様々なき裂深さを持つ構造用鋼の破壊靱性試験における CTOD 算定式の一考察 (Bx2B, 3点曲げ試験片)*

川畑 友弥**, 田川 哲哉***, 萱森 陽一****, 栗飯原周二**, 萩原 行人*****

An investigation on a CTOD calculation formula with various crack
length-to-width ratios (Bx2B, SE(B) specimen)*

by KAWABATA Tomoya**, TAGAWA Tetsuya***, KAYAMORI Yoichi****,
AIHARA Shuji** and HAGIHARA Yukito*****

The authors have already established a new *CTOD* calculation formula, and have been revised a *CTOD* testing standard of WES1108 in the Japanese Welding Engineering Society by using this formula. Because the fatigue pre-crack tip should be placed in the specified microstructure such as HAZ for the critical *CTOD* evaluation of welded joints, the next step is the application of the formula to various crack length-to-width ratio, a_0/W , conditions, especially for shallow crack specimens. In the previous work, a rotational deformation was apparently observed, and the plastic rotational factor, r_p , was described as a function of wide a_0/W range. However, a simple use of r_p did not result in a better *CTOD* estimation for shallow crack specimens.

In the present work, another way of calculating *CTOD* was developed by the numerical investigation of single edge notch bend, SE(B), specimens with various a_0/W . Non-linear crack opening profiles were dominant for smaller a_0/W specimens than 0.2 due to plastic deformation behind their crack tips, or a straight crack opening profile deviated from a triangle side assumed by the plastic hinge model for $a_0/W = 0.7$. In this paper, a correction factor of the plastic component of clip gauge displacement, C_{vp} , was proposed considering non-linear crack opening and crack profile deviation, and it was demonstrated that C_{vp} gave a better *CTOD* estimation than current *CTOD* formulae such as BS7448 and ASTM E1820 for the wide range of a_0/W .

Key Words: Crack tip opening displacement, toughness test, shallow crack, rotational factor

1. 緒 言

溶接鋼構造物では破壊力学に基づく欠陥評価により構造安全保証が行われるが、破壊力学パラメータの中で *CTOD* が古くから用いられている。この場合、母材、溶接継手ともに実験室小型試験片を用いて材料の限界 *CTOD* を評価するが、著者らは試験片における *CTOD* の算定式の見直しを行っている。現在実質的な世界標準となっている BS7448¹⁾あるいは ISO12135²⁾に採用されている塑性ヒンジモデルを前提とした *CTOD* 算定式を次式に示す。

$$\delta = \delta_e + \delta_p = \frac{K^2(1-\nu^2)}{2\sigma_{ys}E} + \frac{r_p(W-a_0)}{r_p(W-a_0)+a_0} V_p \quad \dots\dots\dots(1)$$

ここで、 δ は *CTOD*, δ_e は *CTOD* 弾性項, δ_p は *CTOD* 塑性項, K は応力拡大係数, σ_{ys} は降伏応力, E はヤング率,

ν はポアソン比, r_p は塑性回転因子 (=0.4), W は試験片幅, a_0 は初期き裂長さ, V_p はクリップゲージ変位の塑性成分である。(1) 式には材料のひずみ硬化挙動の影響が考慮されていない点に加えて、標準的なき裂深さ比 (以下 a_0/W) の範囲 (0.45~0.55) のみを評価の対象としている。材料のひずみ硬化の影響に関しては既にその問題を指摘し³⁾, 材料のひずみ硬化特性を反映した *CTOD* 算定式を提案した⁴⁾。具体的には負荷中のき裂先端へ浸透させたシリコンゴム印象剤から計測した *CTOD* 実測値に基づき、標準 a_0/W 条件においてひずみ硬化特性と *CTOD* との定量的な関係について明らかにした³⁾。同時に、有限要素法 (以下 FEM) 解析に基づき塑性ヒンジ変形を確認するとともに、塑性ヒンジモデルに材料のひずみ硬化特性を反映させた *CTOD* 算定式、次式を提案した⁴⁾。

$$\delta = \delta_e + \delta_p = \frac{K^2(1-\nu^2)}{m\sigma_{ys}E} + f \frac{r_p(W-a)}{r_p(W-a)+a} V_p \quad \dots\dots\dots(2)$$

$$m = 4.9 - 3.5YR$$

$$f = F \cdot f_{@B=25}$$

$$F = 0.8 + 0.2 \exp\{-0.019(B-25)\}$$

$$f_{@B=25} = -1.4(YR)^2 + 2.8(YR) - 0.35$$

$$r_p = 0.43$$

*受付日 平成27年11月11日 受理日 平成28年2月3日

**正 員 東京大学 Member, The University of Tokyo

***正 員 JFE スチール(株) Member, JFE Steel Corporation

****正 員 新日鐵住金(株) Member, Nippon Steel and Sumitomo Metal Corporation

*****正 員 元上智大学 Member, Former Sophia University

ここで B は試験片厚さ (mm), YR は材料の降伏比である. この提案式は日本溶接協会の破壊靱性試験規格, WES1108⁵⁾ に採用される見通しである.

溶接継手に対して破壊靱性評価を行う場合の切欠き位置および方向については Table 1⁶⁾ に示すようなバリエーションを有し, いずれも一般的に用いられているものである. 本表の右方欄にある表面切欠きタイプは特定の欠陥や特定の熱影響部組織の靱性を評価する方法である. 継手中の特定位置を狙い予き裂導入を行うため, 切欠き深さが標準試験片 ($a_0/W=0.45\sim0.55$) から外れる場合もあり, そうした場合には現行の塑性ヒンジモデルに基づく CTOD 算定式が対応しない課題がある. 溶接継手の CTOD 試験規格 ISO 15653⁷⁾ では $a_0/W=0.45$ で塑性ヒンジモデルに基づく CTOD 算定法から後述の J 積分から換算する CTOD 算定法へ切り替えることで $a_0/W=0.1\sim0.7$ の広範な条件で CTOD 評価を規定している. ただし, 異なる算定法を用いているために $a_0/W=0.45$ を境界に CTOD 評価値に不連続性が現れる矛盾点が指摘されている⁸⁾.

2002年以降の ASTM E1290⁹⁾ では (3) 式により J 積分を CTOD 相当値に換算する算定法に改訂している. その算定式を次式に示す.

$$\delta = \frac{1}{m\sigma_Y} (J_e + J_p) = \frac{1}{m\sigma_Y} \left[\frac{K^2(1-\nu^2)}{E} + \frac{\eta A_{pl}}{B(W-a_0)} \right] \dots (3)$$

$$m = A_0 - A_1 \cdot (YR) + A_2 \cdot (YR)^2 - A_3 \cdot (YR)^3$$

$$A_0 = 3.18 - 0.22(a_0/W), A_1 = 4.32 - 2.23(a_0/W)$$

$$A_2 = 4.44 - 2.29(a_0/W), A_3 = 2.05 - 1.06(a_0/W)$$

$$\eta = 3.785 - 3.101(a_0/W) + 2.108(a_0/W)^2$$

ここで J_e は J 積分弾性項, J_p は J 積分塑性項, A_{pl} は荷重- V_p 曲線の面積, σ_Y は有効降伏応力 ($=(\sigma_{ys} + \sigma_{us})/2$, ただし σ_{us} は引張強さ) である. この算定法には材料のひずみ硬化特性や試験片の a_0/W の影響を算定式に反映してはいる

が, 算定式作成過程の問題から算定値が実際の CTOD よりも全般的に保守的な値となる傾向にある¹⁰⁾ ことその他, 2013年にこの規格は取り下げられている.

筆者らは $a_0/W=0.45\sim0.55$ の標準 3 点曲げ試験片に材料のひずみ硬化特性の影響を反映させた CTOD 算定式の提案⁴⁾ に続き, 様々な a_0/W 条件に適用できる算定式の構築を目指している. 前報では FEM 解析結果に基づき, 広範な条件 ($a_0/W=0.05\sim0.7$, $CTOD=0.05\sim0.2$ mm) で塑性ヒンジ変形が成立していることを確認し, いくつかの手法で塑性回転因子の a_0/W 依存性を検討した¹¹⁾. 本報では, 前報で得られた知見に基づき CTOD 算定式の構築を検討する.

2. 有限要素法解析

2.1 材料構成式

FEM 解析に用いる材料構成式は溶接構造用鋼として頻度高く使用される 490 MPa 級鋼を対象とした. 材料のひずみ硬化特性はき裂先端の鈍化変形挙動に強く影響を与えるため, 以下の方法でひずみ硬化特性の異なる材料をパラメトリックに想定した. 応力-ひずみ曲線は実鋼材³⁾ の引張試験結果を基礎としたが, 引張強さが 520 MPa 一定の下, 降伏比 (Yield Ratio, 以下 YR) を 0.6 から 0.98 の範囲に設定し, (4) 式の Swift 式中の材料定数を決定した. 想定材料の引張強さおよび降伏応力の値, 用いた Swift 式の材料定数を Table 2 に示す. 実際の鋼材で観察される場合があるリューダースひずみについては想定構成式では考慮せず, 降伏後直ちにひずみ硬化を開始することとした. Fig. 1 に使用した想定材料の公称応力-公称ひずみ関係を, Fig. 2 に相当応力-相当塑性ひずみの関係を示す.

$$\bar{\sigma} = \sigma_{ys} \left(1 + \frac{\bar{\epsilon}_p}{\alpha} \right)^n \dots \dots \dots (4)$$

Table 1 Examples of CTOD test specimens with notching in the heat affected zone and their features⁶⁾

	Through thickness notch type		Surface notch type
	K-groove	X-groove	X-groove	Bead-in-groove
Objectives	Prequalification test	General assessment		Fitness-for-purpose assessment
	• Selection of materials and welding procedure conditions • Evaluation of lower bound toughness of HAZ			• Evaluation of fracture resistance of specific flaw • Evaluation of toughness of specific HAZ microstructure
Microstructure of HAZ	Not fully represent HAZ microstructure under service conditions	Almost the same microstructure is obtained as that for relevant service conditions		Easily controlled according to fabrication welding conditions
Fraction of LBZ along crack front	Not sufficiently large (The fraction depend on the straightness of the fusion line)	Small		If the crack tip can be controlled to hit LBZ, it is possible to cover almost all areas of the crack front with LBZ
Microstructural change in the crack growth direction	Small		Significant	

Table 2 Material constants in constitutive equation used for FEM study.

Mark	σ_{ys} [MPa]	σ_{uts} [MPa]	YR ($=\sigma_{ys}/\sigma_{uts}$)	Parameters in Eq.(4)	
				α	n
YR60	312	520	0.6	9.09E-03	2.27E-01
YR70	364		0.7	1.18E-02	1.92E-01
YR80	416		0.8	1.47E-02	1.54E-01
YR90	468		0.9	1.82E-02	1.10E-01
YR98	510		0.98	2.22E-02	5.83E-02

Fig. 1 Relationship between nominal stress and nominal plastic strain used for FEM study **Fig. 2** Constitutive stress-strain curves used for FEM study.

2.2 様々なき裂深さを持つ3点曲げ試験片の有限要素法解析

3点曲げ試験片の3次元弾塑性FEM解析は、CTOD評価対象鋼材の一般的な厚さである25mmをモデルケースとしてまず取り上げ、その次にその他の板厚への適用性を検討する順序で検討を進める。幅広いき裂深さ比での検討を行うために、Fig. 3に1/4モデルを並べて示すように $a_0/W=0.05\sim 0.7$ の14種類のモデルを作成した。いずれのモデルにおいても、き裂先端の実測開口プロファイルと良好な整合性が確認されている前報¹¹⁾で用いたき裂先端領域要素分割を割り当てた。節点数・要素数はおよそ20000程度、最小要素辺は3 μm 程度、8節点6面体一次完全積分要素を用いている。

Fig. 3 FE-models for SE(B) specimens with various a_0/W . **Fig. 4** Plastic rotational factors in various a_0/W conditions.

3. CTOD算定式の構築

3.1 既提案算定式の適用と問題点

前報¹¹⁾において報告した3点曲げ試験片のFEM解析結果によると、板厚中心面における塑性変形挙動は、 a_0/W を広範に変化させた場合であってもリガメント領域内のある一点を中心とした回転変形が維持されている。その回転中心の位置は負荷レベルや材料のひずみ硬化特性に強く依存するものではなく、概ねき裂深さ比 a_0/W によって表記できるものであった。そのため、1979年にDawesが構築した¹²⁾2項分離型算定式(1式)の形式を踏襲することが妥当であると判断した。また同算定式の塑性項における塑性回転因子(以下 r_p)を考えられるいくつかの算定手法で検討を行った結果、以下の方法が物理的な意味、負荷レベル依存性の観点から合理的であると判断された。試験片リガメント部においてき裂面を延長した面内でかつ板厚中心部に分布するき裂開口方向成分のひずみ分布を調査したとき、リガメント内での曲げ変形に従い開口端側から見て引張から圧縮へ開口方向ひずみ成分が遷移する部分が見られる。この丁度ひずみがゼロとなる点を用いて回転中心座標と見なす方法である。この手法で得られた r_p は、材料のYRの影響をほとんど受けず、(5)式のように a_0/W の値のみで表すことができた。Fig. 4にその変化を示すように、標準試験片 $a_0/W=0.45\sim 0.55$ を対象に定めた¹¹⁾ $r_p=0.43$ を中心とし、 r_p は

a_0/W が小さい時にやや大きく, a_0/W が大きい場合にはやや小さくなる傾向にある。ただし, その変動幅は大きくはない。

$$r_p = 2.51 \left(\frac{a_0}{W}\right)^4 - 4.71 \left(\frac{a_0}{W}\right)^3 + 2.88 \left(\frac{a_0}{W}\right)^2 - 0.79 \left(\frac{a_0}{W}\right) + 0.53 \quad \dots\dots\dots(5)$$

塑性ヒンジモデルによる CTOD 算定式に従えば, この r_p を用いて, 幾何学的相似関係に基づく CTOD の塑性成分, δ_p を V_p から求めることになる。Fig. 5 に (2) 式および (2) 式中に前報で検討した r_p の a_0/W 依存性 (5) 式を用いた場合の CTOD 算定精度を示す。図の縦軸は FEM 解析で得られた試験片厚さ中心の 45° 法 CTOD に対する精度を示したもので, 後述の (9) 式で定義される積分誤差で示している。また, 比較のため, 図には BS 7448 (1) 式) および ASTM E1290 (3) 式) による CTOD 算定値の結果も示している。(2) 式による CTOD 算定値は対象とした標準試験片の a_0/W 範囲では算定誤差は十分に小さいが, $a_0/W < 0.3$ あるいは $a_0/W > 0.6$ の領域では満足できる算定精度とは言えない。一方, (5) 式に示した r_p の a_0/W 依存性を (2) 式に用いて a_0/W の影響を反映させた場合 (Fig. 5 中の黒丸) であっても, その傾向は同様で, き裂が浅い条件および深い条件では a_0/W に依存した大きな誤差が残存したままである。また, ほぼ全ての領域では, r_p の a_0/W 依存性を (2) 式に反映させた場合の方が $r_p = 0.43$ 一定と取り扱う (2) 式よりもむしろ算定誤差が増大していることを考慮すると, 任意の a_0/W で CTOD を算定する上で, r_p の a_0/W 依存以外の要因が支配的であることが窺える。

a_0/W が小さい領域における CTOD 算定値のかい離は, 定性的には前報¹⁰⁾に示した変形モードの変化に起因したものであると考える。すなわち, a_0/W が 0.2 以下といった極端に小さい値になるとき裂後方にも塑性域が大きく広がるため, き裂面に直線性が失われ, 塑性ヒンジモデルによる幾何学的近似が成り立たなくなる。 a_0/W が大きい領域での Fig. 5 のかい離も含めて, 以下でさらに詳細を議論する。Fig. 6 は弾塑性 FEM により得られたき裂開口プロファイル

から弾性理論¹³⁾で得られた各位置の変位を差し引き, 抽出した開口プロファイルの塑性成分を描画したものである。図では 45° 法 CTOD が 0.2 mm となる変形ステップにおける $a_0/W = 0.1, 0.3, 0.5, 0.7$ それぞれの開口プロファイルの塑性成分を, き裂先端位置を原点として示している。き裂先端極近傍の鈍化形状は $a_0/W = 0.1 \sim 0.7$ の広い範囲でほぼ同一であり, (2) 式構築時に材料のひずみ硬化に依存する鈍化形状を考慮するために塑性項に導入した塑性項補正係数 $f(YR)$ は a_0/W の値に依存しないことを示唆している。

Fig. 7 は Fig. 8 に示したき裂開口プロファイルの塑性成分をき裂先端から開口端部までの全域に渡り示したものである。図の横軸は, Fig. 6 において開口プロファイルの塑性成分が 0.1 mm となる位置を原点として再定義し, そこからの距離, x を $r_p (W - a_0)$ で除することにより無次元化して示している。この時 r_p には a_0/W の関数である (5) 式を用いた。この無次元量による表現では a_0/W によらず横軸の -1 の位置が塑性回転中心に対応し, 図中の破直線は 0.2 mm の CTOD 塑性成分を算定する塑性ヒンジモデルにおける開口プロファイルということになる。き裂開口端部位置における V_p と同位置での破直線とのかい離に着目すると $a_0/W = 0.5$ の場合には両者は近い値となっているものの, その他の条件では乖離が大きい。(5) 式により塑性回転中心座標に a_0/W の変化を考慮しているにも関わらず, $a_0/W = 0.1$ の場合には V_p を基にした塑性ヒンジモデルによる CTOD 算定値が過大になる方向に, $a_0/W = 0.7$ の場合では CTOD 算定値が過小になる方向にかい離している。これら Fig. 7 に示した開口プロファイルのそれぞれを比較すると, Fig. 8 に示したき裂先端近傍の状況とは異なり, き裂先端近傍からき裂先端後方へのプロファイル変化の様子が a_0/W の変化に依存して異なっている。すなわち, き裂先端近傍からき裂先端後方の直線的プロファイルに遷移する領域において, a_0/W が小さい場合には非線形性が顕著であるのに対して, a_0/W が大きい場合には鋭角に遷移する傾向となっている。これは, 前報¹⁰⁾でも示したき裂先端後方に広がる塑性域の影響が, き裂長さが短いことにより相対的に大きくなったことを反映した結

Fig. 5 CTOD estimating error when r_p of a function of a_0/W (Eq. (5)) is simply applied into Eq. (2).

Fig. 6 Crack tip blunting behaviors at δ_p of 0.10 mm in specimens with various a_0/W .

だけでは、良好な精度が得られなかった。この要因は Fig. 7 で議論したように、き裂が浅い場合にはき裂後方にまで塑性域が広がり、その領域の塑性ひずみによりき裂のマクロ的な開口が助長されるためである。き裂先端の鈍化変形のみがき裂開口に寄与すると考える塑性ヒンジモデルで浅いき裂の CTOD 算定を考える場合、クリップゲージ変位に及ぼすき裂後方の塑性ひずみの寄与を補正することが妥当であると考えられる。以下に補正方法の考えについて述べる。(2) 式の塑性項には材料のひずみ硬化特性に起因するき裂鈍化形状の相異を補正する目的から係数 f を乗じているため、幾何学的な相似計算を考える上での CTOD は、塑性項補正係数を乗じる前の値、 δ_p/f となることに配慮して以下の議論を進める。

a_0/W が小さい領域では、曲げによる塑性変形がリガメント部に留まらず、き裂後方の開口端部まで広がり、試験片全体が梁の単純曲げに近い変形挙動となる¹¹⁾。そのため、 r_p は 0.5 に近い値になる。この時のクリップゲージ変位の塑性成分、 V_p にはき裂後方の塑性ひずみの開口方向成分が重畳するため、実際の CTOD と回転中心の延長線より大きくなる。この状況を模式的に示したものが Fig. 8 である。図ではき裂後方に拡大した塑性域が開口端部にまで到達した極端な状況を想定しており、そのためき裂開口プロファイルが線形的になる領域がほとんど存在しない模式図となっている。この場合、実験的に得られた V_p (線分 GA×2) を用いる三角形 GAO₁ に相似なき裂前方の三角形 FBO₁ を考えると算定される CTOD 半長は線分 FB となり、求めるべき長さ FD よりも大きな数値になる。このため、実際の開口角に基づく回転中心 (点 O₂) を設け塑性回転因子とする方法も考えられるが、き裂後方に線形的な開口プロファイルとなる部分がほとんど存在しない場合もあった。き裂開口角を基に r_p を数学的に算定することも試みたが、得られた r_p は負荷レベルに強く依存し算定式化することは困難であった¹¹⁾。リガメントにおけるひずみ分布に基づく r_p は Fig. 3 に示したように広範な a_0/W において $r_p=0.4\sim0.5$ 程度の変化であること、浅いき裂に対して (2) 式を補正するという意味合いから、標準試験片 ($a_0/W=0.45\sim0.55$) に対して決定した $r_p=0.43$ を固定し、Fig. 7 で説明した矛盾点に対し、 a_0/W の値に応じて V_p を補正する係数の導入を検討することとした。Fig. 8 上で説明すると実験で得られた V_p (線分 GA×2) を V_p' (線分 GC×2) へ補正することを意味する。補正係数の算定では (2) 式構築時と同様、厚さ 25 mm の FEM 解析で得られた 45° 法 CTOD を基準として、 a_0/W が異なる場合の補正係数を逆算した。そのため、Fig. 5 に示した (2) 式のみでは誤差の大きかった a_0/W が大きい領域も同時に補正されることになる。補正係数を得るための数学的処理については、上述の単純化の観点から r_p は 0.43 一定とし、 a_0/W 変動による塑性ヒンジモデルによる算定値と FEM 解析で得られた 45° 法 CTOD との差から V_p の補正関数 C_{Vp} を求めることとした。 C_{Vp} は V_p を補正する意味を有する係数であるので、

FEM 解析によって得られた 45° 法 CTOD 値を基に (2) 式を変形した (6) 式を用いて逆算することで求めた。

$$C_{Vp} = \frac{\delta_{FEM} - \frac{K^2(1-\nu^2)}{m\sigma_{ys}E}}{fV_p} \cdot \frac{r_p(W-a)+a}{r_p(W-a)} \quad \dots\dots\dots(6)$$

ここで δ_{FEM} は FEM 解析で得られた 45° 法 CTOD 値であり、0.1, 0.15, 0.2 mm となる 3 つの異なる負荷レベルでの (6) 式の平均値を対象とする a_0/W における C_{Vp} の代表値として整理した。なお、検討対象とした CTOD の範囲については前報¹¹⁾に引き続き 0.2 mm と置いている。実際の鋼材では変形レベルが大きくなると鈍化したき裂の先端から延性き裂が発生し、その後 CTOD は破壊力学パラメータとしての意味を失う。そのため、本研究ではこの延性き裂発生に至るまでの CTOD の範囲を対象としているが、延性き裂が発生する変形レベルは材料により異なる。ここでは多くの除荷断面を観察した既存の検討¹⁰⁾を考慮し、大略の目安として CTOD=0.2 mm までの変形レベルを対象とすることとした。Fig. 9 に、厚さ 25 mm の FEM 解析モデルで求めた C_{Vp} の変化を設定した a_0/W に対して示す。図では解析に用いた構成式の内、低 YR 側の YR60 と高 YR 側の YR90,98 の結果のみを示しているが、 C_{Vp} 変化は YR の相違にはほとんど依存しない。すなわち、YR に代表される材料のひずみ硬化特性の影響は係数 f によりほぼ表現されていると言える。これは CTOD 算定においてひずみ硬化特性の影響はき裂先端近傍の鈍化形状に及ぼす影響が主なものであり、 a_0/W が異なった場合であってもその影響の程度は大きく変わるものではないことを示唆している。Fig. 9 では、特に a_0/W が 0.2 を下回る領域で C_{Vp} の低下が顕著であるが、これは前述の通り、き裂開口端部まで拡大した塑性変形を補正したことによる。逆に a_0/W が大きい領域では C_{Vp} は 1 を超えるが、この領域の変化は浅いき裂の場合に比較してゆるやかである。Fig. 9 に示した C_{Vp} の値を最小二乗法により多項式近似すると (7) 式で表される。

Fig. 9 Effect of a_0/W on coefficient C_{Vp} .

$$C_{Vp}\left(\frac{a_0}{W}\right) = 15.0\left(\frac{a_0}{W}\right)^4 + 27.5\left(\frac{a_0}{W}\right)^3 - 17.6\left(\frac{a_0}{W}\right)^2 + 4.93\left(\frac{a_0}{W}\right) + 0.438 \quad \dots\dots\dots(7)$$

標準試験片の $a_0/W(=0.45\sim0.55)$ を対象とした (2) 式では、試験片厚さが変わった場合の弾性項／塑性項比の変動をを補正するため関数 $F(B)$ を導入し、試験片厚さが大きく異なる場合の $CTOD$ 算定値の精度を維持している。ただし、 a_0/W が大きく異なる試験片の $CTOD$ 算定においても、(2) 式の関数 $F(B)$ がそのまま有効であるかは不明である。Fig. 9 およびそれから決定した (7) 式の $C_{Vp}(a_0/W)$ は試験片厚さ 25 mm の FEM 解析結果を基に決定したものであり、その C_{Vp} で V_p を補正する $CTOD$ 算定手法を異なる厚さの試験片に適用する場合に、(2) 式の関数 $F(B)$ が適切であるかは確認しておく必要がある。Fig. 10 は FEM 解析で得られた 45° 法 $CTOD$ を δ とし、(7) 式の $C_{Vp}(a_0/W)$ で補正した V_p を (2) 式に代入した場合に逆算で得られた $F(B)$ 相当値をプロットで示したものである。図では、 $a_0/W=0.2$ および 0.3 の結果 (Fig. 10 (a)) を (2) 式を構築した際に用いた $a_0/W=0.5$ の条件での結果 (Fig. 10 (b)) と比較して示している。それぞれの図中の曲線は (2) 式の $F(B)$ を示したものである。関数 $F(B)$ は厚さの異なる標準試験片 ($a_0/W=0.5$) の関数 f を検討¹¹⁾ する中で、FEM による逆算値のパラツキの下限を採用した経緯 (Fig. 10 (b)) があるが、Fig. 10 (a) に示した $a_0/W=0.2, 0.3$ の条件での結果においても (2) 式中の関数 $F(B)$ は $a_0/W=0.5$ の場合とほぼ同様の近似となっていることがわかる。すなわち、 a_0/W の異なる試験片の $CTOD$ を算定する場合、 a_0/W の影響を V_p に $C_{Vp}(a_0/W)$ を乗じることで反映させれば、(2) 式の r_p や $F(B)$ も含めた塑性項補正関数 f をそのまま用いて大きな問題はないことが示唆される。

最終的にここで提案する a_0/W の異なる試験片の $CTOD$ 算定式を以下に示す。

$$\begin{aligned} \delta &= \delta_e + \delta_p = \frac{K^2}{m\sigma_{ys}E} + f \cdot C_{Vp} \frac{r_p(W-a)}{r_p(W-a) + a + z} V_p \\ m &= 4.9 - 3.5YR \\ f &= F \cdot f_{@B=25} \\ F &= 0.8 + 0.2 \exp\{-0.019(B-25)\} \\ f_{@B=25} &= -1.4(YR)^2 + 2.8(YR) - 0.35 \\ r_p &= 0.43 \\ C_{Vp}\left(\frac{a_0}{W}\right) &= -15.0\left(\frac{a_0}{W}\right)^4 + 27.5\left(\frac{a_0}{W}\right)^3 - 17.6\left(\frac{a_0}{W}\right)^2 + 4.93\left(\frac{a_0}{W}\right) + 0.438 \end{aligned} \quad \dots\dots\dots(8)$$

式の形の上では、材料のひずみ硬化、試験片厚さを考慮した (2) 式に、 a_0/W の影響を $C_{Vp}(a_0/W)$ により補正した V_p を用いる形になっており、それぞれの因子が $CTOD$ 算定値に及ぼす影響を分離して補正する構成となっている。

3.3 提案算定式の精度の検討

$CTOD$ は破壊力学パラメータの一つであり、限界 $CTOD$ を脆性破壊発生のクライテリオンとする場合に、き裂先端開口変位という物理量を実験室小型試験片から精度良く算定する手法を構築することが本研究の趣旨である。 a_0/W 条件が広範に変動した場合に $CTOD$ 算定値に与える影響を前節で議論したが、結果として提案する (8) 式の $CTOD$ 算定式は材料のひずみ硬化特性、試験片厚さ、 a_0/W という影響因子をそれぞれ個別の諸係数として FEM 解析で得られた 45° 法 $CTOD$ から逆算することにより求めたものである。それぞれの影響因子を反映させた最終的な算定式がどのような精度であるかを照査するとは重要となる。精度の検証は、Kirk ら¹⁴⁾ の手法を参考に (9) 式で評価することにする。

$$\begin{aligned} \overline{ERR}[mm^2] &= \sum_{i=j(\delta_{FEM}=0.1mm)}^{k(\delta_{FEM}=0.2mm)} \left\{ \left| [\delta_{formula}]_i - [\delta_{FEM}]_i \right| \right. \\ &\quad \left. \times ([\delta_{FEM}]_i - [\delta_{FEM}]_{i-1}) \right\} \quad \dots\dots\dots(9) \end{aligned}$$

Fig. 10 Variation of $F(B)$ using V_p correction of C_{Vp} in Eq. (6) against specimen thickness.

(9) 式の $\overline{ERR}$ は、FEM 解析で得られる 45° 法 CTOD に対して、 $P-V_g$ 関係を基に算定した CTOD 値のかい離の程度を $CTOD=0.1 \sim 0.2 \text{ mm}$ の範囲の積分誤差として算定するものである。BS 式 ((1) 式) による CTOD 算定値と 45° 法 CTOD との関係の一例を Fig. 11 に示すが、 $\overline{ERR}$ は図中の斜線部面積に対応している。

Fig. 12 は試験片厚さ 25 mm, $YR=0.6, 0.9, 0.98$ の条件に対し、(8) 式の精度を $\overline{ERR}$ を用いて他規格 (必ずしも広範な

Fig. 11 Schematic figure describing the definition of the integrated absolute error for the verification of accuracy in the proposed formula.

a_0/W に対応している算定式ではないが、単純に拡大適用した結果) と比較して示している。(8) 式の諸係数決定方法から考え、(8) 式の精度が既存規格の他算定式に比べて良好であるのは当然であるが、本研究の主目的である幅広い a_0/W の範囲に渡り適用可能な CTOD 算定式として十分な精度といえる。他規格の積分誤差を概観すると、BS 規格は YR に対して考慮していないこともあり、 YR による積分誤差の変動が大きい。ASTM 規格はひずみ硬化係数の影響を考慮しているため、 YR による変動は相対的に小さいものの、積分誤差そのものは BS とほぼ同等であり、本検討のおよ10倍程度である。標準 a_0/W 条件について検討した著者らの算定式 ((2) 式) は比較的良好ではあるが、やはり塑性変形の様式が全体曲げモードに移移する $a_0/W \leq 0.2$ の領域にて誤差は顕著化する。

さらに、 $a_0/W=0.2, 0.3$ の条件で試験片厚さを広範に変化させた場合の (8) 式による CTOD 算定値の積分誤差を Fig. 13 に示す。図では積分誤差を想定した試験片厚さと材料の YR の組合せに対して等高線表示として示している。板厚が極端に薄い場合あるいは厚い場合の特に高 YR 条件で誤差が大きくなる傾向にあるが、最大でも 0.00075 mm^2 に留まり、Fig. 12 に示す他規格の延長適用例などと比較すると極めて良好な精度であり実用上問題にはならない。

Fig. 12 Comparison of integral absolute error among BS and ASTM CTOD calculations and the present study.

Fig. 13 Evaluation of integral absolute error in $a_0/W=0.2$ (left) and 0.3 (right) conditions.

4. 高強度鋼 (HT780) への適用検討

前節までに示した $CTOD$ 算定式の構築には引張強さ 520 MPa の仮想材料を材料構成式とした FEM 解析結果を基礎としている。 $CTOD$ 試験が高頻度に求められる対象材料は、現状は 500 MPa 級高張力鋼が中心であるが、今後のニーズとして HT780 をはじめとする高強度鋼が評価の対象となり得る。 HT780 以上の高強度鋼はペンストックを始めとする重要構造物にかなり古くから用いられ、さらに $CTOD$ をパラメータとして破壊力学を用いた耐破壊安全性を保証していることは良く知られている¹⁵⁻¹⁷⁾。ここでは HT780 鋼 (Table 3, Fig. 14) の実際の応力-ひずみ関係を構成式とし $a_0/W=0.2, 0.3$ の FEM 解析結果より得られた 45° 法 $CTOD$ に対して (8) 式を用いた $CTOD$ 算定値の妥当性を検討した。前章同様に (9) 式により積分誤差を計算し評価したところ、Fig. 15 に示すように、広範な試験片厚さにおいて BS 式や (2) 式をそのまま適用した場合に比べて良好な精度を示すことが確認できた。 Fig. 12 に示した 500 MPa 級鋼での検証精度に比較しても、Fig. 15 に示した HT780 の結果はほぼ同等の精度を確保していると言える。

Table 3 A tensile test result of HT780 used.

Mark	Thickness	YP [MPa]	TS [MPa]	YR [%]	uEL [%]	EL [%]
HT780	22.5mm	708	764	93	7.5	26.7

Position: 1/4t, Direction: Longitudinal
Configuration: 14mmΦ-G.L.50mm

Fig. 14 Tensile test result of HT780 used.

5. 結 言

溶接継手 HAZ 部の $CTOD$ 評価を行う際には、評価対象とする金属組織の位置を狙って疲労予き裂を導入し試験が実施されるため、広範な a_0/W に対して適用可能な算定式が求められる。本報告では均質材を前提として、 $CTOD$ 算定式への a_0/W の反映手法を主な検討課題とした。 a_0/W が変化した場合の 3 点曲げ試験片の曲げ変形挙動や塑性回転因子の変化に関する前方の検討結果を基礎として、塑性ヒンジモデルに立脚した $CTOD$ 算定式を提案した。以下に得られた結論を示す。

- 1) 試験片リガメント部内のひずみ分布から推定される塑性回転因子は試験片き裂深さ比 a_0/W に応じて変化するが、これを用いるだけでは特に浅いき裂 ($a_0/W \leq 0.2$) において、十分な精度の $CTOD$ 算定値は得られなかった。
- 2) 上記結言 1) は、塑性変形がき裂後方へも拡大するためにはき裂開口プロファイルに線形部分が失われ、クリップゲージ変位 (V_p) とき裂先端近傍の変形との対応性がき裂深さ比 a_0/W に応じて変化するることによる。
- 3) 厚さ 25 mm の FEM 解析解を基にクリップゲージ変位塑性成分の補正関数の導入を検討した。前報で提案した標準 a_0/W 条件の算定式に補正係数 C_{V_p} を乗じた V_p を用いるものである。(8) 式に示すように、 $CTOD$ 算定値に影響を及ぼす材料のひずみ硬化特性、試験片厚さ、き裂深

Fig. 15 Evaluation of the integral absolute error in HT780.

さ比 a_0/W のそれぞれを独立に補正する形式になっている。

- 4) (8) 式による CTOD 算定誤差は $a_0/W=0.05\sim0.7$ の全域に渡り極めて良好であり, FEM で算定した 45° 法 CTOD 値に対する算定誤差は BS 式や ASTM 式を延長適用した場合に比べ 1/10 程度となる。また 10 mm から 200 mm までの広範な厚さの試験片や HT780 鋼への適用性も良好であった。

謝 辞

本研究は社団法人日本溶接協会鉄鋼部会 FTE 委員会 WG-C の活動の一環として行われたものである。本研究達成に至る過程で有益な議論を行って下さった委員会メンバーに謝意を表する。

参 考 文 献

- 1) British Standard BS7448 part1 "Fracture Mechanics toughness tests Part1. Method for Determination of K_{IC} , critical CTOD and critical J values of metallic materials", (1991).
- 2) International. Standard organization, Unified method of test for the determination of quasistatic fracture toughness, ISO12135, (2002).
- 3) Tetsuya Tagawa, Tomoya Kawabata, Takahiro Sakimoto, Yoichi Kayamori, Mitsuru Ohata, Yoichi Yamashita, Ei-ichi Tamura, Hitoshi Yoshinari, Shuji Aihara, Fumiyoshi Minami, Hiroshi Mimura and Yukito Hagihara, "Experimental measurements of deformed crack tips in different yield-to-tensile ratio steels", Engineering Fracture Mechanics, Volume 128(2014), 157-170.
- 4) Tomoya Kawabata, Tetsuya Tagawa, Takahiro Sakimoto, Yoichi Kayamori, Mitsuru Ohata, Yoichi Yamashita, Ei-ichi Tamura, Hitoshi Yoshinari, Shuji Aihara, Fumiyoshi Minami, Hiroshi Mimura and Yukito Hagihara, "Proposal of a new CTOD calculation formula", Engineering Fracture Mechanics, submitted.
- 5) The Japanese Welding Engineering Society, Standard Test Method for Crack-Tip Opening Displacement (CTOD) fracture toughness measurement, WES1108:1995.
- 6) The Japanese Welding Engineering Society, Method of Assessment for Flaws in Fusion Welded Joints with respect to Brittle Fracture and Fatigue Crack Growth, WES2805:1997.
- 7) International Organization for Standardization, Metallic Materials - Method of Test for the Determination of Quasistatic Fracture Toughness of Welds, ISO 15653 (2010).
- 8) Yoichi Kayamori, Takehiro Inoue, Tetsuya Tagawa, "Changes in ISO 15653-Based CTOD for Specimens of $a_0/W=0.45$ ", Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering, Vol. 6 (2012) No. 6 Special Issue on Advanced Technology in Experimental Mechanics pp. 645-653.
- 9) American Society for Testing and Materials "standard test method for crack-tip opening displacement CTOD fracture toughness measurement", ASTM E1290-2002.
- 10) Tetsuya Tagawa, Yoichi Kayamori, Mitsuru Ohata, Tsunehisa Handa, Tomoya Kawabata, Yoichi Yamashita, Kazuyuki Tsutsumi, Hitoshi Yoshinari, Shuji Aihara and Yukito Hagihara, "Comparison of CTOD standards: BS 7448-Part 1 and revised ASTM E1290", Engineering Fracture Mechanics, Volume 77, Issue 2, January 2010, 327-336.
- 11) Tomoya Kawabata, Tetsuya Tawaga, Shuji Aihara and Yukito Hagihara, Plastic rotational factors in three point bending test of steels with various crack length to width ratio, Quarterly Journal of the Japan Welding Society, Vol. 33 (2015) No. 3 p. 242-252.
- 12) M. G. Dawes, Elastic-Plastic fracture, ASTM STP 668, pp.307-333. ASTM, Philadelphia, 1979.
- 13) Hironobu Nishitani, Hiroshi Noguchi and Kazuya Mori, "Analysis of Single-Edge-Cracked Specimen under Three- or Four-Point Bending by Body Force Doublet Method, Trans.Japan Soc. Mech. Engrs., Vol.52, No.474(1986), pp.539-543.
- 14) Mark. T. Kirk and Robert H. Dodds Jr., "J and CTOD Estimation Equations for Shallow Cracks in Single Edge Notch Bend Specimen" Journal of testing evaluation, 1993, 21, pp.223-238.
- 15) Y. Nishiwaki, T. Maejima and K.Kubota "Study for the application of high tensile steel (HT-100) to penstock" (in Japanese), Journal of Construction Management and Engineering (VI), No.672, (2001), 37-56.
- 16) K. Satoh, M. Toyoda, K. Ukita, A. Nakamura and T. Matsuura "Applicability of undermatching electrode to circumferential welded joint of HT80 penstock (1st report)" (in Japanese), J. JWS, Vol.47, No.5, (1978) 283-288.
- 17) K. Satoh, M. Toyoda, K. Ukita, R. Shimoda, A. Nakamura and T. Matsuura "Applicability of undermatching electrode to circumferential welded joint of HT80 penstock (2nd report)" (in Japanese), J. JWS, Vol.47, No.10, (1978), 697-704.