(昭和 37 年 11 月造船協会秋季講演会において講演)

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

正員 木 原 博* 正員 飯 田 国 広**
正員 成 田 罔 郎***

Effect of Stress Concentration due to Structural Discontinuities on
Initiation of Brittle Fracture in Low Stress Level

By Hiroshi Kihara, *Member*
Kunihiro Iida, *Member*
Kuniro Narita, *Member*

Summary

The main purpose of the present study was to prove the possibility of the initiation of brittle fracture originated under a low applied stress level and from a notch existing a severely stress concentrated region in a steel plate structure, in which any local welding stress is eliminated. And this purpose was accomplished for the first time by the successful results of the present study.

Analyses of the results obtained led to the following major conclusions: When a sharp notch perpendicular to the loading direction exists in the discontinuous portion of a structure where a stress concentration is developed in loading condition due to structural discontinuities, such stress concentration may contribute as the predominant factor if only the ratio of stress concentration is high enough even though the residual welding stress in this part has been fully relieved. For instance, in the case of doubler plates as wide as the notch closing to each other with 30mm space over the notch, a brittle fracture initiated at a low temperature under a mean stress equal to 36% of the yield point of base metal at room temperature, in spite of the residual stress having been fully eliminated.

1 ま え が き

鋭い切欠が継手に存在する広幅溶接継手試験片に、切欠底部の材質、切欠形状、切欠近傍の応力値などによって定まる限界温度以下の低温において、静的引張外力が継手方向に加えられた際には、きわめて低い荷重、たとえば母材の常温における降伏点の 10% 程度の平均応力でも脆性破壊を発生し、しかも完全に破断することがこれまでの幾多の研究¹⁾ によつて確認され、かつこの低荷重脆性破壊発生の主要因は切欠周辺に分布する高い値の引張残留応力であることが検証されている。

さて、実際の溶接構造物では部材の立体的な結合、あるいは部材断面の急変などによる構造的な不連続性を避けるににくい。溶接のままの構造物では当然構造的な不連続性による集中応力にさらに部材の溶接による残留応力が重畳している場合が多く、また応力緩和焼鈍されていても不連続性が著しければ、いずれの場合もわずかの荷重によつて不連続部は上述の広幅突合せ継手におけると同等の応力状態に達するであろう。したがつてこのような不連続部に切欠が存在し、しかも限界温度以下の低温になれば、上述の切欠付広幅継手の場合と同様に低荷重脆性

原稿受付 昭和 37 年 6 月 20 日

* 東京大学工学部

** 運輸技術研究所溶接部

*** 日本鋼管 KK 本社

破壊を発生する可能性は十分にある。この想定は、実際の構造物に生じた破壊のほとんどが不連続部に存在していた溶接欠陥あるいは使用中生じた疲労亀裂などの切欠から発生しているという実例^{2)~4)}からも裏付けられる。

このような見地から行なわれたと考えられる研究例は若干ある。De Garmo⁵⁾はLiberty 船のハッチコーナーと同寸法の試験片を基本とし、かどの設計を13種類変えた試験片の強度を比較したが、破壊試験はすべて21°Cで実施し、また切欠条件がゆるやかであったため、低い方に属する破壊強度でもなお母材の降伏点の70~80%であった。その後Campbell⁶⁾によつて隔壁部の強度に関する研究が行われたが、やはり低荷重破壊を再現させることはできなかった。

さて著者らはさきに、構造上の不連続性による集中応力が低荷重脆性破壊に及ぼす影響を定量的に明らかにするための予備研究⁷⁾を実施した。しかしながらこの研究に用いた試験片は脆性材の中心に鋭切欠を加工してから、切欠近傍に二重張板や防撓材を溶接したため、試験片の組立後数10時間放置している間に切欠から脆性自然亀裂が100mmないし140mm進展し易く、二重張板の幅と間隔の組合せ条件がきびしい場合には総数の80%も自然に割れてしまった。自然亀裂の進展はこれはまで報告されている多くの損傷例の実験室的な検証の1例とはなつたが、従来の研究結果からも明らかなように自然亀裂によつて残留応力が解放され、また同時に切欠長さの拡大により切欠先端付近の巨視的な応力集中度は減少するため当然荷重時の強度は上昇し、降伏点の10%といった低荷重状態における脆性破壊の発生はみられなかった。

しかしこの事実にもとづいて、溶接したままの構造物の不連続部に存在する切欠から脆性亀裂が進展するかしないかの臨界状態にある場合はきわめて低い荷重によつて脆性破壊が発生することが容易に推察された。

以上述べた予備研究の結果に立脚し、たとえ残留応力が存在しなくても構造上の不連続性による応力集中度が高ければ低荷重脆性破壊が発生し得ることを明示し、あわせて残留応力が重畳すればさらに低荷重の脆性破壊が発生し得ることを明証するため本研究を実施した。

2 試験方法

2-1 一般

本研究は5つの実験系列に分れている。系列によつて試験片の形状寸法は異なるが、構造的な不連続性を有する立体的な試験片はFig.1の通りである。すなわち板厚20mm、縦横それぞれ500mmの平板（以下母板と呼ぶ）の表裏面に板厚20mm、幅 b 、長さ210mmの平板（以上二重張板と呼ぶ）を間隔 d で全周隅肉溶接し、さらにその上に寸法一定のT断面材（以下防撓材と呼ぶ）を全周隅肉溶接した。母板中心の切欠形状は図に示す通

Fig.1 Details of Structural Specimen

り一定とし、自然亀裂の進展を抑制するためすべて破壊試験直前に加工した。切欠部の巨視的な応力集中（以下単に応力集中とある場合も切欠長さ程度以上にわたる巨視的なものを意味する）は図中の表のように主として b によつて変えた。

Table 1 Properties of Steel Testd
(a) Chemical Composition (%)

C	Si	Mn	P	S	Mn/C
0.24	0.02	0.40	0.040	0.026	1.7

(b) Mechanical Properties

Yield Point (kg/mm ²)	Ultimate Strength (kg/mm ²)	Elongation (%)
26.1	45.2	28.7

Table 2 Notch Toughness of Steel Tested
(Stress Annealed Condition)

2mmV Notch							
vE _{max} kg-m/cm ²	vE ₀ kg-m/cm ²	vTr ₀ °C	vTr ₁₀ °C	vTr ₁₅ °C	vTr ₂₀ °C	vTr ₃₀ °C	vTr _n °C
12.6	0.7	53	17	26	46	46	-30

2mmU Notch					Pressed Notch	
² E _{max} kg-m/cm ²	² E ₀ kg-m/cm ²	² Tr _d °C	² Tr ₁₀ °C	² Tr _n °C	pTr _s °C	pTr _e °C
15.4	6.3	-20	-20	-40	67	89

母板の化学成分と機械的性質は Table 1 の通りである。後述のように母板はいずれの系列においても 650°C, 1h の熱処理を受けてから破壊試験された。そこで参考のため母板と同材質の板に同一な熱処理を施してから Charpy 試験を行ない、Table 2 の結果を得た。

2-2 実験系列

本研究における実験系列、試験片符号、試験片形状、試験法などは次の通りである。

(A) 母板の横方向中心線上における応力分布の測定 (系列符号: ES)

試験片形状は Fig. 1 の通り、ただし切欠は加工していない。 b, d の組合せは 5 条件、試験片符号は $ES-b-d$ とする。

溶接したままの試験片の母板の表裏面の $c-c$ 線 (Fig. 1) 上に 2 軸の抵抗線歪計 ($G.L.=4, 5\text{mm}$; ポリエステル) を貼付し、最大集中応力が降伏点に達するまで引張荷重を加えて、各点の応力を測定した。

(B) 溶接したままの試験片の破壊試験 (系列符号: EW)

試験片形状は Fig. 1 の通り。 d は 30mm 一定として b を 4 条件変えた。母板はあらかじめ 650°C, 1h の熱処理をしてから、二重張板、防焼材を溶接し、数日後に切欠を加工した。試験片符号は $EW-b-d-\text{No.}$ とする。たとえば $b=36\text{mm}$, $d=30\text{mm}$ の 3 番目の試験片は $EW-36-30-3$ と呼称する (以下各系列ともこれに準ずる)。

試験片の長手方向両端を容量 1,200 ton の引張試験装置の荷重板に突合せ溶接した。この際の荷重スパンは約 2,000mm である。試験片を所定の温度に均一に冷却してから徐々に引張荷重を加えた。試験片の温度は母板の表裏面 $c-c$ 線上 6 点にパーカッション溶接した 0.3mm ϕ の鉄・コンスタンタン熱電対により検出し、自動平衡電位差計に記録した。また荷重および変位は差動変圧器型の変換器により電氣量に変え、 $X-Y$ 記録計に記録した。なお変位測定のための標点距離は 600mm 一定とした。

(C) 残留応力を緩和焼鈍した試験片の破壊試験 (系列符号: ER)

試験片形状および b, d の組合せは Fig. 1 の通り。ロールのままの母板に二重張板、防焼材を溶接した後、650°C, 1h の応力緩和焼鈍を施した。数日後に切欠を加工した。破壊試験の方法は EW 系列と同じである。

(D) 切欠付平板の破壊試験 (系列符号: EB)

Fig. 1 の母板と同材質、同寸法の平板に 650°C, 1h の熱処理を施してから、中央に Fig. 1 の切欠を加工し、低温において引張荷重を加えた。

(E) 隅肉溶接による残留応力の測定 (系列符号: R)

EW 試験片の横方向中心線上に分布する残留応力を推定するため Fig. 4, 5 に示す試験片について残留応力を測定した。なお母板は二重張板を溶接する前に応力緩和焼鈍しておいた。図中点線のように二重張板の端より 15mm 離れた中心線 (EW, ER 試験片の切欠はこの線上にある) 上表裏面に ES 系列に用いたのと同種の抵抗線歪計を貼付した後、歪計を含む幅約 20mm の原板厚の帯板を切り出し、さらにスリットを入れて応力解放を行なった。

3 実験結果とその考察

3-1 構造上の不連続性による応力集中度

ES 系列の試験結果の 1 例として、ES-144-30 試験片の母板の横方向中心線上における応力 (表裏の平均値) 分布の 1 例を Fig. 2 に示す。各試験片とも同図と同様な傾向を示し、二重張板の存在する領域内では平坦分布の応力集中を生じている。そして二重張板の縁線から離れるにしたがつて局部応力は急激に減少し、二重張板の半幅程度遠ざかった点からふたたび平坦な分布を示している。また中心部の応力が降伏点に達するまでは、母板各位置の応力は外力に比例して直線的に増加する。

局部応力の最大値が弾性範囲内にある場合に対して、局部応力の最大値あるいは最小値と断面平均応力との比を応力集中度と定義し、また二重張板の幅 b と母板の幅との比を幅比と定義し、これら両者の関係を図示すると Fig. 3 が得られる。図の

Fig. 2 Transverse Distributions of Longitudinal Stresses in ES-144-30 Specimen

Fig. 3 Relation between Stress Concentration Ratio and Breadth Ratio

方向)の残留応力のトランス分布を示す。実測値(表裏平均値)を結ぶ点線から明らかなようにいずれの場合も溶接方向あるいは順序によって生じた非対称性があらわれている。中心対称位置の値の平均をとり、これを結ぶと実線のようなになる。

Fig. 4 Distributions of Residual Stresses in Y-Direction on Transverse Center line (R-36 Specimen)

Fig. 5 Distributions of Residual Stresses in Y-Direction on Transverse Center line (R-72 Specimen)

ように二重張板の間隔 d が一定の場合は b が大きくなる程集中率が減少し、また b が一定の場合は d が広がる程減少する。

さて、ES-36-30 試験片での応力集中率は 2.69 であるから、平均応力が 9.6 kg/mm^2 に達した時母板中心部の応力は降伏点となる。そこでもしこの部分に鋭い切欠が存在するならば、限界温度以下の低温ではたとえ残留応力が共存しなくても 9.6 kg/mm^2 程度の平均応力で脆性破壊を発生し得る筈である。そして事実この想定は後述する ER-36-30-1 試験片によつて実証された。

3-2 二重張板の隅肉溶接による残留応力

Fig. 4, 5 に試験片長手方向(図の Y 軸

さて *EW* 試験片では Fig. 4, 5 の試験片の対称位置にも二重張板が溶接され、さらにこの上に防撓材が溶接される。しかし現在主として問題にしている二重張板間の領域における残留応力に関しては、防撓材の溶接による寄与は少ないと考えられ、また後から溶接される二重張板の短辺の溶接によつて初期の残留応力が相当程度熱的に緩和されるであろうことなどを考え合せれば、*EW* 試験片における切欠加工前の残留応力分布は Fig. 4, 5 の分布とほぼ同等であろう。

上述の仮定を認容すれば、*EW*-36 あるいは *EW*-72 試験片において切欠が加工される母板中心部では切欠と直角方向の残留応力の値はかなり高く降伏点に近い。なお、*EW*-144, あるいは *EW*-180 試験中においては従来の研究結果に照して若干低いであろう。したがつて *EW* 試験片は残留応力と外力による集中応力との重畳効果によつて、*ER* 試験片よりもはるかに低い外力で脆性破壊を発生し得ることは明らかである。事実、後述のように *EW*-36-30-2 試験片では平均応力(切欠面積控除) 1.5 kg/mm^2 で部分破壊を生じた。

3-3 破壊時の伸び率

破壊試験結果を総括した Table 3 中の伸びは母板両側の 35mm 厚の板の上下端面に設置した伸び計により測定した破壊時の伸びの平均値である。数段階にわたつて破壊した場合には、1 段目の破壊以後の伸びには亀裂開口の影響が入るためこれを表から除いた。

破壊時の伸びと公称応力との関係を図示すると Fig. 6 のようになり、多少のばらつきを無視すれば各実験点は b をパラメーターとするグループに属すると見なして図中の平均線を引くことができる。応力が等しい際は *EW* 試験片の伸びの方が *ER* 試験片よりも大きい傾向にあり、とくに 36-30 系列においてはこの傾向が著しい。これは溶接継手の場合⁸⁾と同様に残留応力に起因するものである。また各平均線がすべて *EB* 線の左側にあ

Fig. 6 Relation between Deflection as a Whole and Nominal Mean Stress at the First Stage of Fracture

りしかも b の大きさの順に従っているのは明らかに有効断面積の影響である。いまかりに各系列試験片とも母板と二重張板が剛に結合され、したがつて両部材の間に相対変位がなく、しかも防撓材は全然寄与しないと仮定して伸びを計算すると、計算値と実験値とはほぼ等しくなるが、さらに防撓材の効きを考慮し、たとえば 36-30 系列では防撓材のウェブが深さ 11mm だけ有効に効いていると仮定すると計算値と実験値とは完全に合致する。

以上のような考え方により立体構造試験片が示した伸びを母板と同一な断面積を有する平板の伸び率に換算すると Table 3 のようになる。この伸び率と公称応力の関係は Fig. 7 の通りである。

3-4 破壊強度の温度依存性と破壊様式の分類

Table 3 より *EW*-36-30 および *EW*-72-30 試験片の最初の破壊時の真応力と温度との関係を図示すると Fig. 8 のようになる。また同様に伸び率と試験温度の関係図として Fig. 9 が得られる。参考のため両図中に *EB*

Table 3 Summary Results of Fracture Test

Designation of Specimen	No.	Breadth of Main Plate (mm)	Thickness of Main Plate (mm)	Length of Machined Notch (mm)	Total Length of Partial Fracture (mm)	Test Temp. (°C)		Load at Fracture (Ton)		Mean Stress at Fracture (kg/mm ²)		σ_f / σ_{YR} ²⁾		Deflection as a Whole of G.L. *600mm		Elongation Percentage (%)	
						Partial	Full Width	Partial	Full Width	Partial	Full Width	Partial	Full Width	Partial	Full Width	Partial	Full Width
EW-36-30	1	495.0	20.23	35.90	169.0	-65	-60	24	144	2.6	21.8	0.10	0.83	0.06		0.012	
	2	498.9	20.20	35.90	146.0	-42	-40	14	184	1.5	25.8	0.06	0.99	0.03		0.006	
	3	499.6	20.14	35.95			-21		125		13.4		0.51		0.35		0.070
	4	501.6	19.72	34.70			-2		200		21.7		0.83		0.65		0.131
	5	495.5	19.74	35.75	76.7	20		184		20.3		0.78		0.64		0.129	
					228.6	20	20	232	160	28.1	30.4	1.08	1.17				
	6	501.3	19.16	35.75			-29		150		16.3		0.62		0.41		0.082
	7	501.8	19.83	36.00	178.0	-50	-47	48	180	5.2	19.5	0.20	0.75	0.13		0.026	
ER-36-30	1	495.3	20.22	36.65			-66		87		9.4		0.36		0.21		0.042
	2	499.0	20.16	36.75			-39		233		25.0		0.96		0.61		0.123
	3	497.6	20.27	36.10			-37		235		25.1		0.96		0.62		0.125
	4	499.0	19.57	34.75	51.6	19	20	238	309	26.2	35.3	1.00	1.35	1.40		0.281	
	5	501.8	19.40	37.10			-10		190		21.0		0.80		0.50		0.100
	6	502.4	19.49	35.10			-51		174		19.1		0.73		0.40		0.080
EW-72-30	1	496.8	20.35	35.90			-65		84		9.0		0.35		0.17		0.038
	2	498.6	20.19	35.60			-41		131		14.0		0.54		0.29		0.065
	3	497.2	20.24	35.10			-40		95		10.2		0.39		0.23		0.052
	4	502.4	19.58	36.20			-52		104		11.4		0.44		0.20		0.045
	5	501.6	19.52	36.15			0		190		20.9		0.80		0.47		0.106
	6	501.3	19.59	36.70			21		220		24.2		0.93		0.60		0.135
	7	501.6	19.57	35.95			-21		164		18.0		0.69		0.38		0.085
	8	499.6	19.54	35.90			-49		124		13.7		0.52		0.27		0.061
	9	496.8	19.93	35.60	133.9	42	40	243	230	26.4	31.8	1.01	1.22	1.66		0.314	
	10	497.6	20.16	35.80			-61		140		15.0		0.57		0.27		0.061
	11	501.5	19.47	36.55			-67		48		5.3		0.02		0.12		0.027
ER-72-30	1	497.6	20.26	36.25			-63		179		19.2		0.74		0.41		0.093
	2	498.7	20.14	37.15			-39		242		26.0		1.00		0.62		0.140
	3	498.6	20.08	35.20			-40		229		24.6		0.94		0.56		0.126
	4	502.2	19.53	36.25			-52		180		19.8		0.76		0.44		0.099
	5	500.8	19.49	35.90			-16		190		21.0		0.80		0.45		0.101
EW-144-30	1	501.7	19.56	35.55			-59		170		18.6		0.71		0.34		0.083
	2	500.4	19.52	36.65			-60		192		21.2		0.81		0.42		0.103
ER-144-30	1	501.0	19.72	36.25			-53		222		24.4		0.94		0.48		0.117
	2	501.0	19.54	35.90			-59		198		21.8		0.84		0.42		0.103
EW-180-30	1	500.7	19.49	35.80			-59		230		25.4		0.97		0.56		0.145
	2	497.9	19.42	35.75			-63		140		15.8		0.61		0.24		0.062
ER-180-30	1	501.0	19.50	35.95			-60		234		25.8		0.99		0.49		0.127
	2	501.2	19.55	31.65			-64		248		27.0		1.03		0.45		0.117
EB	1	501.6	20.01	36.10			-63		295		31.7		1.21		1.62		0.291
	2	500.2	19.93	36.40			-40		264		28.6		1.10		1.58		0.284
	3	498.7	19.95	36.30			0		245		26.6		1.02		2.98		0.535
	4	500.3	19.75	35.90			-19		250		27.3		1.05		2.20		0.395

1) Calculated by the Sectional Area reduced that of Notch or Opening due to Partial Fracture.

2) σ_f : Actual Mean Stress at Fracture, σ_{YR} Yield Point of Annealed Base Metal at Room Temperature (26.1 kg/mm²)

3) Converted from Deflection

Fig. 7 Relation between Converted Elongation Percentage and Nominal Mean Stress at the First Stage of Fracture

Fig. 8 Relation between Test Temperature and Fracture Stress in As-Welded Specimen

Fig. 9 Relation between Test Temperature and Elongation Percentage at the First Stage of Fracture (As-Welded Specimen)

Fig. 10 Views of Fracture Surfaces

試験片による実験結果および 2mm U あるいは V 切欠 Charpy 試験結果を併記した。

EW-36-30 系列の No. 1, No. 7, No. 2 試験片は $_{2}Trn$ 以下の温度で母材の常温降伏点のそれぞれ 10, 6, 20 % で部分破壊を呈し, これは荷重-伸び線図に明瞭にあらわれた。そしてこれら試験片の 1 次破壊の停止点付近までの破面は Fig. 10 の例からわかるようにきわめて滑らかであり, かつ停止点にはさして顕著な特徴も見られないほどであった。これに対して高温で破壊した EW-36-30-5 および EW-72-30-9 の破面には顕著な thumb nail が認められた。

さて, Fig. 8, 9 において, 温度に関しては上限側の点を, また応力あるいは伸び率に関しては下限側を——ただし部分破壊した場合にはその上限側を——通るように実験点を結ぶと実線あるいは点線の限界曲線が得られる。限界曲線はいずれの場合もある温度で急激に落ち, そこでは温度軸にほぼ垂直となつていゝと見なし得る。このような温度をいま低歪完全脆性破壊限界温度と名付け T_{CL} と略記しよう。Fig. 9 から明らかなように T_{CL} 以下で破壊した試験片の伸び率は大概 0.05% 以下であり, 一方 T_{CL} 以上での伸び率は 0.07% 以上である。また T_{CL} 以上では温度が高くなるにつれて伸び率も上昇する傾向を持ち, vTr_{15} 付近で降伏点歪に達し, 以後そのまま上昇の傾向を維持する。以上のような見地から破壊時の伸び率に着目して, 破壊様式を 3 つのカテゴリ—, すなわち, (I) 低歪の完全脆性破壊, (II) 高歪の半脆性破壊, (III) 降伏後の破壊に分類し得る。カテゴリ— (I) と (II) は T_{CL} で, また (II) と (III) は降伏点歪で区分される。

EW-36-30 と EW-72-30 の限界曲線相互間には差違が認められ, とくに T_{CL} 以下では EW-36-30 がすべて部分破壊しているのに EW-72-30 では皆 1 段の完全破壊である。両種の試験片における残留応力分布がほぼ同等であることから, この差違は主として応力集中率の相違, すなわち前者の 2.69 に対する後者の 1.79 といった点に起因しているのであろう。なお EW-36-30 の T_{CL} については木原らの研究結果¹⁾を参考にして, 図のように EW-72-30 より若干高温側であると考える。

EB 試験片の強度の温度依然性は従来の研究結果⁹⁾と全く同一の傾向を示しているが, 一方伸び率が急激に増加し始める温度と T_{CL} とがほぼ等しいのは興味深い。

つぎに ER-36-30 と ER-72-30 系列の試験結果を以上と同様に図示して Fig. 11, 12 を得る。ER-36-30-1 試験片は $-66^{\circ}C$ において母材降伏点の 36% で完全破断し, その際の伸び率は 0.042% であり, また破面はき

Fig. 11 Relation between Test Temperature and Fracture Stress in Stress-Relieved Specimen

Fig. 12 Relation between Test Temperature and Elongation Percentage at the First Stage of Fracture (Stress-Relieved Specimen)

わめて滑らかであった。したがって本試験片は上記分類のカテゴリー (I) に属する。さきに述べたように本試験片の残留応力は応力焼鈍によつて緩和されており、そこでこの結果はたとえ切欠近傍に残留応力がなくても、構造上の不連続性によつてそれと類似の著しい応力集中が生ずる場合にはかなり低い応力で脆性破壊が発生する可能性のあることを証明している。ER-72-30 系列では図のようにまだカテゴリー (I) の破壊はあらわれていない。これは応力集中率の小さいことによるものである。

さて EW, ER 両系列の差について検討してみよう。切欠はいずれの場合も破壊試験前に加工されたから、両者とも切欠先端は加工後の歪履歴を受けていない。結局両者の大きな差は (1) 前者には残留応力が共存し、後者にはない、(2) 溶接熱履歴が前者では 650°C, 1h の熱処理後に与えられ、後者では熱処理前に与えられている 2 点である。寺沢¹⁰⁾の研究により高温歪は切欠靱性を低下させることが示されているが、この知識は EW, ER 両系列の相異点 (2) に対応し、また相異点 (1) は切欠近傍の応力値の高い程限界温度が上昇するという木原¹¹⁾の研究結果に対応している。したがって 2 つの相異点はともに EW 系列の T_{CL} を ER 系列よりも高温側にせしめる要因となつている。事実前者の T_{CL} が $-35^{\circ}\text{C} \sim -40^{\circ}\text{C}$ であるのに対して後者では -60°C 以下となつている。相異点 (1) の要因はまた限界曲線のレベルを上下するものである。

3-5 応力集中率と破壊発生応力との関係

$-59^{\circ}\text{C} \sim -67^{\circ}\text{C}$ の範囲内での破壊発生応力と応力集中率との関係を Fig. 13 に示す。上欄に b と d の組み合わせを、また各実験点の傍らに試験温度を併記した。

ER 試験片の低温における破壊発生応力を支配する主因子は巨視的な集中応力であり、そして少なくとも同系列の試験片の切欠条件はすべて同一であると考えられるから、先在切欠によつて解放される歪エネルギー解放率がある限界値に達したときに破壊が発生する¹¹⁾、換言すれば一定の亀裂進展力を与えるような外力によつて破壊が進展を開始する¹²⁾という考え方に立つて ER 系列の実験点を整理し得る。いま EB-1 試験片が破壊が発生した際の歪エネルギー解放率が ER 試験片に対する限界値を与えるものとする、O. L. Bowie¹³⁾の研究により円孔の影響は無視し得るから $\pi C \sigma^2 / E = \pi \times 18 \times 29.4^2 / 19800$ より 2.5 kg-mm/mm^2 の限界値が得られる。この値に到達するに要する外力を各集中率に対して計算すると Fig. 13 の理論曲線が求められる。単純な仮定にもかかわらず理論値と実験値とは比較的良く合っている。しかしながら上途の単純な条件式を ER 試験片のように長手方向にも横方向にも不均一な応力分布を有する母板にそのまま適用することには問題があろう。たとえば母板中心部の応力が降伏点に達した際の各試験片における応力分布は Fig. 14 のようになる。実際には切欠先端にさらに応力集中が生じ、同図模型図のようになるであろう。また二重張板のへりにより滑り線が乱される影響もあろう。したがってエネルギー論的に発生応力を検討して実験値との完全な合致を望むためには b_1/b_3 , σ_1/σ_3 , σ_p などを函数とする理論式を誘導する必要がある。さらにこの問題はエネルギー論的取扱いよりも、むしろ歪値あるいはその分布領域面積などに立脚して検討した方が合理的ではあるまいかと著者は考えている。

36-30 および 72-30 系列では EW の破壊応力は ER よりきわめて低く、残留応力の影響が顕著にあらわれている。一方 b が広くなつて切欠部の残留応力が減少し、しかも応力集中率も低下し、したがって破壊応力が高くなると EW, ER 系列の破壊応力の差は少なくなつて行く。

破壊時の伸び率と応力集中率との関係を Fig. 15 に示す。同図より、構造上の不連続性による巨視的な応力集中だけが存在する場合にカテゴリー (I) の破壊が発生するのは集中率が約 2.2 以上となつている場合であり、また残留応力も共存する際は、応力集中率がかなり低くてもカテゴリー (I) の破壊を生ずることがわか

Fig. 13 Relation between Fracture Stress and Concentration Ratio

Fig. 14 Transverse Distributions of Local Stresses under the Condition in which the Concentrated Maximum Stress reaches to Yield Point

Fig. 15 Relation between Elongation Percentage and Stress Concentration

る。

3-6 停止条件

T_{CL} 以下で部分破壊した EW-36-30 の No. 1, 2, 7 試験片の亀裂停止条件について検討しよう。

金沢¹⁴⁾は Irwin の考え方¹⁵⁾を導入しこれを敷延発展させて、残留応力場に適用し得るきわめて実用的な亀裂進展力の計算式を導いた。上記試験片に1次破壊が発生した際の重畳応力分布は Fig. 16 のようになるが、い

Fig. 16 Simplified Distributions of Longitudinal Stresses in EW-36-30 Specimens just before Partial Fractures

Fig. 17 Strain Energy Release Rate in EW-36-30 Specimen under Low (Applied Stress Level)

ま金沢らの示した理論式を図の応力分布について計算し易いように変形すると次のようになる。

まず亀裂進展力 G_c は応力場の強さをあらわす K の函数として

$$G_c = \frac{\pi}{E} K^2 \quad (1)$$

で与えられ、 K 値は亀裂半幅 c の大きさによつて、

$0 \leq |c| \leq |a|$ では

$$K = \sigma_1 \sqrt{c} \quad (2)$$

$|a| \leq |c| \leq |d|$ では

$$K = \frac{\sigma_1 \sqrt{c}}{b-a} \left[b - \frac{2a}{\pi} \left\{ \sin^{-1} \frac{a}{c} + \frac{c}{a} \sqrt{1 - \left(\frac{a}{c} \right)^2} \right\} \right] \quad (3)$$

$|d| \leq |c| \leq |e|$ では

$$K = \frac{2\sigma_1 \sqrt{c}}{\pi(b-a)} \left[\left(d \sin^{-1} \frac{d}{c} - a \sin^{-1} \frac{a}{c} \right) - c \left\{ \sqrt{1 - \left(\frac{a}{c} \right)^2} - \sqrt{1 - \left(\frac{d}{c} \right)^2} \right\} - \frac{\pi}{2} (a-b) \right] \quad (4)$$

となる。

金沢ら¹⁴⁾の研究によつて板幅の 30% 程度までは板幅影響は少ないことが示されているから、無限板として上式によつて計算を行なうと Fig. 17 が得られる。各曲線を亀裂停止点で切つて、 G_c を読みとると -40°C から -65°C 程度の温度範囲内では亀裂停止点の G_c 、すなわち歪エネルギー解放率、あるいはごく簡単に動的影響などを無視すれば供試材の表面塑性仕事として大略 0.6 ないし 0.8 kg-mm/mm² を得る。

4 結 論

構造上の不連続性による集中応力が低荷重脆性破壊の発生に及ぼす影響を明示することに主眼をおいて行なつた本研究により導かれた結論は次の通りである。

- (1) 一般的に云つて、構造上の不連続性による巨視的な応力集中を生じている領域に鋭い切欠が存在する場合には、たとえ部材の溶接による残留応力が緩和されていても、応力集中率さえ高いならばそれだけで低荷重脆性破壊を発生する可能性が十分にある。

本研究では平均応力の 2.7 倍程度の集中応力が切欠の幅程度以上に分布する場合には、限界温度以下の低温において、母材の常温降伏点の 33% の公称応力（切欠面積を含む）、あるいは 36% の真応力（切欠面積控除）によつて脆性破壊を発生した。

- (2) 構造物が溶接のままであれば応力集中部にさらに残留応力が重畳するから低温における強度は著しく低下する可能性がある。

結論 (1) に述べた例と同一な応力集中率を有する溶接のままの試験片が、前例とほぼ等しい温度で示した脆性破壊強度は公称応力にして母材常温降伏点の 9%、また真応力にして 10% であつた。

- (3) 破壊時の伸び率または平均歪を考慮して鋼構造物の破壊様式を次の 3 つのカテゴリーに分類できる。

(I) 0.05% 程度以下の平均歪で破壊発生する低歪の完全脆性破壊、(II) 0.05% 程度以上降伏点歪以下で破壊発生する高歪の半脆性破壊、(III) 降伏点歪を示した後で破壊する降伏後の破壊。

カテゴリー (I) と (II) とを区分する低歪完全脆性破壊限界温度 T_{CL} は発生に寄与する多くの要因によつて左右されるが、本研究の場合溶接したままの試験片では 2mm U 切欠 Charpy による ${}_2\text{Tr}_N$ に近い値であり、また応力緩和焼鈍した試験片では ${}_2\text{Tr}_N$ より約 20°C 低かつた。

- (4) 先在切欠による亀裂進展力が一定値に達したとき破壊が発生するという単純な仮定にもかかわらず、理論値と実験値とは比較的良好に合つた。そして本研究におけるこの一定値は約 2.5 kg-mm/mm² であつた。

また T_{CL} 以下の低温すなわち -40°C から -65°C 程度の温度で発生した亀裂が阻止された点での歪エネルギー解放率は大略 0.6 ないし 0.8 kg-mm/mm² であつた。ごく簡単に考えれば供試材の同温度における表面塑性仕事はこの程度の値であらう。

謝 辞

本研究の破壊試験は八幡製鉄 K. K. より借用した容量 1,200 ton の引張荷重装置を使用して行われた。試験片の製作などについては日本鋼管 K. K. の竹内 晃、出口義治、越賀房夫の諸氏のお世話になつた。そして実験中は運輸技術研究所溶接部の市川慎平部長および藤井英輔技官、ならびに当時東京大学工学部船舶工学科学生で

あつた川井千秋、小柳志郎の諸氏より多大の御協力を受けた。

結果の解析に当つては造船協会電気溶接研究委員会第6分科および第7分科会の委員各位から種々有益なご助言を賜わつた。

ここに以上の各位のご助言とご助力とに対し深い謝意を表する次第である。

考 参 文 献

- 1) たとえば 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 No. 108, 317~326.
- 2) M. L. Williams and G. A. Ellinger, “Investigation of Structural Failures of Welded Ships”, Welding Journal, Oct., 1953, 498~527 s.
- 3) M. E. Shank, “A Critical Survey of Brittle Failure in Carbon Plate Steel Structures Other Than Ships”, Welding Research Council Bulletin Series, No. 17.
- 4) H. R. Gibbs and G. M. Boyd, “Welded Ship Construction-Records of Common Fractures and their Causes”, Feb., 1958.
- 5) E. P. DeGarmo, “Tests of Various Design of Welded Hatch Corners for Ships”, Welding Journal, Feb., 1948, 50~68 s.
- 6) W. R. Campbell, L. K. Irwin and D. C. Duncan, “Stress Studies of Bulkhead Intersections for Welded Tankers”, Welding Journal, Feb., 1952, 68~76 s.
- 7) “溶接構造物の不連続構造端部における形状影響が脆性破壊の発生と伝播に及ぼす影響に関する研究”, 日本造船研究協会報告, No. 32, 14~26.
- 8) W. M. Wilson and C. C. Hao, “Residual Stresses in Welded Structures”, Welding Journal, May, 1947, 295~320 s.
- 9) たとえば A. A. Wells, “The Mechanics of Notch Brittle Fracture”, Welding Research, Apr., 1953, 34~56 r.
- 10) たとえば 寺沢一雄, 大谷碧, 吉田俊夫, 寺井清, “高温予歪が鋼の切欠靱性におよぼす影響”, 造船協会論文集, No. 109, 317~335.
- 11) H. Kihara, K. Masubuchi, T. Kusuda and K. Iida, “Initiation and Propagation of Brittle Fracture in Residual Stress Field”, I. I. W. Doc. X-219-59, 1959.
- 12) 金沢武, 大庭浩, 須清修造, “溶接残留応力が脆性破壊伝播に及ぼす影響について (第2報)”, 造船協会論文集, No. 110, 359~368.
- 13) O. L. Bowie, “Analysis of an Infinite Plate Containing Radial Cracks Originating at the Boundary of an Internal Circular Hole”, Journal of Mathematics and Physics, Vol. 25, Apr., 1956, 60~71.
- 14) 金沢武, 大庭浩, 町田進, “溶接残留応力が脆性破壊伝播におよぼす影響について”, 造船協会論文集, No. 109, 359~369.
- 15) たとえば G. R. Irwin, “Analysis of Stress and Strain Near the End of Crack Traversing a Plate”, Journal of Applied Mechanics, Sept., 1957, 361~364.