

鉄鋼材料のへき開破壊靱性試験(2) - ASTM E1921(マスターカーブ法) -

株式会社 シミズテック 技術顧問
木内 晃 (Akira KIUCHI)

1. まえがき

前報¹⁾では、鉄鋼材料のへき開破壊靱性試験の歴史と各国のへき開破壊靱性試験の規格の変遷について解説した。

ASTM E399 の K_{Jc} 試験は 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、CTOD 試験の規格である ASTM E1290 が廃止された。さらに、へき開とマイクロボイド合体形の両破壊形態を対象とした総合規格、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を求める場合、ASTM E1921²⁾を適用することを推奨する。」と言う表現が追記された。したがって、現在、鋼の脆性-延性遷移域でのへき開破壊靱性を求めることを目的とした ASTM 規格は、ASTM E1921 のマスターカーブ法のみとなっている。

本報では、ASTM E1921 を適用して、へき開破壊靱性値、 K_{Jc} を求める手法を詳しく説明する。

2. ASTM E1921 による K_{Jc} の求め方

2.1 概要

ASTM E1921 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 $K_{Jc,B}$ を、式(1)を用いて

$B=1$ インチ(日本では 25mm)の試験片(以下、1T と記す)の破壊靱性値、 $K_{Jc,1T}$ に換算する。

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

ここで、 $B_{1T}=25.4\text{mm}$ 、 K_{\min} はへき開破壊靱性の下限値で $20\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ とする²⁾。

ASTM E1921 では、適用試験片の K_{Jc} の平均が $100\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 付近になる温度を選んで、最少 6 個の繰り返し試験を行い、式(1)により換算した $K_{Jc,1T}$ のバラツキが 3 母数ワイブル分布で表されるとした統計解析により $K_{Jc,1T}$ 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(2)で与えられる。

$$K_{Jc(\text{med})} = 30 + 70 \exp\{0.019(T - T_0)\} \quad (2)$$

これがマスターカーブと呼ばれるものであり、 T_0 は式(2)から分かるように $K_{Jc(\text{med})}=100\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ となる試験温度である。

T_0 が分かれば、式(2)に示す $K_{Jc,1T}$ の中間値だけでなくバラツキを考慮した信頼限界も式(3)により求められる。 T_0 の求め方の詳細は 2.8 項で示す。

$$K_{Jc(0.xx)} = 20 + [11 + 77 \exp\{0.019(T - T_0)\}] \times [\ln\{1/(1 - 0.xx)\}]^{1/4} \quad (3)$$

ここで、 xx は選択した累積確率、例えば 5% 信頼限界の場合、 $0.xx$ は 0.05 となる。

2.2 適用材料

本規格は、耐力が 275~825MPa の範囲にあるフェライト鋼および母材との強度差が 10%以内である応力除去焼鈍後の溶接金属に適用される。

この規格で説明されている手順では、繰り返し試験のデータの組はマクロ的に均質な材料を表し、試験材料が均一な引張特性と靱性特性を持っていることを前提としている。この試験方法を不均質な材料に適用すると、 T_0 の推定値が不正確になり、信頼限界が非保守的になると記されている。

不均質材料の一例である多層盛溶接では、母材または溶接材とは全く異なる局所的な特性を持つ熱影響と脆化部が存在する可能性がある。

2.3 試験片

(1) 試験片形状

適用試験片は、ASTME1820 と同様、CT 試験片、DCT(Disk Compact Tension)試験片および3点曲げ試験片である。広く利用されている CT 試験片を Fig.1 に示す。その形状比は、 $W/B=2$ 、 $a_0/W=0.5 \pm 0.05W$ である。なお、 W は試験片幅、 a_0 は疲労予き裂を含む初期き裂長さの平均値である。

ASTM E1921 では、 $W/B=2$ の標準試験片しか認めていないが、3点曲げ試験片だけは、 $W/B=1$ の試験片も認めている。

試験片のノッチ形状を Fig.2 に示す。Fig.2 に

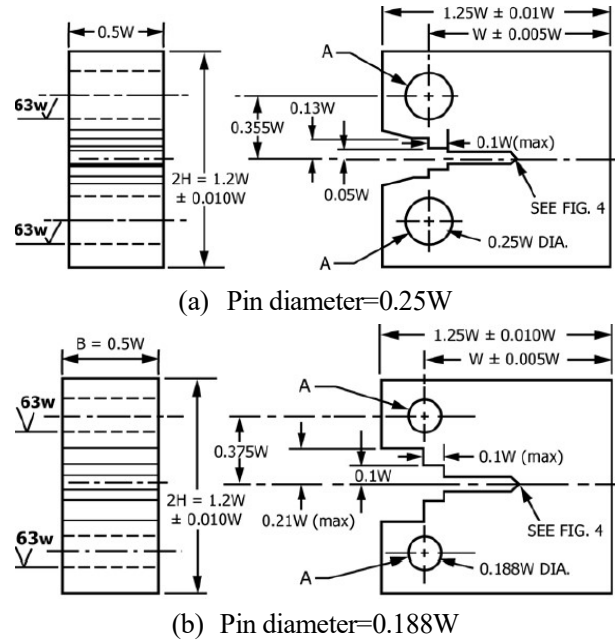


Fig.1 Compact Tension specimen²⁾

示すように、ノッチ高さ h は $0.063W$ 以下、疲労予き裂長さは $0.5h$ と $0.25mm$ の大きい方の値以上、疲労予き裂長さとノッチ先端の V 形状部または R 部の長さの和が $2.0h$ 以上になる必要がある。

疲労予き裂長さに関する要求は、2018 年の改訂で変更になり、それ以前より緩くなっている。

(2) 疲労予き裂導入条件

疲労予き裂導入時の荷重比(最小荷重/最大荷重)は 0.1 で実施するのが効果的である。

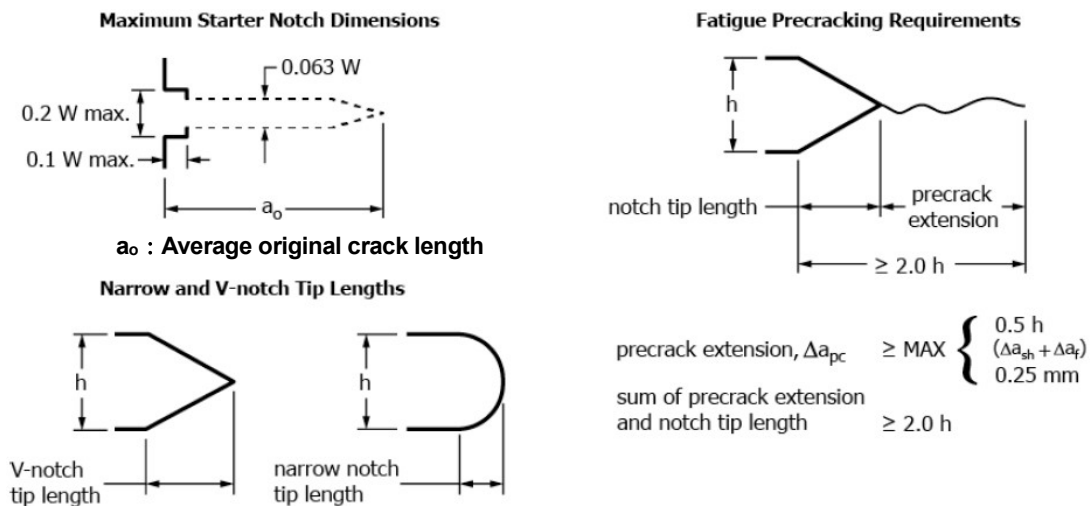


Fig.2 Envelope of fatigue crack and crack starter notches, and requirement of fatigue crack length²⁾

疲労予き裂導入の初期荷重は、CT 試験片の場合、式(4)で与えられる P_m より小さくする必要がある。

$$P_m = 0.4Bb_0^2\sigma_Y / (2W+a_0) \quad (4)$$

ここで、 $\sigma_Y = (\sigma_{ys} + \sigma_B) / 2$ 、 σ_{ys} ：試験温度での降伏応力または 0.2%耐力、 σ_B ：試験温度での引張強さ、 b_0 ：平均初期リガメント長さ(= $W - a_0$)である。

疲労予き裂導入時の最大 K 値、 K_{max} に関する模式図を Fig.3 に示す。

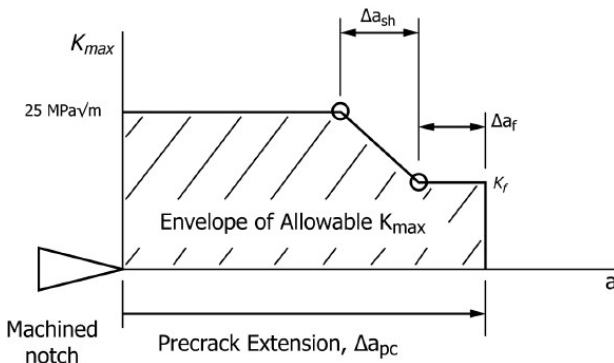


Fig.3 Envelope of allowable K_{max} during pre-cracking²⁾

Fig.3 の K_f は、試験温度が疲労予き裂導入温度より低い場合 $15\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 未満、試験温度が疲労予き裂導入温度以上の場合 $20\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 未満となっている。Fig.3 の Δa_{pc} 、 Δa_{sh} 、 Δa_f についても細かい決まりがある。それは規格²⁾を参照願いたい。

2.4 試験片寸法要件と有効 K_{Jc} の判定

本規格²⁾の試験片寸法要件は式(5)で与えられ、 $K_{Jc(\text{limit})}$ 以下の K_{Jc} が有効データと見做される。

$$K_{Jc(\text{limit})} = [(Eb_0\sigma_{ys}) / \{30(1-\nu^2)\}]^{1/2} \quad (5)$$

ここで、 E ：ヤング率、 ν ：ポアソン比

したがって、大きな K_{Jc} まで有効データを得る

ためには試験片を大きくする必要がある。しかし、この規格は、 $K_{Jc} \approx 100\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ を目標に試験することになっているので、さほど大きな試験片を必要としない。通常、1T 以下の小形試験片を用いることが多い。なお、この規格には、小形試験片に対し、以下の注意事項が記されている。

試験片寸法と材料の流動特性に比べて破壊靱性が高い場合、式(5)の要件を満たしても過度の塑性流動によって引き起こされる拘束の損失により、き裂前縁の応力-ひずみ場を一意的に説明できないことがある。この状態は、ひずみ硬化が低い材料で起こる可能性がある。これが起こると、データの組の最大の K_{Jc} 値により、 T_0 の値が、より高い拘束の試験片を用いて得られる値よりも低くなる可能性がある。

式(5)の根拠や妥当性の検討および上記の注意事項に対する考察は、次報で行う。

2.5 試験の手順

疲労予き裂が導入されたら、試験片を試験機に取り付け、目的の温度に調整・保持したのち変位制御で静的に載荷する。へき開破壊が生じるか、所定の変位に達するまで、荷重-荷重線変位の関係を記録する。

(1) 試験温度の選定

使用する試験片の K_{Jc} が $100\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 付近になる温度を目標に、試験温度を設定する。

規格²⁾には、V ノッチシャルピ衝撃試験の 28J または 41J に対応する吸収エネルギー遷移温度、 T_{CVN} が既知の場合、式(6)を用いて試験温度、 T を推定することができる^{と記されている*}1)。

$$T = T_{CVN} + C \quad (6)$$

ここで、 C は Table 1 から与えられる。

*1) シャルピ吸収エネルギーの遷移温度と破壊靱性値の遷移温度の差は、試験片サイズのみならず材料の降伏応力にも依存するとの報告³⁾があるので、材料によらず式(6)を適用できるのか疑問が残る。可能なら試行錯誤して T を決める程度の試験片数を準備するのが望ましい。

Table 1 Constants for test temperature selection based on Charpy results²⁾

| Specimen Size, (nT) | Constant C (°C) | |
|------------------------|-----------------|------|
| | 28 J | 41 J |
| 0.4 ^A | -32 | -38 |
| 0.5 | -28 | -34 |
| 1 | -18 | -24 |
| 2 | -8 | -14 |
| 3 | -1 | -7 |
| 4 | 2 | -4 |

(2) 試験速度

初期弾性域での K 値変化速度が 0.1～2 MPa√m/sec.となる、変位制御モードで載荷する。

(3) 試験本数

試験は、選定した試験温度, T で 6 本以上行う。厳密には、T と式(2)のマスターカーブで $K_{Jc(\text{med})}=100\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ となる温度, T_0 との差, $T-T_0$ が 50～-14°C の場合 6 本、-15～-30°C の場合 7 本、-30～-50°C の場合 8 本の有効データが必要となる。上記の温度範囲外のデータは無効となる。

2.6 弾塑性へき開破壊靱性値, K_{Jc} の計算

(1) J_c 値の計算

へき開破壊時の J 値, J_c は弾性成分 J_e と塑性成分 J_p の合計として求められ、 J_e は式(7)で与えられる。

$$J_e=(1-\nu^2)K_e^2/E \quad (7)$$

ここで、 K_e : Fig.4 の弾性成分(Area A_e)の K 値である。 J_p は式(8)で与えられる。

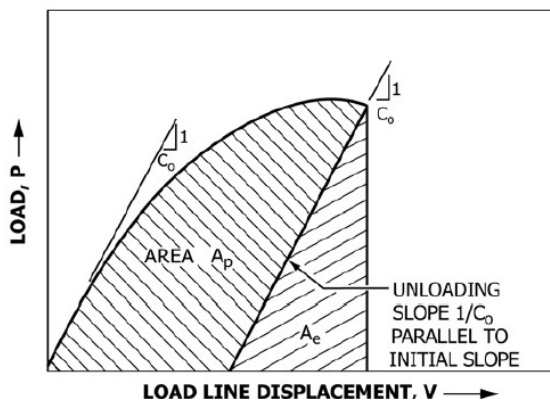


Fig 4 Definition of the plastic area for J_p calculations²⁾

$$J_p=\eta A_p/(B b_0) \quad (8)$$

ここで、 A_p : Fig.4 の荷重 - 荷重線変位の面積の塑性成分、 η : CT 試験片では $\eta=2+0.522(b_0/W)$

なお、試験途中でポップイン(微小なへき開形き裂)が生じた場合、その取扱いは、規格を参照願いたい。

(2) J_c から K_{Jc} への換算

この規格では、式(9)を満足すれば、 J_c は試験片寸法に依存しないと見做される。線形弾性体では式(10)が理論的に成り立つので、式(9)を満足する J_c は、式(10)を介してへき開破壊時の K 値, K_{Jc} に換算できる。式(9)と式(10)を組み合わせると $K_{Jc} \leq [(Eb_0\sigma_{ys})/\{30(1-\nu^2)\}]^{1/2}$ と表される。この式の右辺は式(5)の $K_{Jc(\text{limit})}$ と同じである。

$$J_c \leq b_0\sigma_{ys}/30 \quad (9)$$

$$K = \sqrt{\{JE/(1-\nu^2)\}} \quad (10)$$

2.7 無効および検閲データ

(1) 無効データ(invalid data)の判定

以下の試験データは、無効(invalid)と見做され、次項の検閲データ以外は試験結果から除外する。

- 1) 疲労予き裂を含む初期き裂長さの試験片厚方向の各測定値(8 等分の内側 7 点)と平均値の差が、 $0.1(b_0B)^{1/2}$ より大きい試験結果
- 2) 疲労予き裂長さに関する他の判定条件および疲労予き裂導入条件を満足しない試験結果
- 3) その他の合否判定条件で、無効と判定された試験結果
- 4) へき開破壊を伴わないで試験が終了し、次項の(2)に示す、1)と 2)のいずれの検閲対象条件も満足しない試験結果

なお、破壊靱性試験の有効・無効の判定条件は改訂されることがあるので、その詳細は規格の最新版を参照願いたい。

(2) 検閲データ(censored data)の判定

以下の 1)と 2)に示す試験結果は検閲対象となる。

これらは、後述の参照温度, T_0 を求める統計処理に対して有効な情報を含んでおり、以下のようにデータを置き換えて統計処理に利用される。

- 1) 式(5)の $K_{Jc(limit)}$ を超える試験結果。このデータは $K_{Jc(limit)}$ に置き換えて統計処理に用いる。
- 2) 安定延性き裂長さの最長が、 $0.05b_0$ あるいは 1mm のいずれか小さい方を超える試験結果。この場合、そのデータ組における最大の有効 K_{Jc} に置き換えて統計処理に用いる。
- 3) 1)と 2)の両方とも満たす場合、置き換えた2つのデータの低い方を統計処理に用いる。

2.8 試験結果の統計処理

(1) 3 母数ワイブル分布

ASTM E1921 では、 K_{Jc} の累積破壊確率, P_f は、式(11)に示す 3 母数ワイブル分布で表される。

$$P_f = 1 - \exp[-\{(K_{Jc} - K_{min}) / (K_0 - K_{min})\}^m] \quad (11)$$

ここで、 m : 形状パラメータ、 K_0 : 尺度パラメータ、 K_{min} : 位置パラメータである。ASTM E1921 では $m=4$ 、 $K_{min}=20\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ として取り扱う。

(2) K_0 の算定

K_0 を求めるに際し、1T 以外の試験片を用いて得られたデータは式(1)を用いて 1T サイズに変換しなければならない。

1) データが全て有効の場合

K_0 は $P_f=63.2\%$ の K_{Jc} に相当するので、 $N=6$ 個以上の有効な K_{Jc} をもとに式(12)で求められる。

$$K_0 = \left[\sum_{i=1}^N \{(K_{Jc(i)} - 20)^4 / N\} \right]^{1/4} + 20 \quad (12)$$

ここで、 N : データの個数、 $K_{Jc(i)}$: i 番目の K_{Jc}

2) 置換データを含む場合

2.7 の(2)に示した置換データを含む場合、 K_0 は式(13)で求められる。

$$K_0 = \left[\sum_{i=1}^N \{(K_{Jc(i)} - 20)^4 / r_i\} \right]^{1/4} + 20 \quad (13)$$

ここで、 r : 有効データの個数

N : 有効データと置換データの総数

(3) K_0 から $K_{Jc(med)}$ への変換

K_0 が分かれば、式(14)を用いて、 $P_f=50\%$ に相当する、 K_{Jc} の中間値, $K_{Jc(med)}$ が与えられる。

$$K_{Jc(med)} = 20 + (K_0 - 20)(\ln 2)^{1/4} \quad (14)$$

(4) T_0 の算定

T_0 は、式(2)を変換した式(15)で与えられる。

$$T_0 = T - \ln\{(K_{Jc(med)} - 30) / 70\} / 0.019 \quad (15)$$

式(14)で求めた $K_{Jc(med)}$ と試験温度, T を式(15)に代入すると T_0 が得られる。ただし、あるデータ組の $K_{Jc(med)}$ が $58\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 未満の場合、そのデータ組を使用して求めた T_0 は無効となる。

(5) 複数温度法による T_0 の算定

以上は単一試験温度を対象に T_0 を求める方法である。規格²⁾では、複数の試験温度を対象に T_0 を求める手法も示されている。ただし、試験温度は $T_0 \pm 50^\circ\text{C}$ の範囲に限られる。 $-50^\circ\text{C} \leq T - T_0 < -14^\circ\text{C}$ の温度範囲のデータは T_0 を確定する上で精度が低くなると考えられている。そのため、この温度範囲ではより多くのデータが要求される。以下に示す重み付け方法が必要な有効データ数を規定する。

$$\sum_{i=1}^3 r_i n_i \geq 1 \quad (16)$$

ここで、 r_i は i 番目の温度範囲, $(T - T_0)$ に存在する有効データの個数、 n_i は **Table 2** に示す $(T - T_0)$ に対する重み係数である。

Table 2 Weighting factor for multi-temperature analysis²⁾

| $(T - T_0)$ range ^A (°C) | 1T $K_{Jc(med)}$ range ^A (MPa $\sqrt{\text{m}}$) | Weighting factor n_i |
|--|---|---------------------------|
| 50 to -14 | 212 to 84 | 1/6 |
| -15 to -35 | 83 to 66 | 1/7 |
| -36 to -50 | 65 to 58 | 1/8 |

^A Rounded off to the closest integer.

複数温度法では、反復計算で式(17)が成り立つ T_0 を求める。1T 以外の試験片を用いて得られたデータは式(1)を用いて 1T サイズに変換してから解析する。

$$\sum_{i=1}^N \delta_i \frac{\exp [0.019 (T_i - T_0)]}{11 + 77 \exp [0.019 (T_i - T_0)]} - \sum_{i=1}^N \frac{(K_{Jc(i)} - 20)^4 \exp [0.019 (T_i - T_0)]}{\{11 + 77 \exp [0.019 (T_i - T_0)]\}^5} = 0 \quad (17)$$

ここで、Nは有効と置換データの総数、 T_i は $K_{Jc(i)}$ に対する試験温度、 $K_{Jc(i)}$ は K_{Jc} の有効データまたは 2.7 の(2)に示した置換データである。 δ_i はデータが有効な場合は1、置換データの場合は0とする。

3. ASTM E1921 による T_0 算定の具体例

3.1 MPS/JSPS 共催のラウンドロビン試験

MPS (Material Properties Council)ワーキンググループと JSPS (Japan Society for the Promotion of Science)共催のラウンドロビン試験では、原子力圧力容器用鋼である ASTM A 508 cl.3 を対象に、1T サイズの CT 試験片を用いて、-100°C、-75°C、-50°C の3温度で、それぞれ約 50 個の K_{Jc} 値を求めた。その結果は、Wallin ら⁴⁾の論文に載っている。一部、試験片寸法や延性き裂長さが未記入の欄があったので、それらを省いた、-75°Cで 50 個、-100°Cと-50°Cで各 45 個の計 140 個のデータを用いて、ASTM E1921 による T_0 の算定を行う。

(1) 単一試験温度での解析

1) -100°Cと-75°Cのデータを用いた T_0 の算定

-100°Cと-75°Cの試験結果には、 $K_{Jc(limit)}$ を超えるデータはない。安定延性き裂の最長が $0.05b_0$ あるいは 1mm のいずれか小さい方を超えるデータもなく、すべて有効データである。

式(12)および(14)を用いて各温度での K_0 および $K_{Jc(med)}$ を求め、最後に式(15)を用いて T_0 を求めた。

その結果を Table 3 に示す。-100°Cと-75°Cのデータから得られる T_0 は、それぞれ -110.2°Cおよび -105.1°Cとなる。

2) -50°Cのデータを用いた T_0 の算定

-50°Cの試験結果は、有効データが 33 個、 $K_{Jc(limit)}$ を超えるデータが 12 個、その内の 2 個は安定延性き裂の最長が 1mm を超えるデータである*2)。これらは、2.7 の(2)に示す要領でデータを置き換え、式(13)を用いて K_0 を、式(14)を用いて $K_{Jc(med)}$ を、そして式(15)を用いて T_0 を求めた。その結果を Table 3 に示す。 $T_0 = -105.7°C$ は-75°Cのデータから得られた $T_0 (= -105.1°C)$ に近い。しかし、 $T = -50°C$ は $T_0 \pm 50°C (= -156°C \sim -56°C)$ の範囲外なので、規格としては無効となる。今回対象としたデータは数が多く、温度範囲も少しの外れで収まっているので、 $T_0 \pm 50°C$ の範囲外でも、上記の 1)と同等の値が得られたと思われる。

(2) 複数温度法による T_0 の算定

複数温度法による T_0 の算定結果を Table 3 に示す。3 温度のデータを対象に、式(17)を介して T_0 を求めると $T_0 = -106.7°C$ となる。 $T = -50°C$ は $T_0 \pm 50°C$ の範囲外なので、 $T = -75°C$ と-100°Cのデータを対象に式(17)から T_0 を求め直すと $T_0 = -107.2°C$ となる。上記(1)の結果から考えて当然であるが、複数温度法の T_0 は、単一温度で求めた値とよく一致する。

Table 3 T_0 calculated from the data⁴⁾ of MPS/JSPS Cooperative Testing Program

| Analysis | Test temp. °C | T_0 . °C | Judgement of $T_0 - 50^\circ\text{C} \leq T \leq T_0 + 50^\circ\text{C}$ |
|-----------------------------|----------------|------------|--|
| Single temperature analysis | -100 | -110.2 | valid |
| | -75 | -105.1 | valid |
| | -50 | -105.7 | invalid |
| Multi-temperature analysis | -50, -75, -100 | -106.7 | -50°C is invalid |
| | -75, -100 | -107.2 | valid |

*2) 文献 4)には安定延性き裂の長さ、 Δa の平均値しか記されていない。 $T = -50°C$ で一番高い K_{Jc} の Δa は平均値でも 1mm を超えている。2 番目は、平均値は 0.93mm であるが最長は 1mm を超えると推測される。

(3) A 508 cl.3 の K_{Jc} データとマスターカーブ

今回対象とした K_{Jc} データ⁴⁾と試験温度 T の関係を Fig. 5 に示す。同図には、 T と T_0 が一番近い $T = -100^\circ\text{C}$ のデータから求めた $T_0 (= -110^\circ\text{C})$ を式(2)に代入して得られる $K_{Jc(\text{med})}$ のマスターカーブと式(3)から得られる 5% 及び 95% 信頼限界の線、さらに式(5)で与えられる $K_{Jc(\text{limit})}$ の線を併記した。

Fig. 5 から、 $K_{Jc(\text{med})}$ のマスターカーブは実験値のほぼ中央を通っていることがわかる。

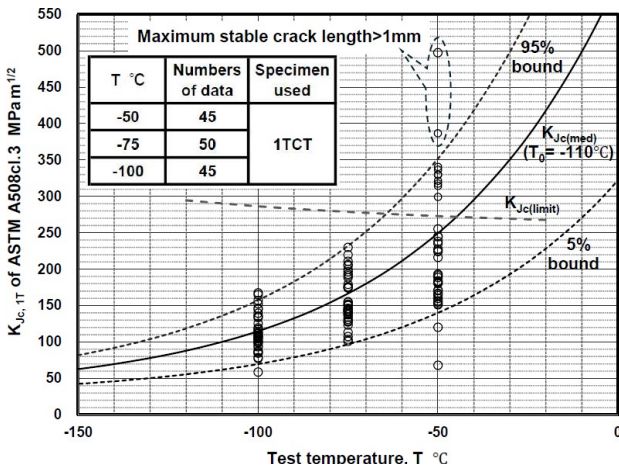


Fig 5 $K_{Jc,1T}$ vs test temperature, obtained from the data⁴⁾ of MPS/JSPS Cooperative Testing Program

3.2 使用済みタービンロータ材

筆者ら⁵⁾は、使用済みタービンロータ材の破壊靱性試験を種々の大きさの試験片を用いて行った。また、そのデータを用いて、ASTM E1921 による T_0 温度を求めた。その結果を Table 4⁶⁾ に示す。

Table 4 T_0 of used turbine rotor, obtained with ASTM E1921⁶⁾

| Test Temp. °C | Specimen | $K_{Jc(\text{limit})}$ MPa·m ^{1/2} | K_{Jc} MPa·m ^{1/2} | $K_{Jc,1T}$ MPa·m ^{1/2} | K_0 MPa·m ^{1/2} | $K_{Jc(\text{med})}$ MPa·m ^{1/2} | T_0 °C |
|---------------|----------|---|-------------------------------|----------------------------------|----------------------------|---|----------|
| 120 | 1TCT | 338 | 223.1 | 223.1 | 172.6 | 159.2 | 87.7 |
| | | | 164.6 | 164.6 | | | |
| | | | 151.6 | 151.6 | | | |
| | | | 149.4 | 149.4 | | | |
| | | | 148.1 | 148.1 | | | |
| | | | 147.3 | 147.3 | | | |
| 90 | 0.5TCT | 240 | 154.3 | 132.9 | 105.9 | 98.4 | 91.2 |
| | | | 125.8 | 109.0 | | | |
| | | | 112.2 | 97.5 | | | |
| | | | 110.6 | 96.2 | | | |
| | | | 98.7 | 86.2 | | | |
| | | | 91.0 | 79.7 | | | |

T_0 calculated by multi-temperature analysis : 89.5 °C

1TCT と 0.5TCT 試験片を用いて、それぞれ 120°C と 90°C で各 6 個の K_{Jc} を求めた。いずれも有効なデータであった。0.5TCT の K_{Jc} は $K_{Jc,1T}$ に換算し、式(12)、(14)、(15)を介して各試験片のデータをもとに K_0 、 $K_{Jc(\text{med})}$ および T_0 を求めた。1TCT と 0.5TCT から得られた T_0 は、それぞれ 87.7°C と 91.2°C であり、同等な値が得られた。2つのデータを対象に、複数温度法の式(17)を介して求めた T_0 は両者の中間の 89.5°C となった。

この試験では、0.5T、1T 以外に 2T、4T、8T の大形試験片を用いた破壊靱性試験を高温側で実施した。式(1)を適用して、それらの結果を $K_{Jc,1T}$ に換算し、0.5T~8T の各試験片の $K_{Jc,1T}$ と $T-T_0$ の関係を Fig. 6 に示す。なお、 T_0 には、複数温度法で求めた 89.5°C を用いた。

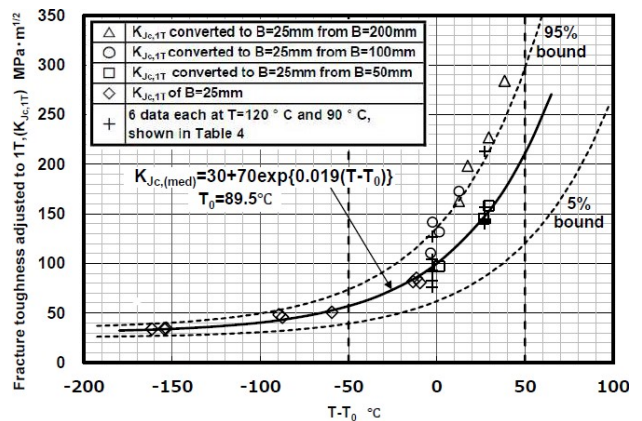


Fig 6 $K_{Jc,1T}$ vs $T-T_0$, obtained from the fracture toughness data of used turbine rotors

Fig. 6 では、0.5T($B=12.5\text{mm}$)~2T($B=50\text{mm}$)の試験片の破壊靱性値から換算した $K_{Jc,1T}$ (+, \diamond , \square)は、実線で示した $K_{Jc(\text{med})}$ のマスターカーブ上にはほぼ位置しているが、4T($B=100\text{mm}$)及び 8T($B=200\text{mm}$)の大形試験片の破壊靱性値から換算された $K_{Jc,1T}$ (\circ , \triangle)は、マスターカーブより明らかに上方に位置している。これは、 $K_{\text{min}}=20\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ とした式(1)の妥当性に絡む問題でもあり、その原因については続報で検討する。

Fig. 6 は、大形試験片を用いて T_0 を求めると低温側、すなわち非安全側の評価になるケースがあることを意味する。これは、2.4 に示した、小形

試験片でひずみ硬化が低い材料では、塑性拘束の緩和により T_0 を低温側に算定する可能性があるとする注意事項と矛盾するが、理由を異にする。この点については、次報で説明する。なお、ASTM E1921 に準じて T_0 を求める際、あえて大形試験片を選択することは、通常、あり得ない。

4. むすび

本報では、ASTM E1921 の試験手順とデータの統計処理方法について説明した。また、ASTM E1921 による T_0 温度の算定例として、その手法を MPS と JSPS 共催のラウンドロビン試験と筆者らが実施した使用済みタービンロータの破壊靱性試験に適用した結果を示した。いずれのケースも、異なる温度で単一温度法により求めた T_0 は差異が小さく、複数温度法で求めた T_0 ともよく一致した。

緒言で示したように、低中強度鋼のへき開破壊靱性値を求める ASTM 規格は、ASTM E1921 のみとなっている。ASTM E 1921 では、1T (B=25.4mm) サイズ試験片の評価温度でのへき開破壊靱性値の中間値、 $K_{Jc(\text{med})}$ とバラツキを考慮した信頼限界が得られる。この結果を実機の安全性評価に適用する場合、結果をそのまま用いることはできず、適用方法は維持規格 7) に委ねられている。ASTM E1921 で得られるのは、あくまでバラツキを考慮した 1T サイズのへき開破壊靱性値であり、材料を代表する破壊靱性値とは言えない。

前報 7) で示したように、ASTM E1921 には、その考え方のベースに幾つかの仮説が存在する。

次報では、その中の一つである、式(5)あるいは式(9)で示される試験片寸法要件の根拠と妥当性について検討する。

参考文献

- 1) Shimizu-tech Technical Report No.8; “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 -”, 2024.
- 2) ASTM E 1921-23b; “Standard Test Method for Determination of Reference Temperature, T_0 , for Ferritic Steels in the Transition Range”, 2023.
- 3) 萩原行人, 征矢勇夫, 三波建市, 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—V シャルピ試験と COD 試験の相関について—”, 溶接学会誌, 第 45 巻, 第 8 号, pp.627-633, 1976.
- 4) Wallin A, Van Der Sluys and Marie T. Miglin; “Results of MPS/JSPS Cooperative Testing Program in the Brittle-to-Ductile Transition Region”, ASTM STP 1207, pp. 308-324, 1994.
- 5) 植村啓美, 木内晃, 井上隆夫, 若三淳; “高中圧タービンロータ材の破壊じん性値の試験片厚依存性”, 材料, Vol.53, No.8, pp.877-882, (2004).
- 6) 木内晃; “脆化材を含めた鉄鋼材料の K_{Jc} 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).
- 7) 例えば, BS 7910; “Guide to methods of assessing the acceptability of flaws in metallic structures”.

【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