
表面切欠を有する鋼管の脆性破壊

Brittle Fracture of Steel Pipe with a Surface Notch

佐山 泰弘(Yasuhiro Sayama)

要旨：

外面に管軸方向に種々の深さ・長さの表面切欠を有する鋼管の低温における脆性破壊挙動を調査した。鋼管の破壊応力 σ_p は切欠深さ比 t_1/t の逆数に比例する。相当切欠長さ、 $C_{eq}=(t_1/t)^2C$ ($2C$ ：切欠長さ) を定義すると、 σ_p と C_{eq} との間には、 $\sigma_p^2 \cdot C_{eq} = \text{const.}$ の関係が成立し表面切欠を有する鋼管の破壊も貫通切欠を有する平板の破壊と同じ形で変化する。平板のディープノッチ試験により求めた材料の破壊発生時の塑性表面エネルギーは、鋼管の破壊試験より求めたそれとほぼ一致した。歪時効は鋼管の破壊の発生特性よりは、むしろ、亀裂の伝播停止特性により大きく影響をおよぼす。

Synopsis：

The effect of notch dimensions on the brittle fracture strength of the electric welded steel pipe with a longitudinal surface notch has been investigated in the bursting test at low temperatures. The data are shown to fit an empirical expression of the form: $\sigma_p^2 \cdot C_{eq} = K$ where σ_p : the bursting stress C_{eq} : the equivalent notch half length defined as $(t_1/t)^2C$, where t , t_1 and C are the wall thickness, the notch depth and the notch half length, respectively K : the constant depending on the testing temperature The plastic surface energy calculated by the use of the data of the bursting test of pipe is in fairly good agreement with the surface energy obtained by the deep notch test of the flat test piece of the same material, except at very low temperatures. It has also been shown that the strain aging has little influence on the plastic surface energy, or the crack initiation characteristics of pipe, but has an important influence on the crack propagation characteristics by decreasing the ability of arresting cracks.

(c)JFE Steel Corporation, 2003

本文は次のページから閲覧できます。

表面切欠を有する鋼管の脆性破壊

Brittle Fracture of Steel Pipe with a Surface Notch

佐山 泰弘*

Yasuhiro Sayama

Synopsis:

The effect of notch dimensions on the brittle fracture strength of the electric welded steel pipe with a longitudinal surface notch has been investigated in the bursting test at low temperatures.

The data are shown to fit an empirical expression of the form:

$$\sigma_p^2 \cdot C_{eq} = K$$

where

σ_p : the bursting stress

C_{eq} : the equivalent notch half length defined as $(t_1/t)^2 C$, where t , t_1 and C are the wall thickness, the notch depth and the notch half length, respectively

K : the constant depending on the testing temperature

The plastic surface energy calculated by the use of the data of the bursting test of pipe is in fairly good agreement with the surface energy obtained by the deep notch test of the flat test piece of the same material, except at very low temperatures.

It has also been shown that the strain aging has little influence on the plastic surface energy, or the crack initiation characteristics of pipe, but has an important influence on the crack propagation characteristics by decreasing the ability of arresting cracks.

1. 緒 言

近年、原油や天然ガスなど各種の気体・液体を輸送するラインパイプには、経済的な見地から高圧輸送法が採用されるようになり、その結果、50～55kg/mm²の引張強さを有するラインパイプの需要が大巾に増加している。これにともなって、鋼管の脆性破壊という問題が大きくなり上げられ

るようになった。

内圧をうける鋼管は円周方向および軸方向の応力をうけ、その応力状態は単軸引張をうける平板の場合と同一ではない。鋼管の脆性破壊はいくつかの研究^{1)~4)}によつてかなり明らかにされてきてはいるが、それらはいずれも板厚貫通切欠を有する鋼管をとり扱つたもので、非貫通切欠を有するものについての研究は見当らない。しかし実際には鋼管の製造から敷設までの諸過程で何らかの原

* 技術研究所知多研究室 主任研究員

因によって管に変形が与えられたり、あるいは切欠などの欠陥が発生したりする危険がないわけではない。このような観点から、筆者は鋼管の外表面に管軸方向に種々の大きさの非貫通切欠をいれて内圧破壊を行ない、鋼管の脆性破壊発生特性におよぼす表面切欠の影響を調査した。

2. 供試材

318.5φ×6.4t(mm)のAPI規格X52クラスのセミキルド電縫鋼管を用いた。まず、実際の電縫鋼管の破壊特性を把握するために、残留応力を除去するための焼鈍を施さず、溶接後シームアニールを行なったままの状態の管を用いた。さらに、造管後運搬・敷設あるいは使用中に何らかの外力によって塑性歪が与えられ時効現象を起こした場合についての挙動も明らかにするために、あらかじめ6%の円周伸びを与え、かつ250°C×1h空冷の時

Table 1 Chemical compositions of material used (%)

C	Si	Mn	P	S	Nb	Al	N
0.19	0.01	0.58	0.016	0.021	0.019	0.001	0.0039

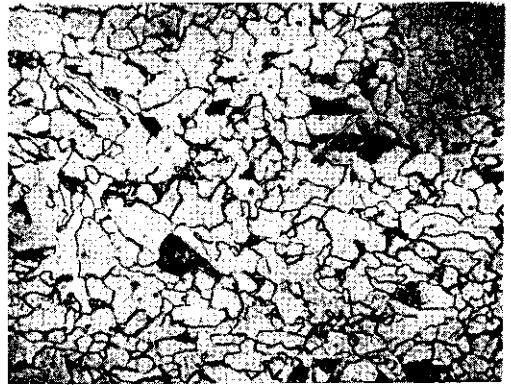


Photo. 1 Microstructure of material used (x400 nital etched, ferrite grain size No. 10.5)

効処理を施した管についても試験を行なった。供試材の化学成分および顕微鏡組織を Table 1 および Photo. 1 に示す。また、供試材の降伏応力-温

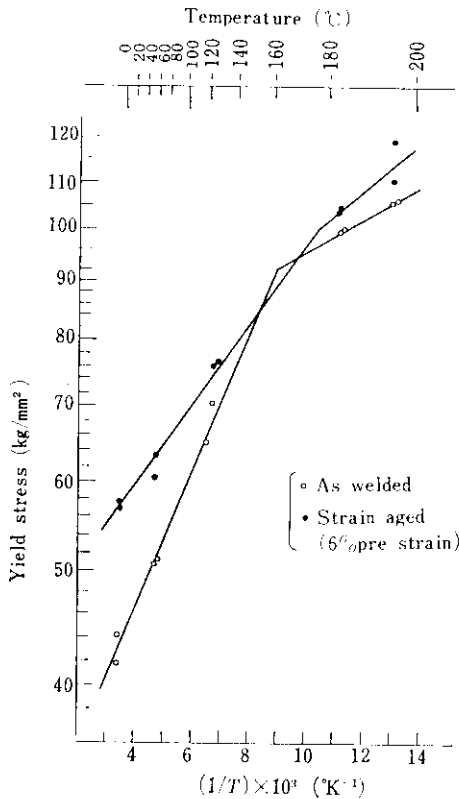


Fig. 1 Yield stress-temperature curves of steel pipes investigated

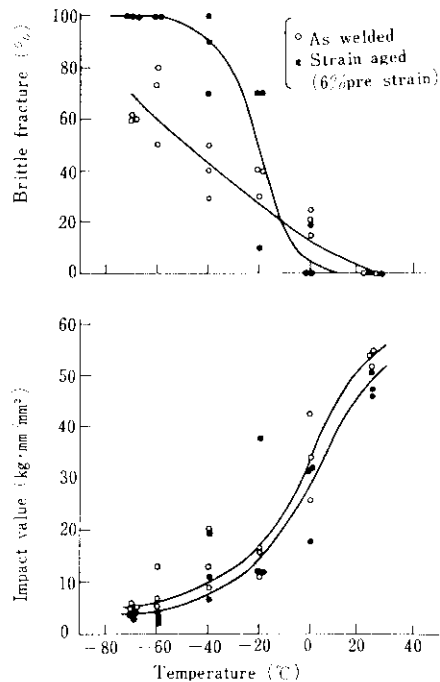


Fig. 2 Charpy impact test results of steel pipe investigated
Specimen: 10×5t×55mm (2mmV notch)
Tester: 30kg-m Charpy impact tester

度曲線および衝撃特性を Fig. 1 および Fig. 2 に示す。

鋼管を平板にした後で測定した引張性質は鋼管のままの状態での引張性質を示すわけではないが、予備調査の結果、この鋼管の場合には両者の差がきわめて小さいことがわかったので、ここでは Fig. 1 の降伏応力-温度曲線を鋼管の引張特性値として解析を行なった。

3. 試験方法

3.1 内圧破壊試験

長さ1200mmの供試鋼管の中央部外面に Fig. 3 に示すような種々の大きさの切欠を放電加工によってつけた。切欠寸法は深さ $t_1=1.0, 1.9, 3.2, 4.3\text{mm}$ 、長さ $2C=32, 48, 96\text{mm}$ の組み合わせで、切欠先端半径は 0.1mm である。この場合、予備実験で、切欠断面の検鏡試験を行ない、切欠底部に硬化層が形成されない適正な放電条件を求めておき、その条件で加工した。つぎに鋼管の両端に鏡板を溶接し、その1つに水圧入孔および圧力測定孔を設けた。

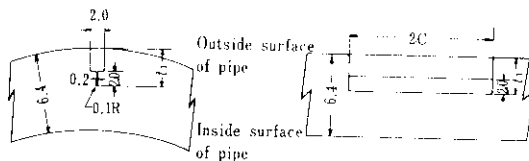


Fig. 3 Notch details of bursting test pipe
Notch length: $2C=32, 48, 96\text{mm}$
Notch depth: $t_1=1.0, 1.9, 3.2, 4.3\text{mm}$

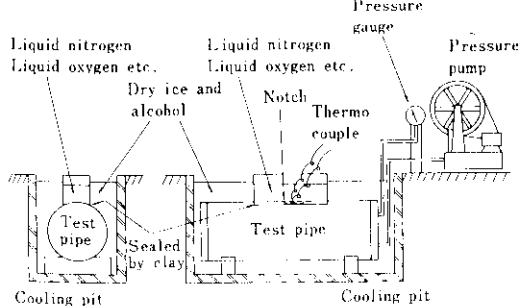


Fig. 4 Apparatus for the low temperature bursting test

破壊試験装置の概略を Fig. 4 に示す。試験片の内外面はドライアイスとアルコールで -53°C に冷却し、かつ、切欠部をさらに低温に冷却するために、 $100 \times 400 \times 200\text{mm}$ (巾×長さ×高さ) の鋼板棒で囲んだ。切欠部の冷却には液体窒素、液体酸素、イソペンタンおよびブタンを用いた。

加圧には水を用いたが、試験片の内部が -53°C のアルコールで満たされていることと、破壊がいずれも低応力脆性破壊であり塑性変形がほとんど認められなかったことから、水を圧入することによって生ずる温度変化は無視できる。

加圧ポンプは最大吐出量 3.1l/min 、最高圧力 500kg/cm^2 の3連プランジャーポンプを、また、圧力計は 300kg/cm^2 ブルドン管式圧力計を用いた。破壊試験は -53°C から -196°C の種々の温度で行なったが、温度の測定にはアルコール温度計 ($-53^\circ\text{C} \sim -54^\circ\text{C}$ の場合) および C C 熱電対 ($-77^\circ\text{C} \sim -176^\circ\text{C}$ の場合) を用いた。ただし、 -183°C および -196°C の場合には液体酸素および液体窒素の沸点そのものと考え測温はしなかった。

3.2 ディープノッチ試験⁵⁾⁻⁶⁾

鋼管の脆性破壊発生特性を平板のそれと比較するためにディープノッチ試験を行なった。試験片の形状を Fig. 5 に示す。試験片は鋼管を平板に展

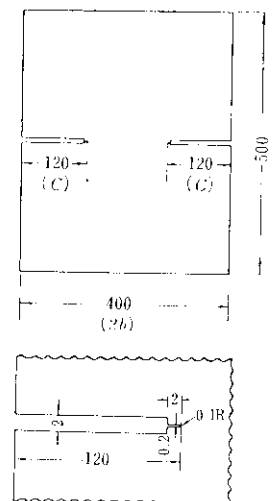


Fig. 5 Dimension of deep notch test specimen and notch details

開して作成した。試験は300t横型引張試験機で行ない、液体窒素で所定の温度に冷却した。

4. 実験結果

4.1 内圧破壊試験

切欠長さ48mm, 切欠深さ3.2mmの時の破壊試験結果をFig.6に示す。試験温度が-53°C, -54°C

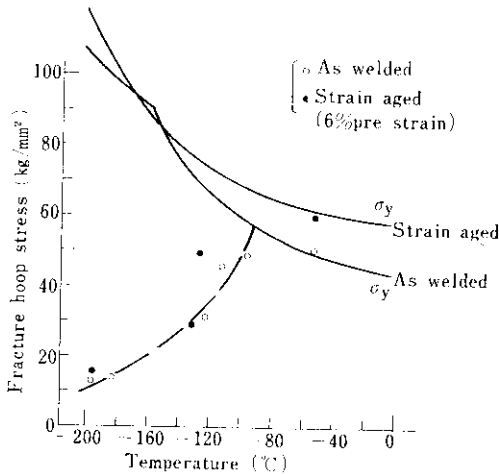


Fig. 6 Relationship between bursting stress and temperature (2C=48mm, $t_1=3.2$ mm)

の場合は溶接のまま歪時効したものもいずれも降伏応力で破壊したが、塑性変形量はきわめて小さく切欠部のバリジも認められなかった。より低温ではすべて完全な低応力脆性破壊を生じ、温度の低下とともに破壊応力は減少した。

切欠長さおよび試験温度が一定の場合、鋼管の破壊応力と切欠深さとの関係の一例をFig.7に示

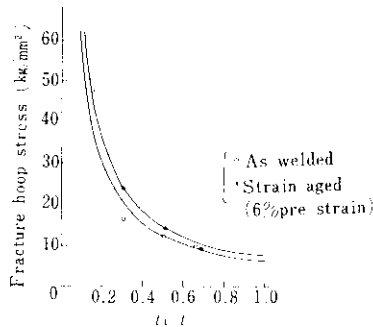


Fig. 7 Relationship between bursting stress and notch depth (2C=48mm, temp. = -196°C)

す。図から、破壊応力 σ_r と切欠深さ比 t_1/t との間に(1)式で表わされる関係が認められる。

$$\sigma_r \cdot (t_1/t) = \text{const.} \dots\dots\dots (1)$$

すなわち、表面切欠を有する鋼管の破壊応力は切欠長さが一定であれば切欠深さの逆数に比例する。いま、 $t_1/t=1$ すなわち長さ2Cの貫通切欠を有する鋼管の破壊応力を σ_{r0} とすると(1)式はつぎのようにかきかえられる。

$$\sigma_r \cdot (t_1/t) = \sigma_{r0} \dots\dots\dots (1')$$

ここに σ_{r0} は材料、温度、切欠長さの関数である。

ある温度における破壊応力 σ_{r0} が切欠長さ2Cの関数であることから、 σ_{r0} とCとの関係調査した結果、ほぼ(2)式で表わされる関係が認められた。

$$\sigma_{r0}^2 \cdot C = \text{const.} \dots\dots\dots (2)$$

(1)式を(2)式に代入すると

$$\sigma_r^2 \cdot (t_1/t)^2 \cdot C = \text{const.} \dots\dots\dots (2')$$

いま相当切欠長さ2Ceq.を

$$Ceq. \equiv (t_1/t)^2 \cdot C \dots\dots\dots (3)$$

と定義すると(2)式はつぎのようなる。

$$\sigma_r^2 \cdot Ceq. = \text{const.} \dots\dots\dots (4)$$

Fig. 8 に破壊応力 σ_r と相当切欠長さの1/2, Ceq.

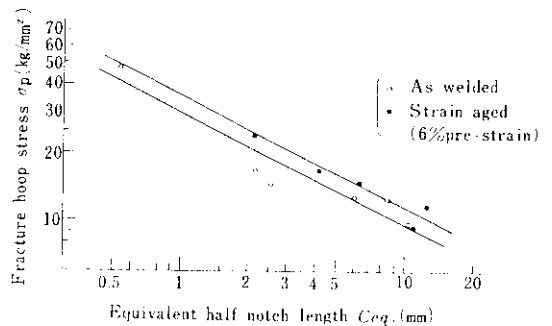


Fig. 8 Relationship between bursting stress and notch length (Ceq. = $(t_1/t)^2 C$, temp. = -196°C)

との関係を両対数でプロットした。図の直線関係は(4)式の成立することを示し、表面切欠を有する鋼管の場合、(3)式で与えられる相当切欠長さを用いれば、その破壊応力は貫通切欠を有する平板の場合と同じ形で表わせることを示している。

4.2 ディープノッチ試験

ディープノッチ試験より求めた供試材の塑性表

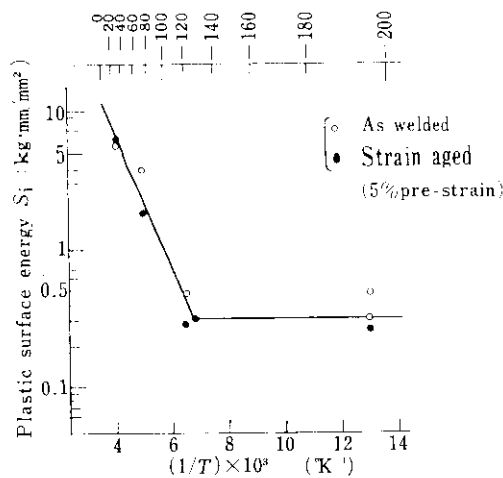


Fig. 9 Plastic surface energy-temperature curves of pipes obtained by deep notch test

面エネルギー-温度曲線を Fig. 9 に示す。ただし塑性表面エネルギー S_i は(5)式によって求めた。

$$S_i = \pi \{ f(\gamma) \cdot \sigma \}^2 C / 2E \dots \dots \dots (5)$$

ここに $f(\gamma)$: 無限板への修正係数

$$f(\gamma) = \{ 2b(\tan \pi C / 2b + 0.1 \sin \pi C / b) / \pi C \}^{1/2}$$

σ : 破断時の gross stress

$2C$: 切欠長さ

$2b$: 試験片の巾

E : ヤング率

Fig. 9 にみられるように、供試材の塑性表面エネルギーはおよそ -130°C までは Arrhenius 型の温度依存性を示しているが、それより低温領域ではほぼ一定値を示した。

5. 考 察

一般に長さ $2C$ の貫通切欠を有する平板の脆性破壊発生応力は Griffith-Orowan のエネルギー条件式にしたがうことがよく知られている。一方、内圧をうける鋼管は円周方向および軸方向の応力をうけるために単軸引張をうける平板の場合とは異なった挙動を示すことが考えられ、いままでに理論的あるいは実験的にしばしば考察されている³⁾⁴⁾⁷⁾⁸⁾が結論はかならずしも同一ではない。たとえば木原ら⁹⁾は鋼管の破壊応力 σ_p が切欠長さ $2C$ の

逆数に比例することをみだしているのに対し、Quirk⁴⁾は(6)式が成立するとしている。

$$\sigma_p^3 \cdot C^2 = \text{const.} \dots \dots \dots (6)$$

これらはいずれも貫通切欠を有する鋼管の破壊をとり扱ったものであり、表面切欠について考察を行なったものはまだない。

これに対し半楕円表面切欠を有する平板の破壊に対しては従来(7)式で表わされる Irwin の理論式が適用されている。

$$K^2 = 1.2\pi \{ f(\gamma) \sigma \}^2 t_1 / \{ \phi^2 - 0.212(\sigma/\sigma_y)^2 \} \dots \dots \dots (7)$$

ただし

K : Stress intensity factor

σ : 一様負荷応力

σ_y : 材料の降伏応力

t : 板厚

t_1 : 切欠深さ

ϕ : 楕円積分関数

$$\phi = \int_0^{\pi/2} [1 - \{ (C^2 - t_1^2) / C^2 \} \sin^2 \theta]^{1/2} d\theta$$

$2C$: 切欠長さ

$f(\gamma)$: 無限板への修正係数

$$f(\gamma) = \{ (2t/\pi t_1) \tan \pi t_1 / 2t \}^{1/2}$$

(7)式で切欠長さの影響は楕円積分関数 ϕ の中にふくまれているが、 $C \gg t_1$ の場合には $\phi \approx 1.0$ となり、破壊応力は切欠長さにはほとんど依存しないことになる。しかるに Fig. 8 に示した各点は $\phi \approx 1.0$ であるにもかかわらず、破壊応力は切欠長さによく依存している。また、池田ら⁹⁾は機械切削で表面切欠をつけた平板のディープノッチ試験を行ない、本実験結果と同様に破壊応力が(2)式によって変化することをみだしている。このように理論式が実験値に適合しない理由を木原、金沢ら¹⁰⁾は切欠先端部の塑性変位によるものとしている。

本実験結果によれば、表面切欠を有する鋼管の破壊応力と切欠深さおよび切欠長さとの間には(2)式で表わされる関係が認められた。すなわち相当切欠長さとして(3)式を用いれば破壊応力は貫通切欠を有する平板の場合と形式的に同じ形で表わすことができた。このことは内圧を受ける鋼管に働らく軸方向の応力の影響がきわめて小さいことを示している。すなわち、軸方向の応力は円周

方向の応力の場と小さく、また亀裂が進行する際の歪エネルギー解放率におよぼす影響もきわめて小さいと考えられるので、破壊応力は円周方向の応力のみによって左右され、その結果単軸引張を受ける平板の場合と同じ形の破壊特性を示すと考えられる。

そこで鋼管の破壊に対しても平板の場合と同様に Griffith-Orowan のエネルギー条件式が適用できるとして(8)式より供試材の塑性表面エネルギーを求めた。

$$\pi \cdot \sigma_y^2 \cdot Ceq. = 2E S_{pi} \dots \dots \dots (8)$$

ただし

S_{pi} : 破壊発生時の鋼管の塑性表面エネルギー

(8)式より求めた供試材の塑性表面エネルギーとディープノッチ試験より求めたそれとを比較して Fig. 10に示す。

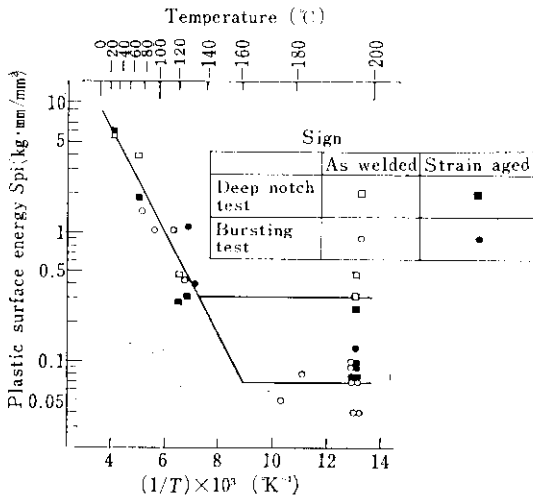


Fig. 10 Plastic surface energy-temperature curves of pipes investigated

塑性表面エネルギーが Arrhenius型温度依存性を示す温度範囲では破壊試験の結果とディープノッチ試験の結果とはかなりよく一致した。それゆえ、この温度範囲における鋼管の破壊特性を平板のディープノッチ試験から推定しても大きな誤りはないといえる。いま、鋼管の脆性破壊が単純に $\sigma_y \leq \sigma_y$ の時に発生すると考えると、脆性破壊が発生する限界の温度 $T_i(n=1)$ は(9)式で与えられ

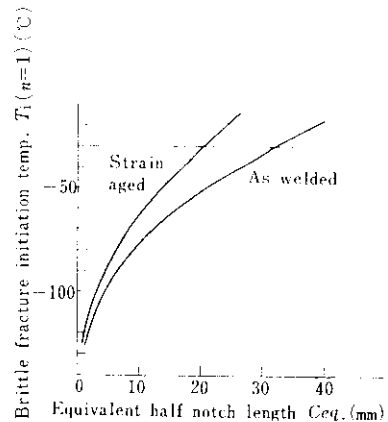


Fig. 11 Brittle fracture initiation temperature-equivalent half notch length curves of pipes investigated

る。

$$T_{i(n=1)} = (k_1 + 2k_y) / \ln(2E S_{opi} / \pi \sigma_{oy}^2 \cdot Ceq.) \dots \dots (9)$$

ただし、

σ_{oy} , S_{opi} , k_y , k_1 : 材料定数

$$S_{pi} = S_{opi} \exp(-k_1/T)$$

$$\sigma_y = \sigma_{oy} \exp(k_y/T)$$

Fig. 1 および Fig. 10 より得られた材料定数を用いて求めた供試材の脆性破壊発生温度 - 相当切欠長さ曲線を Fig. 11 に示す。□から -30°C における限界切欠長さは約50mmと推定できる。

これに対し、塑性表面エネルギーが一定値を示す低温領域では破壊試験とディープノッチ試験の結果にかなり大きな差異が認められた。この理由は不明である。

Fig. 10によると、歪時効によって材料の塑性表面エネルギーはほとんど変化していない。すなわち歪時効は鋼管の脆性破壊発生特性にそれほど大きくは影響しないと考えられる。むしろ以下に示すように亀裂の伝播停止特性により大きく影響すると思われる。Fig. 12は試験片の亀裂の形状を示したものである。溶接のままの鋼管は破壊応力が 16.3kg/mm^2 以下の場合にはすべてSまたは8形の亀裂を生じ短距離で停止しているのに対し、時効したものは同一温度で、また同一応力で破壊してもいずれもIまたはX形の亀裂を生じ管軸方向に長く伝播した。このことは歪時効が亀裂の伝播

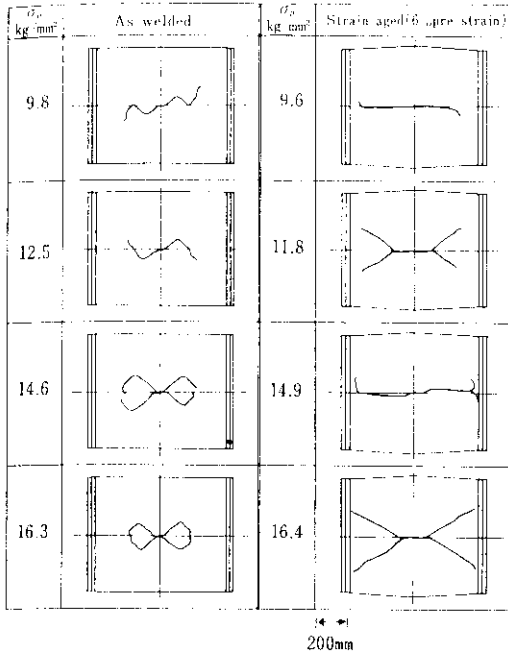


Fig.12 Fracture shape of pipes after bursting test at -196°C

停止特性により大きく影響することを示唆すると考えられる。ただし、この点をより明確にするためにはさらに詳細な調査が必要であろう。

6. 総括

表面切欠を有する鋼管の破壊試験を行ない、つ

ぎのような結論を得た。

- (1)切欠長さを一定した場合、ある温度における鋼管の破壊応力は切欠深さ比の逆数に比例する。
- (2)深さ t_1 、長さ $2C$ の表面切欠がある場合、相当切欠長さ $C_{eq} \equiv (t_1/t)^2 \cdot C$ を用いると、破壊応力は C_{eq} の平方根の逆数に比例し、貫通切欠を有する平板の場合と同じ形で変化する。
- (3)破壊試験の結果をGriffith-Orowanのエネルギー条件式に適用して求めた材料の塑性表面エネルギーと、ディープノッチ試験より求めたそれとを比較すると、Arrhenius型温度依存性を示す温度範囲では両者はほぼ一致した。しかし、一定値を示す低温領域では両者にかかなりの差異が認められた。
- (4)歪時効は鋼管の脆性破壊発生特性にはそれほど影響をおよぼさず、むしろ亀裂の伝播停止特性により大きく影響すると考えられる。

おわりに本研究を行なうにあたり、終始ご指導をいただきましたもと船舶技術研究所船体構造部長池田一夫博士に深く感謝いたします。また、ディープノッチ試験は千葉製鉄所管理部検査課材料試験掛で行なわれたことを付記します。

参考文献

- 1) E. Vevitt, A. Cowan and A. L. Stolt: J. Brit. Nucl. Energy Soc., Nov. (1963), 16
- 2) A. R. Duffy: Symposium on Line Pipe Research, Nov. 17-18 (1965), 139
- 3) 木原, 池田, 前中, 岩永: 高圧力, 4 (1966) 5, 10
- 4) A. Quirk: AHSB (S) R 134 (1967) (Authority Health and Safety Branch of the U.K.A.E.A)
- 5) 秋田, 池田, 岩井: 造船協会論文集, 116 (1964) 136
- 6) 木原, 池田: 造船協会論文集, 118 (1965), 204
- 7) E. S. Folias: ARL64-174, Aerospace Research Laboratories, Office of Aerospace Research, U.S. Air Force, October (1964)
- 8) 木原, 池田, 岩永: 住友金属, 21 (1969) 2, 10
- 9) 池田, 前中: 船舶技研昭和43年春期講演会講演概要
- 10) 木原, 金沢, 大庭, 須浩, 南方, 山本: 造船協会論文集, 125 (1969), 385