションの影響調査、新材料の品質保証に有効な材質判定試験として用いられて来た。しかしながらこの試験法では、全ガスバースト試験の様な延性破壊定常伝播状態の再現はできず、試験結果の評価は破壊伝播距離を比較するという定性的、相対的な方法によつている。従つて管径、ガス量、破壊圧力等の試験条件が変化した場合に相対比較さえ不可能となる。そこでこの試験法を応力勾配型の破壊伝播停止試験とみなし、破壊伝播状況を力

学的に解析する事により、試験条件、破壊状況を考慮して、バースト時の鋼管の破壊吸収エネルギーを材料特性値として評価する方法を見出した。

この評価方法によつて部分ガス短管バースト試験法は定量的な品質保証試験として確立され、さらに実際のラインパイプにおける高速延性破壊阻止条件を予測することが可能となつたので報告する。

### 2. 試験方法

#### 2.1 試験管

試験管の諸元、機械的性質を Table 1 に示す。試験管のグレードは X-60~X-80、製造方法は焼入れ-焼もどし (QT)、制御圧延法 (CR 法)、低温再加熱圧延法 (Low Temperature CR 法) の三種類、管径は 0.762~1.422 mφ、板厚は 15.8~20.0 mm の材料である。

#### 2.2 試験方法

試験方法は概要を Fig. 1 に示すように、リザーバー管を用いた部分ガスバースト試験法を用いた。すなわち試験体には所定の空隙を残して水を入れ、窒素ガスにより 60~100 kgf/cm<sup>2</sup> に加圧した後、水圧ポンプを用い

昭和 56 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 56 年 6 月 25 日受付 (Received June 25, 1981)

\* 住友金属工業(株)中央技術研究所 波崎研究センター 工博 (Hasaki Research Center, Central Research Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

\*<sup>2</sup> 住友金属工業(株)中央技術研究所 波崎研究センター (Hasaki Research Center, Central Research Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd., 16 Oaza-Sunayama Hasakimachi Kashima-gun 314-04)

\*<sup>3</sup> 住友金属工業(株)本社 工博 (Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

\*<sup>4</sup> 住友金属工業(株)鹿島製鉄所 (Kashima Steel Works, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

\*<sup>5</sup> 住友金属工業(株)本社 (Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

Table 1. Materials of pipes for the partial-gas burst test.

Test No	Grade	Process	Diameter D (inch)	Thickness t (mm)	$\sigma_y$ (kgf/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_u$ (kgf/mm <sup>2</sup> )	
1	West	X-70	QT	30	16.5	49.2	61.7
2	East	.	CR	.	.	51.2	66.7
	West	.	.	.	.	49.4	65.3
3	West	X-65	CR	.	.	46.3	64.2
4	East	X-60	LTCR	.	.	43.2	59.8
5	West	.	.	.	.	43.5	59.6
6	East	X-70	CR	.	.	51.9	63.2
	West	.	.	.	.	51.0	64.4
7	East	.	.	.	.	51.9	63.2
	West	.	.	.	.	51.0	64.4
8	East	.	QT	.	.	55.5	67.3
	West	X-65	CR	.	.	46.9	59.7
9	East	.	.	.	.	46.9	59.7
	West	X-70	QT	.	.	58.0	69.6
10	East	.	CR	.	.	51.9	63.2
	West	.	.	.	.	51.9	63.2
11	East	.	.	.	.	51.0	64.4
	West	.	.	.	.	51.0	64.4
12	East	X-70	LTCR	30	15.8	59.1	67.7
	West	.	.	.	.	57.4	66.7
13	East	.	.	48	15.8	56.1	67.6
	West	.	.	.	.	53.9	66.0
14	East	.	.	56	15.8	54.6	65.1
	West	.	.	.	.	55.3	65.6
15	East	X-80	.	56	20.0	62.0	71.8
	West	.	.	.	.	62.6	71.8

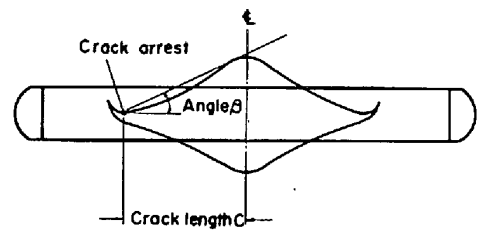


Fig. 3. Measurements of the fractured pipe.



Photo. 1. Burst instance of the partial-gas burst test.

常温以外の試験温度はき裂進路と予想される鋼管上部に冷却槽を取り付けて設定した。

2.3 計測

破壊伝播中の情報を得るために、鋼管破断時の圧力変化、歪変化、き裂速度を計測した。き裂伝播速度は試験管に貼ったタイミングワイヤの切断時刻を検出する方法を用いた。Fig. 2 には圧力変換器、歪ゲージ、タイミングワイヤ取付状況の概要を同時に示す。温度は歪みゲージとほぼ同位置に取り付けた熱電対により測定した。計測データは直流増幅器により増幅した後データレコーダ (20 kHz) に収録し、試験終了後解析した。

破壊後には破壊状況の計測を Fig. 3 に示す様に行い、き裂開口角の半角  $\beta$  とき裂長さ  $C$  とを求めた。  $\beta$  はき裂が直進して停止した点から破断面湾曲部へ接線を引いて求めた。

3. 試験結果

3.1 試験結果

試験結果を Table 2 に示す。破壊の瞬間、破断後の状況の例を Photo. 1, Photo. 2 にそれぞれ示す。破壊圧力は 93~194 kgf/cm<sup>2</sup>, ガス量比は 5~15% の範囲で試験した。ガス量比は鋼管径 0.762 m $\phi$ , 1.219 m $\phi$  の試験体 (No. 1~No. 13) では試験体長さに応じて 10%~15% とし, 1.422 m $\phi$  の試験体 (No. 14, No. 15) では 5% とした。これは 1.219 m $\phi$ , 10% ガスの No. 13 試験体のき裂長さが非常に長かつたため, 1.422 m $\phi$  で 10% ガスとするとき裂が鏡板まで達し, 試験の失敗

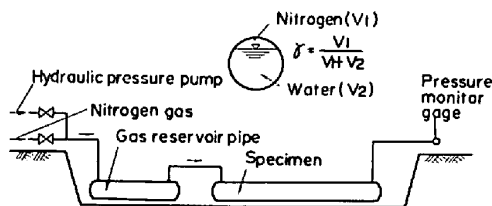


Fig. 1. Arrangement of the partial-gas burst test.

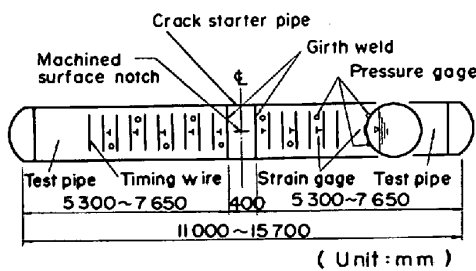


Fig. 2. Specimen configuration of the partial-gas burst test.

てリザーバー管を介して昇圧させ、破壊させた。

試験体は Fig. 2 に示すように中央部に 0.40 m のき裂発生管を設け、その両端に 5.30~7.65 m の試験管を溶接した。試験体全長は 11.00~15.70 m である。き裂発生管には板厚の 1/2 の深さまで、長さ 0.20 m の管軸方向表面切り欠きを機械加工し、き裂の発生を容易にした。

Table 2. Test conditions and results of the partial-gas burst test.

Test No.		P (kgf/cm <sup>2</sup> )	Gas ratio f (%)	Temperature T (°C)	Fracture length C (mm)	Angle β (degree)	Separation Index S.I. (mm <sup>-1</sup> )
1	West	165	13	25	2605	18.9	—
2	East	180	•	-7	3415	18.0	—
	West	•	•	-28	3330	18.8	—
3	West	17.1	•	32	4200	15.1	—
4	East	167	•	39	3445	17.2	—
5	West	173	•	3	2500	19.8	—
6	East	178	15	5	2200	21.5	0.14
	West	•	•	•	2620	20.2	0.19
7	East	174	•	48	1750	26.0	0.09
	West	•	•	•	2200	22.5	0.15
8	East	180	•	12	1550	25.6	0.01
	West	•	•	•	1660	25.6	0.17
9	East	170	•	38	1875	23.5	0.12
	West	•	•	•	1840	23.4	0
10	East	159	•	40	1765	25.1	0.11
	West	•	•	•	1730	25.8	0.14
11	East	167	•	42	2445	20.6	0.15
	West	•	•	•	2560	19.9	0.16
12	East	194	10	25	2135	26.2	0.27
	West	•	•	•	2045	24.1	0.17
13	East	136	•	38	4160	19.1	0.19
	West	•	•	•	4345	18.7	0.16
14	East	93	5	45	2825	21.6	0.16
	West	•	•	•	2825	21.1	0.16
15	East	160	•	0	4075	17.3	0.29
	West	•	•	•	4325	17.1	0.31

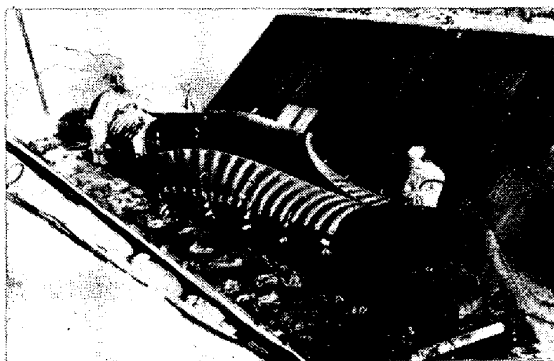


Photo. 2. Fractured specimen of the partial-gas burst test.

が予測されたため 5% に減少させたものである。温度は -28~+48°C の範囲で試験した。No. 2, 5, 6, 8, 15 試験体は冷却し、他は常温で試験した。き裂長さは最も長いもので 4.345 m、き裂開口角の半角 β は 15.1~26.2° であつた。また材料のセパレーション指数 S. I. (セパレーション総長さを断面積で除したもの) は 0~0.31 mm<sup>-1</sup> であつた。ただし No. 1~No. 5 試験体では測定していない。

### 3.2 き裂伝播速度

Fig. 4 にき裂伝播速度の計測例を示す。図には No. 12, No. 13 試験体の結果を示してある。き裂速度はいずれも最高速度約 260 m/s から単調に減少し、全ガス

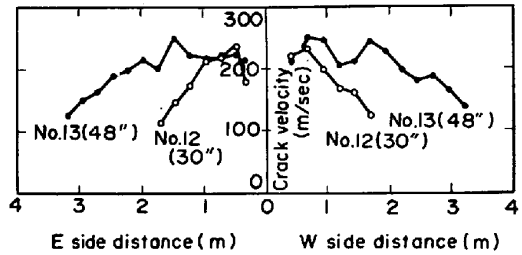


Fig. 4. An example of the measurements of the crack velocity.

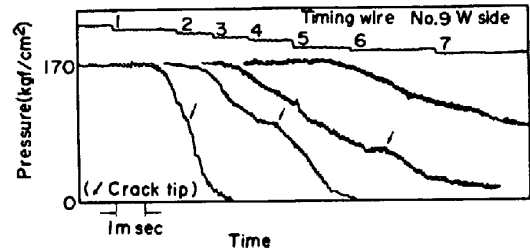


Fig. 5. An example of the measurements of the pressure change.

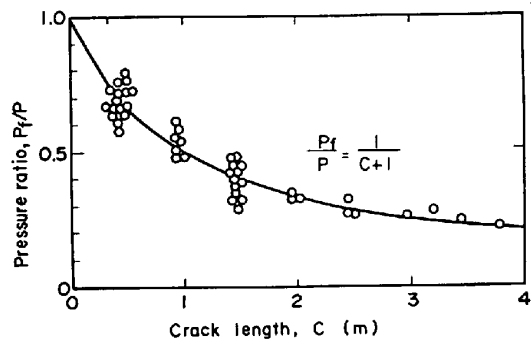


Fig. 6. Relation between the pressure decay of the crack front and the crack length.

バースト試験で得られている様な破壊の定常伝播状態を再現していないことが明らかである。

### 3.3 減圧状況

Fig. 5 にき裂伝播中の圧力変化の計測例を示す。図には各圧力変換器から得られた減圧曲線を示してある。同時に示したタイミングワイヤの切断時刻を参照しながらこの減圧曲線上に矢印で示した変曲点を、き裂が圧力変換器の位置を通過した瞬間であると推定し、この圧力をき裂先端圧力とした。このき裂先端圧力と圧力変換器位置すなわちき裂先端位置との関係を求めると、Fig. 6 に示すようにき裂進展に伴うき裂先端圧力の変化が得られる。図からき裂先端圧力はき裂長さの関数として(1)式で近似できる。

$$\frac{P_f}{P} = \frac{1}{C+1} \dots \dots \dots (1)$$

ここに  $P_f$  : き裂先端圧力 (kgf/cm<sup>2</sup>)  
 $P$  : 破壊圧力 (kgf/cm<sup>2</sup>)

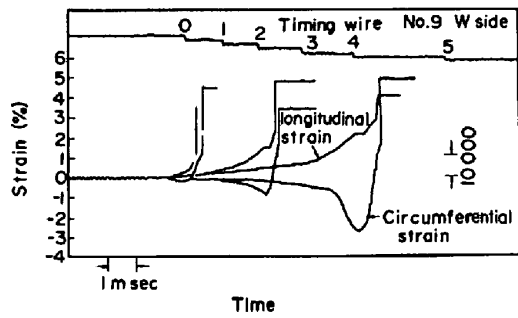


Fig. 7. An example of the measurements of the strain change.

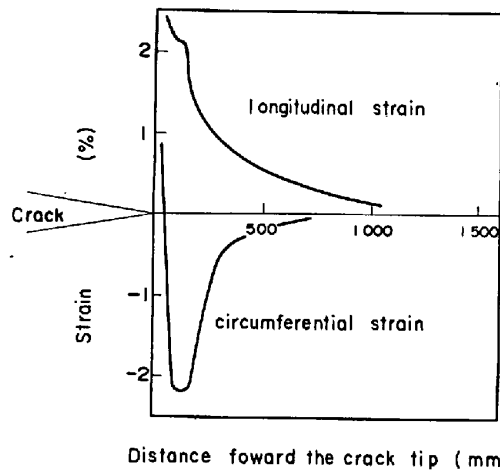


Fig. 8. An estimation of the strain distribution ahead the propagating crack.

C : き裂長さ (m)

3.4 歪み変化

Fig. 7 には破壊発生後の時間経過に伴う歪変化の計測例を示す。Fig. 8 はこの歪み変化をき裂先端位置からみた歪み分布状態として示したものである。これらの図に示されるように、管軸方向については破壊発生と同時に引張方向歪みが生じ、単調に増加した後き裂先端から 200 mm 程度から急激に増加し破断する。管周方向については最初圧縮歪みを生じ、極値を示した後破断直前に引張歪みとなる。すなわち鋼管が楕円状に変形した後破断することを示し、全ガスバースト試験と同じ破断状況であることがわかる<sup>9)</sup>。

4. 考 察

4.1 鋼管の破壊吸収エネルギー

部分ガス短管バースト試験では試験条件が全く同じであればき裂長さで材料の優劣を比較することができる。すなわち高速延性破壊伝播停止性能の優れた鋼管ではき裂長さが短い。しかし今回行つた試験の様に試験条件が変化すると、結果の直接的な比較は意味がなく、他の評価法が必要となる。そこで破壊伝播中のエネルギーパラ

ンス<sup>3)5)6)</sup>を考察して、高速延性破壊伝播抵抗値としての材料特性値すなわち鋼管の破壊吸収エネルギーを推定する。

き裂速度の急激な加速、減速を無視すれば、き裂進展時の系のエネルギーバランスは(2)式で表される。

$$\frac{dW}{dC} = \frac{dK}{dC} + E_d + E_f \dots\dots\dots (2)$$

- ここに C : き裂長さ
- W : ガスによる外力仕事
- K : 鋼管壁の運動エネルギー
- E<sub>d</sub> : 鋼管の変形エネルギー
- E<sub>f</sub> : 材料の吸収エネルギー

部分ガスバースト試験を解析する際の仮定を Fig. 9 に示す。

ガスによる外力仕事 dW/dC は、鋼管の破断部管壁に作用するガス圧力(フラッピング圧力)による仕事であり、フラッピングの平均圧力 1/2 · P<sub>f</sub> により破断後断面積が ΔA だけ膨張した仕事として(3)式で求める。

$$\frac{dW}{dC} = \frac{1}{2} P_f \cdot \Delta A \dots\dots\dots (3)$$

ここに P<sub>f</sub> : き裂先端圧力  
全ガスバーストの場合、き裂後方のガス圧力分布は、G. M. ALDER<sup>11)</sup> により Fig. 10 に破線で示すように表される。き裂後方でのガス膨張による仕事は、ガス圧力が図中に実線で示すように直線変化して行われると仮定する。従つて図からこのガス圧力(有効ガス圧力)の作用区間 X は、鋼管の直径を D、き裂開口角の半角を β として(4)式で求められる。

$$\frac{X}{D} \sqrt{\tan \beta} = 1.0$$

$$\therefore X = D / \sqrt{\tan \beta} \dots\dots\dots (4)$$

部分ガスであることの影響は、ガス量比 γ を用いて、管径が D√γ になつたと考える。部分ガスバーストの場合の有効ガス圧力の作用区間 X' は従つて(5)式で与えられる。

$$X' = D \sqrt{\gamma} / \sqrt{\tan \beta} \dots\dots\dots (5)$$

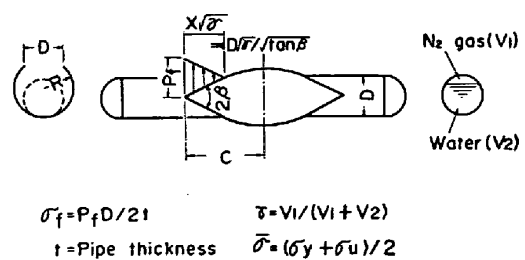


Fig. 9. Dimensions to estimate the fracture energy of pipes in the partial-gas burst test.

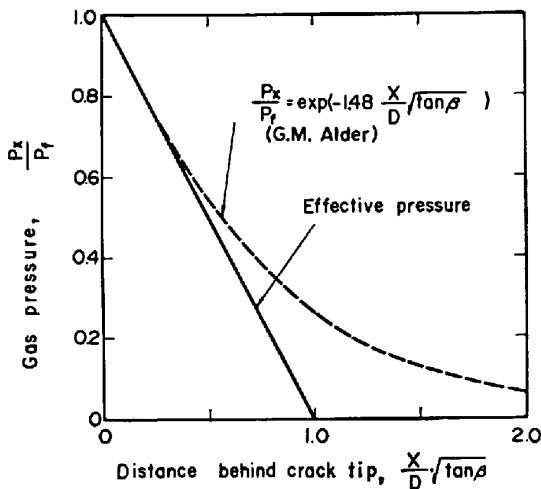


Fig. 10. Gas pressure distribution behind the crack to estimate the external work of the gas pressure.

Table 3. Fracture energy  $E_f$  and notch ductilities of the pipes tested.

Test No.		CVT (kgf-m)	DWTT (kgf-m)	PCDWTT (kgf-m)	$P_f$ (kgf/cm <sup>2</sup> )	$E_f$ (kgf-m/mm)
1	West	8.2	550	320	45.8	21.8
2	East	6.6	420	250	40.8	17.7
	West	6.8	410	250	41.6	18.9
3	West	6.2	350	240	32.9	11.7
4	East	6.6	380	280	37.6	15.4
5	West	15.6	460	320	49.4	25.2
6	East	19.0	710	440	55.6	35.3
	West	10.0	490	320	49.2	24.9
7	East	21.6	760	480	63.3	42.9
	West	11.4	520	330	54.4	32.9
8	East	21.8	820	440	70.6	48.5
	West	21.9	795	440	67.7	46.7
9	East	24.2	820	500	59.1	37.8
	West	21.6	830	485	59.9	37.1
10	East	21.2	750	470	57.5	37.7
	West	21.2	750	470	58.2	39.0
11	East	11.2	510	330	48.5	26.9
	West	11.2	510	330	46.9	25.2
12	East	15.0	650	328	62.9	34.0
	West	15.0	650	363	64.8	33.4
13	East	16.0	666	436	26.4	29.3
	West	16.0	597	410	25.5	27.9
14	East	15.0	602	425	24.4	28.7
	West	15.0	557	385	24.4	28.1
15	East	12.0	640	399	31.4	28.6
	West	12.0	640	399	30.0	26.5

一方、き裂先端から  $X'$  離れた位置での  $\Delta A$  は(6)式の通りである。

$$\Delta A = X' D \tan \beta \dots\dots\dots (6)$$

(3), (5), (6)式からガスの仕事は(7)式で求められる。

$$\frac{dW}{dD} = \frac{1}{2} P_f D^2 \sqrt{\gamma} \sqrt{\tan \beta} \dots\dots\dots (7)$$

き裂が停止した瞬間にも(2)式が成り立つとすると、運動エネルギーの項は零とみなされ(8)式が与えられ

る。

$$\frac{dK}{dC} = 0 \dots\dots\dots (8)$$

鋼管の変形エネルギー  $E_d$  は、破断後の管断面が近似的に円形を保つと仮定すれば、曲げの塑性変形エネルギーとして(9)式で求められる。

$$E_d = \frac{1}{2} \pi \bar{\sigma} t^2 \left(1 - \frac{D}{2R}\right) \dots\dots\dots (9)$$

ここに  $\bar{\sigma}$  : フローストレス ( $= (\sigma_y + \sigma_u)/2$ )

$\sigma_y$  : 降伏応力 (kgf/mm<sup>2</sup>)

$\sigma_u$  : 引張強さ (kgf/mm<sup>2</sup>)

$D$  : 鋼管径 (m)  $t$  : 鋼管板厚 (mm)

$R$  : 口開き量が管径と等しくなった時の管半径 ( $= 0.675 D$ )

(2)式に(7), (8), (9)式を代入して、破断時の材料吸収エネルギー  $E_f$  を求めると(10)式が得られる。

$$E_f = \frac{1}{2} P_f D^2 \sqrt{\gamma} \sqrt{\tan \beta} - \frac{1}{2} \pi \bar{\sigma} t^2 \left(1 - \frac{D}{2R}\right) \dots\dots (10)$$

Table 3に(10)式で計算した  $E_f$  値を示す。この  $E_f$  値は試験条件に影響されない、鋼管の高速延性破壊伝播停止性能の指標であると期待される。表には各種小型試験結果を同時に示す。

Fig. 11に、Table 3の結果から、試験温度でのシャルピー吸収エネルギー CVT が同程度の材料 (CVT = 12~16 kgf-m) を選び、従来行われているき裂長さによる評価と  $E_f$  による評価とを同時に示す。ガス量比、管径、初期圧力(応力)が異なるときき裂長さが異なり、試

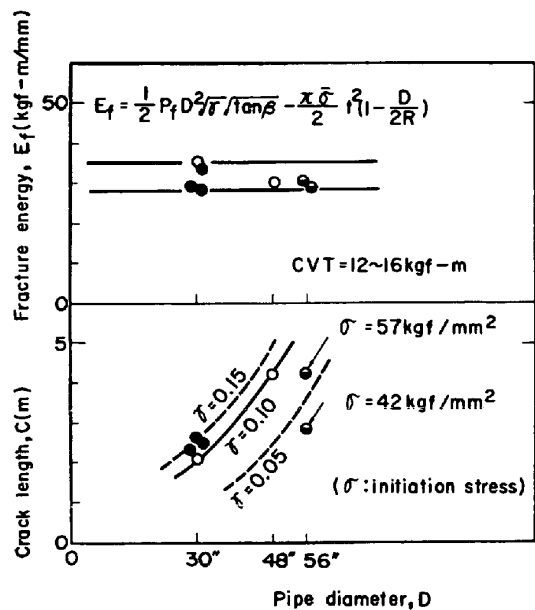


Fig. 11. Fracture energy  $E_f$  independent of test conditions and pipe size provided that the notch ductility is similar.

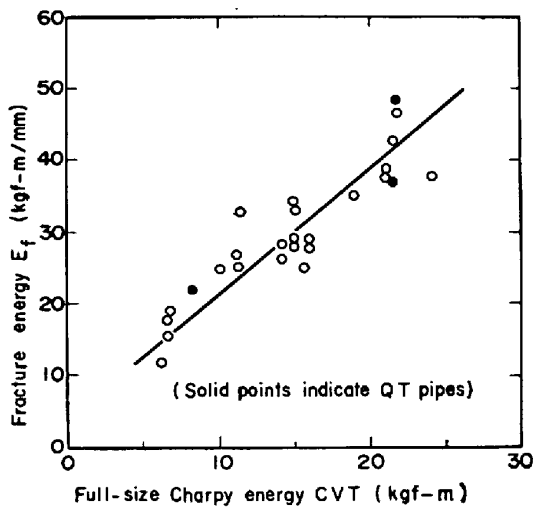


Fig. 12. Correlation between the fracture energy  $E_f$  and the Charpy energy.

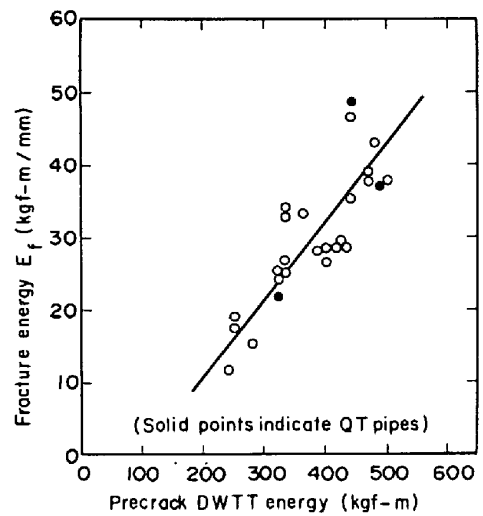


Fig. 14. Correlation between the fracture energy  $E_f$  and the pre-cracked DWTT energy.

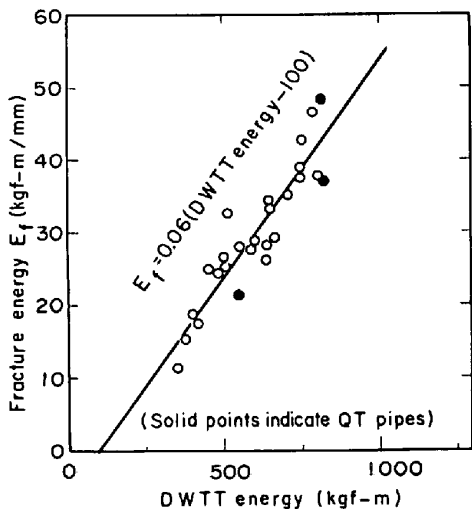


Fig. 13. Correlation between the fracture energy  $E_f$  and the DWTT energy.

験条件が異なる場合にはこのような方法では材料の相対比較さえ困難であることがわかる。一方  $E_f$  により評価すればほぼ一定の  $E_f$  値を示し、従つて  $E_f$  は材料特性値であると考えられる。このことは、以下に述べる様に  $E_f$  と工業的試験方法として用いられる、各種小型試験結果との相関からもうかがうことができる。

Fig. 12 は CVT と  $E_f$  との関係を示す。シャルピー値には板厚効果があるので、図に示された関係は鋼管板厚  $t=16\text{mm}$  程度で成立する関係である。Fig. 13 は DWTT 吸収エネルギーと  $E_f$  との関係を示す。 $E_f$  と DWTT 吸収エネルギーとは最も良い相関を示し、(11) 式で表すことができる。ただし  $E_f$  の単位は  $\text{kgf}\cdot\text{m}/\text{mm}$ 、DWTT 吸収エネルギーの単位は  $\text{kgf}\cdot\text{m}$  である。

$$E_f = 0.06(\text{DWTT energy} - 100) \dots\dots\dots (11)$$

Fig. 14 はプレクラック DWTT 吸収エネルギーと  $E_f$

との関係を示す。DWTT 吸収エネルギーの場合と比べてそれほど良い相関は得られていない。

4.2 ラインパイプ材の必要切り欠き延性

部分ガスバースト試験結果から求めた材料特性値  $E_f$  による評価をバックフィルのある全ガスのラインパイプに外挿する。

バックフィルのある全ガスのラインパイプで延性破壊の定常伝播状態を扱う場合には、運動エネルギー ( $dK/dC$ ) の項を考慮しなければならない。この場合の  $dK/dC$  は主にバックフィル土砂の運動エネルギーと考えられる。飛散される土砂の質量は管径  $D$  に比例すると考えられるから、比例定数を  $\alpha$  とするとこの質量は  $\alpha \cdot D$  で表される。またき裂伝播速度を  $V_f$  とすれば、管壁の移動速度すなわち土の移動速度は  $V_f \cdot \tan \beta$  であるから (12) 式が与えられる。

$$\frac{dK}{dC} = \alpha \cdot D (\tan \beta \cdot V_f)^2 \dots\dots\dots (12)$$

全ガスの場合のガスによる仕事  $dW/dC$  は (7) 式のガス量比  $\gamma=1$  とすればよい。

管の変形エネルギー  $E_d$  は (9) 式をそのまま用いる。従つてバックフィルのある全ガスのラインパイプで延性破壊が定常伝播し得ない条件は (13) 式で表される。

$$E_f > \frac{1}{2} P_f D^2 \sqrt{\tan \beta} - \alpha D \tan^2 \beta V_f^2 - \frac{1}{2} \pi \sigma t^2 \left(1 - \frac{D}{2R}\right) \dots\dots\dots (13)$$

延性破壊が定常伝播しない部分ガスバーストの場合と異なつて、実管全ガスバーストで延性破壊が定常伝播する場合には、破壊伝播中のき裂先端圧力は (1) 式に代つて半無限管の減圧式<sup>1)</sup> から求められる。延性破壊定常伝

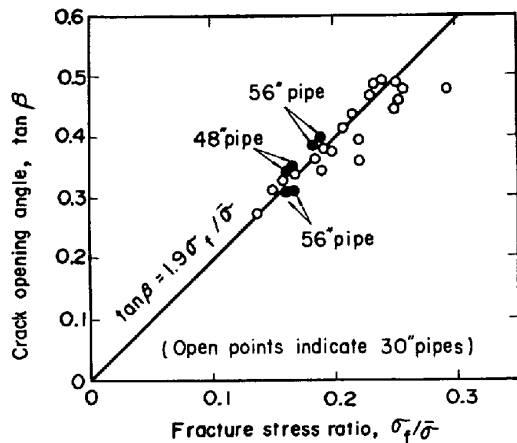


Fig. 15. Correlation between the crack opening angle  $\beta$  and the fracture stress at the arrested crack front in the case of the partial-gas burst test without the backfill.

播速度に下限値の存在を認めれば<sup>6)</sup>、き裂が伝播するかしないかの境界において  $V_f$  は一定値となり、き裂先端圧力  $P_f$  も破壊圧力  $P$  に比例する。従つて(14)式が成り立つ。

$$P_f D^2 = 2Dt\sigma_f \propto 2Dt\sigma = PD^2 \dots\dots\dots (14)$$

ここに  $\sigma_f$ : き裂先端応力  $\sigma$ : 破壊応力

一方破壊伝播中の  $\tan \beta$  はバックフィルのある場合には計測できないが、バックフィルのない部分ガスバースト試験結果から Fig. 15 に示すように管径の影響を受けない(15)式で表される。

$$\tan \beta = 1.9(\sigma_f/\bar{\sigma}) \dots\dots\dots (15)$$

ここに

$$\sigma_f = \frac{P_f D}{2t} \quad \text{ただし(1)式より } P_f = \frac{P}{C+1}$$

$$\bar{\sigma} = (\sigma_y + \sigma_u)/2$$

全ガスでバックフィルのある場合には、バックフィルのない部分ガスバーストから得られた(15)式の係数 1.9 が変わると考えられる。従つて(14)、(15)式から(16)式が導かれる。

$$\tan \beta \propto \sigma_f/\bar{\sigma} \propto \sigma/\bar{\sigma} \dots\dots\dots (16)$$

管変形エネルギー  $E_d$  は、破断後の口開き量が管径に等しいとして  $D/2R=0.737$  であることと、単位を  $\text{kgf}\cdot\text{m}/\text{mm}$  で表すことから(17)式で求められる。

$$E_d = 0.000413\bar{\sigma}t^2 \dots\dots\dots (17)$$

(14)、(16)、(17)式から、破壊の伝播し得ない条件(13)式は  $A, B$  を定数として(18)式で表される。

$$E_f > A \cdot Dt\sigma \sqrt{\frac{\sigma}{\bar{\sigma}}} - B \cdot D \left(\frac{\sigma}{\bar{\sigma}}\right)^2 - 0.000413\bar{\sigma}t^2 \dots (18)$$

定数  $A, B$  を求めるためにはバックフィルのある全ガスバースト試験結果が必要である。幸い数は多くないが

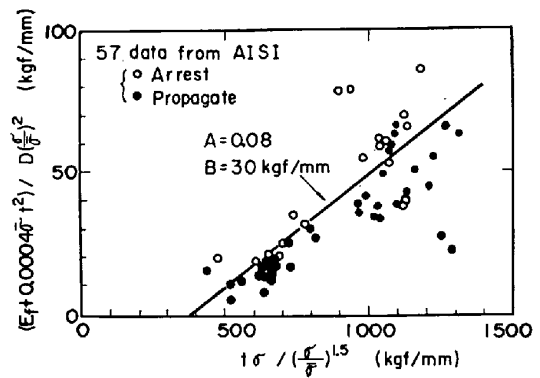


Fig. 16. Determination of the constants  $A$  and  $B$  from the complete-gas burst test with the backfill.

AISI<sup>12)</sup> に DWTT 結果の知られているデータがあるので、(11)式を用いて DWTT 吸収エネルギーから  $E_f$  を推定し、破壊伝播ないしは停止の別から  $A, B$  を求める。

(18)式を(19)式のように変形してデータを整理し、Fig. 16 を得る。

$$\frac{E_f + 0.000413\bar{\sigma}t^2}{D \left(\frac{\sigma}{\bar{\sigma}}\right)^2} > A \frac{t\sigma}{\left(\frac{\sigma}{\bar{\sigma}}\right)^{1.5}} - B \dots\dots\dots (19)$$

Fig. 16 に示すように伝播あるいは停止を分けると判断される直線の勾配から  $A$  を、縦軸の切点から  $B$  を求める。この  $A, B$  を用いて破壊の伝播し得ない条件は(20)式で与えられる。

$$E_f > 0.08Dt\sigma \sqrt{\frac{\sigma}{\bar{\sigma}}} - 30D \left(\frac{\sigma}{\bar{\sigma}}\right)^2 - 0.000413\bar{\sigma}t^2 \dots (20)$$

部分ガスバースト試験を行わない場合には、工業的試験法により破壊の伝播停止を判断しなければならない。

(11)式を用いて  $E_f$  を DWTT 吸収エネルギーに置き換えると(21)式が与えられる。

$$\text{DWTT energy (kgf}\cdot\text{m)} > 16.7 \left\{ 0.08Dt\sigma \sqrt{\frac{\sigma}{\bar{\sigma}}} - 30D \left(\frac{\sigma}{\bar{\sigma}}\right)^2 - 0.000413\bar{\sigma}t^2 + 6 \right\} \dots\dots\dots (21)$$

DWTT 吸収エネルギーと CVT との関係はセパレーションの影響を考慮して野寄らによつて求められている<sup>12)</sup>。バースト温度でのセパレーション指数は、通常は  $0.2 \text{ mm}^{-1}$  程度でありその影響は小さい(10%以内)ので、セパレーションの有無にかかわらず(22)式が成立するとみなせる。ただし CVT の単位は  $\text{kgf}\cdot\text{m}$  である。

$$\text{DWTT energy (kgf}\cdot\text{m)} = \begin{cases} 0.432t^{1.5} \times \text{Full-size} \\ \text{CVT} + 7.2t \\ 0.794t^{1.5} \times 2/3\text{-size} \\ \text{CVT} + 7.2t \end{cases} \dots\dots\dots (22)$$

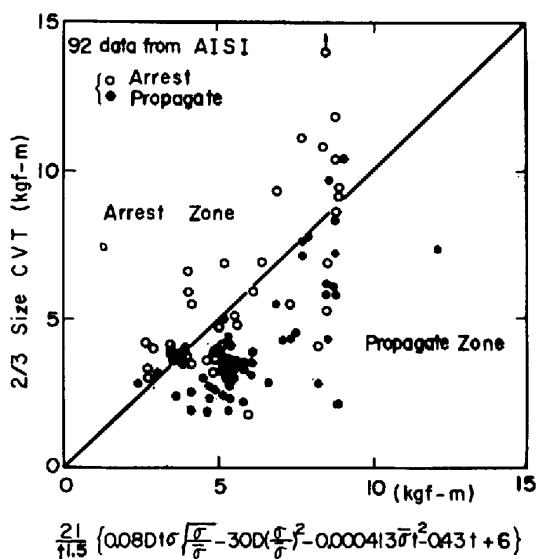


Fig. 17. Examination of the required notch ductility of this paper by the complete-gas burst test data.

(21), (22)式から高速延性破壊を停止させるために必要なシャルピー吸収エネルギーは(23), (24)式で与えられる。

$$\text{Full-size CVT (kgf-m)} > \frac{39}{11.5} \left\{ 0.08Dt\sigma\sqrt{\frac{\sigma}{\bar{\sigma}}} - 30D\left(\frac{\sigma}{\bar{\sigma}}\right)^2 - 0.000413\bar{\sigma}t^2 - 0.43t + 6 \right\} \dots (23)$$

$$\text{2/3-size CVT (kgf-m)} > \frac{21}{11.5} \left\{ 0.08Dt\sigma\sqrt{\frac{\sigma}{\bar{\sigma}}} - 30D\left(\frac{\sigma}{\bar{\sigma}}\right)^2 - 0.00413\sigma t^2 - 0.43t + 6 \right\} \dots (24)$$

AISI<sup>2)</sup> のバックフィルありの場合の全データを用いてこれらの提案式を検証する。AISI のデータでは 2/3-size CVT が知られているので、(24)式を用いると Fig. 17 が得られる。図の縦軸は材料の実際の切り欠き延性値、横軸は(24)式から求めた要求切り欠き延性値であるから、45°の直線より上の部分は破壊が停止するはずの領域、下の部分は伝播するはずの領域である。45°の直線より上の Arrest Zone にある黒丸印4データの内、縦軸の 2/3-CVT の大きい3データはき裂発生管であるので 2/3-CVT が大きいにもかかわらず高速延性破壊が伝播したものと考えられる。2/3-CVT が最も小さいデータについては詳細が明らかでないがばらつきの範囲と考えられる。45°の直線より下の Propagate Zone には白丸印が 12 データある。このうち例えば横軸(必要切り欠き延性値) 7.4 kgf-m、縦軸(2/3 CVT 値) 5.5 kgf-m のデータは AISI の No. 37 のデータであるが、試験管の両端で 2/3-CVT 値にばらつきがある。すなわちき裂停止点では AISI の公称値 5.5 kgf-m

よりかなり大きい 6.7 kgf-m であり、この値は必要切り欠き延性値の約 91% になる。その他のデータの詳細は明らかでないが、同様な 2/3-CVT 値のばらつきは多いものと考えられる。更に  $E_f$  と DWTT 吸収エネルギー、DWTT 吸収エネルギーとシャルピー吸収エネルギーとの関係を用いて  $E_f$  から必要切り欠き延性値を求めたことを考慮すれば、必要切り欠き延性値の 60% 以下でも破壊が停止するという安全側の評価となる場合も 3 データ程あるが(24)式はバックフィルのある全ガスバーストの必要切り欠き延性値をほぼ安全側に評価できるものと考えられる。従つて(20), (21), (23), (24)式によつてラインパイプ材の高速延性破壊伝播を阻止するために必要とされる鋼管の破壊吸収エネルギーあるいは切り欠き延性値を求めることができると考えられる。

## 5. 結 言

部分ガス短管バースト試験から得られた力学的情報に基づいて考察し次の結論を得た。

(1) 部分ガスバースト試験はラインパイプの高速延性破壊伝播に抵抗する材料の破壊吸収エネルギーを評価する有効な試験法である。この破壊吸収エネルギーは、破壊圧力、ガス量比、き裂長さ、き裂開口角、鋼管直径、鋼管板厚、材料の降伏応力、引張強さを用いて評価できる。

(2) バックフィルのある全ガスのラインパイプに必要な材料の破壊吸収エネルギーおよび切り欠き延性は、セパレーションが非現実的に大きくない限り次式で与えられる。

$$E_f(\text{kgf-m/mm}) > 0.08Dt\sigma\sqrt{\frac{\sigma}{\bar{\sigma}}} - 30D\left(\frac{\sigma}{\bar{\sigma}}\right)^2 - 0.000413\bar{\sigma}t^2$$

$$\text{DWTT energy (kgf-m)} > 16.7 \left\{ 0.08Dt\sigma\sqrt{\frac{\sigma}{\bar{\sigma}}} - 30D\left(\frac{\sigma}{\bar{\sigma}}\right)^2 - 0.000413\bar{\sigma}t^2 + 6 \right\}$$

$$\text{Full-size CVT (kgt-m)} > \frac{39}{11.5} \left\{ 0.08Dt\sigma\sqrt{\frac{\sigma}{\bar{\sigma}}} - 30D\left(\frac{\sigma}{\bar{\sigma}}\right)^2 - 0.000413\bar{\sigma}t^2 - 0.43t + 6 \right\}$$

$$\text{2/3-size CVT (kgf-m)} > \frac{21}{11.5} \left\{ 0.08Dt\sigma\sqrt{\frac{\sigma}{\bar{\sigma}}} - 30D\left(\frac{\sigma}{\bar{\sigma}}\right)^2 - 0.000413\bar{\sigma}t^2 - 0.43t + 6 \right\}$$

ここに  $D$ : 鋼管直径 (m)

$t$ : 鋼管板厚 (mm)

$\sigma$ : 破壊応力 (kgf/mm<sup>2</sup>)

$\bar{\sigma}$ : フローストレス ( $=(\sigma_y + \sigma_u)/2$ )



$\sigma_y$  : 降伏応力 (kgf/mm<sup>2</sup>)

$\sigma_u$  : 引張強さ (kgf/mm<sup>2</sup>)

終わりに本研究の発表を許可されました住友金属工業株式会社取締役中央技術研究所長西岡邦夫博士, 同副所長邦武立郎博士, 赤松経一博士に深く感謝致します。

#### 文 献

- 1) W. A. MAXEY: 5th Symposium on Line Pipe Research, American Gas Association (1974), J-1
- 2) Runing Shear Fractures in Line Pipe Subcommittee Summary Report, AISI Committee of Large Diameter Line Pipe Producers, (1974)
- 3) W. A. POYNTON: Symposium on Crack Propagation in Pipelines, Inst. Gas Eng., London (1974), Paper 14
- 4) J. A. DICK, P. M. JAMIESON, and E. F. WALKER: 同上, Paper 15
- 5) A Theoretical Model for Crack Propagation and Arrest in Pressurized Pipelines, AGA Pipeline Research Committee, (1978)
- 6) 福田 実: 圧力技術, 15 (1977), p. 225
- 7) F. BONOMO, M. BRAMANTE, G. ALPA, E. Bozzo, A. MORINI, and A. POZYI: International Conference on Analytical and Experimental Fracture Mechanics, Rome (1980)
- 8) R. J. EIBER: 4th Symposium on Line Pipe Research, American Gas Association (1969), I-1
- 9) A. K. SHOEMAKER, R. F. MCCARTNEY: Journal of Engineering Materials and Technology, Trans. ASME, 96 (1974), p. 318
- 10) Y. NARA, N. NOZAKI, I. TAKEUCHI, M. FUKUDA, and K. KOGA: Study on the Resistivity of Various Types of Steels Against Propagating Shear Fracture by Modified West Jefferson Type Burst Test, 78-PVP-71, (1981) [ASME Publication]
- 11) G. M. ALDER: Gas Discharge Through Propagating Ductile Fractures in High-Pressure Pipelines, Research Report, Dep. Mech. Eng., University of Edinburgh, (1974)
- 12) N. NOZAKI, K. BESSYO, Y. SUMITOMO, I. TAKEUCHI, and A. YAMASHITA: Sumitomo Search, 26 (1981)