(昭和 60 年 5 月 日本造船学会春季講演会において講演)

隅肉溶接トウ部の表面切欠からの 脆性破壊発生特性評価

正員 萩 原 行 人

Evaluation on Brittle Fracture Initiation from Surface Notch at
Fillet Weld Toe using COD Design Curve

by Yukito Hagiwara, *Member*

Summary

As a model of the stress concentrators in the welded structures, a wide plate test with stiffener was carried out, and the brittle fracture characteristics from a surface notch at the toe of the fillet weld was studied. The results of the investigation are summarized as follows.

CTOD values obtained from the wide plate test are agreed well with those from COD test with $a/w=0.5$, even for the very shallow surface notch in the wide plate test. It is confirmed from this results that CTOD criterion can be applied to elastic-plastic fracture from the surface crack in the highly deformed region.

The brittle fracture strength from the surface notch at the fillet weld toe is evaluated using COD design curve, which is obtained by modifying WES 2805. The strain at the toe used in the evaluation is estimated for the average value in the cracked area. The strain concentration factor at the toe is calculated from the elastic stress concentration factor by means of the modified Neuber's relation. Using such strain and COD design curve, the brittle fracture strength is well estimated.

1 緒 言

溶接構造物の破壊事故例では構造的な不連続による応力ひずみが集中した領域に存在する欠陥から破壊が発生している場合が多い。そこに存在する欠陥は、その寸法に比べて無視できないほど大きい塑性域に囲まれていると考えられる。そのため、線形破壊力学の適用範囲外になり、塑性を考慮した COD に基づいて構造物の機能の合目的性から安全性を検討する必要がある。

COD の場合、弾塑性き裂問題となるため、COD とき裂寸法、作用ひずみの関係は容易には定量化できない。そこで、ひずみが大きい（降伏ひずみ以上）ときには無次元化 COD ($\delta/\epsilon_Y \bar{a}$, ϵ_Y は降伏ひずみ, $\bar{a}$ は貫通き裂半長) とひずみの間には線形関係が成り立つという実験結果をもとに、その比例定数をひずみ集中部領域の大きさととき裂寸法に関する概念的検討、あるいは広幅試験の結果から設定され規格^{1,2)}に反映されている。その関係式は安全側の設定になっており、それ自体安全率を含ん

でおり、一般に COD 設計曲線と呼ばれている。

また、COD 設計曲線を用いて評価する場合、評価ひずみのとり方の問題がある。COD 設計曲線はき裂をばさんだある標点間の変位から求めた全体ひずみをもとに設定されているのに対して、実際問題に適用したときに用いられるひずみはき裂のないひずみ集中部の局所的な最大ひずみ値で評価される場合が多い。

そのため、COD あるいは J 積分に基づくより合理的な評価法の検討がひずみ集中部モデル試験で検討されている^{3,4)}。ここでは実構造要素として広く存在するスチフナの隅肉溶接部を想定したモデル試験を実施し、隅肉溶接トウ部に付した表面き裂の変形、破壊挙動を調べることで COD 設計曲線および評価ひずみのとり方などについて検討した。特に、ひずみ集中部のひずみの簡易推定法に関して考察した。

2 試 験 方 法

大きな塑性変形を伴う破壊挙動には材料のひずみ硬化特性が影響すると考えられるため、供試材としては一般構造用鋼のうちで塑性特性の大きく異なる SM41B と

* 新日本製鐵(株)中央研究本部厚板条鋼研究センタ

Table 1 Chemical compositions and mechanical properties of steel plates tested

Steel	Thickness mm	C	Si	Mn	P	S	Cu	Cr	Mo	V
SM41B	20	0.13	0.14	0.95	0.018	0.004	—	—	—	—
WT80C	20	0.11	0.24	0.90	0.015	0.003	0.22	0.75	0.40	0.04

Steel	Y.P. kgf/mm ²	T.S. kgf/mm ²	vTrs(L) °C	vTrs(T) °C
SM41B	29	45	-7	-8
WT80C	84	89	—	-60

Fig. 1 Wide plate test specimens with single or double stiffener

WT80C を用いた。板厚はいずれも 20mm であり、その化学成分、機械的性質は Table 1 に示す通りである。

ひずみ集中部におけるき裂の変形および脆性破壊特性を調べるために、Fig. 1 に示す形状の片側あるいは両側スチフナ付広幅試験を実施した。スチフナの隅肉溶接トウ部に表面切欠を加工した。表面切欠の形状は Fig. 1 に示すように、深さ a 、表面での全長を $2c$ として $a/2c = 2/100, 10/100$ および $10/20(\text{mm})$ の 3 通りのものを用いた。半円状表面切欠は放電加工によったが、他の形状については機械加工で導入した。スチフナの隅肉溶接は 3 パスで行い、脚長は約 12mm である。隅肉溶接部形状がひずみ集中係数に大きな影響を与えるため、シリコンゴムで形状を型取りし、測定した。片側スチフナの場合、約 7.2mm/500mm の溶接角変形が生じており、そのため負荷の初期段階では若干の曲げ応力が重畳している。

各試験片条件に対して 1 体の室温における変形挙動試験と 5~6 体の低温脆性破壊試験を行った。試験結果の解析のために広幅試験の表面切欠と同一条件での機械切欠および放電加工切欠を有する表面切欠タイプの COD 試験を BS5762²⁾の補助試験片で実施した。切欠深さと試験片幅の比、 a/w は広幅試験に合わせて 0.1 および 0.5 とした。なお、試験片はすべてその荷重軸方向を鋼板の圧延と直角方向に一致するように加工した。

3 試験結果

3.1 COD 試験結果

Fig. 2 および Fig. 3 に δ_c と温度の関係を SM41B および WT80C 鋼について示す。 $a/w=0.1$ の δ_c は $a/w=0.5$ の場合に比べて高くなっている。板厚中心部と表面部の V シャルピー特性には余り差がないことから、これは切欠先端の拘束度の違いによるものと考えら

 Fig. 2 COD test results (δ_c vs. test temperature for SM41B)

 Fig. 3 COD test results (δ_c vs. test temperature for WT80C)

れる。Fig. 2 から明かなように、 $a/w=0.5$ の場合でも放電加工切欠と機械切欠による δ_c は遷移領域以上の高温側ではほぼ等しいが、低温域では放電加工切欠の方が低い δ_c 値を与える。これは放電加工切欠の場合、加工

時の熱影響によって切欠先端部は材質劣化を起しているが、その脆化域は非常に小さいために高温側の試験で大きく変形して破壊する場合にはその影響が無視できることによるものと考えられる。

3.2 変形挙動試験

シリコンゴムキャスト法で求めた表面切欠の切欠開口形状から切欠先端の CTOD δ を測定し、それと表面切欠中央部でナイフエッジを介して測定したクリップゲージ変位 V_g との関係を調べた。 δ は Fig. 4 に示すように初期切欠長さに対応する位置（ほぼ切欠先端のアール止りに対応）で測定した。また、破壊発生点で評価するために、 $a/2c=2/100, 10/100(\text{mm})$ については表面切欠の最深部、 $a/2c=10/20(\text{mm})$ の場合はその表面での CTOD を求めた。

結果を δ と V_g の関係で Fig. 4 に示す。 V_g が約 0.2 mm 以上では δ と V_g の間には線形関係が成り立つ。低変位領域では直線性からずれるために $\delta/\epsilon_Y \bar{a}$ と σ/σ_Y の関係で調べた。その結果を Fig. 5 に示す。ここで $\bar{a}$ は各表面切欠形状に対して、それと等価な K 値を与える貫通切欠の半長であり、表面切欠の K の算定には Newman ら⁶⁾ の式を用いた。

これらの結果を用いて低温で実施した破壊試験において得られた V_g の限界値より δ_c を求めた。Fig. 4 は変位間の比較であり、また Fig. 5 は降伏点を介して無次元化した量で関係をみているため、室温で得られたものでも他の温度における結果に適用できると思われる。

WT80C 鋼についてのスチフナ付広幅試験で得られたひずみ分布の測定結果を Fig. 6 に示す。ひずみは隅肉溶

Fig. 4 Relationship between clip gage displacement and CTOD by means of silicon rubber casting method

Fig. 5 Relationship between σ/σ_Y and $E\delta/\sigma_Y a$ by means of silicon rubber casting method for $\sigma/\sigma_Y \leq 1.0$

Fig. 6 Strain distribution at fillet weld toe of wide plate test with stiffener (WT80C)

Fig. 7 Bending strain due to angular distortion for single stiffener wide plate test

接トウ部より約8mmの位置における値である。両側スチフナの場合には表裏面におけるひずみ値の差はほとんどなく荷重から推定される nominal ひずみにほぼ等しい。それに対して片側スチフナ試験片では隅肉溶接による角変形のためにスチフナ側が引張となる曲げ応力が重畳する。Fig. 6の結果より曲げ応力の程度を調べた結果が Fig. 7 である。曲げ応力(ひずみ)は

$$\epsilon_b/\epsilon_Y = 0.3 - (\sigma/\sigma_Y)/3 \quad (1)$$

で近似的に表わすことができる。

3.3 低温破壊試験結果

Fig. 8(a) および 8(b) にそれぞれ SM41B および WT80C についてスチフナ付広幅試験の破壊ネット応力と試験温度の関係を示す。また, Fig. 9(a) および 9(b) はそれぞれの鋼種に対して Fig. 4 および Fig. 5 の関係を用い V_0 より換算した δ_c 値と温度の関係を示したものである。図中の遷移曲線は COD 試験の結果である。いずれの鋼種においても $a/2c=2/100(\text{mm})$ の δ_c は $a/w=0.1$ の COD 試験の結果より小さく, 広幅試験で $a/2c=10/100(\text{mm})$ の δ_c とほぼ等しくなっており, それらの値は $a/w=0.5$ の COD 試験で得られた δ_c にかなりよく一致している。 $a/w=0.1$ の COD 試験では切欠が浅く拘束が弱くなっているのに対して, 広幅試験では $a/t=0.1$ (t : 板厚) であってもスチフナの隅肉溶接トウ部に切欠があるため, 拘束の度合いが $a/t=0.5$ の場合とほとんど変わらないことによるものと考えられる。 $a/2c=10/20(\text{mm})$ の放電加工切欠の広幅試験の δ_c は対応する COD 試験の δ_c とほぼ一致する。

4 COD に基づく脆性破壊強度の評価

スチフナ付広幅試験の δ_c は COD 試験で得られた値

Fig. 8(a) Variation of fracture nominal net stress with test temperature for wide plate test with stiffener of SM41B

Fig. 9(a) Comparison between δ_c from wide plate test with stiffener and that from COD test for SM41B

Fig. 8(b) Variation of fracture nominal net stress with test temperature for wide plate test with stiffener of WT80C

Fig. 9(b) Comparison between δ_c from wide plate test with stiffener and that from COD test for WT80C

と一致する結果が得られ、COD クライテリオンの有効性が確認された。そこで COD に基づいてひずみ集中部の欠陥からの脆性破壊強度評価法を広幅試験結果の解析を行って検討する。

4.1 隅肉溶接トウ部のひずみの簡易推定

Fig. 10 Geometry of strip with fillet and fillet weld

Fig. 11 (a) Finite element breakdown of fillet weld of stiffener

Fig. 11 (b) Strain distribution at fillet weld toe (fixed load, plane strain condition)

ひずみ集中部におけるひずみは一般に大きな勾配をもった分布形状になっている。詳細に使うひずみとしてひずみ集中部の最大ひずみをとる極めて安全側の方法もあるが、ここでは試験結果をより合理的に解釈するために切欠の大きさを考慮したある領域での平均ひずみで評価する。そこで次のようなプロセスに従って隅肉溶接トウ部のひずみの簡易推定を行う。

4.1.1 弾性応力集中係数 K_t

西田⁷⁾によって Fig. 10 (a)~(c) に示す両側あるいは片側にフィレット部を有する帯板の弾性応力集中係数 K_t が与えられている。同図の (a')~(c') の隅肉溶接トウ部における K_t については西田の解に l, t_s の影響を補正する⁸⁾ ことによって求められる。広幅試験片で実測した隅肉溶接部形状の諸数値をこの補正を行った K_t の式に代入して得られる値は、(a') の引張に対して 1.63, 曲げに対しても 1.63, (b') について 1.54, (c') に対しては 1.56 になる。このように引張と曲げの差はなく、また、片側スチフナと両側スチフナの差もほとんど無視できるものである。したがって、これらの結果よりスチフナの隅肉溶接トウ部の K_t はほぼ 1.6 とみることができ。

4.1.2 平均的弾性応力集中係数 $\bar{K}_t$

隅肉溶接トウの切欠部の平均的な弾性応力集中係数 $\bar{K}_t$ を求めるために、集中したひずみの分布形状を調べる。Fig. 11 (a) に示す要素分割を用いて FEM 応力解析を行った。平面ひずみ状態で定荷重の境界条件に対する解析結果の例を Fig. 11 (b) に、トウから 0.6mm におけるひずみの板厚方向への分布で示す。隅肉トウ部で

は応力が集中しているが、内部に入るに従って応力値は減少している。この解析ではトウ形状を単純化しているため $K_t \approx 1.3$ になっている。

このひずみ (応力) 分布について表面切欠深さに対応した平均応力を次のようにして求める。Fig. 11 (b) の応力が表面切欠深さに等しい帯板の片側切欠に分布したときの K を計算し、それに等しい K 値を与える一様分布応力を求める。それが平均的な応力となる。実際の隅肉溶接トウ部の K_t は 1.6 であるため、この一様応力を 1.6/1.3 倍したものを切欠部の平均応力とする。

このようにして設定した局部平均応力と nominal な応力との比を $\bar{K}_t$ とすると、 $\bar{K}_t$ は $a/2c=2/100(\text{mm})$ の表面切欠に対しては 1.53, $a/2c=10/20(\text{mm})$ については 1.3 となる。また、 $a/2c=10/20(\text{mm})$ の表面切欠の場合、破壊発生点は表面に近いところであるため、 K_t 値は $a/2c=2/100(\text{mm})$ のものと等しいとして解析する。

4.1.3 ひずみ集中係数 $\bar{K}_\epsilon$

Neuber⁹⁾ は弾性状態における応力集中係数 K_σ 、ひずみ集中係数 K_ϵ と K_t との間に次式で与えられる関係が成り立つことを導いている。

$$K_t = \sqrt{K_\sigma K_\epsilon} \quad (2)$$

征矢ら¹⁰⁾ は K_σ, K_ϵ を次式のように定義して平板中の円孔あるいは楕円孔端の応力、ひずみ集中について上式の妥当性を検討している。

$$K_\sigma = \sigma/\sigma_g, \quad K_\epsilon = E\epsilon/\sigma_g \quad (3)$$

ここで、 σ, ϵ : 弾塑性状態での応力集中部の最大主応力、および主ひずみ

Fig. 12 Strain, stress and elastic stress concentration factors for circular hole in strip (comparison between FEM analysis and Neuber's relation)

σ_g : 全断面荷重応力

E : ヤング率

解析結果の一例を孔孔の応力集中について Fig. 12 に示す。 K_t と K_o, K_e の関係は (2) 式でほぼ表わされること、 K_e は初期降伏から試験片の切欠実断面降伏までは外力に対して線形近似ができること、また、全面降伏時には K_e は材料の応力とひずみの関係として、

$$\bar{\sigma} = F \bar{\epsilon}^n \quad (4)$$

ここで、 $\bar{\sigma}$: 真応力

$\bar{\epsilon}$: 対数ひずみ

で表わされるひずみ硬化を仮定して求められる、

$$K_e = K_t^{2/(1+n)} \quad (5)$$

の値にはほぼ一致することがわかる。この結果より K_e は次式のように平面ひずみ状態を仮定して表わされる。

$$K_e = \begin{cases} K_t, & K_t \sigma_g \leq \sigma_Y \\ K_t + \frac{\alpha(\sigma_g/\sigma_Y - 1.125/K_t)(K_t^{2/(1+n)} - K_t)}{1.125(1 - \alpha/K_t)}, & \sigma_{\text{net}} \leq \sigma_Y \leq K_t \sigma_g \\ K_t^{2/(1+n)}, & \sigma_{\text{net}} \geq \sigma_Y \end{cases} \quad (6)$$

ただし、 $\alpha = \sigma_{\text{net}}/\sigma_g$

なお (4) 式の応力-ひずみ曲線を仮定したときのひずみ硬化指数 n について従来の結果^{11,12)}を整理すると Fig. 13 に示すようになり、降伏点 σ_Y の関数として

$$n = 0.12 \ln(142/\sigma_Y) \quad (7)$$

ここで σ_Y : kgf/mm²

で近似的に与えられる。

4.1.4 局部平均ひずみ ϵ

局部平均ひずみ ϵ は $\bar{K}_t$ を用いて (6) 式および (7) 式から得られる $\bar{K}_e$ に nominal ひずみ ϵ_{nom} を乗じて

Fig. 13 Relationship between strain hardening exponent n and yield stress σ_Y

求めることができる。 $\sigma_{\text{net}} < \sigma_Y$ の場合には $\epsilon_{\text{nom}} = \sigma_g/E$ で与えられるが、 $\sigma_{\text{net}} > \sigma_Y$ の場合、 ϵ_{nom} を求めるためには材料の応力-ひずみ曲線を仮定する必要がある。(4) 式を仮定すると

$$F = \sigma_B(e/n)^n \quad (8)$$

となる。ここで、 e は自然対数の底である。また、

$$\sigma = \bar{\sigma}/(1+\epsilon), \quad \bar{\epsilon} = \ln(1+\epsilon)$$

であることから

$$\sigma = F \cdot \bar{\epsilon}^n \exp(-\bar{\epsilon}) \quad (9)$$

で表わされる。

また、片側スチフナ試験片の場合、3.2 で述べたように角変形による曲げ応力が重畳しているため、(1) 式による曲げひずみも考慮する必要がある。

4.2 COD 設計曲線の検討

一般に溶接構造物は弾性応力で設計されているため、ひずみ集中部は降伏域になっていてもその周りは弾性域で囲まれた、いわゆる contained yield の状態になっている。したがって、そのようなひずみ集中部の欠陥の安全性評価に用いる COD 設計曲線を検討するには contained yield 状態が再現されている試験結果を基に行うのが妥当であろう。そこで今回の試験で $\sigma_{\text{net}} < \sigma_Y$ で破壊したデータについて評価する。また、結果の一般性をみるために他のひずみ集中モデル試験の結果¹³⁾も併せて解析に用いた。

4.1 に従って $\bar{K}_t$ より $\bar{K}_e$ を推定し、それに破壊応力から求めた ϵ_{nom} を乗じてひずみ集中部のひずみ ϵ が得られる。それと広幅試験で得られた δ_c より、 $\delta/\epsilon_Y \bar{a}$ と ϵ/ϵ_Y の関係を調べた。結果を Fig. 14 に示す。図中には WES2805¹⁾ および BSI PD6493²⁾ で採用されている COD 設計曲線も永井ら³⁾の提案式と併せて示してある。

ひずみ集中モデル試験結果から評価すると COD 設計曲線として BSI の式は極めて安全側の評価式になっている。一方、WES の式は高いひずみ側ではほぼ妥当なものであるが、 $\epsilon/\epsilon_Y \leq 1$ の弾性範囲においても直線近似しているため、試験結果との差は大きく、かなり安全側の評価を与えることになっている。

一方、次式で与えられる永井ら³⁾の式は、実験で得られたデータのばらつきのほぼ平均的な関係を与えている。

$$\delta/\epsilon_Y \bar{a} = \begin{cases} 2(\epsilon/\epsilon_Y)^2 & \epsilon/\epsilon_Y \leq 1 \\ 3.5 \epsilon/\epsilon_Y - 1.5 & \epsilon/\epsilon_Y > 1 \end{cases} \quad (10)$$

4.3 COD 設計曲線による破壊応力の推定

(10) 式で与えられる COD 設計曲線を用いてスチフナ付広幅試験の破壊応力を推定する。広幅試験および COD 試験で得られた δ_c を使って (10) 式よりひずみ集中部のひずみ ϵ を求める。さらに $\bar{K}_e$ を用いて $\epsilon_{\text{nom}} =$

Fig. 14 (a) Relationship between non-dimensional CTOD and strain (for $\varepsilon/\varepsilon_Y \leq 2.0$) Fig. 14 (b) Relationship between non-dimensional CTOD and strain (for larger $\varepsilon/\varepsilon_Y$)

$\varepsilon/\bar{\varepsilon}_c$ を算定する。 $\varepsilon_{nom} < \varepsilon_Y$ のとき、片側スチフナ試験片の場合には (1) 式の曲げ応力の重畳を考慮して、 $\sigma_f = E\varepsilon_{nom}$ で破壊応力を推定する。

$\varepsilon_{nom} > \varepsilon_Y$ のときは (9) 式で評価する。(7) 式で与えられる n 値を仮定して (4) 式の応力-ひずみ関係を考えているが、実際の材料は σ_Y の降伏点 (降伏ひずみ ε_Y) を有している。そこで (9) 式に $\bar{\varepsilon}_Y = \ln(1 + \varepsilon_Y)$ および ε_{nom} を代入して σ_Y^* と σ^* を求め、 σ^*/σ_Y^* に実際の降伏点を掛けて σ を推定する。すなわち

$$\sigma = (\sigma^*/\sigma_Y^*)\sigma_Y \quad (11)$$

ここで、 σ^*, σ_Y^* ; (9) 式による $\varepsilon_{nom}, \varepsilon_Y$ に対応するひずみ

Fig. 15 (a) Comparison between measured fracture stress and estimated one using δ_c from wide plate test with stiffener Fig. 15 (b) Comparison between measured fracture stress and estimated one using δ_c from COD test

となる。

このようにして推定した破壊応力と実測値との比較を Fig. 15 (a), (b) に示す。Fig. 15 (a) は広幅試験で得られた δ_c より推定したものであり、Fig. 15 (b) は COD 試験結果に基づいて求めたものである。いずれの場合も推定値の方が若干大きくなっているが、推定値と実測値はほぼ一致しており、ここで用いた方法は妥当な評価を与えているといえる。

推定値の方がやや大きくなっている理由の一つは(10)式の COD 設計曲線が Fig. 14 に示すように今回のスチフナ付広幅試験結果に対してはやや非安全側の設定になっているためであり、より妥当な設定曲線としては

$$\delta/\varepsilon_Y \bar{a} = \begin{cases} \pi(\varepsilon/\varepsilon_Y)^2 & \varepsilon/\varepsilon_Y \leq 1 \\ \pi(\varepsilon/\varepsilon_Y) & \varepsilon/\varepsilon_Y > 1 \end{cases} \quad (11)$$

が考えられるが、さらに多くのデータによって検証していく必要があろう。

5 結 言

実際の構造物のひずみ集中場を想定して contained yield 状態を再現させたスチフナ付広幅試験を行い、ひずみ集中部における表面き裂の変形挙動および脆性破壊特性を調べた。COD 設計曲線の検討および評価ひずみの簡易推定法を考察し、次のような結論を得た。

(1) シリコンゴムキャスティング法で実測した CTOD の校正曲線を用いて求めたスチフナ付広幅試験の δ_c は COD 試験で得られた δ_c 値とよく一致し、COD クライテリオンの有効性が確認された。

(2) 極めて浅い表面切欠を有するスチフナ付広幅試験の場合でも、スチフナの隅肉溶接による拘束が強いために δ_c 値は広幅試験に対応した $a/w=0.1$ の COD 試験結果よりも小さくなり、 $a/w=0.5$ に対する δ_c の値とほぼ等価になった。

(3) Neuber の関係を拡張して弾性応力集中係数からひずみ集中係数を推定し、隅肉溶接部における切欠部の平均的ひずみを簡易に求める方法を提案した。

(4) このようにして求めたひずみと δ_c 値を用いて COD の設計曲線を検討した。さらに、COD 設計曲線を用いてスチフナ付広幅試験の破壊応力がほぼ妥当に推定

できることが明らかになった。

なお、本研究は日本溶接協会 FTR 委員会の共同研究の一環として実施されたものであり、同委員会町田主査および委員各位に深く感謝いたします。

参 考 文 献

- 1) 日本溶接協会規格：脆性破壊発生に対する溶接欠陥の許容判定基準，WES 2805 (1980)。
- 2) British Standards Institution：Guidance on some methods for the derivation of acceptance levels for defects in fusion welded joints，PD 6493 (1980)。
- 3) 永井欣一，他：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1報）～（第3報），日本造船学会論文集，第144号（1978），p.441，第148号（1980），p.181，第151号（1982），p.223。
- 4) 青木 満，他：応力・ひずみ集中部の欠陥評価に関する一提案，日本造船学会論文集，第149号（1981），p.201。
- 5) British Standards Institution：Method for Crack Opening Displacement (COD) Testing，BS 5762 (1979)。
- 6) J. C. Newman, JR. and I. S. Raju：An Empirical Stress Intensity Factor Equation for the Surface Crack, Eng. Frac. Mech. Vol. 15 No.1-2 (1981), p.185。
- 7) 西田正孝：応力集中，森北出版，(1967)。
- 8) 永井欣一，他：軟鋼溶接継手の腐食疲労亀裂発生寿命について，日本造船学会論文集，第143号（1978），p.454。
- 9) H. Neuber：Theory of Stress Concentration for Shear-Strained Prismatical Bodies with Arbitrary Nonlinear Stress-Strain Law, Trans. ASME, J. Appl. Mech., Vol.28 No.4 (1961) p.544。
- 10) 征矢勇夫，高島弘教：繰返し荷重下での応力集中部の歪範囲推定式と疲労寿命推定法の検討，日本造船学会論文集，第155号（1984），p.324。
- 11) 越賀房夫：歪硬化指数と低温脆性，鋼材の脆性破壊研究報告集，日本学術振興会第129委員会第4分科会（1965）。
- 12) 鈴木健夫：私信
- 13) 日本溶接協会 FTR 委員会：COD 要求値の意義の検討（1985）。