最弱リンク説に基づいた不均一材破壊靱性試験の確率論的評価方法*

吉津 周平**, 中居 寛明***, 柴沼 一樹***, 栗飯原周二***

A Stochastic method to estimate fracture toughness scatter of inhomogeneous materials based on the weakest-link assumption *

by YOSHIZU Shuhei**, NAKAI Hiroaki***, SHIBANUMA Kazuki*** and AIHARA Shuji***

Scatter of fracture toughness of welds is significantly large due to intrinsic nature of cleavage fracture and stochastic nature of fatigue-crack sampling of a local brittle zone. Under such circumstance, it is often desired to predict a distribution of fracture toughness of the local brittle zone, only. The present paper proposes a method of predicting critical CTOD distribution of a specific microstructure, e.g. coarse-grained HAZ, from weld HAZ CTOD tests. The method is based on the weakest-link assumption and uses a likelihood function which is defined by considering critical CTOD values, as well as crack initiation sites. The proposed method was examined by Monte-Carlo simulations.

Key Words: Fracture toughness, Multiphase microstructures, Scatter, CTOD, Weibull distribution, Maximum likelihood estimation, Fracture initiation part, Cleavage fracture

1. 緒 言

溶接継手の破壊靱性値には、母材・溶接熱影響部 (HAZ)・溶接金属に亘るミクロ的靱性の分布だけでなく、強度の分布や亀裂前縁に沿った各金属組織の配置にも影響するため、その影響因子は極めて複雑である。溶接継手の限界 CTOD 値に及ぼす研究は古く、1970年頃から英国を中心に始まった¹⁻⁴⁾。我が国でもこの分野で多くの研究がなされてきた。貝原らは低温用鋼溶接部の限界 CTOD 値のばらつきを統計的に評価し、それを構造物の信頼性評価に適用した⁵⁻⁶⁾。その後、溶接継手の限界 CTOD 値は局所脆化域に大きく影響を受けることが明らかとなり、その金属学的な調査が詳細になされた⁷⁻⁸⁾。亀裂前縁に占める局所脆化域割合の影響が実験的に明らかとなり⁹⁻¹⁰⁾、API 規格に初めて局所脆化域割合の規定が導入された¹¹⁾。それに応じて、局所脆化域が溶接継手の限界 CTOD に及ぼす影響について確率論的に評価する研究が行われた¹²⁾。局所脆化域以外にも溶接継手限界 CTOD 値に及ぼす因子は多く、限界 CTOD 値を適切に評価する試験方法に関する研究が多数行われ¹³⁻¹⁷⁾、それらの結果が種々の溶接継手破壊靱性試験方法に反映されている¹⁸⁾。

へき開型脆性破壊の発生特性は本質的に大きいばらつき

を呈するが、溶接継手ではこれに加えてミクロ組織や強度の不均一性に由来する変動も加わるので、破壊靱性値の変動要因が極めて複雑となる。この問題に対しても古くから研究がなされてきた。佐藤ら¹⁹⁾は溶接継手限界 CTOD 値のばらつきについて確率論的な検討を加え、材料 A, B, C 単独の限界 CTOD 値の分布が既知の場合、A+B+C からなる積層材の限界 CTOD 値の分布を予測する方法を提案し、それを実験的に検証した。さらに、材料 A+B+C からなる積層材および材料 A, C 単独の限界 CTOD 値の分布が既知の場合、材料 B (例えば局所脆化域) の限界 CTOD 値の分布を予測できることが積層材および意図的に靱性分布を持たせた溶接金属の CTOD 試験で検証された²⁰⁾。

一方、脆性破壊発生特性の確率論的様相を説明するためにワイブル応力に基づいたローカルアプローチ²¹⁾が適用されてきた。鋼の限界ワイブル応力の分布は試験片の形状や寸法に依存しないことが実験的に確認され²²⁾、この概念が溶接継手へも適用されるようになった。HAZ の限界 CTOD 値が溶接金属強度によって変化する現象がワイブル応力を用いて定量的に説明された²³⁾。さらに、脆性破壊が局所脆化域 (粗粒 HAZ) のみから発生する場合には、局所脆化域だけをワイブル応力算定の積分範囲とすることにより、実験と FEM 解析からその限界ワイブル応力を実験的に求め、それを用いて溶接金属強度が変化した場合の限界 CTOD 値の変化を予測できることが示された²⁴⁾。これらのモデルはすべて脆性破壊発生に対して最弱リンク説を適用したものであるが、局所脆化域から発生した亀裂のポップインも考慮すべきとの指摘もある²⁵⁾。

上記のように、材質不均一性が溶接継手の限界 CTOD 値

*受付日 平成27年3月27日 受理日 平成27年5月8日

**学生員 東京大学工学系研究科 Student Member, School of Engineering, The University of Tokyo

***正 員 東京大学工学系研究科 Member, School of Engineering, The University of Tokyo

に及ぼす影響について検討が進められてきた。しかし、実際の溶接継手を対象としたCTOD試験を想定すると、局所脆化域(粗粒HAZ)、細粒HAZ、溶接金属、母材のみを独立に試験することは現実的に困難であり、亀裂前縁にこれらが分布する試験片を用いた評価が要求される。すなわち、異なる靱性を有する複数の組織が亀裂前縁に分布している条件下で、各組織の限界CTODを評価することが必要となる。この評価を可能とする手法は未だ確立されておらず、溶接継手部の破壊安全性を正確に評価するために重要な課題である。

以上の背景より、本研究では、まず亀裂前縁に複数の組織が分布する場合のCTOD試験の結果より、各組織の限界CTOD値の分布を予測する方法について最弱リンク説に基づいた定式化を提案する。さらに提案した定式化の妥当性をモンテカルロ・シミュレーションによって検証する。

2. 評価モデルの定式化

Fig. 1に本モデルが対象とする不均一材を模式的に示す。亀裂前縁に沿って材料AとBが分布しているものとする。A、あるいは、B以外の材料(たとえば母材)が亀裂前縁に存在していても、そこから脆性破壊が発生しないことが知られていれば、材料AとBだけを対象として本モデルが適用できる。また、材料の種類が3、あるいは、それ以上でも、原理的に本方法を適用できる。このような試験片に対して N 本のCTOD試験が実施され、 N 個の限界CTOD値 δ_c が得られたものとする。加えて、脆性破壊発生起点の調査によって材料A、または、Bのいずれかから破壊が発生したことが分かっているものとする。ここで、材料Aおよび

Bから発生した試験片の本数を各々、 N_A および N_B とする。

$$N = N_A + N_B \quad \dots\dots\dots(1)$$

i 番目の試験片の限界CTOD値を $\delta_c(i)$ とする。また、 $i=1 \sim N_A$ が材料Aから破壊発生した試験片、 $i=(N_A+1) \sim (N_A+N_B)$ が材料Bから破壊発生した試験片とする。

ここで、両材料の限界CTOD値の累積確率分布を $F_A(\delta_c)$ および $F_B(\delta_c)$ と表わす。これらに対応する確率密度関数を各々、 $f_A(\delta_c) = dF_A(\delta_c)/d\delta_c$ および $f_B(\delta_c) = dF_B(\delta_c)/d\delta_c$ と表わす。ここで注意すべき点は、 $F_A(\delta_c)$ および $F_B(\delta_c)$ は各材料からなる均一試験片の限界CTOD値の分布を表すものではなく、あくまでもFig. 1に示すように両材料が配置された試験片において各材料単独の限界CTOD値の確率分布を表わすものである。すなわち、 $F_A(\delta_c)$ は、この試験片において仮に材料Bから脆性破壊が発生することがない場合の材料Aの限界CTOD値の確率分布を示すものである。

今、ある試験片で材料Aから脆性破壊が発生して $\delta_c(i)$ ($1 \leq i \leq N_A$)が得られたものとする。最弱リンク説を仮定すると、この事象が発生する確率は次式のように表わすことができる(Fig. 2)。

$$P(i) = f_A(\delta_c(i)) d\delta_c \{1 - F_B(\delta_c(i))\} \quad \dots\dots\dots(2)$$

すなわち、材料Aが $\delta_c(i) \sim (\delta_c(i) + d\delta_c)$ の区間で破壊を生じる一方で、材料Bからは破壊が発生しなかったことを考慮している。これをすべての試験片に適用する。各試験片の事象は独立と仮定できるので、 N 本の試験結果が生じる確率は次式で表すことができる。

$$P = \prod_{i=1}^N P(i) = \prod_{i=1}^{N_A} [f_A(\delta_c(i)) d\delta_c \{1 - F_B(\delta_c(i))\}] \prod_{i=(N_A+1)}^{(N_A+N_B)} [f_B(\delta_c(i)) d\delta_c \{1 - F_A(\delta_c(i))\}] \quad \dots\dots\dots(3)$$

ここで、改めて尤度関数 L を次式のように定義する。

$$\begin{aligned} L &= \prod_{i=1}^{N_A} [f_A(\delta_c(i)) \{1 - F_B(\delta_c(i))\}] \prod_{i=(N_A+1)}^{(N_A+N_B)} [f_B(\delta_c(i)) \{1 - F_A(\delta_c(i))\}] \\ &= \prod_{i=1}^{N_A} f_A(\delta_c(i)) \prod_{i=(N_A+1)}^{(N_A+N_B)} \{1 - F_A(\delta_c(i))\} \prod_{i=(N_A+1)}^{(N_A+N_B)} f_B(\delta_c(i)) \prod_{i=1}^{N_A} \{1 - F_B(\delta_c(i))\} \end{aligned} \quad \dots\dots\dots(4)$$

次に、各材料の限界CTOD値の確率分布を仮定する。限界

(a) CTOD specimen

(b) Materials distribution along crack front (close-up of S)

Fig. 1 CTOD specimen having materials distribution

Fig. 2 Probability density functions of critical CTOD for material A and B

CTOD 値はワイブル分布に従うことが多くの実験によって確認されているので²¹⁾，本研究でもそれを採用することとする。

$$F_A(\delta_c) = 1 - \exp\left[-\left(\frac{\delta_c}{b_A}\right)^{m_A}\right], \quad F_B(\delta_c) = 1 - \exp\left[-\left(\frac{\delta_c}{b_B}\right)^{m_B}\right] \quad \dots\dots\dots(5)$$

(4) 式は，上式の両分布の母数 m_A, b_A, m_B, b_B を変数とする尤度関数と考えることができる ($L = L(m_A, b_A, m_B, b_B)$)。本問題は，与えられた N 本の実験結果の下でこの関数を最大とするように母数を決定することに帰着される。

3. モンテカルロ・シミュレーションによる妥当性検証

3.1 計算方法

前章で提案した手法の妥当性を溶接継手 CTOD 試験で検証するためには膨大な実験を必要とする上，実験誤差が含まれる。そこで，モンテカルロ・シミュレーションによる数値実験による検証を試みることにした。

まず，次の手順によって N 個の限界 CTOD 値を得る。

- (1) 両材料の限界 CTOD 値ワイブル分布の形状母数と尺度母数 m_A, b_A, m_B, b_B を仮定する。
- (2) 上記分布に従い，両材料の限界 CTOD 値をランダムに 1 個ずつ発生させる。
- (3) 両材料の限界 CTOD 値を比較して小さいほうの値をその試験片 (Fig. 1) の限界 CTOD 値 $\delta_c(i)$ として採用する。また，限界 CTOD 値が小さいほうの材料 (A または B) を破壊が発生した材料として記録する。
- (4) 上記の (2)～(3) を N 回繰り返すことによって， N 個の限界 CTOD 値と破壊が発生した材料のデータを得る。

次に，上記の手順で得られたデータを基に，(4) 式の尤度関数が最も大きくなる母数 m_A, b_A, m_B, b_B の組を探す。(4) 式は両材料の母数に関して変数分離型であるので，その最大化にあたり両材料の母数を独立に求めてもよい。また，(4) 式を最大化する際，その対数を最大化してもよい。本論文では，数学計算ソフトウェア Mathematica^{®26)}の組み込み関数を使

用して尤度関数の最大化を行った。なお，以下に示す計算では，断らない限り，両材料限界 CTOD 値分布の形状母数として同じ値を仮定しており，実際に最適化したパラメータは尺度母数のみである。

比較のために，以下の 2 とおりの方法でも母数を推定して本提案法との比較を行った。

比較法 a：材料 A から破壊が発生した試験片の限界 CTOD 値 (N_A 本) のみを用い，ワイブル確率紙上にデータをプロットし，最小二乗法により直線回帰して材料 A の限界 CTOD 値ワイブル母数を求める。同様に，材料 B に対してもワイブル母数を求める。

比較法 b：材料 A と B を区別せず ($N = N_A + N_B$ 本)，限界 CTOD 値をワイブルプロットして最小二乗法によりワイブル母数を求める。

3.2 計算結果

Table 1 に計算条件を示す。まず，上記の限界 CTOD 値のデータを得る計算手順の確認を行うための計算を行った (Case 1)。両材料の限界 CTOD 値の形状母数を $m_A = m_B = 2$ とし，尺度母数の比を $b_A = b_B = 2$ とした。また，計算誤差を出来るだけ小さくするために， $N = 10,000$ とした。材料 A (破壊しやすい側) から破壊が発生したものは 8,030 本，材料 B (破壊しにくい側) から破壊が発生したものは 1,970 本であった。破壊発生割合の理論値は 0.8:0.2 であり (Appendix 参照)，本計算手法は妥当と考えられる。次に，最尤推定法の計算手順の妥当性を同条件で確認した。材料 A および材料 B それぞれの計算結果を Fig. 3 に示す。本提案法では，尺度母数のみを変数とした場合 ($m_A = m_B = 2$ を仮定，図中の

Table 1 Conditions for Monte-Carlo simulations

Case	Material A		Material B		b_B/b_A	N	Num. of trials
	m_A	b_A [mm]	m_B	b_B [mm]			
1	2	0.1	2	0.2	2	10,000	1
2	2	0.1	2	0.2	2	100	1,000
3	2	0.1	2	0.2	2	20	1,000
4	2	0.1	2	0.1	1	10,000	1,000
5	1.5	0.1	1.5	0.2	2	10,000	1,000

Fig. 3 Result of simulation in Case 1

Fig. 4 Result of simulation in Case 2

Fig. 5 Number of specimens having fracture initiation from material A in Case 2

“one parameter”)に加えて形状母数と尺度母数をともに変数とした場合(図中の“two parameters”)の計算も行ったが、両者ともに仮定した値に極めて近い値が得られた。 b_B/b_A の値を変化させても同様な結果であった。この結果から、上記の計算手順は妥当であることが確認された。なお、比較法 a, b については尺度母数の予測値は仮定した値から乖離した。

次に、Case 2 の条件に対して計算を行った。 $N=100$ とし、1,000 回の試行を行った。Fig. 4 に、ある 1 回の試行によって得られた限界 CTOD の分布を示す。この場合、材料 A から破壊が発生した試験片の本数は丁度、80 本、材料 B から破壊が発生した試験片は 20 本であった。まず、比較法 a では、材料 A から破壊した 80 本のみのデータをプロットして直線回帰すると点線のようにになり、材料 A で仮定した直線より大きく乖離した。同様に、比較法 b でも回帰線は仮定した直線より乖離した。一方、本提案法では、仮定した直線に近い結果が両材料で得られた。

Fig. 5 に、Case 2 において材料 A で破壊が発生した試験片本数の分布を示す。理論値の 80 本を中心とした分布を示しており、妥当な限界 CTOD 値分布が得られていることが確認できる。Fig. 6 (a) および Fig. 6 (b) に、各々、材料 A および B に対する尺度母数の予測結果を示す。横軸は、両材料で仮定した尺度母数で無次元化してある。まず、材料 A について、本提案法で予測した尺度母数は仮定した値を中心に分

(a) Material A

(b) Material B

Fig. 6 Comparison of the predicted and assumed value of scale parameter in Case 2

布しており、妥当な予測がされていることが確認できた。一方、比較法 a と b では、仮定した値よりも低い値を予測していることは明らかである。材料 A から破壊が発生した試験片の限界 CTOD 値だけを使って尺度母数を計算すると(比較法 a)、実際よりも低い値を予測してしまうことが分かる。これは、材料 B から破壊が発生した試験片において、その試験片の限界 CTOD 値のレベルに達するまで材料 A から破壊が発生しなかったという情報を無視しているためである。同様に、破壊しにくい材料 B も含めて全試験データで尺度母数を求めると(比較法 b)、仮定した値よりも低く予測してしまうことが分かる。Fig. 6 (b) から、材料 B に

(a) Material A

(b) Material B

Fig. 7 Comparison of the predicted and assumed value of scale parameter in Case 3

(a) Material A

(b) Material B

Fig. 9 Comparison of the predicted and assumed value of scale parameter of material A in Case 5 **Fig. 8** Comparison of the predicted and assumed value of scale parameter in Case 4

(a) Material A

(b) Material B

Fig. 10 Distributions of the predicted value of shape and scale parameters in Case 2

対しても同様な傾向を読み取ることができる。ただし、材料 B から破壊が発生する試験本数が少ないことを反映して、予測値の変動は材料 A の場合よりも大きくなった。

Fig. 7 (a), (b) に、試験本数を $N=20$ とした Case 3 の計算結果を示す。試験本数が少なくなると、尺度母数の予測精度は低下し、特に、材料 A に対しては比較法に対する本提案法の優位性は小さくなる。しかしながら、材料 B については本提案法による推定は仮定した値を中心に分布しており、比較法 a, b よりも妥当な予測をしていることが分かる。ただし、材料 B では確率は低いながらも値の大きいほうに大きく乖離した予測をする場合があるので、注意が必要である。

Fig. 8に、材料Aと材料Bの尺度母数を同一とした場合(Case 4)の計算結果を示す。この場合にも本提案法は妥当な予測結果を与えていることが確認できる。一方、比較法aとbでは、仮定した値よりも大幅に低いほうに予測値が分布していることが分かる。上述のとおり、片方の材料(たとえば材料A)の限界CTOD値だけを取り出して尺度母数を求めると、仮定した値よりも低い値を予測してしまうことはこの条件でさらに明確である。無視した約半数の試験片(材料Bから破壊発生)において、材料Aはその限界CTOD値まで破壊を免れたという情報を無視しているためによって生じる誤差である。なお、試験本数を少なくした場合も計算を行ったが、傾向は同様であったので、省略する。

Fig. 9に、両材料の形状母数を $m_A = m_B = 1.5$ とした場合の計算結果を示す。Fig. 6(a)に比べて、限界CTODのばらつきが大きいことを反映して予測の変動が大きくなるものの、この場合にも本提案法が有効であることがわかる。

上記の計算では、両材料の形状母数を既知のものとして計算を行った。しかしながら、Fig. 4からも明らかとなおり、全試験片の限界CTOD値の形状母数は各材料のそれとは値が異なり、元の材料の形状母数は未知である。そこで、両材料の形状母数もパラメータとした場合の計算をCase 2について実施した。Fig. 10に、材料AおよびBそれぞれに対する母数の予測結果を示す。本提案法では両母数ともに仮定した値を中心に変動しているのに対して、比較法a, bでは形状母数を低目に予測していることがわかる。破壊限界レベルが異なる材料の混合によって限界CTODのばらつきが大きくなっていることを反映しているためである。

4. 考 察

局所脆化域を含む溶接HAZのCTOD試験においては、局所脆化域だけでなくそれ以外の組織からも脆性破壊が発生することが一般的である。この場合、局所脆化域単独の限界CTOD値の分布を求めることは困難であった。本論文で提案する方法はこの問題に対してひとつの解決方法を提供するものと考えることができる。上述のように、溶接部の限界CTOD値の分布に及ぼす影響は多岐に亘っており、疲労亀裂前縁に占める組織の分率は特に重要である⁹⁾。局所脆化域が亀裂前縁にサンプリングされる度合いによって限界CTOD値は大きく変化する。継手CTOD試験において粗粒HAZが亀裂前縁に占める割合が15%以上と規定されたのはそのためである¹¹⁾。しかしながら、粗粒HAZが亀裂前縁を占める割合がある値以上でも、限界CTOD値は大きくばらつく。本論文で対象とするのはこのような状況を対象とするものであり、粗粒HAZサンプリングの度合いが変化することによる限界CTOD値の変動を対象とするものではない。後者の問題を定量的に評価するためにはワイブル応力による解析などが必要である。粗粒HAZ限界ワイブル応力の分布をCTOD試験結果と有限要素法(FEM)の組み合わ

せによって求めようとする場合、粗粒HAZだけから脆性破壊が発生した試験片の限界CTOD値の分布が必要である。他のミクロ組織からも脆性破壊が発生した試験結果から粗粒HAZ単独の限界CTOD値を分離予測することが本提案手法で可能となる。

Case 4では、材料AとBが同一の限界CTOD値の分布を有する場合を取り扱った。本提案法では妥当な予測を与えるのに対して、比較法aとbでは仮定した尺度母数から大きく乖離した予測をしてしまうことが示された。Case 4は、材料AとBがミクロ組織的に同一で均一な材料のCTOD試験を対象としたことを必ずしも意味するものではない。たとえば、材料Aはミクロ組織的に靱性が低くても亀裂前縁に占める割合が低ければ、両材料の限界CTOD値の分布が等しくなることがありうる。このような場合も含めて、当該材料から破壊が発生した限界CTOD値データだけを用いて尺度母数を推定することは妥当ではない。このような単純な取り扱いは、特に両材料の限界CTOD値分布が拮抗する場合に誤差が大きくなる可能性があるため、本提案法による予測が必要となる。

逆に、片方の材料から破壊が発生する割合が圧倒的に高い場合には、本提案法に依るまでもなく、比較法aによって尺度母数を予測しても大きな誤差は生じないと考えられる。破壊が発生しないほうの材料はデータ数は自ずと小さくなるので、本提案法でも予測誤差は大きくなる。

溶接HAZのCTOD試験において、疲労亀裂前縁が粗粒HAZ、再加熱粗粒HAZ、細粒HAZ、溶接金属、母材と多岐に亘る組織をサンプリングしている場合でも、局所脆化域をたとえば粗粒HAZと再加熱粗粒HAZに限定し、それ以外の組織をまとめて、両者の限界CTOD値分布がある確率分布に従うものと近似できるのであれば、本提案法の適用において必ずしも全組織を独立に扱う必要はなく、2材料として扱うことが可能と考えられる。

本提案法の妥当性を継手のCTOD試験によって検証することは困難と言わざるを得ない。たとえば、異なる条件(局所脆化域サンプリング割合、溶接部強度分布)などが異なる試験によって、本提案法とFEMとの組み合わせによって限界ワイブル応力を求めて比較するなど、間接的な方法によって検証する必要がある。

5. 結 言

溶接継手CTOD試験において、亀裂前縁に占めるミクロ組織が複数存在する場合、局所脆化域単独の限界CTOD値分布を求めることが必要となる場合がある。このような問題に対する検討を実施した結果、以下のような結論を得た。

- (1) 亀裂前縁に占める組織を、問題とする組織とそれ以外の組織に分けて、各々の限界CTOD値の分布が特定の確率分布に従うと仮定できる場合、複数本のCTOD試験の情報(限界CTOD値と破壊が発生した組織)か

ら、(4) 式の尤度関数を最大化するように両確率分布の母数を予測する方法を提案した。

- (2) 提案手法の妥当性を、モンテカルロ・シミュレーションを用いた数値実験によって検証し、その有効性を確認した。

今後、本提案法の実溶接継手 CTOD 試験などへの適用が期待される。

Appendix：各材料から破壊が発生する割合

材料 A から破壊が発生する確率は次式で与えられる。

$$P_A = \int_0^\infty f_A(\delta_c(i)) \{1 - F_B(\delta_c(i))\} d\delta_c \dots\dots\dots (A.1)$$

限界 CTOD 値の分布が (5) 式で表される場合、上式は以下のようになる。

$$P_A = \int_0^\infty \frac{m_A}{b_A} \left(\frac{\delta_c}{b_A} \right)^{m_A-1} \exp \left[- \left(\frac{\delta_c}{b_A} \right)^{m_A} \right] \exp \left[- \left(\frac{\delta_c}{b_B} \right)^{m_B} \right] d\delta_c \dots\dots\dots (A.2)$$

この式は積分できて、 $m_A = m_B = m$ の場合は以下のとおりとなる。

$$P_A = - \frac{\exp \left[- \left(\frac{1}{b_A^m} + \frac{1}{b_B^m} \right) \delta_c^m \right]}{b_A^m \left(\frac{1}{b_A^m} + \frac{1}{b_B^m} \right)} \bigg|_0^\infty = \frac{(b_B/b_A)^m}{1 + (b_B/b_A)^m} \dots\dots\dots (A.3)$$

謝 辞

本研究は、(社) 日本造船工業会造船学術研究推進機構の助成により実施されたものである。記して感謝の意を表す。

参 考 文 献

- 1) R. E. Dolby, "Welding and fracture initiation in QT low alloy steels", Metal Construction and British Welding Journal, March 1971, p.99-103.
- 2) G. G. Saunders, "Influence of welding and postweld heat treatment on the heat-affected zone fracture toughness of carbon-manganese and low-alloy steels", The Iron and Steel Institute Biennial Conference on Heat Treatment, 8-9, Dec. 1971, p.32-42.
- 3) R. E. Dolby, G. G. Saunders, "Metallurgical factors controlling the HAZ fracture toughness of carbon: manganese and low alloy steels", The Iron and Steel Institute Biennial Conference on Heat Treatment, 8-9, Dec. 1971, p.43-66.
- 4) R. E. Dolby, J. F. Knott, "Toughness of martensitic and bainitic microstructures with particular reference to heat-affected zones in welded low-alloy steels", J. Iron and Steel Institute, Nov. 1972, pp.857-865.
- 5) 貝原正一郎, 村山武弘, 河野武亮, 深川宗光：低温用鋼溶接部の限界 COD 値のばらつきに関する一考察, 溶接学会論文集, vol.2, (1984), No.1, pp.104-112.
- 6) 貝原正一郎, 村山武弘, 河野武亮, 南二三吉, 豊田政男, 佐藤邦彦：低温用鋼溶接継手の破壊強度評価への曲げ限界 COD 値の意義について, 溶接学会論文集, vol.4, (1986), No.1, pp.178-181.
- 7) 土師利明, 栗飯原周二, 萩原行人, 川島喜樹果, 内野耕一, 富田幸男, 千々岩力雄, 引張強度 50 kgf/mm² 級高張力鋼溶接熱影響部の限界 CTOD に及ぼす局所脆化域の影響, 鉄と鋼, 第74年 (1988), 第6号, pp.1105-1112.
- 8) P. L. Harrison, D. J. Abson, A. R. Jones, D. J. Sparks, Fractographic and metallographic study of the initiation of brittle fracture in weldments", ASTM STP 1085, American Society of Testing and Materials, 1990, pp.102-122.
- 9) D.P.Fairchild, "Fracture toughness testing of weld heat-affected zones in structural steels", ASTM STP 1058, American Society for Testing and Materials, 1990, pp.117-141.
- 10) 豊貞雅宏, 萩原行人, 野原和宏, 大塚隆夫, 溶接継手限界 CTOD とその板厚効果について, 日本造船学会論文集, 第159号, 1986, p.330-339
- 11) API RP2Z, Recommended practice for preproduction Qualification for steel plates for offshore structures, first edition, May 1987.
- 12) S. Machida, H. Yoshinari and Y. Suzuki, A Statistical Study on the Effect of Local Brittle Zones (LBZs) on the Fracture Toughness (Crack Tip Opening Displacement) of Multipass Welded Joints, Fracture Mechanics 24, ASTM STP 1207, 1994, pp. 264-290.
- 13) 梶本勝也, 谷光夫, 佐藤伸明, 厚板溶接部の COD 試験法に関する研究, 溶接学会論文集, 第4巻 (1986), 第1号, pp.182-186.
- 14) S. Machida, T. Miyata, M. Toyosada, Y. Hagiwara, Study of methods for CTOD testing of welds, ASTM STP 1058, American Society for Testing and Materials, 1990, pp.142-156.
- 15) 土師利明, 栗飯原周二, 萩原行人, 内野耕一, 川島喜樹果, 富田幸男, 千々岩力雄, 高張力鋼限界 COD 値に及ぼす諸影響因子の検討, 日本造船学会論文集, 第162号, 1988, p.447-455.
- 16) M. G. Dawes, H. G. Pisarski, S. J. Squirrell, Fracture mechanics tests on welded joints, ASTM STP 995, American Society of Testing and Materials, 1989, pp.191-213.
- 17) 豊田政男, 南二三吉, 溶接 HAZ 靱性評価のための CTOD 試験片採取のあり方, 日本造船学会論文集, 第169号, 1991, p.279-287.
- 18) ISO 15653-2011: Metallic materials - Method of test for the determination of quasistatic fracture toughness of welds.
- 19) 佐藤邦彦, 豊人生田政男, 南二三吉, 溶接部のへき開発生限界値のばらつきに関する確率論的検討, 溶接学会論文集, 第2巻 (1984), 第3号, pp.440-447.
- 20) 佐藤邦彦, 豊田政男, 南二三吉, 最弱リンクモデルに基づく溶接部の局部劣化部靱性推定法, 溶接学会論文集, 第3巻 (1985), 第1号, pp.82-89.
- 21) F. M. Beremin, A local criterion for cleavage fracture of a nuclear pressure vessel steel, Metallurgical Trans. vol. 14A, 1983, pp.2277-2287.
- 22) 南二三吉, Claudio Ruggieri, 大畑充, 豊田政男, ローカルアプローチの適用によるぜい性破壊発生限界に及ぼす試験片形状・寸法の影響の評価, 材料, vol.45, No.5, pp.544-551, 1996.
- 23) F. Minami, M. Ohata, M. Toyoda, K. Arimochi, S. Suzuki, K. Bessyo, C. Thaulow, M. Hauge, Prediction of specimen geometry effect on fracture resistance of HAZ-notched welds by the local approach, proc. Mis-Matching of Interfaces and Welds, 1977, GKSS Research Center Publications, Geesthacht, FRG, pp.319-330.
- 24) 大畑充, 南二三吉, 豊田政男, ローカルアプローチの適用による強度ミスマッチを有する溶接継手の熱影響部破壊靱性評価, 日本造船学会論文集, 第180号, 1996, p.565-573.
- 25) 三村宏, 島貫広志, 小林順一, 大城隆吉, 溶接継手部の破壊靱性のバラツキ, 圧力技術, vol.34, No.4, 1996, pp.231-238.
- 26) Wolfram Research, Mathematica.