角回し溶接止端部に存在する表面き裂に対する WES 2805 CTOD 設計曲線の適用性に関する検討*

平松 秀基**, 道場 康二**, 萩原 行人***, 萱森 陽一****

Improvement of a CTOD Estimation Method using the WES 2805 Design Curve for a Surface Crack at a Corner Boxing Toe*

by HIRAMATSU Hideki**, MICHIBA Kouji**, HAGIHARA Yukito*** and KAYAMORI Yoichi****

In The Japan Welding Engineering Society standard WES 2805-1997, a fracture mechanics parameter, crack tip opening displacement (CTOD), relative to the flaw located in highly stressed region surrounded by elastic stress field is estimated using the CTOD design curve from the flaw size and the applied local strain considering strain concentration in the components. In this report, finite element analyses using three-dimensional solid elements and tensile tests were performed to evaluate an accuracy of CTOD estimated by the design curve for a continuous circumferential surface crack which was present at the corner boxing toe. It was found that a CTOD estimated by the design curve in WES 2805 had to allow for a great margin of safety. It was possible to estimate a CTOD accurately using the applied local strain calculated from the correction function of the stress intensity factor M_k for the design curve.

Key Words: Fracture mechanics, Brittle fracture, Crack tip opening displacement, Finite element analysis, Corner boxing, Surface crack

1. 緒 言

近年、船舶、橋梁、各種プラント等の大型構造物を中心に、寿命診断技術や補修・補強による延命化技術の高度化・精度向上、さらには維持管理基準の整備等の必要性が増している。このような中、破壊力学的手法を用いた構造物の維持管理基準として世界的に整備が進んでいるのが、Fitness for Service 評価基準と呼ばれる欠陥評価基準である¹⁾。これは、検出された欠陥が構造物に要求される機能を損なうことがないと判断される場合にはその存在を許容しようとする考えに立脚した評価基準である。一般溶接構造物に対する国内の代表的な Fitness for Service 評価基準として、日本溶接協会規格 WES 2805-1997「溶接継手の脆性破壊発生および疲労き裂進展に対する欠陥の評価方法」²⁾が挙げられる。当規格で評価対象となる欠陥は、構造要素の応力集中部すなわち周囲を弾性応力場で囲まれるような位置に存在する欠陥であり、欠陥のない場合の局所ひずみと欠陥寸法から破壊駆動力（き裂先端開口変位, Crack Tip Opening Displacement: CTOD）を推定する式が、CTOD 設計曲線

（以降、デザインカーブと略す）として示されている。

WES 2805-1997 規格では、境界力による公称ひずみにひずみ集中係数を乗ずることで局所ひずみを求める手法を採用している。ひずみ集中係数は弾性応力集中係数から Neuber³⁾の関係を用いて変換される。弾性応力集中係数は不連続な力の流れに起因する構造要素中のある 1 点における応力の集中度を指し、厳密には、体積状あるいは面状の欠陥の中の位置（例えば、半楕円表面き裂のき裂底とき裂表面部）に対して弾性応力集中係数は様々な値となる。当規格での弾性応力集中係数はこれとは異なり、欠陥の存在する領域全体の平均的な応力集中度という意味で弾性応力集中係数を使用している。本論文では区別のため、これを平均的弾性応力集中係数と呼び、Neuber の関係で変換されたひずみ集中係数を平均的ひずみ集中係数と呼ぶこととする。

WES 2805-1997 規格では平均的弾性応力集中係数を簡便性を重視して継手形状や欠陥寸法に対してほぼ一律に定数で与えている。このため継手や欠陥の形状・寸法によっては、当規格で示される平均的弾性応力集中係数が実際の応力集中の程度とは大きく異なる場合が生じ、CTOD 評価の精度を劣化させる要因となっている。またデザインカーブは先述のような応力集中部に存在する欠陥に限定したもので、周囲の拘束が低く比較的自由に変形できる領域に存在する欠陥は適用対象外としている。したがって、継手や欠陥の形状・寸法あるいは材料の強度・変形特性等によってデザインカーブの適用範囲が決定されるが、その範囲が現行規格では明確になっていない。

以上のように、WES 2805-1997 におけるデザインカーブ

*受付日 平成18年12月25日 受理日 平成19年4月4日 平成18年11月 溶接構造シンポジウムで発表

**会 員 川崎重工工業株式会社 Member, Kawasaki Heavy Industries, Ltd.

***会 員 上智大学 Member, Sophia University

****会 員 新日本製鐵株式会社 Member, Nippon Steel Corporation

のCTOD推定精度や適用範囲が不明確との指摘が最近なされており、日本溶接協会鉄鋼部会FTS委員会では現行規格の精度向上を図るなどの諸検討がなされている⁴⁾。その一環として、本報では、角回し溶接止端部に存在する表面き裂を対象としてデザインカーブによるCTODの推定精度を明確にし、精度向上を図るための手法ならびに材料の降伏比に注目したデザインカーブの適用範囲に関する検討を行った。

2. 評価モデル

検討に用いた評価モデルをFig. 1に示す。板幅350mm、長さ800mm、板厚12mmの母板に、高さ50mm、長さ200mm、板厚12mmの立板をすみ肉溶接し、母板の端部に一様な引張変位を与えた。すみ肉溶接は脚長5mmの単純すみ肉溶接である。図中に示すように、角回し溶接止端部に半楕円形の表面き裂を挿入した。表面き裂の寸法は図中に示すType AおよびType Bの2種類である。評価材料は強度・降伏比の異なる4種の鉄鋼材料として、SM490、SN490、API 5L-X80、HT780を想定した。Table 1には評価材料の強度特性、Fig. 2には応力-ひずみ関係を示す。SN490とAPI 5L-X80は文献⁹⁾を参考に設定した値、SM490とHT780は材料から丸棒引張試験片を採取して、荷重と伸びおよび試験片径を連続計測して求めた値であり、それぞれ本報での各材料の代表値として扱うこととした。材料のヤング率はすべての材料で206 GPaとした。

3. デザインカーブによるCTODの推定精度

WES 2805-1997では、構造物中に存在するき裂のCTODを推定するためのデザインカーブが式(1)の形で示されており、CTODはき裂が存在する場所でのき裂のない場合の局所ひずみ ε とき裂特性寸法の関数として与えられる。

$$\frac{\delta}{\varepsilon_Y \bar{a}} = \begin{cases} (\pi/2)(\varepsilon/\varepsilon_Y)^2 & (\varepsilon < \varepsilon_Y) \\ (\pi/8)[9(\varepsilon/\varepsilon_Y) - 5] & (\varepsilon \geq \varepsilon_Y) \end{cases} \quad (1)$$

ここで、

δ ：き裂先端開口変位 (CTOD), $\bar{a}$ ：き裂特性寸法,

ε ：局所ひずみ, ε_Y ：降伏ひずみ

本章ではまず、Fig. 1に示した評価モデルにおいて、角回し溶接止端部に存在する表面き裂のCTOD推定に対するデザインカーブの適用性を評価するため、デザインカーブで推定したCTODとFEM解析で求めたCTODの比較を行った。

3.1 FEM解析方法

汎用コードABAQUS ver.6.4を用いて3次元大変形弾塑性FEM解析によりCTODを算出した。例として、Fig. 1の

Fig. 1 Configuration of a model for the assessment of CTOD by the WES 2805 CTOD design

Table 1 Mechanical properties of materials used.

Material	Yield stress $\sigma_Y, \sigma_{0.2}$ (MPa)	Tensile strength σ_u (MPa)	Yield to tensile ratio YR
SN490	375	551	0.68
SM490	381	515	0.74
API 5L-X80	583	711	0.82
HT780	830	874	0.95

Fig. 2 Stress-strain curves of materials used.

Type A き裂モデルのFEメッシュをFig. 3に示す。対称性を考慮して全体の1/4を8節点固体要素でモデル化した。最小メッシュ寸法はき裂先端で $0.02 \times 0.02 \times 0.1$ mmとした。なお、き裂は溶接止端部から0.5 mm離れた位置に挿入している。CTODはき裂前縁の中で最もCTODが大きいき裂底の変位をもとに、45°法により求めた。

3.2 CTODと局所ひずみの関係

評価材料をSM490とし、式(1)のデザインカーブによるCTODとFEM解析で算定したCTODを比較してFig. 4に示

Fig. 3 FE mesh. (Type A: 2c=10mm, a=3mm)

(a) Type A (2c=10mm, a=3mm)

(b) Type B (2c=15mm, a=6mm)

Fig. 4 Comparison between CTOD estimated by the WES 2805 design curve and CTOD calculated by FEA. (SM490)

Fig. 5 Local strain defined in WES 2808-2003.

す。ここで、FEM 解析結果に対応する局所ひずみ ε は、WES 2805-1997 の定義による局所ひずみ²⁾と WES 2808-2003 の定義による局所ひずみ⁶⁾の 2 種類とした。前者は、境界力による公称ひずみに欠陥部に働く平均的ひずみ集中係数を乗じたひずみである。平均的ひずみ集中係数は当規格に示される平均的弾性応力集中係数から式 (2) に示す Neuber の関係²⁾を用いて算定される。後者は、き裂のないモデルの FEM 解析結果から Fig. 5 に示す 3 標点 G1, G2, G3 のひずみ e_1, e_2, e_3 を用いて計算される面積平均ひずみである。いずれの局所ひずみも溶接残留応力によるひずみはないものとしている。図中にはき裂断面のネット断面応力 σ_{net} が材料の降伏応力 σ_Y に達する負荷レベルも記載している。

$$\overline{K\varepsilon} = \begin{cases} \overline{K_I} & \overline{K_I}\sigma \leq \sigma_Y \\ \overline{K_I} + A(\varepsilon_I/\varepsilon_Y - 1/\overline{K_I}) & \sigma_{\text{net}} \leq \sigma_Y \leq \overline{K_I}\sigma \end{cases} \quad (2)$$

ここで、

$\overline{K\varepsilon}$: 平均的ひずみ集中係数,

$\overline{K_I}$: 平均的弾性応力集中係数, σ_{net} : 実断面応力,

ε_I : 境界力によるひずみ, ε_Y : 降伏ひずみ,

A: 「加工硬化係数, σ_{net} , $\overline{K_I}$ 」の関数

Fig. 4 では、き裂寸法に関わらず、 σ_{net} が σ_Y より小さい領域すなわちネット断面が降伏しない領域では、WES 2805-1997 の手順に従って求めた局所ひずみに対応する FEM 解析での CTOD (図中○印) は、デザインカーブの CTOD に比べて小さい。すなわちデザインカーブは実際の CTOD よりも大きい CTOD を与え、やや過剰な安全側評価となることがわかる。一方、WES 2808-2003 の手順に従って求めた局所ひずみに対応する FEM 解析での CTOD (図中△印) はデザインカーブの CTOD と比較的一致している。

WES 2805-1997 では周囲を弾性場で囲まれるような位置に存在する欠陥を評価対象としており、 σ_{net} が σ_Y を超える領域すなわちネット断面が降伏する (Full yielding) 負荷レベルは規格適用対象外と考えられるが、本図ではネット断面降伏後の CTOD の推定精度も確認するために、このような領域における CTOD も示している。本領域では WES 2805-1997 の手順に従って求めた局所ひずみに対応する

FEM解析でのCTODは、デザインカーブのCTODを大きく上回り、デザインカーブは非安全側評価となる傾向にある。一方、WES 2808-2003の手順に従って求めた局所ひずみに対応するFEM解析でのCTODは、デザインカーブのCTODと比較的一致している。

以上のように、局所ひずみの算定手法がデザインカーブによるCTODの推定精度に及ぼす影響が大きいことがわかった。WES 2808-2003の手順に従って求めた局所ひずみに対応するFEM解析でのCTODとデザインカーブのCTODとの差は、WES 2805-1997の手順に従って求めた局所ひずみに対応するFEM解析でのCTODとデザインカーブのCTODとの差に比べて小さいことから、局所ひずみをWES 2808-2003の手法で求めた方がデザインカーブのCTOD推定精度が高いと判断できる。さらにネット断面が降伏する負荷レベルであっても、WES 2808-2003の手順に従って求めた局所ひずみに対応するFEM解析でのCTODはデザインカーブのCTODとほぼ一致することがわかった。

3.3 WES 2805-1997 および WES 2808-2003 の手順に従って求めた平均的弾性応力集中係数の比較

Fig. 1 に示したモデルにおいて、WES 2805-1997 で示される平均的弾性応力集中係数 $\overline{K_t}$ と WES 2808-2003 で定義される面積平均ひずみの弾性成分から求めた平均的弾性応力集中係数 $\overline{K_t}$ を、それぞれき裂深さの関数として Fig. 6 に比較して示す。 $\overline{K_t}$ は Fig. 5 に示したように構造不連続や溶接ビードの存在によって欠陥(き裂)が存在する領域に平均的に働く応力集中の程度を表すもので、本来はき裂深さに応じて変化する物理量であるが、WES 2805-1997 では簡便性を重視し $\overline{K_t}$ は継手形状に対してほぼ一定値で与えられ、本評価モデルの場合は $\overline{K_t}=3$ となる。一方、WES 2808-2003 の $\overline{K_t}$ はき裂が浅いと $\overline{K_t}=3$ 程度であるが、き裂が深くなると $\overline{K_t}$ が減少する傾向を示している。

Fig. 4 でみたように、WES 2805-1997 の手順に従って求めた局所ひずみを用いた場合、デザインカーブによるCTODがFEM解析によるCTODに比べて過剰に大きな値となったのは、 $\overline{K_t}$ を一定としているため Fig. 1 の Type A や Type

Fig. 6 Comparison of the averaged elastic stress concentration factor, $\overline{K_t}$, in WES 2805-1997 and WES 2808-2003.

B のような比較的深いき裂に対しては過大な $\overline{K_t}$ を与えたためと考えられる。一方、WES 2808-2003 の手順に従って求めた局所ひずみを用いた場合は、 $\overline{K_t}$ がき裂深さに応じて変化するため、き裂深さに関わらず広い範囲でCTODの推定精度が良好であったと考えられる。

これらのことから、デザインカーブによるCTODの推定精度を確保するためには、欠陥(き裂)部に働く平均的弾性応力集中係数 $\overline{K_t}$ をいかに精度良く求めるかがポイントと考えられる。

3.4 面積平均ひずみに基づく平均的弾性応力集中係数の簡易推定法

デザインカーブによるCTODの推定において、過度な安全側評価となることを避け良好なCTOD推定精度を確保するには、WES 2808-2003 で定義される面積平均ひずみのように、き裂深さに応じた局所ひずみを用いることが有効である。しかし、面積平均ひずみを求めるためには構造詳細ならびに溶接ビードをモデル化したFEM解析を実施する必要があり、実際の破壊評価においてはコストアップの要因となる。そのため、FEM解析を行うことなく、より簡便に精度の良い $\overline{K_t}$ を求める手法を適用することが期待される。

島貫らは、完全溶け込み十字溶接継手を対象に、き裂が存在する領域の面積平均ひずみの弾性成分から求めた $\overline{K_t}$ は、次式に示す溶接継手の止端部き裂の応力拡大係数の算定式における補正係数 M_k にほぼ等しいことをFEM解析で示した。

$$K = \sigma \cdot \sqrt{\pi a} \cdot f \cdot M_k \quad (3)$$

ここで、 K : 溶接継手の止端部き裂の応力拡大係数、 σ : 応力、 a : き裂長さ、 f : 形状補正係数、 M_k : 付加物や溶接ビードの影響に関する補正係数

また、著者らの一部⁷⁾は、対象を溶接止端部の表面き裂へと拡張し、線形破壊力学条件ではWES 2805-1997のデザインカーブでCTODを求める際に用いる $\overline{K_t}$ と溶接継手の M_k が等価であることを示した。

そこで、本報の角回し溶接継手においても同様の考え方を適用できるものと仮定し、面積平均ひずみの弾性成分から求めた $\overline{K_t}$ と M_k との比較を行った。角回し溶接止端部の表面き裂の応力拡大係数の M_k として、Hobbacher⁸⁾の提案式を用いることとする。彼らの報告では、 M_k は母板の寸法、付加物の寸法、溶接ビードの形状、およびき裂寸法の関数とした式(4)で与えられている。

$$M_k = C \cdot \left(\frac{a}{T} \right)^k \quad (4)$$

ここで、 a : き裂長さ、 C : 「下板の板厚 T 、立板の板厚 t 、下板の板幅 B 、立板の長さ L (以上、Fig. 1 参照)、および溶接ビードの止端角度」の関数、 k :

「下板の板厚 T 、立板の板厚 t 、および溶接ビードの止端角度」の関数

き裂なしモデルの FEM 解析結果から WES 2808-2003 で定義される面積平均ひずみの弾性成分より求めた平均的弾性応力集中係数 $\bar{K}_t$ と Hobbacher の M_k を比較した結果を Fig. 7 に示す。評価モデルの板幅 B は Fig. 1 に示した $B = 350\text{ mm}$ だけでなく、 $B = 175\text{ mm}$ とした場合も検討した。いずれも、き裂深さの増加によって M_k は減少する傾向が確認できる。母板の板幅 $B = 350\text{ mm}$ の場合、 M_k は $\bar{K}_t$ よりやや大きい（ $\bar{K}_t$ に対して M_k は過大評価すなわち安全側評価とみなせる）、母板の板幅 $B = 175\text{ mm}$ の場合、 M_k は $\bar{K}_t$ とほぼ一致している。

このように、角回し溶接止端部に存在する表面き裂の CTOD をデザインカーブで精度良く評価するためには、面積平均ひずみの弾性成分から求められる平均的弾性応力集中係数 $\bar{K}_t$ を用いることが望まれるが、 $\bar{K}_t$ と M_k は本評価モデルにおいてもほぼ等価または両者はかなり近い値であることがわかった。したがって詳細な FEM 解析を行うことなく、式 (1) と式 (4) を用いて精度の良い CTOD を推定することができる可能性が高い。

(a) $B=350\text{ mm}$

(b) $B=175\text{ mm}$

Fig. 7 Comparison between averaged elastic stress concentration factor, $\bar{K}_t$, defined in WES 2808-2003 and M_k .

そこで、式 (1) のデザインカーブで推定した CTOD と FEM 解析で算定した CTOD を比較した Fig. 4 において、 M_k から算定される局所ひずみを加えて図示したのが Fig. 8 である。 M_k から算定される局所ひずみは平均的弾性応力集中係数 $\bar{K}_t$ を式 (4) の M_k とし、Neuber の関係を用いて変換した平均的ひずみ集中係数 $\bar{K}_\epsilon$ に境界力による公称ひずみを乗じたひずみである。

Fig. 8 において、ネット断面が降伏しない領域では、 M_k から算定される局所ひずみを用いた場合のデザインカーブで求めた CTOD と FEM 解析で求めた CTOD の差は、WES 2805-1997 の手順に従って求めた局所ひずみを用いた場合のその差に比べて小さくなっている。したがって、 M_k から算定される局所ひずみを用いることによって現行規格に比べて精度の良い CTOD 評価を行うことができると考えられる。

ただしネット断面が降伏する領域では、WES 2805-1997 の手順に従って求めた局所ひずみや M_k から算定される局所ひずみを用いてデザインカーブで予測した CTOD は、FEM で求めた CTOD との差が大きくなる傾向にある。WES 2808-2003 で定義される面積平均ひずみによる CTOD 推定精度が本領域でも良好であることを考えると、ネット断面

(a) Type A ($2c=10\text{ mm}$, $a=3\text{ mm}$)

(b) Type B ($2c=15\text{ mm}$, $a=6\text{ mm}$)

Fig. 8 Comparison between CTOD estimated by the WES 2805 design curve and CTOD calculated by FE analysis. (SM490)

降伏レベルにおける局所ひずみの算定において $\overline{K}_t$ を $\overline{K}_\varepsilon$ に変換するために、式(2)に示す Neuber の関係を本論文では本来の適用範囲 ($\sigma_{net} < \sigma_y$) を逸脱し拡張適用していることが、CTOD 推定精度が低下する一つの要因と考えられる。

4. CTOD 推定法の実験による適用性検証

前章までの検討で、デザインカーブによる CTOD の推定精度の確保には欠陥部に働く平均的弾性応力集中係数 $\overline{K}_t$ を精度良く求めることがポイントであり、WES 2805-1997 の適用範囲であるネット断面が降伏しない負荷レベルにおいては、溶接継手の応力拡大係数算定式の補正係数 M_k から算定される局所ひずみを用いることが有効との結論を得た。そこで実際に、Fig. 1 に示す評価モデルを製作し、脆性破壊試験を行って、本手法の適用性を検証することとした。

4.1 角回し溶接試験体の脆性破壊試験

供試材料は板厚 12 mm の SM490 鋼板であり、Table 1 および Fig. 2 の材料の強度特性の取得に用いたものと同一の鋼板である。溶接は被覆アーク溶接で行い、溶接材料は JIS Z 3212 D5016 とした。Fig. 9 に試験体形状および寸法を示す。引張負荷を行うために試験片端部にピン穴を加工した。図中には溶接方向も合わせて示す。角回し溶接部が溶接始端や棒継ぎ部とならないよう配慮した。母板に立板を仮付けした後、溶接速度 2.0 mm/sec、溶接入熱量 1.4 kJ/mm の条件で 1 層 1 パスですみ肉溶接した。脚長は Fig. 1 と同じ 5 mm を目標とし、試験体製作後にそれがほぼ目標値通りであることを確認した。角回し溶接止端部に放電加工によって幅 0.2 mm の半楕円形の切欠を挿入した。疲労き裂は挿入していない。切欠寸法は Fig. 1 の Type A, Type B に加えて、「 $2c=12\text{ mm}$, $a=4\text{ mm}$ 」の寸法（以降、Type C と称す）の 3 種類とし、それぞれ 1 体ずつ施工した。なお別途、後述の破壊靱性計測用の角回し継手も同一溶接条件で製作した。

脆性破壊試験は、放電切欠部を含む試験体中央部を液体窒素ガスで冷却し所定の試験温度に保ちながら、最大容量 12 MN の横置き式引張試験機を用いて変位制御で準静的に引張負荷を行った。脆性破壊発生時の負荷レベルを大きく変化させるために、試験温度は切欠寸法が Type A および Type C の試験体が -75°C 、Type B の試験体が -100°C と変化させた。それぞれ破壊が発生するまで、荷重ならびにネット断面上のき裂先端から 100 mm 離れた位置に貼付した 2 枚の荷重線方向のひずみゲージ値を連続計測した。Fig. 10 に試験時の荷重とひずみの関係を示す。本図横軸のひずみは貼付した 2 枚のひずみゲージ値の平均値である。切欠寸法が Type A の試験体は脆性破壊を起こさず、最終的には試験片の一部で塑性変形が進行し荷重低下が生じた。切欠寸法が Type B の試験体はネット断面降伏する前に脆性破壊が生じ、切欠寸法が Type C の試験体はネット断面降伏後のある変形段階で脆性破壊が生じた。

Fig. 9 Configuration of a corner boxing welded specimen.

Fig. 10 Load-strain curves in tensile tests.

4.2 デザインカーブによる脆性破壊発生荷重の予測

材料の破壊靱性（限界 CTOD： δ_c ）を計測するため別途製作した角回し溶接試験体から、WES 1108-1995⁹⁾に準拠したコンパクト試験片を採取した。コンパクト試験片の板厚は 12 mm で切欠は母材板厚を貫通しており、その切欠が角回し溶接試験体の溶接止端部の直下となるものとした。切欠は放電加工によって挿入した。当規格では疲労き裂を挿入することが定められているが、ここでは角回し溶接試験体と同条件とするために疲労き裂は挿入していない。当規格に従って破壊靱性試験を行った結果、 -75°C で $\delta_c = 0.25\text{ mm}$ 、 -100°C で $\delta_c = 0.02\text{ mm}$ であった。

脆性破壊発生条件は式(5)で表され、本条件を満たすときの荷重が脆性破壊発生荷重となる。

$$\delta = \delta_c \quad (5)$$

ここで、 δ ：デザインカーブすなわち式(1)で算定される CTOD、 δ_c ：材料の限界 CTOD

式(1)における局所ひずみとして、3.2 節に示した WES 2805-1997 の定義によるひずみ、および 3.4 節に示した M_k をもとに設定したひずみの 2 種類を用い、それぞれ予測さ

れる脆性破壊発生荷重の比較を行った。なお両者とも溶接残留応力によるひずみを WES 2805-1997 に従って $0.2\sigma_Y$ とし、それぞれ加算した。

Fig. 11 に、デザインカーブで予測した脆性破壊発生荷重と実験値との比較を示す。いずれの切欠も WES 2805-1997 の手順に従って求めた局所ひずみを用いて予測した脆性破壊発生荷重よりも、 M_k から算定される局所ひずみを用いて予測した脆性破壊発生荷重の方が大きくなっている。これは、当試験体においては、き裂深さに応じて変化する M_k から算定される局所ひずみが、 $\bar{K}_I$ がき裂深さに関わらず一定値 ($\bar{K}_I = 3$) となる WES 2805-1997 の手順に従って求めた局所ひずみよりも小さく、式 (5) を満たす δ を得るにはより大きな荷重が必要となるためである。

Fig. 11 をみると、ネット断面が降伏しない場合はデザインカーブで予測した脆性破壊発生荷重が実験値よりも小さく（評価は安全側）、ネット断面が降伏する場合はデザインカーブで予測した脆性破壊発生荷重が実験値よりも大きくなっている（評価は非安全側）。この傾向は、3.4 節で述べたデザインカーブで求めた CTOD と FEM で求めた CTOD の関係と対応している。すなわち、ネット断面が降伏しない領域ではデザインカーブで求めた CTOD が実際の CTOD よりも大きいため、デザインカーブで予測された脆性破壊発生荷重は実験値よりも小さくなったと考えられる。ネット断面が降伏する領域ではデザインカーブで求めた CTOD が実際の CTOD よりも小さいため、デザインカーブで予測された脆性破壊発生荷重は実験値よりも大きくなったと考えられる。なお、ネット断面降伏以前に脆性破壊が生じた Type B の試験体では、WES 2805-1997 の手順に従って求めた局所ひずみを用いて予測した脆性破壊発生荷重に比べて、 M_k から算定される局所ひずみを用いて予測した脆性破壊発生荷重の方が実験での脆性破壊発生荷重との差異が小さい。これより、当負荷レベルでは M_k から算定される局所ひずみを用いることで破壊荷重の推定精度が向上することが確認できる。

Fig. 11 Comparison between brittle fracture loads estimated by the CTOD design curve and brittle fracture load measured in tests.

以上より、角回し溶接止端部に存在する表面き裂において、式 (1) に示すデザインカーブを用いて脆性破壊発生荷重の予測を行う場合、WES 2805-1997 の適用範囲であるネット断面降伏応力以下で脆性破壊が生じるケースにおいては、応力拡大係数の補正係数 M_k をもとに局所ひずみを設定することで、現行規格に比べてより精度の高い破壊評価を行うことができることが実験的に確認できた。ただし、脆性破壊発生限界は本来ばらつきを有するものであるため、厳密な検証を行うには試験数を増やすなどのさらなる検討が必要と考えられる。

なおネット断面降伏後に脆性破壊が生じるケースは当規格の適用対象外とされるが、Fig. 8 のデザインカーブと FEM 解析結果の差異から考えると、詳細な FEM 解析を実施する必要が生じるものの WES 2808-2003 の面積平均ひずみをもとに局所ひずみを設定することで、このようなケースであっても良好な精度の破壊評価を行うことができると考えられる。

5. CTOD 推定精度に及ぼす材料の強度特性の影響

WES 2805-1997 のデザインカーブは構造要素の応力集中部すなわち周囲を弾性場で囲まれたような位置に存在する欠陥を対象としたものであり、応力集中部に塑性域よりも小さい寸法のき裂が存在する場合に対して妥当な結果を与えるとされている。周囲の拘束が低く比較的自由に変形できる領域すなわち塑性域が大きく広がる領域に存在する欠陥では、一般的にデザインカーブで推定した CTOD は実際の CTOD よりも小さい値となり、非安全側の評価となる。そのため同じ寸法のき裂であっても、材料の降伏比が大きいような場合は局部降伏後の塑性域の広がり相対的に大きくなり、デザインカーブで予測した CTOD は実際の CTOD よりも小さくなり、非安全側の評価結果となる可能性がある。そこで、材料の降伏比がデザインカーブを用いた CTOD の推定精度に及ぼす影響を検討することとした。

Fig. 12 Influences of yield ratio to CTOD estimated by the design curve. (Type A : $2c=10\text{mm}$, $a=3\text{mm}$)

Fig. 12 は, Fig. 1 の Type A き裂において, 局所ひずみに WES 2808-2003 で定義される面積平均ひずみを用いて, デザインカーブで推定した CTOD と FEM 解析で算定した CTOD を種々の材料で比較したものである. FEM 解析結果をみると局所ひずみと降伏ひずみの比 ($\varepsilon/\varepsilon_Y$) が同一であっても, 材料の降伏比 YR の増加にともない CTOD が大きくなる傾向が認められる. しかし, いずれの鋼種もデザインカーブで推定した CTOD は FEM で算定した CTOD を上回っている. したがって, 角回し溶接止端部に存在する表面き裂において, HT780 のような高降伏比 (YR=0.95) の材料であっても, デザインカーブは安全側の CTOD の推定結果を与えると考えてもよいと思われる.

6. 結 論

一般溶接構造物に対する国内の代表的な Fitness for Service 評価基準として, 日本溶接協会規格 WES 2805-1997 「溶接継手の脆性破壊発生および疲労き裂進展に対する欠陥の評価方法」が挙げられる. 当規格で評価対象となる欠陥は, 構造要素の応力集中部すなわち周囲を弾性応力場で囲まれるような位置に存在する欠陥であり, その破壊駆動力である CTOD を推定する式が, デザインカーブとして示されている. しかし, 当規格におけるデザインカーブの CTOD 推定精度や適用範囲が不明確との指摘が最近なされている. 本報では, 角回し溶接止端部に存在する表面き裂を対象としてデザインカーブによる CTOD の推定精度を明確にし, その精度向上を図るための手法ならびに材料の降伏比に注目したデザインカーブの適用範囲に関する検討を行った. 得られた結論を以下にまとめる.

- (1) 現行 WES 2805-1997 規格のデザインカーブを用いた CTOD 評価は, 過剰な安全側評価になる場合があることがわかった. 局所ひずみの決定法によってデザインカーブを用いた CTOD の推定精度は異なり, WES 2808-2003 で定義される面積平均ひずみを局所ひずみとした場合は, 負荷の大きさに関わらず CTOD の推定精度が良好であった.
- (2) 角回し溶接継手において, 面積平均ひずみの弾性成分から求めた平均的弾性応力集中係数と, 止端部き裂の応力拡大係数算定式の補正係数 M_k はほぼ等価とみなせることがわかった. したがって, M_k から算定される局所ひずみをデザインカーブに用いることで精度良く CTOD を推定することが可能である.

- (3) 脆性破壊試験を行ったところ, ネット断面が降伏しない負荷レベルで脆性破壊が生じる場合においては, M_k から算定される局所ひずみを用いてデザインカーブで予測した脆性破壊発生荷重は, 現行 WES2805-1997 規格の手順に従って求めた局所ひずみを用いて予測した脆性破壊発生荷重に比べて実験結果との差異が小さく, M_k を用いることで脆性破壊発生荷重の推定精度が向上することが実験的に確認できた.
- (4) 局所ひずみと降伏ひずみの比が同一であっても, 材料の降伏比の増加にともなって CTOD が大きくなる傾向がみられた. しかし, HT780 のような高降伏比 (YR=0.95) の材料であってもデザインカーブは安全側の推定結果を与えることが確認できた.

以上得られた知見は, 日本溶接協会鉄鋼部会 FTS 委員会 で実施中の WES 2805 改訂作業の一助として, 反映する.

最後に, 本研究に対し有益なご意見ならびにご助言を頂きました名古屋大学大学院宮田隆司教授をはじめとする日本溶接協会鉄鋼部会 FTS 委員会の方々に, 感謝の意を表します.

参 考 文 献

- 1) Y. Hagihara, T. Tagawa and T. Miyata: Review of Fitness-For-Service Codes and Standards, J. JWS, 73-6, (2004), 12. (in Japanese)
- 2) The Japan Welding Engineering Society: Method of Assessment for Flaws in Fusion Welded Joints with respect to Brittle Fracture and Fatigue Crack Growth, WES 2805-1997.
- 3) H. Neuber: Theory of Stress Concentration for Shear-Strained Prismatical Bodies with Arbitrary Nonlinear Stress-Strain Law, Trans. ASME, J. Appl. Mech., 28-4, (1961), 544.
- 4) The Japan Welding Engineering Society: 鋼材と溶接構造物の破壊性能セミナーテキスト, JWES-IS-0301, (2003). (in Japanese)
- 5) H. Shimanuki and T. Inoue: Study on the Estimation Method of Opening Behavior of the Crack in Stress Concentrated Area, 溶接構造シンポジウム2004講演論文集, (2004), 219. (in Japanese)
- 6) The Japan Welding Engineering Society: Method of Assessing Brittle Fracture in Steel Weldments subjected to Large Cyclic Dynamic Strain, WES 2808-2003. (in Japanese)
- 7) Y. Kayamori, T. Inoue, S. Aihara and Y. Hagihara: Stress concentration and strain calculation in the WES 2805 design curve, Preprints of the national meeting of JWS, 79, Paper No.236, (2006). (in Japanese)
- 8) Hobbacher: Stress intensity factors of welded joints, Eng. Frac. Mech., 46-2, (1993), 173, Corrigendum, Vol.49, No.2, (1994), 323.
- 9) The Japan Welding Engineering Society: Standard Test Method for Crack Tip Opening Displacement (CTOD) Fracture Toughness measurement, WES 1108-1995. (in Japanese)