

論文

パイプラインの延性破壊伝播抵抗とこれに 及ぼすセパレーションの影響

杉江 英司*・松岡 雅典*²・秋山 俊弥*³
三村 宏*⁴・住友 芳夫*⁵

Evaluation of Shear Fracture Propagation Property and Influence of Separation in High Strength Line Pipe

Eiji SUGIE, Masanori MATSUOKA, Toshiya AKIYAMA,
Hiroshi MIMURA, and Yoshio SUMITOMO

Synopsis :

High Strength Line Pipe Research Committee in the Iron and Steel Institute of Japan has conducted five full scale burst tests with air pressure of 12.0 MPa on pipes of 48 in. in diameter and 0.720 in. in wall thickness of API. grade X 70, made with both controlled rolled steels and quenched and tempered steels. The arrestability of the pipes for the propagating shear fracture can be evaluated by Charpy absorbed energy and is not influenced by the existence of separation. The critical Charpy energy for arresting the shear fracture depends on the distance in which the crack should be arrested, and this phenomenon is well explained by solving the equation which governs the change in the crack velocity. Under the present test condition, the critical Charpy energy is 180 J for the arrest within one pipe length and 130 J for the arrest within two pipe length.

1. 序 論

高圧ガスパイプラインに生ずる不安定延性破壊を停止させるに要するパイプ材の切り欠き延性の値に関して多くの研究^{1)~6)}がなされているが、なお未解決の問題が残されている。その中の1つは不安定延性破壊伝播条件の曖昧さであり、他の1つは停止性能におよぼすセパレーションの影響である。

日本鉄鋼協会高級ラインパイプ共同研究委員会 (HLP 委員会) は、これらの問題解決のために、セパレーションを生ずる制御圧延鋼材とセパレーションを生じない焼入れ焼もどし鋼板から製造した (直線シーム溶接管である) UOE パイプについて実管バースト試験を 1979 年から 1981 年にかけて計 5 回実施した。本報はその結果の紹介である。

2. 実験方法

供試鋼管は API 規格の 5LX-X70 で外径 48 in.,

(1.22 M), 肉厚 0.720 in. (18.5 mm) の UOE パイプである。テストラインの概観を Fig. 1 に示す[†]。中央部の 70 m 長さが試験鋼管であり、き裂発生用の鋼管 (CIP) を中心に試験鋼管を両側に 3 本ずつ溶接でつないだ。以後南側の 3 本を S1~3, 北側の 3 本を N1~3 と呼ぶ。シーム溶接部は管頂から 90° 位置となるように、かつ隣り合う試験鋼管のシーム溶接部は互に 180° 位置となるように配置した。破壊時の減圧波が管端で反射し、き裂伝播挙動に影響を与えることのないように、試験鋼管の両側にはリザーバーパイプを溶接しており、テストラインの全長は約 150 m となる。テストライン全体は掘削溝内に設置され、試験鋼管部分と両端部分は地表から 1.3 m 深さに埋め戻された。圧力媒体には乾燥冷却した空気を用い、12.0 MPa に加圧された。内圧による円周応力は規格下限降伏強さの 80% に相当する。加圧後あらかじめ CIP の中央に取り付けた火薬に

[†] Fig. 1 詳細は文献 16) 参照

昭和 57 年 9 月本会講演大会にて発表 昭和 57 年 9 月 8 日受付 (Received Sept. 8, 1982)

* 川崎製鉄 (株) 技術研究所 (Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp.)

*² (株) 神戸製鋼所加古川製鉄所 (Kakogawa Works, Kobe Steel, Ltd.)

*³ 日本鋼管 (株) 技術研究所 (Technical Research Center, Nippon Kokan K. K.)

*⁴ 新日本製鉄 (株) 製品技術研究所 工博 (Products R & D Laboratories, Nippon Steel Corp., 5-10-1 Fuchinobe Sagamihara 229)

*⁵ 住友金属工業 (株) 本社 (Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

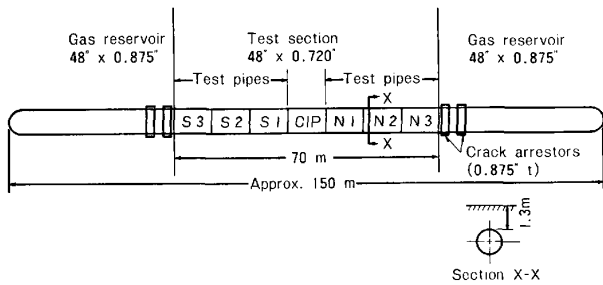


Fig. 1. Schematic view of test line

より瞬時的に長さ 500 mm の貫通切り欠きを作り、これからき裂が発生伝播した。延性き裂伝播中のき裂速度、内圧変化およびき裂近傍の歪み変化が計測された。き裂速度は 1.5 m 間隔で貼り付けた銅箔製のタイミングワイヤが切断される時刻の差の計測から算出された。タイミングワイヤは同一箇所にも 2 本ずつ貼り付け、それぞれ独立した回路に入れてダブルチェックを行った。内圧変化は試験鋼管の円周方向 90° 位置に取り付けた歪みゲージ式圧力変換器により計測された。歪み変化の計測は管体外表面に軸方向と円周方向に貼付した塑性歪みゲージによりなされた。動的な測定結果はすべてデータレコーダーに記録された。管体温度は管体外表面に溶接した CC 熱電対により測定された。試験後延性き裂長さ、鋼管の変形状態、き裂伝播径路および破面が調査された。

5 回の試験の試験鋼管配列と試験鋼管の機械的性質および試験温度を Table 1 に示す。表中の記号の内、 C_v 、 D_s および D_p はそれぞれシャルピー試験、DWTT およびプレクラック DWTT のバースト試験温度における吸収エネルギーを表す。 v_{SI_T} はバースト試験温度におけるシャルピー試験片のセパレーション指数 (セパレーション長さの和/全破断面積) を表す。第 1~3 回の試験では CIP から遠ざかるにつれてより高いシャルピー吸収エネルギーの鋼管を配置する、いわゆるエネルギー

Table 1. Mechanical properties and configuration of test pipes.

Test No.	Test Temp (°C)		S3	S2	S1	CIP		N1	N2	N3
						S	N			
A1	+12		CR20	CR14	CR8	CIP5		QT9	QT19	QT29
		YS(MPa)	528	500	529	554		528	482	-
		TS(MPa)	612	622	660	653		676	602	-
		C_v (J)	202	140	83	51		92	188	-
		v_{SI_T} (mm ⁻¹)	0.13	0.12	0.31	0.24		0	0	-
		D_s (KJ)	7.05	7.92	5.23	2.65		4.51	8.82	-
		D_p (KJ)	4.21	5.12	3.59	2.07		3.16	4.61	-
A2	+3		CR20	CR14	CR12	CIP5		CR11	CR17	CR27
		YS(MPa)	497	510	505	545		500	490	486
		TS(MPa)	602	663	656	649		618	612	601
		C_v (J)	196	139	119	45		108	169	275
		v_{SI_T} (mm ⁻¹)	0.11	0.29	0.30	0.21		0.09	0.12	0.03
		D_s (KJ)	6.76	6.17	5.98	2.76		6.25	9.09	10.77
		D_p (KJ)	4.21	3.85	3.79	2.27		4.20	4.58	5.82
A3	+8		CR19	CR11	CR13	CIP5		QT13	QT15	CR20
		YS(MPa)	575	564	492	528		498	548	513
		TS(MPa)	670	670	611	647		625	691	630
		C_v (J)	209	103	127	51		122	153	202
		v_{SI_T} (mm ⁻¹)	0.18	0.46	0.10	0.16		0	0	0.10
		D_s (KJ)	5.12	4.43	6.27	2.53		4.24	7.58	8.82
		D_p (KJ)	3.65	3.11	4.15	1.94		3.31	4.49	4.66
B1	+6		CR17	CR13	CR13	CIP8	CIP8	CR16	CR16	CR17
		YS(MPa)	-	587	522	548	538	501	514	-
		TS(MPa)	-	671	635	671	676	610	617	-
		C_v (J)	-	126	124	76	79	155	156	-
		v_{SI_T} (mm ⁻¹)	-	0.22	0.17	0.25	0.22	0.16	0.16	-
		D_s (KJ)	-	5.17	6.04	4.08	4.20	7.35	7.46	-
		D_p (KJ)	-	4.25	4.23	3.03	3.18	4.43	4.47	-
B2	+12		GR14	CR14	CR12	CIP10	CIP10	QT13	QT13	QT14
		YS(MPa)	-	492	568	505	536	531	530	-
		TS(MPa)	-	604	665	617	672	647	649	-
		C_v (J)	-	145	118	93	99	125	129	-
		v_{SI_T} (mm ⁻¹)	-	0.14	0.28	0.15	0.24	0.06	0.07	-
		D_s (KJ)	-	7.35	4.84	5.34	4.80	5.56	5.66	-
		D_p (KJ)	-	4.27	3.39	3.43	3.32	4.20	4.02	-

ー漸増型の鋼管配列を採用しており、これを A シリーズ、各試験を A1~3 と呼ぶ。ただし A3 試験の S2 管の C_v は S1 管の C_v より低い逆転配列となっている。いつぱう第 4, 5 回試験はシャルピー吸収エネルギーのほぼ等しい試験鋼管を続けて 2 本以上配置するエネルギー平坦型とした。これを B シリーズ、各試験を B1~2 と呼ぶ。各試験鋼管の吸収エネルギーの軸方向のばらつきは Fig. 2 に例示するように少なく、バースト試験前に管端からとつた試験片による吸収エネルギー

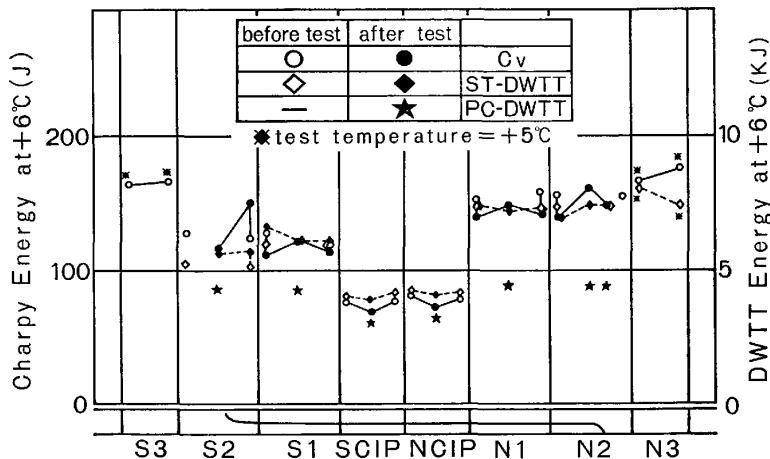


Fig. 2. Distribution of notch ductility (test B1, test temperature = +6°C)

(Table 1 の値) が代表値として採用できることがわかる。なお、試験鋼管の長さは各 10 m であるが、B シリーズの CIP および N3, S3 だけは各 8 m および 7 m である。

3. 実験結果

すべての試験でき裂は試験鋼管の上部を完全な延性破面を呈してほぼ直線状に伝播したのち、急に方向をら線状に変えて停止した。

3.1 き裂の伝播とその速度

き裂経路の概略とき裂速度の変化を Fig. 3 に示す。この図から次のことがわかる。

(i) CIP の C_v の低い A シリーズでのき裂速度の最高値は B シリーズのそれより高い。

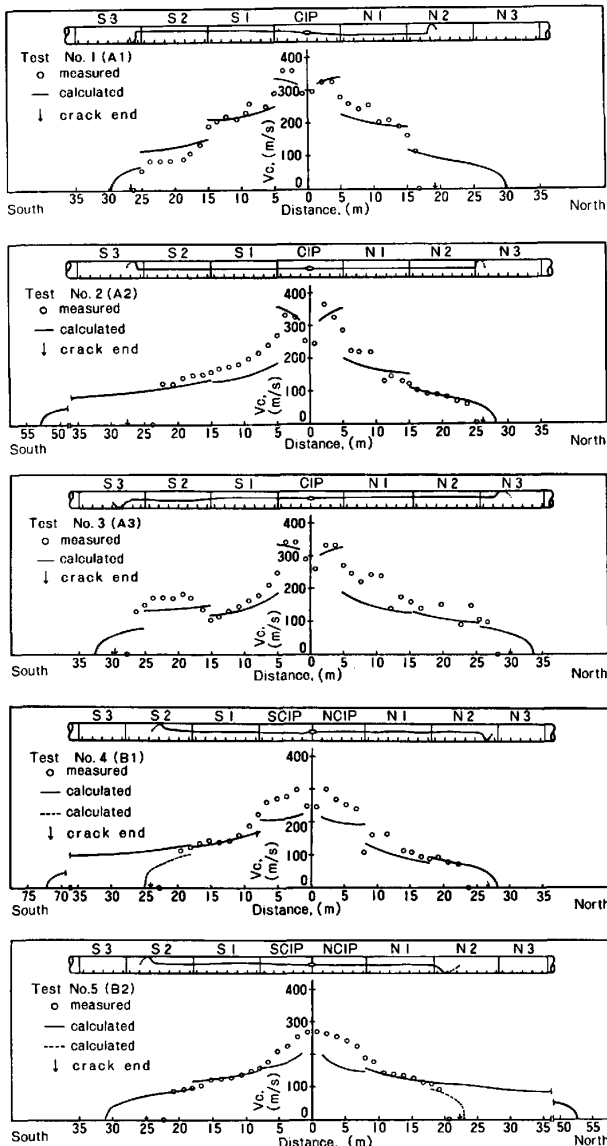


Fig. 3. Crack path and crack velocity.

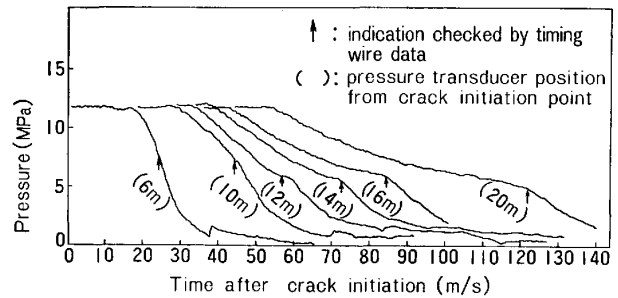


Fig. 4. Pressure decay during crack propagation (test B2, N-side) Arrow mark indicates arrival of crack tip at pressure transducer position.

(ii) き裂は C_v のより高いパイプに伝播すると急激に減速する。 C_v の逆転配列の所ではき裂は加速される。

3.2 き裂伝播中の内圧とひずみの変化

き裂伝播中の内圧の変化の例として B2 テスト N 側の各位置における内圧の時間的変化の測定結果を Fig. 4 に示す。この図の解析から次のことがわかる。

(i) 減圧比 (P/P_0) はほぼ一定の減圧波速度 V_m で伝播する。ただし P_0 は元の圧力、 P は減圧後の圧力である。 V_m は P/P_0 の値で異なる。

(ii) 圧力～時間曲線の屈曲点はその圧力変換器の位置にき裂が到達したためであることがタイミングワイヤによるき裂位置の測定からわかる。

き裂伝播中のひずみ変化の測定値は他の研究者⁷⁾ によつて示されたものと本質的に同じであるので省略する。

3.3 破面の形態

実管の破面形態、とくにセパレーションの形態を小型試験のそれと比較する目的で巨視的および走査型電子顕微鏡 (SEM) による破面観察を行った結果を Photo 1, 2 に示す。シャルピー試験片の破面にみられるセパレーションの大部分は互いにほぼ平行な 2 つのへき開破面から成つている。今後この型のセパレーションを「タイプ A」のセパレーションと呼ぶ。DWTT および実管試験の破面にはこのタイプ A のセパレーションのほか、これと形態の異なるセパレーションが観察された。このセパレーションは板面にほぼ平行なへき開破面とこれに対して約 45° の角度をもつた延性破面からなる。この型のセパレーションを「タイプ B」のセパレーションと呼ぶ。

3.4 き裂伝播停止に必要な限界切り欠き延性値

限界切り欠き延性値を求めるため一般に用いる方法は次のごとくである。各試験においてき裂が貫通した鋼管を“伝播”鋼管、き裂がその鋼管の内で停止した場合に“停止”鋼管と定義する。すべての試験鋼管について 3 つの小型試験による切り欠き延性値、 C_v 、 D_s 、 D_p を指標として伝播、停止鋼管の分別の境界線を限界切り欠き

延性とする。Fig. 5 はこのような整理の結果である。Aシリーズテストでは限界切り欠き延性は C_v に関して明りょうであり約 180J である。これに対し D_s, D_p を指標とすると限界切り欠き延性値は明りょうには求まらない。Bシリーズテストでは隣り合うほぼ切り欠き延性の等しい鋼管については切り欠き延性の平均値を Fig. 5 にプロットしたが、限界延性値は C_v, D_s, D_p でおの約 130J, 5500J, 4000J である。Fig. 5 中には今回の試験条件における限界 C_v 値を BMI⁽⁸⁾, AISI⁽²⁾ およ

び BGC⁽⁹⁾ による提案式から計算した値を破線で示した。

$$\text{BMI } C_v = 0.0108\sigma^2 \cdot (R \cdot t)^{0.33} \dots\dots\dots (1)$$

$$\text{AISI } C_v = 0.0315\sigma^{1.5} \cdot R^{0.5} \dots\dots\dots (2)$$

$$\text{BGC } C_v = 0.0315\sigma \cdot R \cdot t^{-0.5} \dots\dots\dots (3)$$

ここで、 C_v : 限界切り欠き延性 (ft-lb), σ : 周応力 (ksi), R : 鋼管半径 (in.), t : 鋼管板厚 (in) である。上の3式より得られる値は今回の試験から求められた限

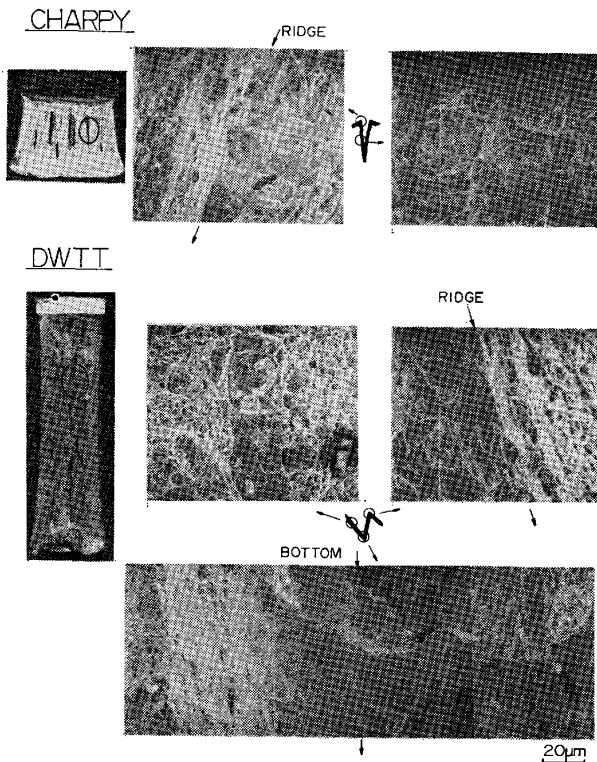


Photo. 1. Typical scanning electron micrographs of separations on Charpy and DWTT specimens.

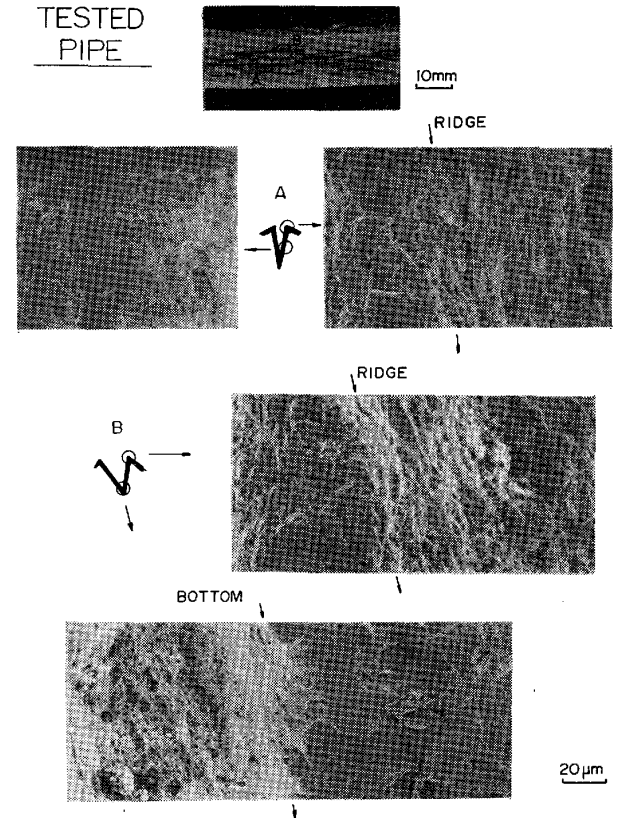


Photo. 2. Typical scanning electron micrographs of separations on full scale tested pipe.

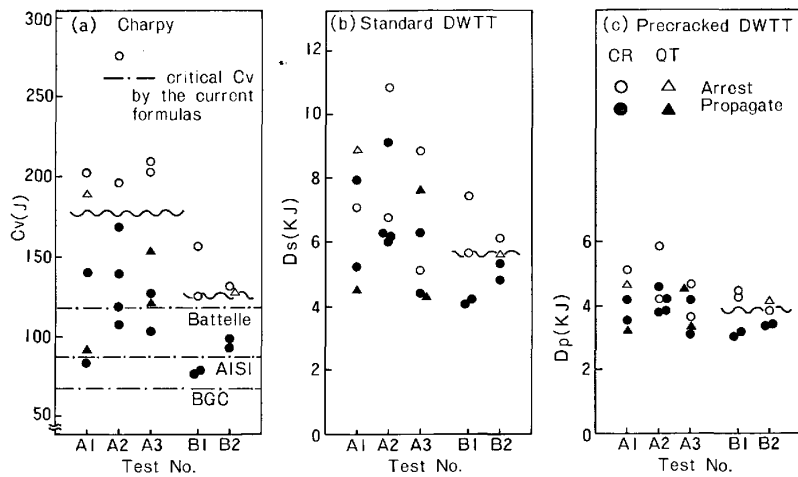


Fig. 5. Notch ductility values for test pipes in each test.

	A Pair of Fractured Specimen		Features	Profile
Charpy			mainly Type A	
DWTT			Type A + Type B	
Tested Pipe			Type A + Type B	

Photo. 3. Typical fracture cross sections of Charpy, DWTT and full scale tested pipe.

界値よりも低いことがわかる。

4. 考 察

4.1 セパレーションに関する考察

従来は不安定延性破壊の伝播停止に必要な切り欠き延性の値として、完全延性域でのシャルピー吸収エネルギーが使用されてきた。ところが、その破面にセパレーションを示すような制御圧延材が大径鋼管素材の主流を占めるようになると、DWTT エネルギーの方が限界切り欠き延性としてより良い指標となるとの提案もなされている¹⁰⁾。その理由は DWTT では実管と同じ板厚をもちいるためセパレーションの様相が実管の破面と類似していると考えられるためである。そこで本報では小型試験と実管試験の破面形態を詳細に比較することとした。前項の Photo. 1, 2 で微視的に観察したセパレーションをタイプ別にその発生の巨視的機構について検討するため、シャルピー、DWTT、実管試験の破断面の突き合わせ断面を観察した。その例を Photo. 3 に示す。タイプ B ではセパレーションの間でせん断型の破壊を生じていることが Photo. 3 から明りように見られる。

セパレーションの発生機構については、多くの研究者によつて検討がなされている^{11)~14)}。ラインパイプ材におけるセパレーションの発生要因としては、2, 3 の項目が挙げられるが、板面に平行に発達した {100} 集合組織が支配的であり、これに沿つてへき開破壊を生ずると考えられている。さらにその発生には板厚の減少すなわちくびれが必要であり、かつ主破面が形成される直前にセパレーションは発生していることが知られている。

以上から考えると、タイプ A とタイプ B の破面形態の違いは前もつて発生したセパレーションに対し主き裂がどのように発生伝播するかによって依存する。シャルピー破面上で主にタイプ A のセパレーションが見られるのは、シャルピー試験片では破断面は直上の切り欠きに強く拘束

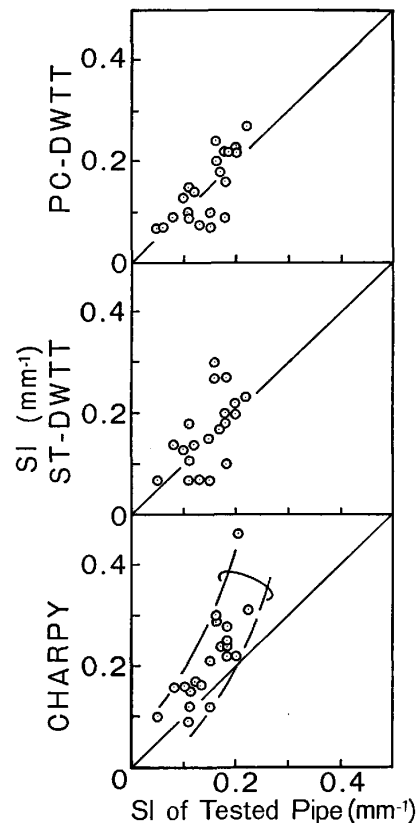


Fig. 6. Relation of separation index between full scale tested pipe and Charpy, Standard DWTT or Precracked DWTT.

されせん断型の破壊が生じにくいことから理解される。

Fig. 6 はセパレーション指数についてシャルピー試験、DWTT およびプレクラック DWTT と実管試験の値を比較したものである。ここでセパレーション指数 (S. I.) は単位破面面積あたりのセパレーション長さをセパレーション指数と呼び、タイプ A とタイプ B の S.I. の和として定義し、長さ 1 mm 以上のセパレーションだけを数えた。Fig. 6 から DWTT の方が S. I. 値も実管に近いことがわかる。

以上のように破面形態とセパレーション指数の比較で見ると DWTT のほうがより実管試験と類似していることがわかった。

4.2 き裂伝播停止条件の解析

B シリーズテストは、ほぼ C_v の等しいパイプを並べたものであるが、き裂が最初のパイプを伝播し次のパイプで停止する現象が見られた。これはき裂の伝播停止条件が C_v だけでなく初期条件によつて支配されることを示すものである。いつぼう従来の解析法では、前述のように、初期条件の差を無視して試験鋼管を伝播と停止に分類している。つまり伝播と停止の境界値は初期条件の相異を反映した変動を統計的に含んで導出されたと考えられる。しかし本実験での A シリーズと B シリーズの結果の差 (Fig. 5) を見ると、初期条件による境界値の変動はかなり大きいことがわかる。つまり初期条件の影響を明らかにすることが先決であり Fig. 5 に見るような従来公式 (1)~(3) との比較はむしろ意味がない。

き裂の伝播と停止の条件は 2 つの特性曲線が交叉するか否かで判定される⁵⁾。特性曲線の一つはき裂速度曲線 (いわゆる J 曲線) で、き裂先端近傍の内圧を駆動力とした時のき裂速度 V_c である。他方は減圧速度曲線で、き裂からのガス放出により生ずる内圧 P の低下を減圧波速度 V_m の関数として表したものである。

減圧速度曲線は BMI の公式に従うと¹⁾

$$\frac{P}{P_0} = \left\{ \frac{2}{\gamma+1} + \left(\frac{\gamma-1}{\gamma+1} \right) \frac{V_m}{V_0} \right\}^{2\gamma/\gamma-1} \dots\dots\dots (4)$$

ここで P , P_0 , V_m の意味は 3.2 項で説明されている。 γ は比熱比、 V_0 は音速であり 12.0 MPa の空気の比熱比 1.65, $V_0=360$ m/s の値を入れると次式が得られる。

$$P/P_0 = (0.755 + 0.245 V_m/360)^{5.08} \dots\dots\dots (4)'$$

Fig. 7 に、減圧比 (P/P_0) と減圧波速度 (V_m) の関係を示す。実線が (4)' による計算値、黒点を実測値である。 P/P_0 と V_m の関係を実験的に求める方法は 3.2 項 Fig. 4 の説明を用いれば容易であろう。Fig. 7 で実測値と計測値の一致は良好である。ただしき裂速度の遅

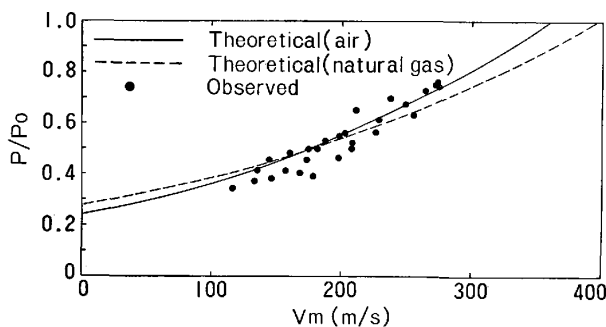


Fig. 7. Comparison between observed pressure and theoretical decompression curve.

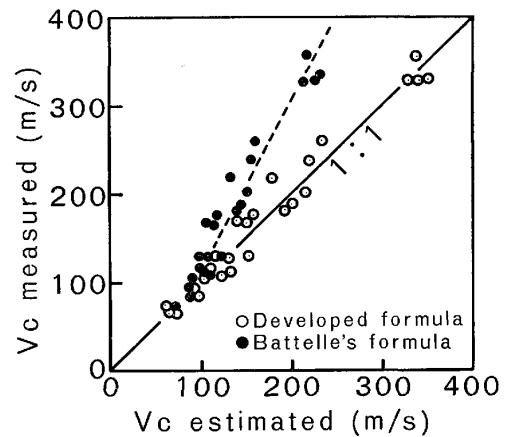


Fig. 8. Observed crack velocity in comparison with estimate using the newly developed and Battelle's formulas.

い領域では実測内圧は計算値より低い傾向がある。これは (4) 式の導出でもちいた近似に起因するものである。

次に J 曲線の求め方について述べる。J 曲線は BMI の研究者¹⁾ によつて次のように実験式が求められている。

$$V_c = a \bar{\sigma} (C_v/A_c)^{-n} (P/P_a - 1)^m \dots\dots\dots (5)$$

ここで V_c はき裂速度 (ft/s), P はき裂先端における内圧, $\bar{\sigma}$ は変形応力 (psi) C_v/A_c は単位面積当たりのシャルピー吸収エネルギー (ft·lb/(in)²) P_a は速度零のき裂を伝播させるに必要な内圧である。 a , n および m は BMI の実験値と合うようにおのおの 0.47, 1/2 および 1/6 と決められている。 P_a は (6) 式より与えられる。

$$\frac{C_v \cdot E}{A_c \bar{\sigma}^2 \sqrt{Rt}} = \frac{24}{\pi} \log \sec \left[\frac{\pi}{2} \cdot \frac{3.33 P_a R}{\sigma t} \right] \dots\dots\dots (6)$$

ここで $\bar{\sigma} = \sigma_y + 7$ kg/mm², σ_y は降伏応力, R は管半径, t は板厚, E はヤング率である。(5) 式による V_c の計算値と実測値を比較したのが Fig. 8 の黒点であり両者の一致は良くない。おそらく BMI の実験条件が内圧管径とも小さく本報のような高圧大径の場合まで外挿するのが不適当なためであろう。実測値は次のようにして決めた。J 曲線はき裂の定常伝播に対応するものであるので、き裂が C_v の異なるパイプに伝播した直後の非定常状態のデータを避けなくてはならない。この意味で V_c としてはき裂が伝播した試験鋼管における最後の測定値だけを採用しさらに、その時点での内圧は (4)' 式により計算で求めた。このようにして求めた V_c と P/P_0 の組を Table 2 に示す。この表の値を用いて (5) の a , n および m を求め次式を得た。

$$V_c = (1002/C_v^{0.55}) [P/P_0 - 0.273 \cos^{-1} \exp(-0.1034 C_v)]^{0.369} \dots\dots\dots (7)$$

当然のことながら (7) 式での計算値と実測値との一致は

Table 2. Crack velocity and crack tip pressure at the terminal of test pipe.

	S 2		S 1		S C		P N		N 1		N 2	
	V_c (m/s)	P/P_0	V_c (m/s)	P/P_0	V_c (m/s)	P/P_0	V_c (m/s)	P/P_0	V_c (m/s)	P/P_0	V_c (m/s)	P/P_0
A 1	84	0.47	203	0.69	356	0.88	328	0.84	187	0.68		
A 2	132	0.53	170	0.61	330	0.82	330	0.77	130	0.57	67	0.43
A 3	172	0.50	111	0.54	340	—	332	—	175	0.64	106	0.51
B 1			128	0.54	260	0.72	239	0.69	95	0.48		
B 2			106	0.47	184	0.63	219	0.68	116	0.50		

P/P_0 is calculated from the following equation
 $P/P_0 = (0.755 + 0.245 V_m/360)^{5.08}$
 V_m : average crack velocity from crack initiation point (m/s)

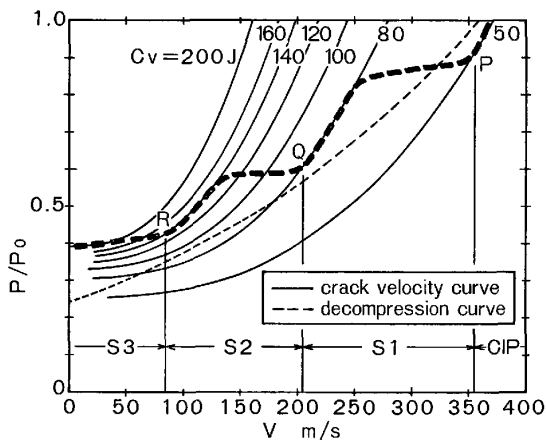


Fig. 9. Schematic figure of the transition in crack velocity and crack tip pressure (test A1, S side).

良い¹²。(Fig. 8 の白点) ただし V_c (m/s), C_v (kg-m) の単位で表した。

以上のようにして求められた減圧速度曲線と J 曲線を C_v をパラメータとして Fig. 9 に示す。両曲線が接するのは C_v が約 90J の時である。この C_v 値はき裂が非常に長距離伝播した後停止することに対応する値であつて、実験解析上必要な値である 1~2 本のパイプを伝播しただけで停止する限界 C_v 値が推定されないと無意味である。有限距離内でのき裂停止条件を求めるにはき裂速度の変化を支配する方程式を導く必要がある。き裂先端位置 $x = \int_0^t V_c dt$ における内圧は $V_m = x/t$ の関数として (4)' で与えられるとするとただちに次式が導かれる¹⁵。

$$\frac{dV_c}{dt} = \frac{(dV_c/dP)}{(dV_m/dP)} \cdot \frac{1}{t} (V_c - V_m) \dots\dots\dots (8)$$

き裂は Fig. 9 の破線に沿つて変化すると考えられ、ここでの取り扱いでは異なる J 曲線間の遷移期間を無視する近似となつている。(8)式中の V_c, V_m として(4)' (7)式を入れると初期条件(き裂が問題とするパイプに到着した時刻 t_0 , 実測値)さえ定まれば(8)式を数値積

分することによりき裂の進行に伴うき裂速度の変化が計算される。計算されたき裂速度は Fig. 3 に実線で示されている。図中の点線は各試験毎に内圧測定値から $P/P_0 \sim V_m$ のプロットを行いその平均値から減圧速度曲線を求めこれを(8)式に入れて V_c を求めたものである。この結果で注目すべきことは臨界値の 90J よりかなり大きい C_v を有する試験鋼管でもき裂は一旦ほぼ一定の速度で伝播した後急激に減衰して停止するという実験事実が説明できることである。

この方法によれば問題とする鋼管におけるき裂の伝播距離 l は, (l_0, t_0, C_v) または $(l_0, (P/P_0)_0, C_v)$ の値が定まれば計算できる。ただし l_0 および x_0 はき裂発生点から問題とする鋼管迄の距離および時間である。 $(P/P_0)_0$ は時刻 t_0 におけるき裂先端における内圧の元圧力への比である。A シリーズでの伝播停止条件は, CIP から 3 本目の試験鋼管 1 本のなかで止めることから $l_0 = 25$ m, $l = 10$ m となる。B シリーズでは CIP と直接連なる試験鋼管 2 本のなかで止めるため $l_0 = 8$ m, $l = 20$ m である。 $(P/P_0)_0$ は実測値の平均的な値として A シリーズでは 0.5, B シリーズでは 0.7 とした。この条件に対応する限界 C_v はそれぞれ 190J および 150J と計算され実測値の 180J と 130J を良く説明できる。

以上では延性き裂伝播抵抗の尺度として C_v を用いて議論してきたが, C_v, D_s, D_p のどれが一番良い尺度であるかは自明ではない。Fig. 5 ではき裂の伝播停止境界の分別の明瞭なのは C_v である。しかしこれは試験鋼管の配列を C_v の順にしたことによるのかも知れない。ところで, Fig. 9 のモデルに従えば延性き裂伝播抵抗の値が増加すればそこでき裂速度は不連続的に減少する筈である。Fig. 10 はき裂が異なるパイプに伝播した時の速度の不連続な変化量と C_v, D_s および D_p の値の差の関係を示したものである。 C_v, D_s, D_p どれをとつても Fig. 10 でのばらつきに大きな差はない。しかし切り欠き延性の値が減少してもなおき裂速度が減少する、いわば逆転例が見られない点で C_v が一番良い尺度であるといえる。

一方破面の様相の比較では実管試験と類似性の良いのは DWTT であり、このことと Fig. 10 からの結論とは合わない。実管試験と小型試験では破面の様相のほか、き裂速度および塑性変形領域の大きさが非常に異なる。このため、き裂抵抗値の類似性にたいして破面の類似性が支配的影響をもたないことが考えられる。

またセパレーションの影響については、得られたすべての結果のグラフにおいて CR 材と QT 材で差が見られなかつた。つまり特性値間の関係ではばらつきの範囲

¹² (4)式と(7)式ではPの定義は異なるが同じ Fig 9 にプロットするので同一の記号を用いた。

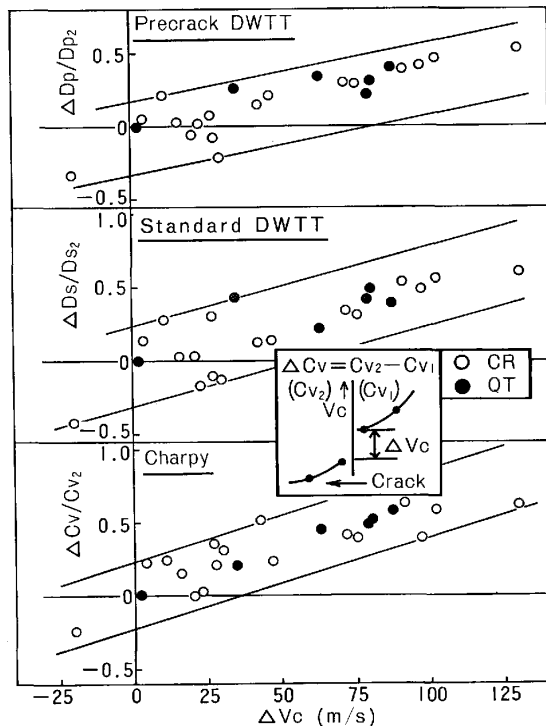


Fig. 10. Relation between the change in notch ductility value and the change in crack velocity at the boundary of adjacent test pipes.

で CR 材, QT 材は全く同じ関係を示した。このことは鋼管の延性破壊伝播停止性能が材料のセパレーションの有無に関係なく評価できることを示している。

5. 結 論

外径 48 in, 板厚 0.720 in の X-70 の CR および QT 鋼管を用い, 試験鋼管部分 70 m, 全長 150 m のテストラインにおいて 12.0 MPa, 3°~12°C で 5 回のバースト試験を行った。き裂面はすべて延性破面を呈した。得られた結果は次のように要約される。

(1) 延性き裂伝播に対する抵抗力の尺度としてはシャルピー吸収エネルギー C_v が標準 DWTT や予き裂 DWTT の吸収エネルギーより適当である。この場合破面上にセパレーションが現れても C_v の値が良い尺度であることに変わりはない。ただし実管試験とのセパレーションの形態的類似性は DWTT 試験片の方が良い。

(2) き裂伝播停止に必要な切り欠き延性値 G_v は, き裂がそのパイプに伝播した時の内圧の減衰条件に依存することがわかった。き裂速度を支配する方程式が導入

され, これにより実測されたき裂速度変化が説明された。

付記 本報は HLP 委員会において得られた結果¹⁶⁾を, 委任された現著者 5 人がまとめたものである。

文 献

- 1) W. A. MAXEY: 5th Symposium on Line Pipe Research, American Gas Association, Houston, (1974) J-1
- 2) "Running 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 Engineers, London (1974) Paper 14
- 4) F. BONOMO, M. BRAMANTE, G. ALPA, E. BOZZO, A. MORINI, and A. PAZZI: International Conference on Analytical and Experimental Fracture Mechanics, Rome (1980)
- 5) H. MIMURA: Proceedings of the sixteenth Japan Congress on Materials Research, Kyoto (1972)
- 6) G. VOGT: 6th Symposium on Line Pipe Research, American Gas Association (1979)
- 7) A. K. SHOEMAKER and R. F. McCARTNEY: ASME Publication Paper No. 74-Mat-8 (1974)
- 8) W. A. MAXEY, J. E. KIEFNER, and R. J. EIBER: NG-18 Report No. 100, American Gas Association Catalog. No. L32176, May (1976)
- 9) W. A. POYNTON, R. W. E. SHANNON, and G. D. FEARNEHOUGH: J. Eng. Mat. and Tech., October (1974), p. 324
- 10) G. M. WILKOWSKI: 6th Symposium on Line Pipe Research, American Gas Association (1979) K-1
- 11) E. MIYOSHI, M. FUKUDA, H. IWANAGA, and T. OKAZAWA: Symposium on Crack Propagation in Pipelines, Inst. Gas Engineers, London (1974)
- 12) M. IINO, H. MIMURA and N. NOMURA: Trans. ISIJ, 17 (1977), p. 450
- 13) T. YAMAGUCHI, T. TAIRA, and K. HIRABAYASHI: Nippon Kokan Tech. Rep. Overseas (1974) Dec., p. 41
- 14) T. TANAKA, T. FUNAKOSHI, M. UEDA, J. TSUBOI, T. YASUKA, and C. UTAHASHI: Microalloying, 75 (1975), p. 88
- 15) H. MIMURA: Proceedings of US-Japan Joint Seminar on "Fracture Tolerance Evaluation" (1981)
- 16) 大日方達一: 鉄と鋼, 69 (1983), p. 203