COD 設計曲線の検討[†]

町 田 進* 豊 貞 雅 宏** 吉 成 仁 志***
金 田 重 裕*** 深 井 進****

Study on COD Design Curve

by

Susumu MACHIDA

(Faculty of Engineering, University of Tokyo, Tokyo)

Masahiro TOYOSADA

(Technical Research Institute, Hitachi Zosen Corp., Sakai)

Hitoshi YOSHINARI, Shigehiro KANEDA

(Faculty of Engineering, University of Tokyo, Tokyo)

and Susumu FUKAI

(Technical Research Institute, Hitachi Zosen Corp., Sakai)

The standard of Japan Welding Engineering Society WES 2805 gives the procedure for safety evaluation of defects in welded structures on the basis of the COD concept. The establishment of an appropriate relationship among applied load, defect size and COD value, so-called "COD design curve", is essential in the application of the COD concept to the safety evaluation of structures. The COD design curve adopted in WES 2805 takes the form

$$\delta = 3.5 e \bar{a}$$

where e : applied strain

$\bar{a}$: equivalent through-thickness flaw size parameter

In practice, attention must be paid particularly to brittle fracture initiation from a part-through crack in a highly strain concentrated region. For practical use of the COD design curve, experimental verification must be made about the relevancy of the LEFM-based equivalency of flaw size parameter $\bar{a}$ for a general yielding condition, and also about the evaluation method of applied strain e for a localized highly strained region.

In this study, bending tests using surface-cracked specimens were carried out, and it was shown that the determination procedure of parameter $\bar{a}$ currently used in WES 2805 is reasonable even in the elastic-plastic regime. Furthermore, from the experiments using tensile specimens, in each of which two corner cracks existed in stress concentrated region, a way of defining the applied strain e in the highly strained region with steep strain gradient in it and a new COD design curve were proposed.

(Received Sep. 3, 1983)

キー・ワード: ぜい性破壊, 欠陥評価, 表面欠陥, COD 設計曲線

1 緒 言

COD 概念をベースとし, 一般溶接構造物におけるぜい性破壊に対する欠陥の許容判定を目的としたいわゆる欠陥評価基準として, 我国では日本溶接協会規格 WES 2805¹⁾, また英国では BSI PD6493²⁾ がそれぞれ制定され活用されつつある。COD 概念を構造物の安全性評価に用いるためには, 作用応力・ひずみなどの外

力条件と COD(δ) との関係 (すなわち COD 設計曲線) を定めなければならないが, このき裂の力学的パラメータの算定式については, 従来から多くの研究がなされてきているものの, 統一的な見解が得られているわけではなく, 種々議論がわかれているのが現状である。WES および BSI では COD 設計曲線としてそれぞれ次式を用いている。

$$\text{WES: } \delta/e_Y \bar{a} = 3.5(e/e_Y), \quad e_Y = \sigma_Y/E \quad (1)$$

$$\text{BSI: } \delta/e_Y \bar{a} = \begin{cases} 2\pi(e/e_Y)^2: e/e_Y \leq 0.5 \\ 2\pi(e/e_Y - 0.25): e/e_Y > 0.5 \end{cases} \quad (2)$$

ここで, e は評価ひずみであり, WES, BSI 各々に

† 原稿受理 昭和58年9月3日

* 正 会 員 東京大学工学部 東京都文京区本郷

** 正 会 員 日立造船(株)技術研究所 堺市築港新町

*** 東京大学工学部 東京都文京区本郷

**** 日立造船(株)技術研究所 堺市築港新町

において多少の考え方の相異があるが応力集中, 残留応力を考慮して定められる. また $\bar{\sigma}$ は欠陥特性寸法であり, いずれの場合も非貫通欠陥に適用する場合には, その引張りの場合の最大 K 値と同じ K 値を有する貫通欠陥の寸法が用いられることになっている.

ところで, 一般に構造物でぜい性破壊が問題となるのは, き裂がなければ応力集中や残留応力のために局部的に降伏する部位に非貫通欠陥が存在する場合であると思われる. ここで, 前述の COD 設計曲線を適用する際に問題となることは, 線形破壊力学を基礎とした $\bar{\sigma}$ の算定が大規模降伏の場合にも妥当な結果を与えるかどうか, また弾塑性状態にある応力集中部においてひずみ ϵ をいかに定義し評価すればよいかなどの点が挙げられる.

本研究では, 以上のような背景から表面切欠き材が曲げを受ける場合および応力集中部に表面切欠きが存在する場合についての变形挙動と破壊挙動に関する実験を実施して, COD 設計曲線の設定および適用に関する上述の問題の検討を行った.

2 等価欠陥寸法に関する検討——純曲げを受ける表面切欠き材の变形と破壊挙動——

2.1 実験方法

供試材は, 板厚 20 mm の SM41 鋼である. Fig. 1 は試験片形状と荷重方法であり, 切欠きは Fig. 2 に示すように 3 種類の表面切欠きと 1 種類の貫通切欠き

Fig. 1. Specimen configuration and loading condition.

Fig. 2. Crack configuration.

(S50-10 に対する等価貫通欠陥で, 寸法は WES2805 の手順による.) とした. 切欠き先端は 0.2 mm 幅を目標とした放電加工によった.

室温での变形挙動試験においては, 切欠き表面中央の開口変位および切欠き線から 30 mm と 75 mm の位置におけるひずみを測定し, またシリコンゴムキャスティング法によって直接切欠き先端の開口変位 ($COD: \delta$) を測定した. δ の計測は, 拡大写真上で R だまりの部分の幅を求め, これと無負荷時のそれとの差より求めた. 低温での破壊試験では, 切欠き中央の開口変位および切欠き線から 75 mm の位置のひずみを測定した.

なお, 実験に先立ち限界 COD 値 δ_c の温度依存性を調べた. COD 試験は, BS 5762⁴⁾ に準じた板貫通型切欠き ($a/W=0.5$) の標準タイプの他に板表面型切欠き ($a/W=0.25, 0.5$) についても実施した (切欠きは同条件の放電加工). Fig. 3 は δ_c の温度依存性であるが, 板厚方向にかなりのじん性分布が存在するようである. (板貫通型切欠きの場合は, 板厚中央の最弱部に支配されているようである.)

Fig. 3. Relation between critical COD and temperature.

2.2 变形挙動試験

室温で各シリーズ 1 枚ずつ実施した变形挙動試験について説明する. まず, 切欠き線より 75 mm の位置 (荷重点直下) の曲げひずみ ϵ_b とモーメントの関係を調べてみると, 切欠き形状による差は少なく (30 mm の位置のひずみではかなり差が大きい), この位置のひずみはこの構造要素の变形を代表するものと考えてよいであろう.

つぎに, Fig. 4 はそれぞれ S20-10, S50-10, S50-5 シリーズにおける切欠き先端の COD の分布を示したものである. ところで曲げ荷重を受ける表面き裂

Fig. 4. Distribution of COD along leading edge of surface crack.

の K 値の算定例としては Newman らによる半円形裂の解析がある。しかし、ここでの S50-10, S50-5 シリーズの切欠き形状は部分円弧であり、Newman らの解を対応させるには問題がある。そこで村上の体積法による計算結果を用いる。Fig. 4 にはその K の相対的分布形状を実線で示した (S20-10は Newman の解)。図でわかるように、いずれも COD の分布は K の分布とよい対応を示している。この結果の意味するところは重要である。そもそも大規模降伏後においては、 K 概念による等価貫通欠陥への置き換えは意味を失うものであり、本来非線形破壊パラメータである COD や J 積分といった概念を用いるべきである。しかし、大規模降伏域では、 J ないし COD の増加は付加ひずみ増分に比例することが多くの研究から示されており、線形破壊力学で付加ひずみに比例する量として定義される K と対応関係をもつであろうことは容易に推測されるところである。事実、ここでの結果によれば、大規模降伏後においても等価欠陥寸法の換算には付加ひずみに比例する量として形式的な K 概念の適用が妥当であることが示されたわけである。

さて、切欠き中央で測定したクリップゲージ変位と COD の間には各切欠き形状および切欠き前縁位置に対応してそれぞれ線形関係が存在することがわかった。

Fig. 5. Relation between non-dimensional COD and global strain.

この関係を用いると、破壊試験での破壊時の COD を推定することができる。

Fig. 5 は各シリーズごとに、最大の COD 値 $\delta_{\max}$ と前述した 75 mm 位置でのひずみ e_b との関係を示したものである。ここで δ は $2\pi e_y \bar{a}$ で無次元化してあるが、等価貫通欠陥寸法 $\bar{a}$ は S20-10 については Newman の、S50-10, S50-5 については村上の計算による引張りの場合の K 値を基に算定した。図では各シリーズごとにかなりの差がみられる。 $\bar{a}$ として曲げの K 値を用いてみたが、差はさらに大きくなる。Fig. 5 については今後さらに検討が必要であろう。

2・3 低温破壊試験

低温破壊試験は $-77^\circ\text{C} \sim -169^\circ\text{C}$ の範囲で各シリーズ 6 枚行なった。ここで、破壊時の COD をクリップゲージ変位から換算し、COD 仮説の検討を行ってみる。前述したように切欠き先端の COD は切欠き形状ごとに異なる分布を示す。その分布の最大値 $\delta_{\max}$ が δ_c に達したときに破壊するとの考え方があがあるが、Fig. 3 に示したように本供試材は板厚方向にじん性が分布するようであり、必ずしも $\delta_{\max}$ の位置が最初に critical になるとは限らない。このことを考慮すると S20-10, S50-10, S50-5 では最深部で、また T23 は表面位置でまず critical な状態に達すると考えられる。これらの位置での破壊時の COD 値を Fig. 6 に示す。それぞれ位置に対応する COD 試験結果の曲線とよい一致を示している (T23 については、根拠は乏しいが板表面のじん性値を、 $a/W=0.25, 0.5$ の値から 2 次曲線による外挿を行って推定したものを対応させてある)。以上のように、このような表面切欠き材が曲げ荷重を受ける場合にも COD 仮説が十分適用できることを明らかにすることができた。

2・4 強度評価

2・3 節の破壊試験の結果を用い、WES 2805 による強度評価を行う。WES 2805 によれば、曲げ荷重を受ける場合、巨視的に弾性域で破壊したものについては、式(1)の δ を δ_c と等置することによって破壊応力 σ_b' (最大曲げ応力) を推定することができる。ここで、

$$e = \alpha_b \cdot \sigma_b / E \quad (3)$$

ここに、 $\alpha_b = 0.75$ (表面切欠き), 0.5 (貫通切欠き)

$\bar{a}$ としては Fig. 5 の値を用い、 δ_c は前述したように各シリーズに対応する 3 点曲げ COD 試験結果の値を用いて、推定値 $\sigma_b'_{\text{est}}$ と実測値 $\sigma_b'_{\text{obs}}$ を比較したのが Fig. 7 である。WES 2805 の設定式によればかなり安全側の評価を行えることがわかる。なお同図の黒ぬり印は、

$$K_c = \sqrt{E \sigma_y \delta_c} \quad (4)$$

Fig. 6. COD δ_c observed in the fracture test of surface cracked specimen as compared with δ_c curve obtained from conventional fracture toughness test.

Fig. 7. Observed fracture stress as compared with estimation for small scale yielding condition.

によって K_c 値を求め, S20-10 は Newman, S50-10, S50-5 は村上, T23 は Sih⁷⁾ の解を用いて推定した破壊応力と実測値の比較であるが, K 概念の有効性を示すものと考えられよう。

非線形域で破壊したものについては, 変形の指標は応力ではなく, ひずみをとるべきであり, ここでは前述した e_b を与えられた変形量と考える ($e = \alpha_b e_b$)。Fig. 8 は推定値 $e_b^{f_{est}}$ と実測値 $e_b^{f_{obs}}$ を比較したものである。ここでも十分安全側の評価となっている。ただし, 図の S50-10 の 2 点 (■印) については, 以下の理由により測定値を変更してある。この 2 点の実測データは, 切欠き部が塑性関節となり, 剛体的変形

Fig. 8. Observed fracture strain as compared with estimation for large scale yielding condition.

を生じた結果, 破壊ひずみが過小に観測され, グローバルなひずみとは言い難い。そこで WES 2805 の考え方の根底にある変形能という概念を念頭に置き, 変形量 (中央部のたわみ) が実験の場合と等しくなるような切欠きのない仮想試験片を考え, その場合のひずみを算定して破壊ひずみとして記入した。

3 集中ひずみの評価法とそれによる COD

設計曲線の検討——丸穴付コーナ表面切

欠き材の引張試験——

3・1 実験方法

供試材は 2 章と同一であり, Fig. 9 に示す丸穴付表面切欠き試験片を採取した。1/4 だ円表面切欠きは放電加工で挿入した。また, 2 章の試験とは切欠き加工条件が異なるため BS 5762⁴⁾ に準じた COD 試験 (切欠きは同条件の放電加工) も行った。丸穴付表面切欠き試験では Fig. 9 に示すように, 試験片中心線で丸穴をはさんでゲージ長 80 mm と 500 mm 間で表裏の平均変位を測定した。Fig. 9 に示すように 3 種類の切欠き形状を有しているが, 各々 1 体は 2 章と同様に室温でシリコンゴムキャスト法により, 任意の負荷段階で切欠き先端の COD 値を直接測定した。残りの試験体は低温で破壊させた。Fig. 10 は COD 試験結果である。 δ_c は Wells の式を用いた。

Fig. 9. Specimen configurations with quarter-elliptical corner cracks at a hole.

Fig. 10. COD test results.

3.2 変形挙動試験

Fig. 11 は室温におけるゲージ長 80 mm および 500

Fig. 11. Stress-over all displacement curve for C-5 specimen.

Fig. 12. Relation between non-dimensional over all strain and non-dimensional COD.

mm 間の変位 Δl と公称応力の関係についての 1 例を示したものであるが、当然のことながらゲージ長 500 mm 間の Δl が 80 mm 間のそれより大となっている。しかし図中 S 点から E 点の間ではゲージ長 500 mm 間では変位が増大しているのに、ゲージ長 80 mm 間ではその間停止しているという現象が生じた。この現象は他の 2 種の試験片でも観測された。これはおそらく図中に模式的に示すように、full yielding 後 すべり線がゲージ長 80 mm と 500 mm 間に生じ、ゲージ長 500 mm 間だけに変位が生じたためと思われる。

Fig. 11 に示したように、ゲージ長 80 mm 間で Δl が増加しない場合、この間には COD(δ) も増加していないことが確認された。そこでオーバーオールひずみ ε としてゲージ長 80 mm 間の Δl をゲージ長で除して求め、1/4 だ円の表面および最深部の δ との関係調べた。C-5、C-10、C-25 の各試験片は、切欠き深さ b は 10 mm 一定で切欠き長さ a が異なるが、 a が大なる程最深部では δ が大となり、表面では逆に小となって、表面だ円欠陥の K 値から推定できる結果と定性的に一致していることがわかった。ところで、丸穴コーナ 1/4 だ円表面き裂の K 値としては、Newman らによる解がある。そこで、Newman らによる表面および最深部の K 値から

$$\bar{a} = (K/\sigma)^2/\pi \quad (5)$$

として、表面および最深部に対応する等価欠陥寸法 $\bar{a}$ を求めた。そして無次元化オーバーオールひずみ $\varepsilon/\varepsilon_y$ と無次元化 COD $\delta/\varepsilon_y \bar{a}$ との関係の求めると Fig. 12 に示すようになり、 a が大となる程最深部での無次元 COD が小となる傾向的差が認められた。

上記結果はゲージ長が 80 mm とかなり短い間隔で Δl を測定した結果より得たオーバーオールひずみで整理したためであると考えられる。上記 $\bar{a}$ には丸穴による応力ひずみ集中の効果が含まれているので、ひずみとしては丸穴および 1/4 だ円表面切欠きのない場合の公称ひずみを採用して、これが無次元化 COD と一つのある関係になると COD 設計曲線として都合がよい。

上記公称ひずみ e は、丸穴および

切欠きがない場合の板を引張った場合に生ずるひずみであり、弾性範囲では公称応力をヤング率で除した値となり、本試験片の場合ゲージ長 80 mm 間での Δl と比例関係にあると考えられる。そこで各試験片で測定された伸び Δl ~ 応力関係 (C-5 試験片では Fig. 11 のゲージ長 80 mm に対する曲線) の弾性範囲における Δl /ゲージ長と e の関係を求めると、 $e/(\Delta l / \text{ゲージ長})$ は C-5, C-10, C-25 の試験片に対してそれぞれ、0.930, 0.884, 0.622 となった。

そこで、上記の結果を使用して求めた e を e_Y で除した無次元化ひずみと無次元化 COD の関係を求めた。その結果を Fig. 13 に示す。本結果にもばらつきはあるが a が大なる程無次元化 COD が小さくなるといった傾向的差は生じていない。図中には WES 2805 および梶本らによる設計曲線も同時に示した。本結果は WES 2805 あるいは梶本らの COD 設計曲線と比較す

Fig. 13. Relation between non-dimensional gross strain and non-dimensional COD.

ると $e/e_Y \leq (6 \sim 7)$ の範囲ではほぼ妥当なものとなっている。しかし、 $e/e_Y \geq 8$ では明らかに WES 2805 あるいは梶本らの設計曲線は過大安全側となっているようにみられる。

本試験結果より COD 設計曲線を求めた結果は Fig. 13 に実線で示したものであり、

$$\delta/e_Y a = 4.8(e/e_Y)^{0.75} \quad (6)$$

と表される。ところで n 乗硬化則に従う材料では、Barenblatt-Dugdale モデルを用いると J と δ および J と e の関係が解析的に得られる。これから、貫通き裂について $\delta/e_Y a$ と e/e_Y の関係を求めた結果では、general yield 状態において $\delta/e_Y a \propto e/e_Y$ なる関係が得られている。しかし full yield 状態においては次元解析と有限要素法解析により、

$$\delta/e_Y a = \frac{2l\alpha}{a}(\varepsilon/e_Y) \quad (7)$$

ただし、 l : 標点距離、 $\alpha = \delta/u_{\text{crack}}$ 、 u_{crack} : き裂があることによる荷重点変位、 ε : 標点距離 l 間でのオーバーオールひずみとなることが示されており、 α はき裂が大、ひずみ硬化指数 n が小なる程小さくなる。したがって、安定き裂成長がともなえば $\delta/e_Y a$ と e/e_Y は比例関係を示さなくなり、small scale yielding 状態での $\delta/e_Y a$ と e/e_Y の関係より、 $\delta/e_Y a$ は小さくなる。本試験では e/e_Y の大きな領域 ($e/e_Y \geq 8.5$) についても観測がなされており、安定き裂の成長によって $\delta/e_Y a$ と e/e_Y の比例関係がなくなる領域まで計測されたものと思われる。また安定き裂発生時の COD (δ_i) はこれまでの研究より、き裂長にはほとんど依存せず、降伏点によりほぼ決まり、降伏点が大になるにしたがい徐々に低下する。ここでは軟鋼を使用している

ので式(6)は高張力鋼になれば安全側の評価を与えることになる。上記のことから、COD 設計曲線としては安定き裂発生までは $\delta/e_Y a$ と e/e_Y を線形関係とし、その後式(6)のような形で与えるべきであるが、安全側および簡便化のため式(6)の COD 設計曲線を設定した。

3.3 破壊試験および強度評価

つぎに、C-5, C-10, C-25 の試験片を低温 ($3^\circ\text{C} \sim -130^\circ\text{C}$) で引張り、破壊強度を検討した。ところで本試験片は、設計曲線検討に際しての見方を変えて、丸穴による応力・ひずみ集中場に $1/4$ だ円欠陥がコーナ部に存在しているとみなすことが

Fig. 14. Distribution of normal stress in y-direction along X-axis.

できる。コーナー 1/4 だ円欠陥の K 値として、Newman⁸⁾らの解を用い切欠き前縁での最大 K 値を求め、式(5)よりコーナき裂としての $\bar{a}$ を求めた。

円孔を有する有限板のリガメント部の荷重軸方向応力分布について Howland¹⁰⁾の結果より求めると Fig. 14 のようになる。そこで切欠き部分に作用する平均荷重方向応力と公称応力との比、すなわち平均応力集中係数 K_{tm} を各試験片について求めると、C-5、C-10、C-25 の試験片に対しそれぞれ 2.14、1.76、1.37 となる。もし K_{tm} でぜい性破壊強度が評価できるとすれば、式(6)より、

$$\delta/e_Y \bar{a} = 4.8(K_{tm} e_{\infty}/e_Y)^{0.75} \quad (8)$$

となり e_{∞} は公称ひずみである。そこで、ぜい性破壊試験温度における δ_c を Fig. 10 より求め、式(8)で e_{∞} を推定した。そしてその結果と、ぜい性破壊試験より測定した破壊時のゲージ長 80 mm の Δl より設計曲線を求めた際と同じ方法で求められた e_{∞} を比較した。その結果を Fig. 15 に示す。本結果より式(6)による評価は、ほぼ安全側の結果を与えており、妥当な COD 設計曲線となっていることがわかる。

Fig. 15. Relation between gross strain measured at fracture initiation and that estimated using the newly proposed COD design curve (eq. (6)).

4 結 論

表面切欠き材の純曲げ試験により、 K 概念に基づく等価貫通欠陥寸法の算定法は大規模降伏後を対象とす

る場合にも妥当であることが明らかとなり、また COD 破壊基準の有効性も確認した。

つぎに、丸穴付 1/4 だ円のコーナ表面切欠き材の表面および最深部の K 値より、それぞれの位置に対応する等価貫通欠陥寸法 $\bar{a}$ をもとに、計測された COD と作用ひずみの関係を検討し、式(6)の COD 設計曲線を与えた。この曲線は安定き裂成長を伴う領域まで適用でき、ぜい性破壊試験によりその有効性が確かめられた。

なお、WES 2805 規格における δ の算定式は、本実験に関しては過大に安全側の設定となっている。これは、今後の要検討課題であろう。

最後に、本研究は日本溶接協会 FTR 委員会の共同研究の一部として実施したもので、有益な討論をいただいた委員各位に感謝の意を表します。また部分円弧き裂の K 値の計算を行っていただいた九州大学の村上敬宜先生に感謝いたします。

(昭和58年6月24日 第2回破壊力学シンポジウムにて講演)

参 考 文 献

- 1) 日本溶接協会規格 WES 2805, “溶接継手の脆性破壊発生に対する欠陥の評価方法” (1980).
- 2) British Standard Institution PD6493, “Guidance on Some Methods for the Derivation of Acceptance Levels for Defects in Fusion Welded Joints” (1980).
- 3) 永井欣一, 矢島 浩, 梶本勝也, 日野隆博, 南 渚夫, 日本造船学会論文集, **148**, 169 (1980).
- 4) British Standard Institution BS 5762, “Methods for Crack Opening Displacement (COD) Testing” (1979).
- 5) J. C. Newmann, Jr. and I. S. Raju, NASA Technical Paper 1578 (1979).
- 6) 村上敬宜, 日本機械学会講演論文集, 820-1, (1982); 私信 (1983).
- 7) R. J. Hartranft and G. C. Sih, J. Math. Phys., **47**, 276 (1968).
- 8) J. C. Newman, Jr. and I. S. Raju, NASA Technical Memorandum 83200 (1981).
- 9) 伊藤義康, 大阪大学学位論文 (1979).
- 10) R. C. J. Howland, Phil. Trans. Roy. Soc., A, **229**, 48 (1930).