

鉄鋼材料のへき開破壊靱性試験(1)

- へき開破壊靱性試験の歴史 -

株式会社 シミズテック 技術顧問
木内 晃 (Akira KIUCHI)

1. まえがき

米国では、航空・宇宙に使用される高力 Al 合金や Ti 合金を対象にマイクロボイド合体形破壊^{*1}の発生破壊靱性値を求める K_{Ic} 試験が、1970 年に ASTM E399-70T として発刊された。ASTM E399 の思想を受け継ぐ形で破壊力学パラメータに J 積分を用いた J_{Ic} 試験が 1981 年に ASTM E813-81 として発刊された。このように、米国での破壊靱性試験の規格はマイクロボイド合体形破壊を対象としたものが主流であった。ASTM E399 の K_{Ic} 試験と ASTM E1820 の J_{Ic} 試験については、既報のテクニカルレポート^{1)~4)}で説明した。

いっぽう、英国と日本では、船舶や海洋構造物に使用される鋼材およびその溶接部を対象に、へき開形破壊^{*1}の破壊靱性値を求める試験 (以下、へき開破壊靱性試験と呼ぶ)に重きが置かれた。破壊力学パラメータにき裂先端開口変位を用いる CTOD 試験を中心に規格化が進められ、1972 年に英国で試験草案 BS-DD19 が発刊された。

米国で、鋼材のへき開破壊靱性試験の規格化が進められたきっかけは、原子力圧力容器の安全性評価である。照射脆化を受けた原子力圧力容器用鋼の脆性破壊評価には、破壊靱性試験片の小形化が必要であった。小形の破壊靱性試験片を用いた

へき開破壊靱性試験の規格は、紆余曲折を経て、1997 年に ASTM E1921 が発刊された。

ASTM E399 は、2005 年の改訂までは、へき開形破壊を生じる低中強度鋼も試験対象であったが、その改訂で、脆性-延性遷移を示すフェライト鋼の遷移温度域のへき開破壊靱性は試験対象外となり、それを求める場合は ASTM E1921 のマスターカーブ法の適用を推奨するように改訂された。

本報告では、へき開破壊靱性試験の歴史を振り返り、各国のへき開破壊靱性試験の規格の変遷について説明する。

2. へき開破壊靱性試験の歴史

2.1 脆性破壊とへき開破壊靱性試験の研究の契機

第 2 次世界大戦以前は船舶の鋼板同士の接合にリベットが用いられていたが、大戦中に米国で、工期短縮のためリベットから溶接による接合に変更された。このリバティー船と呼ばれる全溶接船が航海中や停泊中に脆性破壊を生じてしまった。戦後、米国の大学で、幅 2m 近い大形試験片を用いて再現実験が試みられたが、降伏応力より低い応力での脆性破壊、すなわち低応力脆性破壊を再現するには至らなかった⁵⁾。その後も脆性破壊の研究は続けられ、へき開破壊靱性値を求める

*1 ミクロボイド合体形破壊では、非金属介在物や第2相粒子を核として発生したマイクロボイドが成長合体してき裂が進展し、低中強度鋼では通常延性破壊となる。破面にはディンプル模様が見られる。いっぽう、へき開形破壊は結晶のへき開面に沿って分離破壊が進み、破面にはリバーパターンが見られる。基本的に脆性破壊を示す。

試験法の研究・規格化も進められた。1970年からの約30年間で破壊靱性試験規格の体系化が進められ、ほぼ現在の姿になったが、その後も大小交えて変更が重ねられている*2。以下では、Table 1に示す代表的なへき開破壊靱性試験と試験規格の概要およびその変遷について説明する。

2.2 へき開破壊靱性試験の種類

(1) Deep Notch Test (ディープノッチ試験)

ディープノッチ試験は、1964年に池田ら^{6),7)}が開発した試験法*3である。Fig. 1に示す、先端半径0.1mmの深いノッチを有する大形試験片を十分に低温に冷却したのち引張負荷を与え、脆性破壊させる。低応力で脆性破壊した荷重から使用板厚での破壊靱性値、 K_{Ic} を求める。

破壊荷重をノッチ断面で除したネット断面応力、 $\sigma_{net,F}$ と試験温度、 T の関係は、Fig. 2の模式図のように3つの領域に分類される。低応力脆性破壊域は $\sigma_{net,F} < \sigma_{ys}$ (試験温度での材料の降伏応力)となり、

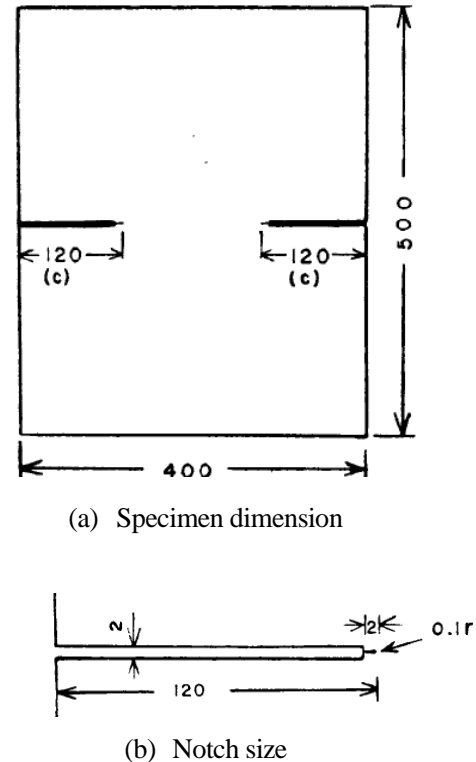


Fig. 1 Deep Notch Specimen⁷⁾ (unit: mm)

Table 1 Types of cleavage fracture toughness tests and applicable standards

Fracture Toughness Test	Evaluation Target	Typical Test Standard	Remarks
Deep Notch Test	Base Metal Welded Joint	ClassNK Approval Test (Base Metal)	Large-scale fracture toughness test developed in Japan in 1964
K_{Ic} Test	Base Metal	ASTM E399-90 (1997) (Originally approved in 1970)	With the 2005 revision, low-medium strength steel is no longer applicable.
CTOD Test	Base Metal	BS 7448 Part 1: 1991→BS EN ISO 12135:2021 WES 1108:1995→WES 1108:2016	BS DD19:1972→BS 5762:1979 before BS 7448 Part 1:1991 BS EN ISO15653(12135) and ISO15653(12135) have the same content.
	Welded Joint	BS 7448 Part 2: 1997→BS EN ISO 15653:2018 WES 1109:1995→WES 1109:2021	
J_c Test	Base Metal	BS 7448 Part 1: 1991→BS EN ISO 12135:2021 ASTM E1820-1996→ASTM E1820-2023	J_c test was first standardized as BS7448 Part 1 in 1991.
Mater Curve Approach (Statistical J_c Test)	Base Metal Weld Metal *	ASTM E1921-2023 (Originally approved in 1997)	* after stress-relief annealing, that have 10 % or less strength mismatch relative to that of the base metal.

*2日本材料学会関西支部と日本機械学会関西支部が、1年交代で開催している「破壊力学の基礎と最新応用」の講習会において、JFEスチール(株)の田川氏が、「破壊じん性とその試験法」の中で、試験規格の主な変更点をその都度説明されている。

*3 筆者は池田からディープノッチ試験を思いついたきっかけを聞いたことがある。1960年頃は脆性き裂の伝播停止特性の研究が中心であった。池田もESSO試験(十分に低温に冷却した大形試験片の上部のV溝に設置した楔に落錘衝撃を与えて脆性き裂を発生させ、伝播停止特性を調べる試験)を行っていた。比較的短いき裂で停止した試験片の破面出しをするため、ノッチと逆側をガス切断して均等に荷重がかかるようにして破断させたところ、予想外に低い荷重で破断した。通常は、停止き裂の識別のため、試験片の温度が上昇してから載荷するが、その時は低温のまま破断させてしまった。この事象から、深いノッチを設け十分に低温に冷却して行うディープノッチ試験を思いついたと言われたことを思い出す。なお、伝播停止試験について説明する予定はないので、1960年当時の伝播停止試験については文献5)を、2000年以降の大形伝播停止試験に関しては文献8)を参照願いたい。

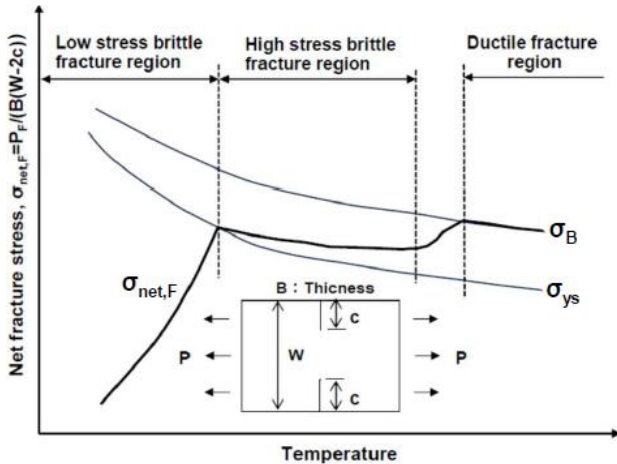


Fig. 2 Temperature dependency of $\sigma_{net,F}$

温度の低下に伴い $\sigma_{net,F}$ は減少する。高応力脆性破壊域は温度によらず $\sigma_{net,F}$ はほぼ一定で、破面は脆性破面(へき開破面)が主体となる。延性破壊域の破面は延性破面(ディンプル破面)となる。

ディープノッチ試験は低応力脆性破壊域で複数実施する。得られた K_{Ic} と試験温度の関係は、Fig. 3 に示すように、式(1)に示す Arrhenius 形の温度依存性として表される。

$$K_{Ic} = K_0 \cdot \exp(-T_{K0}/T_K) \quad (1)$$

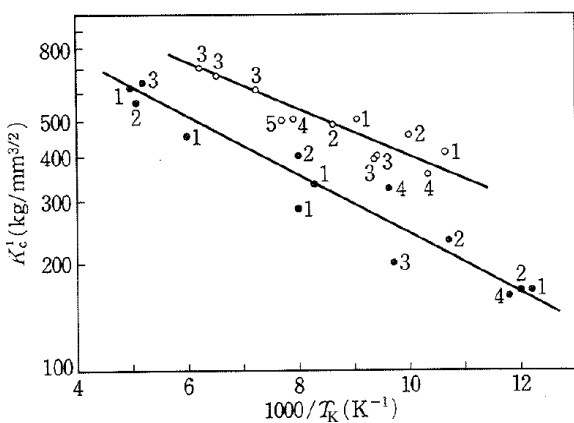


Fig. 3 Relationship between K_{Ic} and temperature, obtained from Deep Notch Test⁵⁾

ここで、 K_0 と T_{K0} は材料特性値、 T_K は絶対温度で表した試験温度である。実験データから最小 2 乗近似式を求め、 K_0 、 T_{K0} が分かれば式(1)を用いて高温側の K_{Ic} を推測することもできる^{*4}。

今から 60 年も前に世界で初めて設計応力レベルで脆性破壊を再現した事や発生に対するへき開破壊靱性値を求める試験法を提案した事は高く評価されるべきである。いっぽう、ノッチ先端は半径 0.1mm^{*5} のソーカットであり、疲労き裂とは同等に扱えないと言う問題がある。開発当初は先端半径 0.1mm のソーカットは自然き裂と同等である⁷⁾と考えられていたが、その後の実験で、疲労き裂を有する場合の K_{Ic} は、先端半径 0.1mm のソーカットから求めた K_{Ic} より低くなることが明らかとなった¹⁰⁾。先端半径 0.1mm のソーカットの K_{Ic} に 0.68 を乗じて疲労き裂の K_{Ic} に換算する方法が提案されている¹¹⁾。以上のような問題はあるが、ディープノッチ試験は、現在も日本海事協会の圧延鋼材の製造方法承認試験に用いられている。

(2) K_{Ic} Test (ASTM E399-90(1997))

1) K_{Ic} の合否判定基準

ASTM E399-90 によれば、暫定破壊靱性値、 K_Q は試験片厚、 B の増加に伴い減少し、式(2)を満足すれば K_Q は面内寸法や B に依存しない平面歪破壊靱性値、 K_{Ic} と見做せる。式(2)の a_0 は初期き裂長さ、 σ_{ys} は試験温度での材料の降伏応力である。

$$B, a_0 > 2.5(K_Q/\sigma_{ys})^2 \quad (2)$$

上記判定条件は、当初、マイクロバイド合体形の破壊を生じる高力 Al 合金、Ti 合金、マルエージング鋼などの高強度鋼の実験結果を基に定められたものである。その後、低中強度鋼のへき開破壊

*4 低応力脆性破壊域での K_{Ic} を求めることを原則とする。

*5 最近、0.2mm幅のソーカットの先端に0.1mm幅のソーカットを設けたディープノッチ試験片⁹⁾も使用されている。最近、ソーカット加工ができる所は限られており、疲労予き裂を設ける破壊靱性試験片では、通常、ワイヤーカットでノッチを加工する。その場合、ノッチ先端に引張残留応力場が残る。それが、疲労予き裂を設けないディープノッチ試験片において、ワイヤーカットでノッチ加工を行わない理由と推察される。

にも有効であることが示されてきたが¹²⁾、ロータ材や圧力容器用鋼のような高靱性材では、式(2)を満足するには試験片厚が数百 mm となる大形試験片が必要となり、実用面で課題があった。

へき開破壊靱性値が B の増大に伴い低下する要因として①力学的要因と②確率的要因があると言われている¹³⁾。筆者¹⁴⁾は、相似形に変化させた4種類の標準CT試験片の3次元弾塑性数値解析を行い、その結果に Anderson と Dodds, Jr.が提案した Toughness Scaling Model¹⁵⁾と岩館ら¹⁶⁾や安藤ら¹⁷⁾が提案した最小値法を適用し、①と②の両面からへき開破壊靱性値の板厚依存性について検討した。その結果、式(3)を満足すれば、①すなわち塑性拘束度の観点からは式(2)を満足する Valid K_{Ic} と同じとなり、②の観点でも多くて3体試験し、最小値を用いれば Valid K_{Ic} と見做せることを示した¹⁴⁾。

$$B, W-a_0 \geq 1.0(K_Q/\sigma_{ys})^2 \quad (3)$$

ここで、 W は試験片幅である。式(2)は満足しないが式(3)を満足する K_Q を K_{Ic} 相当値と呼び、 $K_{Ic,eq}$ と表す。なお、適用試験片、 K_Q の求め方、 K_{Ic} 判定基準の意味についてはテクニカルレポート No.1¹⁾を参照されたい。

2) 過去の K_{Ic} 試験結果

先に示したように、ASTM E 399 は 2005 年の改訂で、脆性-延性遷移を示すフェライト鋼のへき開破壊靱性を本規格の対象外とした。したがって、現状、へき開破壊に対する K_{Ic} 試験は存在しないが、その歴史は古く、データの蓄積もある。以下では、過去に報告された原子力圧力容器用鋼やタービンロータ用鋼の K_{Ic} 試験結果を紹介する。

2)-1 原子力圧力容器用鋼

米国では、1972 年の ASME Code Section III の改定の際に HSST プログラムの成果が取り入れられたが、そのプログラムでは複数の原子力圧力容器用鋼を対象に K_{Ic} 試験が行われた。筆者¹⁸⁾は、HSST 02 (ASTM A533B Cl.1)のデータを複数の文献¹⁹⁾⁻²¹⁾

から読み取り、その結果を Fig. 4¹⁸⁾に示す。データを再整理し、式(2)は満足しないが式(3)を満足するデータは $K_{Ic,eq}$ として示した。HSST 02 の試験には 11T(B=279mm)~1T(B=25.4mm)まで 6 つの異なる寸法の試験片が含まれているが、比較的まとまりの良い結果となっている。Fig. 4 の実線は K_{Ic} の温度依存性を示す線であり、後述の 3)項で説明する。

日本では、1977~1979 年度の 3 年間、日本溶接協会原子力研究委員会「原子炉圧力容器用極厚鋼材の安全性に関する研究」において、複数の圧力容器用鋼の K_{Ic} 試験が行われた。その結果は OTS 小委員会 OEFT ワーキンググループで成果報告書²²⁾としてまとめられた。筆者¹⁸⁾は、その成果報告書のデータを再整理し、Table 2 に示す ASTM A533B Cl.1 と ASTM A508 Cl.3 の K_{Ic} 、 $K_{Ic,eq}$ と試験温度の関係を調べた。2mm V ノッチシャルピ衝撃試験の脆性-延性破面遷移温度、FATT が異なっても、温度軸を Excess Temperature, $T_e (=T-FATT)$ で整理すれば、Fig. 5 のように比較的まとまりの良い結果が得られた。Fig.5 の実線の説明は 3)項で行う。

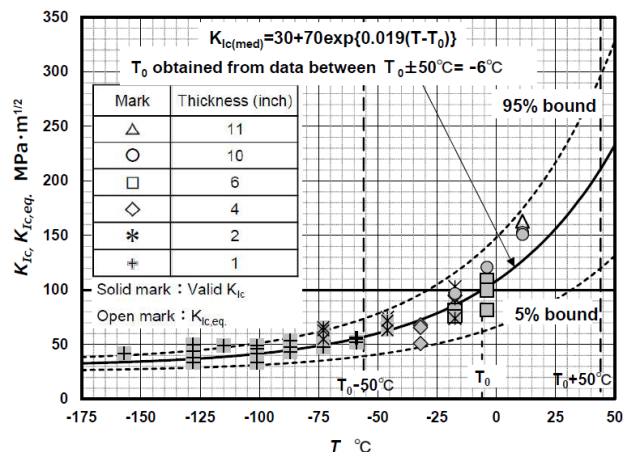


Fig.4 K_{Ic} , $K_{Ic,eq}$ vs test temperature for HSST 02¹⁸⁾

Table 2 FATT of nuclear pressure vessel steels¹⁸⁾

Steel	Code	FATT °C
ASTM A 533B Cl.1	7HA	-4
	7HB	-3
	8HB	-22
ASTM A 508 Cl.3	7HC	10
	8HC	1
	8HD	-11
	9HC	2

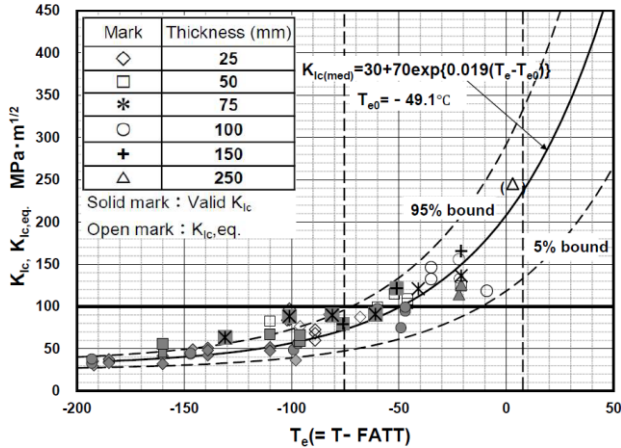


Fig.5 K_{Ic} , $K_{Ic,eq}$. vs T_e for nuclear pressure vessel steels

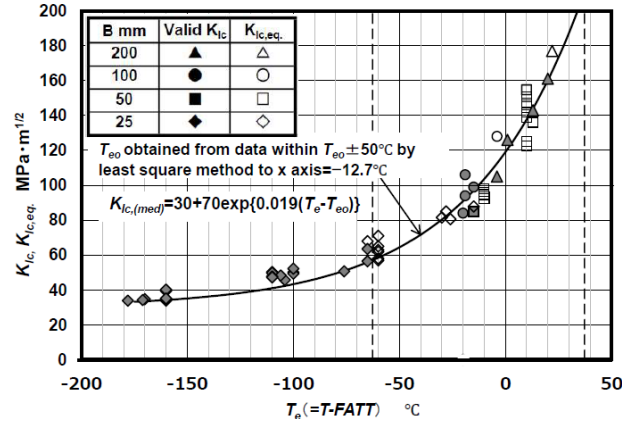


Fig. 7 K_{Ic} , $K_{Ic,eq}$. vs T_e for used turbine rotors

2)-2 タービンロータ用鋼

Fig.6 は、高圧ガス保安協会の規格、KHKS 0220²³⁾ の解説から引用した図である。タービンロータ用材料である、3.5Ni-Cr-Mo-V 鋼(▲)や 3.5Ni-Mo-V 鋼(■)を含む 6 鋼種の K_{Ic} データを、温度軸を T_e (=T-FATT)として整理している。遷移温度域の K_{Ic} は比較的まとまりの良い結果となっている。Fig.6 の赤線は、筆者が追記した K_{Ic} の温度依存性を示す線であり、後述の 3)項で説明する。

筆者ら²⁴⁾は、以前に実施した 8 種類の使用済みタービンロータ(Cr-Mo-V 鋼、FATT=99~177°C)の K_{Ic} , $K_{Ic,eq}$. を T_e の関係で整理し、Fig. 7 を求めた。データ数は 64 あるが、そのばらつきは小さい。 K_{Ic} , $K_{Ic,eq}$. の温度依存性については次項で説明する。

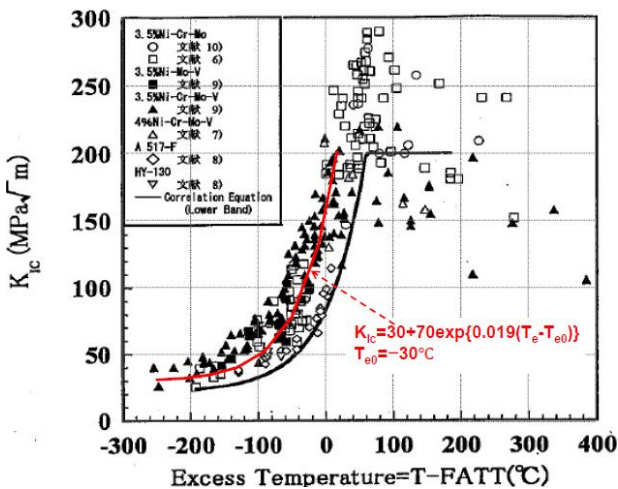


Fig. 6 K_{Ic} of various steels vs T_e (=T-FATT)²³⁾
(The red line and text were added by the author.)

3) K_{Ic} , $K_{Ic,eq}$ の温度依存性

筆者^{18), 24)}は、Fig.4, Fig.5 および Fig.7 の K_{Ic} , $K_{Ic,eq}$. の中間値、 $K_{Ic,med}$ の温度依存性は、後述の ASTM E1921 のマスターカーブと同表示の式(4)で表されることを示した。式(4)の T_{e0} は $K_{Ic,med} = 100 \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ となる T_e (=T-FATT)である。Fig.4 の FATT は不明だが、一鋼種だけなので横軸は試験温度, T で表示した。 $K_{Ic,med}$ の温度依存性は、式(4)の T_e を T、 T_{e0} を T_0 ($K_{Ic,med} = 100 \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ となる T)とした、後述の ASTM E1921 のマスターカーブの式で与えられる。

$$K_{Ic,med} = 30 + 70 \exp\{0.019(T_e - T_{e0})\} \quad (4)$$

Fig.5 と 7 の実線および Fig.6 の赤線は、式(4)で与えられる $K_{Ic,med}$ の温度依存性を表す。Fig.6 についても式(4)は K_{Ic} データ群のほぼ中央を通っている。Fig.5、6、7 の T_{e0} はそれぞれ -49°C 、 -30°C および -13°C となる。

以上のように、同種の鋼材の K_{Ic} , $K_{Ic,eq}$. は、温度軸を T-FATT として整理すれば比較的まとまりの良い結果が得られ、その中間値 $K_{Ic,med}$ の温度依存性は式(4)で表せる。しかし、Fig.5 と Fig.7 では、 T_{e0} に 36°C の差が存在する。 $T_{e0} = T_0 - \text{FATT}$ なので、 T_{e0} は破壊靱性値とシャルピ衝撃特性値の遷移曲線のシフト量に相当する。このシフト量は鋼材の室温降伏応力、 $\sigma_{ys,RT}$ に依存し、 $\sigma_{ys,RT}$ の増加に伴い小さくなることが知られている²⁵⁾。Fig.5 の原子力圧力容器用鋼の $\sigma_{ys,RT}$ は $431 \sim 554 \text{MPa}$ 、Fig.7 の

使用済みタービンロータの $\sigma_{ys,RT}$ は 618~687MPa であり、平均で 160MPa の差がある。この差が上記の T_{e0} の差になって現れたものと考えられる。 T_{e0} と $\sigma_{ys,RT}$ の関係を定式化できれば、FATT から任意温度での K_{Ic} を推定できる。

(3) CTOD Test

1) CTOD 試験とは

CTOD 試験は、き裂先端での開口変位(Crack Tip Opening Displacement、以後 CTOD と表記)を破壊力学パラメータとして用いる非線形破壊靱性試験である。その模式図を Fig.8 に示す。CTOD 試験では、主に 3 点曲げ試験片を用い、試験温度に冷却したのち載荷し、破壊までの荷重と開口変位の関係を記録する。開口変位, V は試験片端部に取付けたクリップゲージで計測し、破壊時の V(その塑性成分を V_{pl} と表記)を換算式で CTOD (通常、 δ と表記)に変換する。

2) CTOD 換算式の変遷

CTOD 試験規格の歴史は換算式の変遷の歴史でもある。CTOD の換算式の変遷を Table 3 に示す。

CTOD 試験の規格は、1972 年に初めて英国で、試験草案 BS-DD19 として発刊された。その後、1979 年に BS 5762 として正式な規格となった。BS 5762 では、CTOD, δ を弾性成分, δ_{el} と塑性成分, δ_{pl}

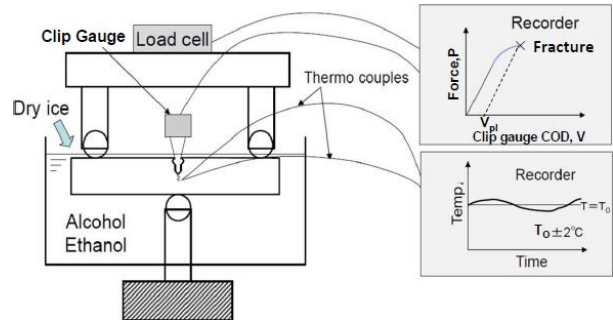


Fig.8 Schematic diagram of CTOD test

に分け、 δ_{el} は最大荷重, P_m から求めた K 値を介して、 δ_{pl} はリガメントのある点を中心に回転する幾何学的手法で V_{pl} から換算する方式 (Table 3 の式 (i) 参照、以後、BS 方式と呼ぶ) を採用した。BS 方式は、日本の最初の CTOD 試験規格である WES 1108:1995 や米国の最初の CTOD 試験規格である ASTM E1290 -89 にほぼそのまま踏襲された。

BS 5762 は 1991 年に BS 7448 Part 1 に改訂された。BS 7448 は、CTOD 試験、 K_{Ic} 試験および破壊力学パラメータとして δ の代わりに J 積分を用いる J_c 試験を含めた初めての統合規格であるが、 δ の換算方法に変更はなかった。

米国でも 1996 年に K_{Ic} 試験、 J_c 試験、 J_c 試験および CTOD 試験を含む統合規格、ASTM E1820 が発刊された。BS 7448 Part 1 や ASTM E1820 の流れを受けて、国際標準化機構の統合規格、ISO12135

Table 3 CTOD conversion formula for three-point bend specimen of various standards

Standard	CTOD conversion formula	Remarks
BS 5762:1979 WES 1108:1995 ASTM E1290-1989 BS 7448:Part 1:1991 ASTM E1820-1996 ISO 12135:2002	$\delta = \delta_{el} + \delta_{pl} = \frac{K^2(1-\nu^2)}{2E\sigma_{ys}} + \frac{r_p(W-a_0)}{r_p(W-a_0)+a_0+z} V_{pl} \quad (i)$ <p> r_p: plastic rotation factor(=0.44 for ASTM standard, 0.4 for others) z: height of knife edge, σ_{ys}: yield stress at test temperature a_0: original crack length, W: specimen width, E: Young's modulus ν: Poisson's ratio, V_{pl}: plastic component of clip gauge opening displacement </p>	
ASTM E1290-2002 ASTM E1820-2005	$\delta = J/(m\sigma_Y) = \frac{1}{m\sigma_Y} \left\{ \frac{K^2(1-\nu^2)}{E} + \frac{\eta A_{pl}}{B(W-a_0)} \right\} \quad (ii)$ <p> m: function of a_0/W and R_Y, σ_Y: effective yield stress at test temperature R_Y: yield ratio(=σ_{ys}/σ_B, σ_B: tensile strength at test temperature), $\eta=1.9$ K: stress intensity factor obtained from force P_m, A_{pl}: refer to the right figure </p>	
WES 1108:2016 ISO 15653:2018 ISO 12135:2021 WES 1109:2021	$\delta = \frac{K^2(1-\nu^2)}{m\sigma_{ys}E} + f_p \frac{r_p(W-a_0)}{r_p(W-a_0)+a_0+z} V_{pl} \quad (iii)$ <p> $r_p=0.43$, $m=4.9-3.5R_Y$ $f_p=(-1.4R_Y^2+2.8R_Y-0.35)[0.8+0.2\exp\{-0.019(B-25)\}]$, B:specime thickness </p>	Effective range $R_Y=0.6\sim 0.98$ $B=10\sim 200$ mm

0.45 $\leq a_0/W \leq 0.55$ for BS and WES, 0.45 $\leq a_0/W \leq 0.7$ for ASTM and ISO standard

が 2002 年に発刊された。この段階では、ASTM E1820、ISO12135 とも、 δ の換算方法に BS 方式が適用された。

ASTM E1290 は 2002 年の改訂で、BS 方式から J 値を式(5)の理論式を介して δ に変換する方法 (Table 3 の式(ii)参照、以後、ASTM 方式と呼ぶ) に変更された。ASTM E1820 の CTOD 試験も 2005 年に BS 方式から ASTM 方式に変更された。

$$\delta = J / (m\sigma_Y) \quad (5)$$

ここで、 σ_Y は試験温度での有効降伏応力(=降伏応力と引張強さの平均)、 m は塑性拘束度係数と呼ばれ、数値解析により求められた。ASTM E1820 では、 m は a_0/W と対象材料の試験温度での降伏比、 R_Y (降伏応力/引張強さ)の関数として与えられる。この改訂の根拠は、「BS 方式を用いて換算した δ は歪硬化特性や a_0/W に依存して実際の CTOD と乖離する」と言う米国の数値解析結果に基づく²⁶⁾。

これを踏まえ、2006 年に日本溶接協会鉄鋼部会の破壊関係の委員会の中にワーキンググループが設けられた。ASTM の上記指摘の真偽の確認のため、幅広い条件下で 3 次元弾塑性数値解析及び歯科用シリコンゴム印象材による CTOD の実測が行われた。その結果、低降伏比の鋼材では、BS 方式は非安全側の評価になることが判明した。また、この問題を修正するため、BS 方式をベースにした新しい換算式(Table 3 の式(iii)参照)が導出された。これに関しては、田川・川畑が溶接学会誌に詳しい解説²⁶⁾を載せているので、それを参照されたい。

この新しい換算式は、種々の CTOD 試験の規格に採用されている。すなわち、2016 年に改訂された WES 1108、2018 年に改定された ISO 15653、2021 年に改定された、ISO 12135 および WES 1109 には、日本溶接協会鉄鋼部会のワーキンググループの成果が反映されている。なお、ISO 15653 及び WES 1109 はそれぞれ 2010 年、1995 年に創刊された溶接部を対象とした規格であり、改訂前は、換算式として BS 方式が採用されていた。

BS 規格の変遷の歴史を少し飛ばしてしまった

ので追記する。BS 7448 Part 1 の後、1997 年に溶接部を対象とした BS 7448 Part 2 が発刊された。その後、BS 規格は ISO 化を目指し、BS 7448 Part 1 は 2002 年に BS EN ISO 12135 として、BS 7448 Part 2 は 2010 年に BS EN ISO 15653 として ISO 参照規格となった。内容は ISO 12135 や ISO 15653 と同じである。なお、上述の換算式を介して求めた、へき開破壊時の CTOD を、以後、限界 CTOD と呼ぶ。

3) 限界 CTOD の寸法依存性とその判定条件

BS 7448 Part 1 では、試験片厚は素材厚とすることが原則であったが、BS EN ISO 12135 では、その一文は省かれており、使用した試験片厚での限界 CTOD として報告する。現在、「原則、試験片厚は素材厚とする」との一文が入っているのは WES 1108 のみである。

いずれの規格でも、限界 CTOD は、試験片厚 B に依存すると考えられている。いっぽう、面内寸法に依存するか否かの考え方は規格によって異なっている。

ASTM E1820 の場合、限界 CTOD が面内寸法に依存しないためには、式(6)および式(7)を共に満足する必要がある。

$$B, W - a_0 \geq 300 \delta_{Qc} \quad (6)$$

$$\Delta a_p < 0.2 \text{mm} + \delta_{Qc} / 1.4 \quad (7)$$

ここで、 δ_{Qc} は暫定限界 CTOD、 Δa_p は破面から計測される安定延性き裂長さである。なお、式(6)と(7)を共に満足する限界 CTOD を δ_c^* 、式(6)は満足しないが式(7)を満足する場合は δ_c 、式(7)を満足しない場合、 δ_u と表示する。 δ_c 、 δ_u は試験片厚のみならず面内寸法にも依存する。 δ_c^* は試験片厚に依存するが面内寸法には依存しない。

式(6)の判定は ASTM 規格のみである。他の規格は δ_c^* 、 δ_c を区別せず、 δ_c と δ_u の区別のみである。

BS や ISO 規格の δ_c と δ_u の判別条件は、基本、ASTM 規格と同じだが、式(7)の右辺の第 2 項は $(\delta_{Qc}/1.87)(\sigma_{ys}/\sigma_B)$ と表される。 σ_{ys} 、 σ_B は試験温度での材料の降伏応力と引張強さである。

日本の WES 規格の δ_c 、 δ_u の判別条件は、上述の ASTM、BS、ISO 規格と少し異なっている。WES 1108 では、予き裂の鈍化による前方へのせり出し量、SZW と安定き裂進展量の和、 Δa_p が 0.2mm 未満を δ_c 、0.2mm 以上を δ_u とする(次頁の Fig.9 を参照)。

ISO 12135 では、 δ_c 値も size sensitive fracture resistance であると記されている。この size が何を指しているのか明確ではないが、規格の中に “However, these measurements are regarded as size-sensitive and as such characterize only the specimen thickness tested.” との表現があるので、size は試験片厚、B を指しているように思われる。ISO 12135 では、試験片厚、B での δ_c を $\delta_c(B)$ と表記する。なお、 $\delta_u(B)$ は面内寸法にも依存する。

WES1108:2016 にも、解説の中で、「限界 CTOD は試験片平面寸法・厚さの影響を受ける」との記載があるが、本文に、「本試験で得られる δ_c 、 δ_u は、WES 2805²⁷⁾などの構造要素の破壊安全評価、又は材料選定のための材料評価などに用いることができる」と記されている。したがって、本規格に準拠した δ_c 、 δ_u の面内寸法依存性は小さいと解釈される。WES1108 では試験片厚は素材厚となるので、面内寸法も大きくなる。したがって、式(6)の判定条件が無くとも、 δ_c 、 δ_u の面内寸法依存性が小さいのではないかと推察される。その意味では、ISO 12135 の場合、無条件に $\delta_c(B)$ を面内寸法に依存しない値と考えてよいのか疑問が残る。

(4) J_c Test

1) J_c 試験とは

J_c 試験の要領は、基本、CTOD 試験と同じだが、破壊力学パラメータとして CTOD の代わりに J 積分を用い、変位は荷重線変位、 Δ を計測する。P- Δ 線図からへき開破壊時の J 値 (限界 J 値) を求める。試験片は CT (Compact Tension) を用いることが多い。

2) 限界 J 値の寸法依存性とその判定条件

J_c 試験に関する初めての規格は、1991 年発刊の BS 7448 Part 1 である。CTOD 試験の内容のまま、破壊力学パラメータを CTOD から J 積分に変えた

もので、試験片厚は素材厚とすることを原則とした。1996 年発刊の ASTM E1820 では、上記の原則は無くなり、使用した試験片厚に対する破壊靱性値として報告する。暫定破壊靱性値、 J_{Qc} が面内寸法に依存しないためには、式(8)および式(9)を共に満足する必要がある。

$$B, W-a_0 \geq 200 J_{Qc} / \sigma_Y \quad (8)$$

$$\Delta a_p < 0.2 \text{mm} + J_{Qc} / (M \sigma_Y) \quad (9)$$

ここで、M は Blunting line (テクニカルレポート No.6³⁾参照)の勾配の係数で、2 または実験値から計算した値を用いる。式(8)と(9)を共に満足する場合、 $J_{Qc} = J_c$ 、式(9)を満足しない場合は J_u と表示する。 J_c 試験では、先に示した δ_c^* 、 δ_c の区別はない。 J_c は試験片厚 B に依存するが面内寸法には依存しない。 J_u は B のみならず面内寸法にも依存する。

式(8)は 1999 年と 2005 年の 2 回の変更を経て現在に至っている。2005 年に改訂された式を式(10)に示す。また、2011 年の改訂で、式(9)は、 $M=2$ とする式に変更になっている。

$$B, W-a_0 \geq 100 J_{Qc} / \sigma_Y \quad (10)$$

BS や ISO 規格では、式(8)の判定は無く、式(9)のみである。ただし、Blunting line の傾きが異なり、式(9)の第 2 項は $J_{Qc} / (3.75 \sigma_B)$ と表示する。式(9)を満足する場合、 $J_{Qc} = J_c$ 、式(9)を満足しない場合は J_u と表示する。

上述の各種規格の δ_c^* 、 δ_c 、 δ_u および J_c と J_u の判別条件をまとめ、Fig.9 に示す。また、 δ_c と δ_u 、 J_c と J_u の温度依存性の模式図を Fig.10 に示す。Fig.10 の δ_i と J_i は安定延性き裂発生時の CTOD と J 値である。 δ_c と δ_u 、 J_c と J_u は、試験温度の上昇に伴い増加するが、 δ_i と J_i の温度依存性は小さく、試験温度の増加に伴い僅かに低下する。また、 δ_c と δ_u 、 J_c と J_u の遷移温度は、試験片の厚さ(き裂前縁長さ)や塑性拘束が大きくなると高温側にシフトする。いっぽう、 δ_i と J_i に及ぼすそれらの影響は小さい。

前述のように、BS 7448 Part 1 は 2002 年に BS EN

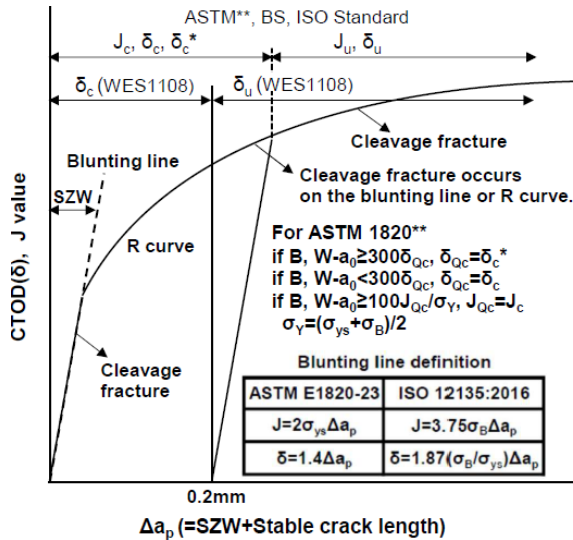


Fig.9 Definition of δ_c^* , δ_c , δ_u , J_c , J_u in various standards

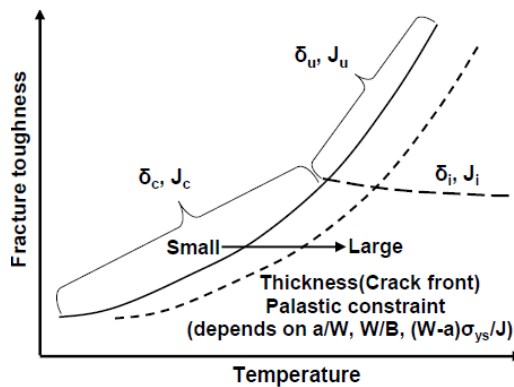


Fig.10 Temperature dependency of δ_c , δ_u , δ_i , J_c , J_u , J_i

ISO 12135 に変更された。BS 7448 Part 1 では、試験片厚は素材厚とすることが原則であったが、BS EN ISO 12135(ISO 12135 と内容は同じ)では、その一文は省かれており、用いた試験片厚、 B での破壊靱性値、 $J_c(B)$ 、 $J_u(B)$ として取り扱う。ISO 12135 では、 $\delta_c(B)$ と同様、 $J_c(B)$ も size sensitive fracture resistance であると記されているが、その解釈は前項に示した通りである。

なお、ASTM E1820 は 2006 年の改訂で、「この規格は対象材料の破壊形態が予測できない場合に有用であるが、脆性-延性遷移を示すフェライト鋼のへき開破壊靱性値を求める場合、ASTM E1921 を適用することが推奨される」という表現が追加された。ASTM E1820 と同じ統合規格である ISO 12135 も 2016 年の改訂で、若干ニュアンスが異なるが同様な表現が追加された。

(5) ASTM E1921 (Master Curve Approach)

まず、ASTM E1921²⁸⁾(Master Curve Approach)とはどのような試験か、その概要を説明する。

本規格はへき開破壊の統計モデルとフェライト鋼に共通する破壊靱性値の温度依存性、すなわち、マスターカーブから構成されている。へき開破壊靱性の試験片厚依存性は最弱リンク説により説明できると考え、厚さ B の試験片から得られた弾塑性破壊靱性値、 $K_{Jc,B}(=\{J_c(B)E/(1-\nu^2)\}^{0.5})$ を、式(11)を用いて $B=25.4\text{mm}$ の破壊靱性値、 $K_{Jc,1T}$ に換算する。なお、 E はヤング率、 ν はポアソン比である。

$$K_{Jc,1T} = K_{\min} + (K_{Jc,B} - K_{\min})(B/B_{1T})^{1/4} \quad (11)$$

ここで、 $B_{1T}=25.4\text{mm}(1\text{inch})$ 、 K_{\min} : へき開破壊靱性の下限値で $20\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ とする。なお、換算前の K_{Jc} の上限は式(12)のように定められており、それを越える K_{Jc} は無効となる²⁸⁾。なお、 J_c 値を用いて式(12)を書き直すと、式(13)のように表される。

$$K_{Jc(\text{limit})} = \{[E(W-a_0)\sigma_{ys}]/\{30(1-\nu^2)\}\}^{1/2} \quad (12)$$

$$J_{c(\text{limit})} = (W-a_0)\sigma_{ys}/30 \quad (13)$$

適用試験片の $K_{Jc,B}$ の平均が $100\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 付近になる温度を選んで J_c 試験を繰返し行い、最少 6 個の有効な $K_{Jc,B}$ を求める。 $K_{Jc,B}$ を式(11)により換算した $K_{Jc,1T}$ のバラツキが、形状母数=4、位置母数= $20\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ の 3 母数ワイブル分布で表されるとした統計解析により尺度母数を求め、次に、 $K_{Jc,1T}$ の中間値、 $K_{Jc(\text{med})}$ を求める。 $K_{Jc(\text{med})}$ と試験温度、 T の関係は、参照温度、 T_0 を用いて式(14)で与えられる。

$$K_{Jc(\text{med})} = 30 + 70 \exp\{0.019(T - T_0)\} \quad (14)$$

これをマスターカーブと呼ぶ。 T_0 は式(14)から分かるように $K_{Jc(\text{med})}=100\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ となる試験温度で、上述の統計解析により $K_{Jc(\text{med})}$ が得られたら式(14)から逆算できる。ASTM E1921 には、式(14)の中間値だけでなく、ばらつきを考慮した許容限界の式も示されている。5%と 95%の許容限界も含め、

ASTM E1921 のマスターカーブ法による $K_{Jc,IT}$ と試験温度の関係の一例を Fig.11²⁸⁾に示す。

先に示したように、ASTM E399 は 2005 年の改訂で、脆性-延性遷移を示すフェライト鋼のへき開破壊靱性を本規格の対象外とした。また、2013 年に、理由は定かでないが、CTOD 試験の規格である ASTM E1290 が廃止された。したがって、現在、低中強度鋼のへき開破壊靱性値を求めることを目的とした ASTM 規格は、小形試験片を用いて、使用温度よりかなり低温側で試験を行う ASTM E1921 のみとなっている。

3. むすび

本報では、脆性-延性遷移を示す低中強度鋼のへき開破壊靱性試験の歴史について記した。試験方法としては、①ディープノッチ試験、② K_{Ic} 試験、③CTOD 試験、④ J_c 試験および⑤マスターカーブ法を対象とし、米国、英国、日本及び国際標準化機構(ISO)での試験規格の変遷について説明した。本報では、試験方法について詳しく触れなかった。それについては破壊に関する教科書^{5), 29)}や講習会資料³⁰⁾を参照願いたい。特に、CTOD 試験は、2 章の(3)項で示したように、日本の研究が最新の ISO 規格にも反映されている。その内容は、母材を対象とした WES 1108-2016、溶接部を対象とした WES 1109-2021 に記されているので、両規格を見ていただければ CTOD 試験の最新の状況を知ることができる。

前述のように、低中強度鋼のへき開破壊靱性値を求める ASTM 規格は、ASTM E1921 のみである。ASTM E1921 は、へき開破壊の特徴を論理的に整理し、統計解析を取り入れた、よく考えられた規格であると思う。しかし、ASTM E1921 には、その考え方のベースに、以下の 5 つの仮説がある。

- (1) K_{Ic} のばらつきは 3 母数ワイブル分布で表され、その形状母数は、鋼種、温度によらず 4 である。
- (2) 3 母数ワイブル分布の位置母数、すなわち、 K_{Ic} の下限値は鋼種、温度によらず $20\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ である。
- (3) へき開破壊靱性値の試験片厚依存性は、確率的問題として整理でき、鋼種、温度によらず式(11)

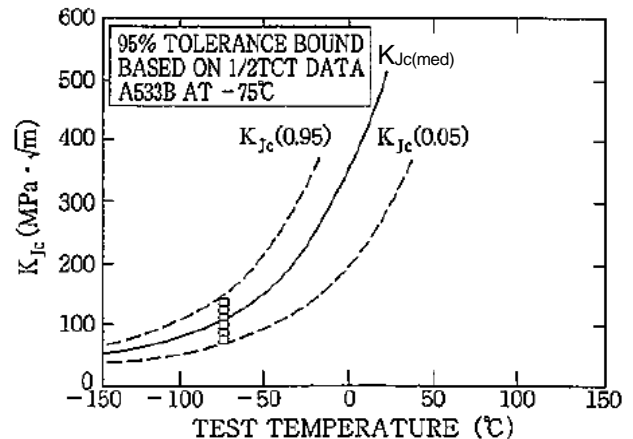


Fig.11 Master curve approach by ASTM E1921²⁸⁾

で評価できる。

- (4) $K_{Jc,IT}$ の中間値、 $K_{Jc(med)}$ の温度依存性は、鋼種によらず式(14)で表される。
- (5) 暫定破壊靱性値、 J_{Qc} が式(13)の $J_{c(limit)}$ 以下の条件、すなわち $(W-a_0) \geq 30J_{Qc}/\sigma_{ys}$ を満足すれば、 J_{Qc} は試験片面内寸法に依存しない J_c と見做せる。これは、式(10)に示した ASTM E1820 の J_c 試験の面内寸法要件と比べて、試験温度での YR(降伏比)=0.9 では 33%、YR=0.6 では 50% に相当する。

規格には、シンプルさも要求される。(1)~(5)の仮説は事実に基づくのか、シンプルにするが故の安全側の設定なのか、また、上記仮説の根拠は何か? など、明確でない所がある。

次報以降では、ASTM E1921 の手法を詳しく説明するとともに上記仮説について考察する。

2 章で、1970 年から現在に至る破壊靱性試験の規格の変遷について記したが、筆者の思い違いやケアレスミスがあるかも知れない。実際に試験を行う際には対象規格の内容を確認願いたい。

参考文献

- 1) Shimizu-tech Technical Report No.1; “ASTM E399 による K_{Ic} 試験の合否判定基準の意義と必要性”, 2021.
- 2) Shimizu-tech Technical Report No.5; “ASTM E399 の改訂のフォロー-ASTM E399-22 の改訂内容-”, 2023.

- 3) Shimizu-tech Technical Report No.6; “ASTM E1820 による J_{Ic} 試験(その1) - 弾塑性平面歪破壊靱性値 J_{Ic} の求め方 -”, 2023.
- 4) Shimizu-tech Technical Report No.7; “ASTM E1820 による J_{Ic} 試験(その2) - 試験片寸法要件の物理的意味 -”, 2024.
- 5) 金沢武, 越賀房夫 共著, “破壊力学と材料強度講座, 脆性破壊 2=破壊靱性試験”, 培風館, 1976.
- 6) 秋田好雄, 池田一夫, 岩井宣雄; “脆性破壊に関する研究(第1報) - Deep Notch Test について -”, 造船協会論文集, 第116号, pp.136-146, 1964.
- 7) 木原博, 池田一夫; “脆性破壊に関する研究(第2報) - 鋼板の脆性破壊発生特性について -”, 造船協会論文集, 第118号, pp.204-220, 1965.
- 8) 井上健裕, “大型破壊靱性試験の最近の動向”, 溶接学会誌, 第86巻(2017), 第3号, pp.159-163.
- 9) 猪瀬幸太郎ほか6名, “大型コンテナ船の安全性確保のためのじん性評価試験に関する検討”, 日本船舶海洋工学会講演論文集, 第7W号, pp.75-78, 2008.
- 10) 例えば, 日本溶接協会鉄鋼部会 FTC 委員会, “破壊靱性基準に関する研究-FTC 委員会共同研究総合報告書-”, 1981.
- 11) 日本造船研究協会第3基準研究部会, “危険物の特性および運搬船の特殊設備の関する調査研究報告書(別冊) -危険物専用船の船体構造部材の研究-”, 研究資料 No.59R, 1979.
- 12) 例えば, 安藤柱, 岩館忠雄; “遷移温度域での弾塑性破壊靱性試験法”, 第29回材料強度と破壊国内シンポジウム論文集, pp.13-30, 1984.
- 13) 例えば, 宮田隆司; “破壊様式の遷移を伴う低中強度鋼のじん性評価”, 日本機械学会論文集(A編), Vol.48, No.426, pp.125-131, 1982.
- 14) 木内晃, 石原健一, 清水洋志; “へき開破壊に対する K_{Ic} 試験の可否判定基準に関する数値解析的検討”, 圧力技術, 第52巻, 第5号, pp.255-265, 2014.
- 15) Anderson T.L. and Dodds R.H., Jr.; “Specimen Size Requirements for Fracture Toughness Testing in the Transition Region”, J. of Testing and Evaluation, Vol.19, No.2, pp.123-134, 1991.
- 16) 岩館忠雄, 田中泰彦, 小野信市, 渡辺十郎; “遷移温度域での J_{Ic} 測定に関する検討”, 材料, Vol.31, No.344, pp.430-436, 1982.
- 17) 安藤柱, 北毅一, 小倉信和; “J 積分による遷移温度域 K_{Ic} の評価に関する数値実験”, 日本機械学会論文集(A編), 52巻, 474号, pp.449-454, 1986.
- 18) 木内晃; “脆化材を含めた鉄鋼材料の K_{Ic} のマスターカーブ形状に関する検討”, 圧力技術, 第61巻, 第1号, pp.4-14, 2023.
- 19) Kirk M. T.; “The Technical Basis for Application of the Master Curve to the Assessment of Nuclear Reactor Pressure Vessel Integrity”, Prepared for USNRC, <<http://pbadupws.nrc.gov/docs/ML0935/ML093540004.pdf>>, 2002.
- 20) Wallin K.; “Application of Master Curve Methodology for Structural Integrity Assessments of Nuclear Components”, SKI Report 2005:55, 2005.
- 21) Sokolov M.A., Macabe D. E., Alexander D. J., and Nanstad R. K.; “Applicability of the Fracture Toughness Master Curve to Irradiated Reactor Pressure Vessel Steels”, Prepared by Oak Ridge National Laboratory, <<http://www.osti.gov/etdweb/servlets/purl/660207>>, 2008.
- 22) 日本溶接協会原子力委員会 OTS 小委員会 OEFT ワーキンググループ; “原子炉压力容器用極厚鋼材の安全性に関する研究成果報告書”, 1982.
- 23) 高圧ガス保安協会; “超高压ガス設備に関する基準, KHKS 0220 (2020), 解説添付書 I, 2020.
- 24) 木内晃, 森田聰; “使用済みタービンロータ材の K_{Ic} のマスターカーブに関する検討”, 圧力技術, 第62巻, 第3号, pp.115-123, 2024.
- 25) 萩原行人, 征矢勇夫, 三波健市, 佐藤光雄; “V シャルピ衝撃特性からの脆性破壊発生特性の評価法”, 溶接学会誌, 第45巻, 第8号, pp.627-633, 1976.
- 26) 田川哲哉, 川畑友弥; “革新構造設計への道しるべ - CTOD 算定式の高精度化 -”, 溶接学会誌, 第85巻, 第7号, 2016.
- 27) WES 2805-2011; “溶接継手のぜい性破壊発生及び疲労亀裂進展に対する欠陥の評価方法”, 2011.
- 28) ASTM E1921-23; “Standard Test Method for Determination of Reference Temperature, T_0 , for Ferritic Steels in the Transition Range”, 2023, Originally approved in 1997.
- 29) T.L Anderson 著, 栗飯原周二 監訳, 金田重裕・吉成仁志 訳; “破壊力学 - 基礎と応用 - 第3版”, 森北出版(株), 2011.
- 30) 例えば, 田川哲哉; “破壊じん性とその試験法”, 日本材料学会関西支部主催の講習会「破壊力学の基礎と最新応用」, pp.12-33, 2019.

【著者紹介】

木内 晃

〒651-2241 神戸市西区室谷2丁目2番6号
 TEL : 078-992-1160 FAX : 078-992-2533
 E-mail : kiuchi@shimizutech.co.jp