

(昭和 57 年 5 月 日本造船学会春季講演会において講演)

# 構造的応力集中部における脆性破壊 発生特性について (第 3 報)

正員 永 井 欣 一\* 正員 矢 島 浩\*\*  
 正員 梶 本 勝 也\*\*\* 正員 日 野 隆 博\*\*  
 小 澤 厚 夫\*\*\*\* 佐 伯 輝 夫\*\*\*

On the Characteristics of Brittle Fracture Initiation in a Structurally  
 Stress Concentrated Region (3rd Report)

by Kin-ichi Nagai, *Member* Hiroshi Yajima, *Member*  
 Katsuya Kajimoto, *Member* Takahiro Hino, *Member*  
 Atsuo Ozawa Teruo Saeki

## Summary

For establishing a method of evaluating quantitatively the brittle fracture strength in structural stress concentrated regions, a series of researches are being conducted. In the researches so far carried out, a study intended for "through the thickness flaws" has been progressed, mainly with mild steels.

In actual structures, however, various kinds of steel plates are used, and in many cases, the "part-through the thickness flaws" are the object of evaluation.

In this research, a study similar to the one explained in the previous report was carried out about 80 kgf/mm<sup>2</sup> high strength steel which differs largely, in plastic deformation characteristics, as compared with the mild steel, and furthermore, consideration is made on a strength evaluation method for the surface notch, as a typical example of the "part-through the thickness flaws".

## 1 緒 言

各種溶接構造物に発生した脆性破壊事故の多くは、構造的な不連続部などの応力集中の高い個所から生じている。したがって、脆性破壊事故の予防は勿論のこと、合理的な設計、工作、検査のうえからも、応力集中部に存在する欠陥による脆性破壊強度を定量的に評価する方法を確立する必要がある。

このような見地から、先に一連の研究に着手し、まず人工切欠きとして亀裂状スリットを構造的応力集中部に設けた小型構造模型体について COD 概念を適用した基礎的解析を行い、無次元化表示法による低温の COD 挙動の推定法<sup>1)</sup> および BCS モデルを適用した COD 計算法<sup>2)</sup> が応力集中部に存在する欠陥の脆性破壊強度を評価

するうえで有効な手法になりうることを示した。

次いで、実用構造物には近い大型の構造模型体による試験を行って検討し、構造的応力集中に溶接残留応力、材質劣化などの影響が重畳する場合にも上述の強度評価法が問題なく適用できることおよび構造的応力集中部においても平板の場合と同様に COD と作用ひずみの間には線形関係が認められることを明らかにするとともに、その評価ひずみの取り方について一試案を示した<sup>3),4)</sup>。

以上、これまでの研究は主として軟鋼材を対象とし、板厚貫通欠陥について検討してきた。しかし、現実の構造物には各種の鋼材が使用されており、安全評価の対象となる欠陥としては板厚非貫通欠陥である場合が多い。そこで、本報では軟鋼材に比べて塑性変形特性の大きく相違する 80 キロ級高張力鋼について前報と同様な検討を行うとともに、板厚非貫通欠陥の代表例として表面切欠きの強度評価法について考察を加えた。

\* 広島大学工学部

\*\* 三菱重工業(株)長崎研究所

\*\*\* 三菱重工業(株)広島研究所

\*\*\*\* 三菱重工業(株)広島造船所

Table 1 Chemical composition and mechanical properties

| Kind of steel | Thickness (mm) | Chemical composition (%) |      |      |       |       |      |      |      |      |      |      | Mechanical properties            |                                  |           |
|---------------|----------------|--------------------------|------|------|-------|-------|------|------|------|------|------|------|----------------------------------|----------------------------------|-----------|
|               |                | C                        | Si   | Mn   | P     | S     | Cu   | Ni   | Cr   | Mo   | V    | B    | $\sigma_y$<br>kg/mm <sup>2</sup> | $\sigma_B$<br>kg/mm <sup>2</sup> | EI<br>(%) |
| HT80          | 20.0           | 0.10                     | 0.26 | 0.67 | 0.010 | 0.001 | 0.16 | 1.08 | 0.48 | 0.42 | 0.04 | 0.01 | 82                               | 88                               | 35        |

## 2 供試試験体および試験方法

### 2.1 供試材

供試材は構造用の 80 キロ級高張力鋼で、その化学成分と機械的性質は Table 1 に示すとおりである。

### 2.2 供試試験体

供試試験体の形状寸法を Fig. 1 にまとめて示す。

図中 (a) は構造試験体の脆性破壊発生特性との比較のために用意した母板平板試験体で、以後 PS 試験体と呼ぶことにする。

図中 (b) が本報において試験対象とした構造試験体で、前報<sup>3)</sup>に用いた 3 種類の大型構造模型体のうち Type BA に相当し、以後 BA 試験体と呼ぶ。すなわち、スチフナを平板の表裏両面の片方にだけ被覆アーク溶接によって接合し、スチフナを通して平板に荷重が伝達される構造で構造的応力集中を生じるようになっている。その構造的応力集中率  $K_t$  (スチフナ先端部に作用する荷重方向のピーク応力を平板部に作用するグロス応力で除したものの) は前報<sup>3)</sup>の弾性有限要素法による解析結果では 2.32 となる。

以上に述べた平板試験体の中央部および構造試験体のスチフナ先端の平板部には、Fig. 2 に示すように前報と同様の長さ  $2c=40\text{ mm}$  の板厚貫通切欠きのほかに、長さ  $2c=50.8\text{ mm}$ 、深さ  $a=10\text{ mm}$  の表面切欠きを機械加工によって設けた (切欠きの先端幅はそれぞれ 0.2 mm としている)。

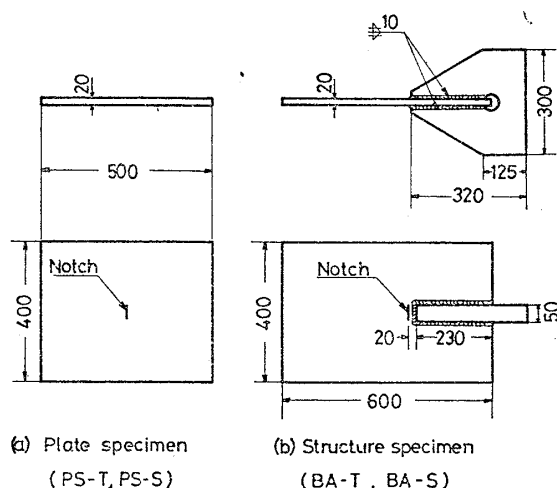


Fig. 1 Shapes and dimensions of test specimens

なお、各試験片の切欠きを示す記号として前者には T を、後者には S を付して区別した。また、これら機械切欠きと比較検討するために、疲労亀裂を挿入した試験体も数体用意した。

また、構造試験体の切欠きは平板とスチフナの溶接を行ったのちに設けた。

### 2.3 試験方法

#### (1) 室温の引張試験

まず、切欠きのない構造試験体について室温で引張試験を行い、ひずみゲージにより切欠きを設ける位置近傍のひずみを計測した。

次いで、機械切欠きを設けた試験体については、前報<sup>3)</sup>と同様に切欠きをはさんで標点距離が 10 mm となるようにコンタクトボールを打ち込み、切欠きの長さ方向の各位置における切欠き開口量を押当式機械ひずみ計によって各荷重段階ごとに計測した。

他方、本報で新たに試験対象とした表面切欠き付き試験体については、前報<sup>3)</sup>と同様にシリコンゴムキャスティング法によって、切欠き先端部の開口量を直接計測することを試みた。

#### (2) 低温破壊試験

切欠きを設けた試験体について、試験温度を種々に変えて破壊試験を行い、破壊応力および切欠き開口量を計測した。なお、切欠き開口量の計測は、リング型クリッ

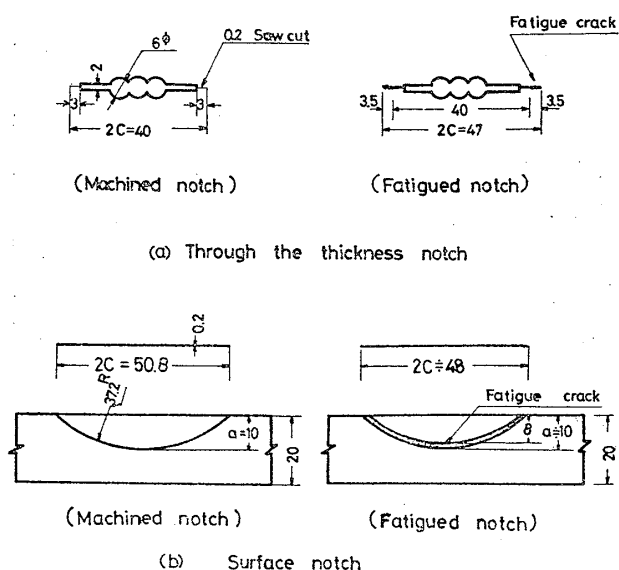


Fig. 2 Detail of notches

ブゲージを用いて、板厚貫通切欠きについては切欠き長さの中央位置の表裏両面で、表面切欠きについては切欠きのある側の面の中央位置で行った。

### (3) 三点曲げ COD 試験

平板試験体と構造試験体の限界 COD の相関をみるために BSI-DD 19 に準拠した試験体と同じ厚さの試験片による三点曲げ COD 試験を行った。なお、切欠き先端は大型試験体に挿入した切欠き形状に合わせて、切欠き先端半径 0.1 mm の機械切欠きままのものと、さらに疲労亀裂を設けたものの 2 種類を用意した。前報<sup>3)</sup>の軟鋼材による試験の場合、溶接のままの試験体については、残留応力場に切欠きを設けることになるので、切欠き加工時にその先端部は塑性変形を受け、ひずみ時効によってかなり脆化する現象が認められた。しかし、本報で供試した 80 キロ級高張力鋼の場合はそのようなひずみ時効は受け難いと考えられるので、構造試験体の切欠き先端部の塑性ひずみを再現した三点曲げ COD 試験は実施しなかった。また表面切欠きの場合には亀裂は板厚方向に進展すると考えられるが、本供試鋼の場合、方向性による靱性の差異が少ないことがあらかじめ判明していたので\*、表面切欠きの亀裂の進展方向に合わせた三点曲げ COD 試験は実施しなかった。

## 3 試験結果

### 3.1 切欠き先端近傍の変形挙動の解析

シリコンゴムキャスト法により、機械表面切欠きの最深部の変形挙動を解析した一例を Fig. 3 に示す。作用応力の増大とともに切欠き開口量は大きくなり、ついには延性亀裂が発生、成長する。ここでは前報<sup>3)</sup>と同様に、延性亀裂の発生に関係なく、切欠き上下面の直線

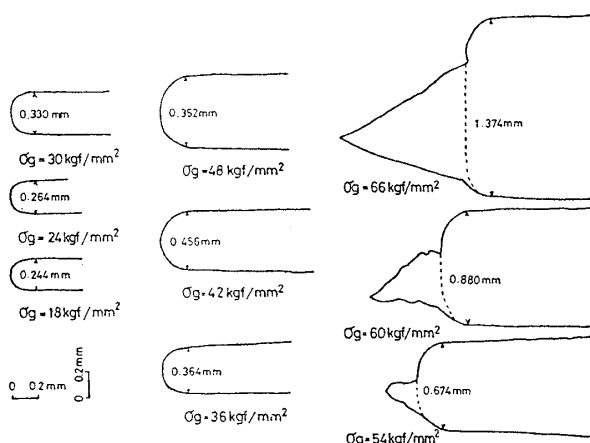


Fig. 3 Examples of notch tip profiles measured with silicon rubber casting method (BA-S specimen)

\* 板厚方向の靱性はシャルピー試験によって圧延方向の靱性とほとんど等しいことをあらかじめ確認している。

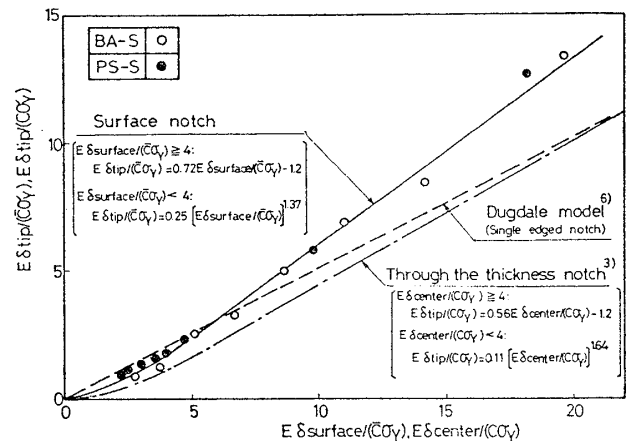


Fig. 4 Calibration curve for estimation of notch tip COD

部と切欠き先端の円弧部が交わる位置における変位から初期切欠き幅を引いたものを切欠き先端開口量と定義した。

Fig. 4 はこのようにして求めた表面切欠き最深部の切欠き先端開口量  $\delta_{tip}$  と表面の開口量  $\delta_{surface}$  をそれぞれ図の両座標に示すように無次元化して両者の関係を示したものである。なお、無次元化に用いた切欠き寸法  $\bar{c}$  としては、表面切欠き最深部の  $K_I$  値を Newman ら<sup>5)</sup>の解析結果を用いて求め、これと等価な  $K_I$  値を与える板厚貫通欠陥寸法に置き換えたものを便宜的に用いた。また、図中には佐藤ら<sup>6)</sup>が Dugdale モデルを適用して求めた片側切欠き材の全面降伏時の  $\delta_{tip}/\delta_{surface}$  の関係を点線で、前報<sup>3)</sup>の軟鋼材の試験においてシリコンゴムキャスト法によって求めた板厚貫通切欠きの先端開口量  $\delta_{tip}$  と中央位置の開口量  $\delta_{center}$  の関係を 1 点鎖線でそれぞれ示している。

表面切欠きにおいても板厚貫通切欠きの場合と同様に、 $\delta_{tip}$  と  $\delta_{surface}$  の間には一定の関係が認められ、その関係は構造試験体 (図中○印) と平板試験体 (図中●印) でほとんど有意差が認められない。また、本報で採用したように、切欠き深さに比べて長さのある程度長い表面切欠きに対しては、佐藤ら<sup>6)</sup>がすでに指摘しているように Dugdale モデルによる  $\delta_{tip}/\delta_{surface}$  の関係式を用いて  $\delta_{tip}$  を近似的に推定できることを同図は示している。

なお、ここではとくに測定データを示さないが、押当式機械ひずみ計により板厚貫通切欠きの  $\delta_{tip}$  と  $\delta_{center}$  の関係を求めた結果は、前報<sup>3)</sup>に示した軟鋼材のそれとほぼ一致していた。したがって、板厚貫通切欠きの場合には、前報に求めた  $\delta_{tip}$  と  $\delta_{center}$  の関係式がそのまま HT 80 に対しても適用できることがわかった。

以上に述べたことから、後述の低温破壊試験においてはクリップゲージを用いて測定した  $\delta_{surface}$  あるいは

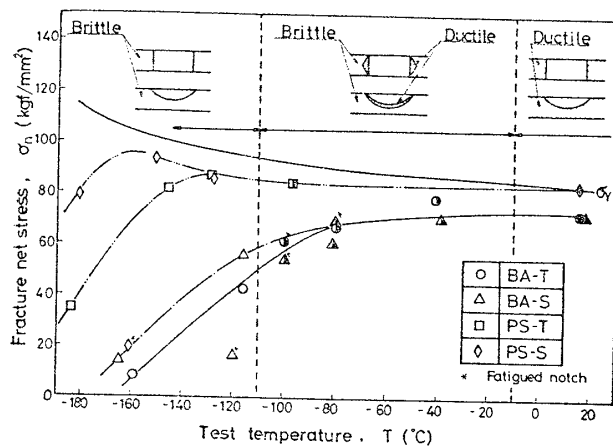


Fig. 5 Fracture stress in plate specimen and structure specimen at various temperature

$\delta_{center}$  から  $\delta_{tip}$  への換算を Fig. 4 の図中に示す関係式を用いて行うこととした。

### 3.2 低温破壊試験

低温破壊試験で得られた各試験体の脆性破壊発生応力（ネット応力）と温度の関係を Fig. 5 に示す。なお、図中にはマクロ的にみた破壊様式の遷移範囲が示してある。

3.1 項で述べた方法によって表面切欠きを等価な板厚貫通切欠きに換算したときの切欠き長さは  $\bar{c}=12.84\text{mm}$  となり、板厚貫通切欠きの長さ ( $c=20\text{mm}$ ) に比べると小さくなることがわかった。したがって、表面切欠き付き試験体（図中 BA-S および PS-S）は板厚貫通切欠き付き試験体（図中 BA-T および PS-T）に比べて遷移曲線はより低温側に位置しており、同図によって上記の板厚貫通切欠きへの換算の妥当性が了解できる。

また、図中には疲労切欠きの試験結果を \* 印で付して示しているが、切欠きからただちに脆性破壊を生じる温度領域（図中白抜きの記号）では機械切欠きに比べて破壊応力は大きく低下する傾向にあるのに対し、延性亀裂を伴う温度領域（図中半黒の記号）では両者の破壊応力にはほとんど有意差は認められない。

次に、低温破壊試験において実測した各試験体の限界 COD すなわち  $\delta_c$  と温度の関係を機械切欠きと疲労切欠きについてそれぞれまとめて Fig. 6 および Fig. 7 に示す。なお、図中には三点曲げ COD 試験結果も併せて示してある。

構造試験体、平板試験体および三点曲げ COD 試験片による  $\delta_c$  は、高温側の試験結果において構造試験体の  $\delta_c$  が三点曲げ COD 試験片のそれに比べて若干高い値を示すもの（とくに Fig. 7 の疲労切欠きの場合に顕著）がみられるが、低温側では三者の  $\delta_c$  はほぼ同一の温度依存性を示しているとみることができる。

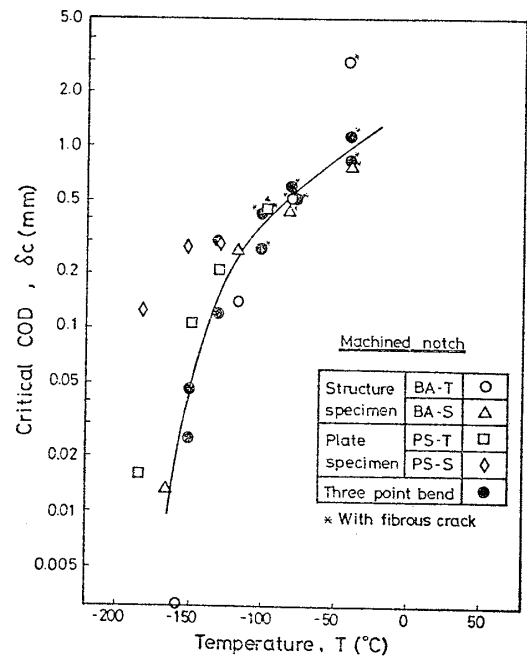


Fig. 6 Relation between critical COD and temperature for machined notched specimens

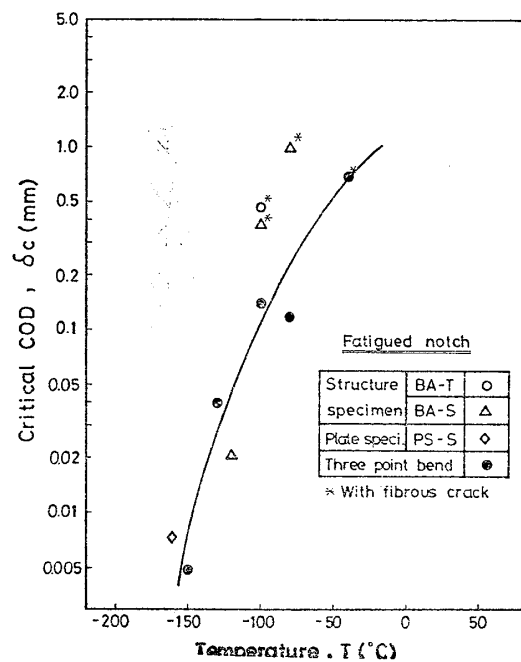


Fig. 7 Relation between critical COD and temperature for fatigued notched specimens

## 4 考 察

### 4.1 構造的応力集中部における欠陥の COD 算定法

従来、構造的応力集中部における欠陥の破壊力学パラメータを理論的に検討することは困難な場合が多く、このことが応力集中部に存在する欠陥を定量的に評価するうえで大きな障害となっていた。しかし、これまでの軟鋼材を用いた板厚貫通切欠きによる検討結果<sup>1),3)</sup>では、COD と作用応力の関係をそれぞれ無次元化して整理す

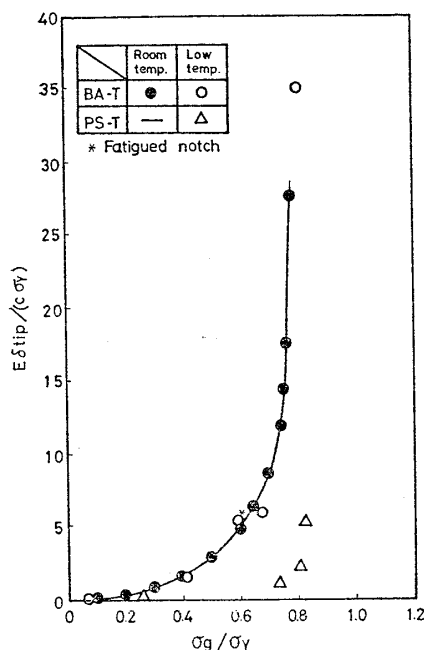


Fig. 8 Relation between  $E\delta_{tip}/(c\sigma_Y)$  and  $\sigma_g/\sigma_Y$  through the thickness notched specimens

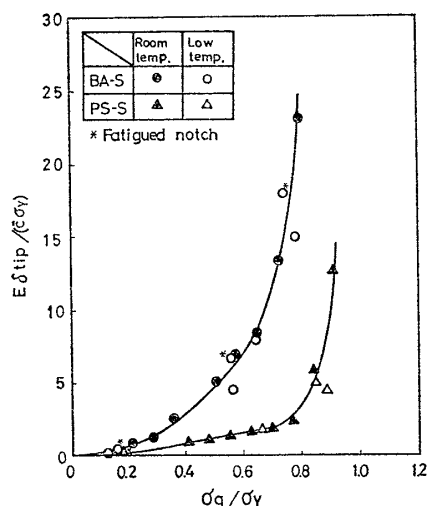


Fig. 9 Relation between  $E\delta_{tip}/(c\sigma_Y)$  and  $\sigma_g/\sigma_Y$  for surface notched specimens

れば、室温における応力集中部の COD 挙動から低温におけるそれが容易に推定可能であることが示された。

そこで、本試験で得られた各試験体の室温および低温における切欠き先端開口量  $\delta_{tip}$  と作用応力  $\sigma_g$  (平板に作用するグロス応力) を、前報<sup>1),3)</sup>と同様に  $E\delta_{tip}/(c\sigma_Y)$  と  $\sigma_g/\sigma_Y$  の関係で示すと Fig. 8 および Fig. 9 のようになる。なお、Fig. 9 の表面切欠きの場合においては、無次元化のための切欠き寸法として  $\bar{c}$  を用いている。

このような無次元化を行えば、室温および低温の COD と作用応力の関係は各試験体ごとにほぼ一定の関係で与えられることを同図は示しており、80 キロ級高張力鋼を用いた板厚貫通切欠きおよび表面切欠きの試験においても低温における COD が室温のそれから推定できるこ

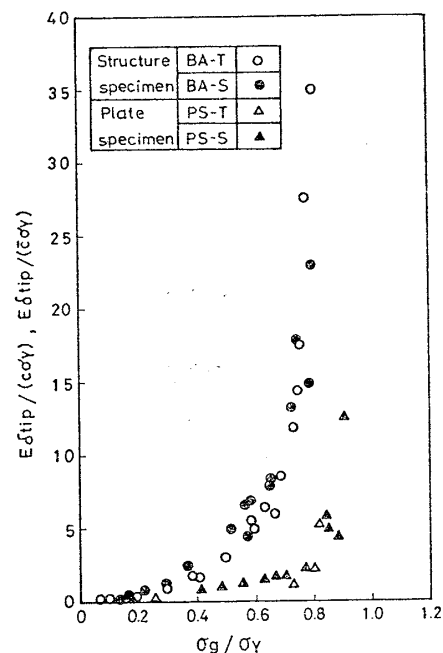


Fig. 10 Relation between  $E\delta_{tip}/(c\sigma_Y)$  or  $E\delta_{tip}/(\bar{c}\sigma_Y)$  and  $\sigma_g/\sigma_Y$  (all the data)

とが確認できた。

また、Fig. 10 は Fig. 8 と Fig. 9 を一緒にまとめて示したもので板厚貫通切欠きの関係を白抜き印で、表面切欠きの関係を黒抜き印で示している。上述したように、表面切欠きを等価な板厚貫通欠陥寸法に置き換えて無次元化しているために、平板試験体の場合、板厚貫通切欠きと表面切欠きの関係はほぼ良い一致を示している。一方、構造試験体の場合、表面切欠きを等価な貫通切欠きとして取扱うとき、板厚貫通切欠きと表面切欠きでは溶接残留応力の影響などの違いによって、低応力領域で若干両者の関係に差異があると考えられるが、その差はあまり大きくないことを同図は示している。すなわち、板厚非貫通欠陥を弾性破壊力学に基づいて等価板厚貫通欠陥寸法に置き換えて評価する手法は、実際上問題となる構造的応力集中部の欠陥評価に対してもある程度適用可能であることが理解できる。

次に、構造的応力集中部においても平板の場合と同様に、COD と作用ひずみの間には線形関係が認められ、応力集中部に存在する欠陥の COD を算定するうえで極めて有用な手法になり得ることを前報<sup>3)</sup>に示した。しかし、前報は軟鋼材の板厚貫通切欠きを対象としているので、塑性変形特性の大きく相違する 80 キロ級高張力鋼に対して、また現実の問題となる板厚非貫通欠陥の場合に前報の関係が成立するか否かを検討しておく必要がある。

前報<sup>3)</sup>において、応力集中部に存在する欠陥の COD と作用ひずみの関係を検討する際の評価ひずみとして、欠陥長さ  $a$  と直角に、欠陥をはさんで  $1.5 \times a$  の

領域において求めた欠陥が存在しない場合のひずみの平均値を採用すればよいことを示した。そこで、室温の引張試験で切欠きのない構造試験体において計測したひずみの分布から、上述の  $1.5 \times$  (切欠き長さ) の領域における平均ひずみ  $\varepsilon$  を求めて作用応力  $\sigma_g$  との関係を示すと Fig. 11 のようになる。なお、図中の表面切欠きを設けた構造体 (図中 BA-S) の場合、表面切欠きを等価な板厚貫通欠陥寸法 ( $\bar{c}=12.84\text{mm}$ ) に置き換えたものについて求めている。

そこで、Fig. 11 を用いてすでに示した Fig. 8 および Fig. 9 から  $\sigma_g/\sigma_Y$  を介して  $E\delta_{tip}/(c\sigma_Y)$  と  $\varepsilon/\varepsilon_Y$  の関係を求めて示すと Fig. 12 のようになる。なお、図中に

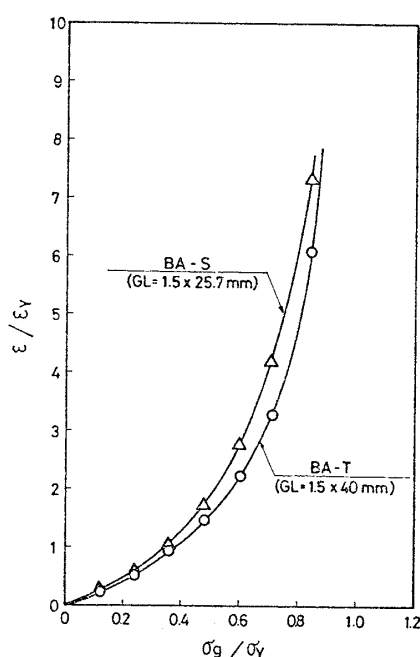


Fig. 11 Relation between overall strain and applied stress

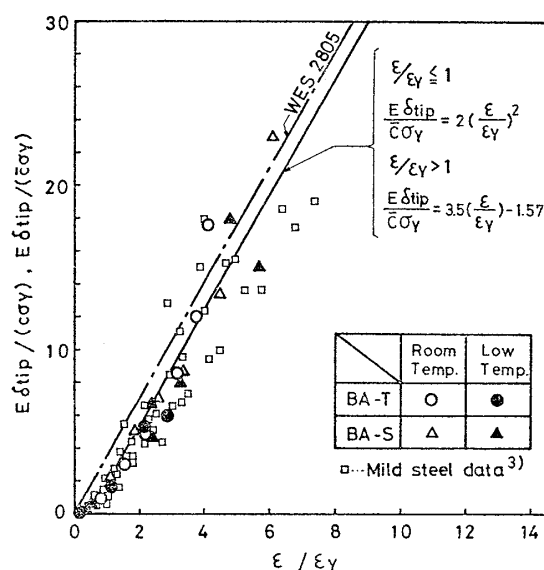


Fig. 12 Relation between non-dimensional COD and overall strain

は前報<sup>3)</sup>の軟鋼材で得られた関係が比較のために示してある。板厚貫通切欠きと表面切欠きのいずれにおいても無次元化した COD と作用ひずみの間には一定な関係が認められ、軟鋼材の関係もばらつきの範囲内ではほぼ一致しているとみることができる。すなわち、軟鋼と同様な関係が 80 キロ級高張力鋼に対しても成立し、また板厚非貫通欠陥はそれを等価な板厚貫通切欠きに置き換えて評価することによって、応力集中部に存在する欠陥の COD と作用ひずみの間に上記の関係が成立することを同図は示している。

## 4.2 破壊応力の推定

前項で構造的応力集中部に存在する欠陥の COD を算定するための 2 つの工学的手法について述べた。これらの手法を適用して構造試験体の破壊応力を推定してその妥当性を検討するとともに、従来から広く適用されている WES 2805<sup>7)</sup> および BSI WEE/37<sup>8)</sup> に基づく方法でも破壊応力の推定を試み、それらの問題点について以下に考察した。

### (1) 無次元化表示法による低温の COD 推定法

三点曲げ COD 試験により得られた供試材の限界 COD と温度の関係 (Fig. 6 および Fig. 7) から推定したい温度における  $\delta_c$  を求め、これを Fig. 8 および Fig. 9 に示す  $\delta_{tip}$  とすることによってその温度における  $\sigma_Y$  を介して破壊応力を推定することができる。

このようにして推定した破壊応力  $\sigma_{es}$  (グロス応力) と実験値  $\sigma_{mea.}$  を比較して Fig. 13 に白抜き記号で示す。一部疲労切欠きのものに安全側の推定を与えているものがみられるが、推定値はほぼ良い一致を示している。なお、疲労切欠きについてより安全側の推定を与えた原因については、Fig. 7 に示したように低温破壊試験

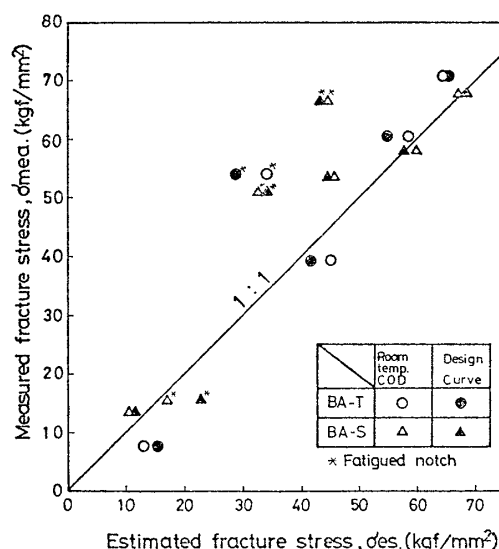


Fig. 13 Comparison of measured fracture stress with estimated one by using this study method

で実測された構造試験体の限界 COD が、三点曲げ COD 試験のそれに比べて高温側で若干高い値となっていることによると考えることができる。この傾向は渡辺<sup>9)</sup>も広幅ディープノッチ試験で確認しており、今後検討を要する問題である。

(2) COD と作用ひずみの相関関係を用いる方法

応力集中部に存在する欠陥の COD と作用ひずみの間には、Fig. 12 に示す次式の関係が成立する。

$\varepsilon/\varepsilon_Y \leq 1$  の場合

$$E\delta_{tip}/(\bar{c}\sigma_Y) = 2(\varepsilon/\varepsilon_Y)^2 \quad (1)$$

$\varepsilon/\varepsilon_Y > 1$  の場合

$$E\delta_{tip}/(\bar{c}\sigma_Y) = 3.5(\varepsilon/\varepsilon_Y) - 1.57 \quad (2)$$

したがって、三点曲げ COD 試験による  $\delta_c$  と温度の関係から、所定の温度における  $\delta_c$  が求まると、(1) および (2) 式を用いて破壊を起こす作用ひずみ  $\varepsilon$  の大きさを定めることができる。そこで構造試験体の作用ひずみと作用応力の間には、ひずみの実測結果として Fig. 11 の関係が得られているので、これを用いて破壊応力を推定することができる。

Fig. 13 に示した黒抜きの記号は、このようにして推定した破壊応力と実験値を比較したものである。(1) の無次元化表示法による推定法とはほぼ合致する推定を与えていることを同図は示している。

(3) WES 2805 および BSI WEE/37 に基づく方法

上述 (2) と同様な方法が、日本溶接協会 WES 2805 および英国規格 BSI WEE/37 に従来から広く適用されてきた。

WES 2805 では、COD と作用ひずみの関係式として (3) 式を、また作用ひずみの評価法として (4) 式を提案している。

$$E\delta_{tip}/(\bar{c}\sigma_Y) = 3.5(\varepsilon/\varepsilon_Y) \quad (3)$$

$$\varepsilon = \frac{K_t}{E}(\sigma_t + \alpha_b \sigma_b) + \alpha_r \varepsilon_Y \quad (4)$$

ここで、 $K_t$ : 継手形状によるひずみ集中係数

$\sigma_t$ : 引張応力で本報では  $\sigma_g$  に相当する

$\sigma_b$ : 面外曲げによる応力

$\alpha_b$ : 欠陥の種類により決まる係数

$\alpha_r$ : 溶接残留応力に関する係数で、残留応力の影響が大きい場合  $\alpha_r = 0.6$  をとる。

また、BSI WEE/37 では同様に (5)~(7) 式を提案している。

$\varepsilon/\varepsilon_Y \leq 0.5$  の場合

$$E\delta_{tip}/(\bar{c}\sigma_Y) = 2\pi(\varepsilon/\varepsilon_Y)^2 \quad (5)$$

$\varepsilon/\varepsilon_Y > 0.5$  の場合

$$E\delta_{tip}/(\bar{c}\sigma_Y) = 2\pi\{(\varepsilon/\varepsilon_Y) - 0.25\} \quad (6)$$

$$\varepsilon = \frac{K_t \cdot \sigma}{E} + \alpha_r \varepsilon_Y \quad (7)$$

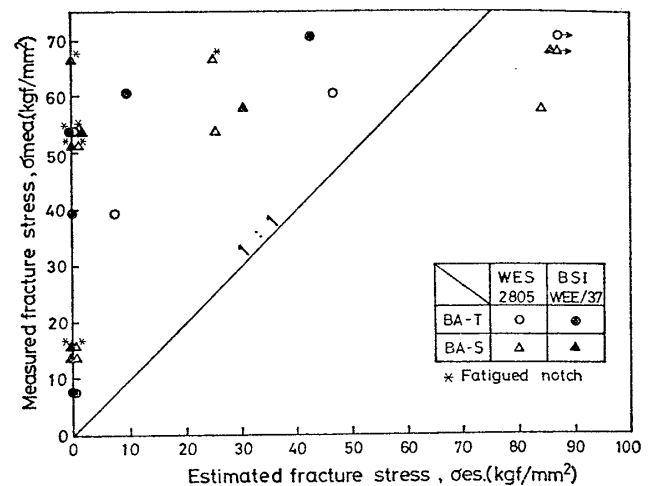


Fig. 14 Comparison of measured fracture stress with estimated one by using WES-approach and BSI-approach

ここで、 $\alpha_r$ : 溶接残留応力に関する係数で、残留応力の影響が大きい場合  $\alpha_r = 1$  をとる。

そこで、(3)~(7) 式を基に、三点曲げ COD 試験による  $\delta_c$  と温度の関係から、構造試験体の破壊応力を推定してみると Fig. 14 のようになる。なお、(4) および (7) 式における  $K_t$  としては 2.2 項で述べたように弾性有限要素法による  $K_t = 2.32$  を採用した。また、構造試験体の切欠き挿入部には、スチフナと平板の溶接による高い残留応力が作用することが予想されるので、それぞれの規格に基づいて溶接残留応力によるひずみも考慮した。

WES 2805 および WEE/37 に基づく破壊応力の推定結果は全般的にかなり安全側の推定を与えているが、一部高応力領域の破壊に対しては、推定値が実験値より大きくなる傾向が認められる。このような傾向は前報<sup>4)</sup>の軟鋼材による検討結果においてすでに認められたもので、実際の構造的応力集中部では降伏が起こると高いひずみ集中を生じるのに対し、作用ひずみの評価に弾性的なひずみ集中係数を用いていることに起因している。したがって、弾塑性状態にある応力集中部のひずみを簡便に推定する方法を確立することが、両方法を適用する場合には必要である。

## 5 結 言

構造的応力集中部に存在する欠陥の脆性破壊強度を定量的に評価する方法を明らかにするための一連の研究として、80 キロ級高張力鋼について前報<sup>3),4)</sup>に引き続き検討を行うとともに、表面切欠きの取扱い法について実験的検討を加えた。得られた結果を要約すると次のようになる。

(1) 板厚非貫通欠陥を弾性破壊力学に基づいて等価

板厚貫通欠陥寸法に置き換えて評価する手法は、実際上問題となる構造的応力集中部の欠陥評価における弾塑性状態下の破壊に対してもある程度適用可能である。

(2) 構造的応力集中部に存在する欠陥の COD と作用ひずみの間には、軟鋼と同様な一定の関係が 80 キロ級高張力鋼においても成立し、この関係を用いて推定した破壊応力は実験結果とほぼ一致する。

(3) 前報<sup>1),3)</sup> に示した無次元化表示法による低温の COD の推定法は、軟鋼と変形特性の大きく相違する 80 キロ級高張力に対しても適用でき、推定破壊応力は実験値と比較的良好一致を示す。

(4) 従来から広く適用されてきた WES 2805 および BSI WEE/37 に基づく構造試験体の推定破壊応力は、全般的にかなり安全側の値になるが、高応力領域の破壊に対しては推定値が実験値より大きくなる場合が認められ、弾塑性状態にある応力集中部のひずみを簡便に推定する方法を確立することが両者の方法を適用する場合に必要である。

(5) 切欠きからただちに脆性破壊を生じる温度領域では、機械切欠きに比べて疲労切欠きの破壊応力は大きく低下し、顕著な Notch acuity 効果を示すのに対して、延性亀裂を伴う温度領域では両者の破壊応力にほとんど有意差を生じない。

#### 謝 辞

本研究は新日本製鉄(株)殿との共同研究の一部として実施されたもので、八幡製鉄所 技術部課長 塩見義宏氏はか各位の多大なる御協力をいただいた。また、日本溶

接協会鉄鋼部会 FTR 委員会 町田進主査をはじめ委員各位には有益なる御討論をいただいた。ここに記して深く感謝いたします。

#### 参 考 文 献

- 1) 永井欣一, 梶本勝也, 谷口清久: 構造的応力集中部における脆性破壊発生特性について, 日本造船学会論文集, 第 144 号 (1978), p.441.
- 2) 永井欣一, 岩田光正, 谷口清久, 梶本勝也, 南渚夫: 構造的応力集中部のぜい性破壊強度評価法, 三菱重工技報, Vol.16, No.2 (1979), p.1.
- 3) 永井欣一, 矢島 浩, 梶本勝也, 日野隆博, 南渚夫: 構造的応力集中部における脆性破壊発生特性について (第2報), 日本造船学会論文集, 第 148 号 (1980), p.181.
- 4) 永井欣一, 梶本勝也, 矢島 浩, 日野隆博, 南渚夫: COD 概念による構造的応力集中部のぜい性破壊強度評価法, 三菱重工技報, Vol.18, No.1 (1981).
- 5) Newman, J. C. and I. S. Raju: Analyses of Surface Cracks in Finite Plate under Tension or Bending Loads, NASA Tech. Paper, 1578 (1979).
- 6) 佐藤邦彦, 豊田政男, 田中清貴: 引張り及び曲げを受ける片側表面切欠き材の変形・破壊挙動, 溶接学会誌, 第 50 巻, 第 8 号 (1981), p.24.
- 7) 日本溶接協会: 溶接継手のぜい性破壊発生に対する欠陥の評価方法, WES 2805-1980.
- 8) Draft British Standard: Rules for the derivation of acceptance levels for defects in fusion-welded joint.
- 9) 渡邊 之, ほか, 日本溶接協会 FTR 委員会資料, FTR-W 1-8.