(昭和 39 年 11 月造船協会秋季講演会において講演)

脆性破壊の発生に関する研究 (第 1 報)

—Deep Notch Test について—

正員 秋 田 好 雄* 正員 池 田 一 夫**
 岩 井 宣 雄**

On Brittle Fracture Initiation
 First Report-Deep Notch Test

By Yoshio Akita, *Member*
 Kazuo Ikeda, *Member*
 and Nobuo Iwai

Summary

Change of a slow crack or a fatigue crack which has been propagated from a weld defect or the stress concentrated zone, into a fast crack such as a brittle crack at a crack length provides a significant meaning from a viewpoint of safety for welded structures.

In general, a notched tensile test specimen for mild steel fractures after the general yielding occurred on the notch section. Therefore, the superpositions of additional stresses such as the impact stress due to wedge impact, the welding residual stress and the concentrated stress due to structural discontinuities, or metallurgical change on the tip of notch are needed for the brittle fracture initiation at low stress levels below yield point.

In this paper, under the consideration that the Griffith-Orowan energy condition for brittle crack initiation at low stress level can be satisfied when the stress field has been kept in elastic condition, the plastically deformed zone around the tip of notch has been greatly restricted by increased yield point. Further, since the longer notch results in the lower fracture stress, the deep notch test for high strength steel has been conducted at low temperatures, and the low stress fracture without any additional stress or metallurgical embrittlement has been successfully realized.

Next, the ESSO test with temperature gradient has been conducted to evaluate the plastic surface energies for brittle crack propagation and arrest, respectively, in order to compare with that for crack initiation evaluated from deep notch test.

The following conclusions have been developed:

- (1) The Griffith-Orowan energy condition governed the brittle fracture initiation when the general yielding did not occur.
- (2) The fracture stress-temperature-critical crack length relationship, at which a slow crack changed into a brittle crack, could be obtained by using at least two or three specimens.
- (3) The plastic surface energies for brittle crack propagation and arrest were less than an order of 1/10 of that for brittle crack initiation at a temperature.
- (4) The temperature at which the plastic surface energy for brittle crack initiation was about 100~120°C lower than that for crack arrest at a stress level for a 80 kg/mm² high strength steel tested.

原稿受付 昭和 39 年 6 月 20 日

* 石川島播磨重工業 K.K. 技術研究所

** 船舶技術研究所 船体構造部

1 序 論

脆性破壊の発生機構については、これまで微視的および巨視的の立場からの究明がおこなわれてきており、巨視的には Ludwik 流の破壊応力曲線と塑性流動応力曲線の交叉により破壊が生ずるとする考え方と、Griffith-Orowan 流のエネルギー条件式が満足されると不安定破壊が生ずるとする考え方がある。なお Irwin の G_c 値の考え方は後者に属するものである。

Felbeck, Orowan¹⁾は軟鋼の比較的小さい試験片をもちいて、切欠深さを種々に変化させ Griffith-Orowan²⁾の条件式の立証を試みた。また、木原、大庭³⁾も軟鋼の縦溶接付切欠引張試験で切欠長さが破壊応力におよぼす影響をしらべたが、その大部分は切欠断面での破壊応力はほぼ降伏点あるいはそれ以上で、general yield しているとみなされる。

楔打撃による衝撃応力⁴⁾や溶接残留応力⁵⁾、不連続構造⁶⁾による集中応力の切欠部への重畳や、予歪⁷⁾、溶接熱サイクル⁸⁾等により切欠底部を脆化させることなく、単なる機械的切欠のみから低応力で脆性破壊を発生させるには、深い切欠を有する試験片の使用と、非常に高い降伏点により切欠底部に生ずる塑性変形域をできるだけ小さくすることが必要になる。

本研究では 80 キロハイテンを -110°C 以下で試験することにより降伏点を 90 kg/mm^2 以上にして、他の応力重畳や冶金の材質変化なしに低応力で脆性破壊を発生させることに成功した。

試験片の幅や切欠深さを種々に変化させて、Griffith-Orowan のエネルギー条件式が脆性破壊の発生条件となることをたしかめたのち、general yield なしに脆性破壊が発生する応力-温度関係を切欠深さの函数としてあらわし、ゆつくり進行してきた亀裂が高速の脆性破壊に変化する条件をもとめた。

さきに著者⁹⁾は温度勾配型 ESSO 試験片の亀裂伝播速度の計測値を用いて、脆性亀裂の伝播時の塑性表面エネルギーおよび停止時の限界亀裂速度等について検討した。本報告では脆性破壊の発生、伝播、停止時の塑性表面エネルギーと温度、および応力との関連についても検討を加え、脆性破壊の機構をあきらかにした。

2 供 試 材

供試材は八幡製鉄製の 80 キロハイテン WEL-TEN 80 で板厚は 19mm である。化学成分および機械的性質を第 1 表に示す。なお降伏点および抗張力と温度の関係を第 1 図に示す。温度の低下とともに降伏点および抗張

第 1 表 化学成分および機械的性質

化 学 成 分											
C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V	Ceq	B
0.15	0.26	0.75	0.013	0.009	0.28	1.38	0.61	0.48	0.07	0.567	0.0014

機 械 的 性 質			
板 厚 (mm)	降伏点 (kg/mm^2)	抗張力 (kg/mm^2)	伸 び (%)
19	76.3	81.7	22.5

第 1 図 降伏点および抗張力と温度の関係

力は上昇し、降伏点 σ_Y と絶対温度 T_K との関係は次式であらわされる。

$$\sigma_Y = 65.3 e^{45.6/T_K} \quad (1)$$

deep notch test の試験温度は -110°C 以下であるので降伏点は 90 kg/mm^2 以上になっている。

3 deep notch test

3.1 試験片および試験方法

試験片は第2図に示す形状のそので、試験片の幅 ($2b$) は 500 mm が標準で切欠深さ (l) を $100, 140, 180\text{ mm}$ に変化させる組と、切欠深さと半幅の比を一定 ($l/b=0.72$) として幅を $400, 300$ に変化させる組がある。

切欠は幅 2 mm で先端に深さ 2 mm の鋭い切欠を有し、その先端半径は 0.1 mm である。

試験片をタブに溶接したのち、船舶技術研究所 船体構造部の 300 ton 構造物試験機にとりつけ、試験温度に一定時間保持したのち荷重を加え破断させる。応力分布を求めるために、切欠断面上の 10 点に荷歪ゲージを貼付する。

3.2 試験結果および解析

(1) 応力分布

試験片の幅が 500 mm で切欠深さが $100, 140, 180\text{ mm}$ の場合の

第2図 deep notch test 試験片と切欠部詳細

第3図 応力分布 ($l=180\text{ mm}$ の場合)

第4図 応力集中率と切欠先端からの距離

応力分布をそれぞれ計測したが、ここではその1例として、切欠深さが 180 mm の場合のものを第3図に示す。また各切欠深さの場合の切欠先端からの距離と応力集中率の関係をもとめると第4図に示すようになる。

(2) 破壊応力

試験結果を第2表に示す。破壊応力としては切欠のない断面の場合の gross stress と切欠断面の場合の net stress がある。これらと温度との関係を第5図に示す。図より温度の上昇とともに gross stress と net stress のいずれも増加するが、高い降伏点のために切欠先端部の塑性域が小さく低応力破壊して、いずれの net stress も降伏点より低く general yield なしに破壊が生じたことを示している。試験片の幅が同一の場合 ($2b=500\text{ mm}$)、切欠深さが増加すると破壊時の gross stress と温度の関係を示す曲線は低下するが、net stress ではほ

第 2 表 deep notch test 試験結果一覧表

No.	1	2	3	4	5	6
l	180	140	100	180	180	140
$2b$	500	500	500	500	500	500
l/b	0.72	0.56	0.40	0.72	0.72	0.56
T	-167	-173	-179	-120	-135	-157
$1/T_K$	0.00944	0.01000	0.01063	0.00654	0.00725	0.00862
P	120	175	202	195	178	185
P_{gross}	12.6	18.4	21.3	20.5	18.7	19.5
P_{net}	45.1	41.9	35.4	73.3	66.9	44.3
S_i	4.03	5.03	3.94	10.68	8.89	5.65
$1/\sqrt{l}$	0.0745	0.0845	0.1000	0.0745	0.0745	0.0845

No.	7	8	9	10	11	12
l	100	180	180	144	144	168
$2b$	500	500	500	400	400	300
l/b	0.40	0.72	0.72	0.72	0.72	0.72
T	-162	-116	-113	-176	-147	-143
$1/T_K$	0.00901	0.00935	0.00625	0.01031	0.00794	0.00770
P	250	114	205	92	132	113
P_{gross}	26.3	12.0	21.6	12.1	17.4	19.8
P_{net}	43.8	42.7	77.7	43.2	62.0	70.6
S_i	5.98	3.63	11.9	3.01	6.11	5.97
$1/\sqrt{l}$	0.1000	0.0763	0.0745	0.0834	0.0834	0.0962

 l = 亀裂長さ (mm) $2b$ = 板 幅 (mm) T = 温 度 ($^{\circ}\text{C}$) T_K = 絶対温度 ($^{\circ}\text{K}$) P = 破壊荷重 (ton) P_{gross} = 一様断面部応力 (kg/mm^2) P_{net} = 切欠断面部応力 (kg/mm^2) S_i = 塑性表面エネルギー (kgmm/mm^2)

第 5 図 破壊応力 (gross stress および net stress) と温度の関係

ほぼ同一の曲線上にプロットされることがわかる。

切欠深さと試験片の半幅の比を一定 ($l/b=0.72$) にして試験片の幅を 500 mm から 400, 300 mm に減少させると破壊応力は増加する。

(3) 塑性表面エネルギー

Griffith-Orowan は無限板において一様引張応力に直角の方向に存在する長さ $2l$ の亀裂が微小長さだけ伸び、それが不安定破壊になるときのエネルギー条件式として次式をあてた。

$$\frac{\pi p^2 l}{E} = 2S \quad (2)$$

ただし、

p = 応力

$2l$ = 亀裂長さ

E = ヤング率

S = 塑性表面エネルギー

有限板の場合には弾性歪エネルギー-解放率が無限板の場合の値に切欠深さと半幅の比の函数である修正係数を乗じたものになる。修正係数としては米国の ASTM の特別委員会¹⁰⁾でもちいている両側切欠の場合の K 値の修正係数と、中央切欠の場合についてのものがあるが、ここでは両側切欠の場合のそのをもちいる。

塑性表面エネルギーは次式により求められる。

$$S = \frac{\pi [f(r)p]^2 l}{2E} \quad \left. \begin{aligned} f(r) &= \sqrt{\frac{2}{\pi r} \tan \frac{\pi r}{2} + 0.1 \sin \pi r} \\ r &= l/b \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

中央切欠の場合には (3) 式の第 2 式の右辺の第 1 項のみがもちいられているが (3) 式の場合より平方根内の値は約 10% 小さい。

切欠深さと破壊時の gross stress から (3) 式をもちいて塑性表面エネルギーをもとめ温度との関係をもとめると第 6 図に示すようになる。図より試験片の幅が 500 mm の場合、塑性表面エネルギー

第6図 塑性表面エネルギー（破壊発生時）と温度の関係

—は温度の低下とともに減少するが、切欠深さの大きさいかにかわらず同一直線にのり、両者の関係は次式によりあらわれる。

$$\left. \begin{aligned} S &= S_{0t} e^{-k_t / T K} \\ S_{0t} &= 6.74 \times 10 \text{ kgmm/mm}^2, \quad k_t = 2.74 \times 10^2 \text{ } ^\circ\text{K} \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

なお試験片の幅が 400mm および 300mm の場合は 500mm と同じ傾斜であるが幅の増加とともに塑性表面エネルギーは若干増加する。

Griffith-Orowan のエネルギー条件式が満足される場合には破壊応力は切欠深さの $-1/2$ 乗に比例することが予想されるので、修正した破壊時の gross stress と $1/\sqrt{l}$ の関係をもとめると、幅が 500mm の場合第7図に示すようになり、両者の間に直線関係のあることがみられ、Griffith-Orowan のエネルギー条件は general yield しない低応力での脆性破壊の発生を支配することがわかる。なお、図中の各直線は第6図の塑性表面エネルギーと温度の関係からもとめられたものである。

第7図 破壊応力 (gross stress) と $1/\sqrt{l}$ の関係

(4) 脆性破壊発生時の応力—温度—限界亀裂長さ関係図

general yield なしで deep notch test 試験片が低応力破壊する場合に、ある切欠深さでの gross stress と温度の関係が 2 温度での試験結果と第 6 図に示す直線関係からもとめられると、試験片の幅が同じもので同一温度での、破壊発生時の壊性表面エネルギーは切欠深さの大きさいかにかわらず一定であることがしられたので、Griffith-Orowan のエネルギー条件式にもとづいた (3) 式により、同一温度において、他の切欠深さの場合における破壊時の有限幅の影響をいれて修正した modified gross stress がもとめられ、これより modified gross stress と温度の関係がもとめられる。したがって、種々の切欠深さの場合の破壊時の net stress と温度の関係も、切欠深さと試験片の幅の比の関係からもとめられる。これらの modified gross stress および net stress と温度の関係を第 8 図に示す。

第 8 図 破壊応力 (modified gross stress および net stress), 温度, および限界亀裂長さの関係

さきに降伏点と温度の関係が第 1 図により示されたが、これを通常のあらわし方で示すと第 8 図に示すように左上りの曲線になる。

種々の切欠深さの場合の net stress が降伏点に等しくなる温度、すなわち切欠断面が general yield する温度は、net stress と温度の関係の曲線および降伏点と温度の関係の曲線が交わる温度で、gross stress—温度曲線であらわすと前記の 2 曲線の交点から横軸に下した垂線との交点が、切欠断面が yield しはじめるときの gross stress および温度を示す。種々の切欠深さの場合のこれらの点をつらねると図中の右方へ凸の曲線が得られ、これが general yield する限界線を示している。すなわちこの限界線の高温側は、低応力破壊の発生しない領域であり、低温側は低応力破壊の領域で、ここでは gross stress と切欠深さの関係について Griffith-Orowan の条件式が満足される。

低応力破壊の領域内の点はある応力、温度で脆性破壊が発生する亀裂長さまたは切欠深さをあたえたり、ある応力の下で亀裂長さがある大きさになつて脆性破壊に転化するときの温度は何度であるかという答をあたえる。

1 例として室温での降伏点の 1/2 の応力 (本供試材での降伏点は 76.3 kg/mm^2) を設計応力とした場合、ゆつ

くりすすんできた亀裂が脆性破壊に転化する限界の亀裂長さ（限界亀裂長さと呼ぶ）が種々の値になる温度は、応力が 38.2 kg/mm^2 で水平にひいた直線と種々の切欠深さに対する modified gross stress の曲線との交点から読みとることができる。

いま降伏点の $1/2$ および $1/3$ の応力レベルの引張応力が作用する場合、限界亀裂長さと脆性破壊発生温度の関係をもとめると第9図に示すようになる。図より温度が高い程限界亀裂長さは大きくなつており、1例として試験片の幅が 500 mm で降伏点の $1/2$ の応力レベルの場合にゆつくり進行してきた亀裂が、 40 mm の亀裂さになったとき脆性亀裂に転化するのはいずれも -170°C ということになる。

なお、試験片の幅が脆性破壊発生時の塑性表面エネルギーに若干影響をおよぼすことが第6図に示されているが、これより、試験片の幅が、 400 mm および 300 mm の場合の応力-温度-限界亀裂長さ関係図がもてられる。この場合の降伏点の $1/2$ および $1/3$ の応力レベルでの限界亀裂長さと脆性破壊発生温度の関係を第9図に示してある。図より、試験片の幅の増加につれて曲線の傾斜は幾分小さくなるようである。

本研究では板厚が 19 mm の供試材をもちいているが、試験片の幅が限界亀裂長さあるいは脆性破壊発生温度におよぼす影響をしらべるために、試験片の板厚と半幅の比 t/b を横軸として、種々の亀裂長さ ($l=100, 140, 180 \text{ mm}$) にたいする脆性破壊発生温度をもとめると、第10図

第10図 脆性破壊発生温度と板厚と半幅の比の関係

あり、今後ひきついてこれらについて検討する予定である。

本供試材において鋼材の脆性破壊発生特性を示す小型試験法として通常もちいられる 5 mm U ノッチシャルピー衝撃試験の靱性遷移温度 ${}_5U T_{rd}$ は -153°C であり、 V ノッチシャルピー衝撃試験の 15 ft-lb 遷移温度 ${}_V T_{r15}$ は -130°C である。

なお、低サイクル疲労等により発生した亀裂が脆性破壊に転化する場合の破壊応力-温度-限界亀裂長さ関係図も所定の予歪を加えた deep notch test 試験片について同様にして容易にもとめられるので、ひきついて検討をすすめる。

第9図 $\sigma_{y/2}$ および $\sigma_{y/3}$ の応力レベルでの限界亀裂長さと破壊発生温度の関係

に示すようになり、幅の増加とともに幾分、破壊発生温度が低下することがわかるが、 $l=60 \text{ mm}$ 以下の場合、幅の影響は小さくなる。

なお第8図の右方にある arrest 曲線は後述する温度勾配型 ESSO 試験による応力-停止温度曲線をあらわし、この場合の降伏点の $1/2$ の応力レベルでの停止温度 $\sigma_{y/2} T_{ag}$ は -26°C (ただし停止亀裂長さは約 220 mm) である。日本溶接協会 WES 規格、低温構造用鋼板材質判定基準¹¹⁾で採用されている停止亀裂長さが 100 mm および 10 mm の場合の $\sigma_{y/2} T_{ag}$ をもとめるとそれぞれ -37°C および -62°C になる。これらの値を第9図の値と比較すると脆性破壊の発生温度と停止温度との間にかなり大きい温度差のあることがわかる。

80 キロハイテン 以外の種々の高張力鋼の場合の破壊応力-温度-限界亀裂長さ関係図や、これと arrest 曲線の関係および種々の試験法による遷移温度との相関関係も興味ある問題で

4 温度勾配型 ESSO 試験

前節で脆性破壊の発生特性についてしらべたので、本節では比較のために脆性亀裂の伝播および停止特性をしらべてみた。後者の特性をしらべるのに最も適していると考えられる温度勾配型 ESSO 試験をおこなったが、試験法の詳細および特性については前報⁹⁾において既にのべてあるので、ここでは試験法については簡単にふれる。なお脆性亀裂の伝播速度を計測して伝播時の塑性表面エネルギーおよび停止時の塑性表面エネルギーについて検討を加え、脆性破壊発生時の塑性表面エネルギーとの関係をしらべた。

4.1 試験片および試験方法

試験片は通常の ESSO 試験片で第 11 図に示す。試験片をタブに溶接したのち、第 11 図に示す単掃引回路のトリガーとしての CD ゲージおよび亀裂伝播速度計測用の標点距離 5 mm の箔歪ゲージを貼付し、船舶技術研究所 船体構造部の 300 ton 構造物試験機にとりつける。内側に仕切りのある恒温槽により、試験片の一端をアルコールとドライアイスで予冷したのち液体窒素で冷却し、他端を熱湯で加熱し、所定の温度勾配をつける。つぎに所定の荷重を加えたのち、高圧打撃装置により楔を試験片の切欠部に打込み脆性亀裂を発生させる。あらかじめ切欠底部をガス焔で加熱したのち注水して脆化させてあるので、打撃エネルギーは 60 kgm で十分である。停止した亀裂の先端位置の温度をもとめ、応力と停止温度の関係がもとめられる。

亀裂伝播速度の計測装置は単掃引回路、2 現象ブラウン管オシロスコープ 4 台、標準発振器、定電圧電源および多重撮影装置よりなっている。

切欠底部より亀裂が進行して第 11 図の金属線トリガー (CD ゲージ) が切断されると、計測用の 4 台のブラウン管オシロスコープが掃引しはじめる。

亀裂が進行して動的応力および亀裂伝播速度計測用として亀裂線から 5 mm 離れた位置に貼付した No. 1~7 の箔歪ゲージに近づくとき応力の増加が記録され、亀裂先端部が箔歪ゲージのすぐ横

第 11 図 ESSO 試験片および切欠部詳細と歪ゲージ貼付位置

を通過したとき最大値が記録され、その後は減少する。各箔歪ゲージに対応する歪-時間曲線のピーク間の時間と箔歪ゲージ間の距離から 2 点間の平均亀裂伝播速度をもとめることができる。

4.2 試験結果および解析

第 3 表 温度勾配型 ESSO 試験結果一覧表

No.	1	2	3	4	5	6
p	24.8	20.4	14.6	10.3	14.0	15.5
a	0.300	0.400	0.363	0.390	0.383	0.420
l_a	218	232	206	238	220	239
T_a	-36	-43	-48	-55	-52	-49
$1/T_K$	0.00422	0.00435	0.00426	0.00459	0.00452	0.00447
V_{cr}	180	250	135	195	225	255
S_a	8.04	4.96	2.86	1.51	2.31	2.89

p = 応力 (kg/mm²)

a = 温度勾配 (°C/mm)

l_a = 停止亀裂長さ (mm)

T_a = 停止温度 (°C)

T_K = 絶対温度 (°K)

V_{cr} = 限界亀裂伝播速度 (m/sec)

S_a = 停止位置の塑性表面エネルギー (kgmm/mm²)

第 12 図 応力と停止温度の関係

試験結果の一覧表を第3表に示し 応力と停止温度の関係を第12図に示す。

1例として、切欠のない断面での平均応力が 12.8 kg/mm^2 の場合について、Vノッチのある自由端よりの亀裂長ささと温度および亀裂伝播速度の関係を第13図に示す。低温側で発生した脆性亀裂は低温と打撃による衝撃応力の一様応力への付加の両者によりかなり高速で伝播するが、高温側にすすむにつれて次第に速度を減じ、或る限界値（限界亀裂伝播速度）に達すると急激に停止する。

脆性亀裂が伝播している際の動的なエネルギー条件式として著者⁹⁾ はさきに次式を提案した。

$$\frac{\pi p^2 l}{E(1+m\alpha^2)^2} = 2S \quad (5)$$

第13図 温度分布および亀裂伝播速度と亀裂長さの関係 ($p=12.8 \text{ kg/mm}^2$)

第14図 塑性面表エネルギー（発生 S_i , 伝播 S_p , 停止 S_a ）と絶対温度の逆数の関係

ただし、 p = 亀裂長さとの比により修正した応力、 l = 亀裂長さ、 $\alpha = (V/c)$ 速度比、 m = 定数で実験によると 100 としてよい。 V = 亀裂伝播速度、 c = 平面縦波の伝播速度。

温度勾配が第 13 図に示すような ESSO 試験片における亀裂伝播速度と、亀裂長さの関係が同図に示されているので (5) 式をもちいて亀裂長さ、したがってそれに対応する温度と伝播時の塑性表面エネルギー S_p の対数と絶対温度の逆数 $1/T_K$ の関係がもとめられる。第 14 図に示すように、両者の間に直線関係があり、次式であらわされる。

$$S = S_{op} e^{-k_p/T_K}$$

ただし

$$\left. \begin{aligned} p=22 \text{ kg/mm}^2 \text{ のとき } S_{op} &= 7.73 \times 10^4 \text{ kgmm/mm}^2 \\ p=14 \text{ kg/mm}^2 \text{ のとき } S_{op} &= 5.52 \times 10^4 \text{ kgmm/mm}^2 \\ k_p &= 2.23 \times 10^8 \text{ }^\circ\text{K} \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

高温部へすすんできて速度が低下してきた脆性亀裂は限界速度に達すると急激に停止するが、その位置での塑性表面エネルギーは脆性亀裂の停止時の塑性表面エネルギー S_a と呼ぶことができ、第 14 図に示すように、その対数と絶対温度の逆数の間に直線関係があり、次式によりあらわされる。

$$S_a = S_{oa} e^{-k_a/T_K}$$

ただし

$$\left. \begin{aligned} S_{oa} &= 2.58 \times 10^8 \text{ kgmm/mm}^2 \\ k_a &= 4.12 \times 10^8 \text{ }^\circ\text{K} \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

第 4 表 発生、伝播、停止時の塑性表面エネルギーに関する材料定数一覧表

S	k °K	So kgmm/mm ²
initiation	2.90×10^2	7.03×10 ($b=250 \text{ mm}$) 9.13×10 (200 mm) 5.44×10 (150 mm)
propagation	2.23×10^8	5.52×10^4 ($b=14 \text{ kg/mm}^2$) 7.73×10^4 (22 kg/mm^2)
arrest	4.12×10^8	2.58×10^8

第 15 図 発生および停止時の塑性表面エネルギーと応力の関係

脆性破壊の発生 (S_i)、伝播 (S_p) および停止 (S_a) の塑性表面エネルギーと温度の関係が第 14 図に一括して示されている。同一温度での S_p あるいは S_a は S_i に比較して 1/10 以下の小さい値になっている。これは高速で伝播する脆性亀裂の先端近傍での歪速度が静的な切欠の場合に比較して非常に大きいので降伏点が高くなり、亀裂先端近傍の塑性変形域が小さいためであろうとおもわれる。なお発生、伝播、

停止時の塑性表面エネルギーに関する材料定数の一覧表を第 4 表として示す。

なお deep notch test で切欠深さが 180, 140, 100 mm の場合の、破壊発生時の塑性表面エネルギー S_i と応力の関係 (白丸印)、および温度勾配型 ESSO 試験での脆性亀裂の伝播停止時の塑性表面エネルギー S_a と応力の関係 (黒丸印) をもとめると第 15 図に示すようになる。図中の数字は温度を示す。 S_a の場合は亀裂長さは 206~239 mm で平均値が 226 mm である。図中に示されているように、本供試材の場合は S_i と S_a の温度差は約 100~120°C 位であり、 S_a は切欠深さが 180 mm の場合の S_i とほぼ同じ値をとることがわかる。発生の場合は停止の場合より塑性変形域の大きさがかなり大きいとみなされるが、温度がはるかに低いので、丁度殺殺しあつたものと考えられよう。この発生と停止の関係については今後さらに検討する必要がある、とくに異なつた鋼種についてくわしくしらべる予定である。

5 結 論

まず 80 キロハイテンを低温で試験し、かつ、深い切欠を有する deep notch test 試験片を採用することによつて、なんらの付加的応力や冶金脆化のたすけなしに、単なる静的引張荷

重のみにより低応力で脆性破壊を発生させることに成功し、脆性破壊の発生特性をしらべた。

つぎに、脆性破壊発生時の塑性表面エネルギーと温度の関係と比較して、脆性亀裂が高速で伝播する際の塑性表面エネルギーと温度の関係、および亀裂が停止するときの塑性表面エネルギーと温度の関係がどのようなものかをしらべるために、温度勾配型 ESSO 試験を行ないつぎの結論が得られた。

1. 切欠断面に general yield が生じない低応力破壊の発生条件は Griffith-Orowan のエネルギー条件式により支配される。
2. 同一切欠深さの場合、試験片の幅の増加とともに破壊応力は少し低下する。
3. 低応力破壊の場合の破壊応力—温度—限界亀裂長さ（ゆつくり進行してきた亀裂が高速の脆性亀裂に転化する亀裂長さ）の関係図が、最低 2～3 枚の deep notch test 試験片によりもとめることができる。
4. この関係図は鋼材の脆性破壊発生特性をあらわす。
5. 本供試材の場合、降伏点の 1/2 応力レベルで限界亀裂長さが 40 mm である温度は -170°C 、停止亀裂長さが 100 mm の場合の停止温度は -26°C でその差は非常に大きい。
6. 同一温度での脆性亀裂の伝播時および停止時の塑性表面エネルギーは発生時の値の 1/10 以下である。
7. 同一応力レベルでの脆性亀裂の発生時と停止時の塑性表面エネルギーがほぼ等しくなる温度差は本供試材の場合約 $100\sim 120^{\circ}\text{C}$ である。

本報告は脆性破壊の発生に関する研究に第 1 歩をふみだしたばかりのもので、今後検討すべき教多くの問題点をふくんでいる。とくに静的引張荷重のみにより脆性破壊が発生しているの、応力論の面からの検討も可能であると考えられ、脆性破壊の発生に関するエネルギー論と応力との関連がより一層あきらかにされるものと期待している。なおゆつくり成長してきた疲労亀裂が高速の脆性破壊に転化する応力—温度—限界亀裂長さの関係も今回の方法と同様にしてもとめられよう。

謝 辞

本研究をおこなうにあたり、種々のご討論をたまわつた東京大学木原教授、大阪大学大谷教授および造船協会第 6 分科の主査金沢教授をはじめ各委員にお礼を申し上げます。また実験の遂行に終始協力された前中、北村、高橋技官および村上、浜野両君に謝意を表します。なお本供試材は八幡製鉄のご好意によるものであり、同社に對しお礼を申し上げます。

参 考 文 献

- 1) D.K. Felbeck & E. Orowan, Experiments of Brittle Fracture of Steel Plates, Welding Journal, Nov. (1955), p 570-s
- 2) A. A. Griffith, The Phenomena of Rupture and Flow in Solid, Phil. Trans. Roy. Soc. 221, (1920), p. 163
- 3) 木原博, 大庭浩, 切欠形状が溶接継手の脆性破壊強度におよぼす影響について, 造船協会論文集, 第 108 号 (昭和 35 年), p 317
- 4) 秋田好雄, 池田一夫, 脆性破壊の発生と伝播の理論とくに SOD 試験について, 造船協会論文集, 第 107 号 (昭和 35 年) p 287
- 5) 木原博, 増淵興一, 脆性破壊に及ぼす残留応力の影響に関する一考察, 造船協会論文集, 第 103 号 (昭和 33 年), p 250
- 6) 木原博, 飯田国広, 成田岡郎, 構造上の不連続性による集中応力が脆性破壊の発生に及ぼす影響, 造船協会論文集, 第 112 号 (昭和 37 年), p 163
- 7) C. Mylonas, D. C. Drucker and J. D. Brunton, Static Brittle Fracture Initiation at Net Stress 40% of Yield, Welding Journal, Vol. 37, No. 10 (1958), p 473-s
- 8) 木原博, 飯田国広, 藤井英輔, 切欠先端の靱性および歪履歴が脆性破壊発生限界曲線に及ぼす影響, 溶接学会, 昭和 39 年度秋季講演会に発表の予定
- 9) 秋田好雄, 池田一夫, 脆性亀裂の伝播と停止に関する研究, とくに温度勾配つき ESSO 試験について, 造船協会論文集, 第 112 号 (昭和 37 年), p 153
- 10) Special ASTM Committee, Fracture Testing of High-Strength Sheet Materials, ASTM Bulletin, Jan. (1960), p 29
- 11) 日本溶接協会, 日本溶接協会 WES 規格 (案), 低温構造用鋼板材質判定基準 (案), (昭和 39 年)