CTOD 設計曲線の衝撃問題への拡張

正員 豊 貞 雅 宏* 正員 後 藤 浩 二*

Application of CTOD Design Curve in Case of Impact Loading

by Masahiro Toyosada, *Member* Koji Gotoh, *Member*

Summary

Japan Welding Engineering Society (JWES) standard WES2805 has been widely used to evaluate unstable fracture of welded build-up steel structures. It is based on elastic-plastic fracture mechanics (CTOD criterion), because most brittle fracture may occur from the defect at structural stress concentration field. As this standard gives CTOD design curve to simply estimate CTOD, we can easily evaluate unstable fracture of welded structures.

But this design curve can be applied only static loading condition. Brittle fracture initiates not only on static loading but also on intermediate or high loading rate. CTOD design curve in WES2805 can not be applied at these loading rates.

Authors proposed the estimation method of fracture toughness at arbitrary loading rate taking the effect of strain rate on fracture toughness into consideration. Strain rate-temperature parameter (R) suggested by Bennet et. al. is used as a parameter of this estimation method. Besides yield stress at arbitrary loading condition can be represented as a function of R parameter. On basis of these results, it is assumed that yield stress dominates the fracture mechanics parameter such as CTOD, this is to say, it can be given CTOD at nominal strain rate by substituting the yield strain at nominal strain rate for CTOD design curve.

Failure analyses of lower flange with beam scallop of box column-to-H beam connection at Hanshin earthquake (Jan. 17th 1995) were carried out by the above mentioned extended CTOD design curve. As a result of these analyses, it is clear that CTOD design curve can be applied at arbitrary loading rate by substituting the yield strain at nominal strain rate for this design curve.

1. 緒 言

大型溶接構造物は通常、降伏点以下の応力状態で使用されることを前提として設計される。しかし、これらの溶接構造物には構造的不連続部が存在し、この不連続に起因する応力/ひずみ集中のため、局部的には塑性状態となることも多い。船舶などのように不規則な変動荷重が作用する構造物では、この構造的な不連続部から疲労き裂などのき裂が生じやすい。従って、この箇所なき裂が存在したとしても

不安定破壊が生じないようにすることが必要である。

弾塑性状態における欠陥からの破壊強度評価の一手法として、き裂先端開口変位 (CTOD) をパラメータとしたアプローチがあり、日本溶接協会による溶接欠陥の許容判定基準である WES2805 として規格化されている。WES2805 では破壊パラメータである CTOD を簡易的に求めるため、CTOD 設計曲線 (CTOD の力学表示式) を与えている。Burdekin ら¹⁾ が CTOD 設計曲線を提案した当初は、設計曲線に用いるひずみの意味が明確ではないという問題があったが、永井ら^{2)~5)} による一連の構造的応力集中部を有する広幅試験片による実験結果から、設計曲線に用いるひずみの意味が明らかとなり、線形破壊力学との整合性を考慮したものへと修正された。さらに町田ら⁶⁾ は、線形破壊力学とのより正確な整合性を考慮した CTOD 設計曲線を提案

* 九州大学工学部船舶海洋システム工学科

原稿受付 平成 9 年 6 月 25 日

秋季講演会において講演 平成 9 年 11 月 14, 15 日

し、これは WES2805 の改訂案⁷⁾に採用されている。

このように、CTOD 設計曲線は弾塑性状態における不安定破壊に関する一評価手法として確立されつつあるが、作用ひずみ速度の影響は全く考慮されておらず、いわゆる静的負荷条件下における関係式である。破壊靱性値はひずみ速度の増加に伴い低下することが知られているが、著者らの調査結果⁸⁾によれば、各種構造物に実際に作用するひずみ速度は静的破壊靱性試験で与えられるものよりも速いことが判明している。1980 年代にはエネルギー需要の増大に伴い、亜北極圏の未開発石油資源の生産および安全かつ経済的な輸送のため、氷海商船や寒冷地で稼働する石油掘削リグの建造の機運が高まった。これら氷海商船や石油掘削リグでは、氷山あるいは流水との衝突を考慮する必要があり、作用ひずみ速度は静的破壊靱性試験で与えられるものに比べ3~4 オーダ速くなる。しかし氷海商船のような構造物に対し、原子炉材料に対する K_{Ic} 試験による破壊靱性値を採用するのは経済性を無視したあまりに過酷な要求であり、任意ひずみ速度下における破壊靱性値推定手法の確立を目指した研究が行われた。また、1995 年 1 月 17 日に発生した兵庫県南部地震において鋼構造物の脆性破壊事故、とりわけ柱仕口部端のスカルップ底を起点とする梁フランジの脆性破壊事故が多数報告された。この原因としても、従来の耐震設計では考慮されていない、ひずみ速度の増加に伴う破壊靱性値の低下が挙げられている。

著者ら⁹⁾は、動的条件下では温度と等価な物理量である strain rate-temperature parameter¹⁰⁾ (以降、 R と記す) をパラメータとした、破壊靱性値に及ぼすひずみ速度の影響の定量的評価手法を提案し、静的破壊靱性試験結果から任意ひずみ速度下での破壊靱性値を推定できることを報告している。この手法において破壊パラメータである CTOD の算定には、 R 値の関数である任意ひずみ速度下における構成方程式¹¹⁾を導入した FEM¹²⁾ による動的弾塑性解析が必要である。しかしながら、設計毎にこの FEM 解析を実施するのは大変なことであり、CTOD 設計曲線のように簡易的に破壊パラメータを与える手法を確立することが必要である。

そこで本研究では、これまでに静的条件下において適用されてきた CTOD 設計曲線を、衝撃荷重が作用する場合のような任意ひずみ速度下においても適用するための手法を提案する。そして上記の手法を用いて、著者らが入手した柱仕口部端のスカルップ底を起点とする梁フランジの脆性破壊事故調査結果に関する解析を実施し、同手法の妥当性を示す。

2. 任意ひずみ速度下における CTOD 設計曲線

2.1 任意ひずみ速度下における破壊靱性値推定法

著者らは、破壊発生点であるき裂先端傍のプロセスゾーン (IDNZ) 内では、(1)式で示される R 値がほぼ一定

の値 (以降、この値を R_f と記す) を保持し、この R_f 値に対して固有の破壊靱性値が存在すること⁹⁾を示している。降伏点は(2)式の形で示されるような R 値の関数であること⁸⁾を勘案すると、破壊靱性値は破壊発生点の降伏点の関数であるとも言える。

$$R = T \ln(10^8/\dot{\epsilon}) \quad (1)$$

$$\sigma_Y = B \exp(C/R) \quad (2)$$

T : 温度 [K], $\dot{\epsilon}$: ひずみ速度 [s^{-1}], B, C : 材料定数

上記の考え方に従えば、静的破壊靱性試験結果から R_f 値と破壊靱性値 (限界 CTOD: δ_c) のマスターカーブを作成し、解析対象である任意ひずみ速度下の時々刻々の破壊パラメータ (CTOD: δ) を前述の FEM により算定して、これとマスターカーブの交点として任意ひずみ速度下における破壊靱性値を推定できること⁹⁾も判明している。

このことは、任意ひずみ速度下における破壊パラメータが、そのひずみ速度下の降伏点と一義的に対応することを示唆している。

2.2 CTOD 設計曲線の拡張

WES2805 では、き裂深さ a 、表面部のき裂半長 b の表面き裂に対し、同じき裂深さ、き裂表面長さを有する半円形き裂に置き換え、この表面き裂の前縁線に沿う応力拡大係数 (K) のうち、最大の K 値と同じ K 値を有する板厚貫通き裂のき裂半長 (き裂特性寸法: $\bar{a}$) を定義し、静的条件下における CTOD 設計曲線を(3)式で与えている。

$$\delta = \begin{cases} \epsilon_Y \bar{a} (\pi/2) (\bar{\epsilon}/\epsilon_Y)^2 & (\bar{\epsilon}/\epsilon_Y \leq 1.0) \\ \epsilon_Y \bar{a} (\pi/8) [9(\bar{\epsilon}/\epsilon_Y) - 5] & (\bar{\epsilon}/\epsilon_Y \geq 1.0) \end{cases} \quad (3)$$

ここで $\bar{\epsilon}$: 無き裂状態で作用するき裂垂直方向のき裂位置における平均作用ひずみ

ϵ_Y : 降伏ひずみ ($=\sigma_Y/E$ σ_Y : 降伏点, E : ヤング率)

また、公称ひずみを ϵ_g とすると、(4)式が成り立つ。

$$\bar{\epsilon} = K_{\epsilon} \epsilon_g \quad (4)$$

K_{ϵ} はひずみ集中係数であり、通常定義では最大作用ひずみを公称ひずみで除したものであるが、ここではき裂想定位置の平均ひずみを公称ひずみで除したものととして与えており、拡張されたひずみ集中係数といえる。

萩原¹³⁾は弾性状態から全断面降伏状態までのひずみ集中係数 K_{ϵ} を形状係数 K_t の関数として以下のように与えている。ただし、材料の応力とひずみの関係をひずみ硬化指数 n 、強度係数 H の n 乗硬化則 ($\sigma = H\epsilon^n$) としている。

$$K_{\epsilon} = \begin{cases} K_t & K_t \sigma_g \leq \sigma_Y \\ K_t + \frac{\alpha(\sigma_g/\sigma_Y - 1.125)(K_t/(K_t^{2(1+n)} - K_t))}{1.125(1 - \alpha/K_t)} & \sigma_{net} \leq \sigma_Y \leq K_t \sigma_g \\ K_t^{2/(1+n)} & \sigma_{net} \geq \sigma_Y \end{cases} \quad (5)$$

ただし、 $\alpha = \sigma_{net}/\sigma_g$, σ_g : グロス応力, σ_{net} : ネット応力 (なお構造物においては、き裂の大きさは構造部材寸法に比べて十分小さいので $\sigma_{net} = \sigma_g$ と見なせ、 $\alpha = 1$ となる。)

著者の一人ら¹⁴⁾はタンクコーナーモデルのブラケット端部近傍のフェイス部の弾塑性ひずみ分布を簡易的に推定するために、弾性解析で得られた各位置での応力をフェイス部の平均応力で除した値を各位置の見掛け上の K_t として、(5)式より K_t を計算し、フェイス部の平均ひずみに乗じることで塑性域のひずみ分布を推定し、任意位置においても(5)式が近似的に成立することを確認している。

ところで、静的負荷条件下におけるき裂先端近傍の塑性域内の応力/ひずみ分布は Hutchinson ら¹⁵⁾¹⁶⁾により解析的に与えられており、いわゆる HRR 解として知られている。HRR 解は静的条件下における解析解なので、衝撃荷重下のような高ひずみ速度下ではそのまま適用することはできないが、著者の一人らの実験的検討によれば、少なくとも負荷速度 6000 [mm/s] (公称ひずみ速度 5.0 [s⁻¹]) 程度までは、降伏点を作用ひずみ速度下でのものに置き換えることで、HRR 解を近似的に適用できること⁸⁾が判明している。

以上のように、任意ひずみ速度下における破壊パラメータがそのひずみ速度下の降伏点に一義的に対応すると考えられること、並びに公称ひずみ速度 5.0 [s⁻¹] 程度までは、降伏点を作用ひずみ速度下でのものに置き換えることで、静的条件下におけるき裂先端近傍の応力/ひずみ場を近似的に適用できることを考慮すれば、任意ひずみ速度下における CTOD 設計曲線は、(3)式中の降伏ひずみ ε_Y として、対応するひずみ速度下での値を採用すれば与えられると考えられる。具体的には(3)、(4)式より CTOD(δ) は公称ひずみ (ε_0) の関数として与えられることを考慮すると、公称ひずみ速度 ($\dot{\varepsilon}_0$) に対応した ε_Y を採用すればよい。

2.3 任意ひずみ速度下における破壊靱性値の推定

2.1で述べたように、任意ひずみ速度下における破壊靱性値の推定には R_f 値を求めることが必要不可欠である。破壊発生領域の代表点として IDNZ 先端を採用すると、この点におけるひずみ (ε_0) は著者らが示した手順⁸⁾に従い、以下のように表現できる。ただし、前報では負荷後の鈍化したき裂先端を原点とした極座標系を採用していたが、ここでは負荷前のき裂先端を原点としている。

$$\varepsilon_0 = \frac{\tilde{\varepsilon}}{2\pi} \left(\frac{M}{2.4I} \right)^{N/(N+1)} \left(\frac{\delta}{a} \right)^{1/(N+1)} \quad (6)$$

ただし、

a : き裂長

N : ひずみ硬化指数 n の逆数 ($=1/n$)

$\tilde{\varepsilon}, I$: N の関数

M : a/W (W : 試験片幅) および N の関数

(6)式中の $\tilde{\varepsilon}, I$ は HRR 解に出てくるものであり、著者ら¹⁷⁾が以下のように多項式近似している。

$$\tilde{\varepsilon} = (\bar{\sigma})^N \quad (7)$$

$$\bar{\sigma} = \begin{cases} 0.99755 - 0.013207/N - 0.10327/N^2 & (\text{平面応力状態}) \\ 0.94099 - 2.8884/N + 2.3801/N^2 & (\text{平面ひずみ状態}) \end{cases} \quad (8)$$

$$I = \begin{cases} 2.5034 + 5.1180/N - 3.3272/N^2 & (\text{平面応力状態}) \\ 3.8830 + 6.8988/N - 5.6685/N^2 & (\text{平面ひずみ状態}) \end{cases} \quad (9)$$

M は伊藤¹⁸⁾による加工硬化材料の J 積分と CTOD の関係式中に出てくるものである。構造物では、き裂の大きさは部材寸法に比べて十分小さいので $a/W=0$ と見なせる。そこで $a/W=0$ の時の M 値を著者らは以下のように多項式近似⁸⁾している。

$$M = 5.6919 + 1.1205/N + 0.96212/N^2 \quad (10)$$

(6)式に(3)式を代入し、著者らが示した手順⁸⁾に従って時間微分すると、IDNZ 先端のひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_0$ が以下のように与えられる。

$$\dot{\varepsilon}_0 = \begin{cases} 2f(N) \left(\frac{\pi K_t^2}{2\varepsilon_Y} \right)^{1/(N+1)} \varepsilon_0^{-(N+1)/(N+1)} \dot{\varepsilon}_0 & (K_t \varepsilon_0 / \varepsilon_Y \leq 1.0) \\ \frac{9}{8} \pi f(N) K_t \left(\frac{9}{8} \pi K_t \varepsilon_0 - \frac{5}{8} \pi \varepsilon_Y \right)^{-N/(N+1)} \dot{\varepsilon}_0 & (K_t \varepsilon_0 / \varepsilon_Y \geq 1.0) \end{cases} \quad (11)$$

$$\text{ただし } f(N) = \frac{\tilde{\varepsilon}}{2\pi(N+1)} \left(\frac{M}{2.4I} \right)^{N/(N+1)}$$

ところで、高速負荷時のき裂先端近傍では塑性仕事に起因する局部温度上昇が生じる¹⁹⁾。著者らは、この温度上昇量の算定法として上述の FEM に加え、熱源である塑性仕事を解析的に表現して二次元熱伝導方程式の解に適用するという手法²⁰⁾を提案している。Fig. 1 には同手法を用いて計

Fig. 1 Relation between CTOD and temperature rise due to plastic work at various strain rate and crack length

算した IDNZ 先端における温度上昇量と CTOD の関係を示している。同図中には 2 種類の欠陥寸法, 3 種類の公称ひずみ速度に対する計算結果が示されている。高速負荷時には発熱の散逸が十分に行われないうまま, 熱源となる塑性仕事はき裂先端近傍に供給され続けるため, 同一 CTOD レベルではひずみ速度の増加に伴って温度上昇量が大きくなっている。また, 公称ひずみ速度が等しくても欠陥寸法が大きいくほど, 同一 CTOD レベルで比べれば温度上昇量が大きくなっている。この理由としては欠陥寸法に比例して応力/ひずみ集中が大となるので, 同一 CTOD レベルであっても単位時間あたりの塑性仕事増分が大となるためと考えられる。

以上の結果, (11) 式より, ϵ_θ を求め, これと雰囲気温度 (T) と局所温度上昇量 (ΔT) の和 $T + \Delta T$ を (1) 式の温度の項に代入することで R_f が与えられる。これと ϵ_θ に対応する ϵ_r を代入した (3) 式を用いることで, 作用ひずみ速度下における $R_f \sim \delta$ 関係が求められる。この $R_f \sim \delta$ 関係とマスターカーブとの交点として破壊靱性値 (δ_c) が与えられ, 破壊発生時の作用ひずみ (ϵ_θ)_c を求めることもできる。

3. 衝撃荷重下における脆性破壊事故への適用

兵庫県南部地震では, 鉄骨構造物において柱梁仕口部のスカラップ底を起点とする梁フランジの脆性破壊が多数観察された。その部位の詳細な調査は各所で実施されているが, 著者らが入手した 2 つのビルの柱仕口部端が脆性破壊した部材 (以下ではそれぞれを **B** 材, **H** 材と呼ぶ) に対し, 2 で述べた手法による解析を実施して破壊発生時の作用ひずみを推定し, 調査結果²¹⁾ との対比を行うことで, CTOD 設計曲線が衝撃荷重のような任意ひずみ速度下に対しても拡張して適用できることを示す。

3.1 解析対象

Fig. 2 にこれらの破壊箇所を模式的に示す。①はスカラップ底を起点に下フランジが脆性破壊を生じた場合であり, ②は下フランジの突合わせ溶接接端部を起点として脆

Fig. 2 Breaking parts of box column-to-H beam connection for analyses

性破壊したものである。これらの事故材に関して, シャルピー試験, ビッカース硬さ試験, 丸棒引張試験が実施されている。シャルピー試験及び丸棒引張試験は脆性破壊の起点から十分離れた場所より試験片を採取して実施されているので, 試験結果は大きなひずみ加工を受ける以前の材料の機械的性質に対応していると考えられる。また, ビッカース硬さの計測は破断面近傍で行われており, この計測結果からスケルトンひずみ (破壊までに事故材に作用したひずみ) が推定された。これらの結果を Table 1 に示す。

Table 1 に示した事故材に関する情報から, $R_f \sim \delta_c$ のマスターカーブを与える必要があるが, 事故材の静的破壊靱性試験に関する情報は不明である。しかし靱性に関する情報として, 0 [°C] でのシャルピー値 (νE) はわかっているので, この情報を活用して $R_f \sim \delta_c$ のマスターカーブを推定する。

WES3003 で与えられているシャルピー曲線のマスターカーブ²²⁾ を使用すれば, ある一温度 (T) 下におけるシャルピー値からシャルピー曲線 ($T \sim \nu E$ 曲線) を与えることができる。そこで Table 1 の結果を適用して **B** 材及び **H** 材のシャルピー曲線を推定した。その結果を **B** 材に関しては Fig. 3, **H** 材に関しては Fig. 4 中の実線で示す。また, 靱性レベルが破壊強度に及ぼす影響も調査するため, 上記事故材よりも遷移温度がそれぞれ 20 [°C], 40 [°C] 高い材料と低い材料についても, シャルピー曲線を推定した。Fig. 3, Fig. 4 中にはこれらの結果も同時に示している。

Table 1 Summarized results of mechanical properties for failed elements

material	plate thickness [mm]	yield stress [MPa]	B in eq.(2) [MPa]	C in eq.(2) [K]	Charpy energy at 0 °C [J]	skeleton strain [%]
B-element	17	392	292.1	2438	30.9	about 10
H-element	22	365	267.5	2577	77.5	above 20

Fig. 3 Charpy energy transition curve of established steels (B-series)

Fig. 4 Charpy energy transition curve of established steels (H-series)

次に静的条件下における破壊靱性値であるが、 $T \sim \sqrt{E}$ 曲線をもとに WES2805 で与えられているシャルピー値と静的条件下における限界 CTOD (厳密に言えば機械切欠を導入した試験片により得られる CTOD: δ_c^M) との相関式²⁾を用いることで、 $T \sim \delta_c^M$ 関係が求められる。ただし、 $\sqrt{E}$ は upper shelf 領域では頭打ちになるので、遷移領域での $\ln(\sqrt{E})$ と絶対温度の逆数の関係 (Arrhenius 型温度依存性) を upper shelf 領域まで延長して、 $\sqrt{E}$ の代わりに同一温度での直線上の値を採用し、これから δ_c^M を計算するという萩原らの手法²³⁾を採用した。

ところで、破壊靱性値には切欠尖鋭度 (notch acuity) が影響を及ぼすことが知られており、き裂材の破壊靱性を論じるためには、疲労き裂を導入した試験片に対応した δ_c を用いることが必要である。 δ_c^M と δ_c の関係を検討した著者の一人²⁴⁾の研究によると、 δ_c^M を 0.34 倍することで δ_c の値を安全側に与えられることが判明している。

以上の結果を用いると、ある一温度での $\sqrt{E}$ から材料の静的条件下における $T \sim \delta_c$ 関係が決定できる。

静的条件下の任意温度における溶接構造用鋼の降伏点 (または 0.2%耐力) は室温での降伏点さえ与えられたならば、日本溶接協会 TM 委員会の与えている関係式²⁵⁾を修正した次式¹¹⁾を用いて計算できる。

$$\sigma_Y = \sigma_{Y0} \exp\{(497.5 - 68.9 \ln \sigma_{Y0})(1/T - 1/293)\} \quad (12)$$

ここで、 σ_Y : 静的条件下の任意温度における降伏点 [MPa]

σ_{Y0} : 静的条件下の室温 (20 [°C]) における降伏点 [MPa]

T : 温度 [K]

ところで、静的条件下におけるひずみ速度は著者らの研究¹¹⁾によると $\dot{\epsilon}_\infty = 5.0 \times 10^{-5} [\text{s}^{-1}]$ である。従って、静的条

Fig. 5 Relation between strain rate-temperature parameter and critical CTOD based on a CTOD value at static loading condition (B-series)

件下における室温の降伏点さえ与えられたならば、(12)式と上記の静的条件に相当するひずみ速度を用いて、(2)式で与えられる R 値と降伏点の関係の材料定数 B , C を決定することができる。Table 1 中には、この材料定数 B , C の値も示して。

この静的条件に相当するひずみ速度を用いれば、静的条件下における IDNZ 先端のひずみ速度 ($\dot{\epsilon}_q$)_{static} を (11)式から計算できる。静的負荷条件下では塑性仕事による発熱は散逸してしまうため、き裂先端近傍の局部温度上昇は生じない。従って、この ($\dot{\epsilon}_q$)_{static} を用いることで、 $T \sim \delta_c$ 関係から $R_Y \sim \delta_c$ 関係を与えることができる。この推定結果を **B** 材に関しては Fig. 5, **H** 材に関しては Fig. 6 に示す。

3.2 脆性破壊事故解析

事故材の調査結果では、脆性破壊の起点付近には低温割れや疲労き裂等のき裂状欠陥は存在していなかった。そこで、健全な溶接継手の脆性破壊強度が定量的に推定できることから工学的に採用されている固有欠陥寸法²⁶⁾ ($\bar{a} = 0.2$ [mm]) を与えて、地震発生時の温度 4 [°C] という条件²⁷⁾で解析した。応力集中係数 K_t としては、実際に採用されている柱仕口部のスカラップ底における佐柳ら²⁸⁾の研究結果の上限の 2.2 と下限の 1.3 を与えた。(H 材に関しても K_t の値は同じと仮定して計算した。)

$K_t = 1.3$ 及び $K_t = 2.2$ の場合の **B** 材に関して、破壊時の公称作用ひずみとひずみ速度の関係を Fig. 7 及び Fig. 8 にそれぞれ示す。図中の括弧内には脆性破壊発生時における起点部の推定作用ひずみをパーセント表示している。梁材に作用したひずみ速度は $0.01 \sim 0.03 [\text{s}^{-1}]$ の範囲²⁷⁾であると地震波応答解析結果より報告されており、この範囲を図中に網がけして示している。Fig. 7, Fig. 8 中の B3 材が事故材であり、B1, B2 は B3 よりも遷移温度がそれぞれ

Fig. 6 Relation between strain rate-temperature parameter and critical CTOD based on a CTOD value at static loading condition (H-series)

Fig. 7 Calculated results of gross strain on flange at fracture generation from boxing fillet weld toe at the end of scallop (B-series, $K_t=1.3$)

40 [°C], 20 [°C] 低い材料, B4, B5 はそれぞれ 20 [°C], 40 [°C] 高い材料である。地震時に梁材に作用したひずみ速度の範囲における B3 材の限界 CTOD(δ_c) は $K_t=1.3$ の場合は 0.046~0.078 [mm], $K_t=2.2$ の場合は 0.038~0.065 [mm] であった。また同ひずみ速度範囲における H3 材の限界 CTOD(δ_c) は $K_t=1.3$ の場合は 0.12~0.20 [mm], $K_t=2.2$ の場合は 0.10~0.17 [mm] であった。Fig. 1 を見るとわかるようにき裂長さ 0.2 [mm], 作用ひずみ速度 0.01 [s^{-1}] の条件下では, $\delta_c=0.2$ [mm] のとき, 温度上昇量は高々 7 [°C] 程度である。なお, Fig. 1 の計算では平面応力状態, 材料の(常温)静的

Fig. 8 Calculated results of gross strain on flange at fracture generation from boxing fillet weld toe at the end of scallop (B-series, $K_t=2.2$)

条件下における降伏点として 294 [MPa] を設定している。ところで Table 1 を見るとわかるように, B 材, H 材とも Fig. 1 で設定した降伏点よりも高い降伏点を有していることならびに, 通常の脆性破壊は平面応力状態に比べ拘束の高い状態で生じることから, B 材, H 材とも Fig. 1 よりも小さい温度上昇しか生じないと考えられる。従って, 本解析においては温度上昇は無視できると考えられる。また, 仮に無視できない程度の温度上昇が生じる場合であっても, これを無視することは安全側の取り扱いとなる。従ってここでは局部温度上昇は無視した解析を実施した。

本結果から, 脆性破壊発生時に破断部に作用したひずみである $(K_t \epsilon_g)_c$ は $K_t=1.3$ のとき 6.70%~11.3%, $K_t=2.2$ のとき 5.43%~9.26% となり, B 材でのスケルトンひずみが約 10% という調査結果とよく一致している。

同様に H 材についての解析結果を Fig. 9, Fig. 10 に示す。H3 が事故材であり, H1, H2, H4, H5 は B 材の場合と同様である。 $(K_t \epsilon_g)_c$ は $K_t=1.3$ のとき 17.6%~28.6%, $K_t=2.2$ のとき 14.6%~24.3% となっており, 仕口部端の突合せ溶接部はスカラップ底より K_t が小さくなることを考慮すると, H 材でのスケルトンひずみが 20% 以上という調査結果とよく一致している。

これらの図の縦軸は下フランジの公称破断ひずみ $((\epsilon_g)_c)$ を室温の降伏ひずみ $(\epsilon_{\gamma 0})$ で除した無次元量で表示しているが, 事故領域のデータは無次元化ひずみが 7 以上であり, 想像を絶する力が作用して完全に塑性化してから後に脆性破壊が生じたことになり, 事故調査報告結果²⁹⁾とも一致している。

シャルピー遷移温度が 20 [°C] 低い材料 (B2, H2) が使用されていたとすると, 事故材の場合より変形能力は B 材

Fig. 9 Calculated results of gross strain on flange at fracture generation from boxing fillet weld toe at the end of scallop (H-series, $K_t=1.3$)

では2.32~2.55倍, H材では2.17~2.41倍になると推定される。また, $K_t=1.3$ と $K_t=2.2$ の場合について比較すると, $K_t=1.3$ の場合の変形能力は $K_t=2.2$ の場合のそれに対し, B3では2.94~2.99倍, H3では2.84~2.92倍と, K_t の比の逆数($2.2/1.3=1.69$)以上の値となっており, 高速負荷時においても, 塑性ひずみ集中の効果が変形能力(耐荷力)に大きな影響を与えていることがわかる。

なお, 静的破壊靱性試験は $\dot{K}$ (応力拡大係数の時間微分: K 値速度)が $106\sim531$ [kgf/mm^{3/2}/min]の範囲で実施するように ASTM E399-83で規定されている³⁰⁾。この $\dot{K}$ の範囲に対応する $\dot{\epsilon}_0$ をFig. 7~Fig. 10中に示している。同図からわかるように, 破壊発生時の起点部の作用ひずみ(図中の括弧内の値)はASTMの規定する静的なひずみ速度の場合と著者らが静的引張試験結果から与えたひずみ速度の場合でほぼ一致している。ひずみ速度の低下に伴い破壊時の作用ひずみは増加するが, その増加割合は次第に減少し, 静的破壊靱性値に対応するひずみに収束すると考えられる。そこで, ここでは $\dot{\epsilon}_0=5.0\times10^{-5}$ [s⁻¹]以下では, 破壊靱性値は一定になると仮定している。しかし厳密にはASTMが規定する $\dot{K}$ 範囲でも, $\dot{K}$ が大なるほど, δ_c は多少小さくなる。このことを考慮するには, シャルピー値ではなく, 静的条件下での温度(T)と δ_c の関係を求めて, これを $R_f\sim\delta_c$ 関係に変換したものを採用する必要がある。

これら静的条件下における破壊ひずみの推定結果と $0.01\sim0.03$ [s⁻¹]のひずみ速度下における結果を比べると, 変形能力が静的条件下の1~3割程度になっていることがわかる。このことから静的破壊靱性値では, $0.01\sim0.03$ [s⁻¹]程度のひずみ速度が作用する場合の脆性破壊発生時の作用ひずみ推定値を大きく見積もってしまうことになり,

Fig. 10 Calculated results of gross strain on flange at fracture generation from boxing fillet weld toe at the end of scallop (H-series, $K_t=2.2$)

非安全側の評価を与えることが明らかである。

上記のように K_t の減少と, 靱性レベルの上昇は構造物の耐脆性破壊強度の上昇に極めて有効であり, 個々の構造物に対する地震の応答解析結果を用いて本論文の手法を適用すれば, 阪神大震災級の地震が生じても, 脆性破壊を生じさせないための構造物の建造が経済性も考慮した上で可能と考えられる。すなわち設計, 材料選定, 施工の最適な組み合わせが本手法を適用することで可能になると考えられる。

4. 結 言

CTOD 設計曲線は弾塑性状態における不安定破壊の一評価手法として確立されつつあり, WES2805で規格化されているが, 作用ひずみ速度の影響は全く考慮されておらず, いわゆる静的負荷条件下における関係式である。

そこで本論文では, 著者らが過去に実施してきた strain rate-temperature parameter (R 値)を指標とした破壊靱性値に及ぼすひずみ速度の影響の定量化に関する研究成果より, 任意ひずみ速度下における破壊パラメータが, そのひずみ速度下の降伏点と一義的に対応すると考え, CTOD 設計曲線を衝撃荷重が作用する場合のような任意ひずみ速度下に拡張して適用する手法を提案した。そして同手法を適用して, 兵庫県南部地震で生じた柱仕口部端のスカルプ底を起点とする梁フランジの脆性破壊事故解析を実施した。得られた結果を要約すると, 以下の通りである。

- (1) WES2805で規格化されているCTOD設計曲線の式中の降伏ひずみを作用ひずみ速度下のものに置き換えることで, 任意ひずみ速度下でのCTOD設計曲線を与えることができる。

- (2) 上記の拡張された CTOD 設計曲線を利用することで、兵庫県南部地震のような、衝撃荷重が作用する場合に生じた脆性破壊事故の定量的評価を簡易的に実施できる。
- (3) 静的破壊靱性値では、 $0.01 \sim 0.03$ [s^{-1}] 程度のひずみ速度が作用する場合の脆性破壊発生時の作用ひずみ推定値を大きく見積もってしまうことになり、非安全側の評価を与える。
- (4) 応力集中係数の減少と靱性レベルの上昇は構造物の耐脆性破壊強度の上昇に極めて有効である。
- (5) 本論文の手法を適用することで直下型の大規模地震が生じても、構造物の脆性破壊が生じないための、設計、材料選定、施工の最適な組み合わせを与えることが可能である。

参 考 文 献

- 1) F. H. Burdekin, M. G. Dawes: Practical Use of Linear Elastic and Yielding Fracture Mechanics with Particular Reference to Pressure Vessel, IIW Doc. X-641-71, 1971
- 2) 永井, 梶本, 谷口: 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, Vol. 144, (1978.12), pp. 420-pp. 428
- 3) 永井, 矢島, 梶本, 日野, 南: 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, Vol. 148, (1980.12), pp. 169-pp. 176
- 4) 永井, 矢島, 梶本, 日野, 小澤, 佐伯: 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), 日本造船学会論文集, Vol. 151, (1982.6), pp. 223-pp. 230
- 5) 永井, 矢島, 梶本, 川野, 縄田: 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4報), 日本造船学会論文集, Vol. 155, (1984.6), pp. 360-pp. 367
- 6) 町田, 吉成, 萩原, 島貫: 破壊強度評価法の検討 (第2報) - 円孔端き裂広幅試験の破壊強度解析 -, 日本造船学会論文集, Vol. 171, (1992.6), pp. 469-pp. 476
- 7) 日本溶接協会: WES2805 溶接継手の脆性破壊発生及び疲労き裂進展に対する欠陥の評価方法
- 8) 豊貞, 藤井, 野原, 川口, 有持, 井坂: 破壊靱性に及ぼすひずみ速度の影響, 日本造船学会論文集, Vol. 161, (1987.6), pp. 367-pp. 380
- 9) 豊貞, 後藤: 任意負荷速度下における破壊靱性値推定法, 日本造船学会論文集, Vol. 172, (1992.12), pp. 663-pp. 674
- 10) P. E. Bennet, G. M. Sinclair: Parameter Representation of Low-Temperature Yield Behavior of Body-Centered Cubic Transition Metals, ASME paper 65-MET-11, (1965)
- 11) 後藤, 平澤, 豊貞: ひずみ速度, 温度を考慮した構造用鋼構成方程式の簡易推定法, 日本造船学会論文集, Vol. 176, (1994.12), pp. 501-pp. 507
- 12) 河野, 後藤, 豊貞: ひずみ速度を考慮した熱弾塑性有限要素法, 日本造船学会論文集, Vol. 169, (1991.6), pp. 383-pp. 389
- 13) 萩原: 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, 日本造船学会論文集, Vol. 157, (1985.6), pp. 333-pp. 342
- 14) 岡本, 豊貞: ブラケット端部からの疲労き裂発生伝ば挙動について, 関西造船協会誌, Vol. 175, (1979.12), pp. 31-pp. 41
- 15) J. W. Hutchinson: Singular Behavior at the End of a Tensile Crack in a Hardening Material, J. Mech. Phys. Solids, Vol. 16, (1968), pp. 13-pp. 31
- 16) J. R. Rice, G. E. Rosengren: Plane Strain Deformation Near a Crack Tip in a Power law Hardening Material, J. Mech. Phys. Solids, Vol. 16, (1968), pp. 1-pp. 12
- 17) 後藤: 動的荷重を受ける鋼板の脆性破壊強度評価法に関する研究, 九州大学学位論文, (1994.9), pp. 125-pp. 126
- 18) 伊藤: 切欠をもつ構造用鋼およびその溶接継手の全面降伏状態における不安定脆性破壊に関する研究, 大阪大学学位論文, (1979.1), pp. 33
- 19) 豊貞, 後藤, 相良: 高速負荷時におけるき裂先端近傍の局部温度上昇について, 日本造船学会論文集, Vol. 170, (1991.12), pp. 651-pp. 663
- 20) M. Toyosada, K. Gotoh: Preliminary Analysis of Brittle Fracture in the Lower Flange of Buildings Occurred at Hanshin Earthquake, Memoirs of the Faculty of Engineering Kyushu University, Vol. 56, No. 4, (1996.12), pp. 273-pp. 292
- 21) A 社技術研究所: 私信
- 22) 日本溶接協会: WES3003 低温用圧延鋼板判定基準, (1983)
- 23) 萩原, 征矢, 三波, 佐藤: V シャルビー衝撃特性からの脆性破壊発生特性の評価法, 溶接学会誌, Vol. 45, No. 8, (1976), pp. 627-pp. 633
- 24) 豊貞: 曲げ COD 試験片における Notch Acuity 効果の定量化に関する一提案, 日本造船学会論文集, Vol. 143, (1978.6), pp. 427-pp. 433
- 25) 日本溶接協会: 脆性破壊の発生特性に基づく鋼材の材質判定規準の確立に関する共同研究, 鉄鋼部会技術委員会 TM 委員会共同研究総合報告書, (1975)
- 26) 森田, 梶本, 村井, 岩田: 鑄造欠陥の疲労強度評価 - 丸味を有するマクロ単独欠陥 -, 日本造船学会論文集, Vol. 167, (1990.6), pp. 245-pp. 252
- 27) 竹中工務店: 「阪神大震災 (兵庫県南部地震)」調査報告 (第4報), (1995.8)
- 28) 佐柳, 金屋, 田淵: 内ダイヤフラム補剛による角形鋼管柱・H 形鋼梁接合部の弾塑性性状 - その1 接合部詳細の影響 -, 日本建築学会近畿支部研究報告集, (1991.5), pp. 329-pp. 332
- 29) 例えば, 豊田: 建築鉄骨が壊れた - 阪神大震災の鉄骨構造被害と教訓 -, 溶接技術, (1995.9), pp. 101-110
- 30) ASTM Designation E399-83: Standard Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials, ASTM, (1983)