(昭和 42 年 5 月造船協会春季講演会において講演)

機械的応力除去が低荷重破壊に及ぼす影響の機構

正員 寺 沢 一 雄* 正員 大 谷 碧*
 正員 上 田 幸 雄*

Effect of Mechanical Stress Relieving on Low Load Fracture in Welded Wide Plate

By Kazuo Terazawa, *Member*, Midori Otani, *Member*Yukio Ueda, *Member*

Summary

An investigation was performed into the effect of mechanical stress relieving on low load fracture of welded wide plate, reported by Prof. H. Kihara and his research group, and the analysis of the effect was made, based on the concept of the flow and fracture stress curves.

In the analysis, the history of plastic stress and strain at the tip of the notch was pursued by taking into account of so-called Bauschinger's effect and also introducing the concept of Orowan's plastic constraint for a sharp notch. And a reasonably assumed value was used for the strain concentration factor of the notch.

The result of the investigation showed that this new method of analysis was succeeded in clarifying quantitatively the mechanism of recovery in fracturing load due to mechanical stress relieving.

1 は し が き

溶接部の低荷重脆性破壊に関する研究としては、切欠つき大型溶接試験片を用いた Wells¹⁾、木原^{2~6)}、Kennedy⁷⁾、Hall⁸⁾⁹⁾ の報告がとくに著名である。なかでも木原教授の研究グループはすこぶる大規模な実験を行ない、各種因子の影響を系統的に検討しており、その成果はこの分野における指導的な業績として高く評価されている。

これらの大型溶接試験片が低荷重破壊するに至る原因としては、(a) 切欠を囲んで存在する強大な引張残留応力場の影響、(b) 熱ひずみサイクルによる冶金的脆化の影響が考えられる。

前者の残留応力の影響を理論的に説明するには、直観的にもすぐ予想されるように、破壊のエネルギー条件にもとづくのが容易である。すなわち切欠の周囲に存在する引張残留応力場のために、ひずみエネルギー解放率が低荷重のもとでも十分大きくなり、脆性破壊条件が満足されると考えるのである。このような説明により、大型溶接試験片における残留応力の影響を大部分定量的に説明できるのであるが、ただ1つだけ解釈に困る現象が残る。それは切欠先端半径を変えた実験の結果である。すなわち切欠の鋭さを若干変えることによつて、低荷重破壊応力は大幅に変動することが知られている⁹⁾。実際の溶接試験片では切欠先端付近が、かなりの範囲にわたり降伏しているはずのことをも考慮すると、切欠鋭さのわずかな変化によりひずみエネルギー解放率がそれほど変化するとは、とうてい考えられない。したがつてエネルギー条件では、この現象を説明できないであろう。

一方脆性破壊発生の条件は、塑性応力と塑性ひずみによりあらわされるところの、ある種の応力条件により定められるとする議論がある。これを脆性破壊発生に関する、塑性応力とひずみの条件と呼ぶことにしよう。付録1に述べるごとくこの条件によつても、残留応力が低荷重破壊に及ぼす影響の大部分を説明することができる。しかしこの場合もやはりただ1つだけ、説明が一見不可能なような現象が残る。それは機械的応力除去が、低荷重破壊応力を回復する現象である⁵⁾⁷⁾。安全な高温側とはいえ試験片に予荷重を与えれば、切欠先端の塑性変形は予荷重分だけさらに進行するから、脆性破壊応力の回復を塑性応力とひずみの条件で説明することは、かなり無理なような感じを受ける。

しかし筆者たちは、鋼材の塑性応力ひずみサイクルに認められる Bauschinger 効果の概念を導入することにより、機械的応力除去が及ぼす影響を、塑性応力とひずみの条件で説明することが可能であろうと考えて、以下に記す実験を行ないその機構を検討した。

2 試験方法

2.1 供試鋼材

試験に使用した鋼材は、板厚 20mm の軟鋼（圧延のまま）で、その化学成分と機械的性質は Table 1 に示すとおりである。

Table 1 Properties of steel.

(a) Chemical composition (%)				
C	Si	Mn	P	S
0.17	0.06	0.72	0.012	0.018

(b) Mechanical property			
Direction	Upper yielding point (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Elongation (%)
L	28.9	44.8	42
C	29.3	46.1	37

L : Rolling direction
C : Crosswise to L direction

2.2 試験片

直径 8mm の平行部を有する Fig.1 の試験片を、供試鋼材のロール方向から削り出した。試験片の形状は、圧縮時に平行部が座屈しないように定めた。次に Fig.2 は、圧縮ひずみを与えるためのジグである。また掴み

Fig.1 Specimen.

Fig. 3 Definition of ϵ_1, ϵ_2 and $\Delta\sigma$.

Fig.2 Jig for compressing.

Table 2 Designed level of straining.

Limit of strain cycle	Amount (%)		
ϵ_1	2.0	3.0	5.0
ϵ_2	0.5	1.0	2.0

にはネジを切つておき、中間のチャックを介して引張りずみを与えた。

2.3 実験

塑性応力と塑性ひずみのサイクルにおいて、塑性ひずみサイクルの限界値 ϵ_1 と ϵ_2 を Fig.3 のごとく定義し、 ϵ_1 と ϵ_2 の目標値を Table 2 のとおり選んで、Fig.1 の試験片を用い応力ひずみサイクルの形を測定した。この ϵ_1 と ϵ_2 の値は後述するように、機械的応力除去に関する木原教授たちの実験⁵⁾において、切欠先端部が受けるであろう塑性ひずみの程度に対応するものである。ひずみ量の計測は、ダイヤル・ゲージにより試験片の直径変化を計り、体積一定の条件のもとにこれを軸方向ひずみに換算して行なつた。なおひずみ値は、自然ひずみで表わすこととした。実験はすべて室温（平均約 16°C）で施行した。

3 試験結果

試験結果は、Fig.4~6 に示すごとくである。

Fig.4 stress strain cycle (1).

Fig.5 Stress strain cycle (2).

Fig.6 Stress strain cycle (3).

Fig.7 Value of $\Delta\sigma$.

ひずみサイクルの限界値 ϵ_1 は、図示するとおり正確に目標値とすることができたが、 ϵ_2 の方は目標値からやや外れることが多かった。

Fig. 3 の応力ひずみサイクルにおいて、re-loading の曲線 CD が un-loading の点 B からそれる量を $\Delta\sigma$ (D が B より上方のときを正值) とし、この $\Delta\sigma$ と ϵ_1 および ϵ_2 の関係を調べると Fig. 7 が得られる。 ϵ_1 と ϵ_2 のある組合せのときは $\Delta\sigma$ が負値をとる範囲が存在し、 ϵ_1 の大きいほどまた ϵ_2 は小さいほど、 $\Delta\sigma$ が大きな負値となることが分る。すぐ説明するとおり $\Delta\sigma$ が負値となる現象は、機械的応力除去により低荷重破壊応力が回復する原因であり、またその値は回復量を決定する重要な因子である。

4 考 察

前述のごとく、木原教授グループが行なつた研究の結果の大部分は、脆性破壊発生に関する塑性応力とひずみの条件の立場から、容易に証明することができる (付録 1 参照)。さらに機械的応力除去による破壊荷重回復のデータもまた、本報告で求めた Bauschinger 効果を用いて、定量的に説明することができる。ただし議論を進めるに当つて、切欠先端部の塑性応力と塑性ひずみの関係を正確に知ることがきわめて困難であり、かつ切欠先端部における Bauschinger 曲線の形もまだ不明であるから、つぎの 2 項を仮定することとする。

仮定 1 切欠の塑性ひずみ集中率 (k) を 25 と仮定する。

木原教授たちの用いた試験片では、切欠長さ ($2C$) が 36mm、その先端半径 (r) が 0.1mm である。この切欠を扁平楕円とすると、その弾性応力集中率は Neuber の計算式¹⁰⁾により

$$1 + 2\sqrt{C/r} \approx 28$$

となる。実際の切欠形状が完全には扁平でなかつたこと、3軸応力状態のもとではひずみ集中率は応力集中率よりやや小さいはずのこと、および脆性破壊の発生位置は切欠先端の表面よりごく少しではあるが中に入つた部分と思われることなどを考慮して、塑性ひずみ集中率を 25 と仮定したのである。

ここで弾性計算による集中率を、どの程度の塑性範囲にまで適用できるかが問題である。われわれが付録 2 に示す要領で実験した結果によれば、切欠試験片が general yield を起こす少し前までは、弾性計算の値を近似的

Fig. 8 Stress strain cycle
(pre-loading : 5.2 kg/mm²).

Fig. 9 Stress strain cycle
(pre-loading : 10.3 kg/mm²).

に使用できるようであつた。

なおこのひずみ集中率の仮定の精度は、後述する議論の方法から明らかのように、予荷重に対する破壊荷重の回復値 (Table 4 中の α) の精度のみに主として関連するものであつて、回復機構の証明の本質に影響するものではない。

仮定 2 切欠の先端においても、平滑材と同質な Bauschinger 効果が存在すると仮定する。

切欠先端部においてもまた、平滑材に準じた Bauschinger 効果の存在することは、付録 3 の実験により一応推定することができた。ただし両者の応力ひずみサイクルの形が、全く同質であるかどうかは分らなかつた。しかしいまはこの点について、つぎのようにとり扱うこととする。すなわち、一般に切欠効果のため切欠先端部の flow stress curve は上昇するが、さらに Bauschinger 効果が存在する場合その部分の応力ひずみサイクルは、サイクルの高さを示す応力値 (負側では絶対値) が flow s. c. の上昇度に比例して大きくなるような形をとると仮定する。つまり flow s. c. の高さが平滑材の q 倍となるような切欠先端部では、Bauschinger 効果の応力ひずみサイクルもまた、その高さが q 倍になると仮定するのである。ここで flow s. c. の上昇度 q は、Orowan の名付けた塑性拘束係数 (plastic constraint factor) である¹¹⁾。

これらの 2 仮定を認めるならば、縦軸に応力 σ/q をとり、横軸にひずみをとった図上において、破壊発生予定点のたどった応力ひずみ履歴を再現することができる。

木原教授たちの実験⁵⁾では溶接後に切欠を付け、 $+20^{\circ}\text{C}$ で各種の予荷重を与えてから、低温で引張破壊した。破壊試験が多く行なわれた -30°C でのデータを引用すると、Table 3 のとおりである。表中の応力はすべて、切欠部断面に対する平均応力であらわされている。

Table 3 のデータのうち、M-5・M-10・M-20 の 3 者を選び解析する。

Fig. 10 Stress strain cycle
(pre-loading: 20.0 kg/mm^2).

Table 3 Result of notch tensile test of welded wide plate⁵⁾.

No.	Pre-loaded stress (kg/mm^2)	Fracture test	
		Temp. ($^{\circ}\text{C}$)	Fracture stress (kg/mm^2)
M-5	5.2	-28	9.7
M-10	10.3	-28	16.5
M-15	15.1	-27	16.1
M-20	20.0	-26	23.2
M-23	23.0	-28	25.9

まず Fig. 8 は、M-5 のデータを説明するものである。前述のごとく縦軸には応力 σ/q をとるので、仮定 2 により切欠先端の破壊発生予定点に対して、平滑材で測定した flow s. c. と応力ひずみサイクルを、そのまま使用することができる。

Fig. 11 Assumed residual stress distribution.

溶接継手には継手方向に強大な引張残留応力が存在するが、その大きさはちようど降伏応力の値とする。降伏点を 25 kg/mm^2 にとると、仮定 1 のひずみ集中率 (k) を用いて、切欠先端の塑性ひずみの量は

$$\frac{25 \text{ kg/mm}^2}{E(2 \times 10^4 \text{ kg/mm}^2)} \times k(25) \times 100 = 3.13\% \quad (\text{自然ひずみで } 3.10\%)$$

のオーダーと推定される。残留応力のため切欠先端では、flow s. c. 上をこの程度塑性変形が先行しているわけである。Fig. 8 の A 点はその状態をあらわす。

前と同様にひずみ集中率 (k) を用いることによつて、M-5 試験片に 5.2 kg/mm^2 の予荷重を加えたときの応力ひずみサイクルを画くことができる。図中で B 点は 5.2 kg/mm^2 の予荷重を加えたとき、C 点はこれを除荷したときの、破壊発生予定点の状態を示す。この際 B 点と C 点のひずみ量は、溶接試験片の残留応力分布を、既報の測定結果^{6) 12)}を参照して Fig. 11 のような梯形分布に仮定し、有限幅の場合につき計算で求めた。また計算はまず無切欠の場合について行ない、次いで計算値を k 倍しこれを破壊発生予定点の状態と考えることとした。そうすると B 点については Fig. 3 の ϵ_1 が自然ひずみで 3.73% 、C 点については同じく ϵ_2 が 0.59% となる。これらの ϵ_1 と ϵ_2 に対して、Fig. 7 から $\Delta\sigma$ は -2.2 kg/mm^2 が得られる。D 点はこの $\Delta\sigma$ により正確に位置を定めたもので、D 点を通るサイクル CDE は、除荷後にふたたび予荷重温度で载荷したときに、破壊発生予定点のたどるべき経路を示す。

なお Fig. 8 の応力ひずみサイクルの形は、Fig. 4~6 の測定結果を忠実に参照し、定点 B・C・D をちようど通るようなサイクルを中間補正的に求めて画いた。破壊荷重の回復量を決めるのは、再载荷をあらわす CDE サイクルの DE 付近の曲線形状であるが、D 点は $\Delta\sigma$ により確定し、かつ DE 付近の曲線はそのように測定結果を忠実に参照して画いたから、この図は使用目的に対して、かなり良好な精度を持つことが期待される。

また Fig. 4~6 の測定は、約 16°C の室温で行なつたが、これは木原教授たちの実験における予荷重温度 20°C には近いので、そのまま Fig. 8 に用いることとした。

さて Table 3 の破壊温度に近い低温として -30°C を選び、Fig. 1 の flow s. c. を求めると、ひずみ量が約 10% までは、室温 (約 16°C) で求めた曲線より 6.5 kg/mm^2 だけ平行に上昇することが分つた。Fig. 8 中には細い点線で、 -30°C での flow s. c. が画かれている。

溶接後に切欠を付けた試験片を、予荷重を与えずそのまま -30°C に冷却してから载荷すると、Hollomon の研究¹³⁾から予想されるように、切欠先端の応力とひずみは、 q を考慮に入れた Fig. 8 中において A 点から、 -30°C での flow s. c. 上の F 点を経てこの曲線上を進むであらうと考えられる。ここに AF の傾斜は -30°C でのヤング率 (E) で定められる。

機械的応力除去を行なうことなくこの -30°C で载荷すると、木原教授たちの試験片は平均約 5 kg/mm^2 の低応力で脆性破壊した⁵⁾。破壊応力 5 kg/mm^2 に対し切欠先端では

$$\frac{5 \text{ kg/mm}^2}{2 \times 10^4 \text{ kg/mm}^2} \times 25 \times 100 = 0.63\%$$

程度、塑性変形が進行する。ひずみ量が小さいので、これをそのまま自然ひずみ値として用いる。 -30°C での flow s. c. 上の G 点は、先の A 点より 0.63% だけ離れた破壊点をあらわす。

塑性応力とひずみの破壊条件よりすれば、溶接のままの試験片が G 点で脆性破壊を発生したのだから、この点を cleavage fracture stress curve が通らねばならない。最近報告された各種鋼材の cleavage fr. s. c.¹⁴⁾を参照して、ひずみ量約 7% まではこれを直線で近似的にあらわすことができるとし、かつその傾斜は $2.5 \text{ kg/mm}^2/\%$ と仮定する。ただし軟鋼の cleavage fr. s. c. の高さの実測値は約 100 kg/mm^2 であるから、Fig. 8 では cleavage fr. s. c. に対して q を近似的に 2 と考え、傾斜を $1.25 \text{ kg/mm}^2/\%$ として画いた。Flow s. c. と cleavage fr. s. c. の関係をこのようにして G 点で結んでおけば、木原教授たちの報告した広幅溶接試験片の破壊現象の検討を、さらに定量的に進めることができる。

破壊試験の温度を -30°C として、除荷後の試験片をこの温度まで冷却し再载荷すると、応力ひずみサイクルの DE 曲線付近もまた、flow s. c. が上昇した程度 (q を用いた Fig. 8 中で 6.5 kg/mm^2) 上昇すると考えてよいであらう。Fig. 8 の HJ 曲線は、そのようにして画いた -30°C での応力ひずみサイクルである。この HJ 曲線が cleavage fr. s. c. と交わる点 J が、 5.2 kg/mm^2 の予荷重を与えた切欠つき大型溶接試験片における脆性破壊の発生をあらわしている。

J 点が G 点より右にあることは、予荷重により破壊荷重が上昇することを示す。また JB 間のひずみ量 ($\Delta\epsilon$) から

$$\text{破壊応力} = (\text{予荷重の応力}) + \alpha$$

としたときの、 α の値を計算することができる。すなわちひずみ集中率 (25) を用い、かつ $\Delta\epsilon$ 程度の小ひずみでは自然ひずみと工業ひずみはほぼ等しいから、 α の計算値は

$$\alpha = \frac{\Delta\epsilon(0.60\%) \times 10^{-2}}{25} \times (2 \times 10^4 \text{ kg/mm}^2) = 4.8 \text{ kg/mm}^2$$

となる。

Fig. 8 と全く同じ要領で、予荷重が 10.3 kg/mm^2 と 20.0 kg/mm^2 の場合について作図すると、Fig. 9 と Fig. 10 が得られる。これらの図で予荷重が大きくなると、除荷後の点 C のひずみ量は有限幅の影響のため、A 点より明らかにやや右側に位置するようになる。作図上の諸量と、図より求めた α の値とを一括したものが Table 4 である。なお表中のひずみは、自然ひずみであらわしてある。

Table 4 Values in stress strain cycle and of α .

Pre-loading stress (kg/mm ²)	Strain (%)		$\Delta\sigma$ (kg/mm ²)	$\Delta\epsilon$ (%)	α (kg/mm ²)
	ϵ_1 (Point B)	ϵ_2 (Point C)			
5.2	3.73	0.59	-2.2	0.60	4.8
10.3	4.36	1.16	-1.4	0.45	3.6
20.0	5.47	2.08	-1.3	0.20	1.6

Table 4 の α の値を用い、かつ溶接のままの試験片の破壊応力を 5 kg/mm^2 として、予荷重の量と破壊応力の関係を図示すると Fig. 12 の曲線が得られる。図中には Table 3 のデータがプロットしてあるが、理論計算値は実験値とよく合うことが分る。

以上のごとくして、塑性応力とひずみにもとづいた破壊発生条件の立場から、低破壊応力が予荷重により回復する現象の機構を説明することができた。その原因は、破壊発生予定点における Bauschinger 効果である。また予荷重が有効に作用するためには、応力ひずみサイクルで $\Delta\sigma$ が負となることがまず必要であるが、広幅試験片の溶接残留応力と予荷重の組合せは、その切欠形状に対してかかる条件を満足している。

なおここで予荷重による破壊応力回復の効果は、温度の制限を受けるはずであることに注意しなければならない。Fig. 8~10 は破壊温度が -30°C のときをあらわしているが、温度がさらに低下すると応力ひずみサイクルを示す HJ 曲線はだんだん上昇する。一方 cleavage fr. s. c. は、温度が低下しても上昇しない¹⁵⁾。そのため J 点は左方へ移動していく。したがって温度がきわめて低温となれば、予荷重の効果はほとんど期待し得なくなるであろう。

Fig. 12 Effect of pre-loading on fracture stress.

5 結 論

切欠つき大型溶接試験片の低荷重破壊現象を、脆性破壊発生に関する塑性応力とひずみの条件の立場から検討

すると、その大部分は容易に説明することができるが、予荷重による破壊応力回復の現象のみは、解析がきわめて困難のようにみえる。しかし本論文では、破壊発生予定点の受ける応力ひずみ履歴に Bauschinger 効果を導入すれば、かかる現象をもよく説明し得ることを示した。すなわち実測した平滑材の応力ひずみサイクルにもとづいて、2つの仮定を設けて破壊発生予定点の応力ひずみ履歴を追跡すると、大型溶接試験片における破壊応力の回復量と予荷重の大きさの関係を、Fig. 12 のごとく計算できることが分つた。なおこのことは報告された大型溶接試験片の低応力破壊に関する一連の現象では、脆性破壊発生の機構が塑性応力とひずみの条件に属する性格のものであることを示すと考えられる。

謝 辞

本報告を作成するに当たり、溶接残留応力と脆性破壊の関連について、東京大学木原教授とその研究グループが行なわれた偉大かつ膨大な研究業績に対し、あらためて心から敬意を表するものである。また本報告の検討に快く参加され、有益な種々の助言をいただいた同教授に、深く感謝する次第である。なお本報告の実験は藤原義久氏の修士論文のテーマとして行なわれたものであつて、用いた短標点ひずみ計については、詳細が別に公表¹⁸⁾される予定であることを付記する。

付録 1 溶接試験片の低荷重破壊

大型溶接試験片の低荷重破壊現象のうち、本文中に記した以外のものは、塑性応力とひずみの条件により、下記のごとく容易にその機構を説明することができる。なお参考までに、エネルギー条件にもとづいた説明をも併記しておいた。

しかしいづれにせよこれら一連のデータを、ある場合はエネルギー条件で、また他の場合は塑性応力とひずみの条件で説明することは誤りである。なぜならばそのような方法をとると、基準としたところの溶接のままの試験片は、いつたいどちらの条件によつて破壊したのかが不明になるからである。したがつていずれかの1条件によつて、すべてのデータを説明しなければならない。

1 溶接のままの試験片の破壊応力

(a) 塑性応力とひずみの条件による解釈

木原教授たちの別の実験³⁾によれば、GL 1m について破壊時の伸び率が測定されており、 -30°C において母材(切欠つき)では約 0.15%、溶接試験片では約 0.04% である。破壊応力が母材では、約 27kg/mm^2 、溶接試験片では平均約 8kg/mm^2 であつた。

Fig. 8 を流用してこれらの測定値を説明すると、つぎのようになる。まず母材試験片では、切欠先端の破壊発生予定点のひずみが

$$0.15\% \times 25(k) = 3.75\%$$

となるときに、flow s. c. と cleavage fr. s. c. が交わり、これは図中の G 点に相当する点であらわされる。

用いられた溶接試験片は after weld notch のものだから、その破壊発生予定点の flow s. c. と cleavage fr. s. c. は、母材と余り違わないはずである。したがつて母材と同じ図を用いてほぼ差支えない。それゆえやはり Fig. 8 を流用すると、AG 間のひずみ量は

$$0.04\% \times 25 = 1.0\%$$

となる。載荷前にひずみが A 点まで先行するのは、残留応力の影響である。なお平均ひずみ 0.04% は、ちょうど破壊応力 8kg/mm^2 に相当している。

(b) エネルギー条件による解釈

溶接試験片では溶接線方向に、降伏点に達した大きな引張残留応力が存在している。この残留応力は荷重方向と一致しているから、溶接試験片に若干の荷重を加えれば、そのときのひずみエネルギー解放率⁹⁾は、母材試験片が general yield をちよつと越えて脆性破壊するときのそれと同等になると考えられる。したがつて溶接試験片は、容易に低荷重破壊する。

2 切欠切削前の予荷重の影響

溶接した試験片に切欠を付ける以前に予荷重を与えると、破壊応力は Table 1A⁵⁾ のごとく回復する。

(a) 塑性応力とひずみの条件による解釈

切欠を機械削りする以前に予荷重を与えたのだから、予荷重によるひずみは0.1%のオーダーである。したがってその影響を無視し、Fig.8をそのまま流用して説明することができる。

荷重方向の引張残留応力は、ほぼ予荷重分だけ除去される。そのように弱くなつた残留応力場中に切欠を付けると、切欠先端の塑性ひずみ先行量もまた減少する。Fig.8についていえば、破壊発生予定点のひずみ量が、A点までは到達しない。

残留応力を緩和してから切欠を付けた試験片に、予荷重に相当する荷重を低温で再載荷すると、破壊発生予定点のひずみは低温の flow s. c. 上で、ほぼA点に相当する値を示すはずである。しかしこの点ではまだ破壊せず破壊にはさらに若干の載荷を必要とする。Table 1A はそのことを示している。

(b) エネルギー条件による解釈

荷重方向の残留応力はほぼ予荷重分だけ除去されたのだから、そのような試験片を脆性破壊させるには、

$$(\text{予荷重}) + \left(\frac{\text{溶接のままの試験片が脆性破壊する程度}}{\text{の荷重, すなわち数 kg/mm}^2 \text{ の応力}} \right)$$

の荷重を加えることが必要である。Table 1A はこのことを示す。

Table 1A Effect of mechanical stress relieving (pre-loaded before mechining the notch)⁶⁾.

No.	Pre-loaded stress (kg/mm ²)	Fracture test	
		Temp. (°C)	Fracture stress (kg/mm ²)
M'-5	5.3	-33	6.2
M'-10	10.3	-29	13.2
M'-15	15.4	-29	18.4
M'-20	20.8	-28	24.8

3 切欠切削後の予荷重の影響

(a) 塑性応力とひずみの条件による解釈

本文中に記したとおりである。

(b) エネルギー条件による解釈

予荷重を与えて除荷すると、切欠付近の応力は局部的に disturb され、先端付近に圧縮の残留応力が残る。しかしこの disturbance は再載荷により容易に消失するであろうから、結局2(b)の説明がこの場合にも適用される。

4 切欠形状の影響

木原教授たちの切欠形状の影響に関する研究³⁾によれば、切欠先端半径 (r) は低荷重破壊の応力値に、いちじるしい影響を与える。 -30°C での破壊応力値は

$$r=0.1\text{ mm のとき } 8\text{ kg/mm}^2$$

$$r=0.3\text{ mm のとき } 21\text{ kg/mm}^2$$

$$r=0.5\text{ mm のとき } 26\text{ kg/mm}^2$$

$$r=1.0\text{ mm のとき } 28\text{ kg/mm}^2$$

であつた。

(a) 塑性応力とひずみの条件による解釈

Fig.8を流用して r が 0.1mm と 0.3mm のときの破壊応力を、計算により比較してみよう。

さきに1で記したとおり、標準切欠 ($r=0.1\text{ mm}$) つき母材の破壊発生点では、破壊時のひずみは

$$0.15\% \times 25(k) = 3.75\%$$

のオーダーと推定される。 r が 0.1mm の溶接試験片について考えると、このうち破壊荷重の応力 8 kg/mm^2 に対するひずみは、前述のごとく Fig.8 中で 1.0% であつたから

$$3.75 - 1.0 = 2.75\%$$

が残留応力のために先行した分、すなわち図中のA点に相当するひずみとなる。

r が 0.3mm のときは、弾性応力集中率の計算値が 16.5であることを参照して、塑性ひずみ集中率を 15 と仮定しよう。 r が 0.3mm のときの塑性拘束系数 (q) は、 r が 0.1mm のときのそれにほぼ等しいとさらに仮定すると、Fig.8をそのまま使用することができる。この場合、残留応力のために先行したA点のひずみは

$$2.75\% \times \frac{15(r \text{ が } 0.3\text{ mm のときの } k)}{25(r \text{ が } 0.1\text{ mm のときの } k)} = 1.65\%$$

の程度と予想される。

したがって脆性破壊が発生するためには

$$3.75 - 1.65 = 2.10\%$$

のひずみが、荷重により破壊発生予定点に生じなければならない。したがって破壊応力は

$$(2.10 \times 10^{-2}) \times 2 \times 10^4 / 15 = 28 \text{ kg/mm}^2$$

となる。 r が 0.3mm のときの実測値 21 kg/mm^2 に比べると、本推定値はかなり過大である。しかし付録 2 に示すごとく、切欠先端の塑性ひずみ集中率は、試験片が general yield に近づくと弾性計算値よりも大きくなることを考慮すると、この値はオーダーとしては実測値とよく合っているといえるであろう。なおこのような計算によると、 r が 0.5mm と 1.0mm のときの破壊応力は、general yield に達する。

(b) エネルギー条件による解釈

脆性破壊の発生をエネルギー条件で解析すると、 r が破壊応力に及ぼす影響を説明することは困難であろう。なぜならば、切欠は降伏点に達した強大な残留応力場によつて囲まれているのであるから、 r のわずかな相違、たとえば 0.1mm と 0.3mm の差で、ひずみエネルギー解放率がそれほど異なるとはとうてい考えられないからである。

5 載荷前の partial crack

木原教授たちの初期の実験においては、試験片は before weld notch のものであつたが、その場合しばしば載荷前に partial crack が発生した。

(a) 塑性応力とひずみの条件による解釈

試験片が before w. n. であると、after w. n. とは違つて切欠先端部では、熱ひずみサイクルの集中効果が生ずる。この種の熱ひずみサイクルの影響に関する研究の結果¹⁶⁾によれば、切欠じん性にいちじるしい悪影響があるのは、いわゆる青熱脆性温度での予ひずみである。かかる有害な予ひずみは、cleavage fr. s. c. にはほとんど影響を与えないが、flow s. c. と fibrous fr. s. c. とを上昇させる。熱ひずみサイクルの集中のため、破壊発生予定点の flow s. c. がかなり上昇すると、溶接残留応力のため破壊発生予定点のひずみが A 点まで先行した場合、室温の flow s. c. が cleavage fr. s. c. と交わることが十分考えられる。これが載荷前に脆性破壊の発生する理由である。なお発生した脆性破壊は、大きな引張残留応力場の存在する区域を過ぎると伝播のエネルギー条件が満たさなくなるので停止し、partial crack として残る。

(b) エネルギー条件による解釈

上述の有害な高温予ひずみの集中効果によつて、before w. n. では after w. n. のときよりも、切欠先端部の塑性表面エネルギーがかなり減少しているはずである。したがって載荷前に残留応力のみのひずみエネルギー解放率で、脆性破壊のエネルギー条件が満たされ自然に破壊する。

付録 2 切欠先端の塑性ひずみ集中率

切欠先端の弾性ひずみ集中率と塑性ひずみ集中率の関係を検討するために、つぎの実験を行なつた。

Table 2A Properties of steel.

(a) Chemical composition (%)

C	Si	Mn	P	S
0.27	0.01	0.45	0.023	0.055

(b) Mechanical property

Upper yielding point (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Elongation (%)
26.9	45.3	36.7

Table 2A のごとき板厚 9mm の軟鋼板で、Fig. 1A の側面切欠試験片を作り、これに引張荷重をかけて切欠断面のひずみ分布を求めた。ひずみは同図中に示す位置の表裏両面に、SR 4 ひずみ計を貼つて計測した。ひずみ計中⑤⑥は GL 1mm のもの、他は GL 3mm のものである。各荷重ごとのひずみ分布曲線から、ひずみ計⑥の位置でのひずみ値を決定して、ひずみ集中率をプロットしたものが Fig. 2A である。この図から分るとおり、本試験片では general yield の約 70% の荷重までは、切欠先端部の塑性ひずみ集中率は、弾性ひずみ集中

率とはほぼ同一の値を示したと考えられるようである。

なお Fig. 1A の試験片の弾性応力集中率を Neuber 流に計算すると、その値は 9.2 となる。計測したひずみ

集中率は、はじめ約4で計算値より小さいが、これはひずみ計⑥の位置が切欠底よりやや離れていること、GLを1mmと短くはしたがなお有限長のこと、ゲージの幅が約1mmあること、およびひずみ集中率は応力集中率より少し小さかつたはずのことなどが、重畳して影響したためであろう。

付録 3 切欠先端部での Bauschinger 効果

切欠先端の応力集中部で、Bauschinger 効果のため応力ひずみサイクル

がどのような形となるかは、まだ知ら

れていない。応力ひずみサイクルの形を実験で求めるには、標点間距離のきわめて短いひずみ計により、切欠先端の塑性ひずみを計測するとともに、その部分の塑性応力値をも計算により正確に求めねばならず、それらはいずれも困難を伴う問題である。本報ではこの点を定性的に検討するため、川田式の短標点機械的ひずみ計¹⁷⁾を低倍率に改造して、切欠試験片の切欠先端部における荷重ひずみサイ

Fig. 3A Mechanical strain gauge (G.L. = 0.8mm).

Fig. 1A Notched specimen.

Fig. 2A Strain concentration at notch root.

クルを測定した。

製作したひずみ計は Fig. 3A のごとくで、その GL は 0.8mm、倍率は 230 倍である。ひずみ計の先端は、鋭い刃先状とした。また切欠試験片の形状は Fig. 4A のとおりで、切欠先端半径 (r) を

Fig. 4A Notched specimen (1).

Fig. 5A Stress strain cycle of notched specimen (1).

Fig. 6A Stress strain cycle of notched specimen (2).

$$r=0.1, 0.25, 0.5, 1.0 \text{ mm}$$

の4種に変えて, Table 1 の鋼材のロール方向より採取した。

ひずみ計は切欠の先端に, すなわち切欠底の切線上にとり付けた。その際ひずみ計を, 3 mm 径の孔を通る丸棒を介して試験片におし付けるのであるが, この圧着力が適当な一定値でないとひずみ計は良く作動しないことが判明したので, 圧着力が一定の約 3kg となるような万力型の小型取付けジグを考案して用いた。

Fig. 3 で定義した ϵ_1 と ϵ_2 の2種類の組合せに対して測定した応力ひずみサイクルの曲線形状を, Fig. 5A と Fig. 6A に示す。図では縦軸が切欠部断面についての平均応力であり, かつ横軸は短標点とはいえ有限な GL に対するひずみ値だから, これらの曲線は切欠先端部の Bauschinger 効果曲線を正確にあらわすものではない。しかし平滑材に対するサイクルの形 (Fig. 4~Fig. 6) と比較すると, 曲線形状に本質的な相異はなさそうに考えられる。また曲線形状の特性は, 切欠鋭さの影響をも余り受けないように予想される。

文 献

- 1) A. Wells, TINA, Vol. 48, No. 3, 1956, p. 296.
- 2) 木原, 増淵, 造船論文集, 103 号, 1958, p. 251.
- 3) 木原, 大庭, 造船論文集, 108 号, 1960, p. 318.
- 4) 木原, 吉田, 大庭, Initiation and Propagation of Brittle Fracture in Welded Steel Plate. IIW Doc. X-217-59.
- 5) 木原, 増淵, 飯田, 大庭, Effect of Stress Relieving on Brittle Fracture Strength of Welded Plate, IIW Doc. X-218-59.
- 6) 木原, 増淵, 楠田, 飯田, Initiation and Propagation of Brittle Fracture in Residual Stress Field, IIW Doc. X-219-59.
- 7) R. Kennedy, British Weld. J., Vol. 4, No. 11, 1957, p. 529.
- 8) W. J. Hall, W. J. Nordell and W. H. Munse, Weld. J., Vol. 41, No. 11, 1962, p. 505-s.
- 9) W. J. Hall, J. R. Joshi and W. H. Munse, Weld. J., Vol. 44, No. 4, 1965, p. 182-s.
- 10) H. Neuber, Kerbspannungslehre, Springer-Verlag, 1958.
- 11) E. Orowan, Reports on Progress in Physics, 12, Physical Soc., 1940.
- 12) N. R. Nagaraja Rao and L. Tall, Weld. J., Vol. 40, No. 10, 1961, p. 468-s.
- 13) J. Hollomon and C. Zener, Trans. AIMME, 1944, p. 283.
- 14) 寺沢, 大谷, 寺井, 金谷, 造船論文集, 115 号, 1964, p. 56.
- 15) 寺沢, 大谷, 寺井, 金谷, 造船論文集, 117 号, 1965, p. 227.
- 16) 寺沢, 大谷, 吉田, 寺井, 造船論文集, 109 号, 1961, p. 317.
- 17) 川田, 機械学会誌, 54 巻, 387 号, 1951, p. 121.
- 18) 上田, 藤原, 短標点機械的ひずみ計の試作について (仮題), 未発表.