(昭和 48 年 11 月日本造船学会秋季講演会において講演)

近接切欠の脆性破壊発生特性 (第 3 報)

正員 永 井 欣 一* 正員 池 田 一 夫**
 正員 岩 田 光 正* 正員 前 中 浩***
 正員 梶 本 勝 也**** 正員 北 村 茂***
 正員 南 渚 夫****

Brittle Fracture Initiation Characteristics of Twin Notches (3rd Report)

by Kin-ichi Nagai, *Member* Kazuo Ikeda, *Member*
 Mitsumasa Iwata, *Member* Hiroshi Maenaka, *Member*
 Katsuya Kajimoto, *Member* Shigeru Kitamura, *Member*
 Nagio Minami, *Member*

Summary

In the previous reports^{1,2)}, the authors have clarified the brittle fracture characteristics of multiple notches arranged in a straight line, in parallel and in parallel staggered in the crosswise direction to load, by tests with mother plate specimens.

On the other hand, however, because defects forming the notches often exist in weld joints in steel structures, residual stress or change in material quality due to the weld will give influence, which are not negligible, upon the brittle fracture characteristics of multiple notches.

In this report, the above mentioned influences are examined with 4 kinds of example representing the defects existing in the weld joints and by conducting two kinds of test, viz. a Moiré test at room temperature and a brittle fracture test at low temperature for these examples.

As a result, it has been made clear that the fracture occurs when a crack opening displacement (Φ) calculated by the following equation has exceeded a critical crack opening displacement (Φ_c).

$$\Phi = f_R \cdot g(\lambda) \cdot \Phi_s = \Phi_c$$

where :

f_R : Coefficient of influence by residual stress.

$g(\lambda)$: Coefficient of interaction effects of notches.

Φ_s : Crack opening displacement at the time when a single notch exists in the mother plate.

The influence of residual stress can be estimated by f_R and the influence by material deterioration can be estimated by the decrease of Φ_c .

1 序 論

複数の切欠が離れて存在する場合はそれぞれの切欠を独立した単一切欠として取扱うことができるが、近接して存在する場合は切欠相互の干渉効果のため単一切欠の場合とは異なった脆性破壊特性を示す。これまでの研

* 広島大学工学部

** (株)神戸製鋼所 構造研究所

*** 船舶技術研究所 船体構造部

**** 三菱重工業(株) 広島研究所

究^{1,2)} 著者らは母材試験片を用いて近接切欠の相互位置関係が異なる場合の脆性破壊特性、すなわち切欠が直線上、並列および階段状に並ぶ場合の切欠間隔の影響、干渉効果についての限界距離および破壊発生応力の推定方法等を明らかにしてきた。

一方、構造物においては切欠となる欠陥は溶接継手に存在することが多い。本報では溶接継手に存在する近接切欠をいくつかのモデルで想定し、溶接残留応力と材質劣化の影響をどのように評価すればよいかを調べた。すなわち、縦継手および横継手に直線切欠あるいは並列切欠が存在する4種類の試験片について、室温でのモアレ法による亀裂開口変位の計測および低温における脆性破壊発生試験を行った。室温におけるモアレ試験では主として溶接残留応力の影響の評価法を検討し、脆性破壊試験により破壊発生応力の推定方法の妥当性を検討した。このほか試験結果を解析する基礎資料を得るため丸棒引張試験、溶接残留応力の計測および切欠先端部材質のシャルピー衝撃試験を行った。

2 溶接継手に存在する近接切欠の取扱い方法

脆性破壊発生特性は一般に応力拡大係数 K あるいは亀裂開口変位 ϕ の限界値、 K_c あるいは ϕ_c を用いて評価するが、残留応力のある場合は K_c をクライテリオンとするのは不適当であることが報告³⁾ されている。また、前報の母材の近接切欠では切欠間断面が全面降伏する場合、破壊応力の推定は ϕ を用いるのが妥当であった。そこで溶接継手に存在する近接切欠の脆性破壊発生特性は ϕ を用いて評価することとした。

溶接継手の近傍は溶接線方向に比較的高い残留応力が存在し、材料の靱性も熱影響部、ボンダ、溶接金属で異なる。したがって切欠が溶接部に存在する場合、溶接線方向と荷重方向および切欠の位置、さらに複数切欠が近接する場合は並び方および間隔により脆性破壊特性が異なる。

脆性破壊発生特性に及ぼす影響因子を溶接残留応力、干渉効果および材質の劣化に大別し、溶接部に存在する近接切欠の亀裂開口変位 ϕ を次式の形で表わす。

$$\phi = f_R \cdot g(\lambda) \cdot \phi_s \leq \phi_c \quad (1)$$

ここに f_R : 残留応力の影響係数

$g(\lambda)$: 切欠の干渉効果係数

ϕ_s : 母材における単一切欠の亀裂開口変位

ϕ_c : 切欠が存在する位置での限界亀裂開口変位 (材料定数)

つまり溶接部に存在する近接切欠の亀裂開口変位 ϕ は母材単一切欠の亀裂開口変位 ϕ_s と残留応力の影響係数 f_R と干渉効果係数 $g(\lambda)$ から求められ、これが材質により定まる限界亀裂開口変位 ϕ_c になれば脆性破壊が発生すると考える。

切欠が十分に離れて干渉効果のない場合はそれぞれの切欠が独立した単一切欠とみなすことができる。したがってこの場合、(1) 式において $g(\lambda) = 1$ とおくと残留応力の影響係数 $[f_R]$ は溶接継手における単一切欠の亀裂開口変位 $\phi_s(W)$ と母材の単一切欠の亀裂開口変位 ϕ_s との比で与えられる。

溶接継手に存在する単一切欠の亀裂開口変位は B. C. S. 理論を拡張した酒井ら⁴⁾ の方法を利用して計算できる。まず溶接継手試験片の残留応力を計測し、計算を容易にするため切欠に直角方向の残留応力分布を矩形型分布に近似する (第1(a)図)。また試験片の切欠を溶接後に加工する場合、切欠長さが長いと切欠加工による残留応力の再配分を無視できない。この再配分後の残留応力の分布は佐藤らの方法⁵⁾ で求めることができ、やはり矩形型分布で近似する (第1(b)図)。後者の場合について第1(b)図の残留応力分布 ($\sigma_1, \sigma_2, 2b$) および試験片の寸法 ($2c, 2h$) をもとに亀裂開口変位は次式で求められる。

第1図 計算に用いる B. C. S. モデル

布に近似する (第1(a)図)。また試験片の切欠を溶接後に加工する場合、切欠長さが長いと切欠加工による残留応力の再配分を無視できない。この再配分後の残留応力の分布は佐藤らの方法⁵⁾ で求めることができ、やはり矩形型分布で近似する (第1(b)図)。後者の場合について第1(b)図の残留応力分布 ($\sigma_1, \sigma_2, 2b$) および試験片の寸法 ($2c, 2h$) をもとに亀裂開口変位は次式で求められる。

$$(i) \quad \sigma_1 + \sigma < \sigma_Y, \quad a < b \quad \text{の場合}$$

$$\left. \begin{aligned} \Phi(x) &= \frac{8h \sin \alpha}{\pi^2 E} (\sigma_Y - \sigma_1) \cdot I(\psi) \\ \sigma &= \frac{2}{\pi} \{ (\sigma_Y - \sigma_1) \cos^{-1}(\sin \psi) \} \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

(ii) $\sigma_1 + \sigma < \sigma_Y$, $a \geq b$ の場合

$$\left. \begin{aligned} \Phi(x) &= \frac{8h \sin \alpha}{\pi^2 E} \{ (\sigma_Y - \sigma_1) \cdot I(\psi) + (\sigma_1 - \sigma_2) \cdot I(B) \} \\ \sigma &= \frac{2}{\pi} \{ (\sigma_Y - \sigma_1) \cos^{-1}(\sin \psi) + (\sigma_1 - \sigma_2) \cos^{-1}(\sin B) \} \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

(iii) $\sigma_1 + \sigma \geq \sigma_Y$, $a \geq b$ の場合

$$\left. \begin{aligned} \Phi(x) &= \frac{8h \sin \alpha}{\pi^2 E} \{ \sigma^* I(\psi) + (\sigma_Y - \sigma_2 - \sigma^*) \cdot I(B) \} \\ \sigma^* &= \frac{2}{\pi} \{ \sigma^* \cos^{-1}(\sin \psi) + (\sigma_Y - \sigma_2 - \sigma^*) \cos^{-1}(\sin B) \} \\ \sigma &= \frac{1}{h} \{ (h - b + c) \sigma^* + (\sigma_Y - \sigma_1) (b - c) \} \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

ここに

$$\begin{aligned} I(Y) &= \int_{\chi}^{\pi/2} \frac{\cos \chi}{\sqrt{1 - \sin^2 \alpha \cdot \sin^2 \chi}} \ln \left| \frac{\sin(\chi + Y)}{\sin(\chi - Y)} \right| d\chi \\ \sin \alpha &= \sin(\pi a / 2h), \sin \chi = \sin(\pi x / 2h) / \sin \alpha \\ \sin B &= \sin(\pi b / 2h) / \sin \alpha, \sin \psi = \sin(\pi c / 2h) / \sin \alpha \\ \sigma &: \text{グロス応力}, \sigma^*: \text{外力による応力}, \sigma_Y: \text{降伏点} \end{aligned}$$

また母材の単一切欠の亀裂開口変位 Φ_s は (2) 式において $\sigma_1 = 0$ とおくことにより計算できる。したがって $[f_R]_s$ は (2), (3) あるいは (4) 式と Φ_s から計算により求めることができる。

つぎに、残留応力の影響がない場合として母材の近接切欠を考える。(1)式において $f_R = 1$ とおくと $[g(\lambda)]_{BM}$ は母材の近接切欠と単一切欠の比、つまり前報における母材の干涉効果係数で与えられる。

溶接継手の近接切欠の脆性破壊発生特性が上記の $[f_R]_s$ と $[g(\lambda)]_{BM}$ を用いてどの程度評価できるかを実験により検討した。まず室温においてモアレ法で亀裂開口変位を計測し、単一切欠試験片で $[f_R]_s$ を求め、(2), (3) および (4) 式の B. C. S. 理論と比較した。同じく近接切欠試験片で $g(\lambda)$ を求め母材の場合と比較した。また低温における脆性破壊試験では切欠先端位置の材料定数 Φ_c を単一切欠試験片で計測し、B. C. S. 理論との比較を試みた。つぎに近接切欠試験片により実験的に得られた破壊発生応力を (1) 式を用いて推定した破壊応力と比較することにより、残留応力の影響係数および干涉効果係数の妥当性を検討した。

3 試 験 方 法

3.1 供試材および試験片

供試鋼は前報と同じ板厚 20 mm の 60 キロ高張力鋼、溶接材料は市販の 60 キロ高張力鋼用サブマージ・アーク溶接材料を使用した。それぞれの化学成分と機械的性質を第1表に示す。

試験片は第2図に示すように、板厚 20 mm (ただしモアレ試験片は表面を鏡面仕上げして格子を焼付けたため板厚 17 mm となった)、幅 400 mm、長さ 500 mm で、溶接部に発生する溶接割れを想定して、図のように6種類の切欠を機械加工によって設けた。

第1表 供試材の化学成分と機械的性質

Material	Brand Name	Chemical Compositions %								Mechanical Properties		
		C	Si	Mn	P	S	Cr	V	Mo	Y. P. kg/mm ²	T. S. kg/mm ²	EL. %
Base Metal	WT 60	.14	.46	1.21	.022	.007	.17	.03	—	58	68	39
Weld Metal	Y-DM YF-15H	.09	.38	1.33	.014	.011	—	—	.49	57	68	24

Details of Notch
第2図 試験片の形状寸法

第2表 試験片の溶接条件

Joint	Groove	Welding Conditions			Heat Input (J/cm)	Preheat Temp (°C)
		Current (A)	Voltage (V)	Speed (cm/min)		
Vertical Weld		650	31	30	40,000	150
Horizontal Weld		650	31	30	40,000	150

まず、同図 (a), (b) は試験結果を解析する上で基礎となる資料を得るために用意した単一切欠試験片である。(a) は溶接の縦割れを想定して横継手のボンド部に長さ $2c=40$ mm の切欠を挿入したもので、以後本試験片を HWS 40 (Horizontal Weldment Single Notch, $2c=40$) とよぶことにする。(b) は溶接の横割れを想定して縦継手に直角に切欠を挿入したもので、以後本試験片を VWS 40 (Vertical Weldment Single Notch, $2c=40$) とよぶ。

近接切欠試験片は上記の縦割れと横割れが直線上および並列に発生した場合を想定して、長さ $2c=40$ mm の2つの切欠を4種類の配置で挿入した。すなわち、同図

(c) は2つの縦割れが横継手のボンド部に直線上に存在する場合で、以後本試験片を HWC 40 (Horizontal Weldment Collinear Notch, $2c=40$) とよぶ。(d) は近接する2つの縦継手のそれぞれに横割れが発生し直線上に存在する場合で、以後 TVWC 40 (Twin Vertical Weldment Collinear Notch, $2c=40$) とよぶ。(e) は横継手に2つの縦割れが並列し、そのうちの1つはボンド部に存在する場合で、以後 HWP 40 (Horizontal Weldment Parallel Notch, $2c=40$) とよぶ。(f) は2つの横割れが縦継手に並列して存在する場合で、以後 VWP 40 (Vertical Weldment Parallel Notch, $2c=40$) とよぶ。

上記の各近接切欠試験片の切欠間距離 l および v は、モアレ試験では代表的なものを選んで干渉効果を検討したが、脆性破壊試験では l および v を種々変化させてその影響を調べた。

試験片の溶接条件を第2表に示す。横継手の場合は切欠を所定のボンド部に挿入しやすくするため I 型開先を採用した。

3.2 試験方法

まず、溶接継手試験片の残留応力の計測は、ゲージ長さ 1 mm の2軸ゲージ (SK-407, ベース長さ 3 mm) の周辺をペンシルグラインダーでグルーブ加工して応力を解放する方法で行った。グルーブの加工は幅 5 mm, 切込み深さ 2 mm とした。

モアレ試験は室温で引張試験によって行い、引張の各段階における亀裂開口変位を計測した。試験片の表面に 500 本/インチのモアレ用平行単線格子を、単線が切欠の長さ方向に一致するように写真食刻法で焼付けた。計測は無負荷の状態で格子を写真撮影して基準格子とする。ついで、引張試験の各応力レベルごとに変形後の格子、すなわち模型格子を上述の基準格子と同じ倍率で写真撮影する。引張試験終了後、撮影された基準格子と模型格子のフィルムを重ね合わせてモアレ縞を得、それから亀裂開口変位を求めた。

脆性破壊試験は、液体窒素を用いて所定の温度に冷却したのち引張試験を行い、破壊発生応力と限界亀裂開口変位を計測した。試験温度は単一切欠試験片については破壊靱性値 ϕ_c および K_{Ic} と温度の関係を求めるために数種に変化させたが、近接切欠試験片については一定温度 (-140°C) にした。限界亀裂開口変位は切欠先端から約 3 mm 内側の位置に 19×4 mm の電極を挿入し、静電容量の変化を測定する方法で計測した。

4 試験結果

4.1 溶接継手の特性

第3図に各試験片の溶接残留応力分布の計測結果を示す。なお同図 (a), (b) には、後述の 5.1 項の考察で用

第3図 溶接継手の残留応力分布および計算に用いるための矩形近似

る。また、2本の縦継手が近接して存在すると(同図(c))溶接線にはさまれた部分は非常に高い引張残留応力場になることがわかる。

つぎに、各試験片に挿入した切欠の先端部に相当する位置の2mm V シャルピー衝撃試験の結果を第4図に示す。縦継手中心から20mm離れた位置における遷移曲線は母材とほぼ同じであるが、横継手のボンド部は高温側に現われた。このことから、VWS 40、TVWC 40およびVWP 40の切欠先端の材質は母材と同等とみなしてよいが、HWS 40、HWC 40およびHWP 40は溶接による材質劣化をきたしているものと思われる。

4.2 モアレ法による亀裂開口変位の測定

引張試験の各段階ごとに亀裂開口変位を計測した結果の一例を第5図に示す。切欠挿入部分には溶接線方向の大きな引張残留応力が存在しているため、切欠を挿入した時点(as Cut)ですでに大きな亀裂開口変位 ϕ_R が生じている。その後荷重を負荷すると亀裂開口変位 ϕ_A は増大していく。従来、溶接部の問題にC.O.D.理論を適用するにあたっては“破壊時の温度での負荷によって生じる ϕ_A のみが破壊に寄与する”と仮定され、初期亀裂開口変位 ϕ_R は一般に切捨てられている。モアレ試験で計測した各試験片の ϕ_R を比較してみると、縦継手に直角に挿入した切欠の ϕ_R はいずれも大きく、なかでも溶接線方向の引張残留応力値が大きく、その分布領域も広いTVWC 40が最大値を示した。これに対し、横継手に平行に挿入した切欠の場合には溶接線に直角方向の引張残留応力が小さいため、 ϕ_R はほとんど生じなかった。

第4図 試験片切欠先端部材質の衝撃特性

いる矩形型に近似した残留応力分布を示している。試験片によって多少の差はあるが、縦継手の溶接線方向には約40 kg/mm²程度、横継手の溶接線直角方向には約10 kg/mm²程度の引張残留応力が存在してい

第5図 亀裂開口変位の計測結果の一例 (VWS 40)

第6図 負荷亀裂開口変位と応力比の関係（横継手に存在する切欠）

第7図 負荷亀裂開口変位と応力比の関係（縦継手に存在する切欠）

第8図 単一切欠の破壊発生応力と温度の関係

第7図において、BMS 40 に比べて VWS 40 の Φ_A が大きいのは負荷応力に溶接線方向の大きな引張残留応力が重畳するためであり、さらに TVWC 40 の Φ_A が大きいのは残留応力の他に切欠干渉効果が重畳するためと考えられる。また VWS 40 に比べて VWP 40 の値が小さくなるのは切欠の干渉効果によるものである。

4.3 脆性破壊試験結果

4.3.1 単一切欠

BMS 40, HWS 40 および VWS 40 の脆性破壊発生応力と温度の関係を第8図に示す。同一温度で各試験片の破壊発生応力を比較すると BMS 40 が最も高く、ついで HWS 40, VWS 40 の順に低くなっている。このように溶接部に存在する切欠の破壊発生応力が低下する原因は、HWS 40 はボンド部の材質劣化、VWS 40 では溶接線方向の高い引張残留応力によるものであり、とくに溶接残留応力が脆性破壊強度に及ぼす影響が大きいことがわかる。

つぎに、第8図に示した破壊発生応力から破壊靱性値 K_{IC} を求め、絶対温度の逆数との関係で示すと第9図のようになる。VWS 40 についてはすでに基礎試験で明らかにしたように（第4図参照）、切欠先端部の材質は溶

第9図 破壊靱性値と温度の関係

接によりほとんど変化していないため、 K_{IC} 値はほぼ母材と同等と考えるべきである。したがって BMS 40 と VWS 40 の K_{IC} 値の差は残留応力の影響による低下と評価すべきである。HWS 40 については残留応力の影響は小さく、BMS 40 と HWS 40 の K_{IC} 値の差はボンド部の材質劣化と評価してよい。

静電容量の変化により計測した限界亀裂開口変位 ϕ_c と絶対温度の逆数の関係を第10図に示す。なお、同図には B. C. S. モデルによる理論式を用いて求めた BMS 40 および HWS 40 の ϕ_c の値をそれぞれ実線と破線で示した。図から、VWS 40 の ϕ_c の実測値は BMS 40 のそれとはほぼばらつきの範囲で一致していることがわかる。これは従来から溶接部の問題に適用されていた“負荷によって生ずる亀裂開口変位 ϕ_A のみが破壊に寄与する”という C. O. D. 仮説の妥当なことを裏付ける結果といえる。これに対して HWS 40 の場合、当然のことながら切欠存在部の材質が劣化しているため、 ϕ_c 値は母材より低くなっている。また、BMS 40 および VWS 40 の実測値は B. C. S. モデルによる切欠先端の ϕ_c 値と比較的よく一致している。ここでは近接切欠試験の試験温度、 -140°C での ϕ_c 値として理論値から求められる $\phi_c \doteq 0.07 \text{ mm}$ 、 $\phi_c \doteq 0.03 \text{ mm}$ を採用し、近接切欠の限界亀裂開口変位と比較検討することにした。

4.3.2 等長直線切欠

HWC 40 および TVWC 40 の破壊発生応力と切欠間距離 l の関係を第11図に示す。なお参考のため BMS 40 の値を破線で示す。また、鎖線は 5.2 項で後述する方法で推定したそれぞれの破壊発生応力を示す。HWC 40 および TVWC 40 の破壊発生応力が母材に比べて低いのは、前者の場合ボンド部の材質劣化、後者は溶接残留応力の影響によるものである。しかし両者とも切欠間距離 l が小さくなるほど破壊発生応力が低下しており、この傾向は母材の場合と一致する。

つぎに、限界亀裂開口変位の計測結果について述べる。限界亀裂開口変位は2つの切欠の各切欠先端近傍で計測したが、おおむね内側先端の値が外側の値より大きく、前報の母材試験結果と同様に破壊は内側切欠先端から発生したと考えられる。そこで HWC 40 および TVWC 40 について、内側切欠先端の計測値をとり切欠間距離 l との関係を第12図に示す。計測値にばらつきがみられるが、HWC 40 については l がごく小さいもの以外は

第10図 限界亀裂開口変位と温度の関係

第11図 等長直線切欠の破壊発生応力と切欠間距離の関係(試験温度 -140°C)

第12図 等長直線切欠の限界亀裂開口変位と切欠間距離の関係 (試験温度 -140°C)

第13図 等長並列切欠の破壊発生応力と切欠間距離の関係 (試験温度 -140°C)

第14図 等長並列切欠の限界亀裂開口変位と切欠間距離の関係 (試験温度 -140°C)

40の破壊発生応力を破線で、後述するHWP40およびVWP40の推定曲線をそれぞれ鎖線で示す。HWP40およびVWP40の破壊発生応力は切欠間距離 v が小さくなると上昇する傾向にあり、母材の傾向と一致している。また両者の破壊応力レベルが母材より低いのは、前述の等長直線切欠の場合と同様に、HWP40の場合はボンド部の材質劣化、VWP40は溶接残留応力の影響によるものである。

つぎに、破断した切欠の Φ_c を平均して v との関係を第14図に示す。実測値のばらつきは大きい、 v が小さくなると増大する傾向を示す。この傾向は前報の母材試験片の並列切欠の場合と同じく、“ Φ_c が一定で破壊が発生する”とするC.O.D.仮説と相違する。

試験片の破断状況はHWP40の場合、靱性値の低いボンドの切欠から破断し、亀裂はボンド部に沿って直進している。VWP40の場合は $v=10, 20\text{ mm}$ の試験片ではそれぞれの切欠から発生した亀裂が交わって破断したが、 v が 30 mm 以上の試験片では一方の切欠から亀裂が発生し、他方の切欠に無関係に伝播・破断した。この傾向は母材の場合と一致している。

ほぼ一定であり、単一切欠のHWS40と同様 $\Phi_c \approx 0.03\text{ mm}$ で破壊すると考えられる。TVWC40については切欠間距離が増大するにつれて実測値は実線のように増大するが、BMS40の鎖線($\Phi_c \approx 0.07\text{ mm}$)より低い。これは2本の縦継手にはさまれた切欠先端近傍が、高い引張残留応力のため切欠挿入時に予荷重効果⁴⁾を受けたものか、あるいは溶接線直角方向の残留応力が比較的高い($l=160\text{ mm}$ では 10 kg/mm^2 程度であるが $l=10\text{ mm}$ では 30 kg/mm^2 であった。)のために拘束の影響を受けたものと思われる。

亀裂伝播経路についてはHWC40の外側切欠先端からの亀裂が、溶接線方向の高い残留応力の影響のためボンド部をはずれ母材の方に曲ったが、切欠間断面では l が大きくなってもボンドに沿って破断した。TVWC40は亀裂が直進する傾向を示した。

4.3.3 等長並列切欠

HWP40およびVWP40の破壊発生応力と切欠間距離 v の関係を第13図に示す。また、同図にはBMP

第15図 単一切欠の亀裂開口変位の実測値と計算値の比較

第16図 単一切欠の残留応力の影響係数と応力比の関係

5 考 察

5.1 亀裂開口変位挙動

溶接部に存在する切欠は第6図および第7図に示したように溶接残留応力の影響を受けた亀裂開口変位挙動を示す。第15図は今回使用した単一切欠試験片(HWS 40 および VWS 40)について、外応力と亀裂開口変位の関係を2項で述べた方法で計算し、モアレ試験による実測値と比較して示したものである。なお計算にあたっては残留応力分布を第3(a)図および第3(b)図に鎖線で示すような矩形型分布に近似した。HWS 40 および VWS 40 のいずれについても B.C.S. モデルによる値がモアレ試験による実測値よりやや大きい値を示している(ここには示していないが切欠先端から5mm内側で比較すれば両者の値は非常によく一致する)。これらの傾向は前報で明らかにしたように切欠が母材に存在する場合と全く一致するものである。切欠先端における拘束状態が計算に用いた平面応力状態と多少異なることに起因するものと考えられる。そこで母材について求めた切欠先端における亀裂開口変位の計算値と実測値の関係をを用いて、B.C.S. モデルによる計算値を修正すると、鎖線のように両者の値はよく一致するようになる。

つぎに、残留応力の影響係数 $[f_R]_s$ を第16図に示す。室温については第15図をもとに、低温については温度が変化しても残留応力分布は室温と同じで降伏点のみが変化すると仮定し、B.C.S. モデルによって計算した。モアレ試験の結果と B.C.S. モデルによる室温での計算結果はほぼ一致した傾向を示している。縦継手に直角に切欠が存在する場合(VWS 40)の f_R は荷重応力が上昇し、降伏が進むにつれて徐々に小さくなっており、応力レベルが低いときに残留応力の影響が大きいことがわかる。また温度が低下して材料の降伏点に対する残留応力値の割合が小さくなるに従って f_R は小さくなる。横継手のボンド部に切欠が存在する場合(HWS 40)は溶接線に直角な引張残留応力は小さいため、 f_R は小さく今回の脆性破壊試験温度 -140°C では $f_R \approx 1$ として残留応力の影響はほとんど無視できるようである。

第17図 干渉効果係数と応力比の関係

溶接部に近接切欠が存在する場合は溶接残留応力の他に切欠の干渉効果の影響が重畳した亀裂開口変位挙動を示す。4.2 項で示したモアレ試験の結果から溶接継手に存在する近接切欠の干渉効果係数を求め第17図に示す。すなわち第6図の HWP 40 と HWS 40, 第7図の VWP 40 および TVWC 40 と VWS 40 の各応力レベルにおける亀裂開口変位の比としてそれぞれ求めた。また同図には前報の母材における干渉効果係数を比較のために示した。VWP 40 の干渉効果係数 $g(\lambda)$ は同一切欠配置の母材のそれとほぼ等しいが, TVWC 40 および HWP 40 は幾分異なった値を示している。VWP 40 においては切欠挿入前後の残留応力分布が VWS 40 とほとんど変わらないと考えられるので, $g(\lambda)$ は母材とほぼ同じ値になっている。TVWC 40 は残留応力分布が VWS 40 よりも大きく, また広範囲であるために図示された $g(\lambda)$ には切欠の干渉効果の他に残留応力の差異による影響が加わっており, 母材試験による切欠の純粋な干渉効果よりも大きな値になっているものと考えられる。また, HWP 40 は残留応力の影響はほとんどないので $g(\lambda)$ は母材のそれとほぼ等しくならなければならないはずである。第6図で説明したようにボンド部と溶接金属の機械的性質の不均一によると思われる特異な亀裂開口挙動のため, 母材の $g(\lambda)$ と異なった値を示している。

5.2 破壊発生応力の推定

2 項で溶接継手に存在する脆性破壊発生特性を評価する方法として (1) 式を挙げた。そして (1) 式左辺の亀裂開口変位 ϕ については 5.1 項で考察し, 右辺の限界亀裂開口変位 ϕ_c については 4.1 項でその値を示した (第10図)。本項では (1) 式を用いて推定した破壊発生応力を脆性破壊試験結果と比較することにより考察してみる。

5.2.1 等長直線切欠

横継手のボンド部に等長直線切欠が存在する場合 (HWC 40) の破壊発生応力を求めてみる。この場合, 5.1 項で明らかにしたように溶接線に直角の残留応力は小さく, (1) 式における残留応力の影響係数 f_R は 1 とみなせる。また干渉効果係数 $g(\lambda)$ として母材のものを用いると破壊条件式は次式で表わされる。

$$\phi(\text{HWC 40}) = [g(\lambda)]_{BM} \cdot \Phi_s = \Phi_c \quad (5)$$

右辺の限界亀裂開口変位は, 材質劣化をきたしているボンド部に挿入されているので, 第10図から試験温度 -140°C における Φ_c として, $\Phi_c = 0.03 \text{ mm}$ を用いて破壊発生応力を求めると第11図の曲線のようになる。推定破壊応力は実験値とよく一致している。

2 つの縦継手に等長直線切欠が存在する場合 (TVWC 40) の破壊発生応力を求める。この場合縦継手は 2 つ

第18図 TVWC 40 の破壊発生応力推定曲線

あるため, とくに継手が近接して存在するとその残留応力分布は 1 つの縦継手のそれとは異なった分布形態を呈する (第3図参照)。また第12図に示したように限界亀裂開口変位 Φ_c も一定ではなく, 切欠間距離 l が小さくなるに従い低下する傾向にある。ここではそのような影響を無視し f_R として第16図に示した -140°C における縦継手の値 (以後この値を $f_R(\text{VWS})$ とよぶ) をとり, また Φ_c として母材の値 (第10図から $\Phi_c = 0.07 \text{ mm}$) をとり次式に示す破壊条件式を用いて破壊発生応力を求めてみると第18図の実線で示す曲線になる。

$$\phi(\text{TVWC 40}) = f_R(\text{VWS}) \cdot [g(\lambda)]_{BM} \cdot \Phi_s = \Phi_c \quad (6)$$

切欠間距離が大きい所では, おおのこの継手が示す残留応力分布が 1 つの縦継手のそれとほぼ等しく, f_R として $f_R(\text{VWS})$ を用いても問題がないことおよび Φ_c も母材の値に近い値を示すため推定曲線は実験値とばらつきの範囲で一致している。しかし切欠間距離が小さくなると, もはや縦継手の近接による残留応力分布の影響と Φ_c の低下の影響は無視できなくなり, 上記推定曲線は破壊発生応力を高く見積りすぎる結果となる。そこで (6) 式右辺の Φ_c として第12図に示した Φ_c と l の関係を用いて, 破壊発生応力を求めてみると第18図の破線になる。推定曲線は実験値にかなり近づくが, それでもなお破壊発生応力を高く見積る傾向にあり, さらに残留応力分布の影響を考慮せねばならぬことがわかる。すなわち, 継手がある程度以上近接すると TVWC 40 の f_R (以後 $f_R(\text{TVWC})$ とよぶ) は $f_R(\text{VWS})$ で近似できなくなり, 次の破壊条件式によらなければならない。

$$\phi(\text{TVWC 40}) = f_R(\text{TVWC}) \cdot [g(\lambda)]_{BM} \cdot \Phi_s = \Phi_c \quad (7)$$

今回の試験では継手の近接度と f_R (TVWC) の関係を定量的に求め得なかったので、以下のようにしてその関係を概算してみた。まず、第3(a)図に示した残留応力の計測結果から溶接線方向の残留応力は縦継手の中心から両側 50 mm までは引張残留応力を示すことに注目し、2つの縦継手間隔が 100 mm 以内 (l として 60 mm 以下) になると引張残留応力が重畳するために f_R (TVWC) は f_R (VWS) より大きくなると仮定する。つぎに、第7図に示したモアレ法による亀裂開口変位の計測結果から、 $l=10$ mm における f_R (TVWC) を算定し、破壊発生応力を求めてみると第18図中▲印の値が得られる。図に鎖線で示すように、上述の仮定から $l=60$ mm における A 点と $l=10$ mm における▲印を直線的に結んで近似したものが(7)式による破壊発生応力曲線とみなす。この推定曲線は実験値を安全側に見積ったものとなっている。

5.2.2 等長並列切欠

縦継手に等長並列切欠が存在する場合 (VWP 40) の破壊発生応力を求めてみる。この場合 f_R としては f_R (VWS) をとればよいので破壊条件式は次式で表わされる。

$$\Phi(\text{VWP 40}) = f_R(\text{VWS}) \cdot [g(\lambda)]_{BM} \cdot \Phi_s = \Phi_c \quad (8)$$

等長並列切欠の場合、切欠が近接すると Φ_c が上昇するので、右辺の Φ_c として第14図に示した Φ_c と v の関係を用いて破壊発生応力を求めると第13図の鎖線で示す曲線のようにになる。実験結果にはばらつきの大きいものもあるが推定破壊応力は実験値と比較的によく一致している。

つぎに、横継手に等長並列切欠が存在する場合 (HWP 40) の破壊発生応力を求めてみる。この場合、溶接線に直角の残留応力は小さく、残留応力の影響係数は $f_R=1$ とみなせ、また先に述べた機械的性質の不均一性によると思われる特異な亀裂開口変位挙動を無視すると破壊条件式は次式で表わされる。

$$\Phi(\text{HWP 40}) = [g(\lambda)]_{BM} \cdot \Phi_s = \Phi_c \quad (9)$$

右辺の Φ_c として第14図の関係を用いて破壊発生応力を求めると第13図の鎖線で示す曲線のようにになる。VWP 40 の場合と同様に推定曲線は実験値と比較的によく一致している。

以上述べたように、溶接継手に近接切欠が種々の配置で存在する場合の破壊発生応力は、切欠の干渉効果の他に溶接残留応力と材質劣化の影響を考慮して、(1)式を基礎とする(5)～(9)式を用いて計算により推定可能である。すなわち、溶接部に存在する近接切欠の破壊発生応力は、母材のそれに比べて溶接残留応力と材質劣化分だけ低下し、さらに切欠の近接度に応じて母材のそれと同様な干渉効果を受けるものと考えてよい。したがって切欠の干渉効果についての限界切欠間距離は、前報で明らかにした母材のそれとほぼ同じであるとみることができ

6 結 論

横継手および縦継手の溶接部に存在する近接切欠の脆性破壊発生特性を室温におけるモアレ試験と低温における脆性破壊試験によって調べた結果、次の結論を得た。

- 1) 溶接継手に存在する近接切欠の脆性破壊発生応力は単一切欠の残留応力の影響係数 $[f_R]_s$ および母材の干渉効果係数 $[g(\lambda)]_{BM}$ を用い、母材の単一切欠の亀裂開口変位 Φ_s からほぼ推定できる。
- 2) 近接した縦継手 (TVWC 40) の場合の干渉効果係数は母材のそれと傾向を異にした。このため前項の応力推定方法は適用できない。
- 3) 単一切欠について、モアレ試験から求めた残留応力の影響係数は残留応力を考慮した B.C.S. モデルによる計算結果と比較的によく一致する。
- 4) 限界亀裂開口変位 Φ_c は横継手等長直線切欠 (HWC 40) の場合ほぼ一定となる。横継手並列切欠 (HWP 40) および縦継手並列切欠 (VWP 40) の場合は母材並列切欠の場合と同様に切欠が近づくと上昇する傾向にある。また近接縦継手直線切欠 (TVWC 40) の場合は切欠が近づくと Φ_c は低下する。
- 5) 横継手と平行な切欠が存在する横継手等長直線切欠 (HWC 40) および横継手並列切欠 (HWP 40) は残留応力の影響が小さく、切欠位置の材質変化を考慮すれば、その脆性破壊発生特性は母材と同様に取扱うことができる。
- 6) 縦継手と直交した切欠が存在する縦継手並列切欠 (VWP 40) および近接縦継手直線切欠 (TVWC 40) は、残留応力の影響を考慮すれば、その脆性破壊発生特性は母材と同様に取扱うことができる。

謝 辞

本研究に対して、造船学会溶接委員会第 1 分科会主査金沢武教授をはじめ各委員、船体構造委員会西部地区部会の委員各位に貴重な討論を賜った。研究の遂行にあたっては船舶技術研究所船体構造部安藤部長、三菱重工業(株)広島研究所西尾室長に終始ご支援をいただいた。ここに深く謝意を表します。また実験の遂行にあたりご協力いただいた広島大学工学部倉沢技官ならびに田中技官、船舶技術研究所船体構造部佐久間技官ならびに小島氏および三菱重工業(株)広島研究所の岡本氏ならびに広実氏に感謝します。

参 考 文 献

- 1) 池田一夫, 前中 浩, 北村 茂: 近接切欠の脆性破壊発生特性 (第 1 報), 日本造船学会論文集第 129 号 (昭和 46 年) p. 257.
- 2) 永井欣一, 池田一夫, 岩田光正, 前中 浩, 梶本勝也, 北村 茂, 南 渚夫: 近接切欠の脆性破壊発生特性 (第 2 報), 日本造船学会論文集第 132 号 (昭和 47 年) p. 405.
- 3) 金沢 武, 三村 宏, 町田 進, 宮田隆司, 荻原行人: 脆性破壊発生 of クライテリアに関する考察, 日本造船学会論文集第 129 号 (昭和 46 年) p. 237.
- 4) 酒井啓一, 飯野 暢: きれつの変位挙動と脆性破壊の発生, 日本造船学会論文集第 127 号 (昭和 45 年) p. 227.
- 5) 佐藤邦彦, 豊田政男: 溶接継手の脆性破壊強度におよぼす残留応力と材料の力学的特性の影響, 日本造船学会論文集第 131 号 (昭和 47 年) p. 355.