

論 文

UDC 621.16 : 656.56 : 620.186.4 : 539.52

不安定延性破壊の実験室的研究*

小笠原昌雄**・玉野 敏隆**・三村 宏***

柳本 左門**・栗山 幸久**

Laboratory Test for Unstable Ductile Fracture

Masao OGASAWARA, Toshitaka TAMANO, Hiroshi MIMURA,
Samon YANAGIMOTO, and Yukihisa KURIYAMA

Synopsis:

A laboratory test for unstable ductile fracture of mild steels was developed. Shear crack was initiated from very deep notch. Some devices such as "pipe tabs" were employed to reduce the stiffness of the system enough to make shear crack continue to grow in an unstable manner.

Four kinds of pipe materials were tested using the present test method and three kinds of them with low ductility showed unstable ductile fracture. Fracture toughness for the onset of unstable ductile fracture in these steels was evaluated and was correlated successfully to C_{shelf}^v , upper shelf of absorbed energy in Charpy test.

Slow crack growth test was also performed by means of high stiffness tensile system, "R-curve" to ductile crack growth being obtained experimentally. A model to ductile crack growth was proposed by the use of the modification of Dugdale model, by which R-curves were finely described. Critical G-values for the onset of the unstable ductile crack propagation were shown to be well compared to the values estimated from the R-curves.

Thus, both the ductile slow growth and its rapid propagation are shown to be well characterised by the values of notch ductility.

1. 序 論

近年、高圧大径ガスパイプラインにおいて延性破面を示しながらも高速かつ長距離にわたって破壊が伝播する現象が見いだされた¹⁾。この破壊は従来超高張力鋼に見られる不安定延性破壊（以下 UDF と略す）と同様に解釈される。このような破壊を防ぐため必要な材料特性は何かということが問題になるが、実験室的にこのような破壊を低強度の鋼で生ぜしめることが難かしいことが障害となつて研究が進んでいない。この様な実験室試験の重要さは、低強度の鋼の低応力脆性破壊が深い切欠付広幅引張試験によりはじめて実験室的に再現され、それにより破壊の特性値としての亀裂伝播限界応力拡大係数 K_c 値が測定され、破壊条件が明らかにされてきたことを考えると理解されよう。そのため本論文では UDF を実験室的に再現する試験法を開発し、UDF を起こす条件及

びそれを防ぐための材料特性を調べることを目的とした。

超高張力鋼では延性破壊であつても不安定破壊を生ずることがよく知られている²⁾。しかし降伏点が低くなるに従い K_c 値が急激に増加し、通常の切欠付試験では破壊応力が降伏点をはるかに越えるため、破断は断面全般にわたる局部収縮によつて生ずる。切欠付試験片で局部収縮による破断が起こる前に亀裂が進展を開始するためには次のような工夫が必要であらう。すなわち、(1) 切欠を十分長くして切欠先端の K 値を高めること、(2) 降伏点の低い鋼では一般に一樣伸びが大きいので亀裂の進展とともにかなりの伸びを生じ、荷重緩和を生じて発生した亀裂がすぐ停止すると考えられる。従つて、亀裂を不安定に伝播させるには引張試験機の剛性を極めて低くし多少の変位に対しても荷重の低下をほとんどなくす必要がある。ここでは以上 2 つの要素を超広幅試験に組み

* 昭和 49 年 4 月 本会講演大会にて発表 昭和 52 年 11 月 9 日受付 (Received Nov. 9, 1977)

** 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)

*** 新日本製鉄(株)製品技術研究所 工博 (Products R & D Laboratories, Nippon Steel Corp.)

込むことによつて、軟鋼であつても UDF が生ずることを示す。又延性の異なる 4 種類の材料について UDF の試験を行い UDF の破壊靱性値を求め、これとシャルピー吸収エネルギーの上部シェルフの値との比較を行う。

更に通常の剛性の試験体を用い延性亀裂の安定伝播を観測し、延性亀裂進展抵抗曲線 (R 曲線)³⁾ を求め、これと低剛性の試験体から求めた結果との比較をする。

2. 実験方法

2.1 試験機

試験は 2000 t 及び 4000 t 引張りリグを用いた切欠付超広幅試験体により行つた。試験体の寸法及び形状を Fig. 1 及び Fig. 2 に示す。この試験体で UDF を生ぜしめるため、次の諸点に留意した。

(i) 引張試験機系の剛性を低くするため、取付け補助板の間にパイプをはさんである。(以下、パイプタブ

と略す。)

(ii) K 値を大きくするため試験片の幅を十分広くし、切欠長さを長くする。又切欠を含む領域に曲率を与えることにより、引張り応力に曲げ応力を加え K 値を大きくする。

延性亀裂進展抵抗を求めるため、8000 t 引張りリグに通常の剛性の高いタブを取りつけて、延性亀裂安定成長の測定実験もおこなつた。Fig. 3 にはその時のタブ及び試験片形状を示した。ここで Fig. 2 の多重パイプタブの剛性を求めてみると、4 重パイプのタブ n 個の場合

$$1/m = L/(EtW) + 12n(\pi/4 - 2/\pi)\kappa/(EWh^3) \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$\kappa = 1/(1/R_1^3 + 1/R_2^3 + 1/R_3^3 + 1/R_4^3)$$

L は試験体長さ、 E はヤング率、 t は試片板厚、 W は板幅、 $R_1 \sim R_4$ は多重パイプの平均半径、 h はパイプ肉厚、 n は 4 重パイプタブの数 (ここでは $n=2$)、また平板材の剛性を $m(0)$ とすると

$$1/m(0) = L/(EtW)$$

応力緩和補正係数⁴⁾⁵⁾を次の様に定義する。

$$\alpha = 1/[1 + m(0)/m]$$

ここで $\alpha=0$ は荷重一定条件、 $\alpha=1$ は変位一定条件を示すものである。4000 t 用多重パイプタブの場合について α を計算すると $\alpha=0.1$ となり、かなり荷重一定条件に近い剛性をもっていることがわかる。タブ形状を Fig. 2 に、多重パイプタブのピン間変位と荷重との関係を平板タブの場合と比較して Fig. 4 に示した。また Fig. 1 の 2000 t 用タブ場合の応力緩和補正係数は 0.5 となりこの場合の剛性は荷重一定条件と変位一定条件の中間の値であつた。

2.2 供試材

供試材としては延性の極めて異なる 4 種類の材料を用いた。それらの化学組成を Table 1 に、また主な機械的性質を Table 2 に示す。鋼種 A はこの実験のために特に溶製した材料で S を 0.3% 含んでおり、低温で熟延

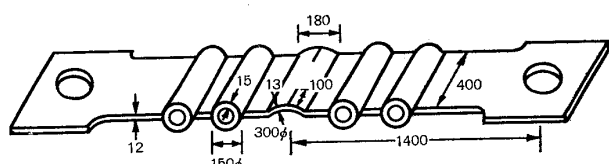


Fig. 1. Test assembly for A, B specimen. (for the use of 2000 t test rig)

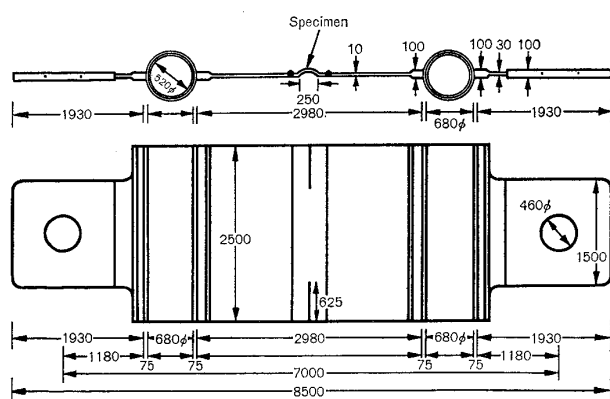


Fig. 2. Test assembly for C, D specimen. (for the use of 4000 t test rig)

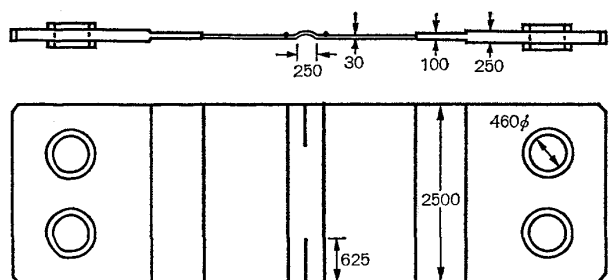


Fig. 3. Standard tab used for stable crack growth test. (for the use of 8000 t test rig)

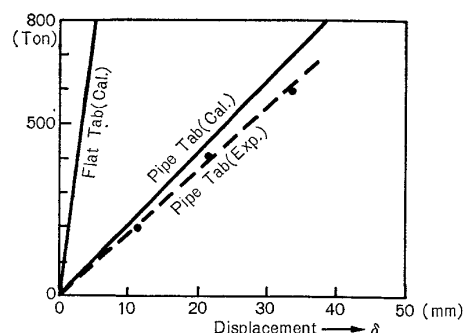


Fig. 4. Characteristics of pipe tab. (for the use of 4000 t test rig)

Table 1. Chemical composition (%).

No.	Grade	C	Si	Mn	P	S	V	Al	Cr	Ni
A	X-65	0.09	0.19	1.30	0.009	0.33	0.042	—	—	—
B	X-52	0.18 ~0.19	0.26 ~0.28	1.12 ~1.13	0.014 ~0.023	0.012 ~0.015	0.045 ~0.05	0.018 ~0.023	—	<0.01
C	STS-49	0.27	0.32	0.88	0.014	0.009	—	—	—	—
D	SUS-304	00.5	0.59	1.12	0.025	0.008	—	—	18.4	9.6
E	X-52	0.17 ~0.19	0.26 ~0.28	1.05 ~1.16	0.013 ~0.019	0.013 ~0.017	0.04	0.018 ~0.03	—	—
	X-65	0.11 ~0.12	0.24 ~0.26	1.30 ~1.34	0.011 ~0.017	0.007 ~0.010	0.06	0.018 ~0.030	—	—

Table 2. Mechanical properties for circumferential direction.

No.	Grade	Y. S (kg/mm ²)	T. S (kg/mm ²)	El. (%)	Charpy energy at test temp* (kg·m)	Shar appearance at test temp. (ductile %)
A	X-65	53	57	7	0.45	100
B	X-52	41~45	56~60	30~34	2.8~3.5	100
C	STS-49	38	58	25	6(**)	80
D	SUS-304	22	57	71	6.0(***)	100
E	X-52	41~44	55~60	30~36	3.0~5.5	100
	X-65	47~50	63~65	27~35	5.3~9.0	100

* Test Temp. means room temperature. ** Shelf Energy is 10kg·m at 100°C.

*** The value is the results of 1/2-size Charpy test.

仕上げされたものである。このためにシャルピーの吸収エネルギーは完全延性域でも約 0.5 kg·m と低い。又破面には結晶粒サイズの細かな Splitting⁶⁾ を呈する。鋼種 B は商用鋼としては延性の下限と考えられるものであり C 方向 (圧延方向) のシャルピー吸収エネルギーは約 3 kg·m である。この試片のシャルピー破断面にも細かな Splitting がみられた。鋼種 C⁷⁾ は商用鋼としては普通の延性を有するものであり吸収エネルギーは 100 °C でシェルフエネルギー 10 kg·m であった。しかし常温では 1 kg·m であり、脆性破面率が 20% 程度ある。鋼種 D⁷⁾ は 18-8 ステンレス鋼であつて延性が高い方の代表的な鋼である。

鋼種 E は高剛性タブを用いた安定成長の実験だけに用いる供試材である。安定成長の試験には鋼種 B も用いた。

2.3 測定項目

不安定伝播試験では破断時荷重、定安亀裂成長ながさ、及び亀裂伝播速度を計測した。亀裂速度の測定はタイミングワイヤを用いて行つた。切欠は試片両端から加工し

たが、亀裂の出る側をきめる方が速度測定に便利なので、切欠の一端は 0.2 mm のスリット、他端はドリル穴で先端の径を大きくした。安定成長の実験では荷重と亀裂長さとの関係 (R 曲線) を計測した。

又試片 A についてはパイプタブを用いた結果と剛性の高い平板タブを用いた結果との比較及び曲率のある場合とない場合との結果の比較を行ない、パイプタブ及び切欠近辺の曲率の効果を検討した。更に延性亀裂伝播開始荷重よりわずかに低い荷重下で亀裂先端にくさびによる打撃を加え、延性亀裂を生ぜしめ、それが伝播するか否かの試験もした。これは発生と伝播開始 K_{IC} 値の違いを知るためである。温度の破壊特性に及ぼす効果は試料 C について試験された。

3. 実験結果

3.1 不安定延性破壊

実験結果を Table 3~7 に示す。全試料とも常温で試験され、すべて 100% 延性破面を示した。

Table 3. Unstable propagation test results of steel A. (外径 406 mm, 肉厚 13 mm)

No.	Specimen shape	Tab shape	Slow growth (mm)	Onset of propagation			Fracture mode	Test method
				Net stress (kg/mm ²)	Onset K_c (kg · mm ^{-3/2})	Speed (m/s)		
A-1	Curved	Pipes	~10	27	370	23	Unstable propagation	Tension
A-2	"	"	~10	21	290	50	"	"
A-3	Flat	"	~20	42	420	50	"	"
A-4	Curved	Plates	Throughout	26	—	—	Stable slow growth	"
A-5	"	"	"	23	—	—	"	"
A-6	"	Pipes	—	23	—	—	No propagation	Hammer blow
				27	370	20	Unstable propagation	Tension
A-7	"	"	—	27	—	—	No propagation	Hammer blow
				30	410	30	Unstable propagation	Tension

Table 4. Unstable propagation test results of steel B. (外径 609 mm, 肉厚 13 mm)

No.	Specimen shape	Tab shape	Slow growth (mm)	Onset of propagation			Fracture mode	Test method
				Net stress (kg/mm ²)	Onset K_c (kg · mm ^{-3/2})	Speed (m/s)		
B-1	Curved	Pipes	20	46	730	—	Unstable propagation	Tension
B-2	"	"	30	48	760	—	"	"
B-3	"	"	"	54	860	—	"	"
B-4	"	"	"	55	880	—	"	"

Table 5. Unstable propagation test results of steel C. (外径 356 mm, 肉厚 15 mm)

No.	Specimen shape	Tab shape	Slow growth (mm)	Onset of propagation			Fracture mode	Test method
				Net stress (kg/mm ²)	Onset K_c (kg · mm ^{-3/2})	Speed (m/s)		
C-1	Curved	Multi-pipes	50	48	1250	—	Unstable propagation	Tension
C-2	"	"	100	51	1310	16	"	"
C-3	"	"	100	50	1300	—	"	"

試料A: (Table 3) 曲率つきパイプタブ条件下の破壊は降伏点をはるかに下回る応力で生じ、亀裂は急速に伝播した。不安定伝播する前に 10 mm 程度の安定成長が観測された。亀裂を発生させるに必要な応力以下ではたとえくさびを打ち込んで亀裂を発生させても亀裂は伝播しなかった (A-6, A-7)。平板のタブが使われた時は亀

裂はピンチャックの動きに従って安定成長をした (A-4, A-5)。又試料が平滑で曲率が与えられていない時は破壊応力は著しく増加した。破断応力は降伏応力の 80% 程度であった。以上の結果から現在の試験方法が不安定延性破壊を生ぜしめるに有効であることがわかる。亀裂伝播速度は 20~50 m/s であった。

Table 6. Unstable propagation test results of steel D. (外径 100 mm, 肉厚 5.7 mm)

No.	Specimen shape	Tab shape	Slow growth		Fracture mode	Test method
			Initiation (kg/mm ²)	Max. load (kg/mm ²)		
D-1	Curved	Multi-pipes	19	58	Stable slow growth	Tension
D-2	"	"	13	55	"	"

Table 7. Experimental results of ductile slow growth before general yielding.

No.	Grade	Specimen shape	Tab shape	Slow growth (mm)	Slow growth initiation (t)	Charpy shelf energy (kg·m)	δ_i used in the calculation (mm)	G_c predicted (kg·mm ⁻¹)
E-1	X-52	Curved	Plate	Throughout	250	3.1	0.27	45.5
E-2	"	"	"	"	260	3.7	0.30	51.5
E-3	"	"	"	"	300	5.3	0.70	62.0
E-4	"	"	"	"	300	3.2	0.34	58.0
E-5	X-65	"	"	"	320	5.3	0.42	56.0
E-6	"	"	"	"	400	9.0	1.00	96.0

試料 B : (Table 4) 不安定破壊に先だつて明らかな亀裂の安定成長が見られた。破壊応力は降伏点付近であった。

試料 C : (Table 5) 試料 B の実験から Fig. 1 の試験体及びタブではこれ以上の延性を持つ材料を破断することは不可能であることがわかつたため、試料 C に対しては、より大きな K 値及びより低い剛性を持つ Fig. 2 の試験体を用いて実験した。

Table 5 に示す様に不安定破壊は降伏点と引張強さの中間の応力で生じた。そのため試片の曲率は引張試験中に失われた。亀裂は降伏点以下の応力で緩やかに成長を開始し約 100 mm 程延びたのち急速な破壊に変わった。常温での試験に加えて温度を 80°C に変えた試験も行つたが、破壊応力に大きな変化はなかつた。亀裂速度は試料 C-2 について測定に成功し、最高 16 m/s であつた。

試料 D : (Table 6) 不安定破壊は生ぜず破壊は局部収縮により生じた。破壊応力は引張強さにほぼ等しい。

3.2 安定亀裂成長実験

この実験は剛性の高い平板タブを用いて試料 E と試料 B の同一系列の試片を用いて行つた。試料 E-1 は B-3 と同一材料である。この実験では延性亀裂は安定成長を続け、最大荷重を過ぎて荷重が低下し始める所まで亀裂長さの測定ができた。荷重と亀裂長さの関係は Fig. 5 及び Fig. 6 に示した。

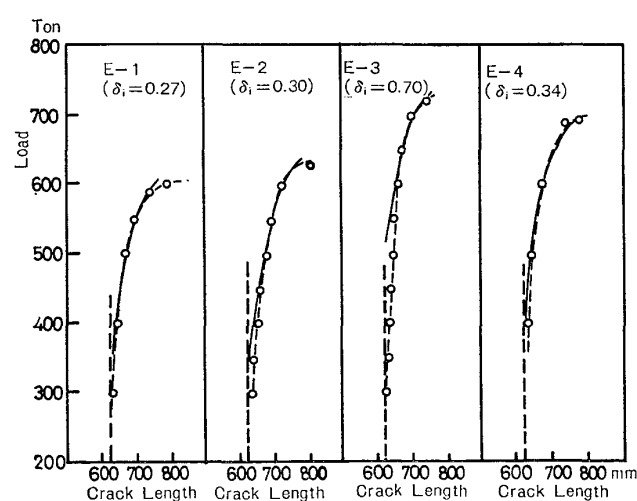


Fig. 5. Experimental results of ductile slow growth (○---○) and theoretical calculation based on the present model (—). X-52 series. (δ_i : Critical crack opening displacement for slow crack growth)

3.3 破断面の形状測定

破壊後の破面近傍の板厚減少率を試料 C 及び試料 D について Fig. 7 及び Fig. 8 にそれぞれ示す。不安定伝播したもの（試料 C）と局部収縮で破断したもの（試料 D）の間には板厚減少率の分布に明らかな差が認められる。比較のためそれぞれの試料の平板引張試片（幅 38 mm）の破断部の板厚減少率も示した。又 Photo. 1 に

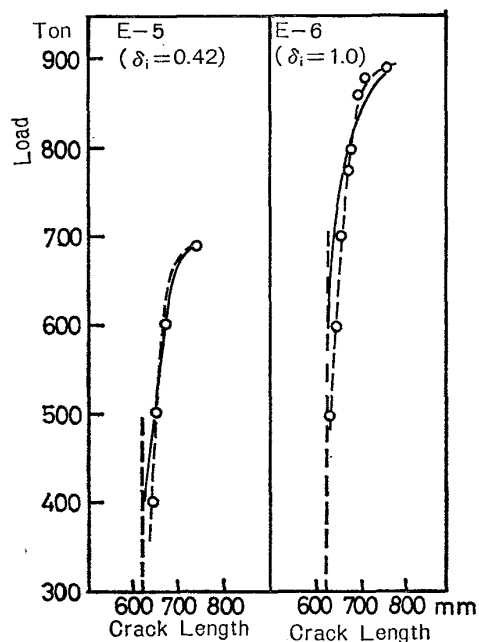


Fig. 6. Experimental results of ductile slow growth ($\bigcirc$ — $\bigcirc$) and theoretical calculation based on the present model (—). X-65 series. (δ_i : Critical crack opening displacement for slow crack growth)

はそれぞれの試片の破断部の横断面写真を示した。

3.4 シャルピー吸収エネルギー

以上の不安定延性破壊と破断方向が同一になるように採取した試料のシャルピー遷移曲線を求め、シェルフエネルギーを Table 1 に示した。試験 C を除く試料は常

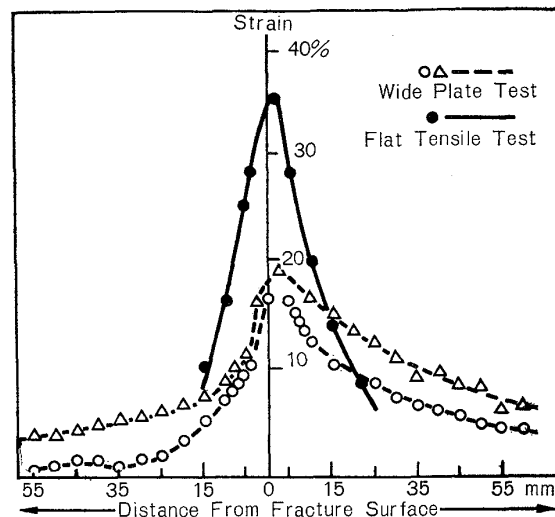
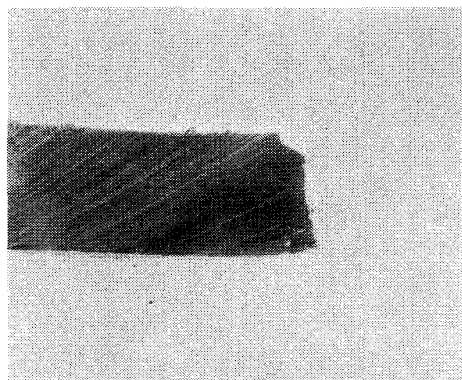
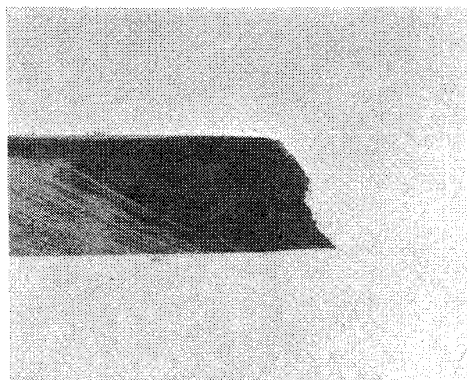


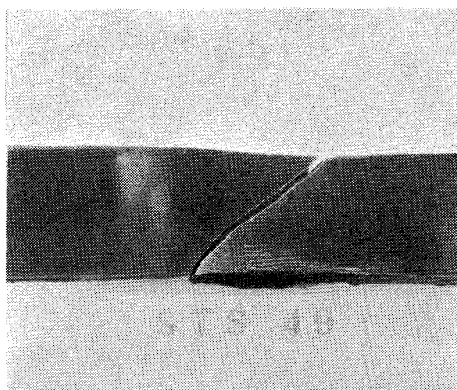
Fig. 7. Reduction in thickness of C specimens.



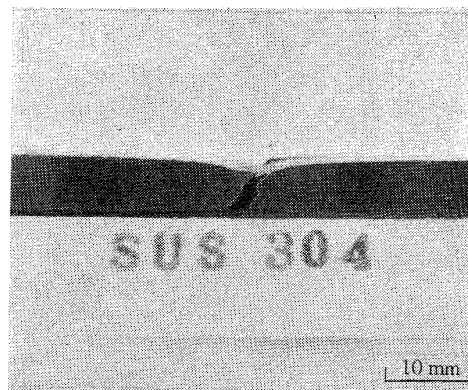
Steel A



Steel B



Steel C



Steel D

Photo. 1. Cross sectional views of fracture surfaces of unstable propagation (A, B, C) and slow growth (D).

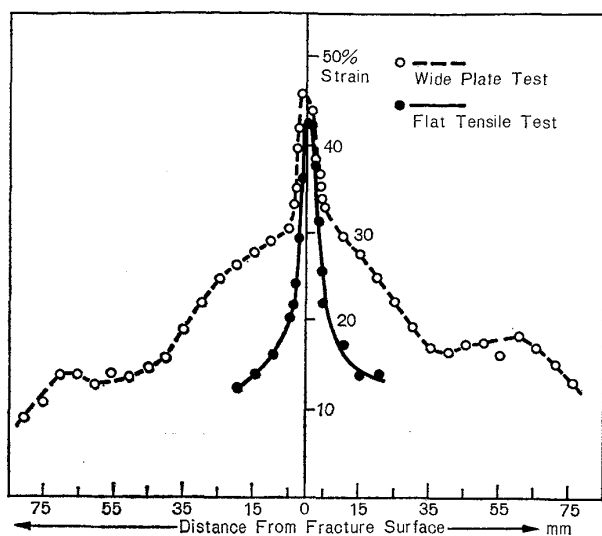


Fig. 8. Reduction in thickness of D specimens.

温で 100% 延性を示し、セルフエネルギーの温度による変化はほとんどなかったが試料 C は常温で 20% の脆性破面率を示した。

4. 実験結果の検討

4.1 軟鋼における延性亀裂の発生について

従来、軟鋼構造物は十分な延性をもっているため延性破壊に対しては安全という観点から脆性破壊のみ研究が集中していた。しかし、切欠延性の低い軟鋼では延性安定亀裂成長のための限界 COD 値（切欠先端開口量）は極端に低い場合がある。ここではその様に延性の低い材料を用い、十分長い初期切欠を用いて延性亀裂安定成長現象の検討を行つた。先に述べた様に今回の実験では板幅 2.5m に対し切欠長 625 mm の広幅試片を用いたが、あまり切欠長さを長くすると残り断面が容易に降伏し、局部収縮による破壊をしてしまい、平均応力を上げることができない。板幅 W に両端から長さ a の切欠が入った広幅試験で得られる応力拡大係数 K は、平均負荷応力を σ とすると

$$K/(\sigma\sqrt{\pi W}) = (1 - 2a/W) \sqrt{\tan(\pi a/W)} \quad \dots\dots\dots (2)$$

となるため⁸⁾ 残り断面が降伏点に達する以前に実現される最大 K 値は $a/W=0.2$ の時、 σ_Y を降伏応力とすると、 $\sigma \leq \sigma_Y$ より $K_{\max.} = (0.51\sigma_Y\sqrt{W})$ となることがわかる。ここでは $a/W=0.25$ を用いているが、得られる K 値は、 $K=0.5\sigma_Y\sqrt{W}$ となり $K_{\max.}$ とほとんど変りない。 $\sigma_Y=50 \text{ kg/mm}^2$ で $W=2500 \text{ mm}$ とおいて、この試験片で実現できる K は

$$K \leq 1250 \text{ kg} \cdot \text{mm}^{-3/2}$$

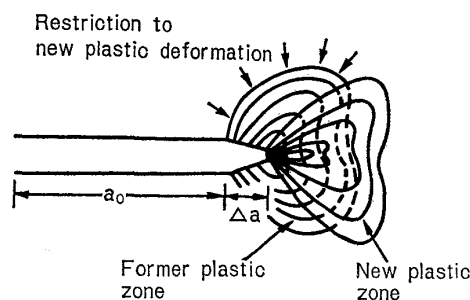


Fig. 9. Explanation of slow growth.

となる。又 DUGDALE⁹⁾ による次の式を用いて COD 値を調べると

$$\delta = (8\sigma_Y a / (\pi E)) \cdot \ln \sec(\pi \sigma / 2\sigma_Y) \quad \dots\dots\dots (3)$$

であるから $a=625 \text{ mm}$, $\sigma/\sigma_Y=0.25$ として、 $\delta_{\max.}=0.3 \text{ mm}$ となる。ここで E はヤング率である。軟鋼では通常延性破壊安定成長時の COD 値は $\delta_i=0.2\sim 0.3 \text{ mm}$ であると言われている⁹⁾。事実、試料 E の実験で安定成長亀裂が $\sigma/\sigma_Y \cong 0.25$ (400 t 以下) で始まっている。

4.2 軟鋼における延性亀裂の安定成長について

初期切欠長さを十分長く取ることにより切欠先端から延性亀裂を発生させることができたが、この延性亀裂は構造物の弾性蓄積エネルギーが十分でないと不安定伝播を起こさず、荷重の増加とともに安定成長をする。ところで亀裂が COD 一定あるいは K_C 一定の条件で進むと考えた場合

$$\left. \begin{aligned} \sigma_f \sqrt{\pi a} &= \text{一定} \quad \text{又は} \\ (8\sigma_Y a / \pi E) \cdot \ln \sec(\pi \sigma_f / 2\sigma_Y) &= \text{一定} \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (4)$$

であり、これらの式から安定成長を説明することはできない¹⁰⁾。すなわち (4) 式は亀裂の長さが長くなれば破壊応力 σ_f は減少するため一定外力下 (fixed load) で亀裂は進展し続けることになるが、安定成長の場合は荷重を上げないと亀裂は成長しない。Fig. 9 は安定成長における亀裂先端状態を定性的に説明したものであり、亀裂が成長すると進展後の亀裂先端は、亀裂進展前に起つた塑性変形により歪集中が緩和されているため新たな塑性変形の進行は旧塑性域によつて拘束されあたかも圧縮応力が加わっている様な形状になる。もし外応力が同じならば亀裂成長後の COD 値は塑性変形の拘束によつてもとの COD 値より小さくなる。従つて、COD 値を材料の限界 COD 値と同一にするには更に荷重を増加する必要がある。このため安定亀裂成長には外応力の増加が必要となると考えられる。亀裂が成長した時亀裂の成長部には、降伏応力 σ_Y に等しい圧縮応力が残ること*、又

* 亀裂成長後の形状は Fig. 10 のようになり、処女亀裂に比べて周囲の弾性体を押し上げ、あたかもその反作用だけ圧縮応力を受けた様な形になる。 σ_Y 以上の応力は塑性歪に転化するので最大 σ_Y に等しい圧縮応力を仮定した。

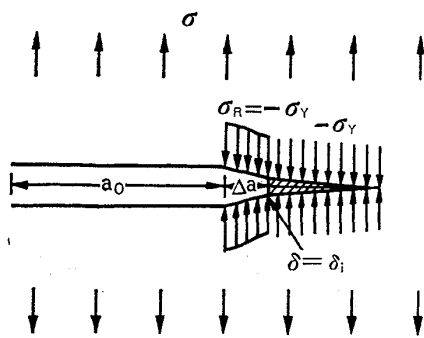


Fig. 10. Theoretical model of slow growth based on the present model.

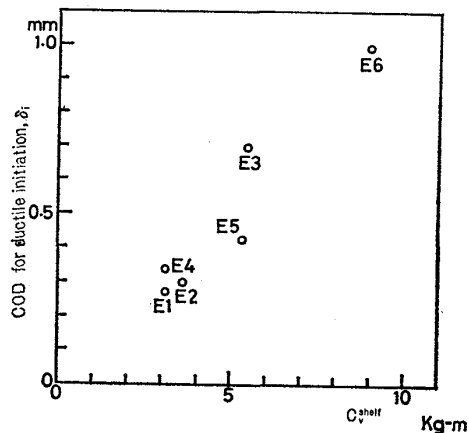


Fig. 11. Correlation between charpy shelf energy and the δ_i -value used in the calculation.

亀裂は $\delta = \delta_i$ で成長することを仮定し、Fig. 10 に示す Model から COD 値を計算すると次の様になる¹¹⁾。

$$\delta_i = \frac{4\sigma_Y a_0}{\pi E} \left[\ln \left| \frac{\sin \theta_2 + \sin \theta}{\sin \theta_2 - \sin \theta} \right| + \frac{\cos \theta}{\cos \theta_2} \ln \left| \frac{\sin(\theta_2 - \theta)}{\sin(\theta_2 + \theta)} \right| \right] \quad (5)$$

$$a_0 = b \cos \theta_2, \quad \theta_2 = \pi \sigma / 2 \sigma_Y$$

$$a_0 + \Delta a = b \cos \theta$$

ここで δ_i は亀裂安定成長時の限界 COD 値、 a_0 は初期亀裂長さ、 Δa は亀裂成長量、 σ は負荷応力である。(5)式から δ_i をそれぞれ測定された R カープに合わせる様に仮定し、その安定亀裂成長の実験結果と比較したのが Fig. 5 及び Fig. 6 である。この図中、実線が理論計算の結果、○印が実験点である。安定成長発生点が計算結果より実験結果の方が低いのは試片に曲率があつたためと考えられるが荷重の高い所(曲率が失われている)ではかなりよい一致を示している。又この計算で仮定した δ_i の値とシャルピーのシェルフエネルギー、 C_{shelf}^V との比較を Fig. 11 に示した。かなりよい相関が見られ C_{shelf}^V は延形亀裂発生のおよい目安となつていことがわかる。 δ_i と C_{shelf}^V についての同様な結果は FEARNE-

HOUGH らによつても得られている¹²⁾。

4.3 不安定伝播開始について

安定亀裂が十分成長し、荷重が高く K 値(又は G 値、構造物蓄積エネルギー率)が高くなつた点で延性亀裂は不安定伝播を開始する。脆性破壊の場合は亀裂速度が 1000~1500 m/s と速いため亀裂が幅方向に伝わり終るまで、応力再配分はほとんどないと考えられる。すなわち、弾性波の速度を約 5000 m/s とすると弾性波がピン端に至り帰つて来るまでの時間と幅方向に亀裂が伝わる時間を比較すると、 L を試片長さ、 W を試片幅とすれば

$$L/5000 < W/1500 \quad (6)$$

となる。よつてアスペクト比(L/W)にして3倍程度あれば亀裂伝播中の荷重の減衰はないと考えて良い。しかるに延性破壊の速度は高々 200 m/s とされている。その理由は塑性波速度に規制されるためと言われている¹³⁾。

$$V_D < V(1/\rho)(d\sigma/d\varepsilon) \quad (7)$$

ここで V_D は延性破壊速度、 ρ は試片の密度である。

従つてここで用いた広幅試験では亀裂が進展しても、荷重は平衡状態にまで容易に減衰してしまう。今回のパイプタブでは(1)式に述べた通り 2000 t 用で $\alpha=0.5$ 、4000 t 用で $\alpha=0.1$ であり、亀裂伝播に伴う K の変化を $\tilde{K}$ とすると¹⁴⁾

$$\frac{\tilde{K}}{K_0} = \left(\sqrt{\frac{a'}{a_0}} \right) \left[1 + \frac{2\alpha m(a'_0)}{EP_0^2} \int_{a'_0}^{a'} K^2 da' \right] \quad (8)$$

$$\frac{1}{m(a'_0)} = \frac{L}{WE} + \frac{2}{EP_0^2} \int_0^{a'_0} K^2 da$$

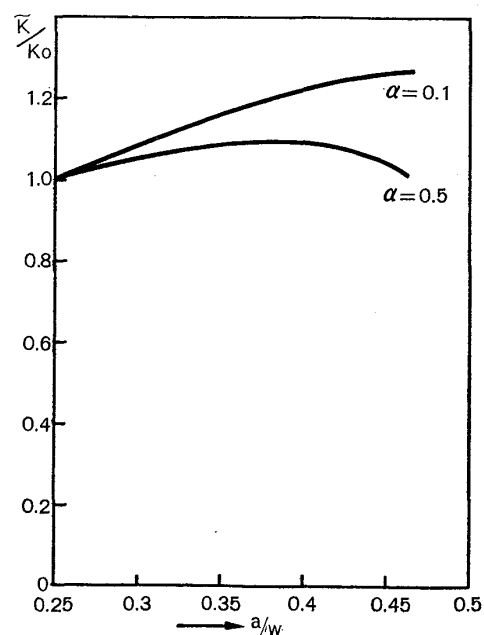


Fig. 12. Change of $\tilde{K}$ with crack extension.

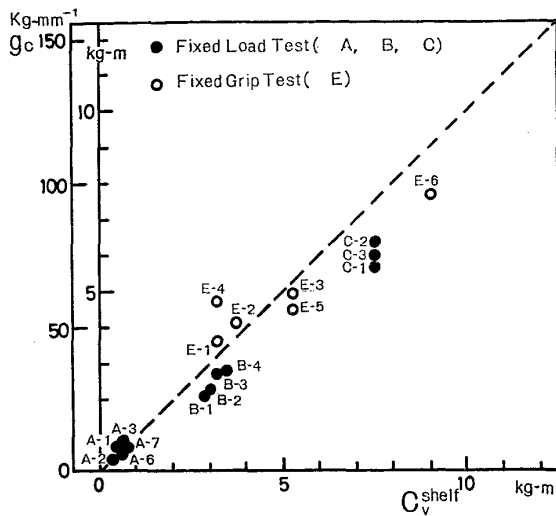


Fig. 13. Correlation between G_c -value of unstable ductile propagation and Charpy shelf energy.

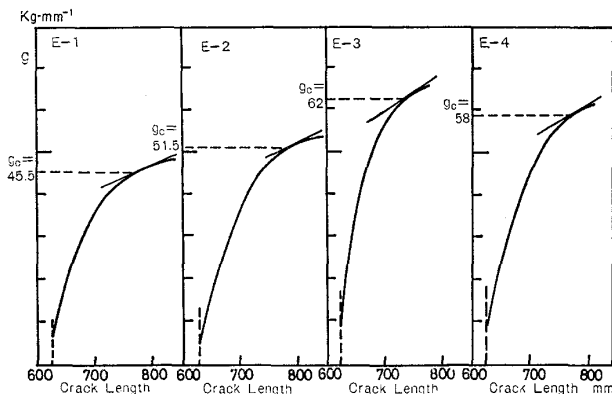


Fig. 14. Determination of the critical G_c -values for the ductile propagation based on R-curve of X-52 series.

ここで $a' = a / \sqrt{1 - 0.5(\sigma/\sigma_Y)^2}$,

$a_0' = a_0 / \sqrt{1 - 0.5(\sigma/\sigma_Y)^2}$ である。

a_0 は初期亀裂長さ, a は伝播後の亀裂長さ, a_0' , a' はそれぞれ塑性補正である。又 K_0 は亀裂発生時の K 値, P_0 は初期荷重, L , W はそれぞれ試片長さ及び試片幅である。この数値計算結果を Fig. 12 に示した¹⁴⁾。すなわちパイプタブの場合 K 値一定の応力状態がほぼ実現されていることがわかる。試料 A, B, C の不安定伝播開始点及び試料 E の G 値を計算する際、試料 A については破断荷重が低く曲率が維持されていたため、曲率補正¹⁵⁾を行った。又試料 B, C, D 及び試料 E では破断時には曲率が失われたので曲率補正をおこなわない通常の深切欠試験で用いる K の計算式⁸⁾を適用した。この様にして求めた不安定延性破壊開始点の K_c 値 (G_c 値) とそれぞれの温度でのシャルピー吸収エネルギー値との相

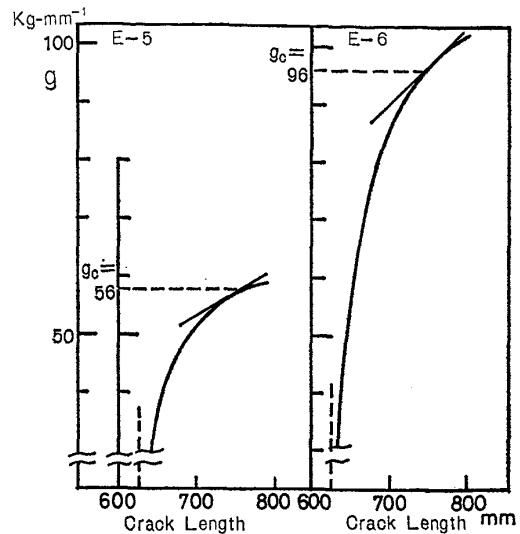


Fig. 15. Determination of critical G_c -values for ductile propagation based on R-curve of X-65 series.

関を取ったのが Fig. 13 である。

更に試料 E の安定成長の実験から亀裂進展抵抗曲線 (R 曲線) と $G = \pi \sigma^2 a / E$ との接点 ($\partial G / \partial C = \partial R / \partial C$) から G_c 値を求めたのが Fig. 14 及び Fig. 15 である。又この様にして求めた G_c 値を fixed grip 試験として Fig. 13 に同時に示した。これからわかるようにシャルピーの吸収エネルギーと G_c 値とはよい相関を示し更に不安定延性破壊試験の G_c 値も R 曲線から求めた G_c 値もほぼ同一の相関線上に乗る。ただし、C 材は常温シャルピー試験で 20% 脆性破面を示し、吸収エネルギー 6 kg·m である⁷⁾。そこで単純に吸収エネルギーを $6/0.8 = 7.5$ kg·m とした。以上から次の様にいえる。低剛性系を用いて測られる不安定延性破壊の G_c 値は通常の引張系から得られる R 曲線により推定できる*。 C_{shelF}^V は R 曲線の特徴値 δ_i とよい相関があり、このため G_c ともよい相関をもつ。

4.4 くびれ破壊と不安定延性破壊

延性破壊は一般に次の様な過程で生ずる。

一般の延性破壊：一様伸び→局部収縮→せん断
又はカップ・アンド・コーン破断

しかし本報で実現された延性破壊はつぎの過程になる。

不安定延性破壊：延性亀裂発生→亀裂安定成長 (亀裂先端部の局所的破断の繰返し) →プロパゲーション・シアー破断¹⁾。

* パイプタブ法では試験材は低延性のものに限られるという難点が指摘されていた¹⁶⁾が R 曲線法を用いると高延性の材料についても G_c 値が求まることになる。(δ_i 値と初期安定成長域での R 曲線を用いて計算により G_c 値を推定することができる。)

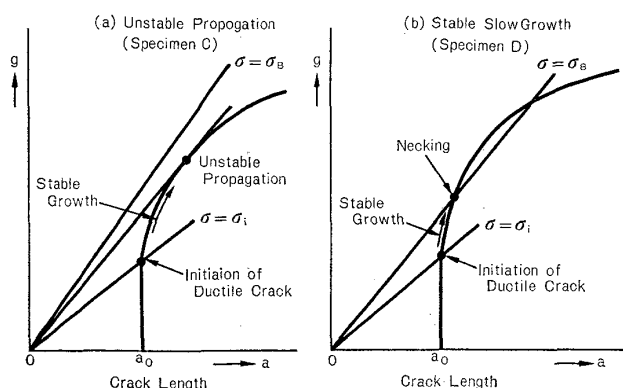


Fig. 16. Schematic representation of unstable ductile propagation and necking fracture by means of R-curve under fixed load condition.

このような破壊様式の違いは破断形態に現われている。

不安定延性破壊 (試験片 A~C) の破断部横断面写真は Photo. 1 に示したが、伸びの少ない剪断破壊であった (Fig. 7)。又 R 曲線を求める実験の際、亀裂が進展しても残り断面では断面収縮をほとんど生じていないことが確かめられている。一方試験片 D では、局部収縮破壊を起こし、板厚減少率は平滑試片のそれとほぼ同じであることを Fig. 8 に示した。この挙動の差は R 曲線を用いても説明することができる。Fig. 16(a) に見る様に G と R 曲線の接点から G_c 値が得られこれが荷重一定下での不安定延性破壊伝播限界値と考えてよいことは先に示した通りである。しかし、試料 D では荷重の上昇に伴う亀裂安定成長中に引張強さに達し、板厚方向へのくびれ破壊を起こした。Fig. 16(b) に示す様に、この材料の延性亀裂進展抵抗値は極めて高く、 G が R 曲線との接点に至る前に残り断面の引張強さに達してしまつたためである。この材料では初期切欠を更に長くすること (板幅を更に広く取る) により不安定破壊が得られることが推測される。

4.5 Splittings の影響について

試料 A 及び試料 B, 試料 D ではシャルピー破断面に無数の splittings (又は separations)⁶⁾ が認められた。しかし splittings の多いものがシャルピー値と不安定延性伝播の G_c 値の相関関係上特にはずれる傾向があるとは認めがたい*。

5. 結 論

以上の実験結果から次の結論が得られた。

(1) 軟鋼であつても次の条件下では不安定延性破壊

を起こす。

i) 素材の切欠延性が低い (限界延性 COD 値が低い) 場合。

ii) 構造物に長い初期切欠 (又は伝播中の亀裂で有効切欠長さが十分長いもの) がある場合。

iii) 荷重が容易に減衰しない様な構造物あるいは内容物が入っている場合。

(2) 不安定延性破壊は、実験室的には剛性の低い引張試験機と超広幅の試験片を用いることによつて軟鋼でも再現しうる。剛性の高い試験機では亀裂は安定成長を示すが、これから R 曲線を求めることによつて G_c 値を求めることができる。

(3) 荷重一定条件下で延性破壊が不安定伝播する限界値はシャルピーのシェルフエネルギー値と良い相関を示す。

本報告の実験で多重パイプを用いた試料 C, 試料 D の実験は科学技術庁の委託を受け、原子炉平和利用委員会 4 UB 小委員会の中で行つた実験である。報告を作成するに当たりよく許可された東京大学原子力工学科、安藤教授並に 4 UB 委員会各位、溶接協会の方々に感謝の意を表します。

文 献

- 1) R. J. EIBER: 4th Symp. on Line Pipe Research, AGA Report Nov. 18~19 (1969), P. I-1
- 2) 例えば E. A. STEIGERWALD: ASTM STP 463, (1970), p. 102
- 3) Fracture Toughness Evaluation by R-Curve Method, ASTM, STP 527 (1973)
- 4) 金沢 武, 町田 進, 矢島 浩, 青木 満: 日本造船学会論文集, 130 号 (1971) Dec., p. 343
- 5) H. OKAMURA, K. WATANABE, and T. TAKANO: ASTM, STP 536, (1973), p. 423
- 6) A. K. SHOEMAKER, et al.: Running Shear Fracture in Linepipe Subcommittee Summary Report. 1 (1974)
- 7) 安藤良夫: 原子炉耐圧部の不安定破壊に対する安全基準に関する試験研究. 日本溶接協会原子力研究委員会 4UB 小委員会, Feb. (1976)
- 8) 池田一夫: 日本造船学会論文集, 110 号 (1961), p. 487
- 9) 大塚昭夫, 宮田隆司, 西村誠二, 柏木隆一郎, 笠井 登: 日本造船学会論文集, 136 号 (1974), p. 249
- 10) F. A. McCLINTOCK: Trans. ASME, (1958), p. 582
- 11) J. N. GOODIER and F. A. FIELD: Fracture of Solid, (1962), p. 103

* しかし一般に splittings の多い材料はシェルフエネルギー値が低く (δ_i が低い), その意味では不安定延性破壊が起こりやすい。

-
- 12) G. D. FEARNEHOUGH, G. M. LEES, J. M. LOWES, and R. T. WEINER: The Conference of Practical Application of Fracture Mechanics to Pressure Vessel Technology, The Institution of Mechanical Engineers, London (1971), p. 119
 - 13) H. MIMURA and M. OGASAWARA: International Symposium on Crack Propagation in Pipelines, The Institution of Gas Engineers, Newcastle, England (1974) Paper 14
 - 14) M. OGASAWARA, H. MIMURA, and K. ISHIZAKI: *ibid*, Paper 10
 - 15) M. OGASAWARA, H. MIMURA, and S. NAKANISHI: Trans. ISIJ, 17(1977) 10, p. 563
 - 16) F. KOSHIGA, Y. KURITA, T. AKIYAMA, and M. KAWAHARA: ASME Energy Technology Conference, Houston, Sept (1977) Paper 2
-