

ASTM E399 による K_{Ic} 試験の 合否判定基準の意義と必要性

株式会社 シミズテック 技術顧問
木内 晃 (Akira KIUCHI)

1. まえがき

弊社では、引張試験および疲労試験に加え、ASTM E399 に準拠した室温 K_{Ic} 試験の Nadcap*1) 認証の取得を目指している*2)。

金属材料の線形平面歪破壊靱性値、 K_{Ic} を求める試験法である ASTM E399 は 1970 年に制定され、修正を加えながら 50 年間利用されてきた。

この規格は、主に、航空・宇宙用の高力 Al 合金、Ti 合金、マルエージング鋼などの高強度鋼の靱性評価に適用されているが、高压容器の Al 合金製ライナー、Al 合金を用いた 3D プリンター造形品や Mg 合金の靱性評価にも適用されている。また、プラスチックの靱性評価にも、ASTM E399 を基にした ASTM D 5045 が適用されている。

試験の依頼を受けて実施する試験所では、規格に忠実に、間違いなく実施することが重要であるが、同時に、規格の約束事の背景やその意義を理解しておくことも重要である。

K_{Ic} 試験には、得られた暫定破壊靱性値 K_Q を K_{Ic} と認めるための合否判定基準が存在するが、それが定められた歴史的背景やその意義は、十分には理解されていない。本報では、公表文献を広く調べ、 K_{Ic} の合否判定基準の意義と必要性について再整理したので、その結果を以下に示す。

2. ASTM E399 による K_{Ic} の求め方と 合否判定基準

K_{Ic} 試験は 1970 年に ASTM E399-70T 1) として初めて制定された。 K_{Ic} 試験での荷重 - 開口変位線図は Fig.1 の 3 タイプに分類される。

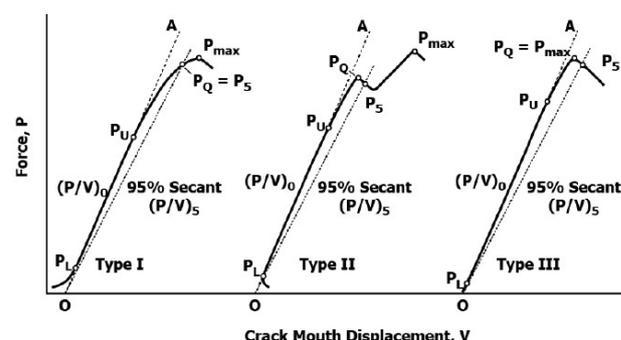


Fig.1 Force-CMD curve and secant line in K_{Ic} test

荷重 - 開口変位線図の線形域の傾きより 5% 少ない線 (95% secant line) を原点から引き、それと荷重 - 開口変位線図との交点の荷重 P_5 を P_Q とし、それから求めた K 値を暫定破壊靱性値 K_Q とする。

P_5 が得られる前に不安定破壊を生じる Type III では最大荷重 P_{max} を P_Q として、Type II のように pop-in を生じる場合は pop-in 発生荷重を P_Q として K_Q を計算する。

*1) National Aerospace and Defense Contractors Accreditation Program (航空宇宙産業界の国際特殊工程認証制度)

*2) 2014 年に、室温と高温での引張試験および高サイクルと低サイクル疲労試験の Nadcap 認証を取得した。

室温 K_{Ic} 試験に関しては、2020 年に ISO 17025 の認証を取得済みである。

面内寸法一定で試験片厚 B を変化させると、 K_Q は Fig.2²⁾ に示すように B の増加とともに減少し、平面歪破壊靱性値 K_{Ic} に収束する。

ASTM E 399-70T¹⁾ では、式(1)と式(2)とともに満足すれば K_Q は K_{Ic} と見做せる。

$$B, a \geq 2.5(K_Q/\sigma_{ys})^2 \quad (1)$$

$$P_{max}/P_Q \leq 1.10 \quad (2)$$

ここで、 a : き裂長さ

σ_{ys} : 降伏応力または 0.2%耐力

上記判定条件は、ミクロボイド合体形の破壊を生じる高力アルミ合金やチタン合金、マルエージング鋼などの高強度鋼の実験結果^{2), 3)} を基に定められたものであるが、2005 年までは脆性 - 延性遷移を示す低中強度鋼にも適用されていた。

ASTM E399 は 2005 年に 2 つの大きな変更がなされた⁴⁾。1 つは脆性 - 延性遷移を示すフェライト鋼の破壊靱性評価を ASTM E399 の対象から除外した。2 つ目は K_{Ic} の合否判定基準の式(1)を式(3)に変更した。すなわち、試験名は平面歪破壊靱性試験であるが、平面歪と関連性が高い試験片厚 B が寸法要件から省かれた。この背景には、Wallin⁵⁾ の提案が関係している。

$$W-a \geq 2.5 (K_Q/\sigma_{ys})^2 \quad (3)$$

ここで、 W : 試験片幅

Wallin⁵⁾ はミクロボイド合体型の K_Q は試験片厚 B ではなく、 $B/(W-a)$ 、すなわち試験片の扁平度に依存すると考えて、過去の実験結果を再整理した。

Ti 合金の K_{Ic} 試験の再整理前を Fig.2²⁾、再整理後を Fig.3⁵⁾ に示す。Fig.2 では、式(1)を満足すれば K_Q は一定値に収束し、Fig.3 では、 $B/(W-a) \geq 0.2$ を満足すれば K_Q は一定値に収束する。上図のように明確な傾向を示す実験結果は多くはなく、 B には全く依存しないのか、 $B/(W-a) \geq 0.2$ の判定基準⁵⁾ は正しいのか、断言するのは難しい。

ASTM E399-05⁴⁾ では、式(1)は式(3)に代わり、要求寸法から B が省かれたが、ASTM E 399 には

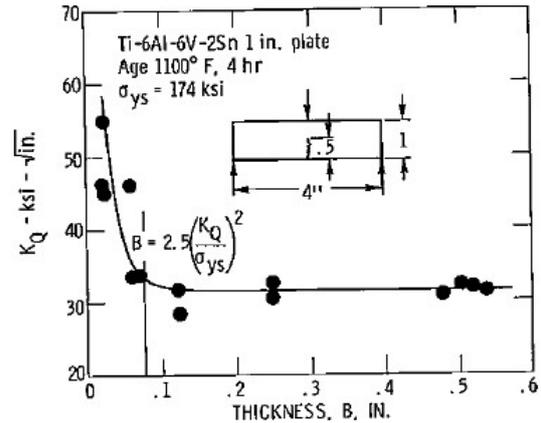


Fig.2 Effect of thickness(B) on K_Q for Ti-6Al-6V-2Sn²⁾

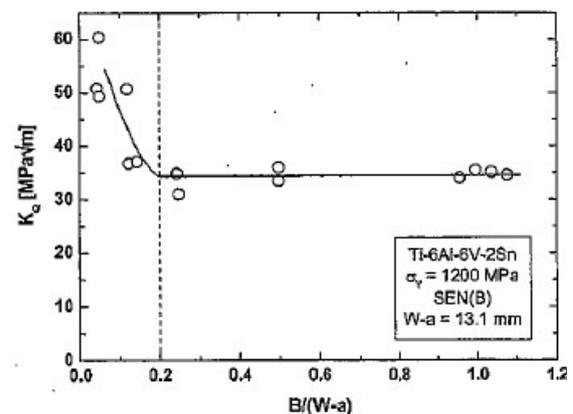


Fig.3 Effect of $B/(W-a)$ on K_Q for Ti-6Al-6V-2Sn⁵⁾

試験片形状に関する規定があり、CT 試験片の場合、 $W/B=2 \sim 4$ 、 $a/W=0.45 \sim 0.55$ となっている。式(3)を満足するとき、上記許容範囲での B に対する要求は Table 1 のようになる。

$W/B=2$ 、 $a/W=0.5$ の標準試験片では、 $W-a=B$ となるので、 $W-a$ が式(3)を満足すれば自動的に B も式(3)を満足することになるが、 $W/B=4$ 、 $a/W=0.45$ の場合は $B \geq 1.13(K_Q/\sigma_{ys})^2$ となる。すなわち、現行規格では、試験片厚に対して $B \geq 1.13(K_Q/\sigma_{ys})^2$ を間接的に要求していることになる。なお、 $a/W=0.5$ のとき、 $W-a=a$ となるので、式(3)を満足すれば、 a も自動的に式(3)を満足する。

Table 1 Required thickness corresponds to ASTM E399-05 spec., $W-a \geq 2.5 (K_Q/\sigma_{ys})^2$

W/B	$B/(K_Q/\sigma_{ys})^2$
2	$\geq 2.5 (2.27)$
4	$\geq 1.25 (1.13)$

$a/W=0.5 (a/W=0.45)$

3. K_{Ic} の合否判定基準の意義と必要性

日本の破壊力学の教科書⁶⁾や解説書⁷⁾には、式(1)の B に対する要求は平面歪状態であることを保証する条件、式(1)の a に対する要求および式(3)は、小規模降伏状態であることを保証する条件、式(2)の $P_{max}/P_Q \leq 1.10$ は P_Q が安定き裂進展開始の荷重にほぼ対応することを保証する条件であると記されている。また、海外の文献⁸⁾には、式(2)は荷重-開口変位線図の非線形がき裂先端近傍の塑性域の成長によるだけでなく、安定き裂の発生を伴うものであることを保証する条件と記されている。

以下では、上記の妥当性について検討する。

3.1 $B \geq 2.5(K_Q/\sigma_{ys})^2$ の意義

(1) 平面歪状態とは？

試験片厚 B に対する条件は、Fig.2 に示すような実験結果に基づいて定められたものである⁹⁾ ことを断った上で、この式を理論的に検討する。

平面歪条件下の完全弾塑性体では、き裂先端に形成される塑性域寸法 R は式(4)で表される¹⁰⁾。

$$R = (1/3\pi)(K/\sigma_{ys})^2 \quad (4)$$

式(4)と式(1)を組み合わせると式(5)が得られる。

$$R \leq B/23.6 = 0.042B \quad (5)$$

すなわち、式(1)を満足すると塑性域寸法 R は B の約4%以下となり、十分に小さいと思われる*3)。

破壊靱性試験における平面歪状態の定義は明確でない。Anderson⁹⁾は、薄板試験片でも板厚中央は平面歪状態が保たれるので、薄板は平面応力、厚板は平面歪とする考え方には問題があり、Fig.4 に示すように、き裂先端近傍($x \ll B$)での高3軸応力度の領域の B に対する比率が重要であるとした。

3軸応力度を σ_m/σ_{eff} (σ_m : 3主応力の平均値、 σ_{eff} : 相当応力)で表し、板厚中央の値から10%低下する

までを高3軸応力度の領域(Z_{10})と定義する。筆者^{11), 12)}が、CT試験片を対象に行った3次元弾塑性数値解析結果を基に求めた $2Z_{10}/B$ と $B/(K_J/\sigma_{ys})^2$ の関係を Fig.5¹³⁾に示す。Model 1 と Model 2 は、メッシュ分割が異なっており、前者は $x=0.2\text{mm}$ 、後者は $x=0.1\text{mm}$ で評価した。

$2Z_{10}/B$ は K 値レベルによっても変化するので、 $B/(K_J/\sigma_{ys})^2=0.11$ の●以外は、塑性域寸法が試験片寸法によらず $W=50\text{mm}$ の標準試験片の $P=P_Q$ での塑性域とほぼ等しくなる K 値レベルで比較した。なお、 K_J は板厚中央での J 値を K 値に換算した値である。詳細は文献¹³⁾を参照されたい。

Fig.5 を見ると、 $B/(K_J/\sigma_{ys})^2 < 1.1$ では $B/(K_J/\sigma_{ys})^2$ の低下に伴い $2Z_{10}/B$ は減少するが、 $B/(K_J/\sigma_{ys})^2 \geq 1.1$ では $2Z_{10}/B$ の変化は小さい。Model 2 によると、 $B/(K_J/\sigma_{ys})^2=2.5$ では $2Z_{10}/B=0.93$ と、高3軸応力度の領域が試験片厚の90%を超え、 $B/(K_J/\sigma_{ys})^2=1.1$ でも $2Z_{10}/B=0.84$ と80%を超えていることがわかる。

以上より、式(1)を満足すれば、平面歪状態と

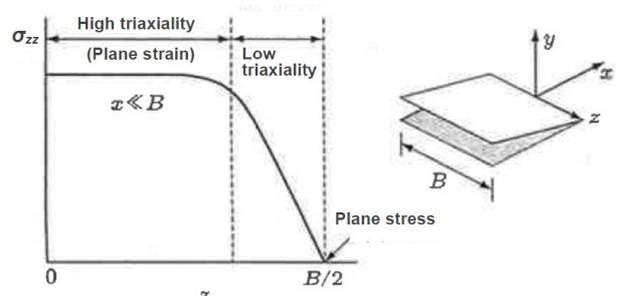


Fig.4 Schematic variation of transverse stress through the thickness at a point near the crack tip⁹⁾

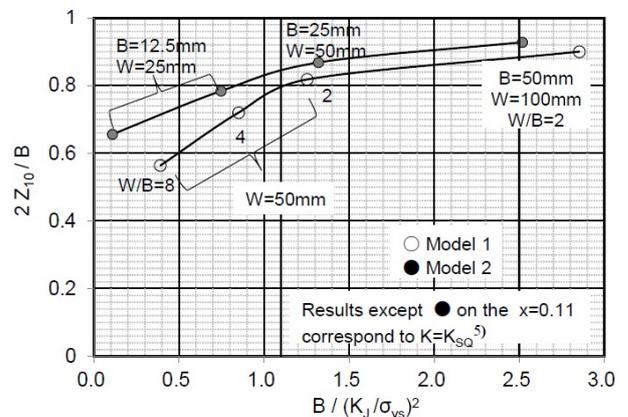


Fig.5 Ratio of high triaxiality region to thickness, $2Z_{10}/B$ vs. $B/(K_J/\sigma_{ys})^2$ ¹³⁾

*3) 式(1)の2.5を5程度まで大きくすべきとの意見もある¹⁰⁾。

言えるが、必ずしも式(1)を満足しなくても $B/(K/\sigma_{ys})^2 \geq 1.1$ を満足すれば、平面歪状態と考えると差し支えないと思われる。

(2) K_Q の試験片厚依存性とそのメカニズム

1) 面内寸法一定で試験片厚を変化させた場合

Fig.2のような面内寸法一定で試験片厚 B を変化させたマイクロボイド合体型の板厚効果は、平坦型破壊と傾斜型破壊の割合に依存し、ほぼ平坦破壊のみになると K_{Ic} に収束するとの現象論的説明がなされている。その模式図を Fig.6 に示す。

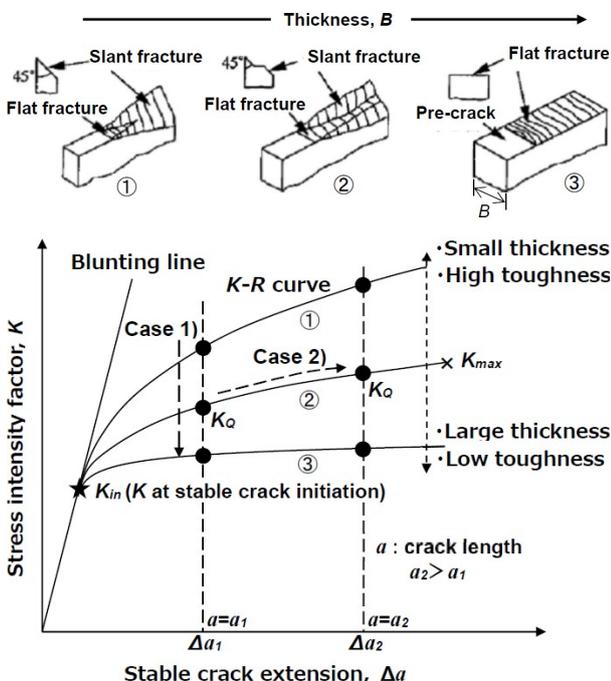


Fig.6 Schematic specimen thickness dependence mechanism of K_Q , when B is changed with the in-plane dimensions constant

①の薄板の場合、平坦型の安定き裂が、高3軸応力度の板厚中央から発生・進展した後、傾斜型の不安定破壊が生じる。②の中板厚では、平坦型の安定き裂の領域が増えるが、最終破断は主に傾斜破壊である。③の厚板では、平坦型の安定き裂が全板厚に渡って進展した後、平坦型の不安定破壊が生じる。

K_{Ic} 試験では、2.で示したように荷重-開口変位線図と 95% secant line の交点の荷重 P_5 を P_Q とし、それから求めた K 値を K_Q とする。弾性体では、

95% secant line はき裂が 2% 進展したときのコンプライアンスに対応するので、 P_5 から得られる K_Q は $0.02a$ の安定き裂進展を伴った K_Q 値となる。

K 値と安定き裂進展量 Δa の関係で表される Fig.6 のき裂進展抵抗曲線 (K - R カurve) の傾きは、平坦破壊の比率の増加に伴い減少し、100%になるとほぼ水平になると考えられている。

Fig.6 の Case 1) のように、き裂長さ a 一定で B を増やすと K_Q は減少し、平坦破壊 100%になると一定値(K_{Ic})に収束する。 K_{Ic} 試験は、安定き裂発生時の K 値(K_{in})を簡便に求めるための試験法であり、 K_{Ic} は K_{in} に近い値になるべきである。

2) 相似形に試験片寸法を変化させた場合

ASTM E399 の規格通り、相似形に試験片寸法を変化させた場合の K_Q の試験片寸法依存性の一例として、J. G. Kaufman ら¹⁴⁾ が CT 試験片の寸法を幅広く変えて行った高力 Al 合金 2219-T851 の K_{Ic} 試験の結果を Fig.7 に示す。○印は $W/B=2$ の標準試験片の結果である。その場合、横軸 $W-a$ は、 a でもあり、 B でもある。

Fig.7 は Fig.2 と異なり、 K_Q は B の増加に伴い、漸増する。Ti 合金や 4340 鋼などを対象にした、相似形試験片を用いた他の試験^{15), 16)}でも、Fig.7 と同じ傾向を示す。ASTM E399-70 T が発行された当時は、相似形試験片でも B が増加すれば、 K - R カurve の傾きは減少すると考えられていた*4) が、D. Munz ら¹⁵⁾ は、Ti 合金を用いた試験結果から、相似形に試験片を変化させても K - R カurve に有意

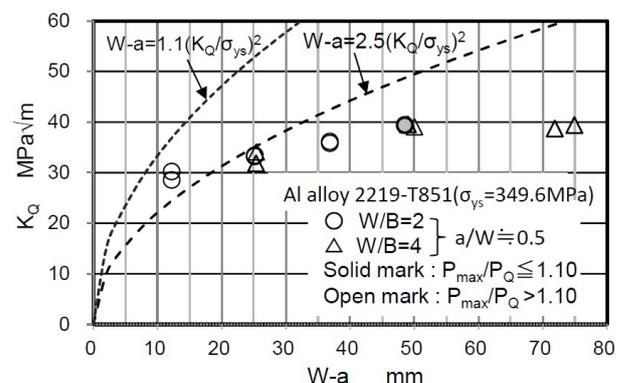


Fig.7 K_{Ic} test results using similar figure CT specimens by J. G. Kaufman et al¹⁴⁾

な差は認められないことを示した。その結果を Fig.8⁵⁾に示す。比較のため、M. H. Jones と W. F. Brown, Jr.²⁾ が求めた、面内寸法一定で B を変化させた 4340 鋼の $K-R$ カーブを Fig.9⁵⁾ に示す*⁵⁾。

いずれも、荷重-開口変位線図の原点を通るコンプライアンスからき裂長さを求めているので、 Δa にはき裂先端部の塑性域の影響も入っている。

Fig.9 では、 B が増加するとともに $K-R$ カーブの傾きは減少するが、Fig.8 の相似形試験片の場合は B による $K-R$ カーブの有意差は認められない。

95% secant line はき裂が 2% 進展したときのコンプライアンスに対応するので、試験片を大きくし、き裂を a_1 から a_2 にすると、 K_Q に対応する安定き裂進展量 Δa も大きくなる (Fig.6 参照)。相似形試験片の場合、 B を増やしても $K-R$ カーブは変わらないので、Fig.6 の Case 2) のように K_Q は a に依存し、Fig.7 に示したように試験片の増大に伴い漸増することになる。

相似形に試験片寸法を変えて K_{Ic} 試験を行った各文献^{14),15),16)}とも、破面形態の記述はないが、筆者の経験では、少なくとも $B(=W-a) \geq 2.5(K_Q/\sigma_{ys})^2$ を満足する領域では、 B が小さくても平坦破壊が支配的となり、上述の傾斜破壊から平坦破壊への遷移を示さない。

このことは、Fig.5 の結果からも推測される。

Fig.5 の $W/B=2$ の結果は、 $B \geq 2.5(K_I/\sigma_{ys})^2$ では、高 3 軸応力度の領域が試験片厚の 90% 以上を占めており、ほぼ板厚全体に渡って平坦型の安定き裂が進展できる状態になっている。Fig.5 では、 $B \geq 1.1(K_I/\sigma_{ys})^2$ でも、高 3 軸応力度の領域が試験片厚の 80% を超えており、この条件下でも、平坦破壊が支配的になるとと思われる。

上述のように、相似形試験片の場合は面内寸法一定で B を変化させた場合と比べ、 K_Q の試験片厚依存性も破面形態も異なったものとなる。

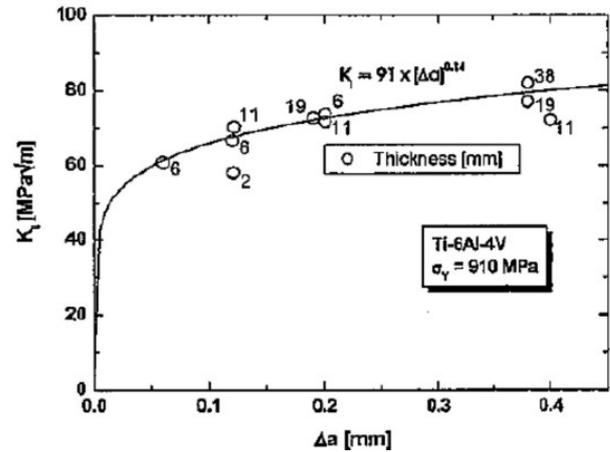


Fig.8 $K-R$ curve for similar figure CT specimens⁵⁾

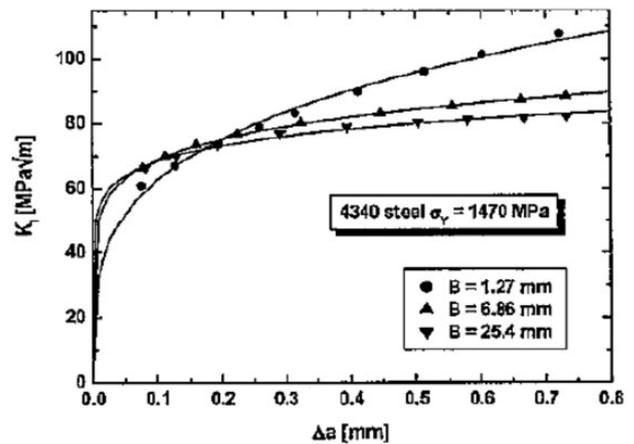


Fig.9 $K-R$ curve when B is changed with the in-plane dimensions constant⁵⁾

先に示した面内寸法一定で B を変化させたときの K_Q の試験片厚依存性の現象論的説明では、平坦破壊 100% になると、 $K-R$ カーブの傾きはほぼ水平になり、 K_{Ic} が得られるようになると記した (Fig.6)。そうであるなら、相似形試験片の場合も、平坦破壊 100% なら、 K_Q はき裂長さにほぼ依存しないはずである。しかし、現実には、Fig.7 のようなき裂長さ依存性が存在する。このことは、平坦破壊 100% になっても、 $K-R$ カーブの傾きがほぼ水平にならない材料が存在することを意味する。

*4) ASTM STP 632 の J. G. Kaufman の論文¹⁷⁾ の後の Discussion の項で、ASTM E 399 の草案に関わった M. H. Jones と W. F. Brown, Jr. は、相似形試験片でも板厚 B を大きくすると $K-R$ 曲線の傾きは低下すると記している。

*5) Fig.8, Fig.9 は、原論文からの引用ではなく、Wallin の論文⁵⁾ から転用した。Wallin は、原論文の図を分かりやすいように若干変更している。

3) K_Q は B か $B/(W-a)$ 、いずれに依存するのか?

3.1 の(2)の 1)で紹介した現象論的説明では、 K_Q の板厚依存性は $K-R$ カーブの傾きが B に依存するためとした。いっぽう、Wallin⁵⁾は、 $K-R$ カーブの傾きは B ではなく、試験片の扁平度、 $B/(W-a)$ に依存するとした。以下では、 $K-R$ カーブの傾きや K_Q が B に依存するのか、 $B/(W-a)$ に依存するのか、これまでのデータを基に検討する。

Fig.9によれば、 $K-R$ カーブの傾きは B に依存するが、面内寸法一定で B を変化させた試験なので $B/(W-a)$ にも依存すると言える。いっぽう、Fig.8の相似形試験片の場合、 $K-R$ カーブの傾きは B を変化させても変わらなかった。この事実からは、Wallin⁵⁾の指摘通り、 $K-R$ カーブの傾きや K_Q は、 B ではなく $B/(W-a)$ に依存するようと思われる。

マイクロボイド合体型の安定き裂の進展は 3 軸応力度に依存し、それが高いと進展が促進されると言われている⁹⁾。この観点から Fig.5 を見ても B そのものより W/B 、すなわち試験片の扁平度の方が、高 3 軸応力度領域の B に対する比率、 $2Z_{10}/B$ への影響が大きく、 K_Q は B より $B/(W-a)$ に依存するようと思われる。しかし、Wallin⁵⁾が提案した $K_Q=K_{Ic}$ になる基準、 $B/(W-a) \geq 0.2$ ($W/B \leq 10$) を満足する $W/B=2 \sim 8$ でも $2Z_{10}/B$ は大きく変化している。いっぽう、 W/B 一定で B を変化させた場合、Fig.5 に示すように、 $B \geq 1.1(K_I/\sigma_{ys})^2$ では B の影響はほぼ無視できるが、それ以下では B にも影響される。したがって、 K_Q が B に全く依存しないと断言できないし、 $B/(W-a) \geq 0.2$ の基準も再考が必要である。

3.2 $a, W-a \geq 2.5(K_Q/\sigma_{ys})^2$ の意義

(1) 小規模降伏状態とは?

3.1 で、式(1)の B に対する要求は実験データに基づき定められたものであると述べた。式(1)の a に対する要求および式(3)も理論的に導出されたものではなく、標準試験片では $B=a=W-a$ となることから、 a や $W-a$ に対しても B に対する式(1)と同じ式を用いたと推測される。以下では、3.1 と同様、これらの式を理論的に検討する。

標準試験片では、き裂先端の塑性域寸法 R は

B のみならず a や $W-a$ に対しても約 4% 以下となる。

小規模降伏状態とは R が a や $W-a$ に比べて十分に小さく、線形破壊力学が適用可能な状態を言う。ただし、 R が a や $W-a$ に比べてどの程度までなら、小規模降伏と言えるのか、明快な決まりはない。

x をき裂の延長線上のき裂先端からの距離とすると、無限平板に存在する長さ $2a$ の貫通き裂のき裂先端近傍の開口応力 σ_y は、 $\sigma\sqrt{\pi a}$ で与えられる K 値を用いて式(6)で表される¹⁸⁾。なお、 σ はき裂面に垂直方向の遠方での作用応力である。

$$\sigma_y = K/\sqrt{2\pi x} \quad (6)$$

厳密には、 σ_y は $x^{(n-2)/2}$ ($n=1, 2, 3, \dots$) に関する式(7)¹⁸⁾のような級数で表され、式(6)はその第 1 項である。

$$\sigma_y = K/\sqrt{2\pi x} + 0.75\sigma\sqrt{x/2a} + \dots \quad (7)$$

したがって、近似解である式(6)が適用できるのは、き裂先端近傍に限られる。近似解と厳密解の誤差は $x=0.1a$ で 7%、 $x=0.2a$ で 13% となる¹⁸⁾。

小規模降伏概念では、塑性域内をブラックボックスとして、式(6)で与えられる塑性域の外側の応力場が同じなら、塑性域内も同じであるとして取り扱う。したがって、塑性域寸法 R は、 σ_y が式(6)で表示可能な領域より小さい必要がある。

式(1)や式(3)から得られる R は、 a の約 4% 以下であり、 $x=0.1a$ より十分に小さく、小規模降伏概念を満たしている。

Wallin⁵⁾は、式(8)を満足するなら K 値が適用可能であるとした。

$$W-a \geq 1.1 (K/\sigma_{ys})^2 \quad (8)$$

実際、筆者¹⁹⁾が標準 CT 試験片を対象に実施した 3 次元弾塑性数値解析によると、式(8)を満足するなら、荷重から計算した K 値 (K_P) と弾塑性パラメータである J 値から換算した K 値 (K_J) との誤差は 3% 以内に収まる。また、Mark James ら²⁰⁾

は、CT 試験片を対象に、歪硬化指数および E/σ_{ys} (E : ヤング率)を種々変化させて3次元弾塑性数値解析を行った。それによると、極端な例を除き、式(8)を満足するなら K_P と K_I との誤差はほぼ 5% 以内に収まる。したがって、上記の数値解析の面からは、式(8)は小規模降伏条件として妥当であると考えられる。

標準試験片では $W-a=a$ となるので、式(8)の場合、 $R \leq 0.096a$ と表される。この R は $x=0.1a$ と同等レベルになるが、 $x=0.2a$ よりは十分に小さく、先に示した小規模降伏の定義とも矛盾しない。

なお、標準試験片は $W-a=B$ となるので、3.1 (1)で示したように、式(8)を満足すれば小規模降伏状態であるとともに平面歪状態であると言える。

疲労き裂進展試験の規格である ASTM E647¹⁾ では、CT 試験片 ($4 \leq W/B \leq 20$) に対し、式(9)を満足すれば K 値が適用可能であるとしている。

$$W-a \geq (4/\pi)(K/\sigma_{ys})^2 = 1.27(K/\sigma_{ys})^2 \quad (9)$$

CT 試験片は塑性拘束度が高い試験片であるが、 $W/B=20$ の場合、塑性域寸法 R は、Fig.3 や Fig.5 から見ると平面歪より平面応力の式を用いる方が妥当と思われる。それは、式(10)で表される¹⁰⁾。

$$R = (1/\pi)(K/\sigma_{ys})^2 \quad (10)$$

式(9)と式(10)から、式(11)が得られる。

$$R \leq (W-a)/4 = 0.25(W-a) \quad (11)$$

式(11)の R は、 σ_y が式(6)で表示可能な領域より大きく、小規模降伏概念は成立しない。しかし、実際は、完全な平面応力状態ではないので、この場合でも、小規模降伏概念が適用できるのではないと思われる。このように、小規模降伏条件にはかなり幅がある。ASTM E399 の式(1)や式(3)を満足すれば、小規模降伏状態であるが、必ずしもそれらを満足しなくても、破壊靱性試験片の場合、式(8)を満足すれば小規模降伏状態であると言える。

(2) $W-a \geq 2.5(K_Q/\sigma_{ys})^2$ の意義の新たな提案

筆者^{11), 12)}は、3種類の相似形の標準 CT 試験片および標準3点曲げ試験片を対象に3次元弾塑性数値解析を行い、Fig.10の結果を得た。

縦軸の K_{Qpl} は、き裂先端近傍の降伏のみにより非線形を呈した荷重-開口変位線図と 95% secant line の交点の荷重から計算した K 値である。Fig.10の破線は K_{Qpl}/σ_{ys} と $W-a$ の関係で、CT 試験片は $K_{Qpl}/\sigma_{ys} = \{(W-a)/1.5\}^{1/2}$ 、3点曲げ試験片は $K_{Qpl}/\sigma_{ys} = \{(W-a)/1.73\}^{1/2}$ で表示できる。この破線の下側では、 K 値が K_{Qpl} に達する前に、Fig.1の Type I の P_Q が得られるので、安定き裂を伴った K_Q となる。

同図には、小規模降伏条件の式(8)と K_{Ic} 試験の寸法要件である式(3)の上限界を実線で示した。

Fig.10 から以下のことが言える。

K_{Qpl}/σ_{ys} は CT および 3 点曲げ試験片とも式(8)と式(3)の間に位置しており、これが、歪硬化指数や σ_{ys} に依存せず、また、ASTM 規格の範囲内で W/B を変化させても変わらないことを確認している¹¹⁾。したがって、小規模降伏条件の式(8)を満足しても安定き裂を伴った K_Q であると言えないが、式(3)の $W-a \geq 2.5(K_Q/\sigma_{ys})^2$ を満足すれば、安定き裂を伴った K_Q であることが保証される。

標準試験片の場合、小規模降伏および平面歪の観点から言えば、必ずしも式(3)を満足しなくても式(8)を満足すればよいことになるが、式(3)は安定き裂を伴った K_Q であることを保証する条件として新たな意義を有することになる。

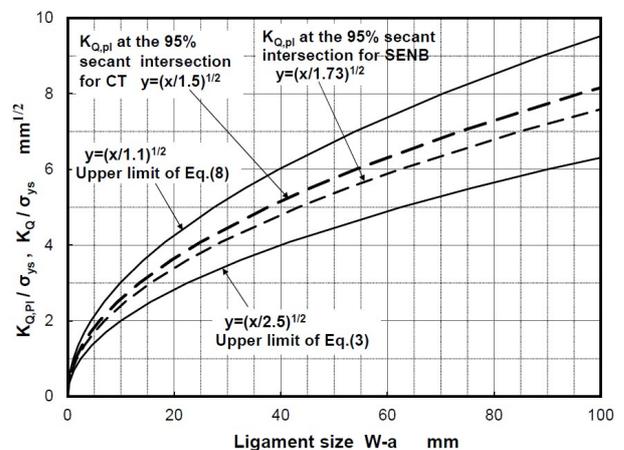


Fig.10 Numerical analysis results of the author¹²⁾

3.3 $P_{max}/P_Q \leq 1.10$ の意義

3.に示したように、破壊力学の教科書や解説書によると、式(2)の $P_{max}/P_Q \leq 1.10$ は P_Q が安定き裂進展開始にほぼ対応することを保証する条件^{6),7)}、あるいは荷重-開口変位線図の非線形が、き裂先端近傍の塑性域の成長によるだけでなく、安定き裂の発生を伴うものであることを保証する条件⁸⁾と記されている。

式(2)を満足しても P_Q が安定き裂の発生・進展を伴うものであるとする理論的裏付けはない。また、3.2 の(2)で示したように、式(3)が理論的裏付けを持って、その意義を有しているので、その意味では、式(2)は不要となる。

式(3)を満足しても、 P_Q が安定き裂進展開始にほぼ対応することは保証できないので、その意味では、式(2)は必要になるが、式(2)を満足すると、本当に P_Q が安定き裂進展開始にほぼ対応することになるのか、検討する。

Fig.7 の標準 CT 試験片 ($W/B=2$) による K_{Ic} 試験のデータ¹⁴⁾を用いて、 $K_{max}/K_Q (=P_{max}/P_Q)$ と試験片厚 B の関係を Fig.11 に示す。

Fig.11 において、 B を増やすと P_{max}/P_Q は低下し、 $B \geq 43\text{mm}$ では、 $P_{max}/P_Q \leq 1.10$ を満足するようになるが、これは、 B を大きくして、 $K-R$ カーブの傾きが低下した結果として得られたものではない。

3.1 の(2)の(2)に示したように、相似形試験片の場合、 B を増やしても $K-R$ カーブの傾きは低下しない。実際、Fig.11 の結果を K_{max} と B の関係で整理した Fig.12 では、 K_{max} は B を大きくしても低下せず、 $W-a$ 増大の影響もあると思うが、増加している。Fig.12 には、 K_Q と B の関係も併記したが、 K_Q の方が K_{max} より B に対する傾きが大きい。

すなわち、Fig.11 の $K_{max}/K_Q (=P_{max}/P_Q) \leq 1.10$ は、

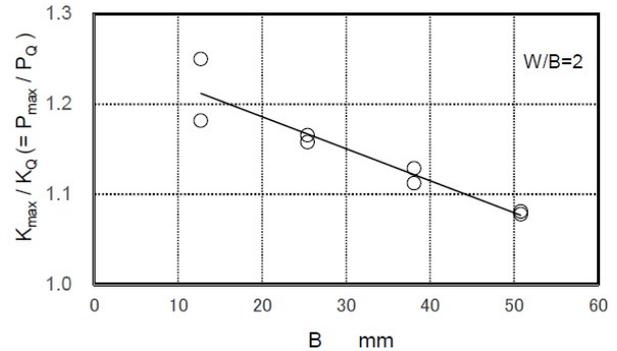


Fig.11 Relationship between P_{max}/P_Q and B (K_{Ic} test results ($W/B=2$) by J.G. Kaufman et.al¹⁴⁾)

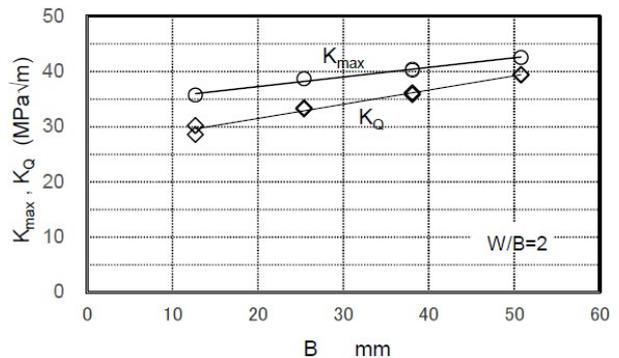


Fig.12 Relationship between K_{max} and B (K_{Ic} test results ($W/B=2$) by J.G. Kaufman et.al¹⁴⁾)

相似形試験片の B の増大により K_{max} が低下した結果として達成された訳ではなく、き裂を長くして K_Q に対応する Δa を大きくし、 K_Q を K_{max} に近づけていくことで達成される (Fig.6 の Case 2) 参照。

このように、 $P_{max}/P_Q \leq 1.10$ を満足させるために試験片を大きくすると K_Q は K_{in} から離れていき、“ $P_{max}/P_Q \leq 1.10$ は P_Q が安定き裂進展開始にほぼ対応することを保証する条件である” とする意見^{6),7)} と逆の結果になる。

K_{Ic} 試験は、 K_{in} を簡便に求めるために作られた試験法である。したがって、Fig.1 の Type I の K_Q は K_{in} に近い値になるべきである。しかし、相似形

文献 17) の後の Discussion の項で、ASTM E 399 の草案に関わった M. H. Jones と W. F. Brown, Jr. は、式(2)の $P_{max}/P_Q \leq 1.10$ は、式(1)の補完的な役割 (原文では safeguard) であると記している。彼らは、式(1)を満足しても本来の K_{Ic} ($\equiv K_{in}$) より高い値となる、き裂進展抵抗の高い試験片 (材料) から得られる K_Q を省くためには、式(1)の B に対する要求基準をより厳しくするより、式(2)を設ける方が効果的であると記している。しかし、実際は、3.3 に示すように、その目的とは逆に K_{in} に近い K_Q を省き、 K_{in} から離れた、 K_{max} に近い K_Q を K_{Ic} として採用することになっている。

試験片の場合、 $P_{max}/P_Q \leq 1.10$ の制約は、上述のように、その考え方と相反する結果をもたらすので、筆者^{11), 12)}の提案では、式(3)を満足して K_Q が安定き裂を伴った値であることが保証されれば、式(2)は不要とした。

K_{Ic} 試験では、その定義上、Fig.7 に示すように K_Q のき裂長さ依存性は避けられず、この点を問題視する意見^{5), 9)}が存在する。しかし、式(3)を満足する範囲では、その依存性は余り大きいものではない。また、試験する立場からは小型試験片を用いる方が便利であり、わざわざ大型試験片を用いることはなく、小型試験片から得られる K_{Ic} の方が大型試験片を用いて得られる K_{Ic} より安全側となるので、 K_Q のき裂長さ依存性を過度に問題視する必要はないと思われる。

それでも、 K_Q のき裂長さ依存性を抑えたい場合は、サイドグループ付き試験片の使用が推奨される。サイドグループ付き試験片の $K-R$ カーブはそれが無い場合に比べて傾きが小さくなることが知られている。サイドグループ付き試験片は、ASTM E399 では当初認められていなかったが、2009年の改定版、ASTM E399-09 で追加された。

4. K_{in} を求める試験法

日本機械学会基準である JSME S 001-1981²²⁾ は弾塑性破壊靱性値 J_{Ic} を求める試験規格であるが、 K_{Ic} 試験についても記載されている。その中で、 K_{in} を求める試験法を提案している。 K_{in} が式(12)を満足すれば、 $K_{in}=K_{Ic}$ と見做せるとした。

$$W-a \geq 2.5 (K_{in}/\sigma_{ys})^2 \quad (12)$$

K_{in} は 3 軸応力度の影響を受けにくい安定した値であるので、式(2)の $P_{max}/P_Q \leq 1.10$ および試験片厚 B に対する寸法要件は不要とした¹⁸⁾。

2005年の ASTM E399 の改定で B に対する要求が無くなり、2020年の改定版、ASTM E399-20²³⁾ に Appendix として追加された K_{Isi} 試験では、 $P_{max}/P_Q \leq 1.10$ は不要となった。その点を考えれば、

1981年に発行された JSME S 001-1981 の考え方は先進的であった。

しかし、 K_{in} を求めるにはストレッチゾーン法と呼ばれる手間のかかる作業が必要となる。それは、複数試験片を用いて、所定の異なる変位まで載荷したのち除荷する。各試験片の安定き裂先端位置を識別するため、疲労き裂を少し進展させたのち、静的載荷で破面出しを行ない、走査型電子顕微鏡で安定き裂進展部位のストレッチゾーン幅 (SZW) を計測する。荷重と SZW の関係をプロットして、SZW が一定となる荷重から K_{in} を求める。SZW を安定して求めるには、技術も必要となる。

JSME S 001-1981 には、電位差法、超音波法あるいは AE 法を適用して、安定き裂発生時の荷重を検出し、 K_{in} を求める手法も示されているが、いずれも高価な計測機器が必要となる。また、安定した値を求めるには技術も必要であり、余り活用されていないのが実状である。

ASTM E399 による K_{Ic} 試験法は、上述したような問題点はあるが、簡便であるが故に世界で広く活用されている。

5. むすび

金属材料の線形平面歪破壊靱性値、 K_{Ic} を求める試験法である ASTM E399 は、半世紀も前に制定された規格であるが、修正を加えながら現在も高力 Al 合金や Ti 合金等の材料の破壊靱性評価に活用されている。また、プラスチックの靱性評価にも、ASTM E399 を基にした ASTM D 5045 が適用されている。

K_{Ic} 試験で得られた暫定破壊靱性値 K_Q を K_{Ic} と認めるためには合否判定基準を満足する必要があるが、それが定められた背景やその意義は十分には理解されていない。

試験の依頼を受けて実施する試験所では、規格に忠実に、間違いなく実施することが一番大切であるが、同時に、規格の約束事の背景やその意義を理解しておくことも重要である。

本報では、公表文献を広く調べ、 K_{Ic} の合否判定

基準の意義と必要性について、筆者の提案^{11),12),13)}も含めて再整理した。

なお、2020年の改定版、ASTM E399-20²³⁾では、AppendixとしてWallin⁵⁾が提案したsize-insensitive linear-elastic plane-strain fracture toughness, K_{Isi} を求める試験法が追加された。 K_{Isi} 試験は、上述の K_Q のき裂長さ依存性と言う問題を解決する手法として提案された。その求め方や合否判定基準に関しては、高圧力技術協会の協会誌である圧力技術に、近々、解説として掲載される予定²⁴⁾であり、それを参照していただきたい。ASTM E399-20では、Appendixとして K_{Isi} 試験が追加されたが、本文の K_{Ic} 試験に関する内容に大きな変更はない。

参考文献

- 1) ASTM E399-70T; “Tentative method of test for plane strain fracture toughness of metallic materials”, (1970).
- 2) M. H. Jones and W. F. Brown, Jr.; “The Influence of Crack Length and Thickness in Plane Strain Fracture Toughness Tests”, ASTM STP 463, pp.63-101, (1970).
- 3) W. F. Brown, Jr. and J. E. Srawley; “Plane Strain Crack Toughness Testing of High Strength Metallic Materials”, ASTM STP 410, (1966).
- 4) ASTM E399-05; “Standard Test Method for Linear-Elastic Plane-Strain Fracture Toughness K_{Ic} of Metallic Materials”, (2005).
- 5) Kim R. W. Wallin; “Critical Assessment of the Standard ASTM E 399”, Journal of ASTM International, Vo.2, No.4, pp.433-453, (2005).
- 6) 例えば、中井善一、久保司郎 著; “破壊力学”, 朝倉書店, (2014).
- 7) 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).
- 8) Xian-Kui Zhu and James A. Joice; “Review of fracture toughness (G, K, CTOD, CTOA) testing and standardization”, Engineering Fracture Mechanics 85, pp.1-46, (2012).
- 9) T. L. Anderson; “FRACTURE MECHANICS, Fundamentals and Applications, Fourth Edition”, CRC Press, (2017).
- 10) 小倉敬二; “小規模降伏(破壊力学入門講座 3)”, 材料, 第32巻, 第361号, pp.1194-1199, (1983).
- 11) 木内晃, 清水洋志, 石原健一; “安定き裂成長を伴う K_{Ic} 試験の合否判定基準に関する考察”, 圧力技術, 第51巻, 第3号, pp.80-88, (2013).
- 12) 木内晃, 石原健一; “マイクロボイド合体型破壊に対する K_{Ic} 試験の合否判定基準に関する提案”, 圧力技術, 第53巻, 第1号, pp.16-26, (2015).
- 13) 木内晃, 石原健一; “小型試験片を用いたマイクロボイド成長型 K_{Ic} 試験に関する検討”, 圧力技術, 第56巻, 第5号, pp.268-278, (2018).
- 14) J. G. Kaufman and F. G. Nelson; “More on Specimen Size Effects in Fracture Toughness Testing”, ASTM STP 559, pp.74-85, (1974).
- 15) D. Munz, K. H. Galda and F. Link; “Effect of Specimen Size on Fracture Toughness of a Titanium Alloy”, ASTM STP 590, pp.219-234, (1976).
- 16) J. A. Joice and R. L. Tregoning; “Development of Consistent Size Criteria for ASTM Combined Fracture Mechanics Standards”, ASTM STP 1360, pp.357-376, (2000).
- 17) J.G. Kaufman; “Experience in Plane-Strain Fracture Toughness Testing Per ASTM Method E 399”, ASTM STP 632, pp.3-24, (1977).
- 18) 小林英男 著, “破壊力学”, 共立出版, (1993).
- 19) 木内晃, 石原健一, 清水洋志; “へき開破壊に対する K_{Ic} 試験の合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).
- 20) M. James, D. Wells, P. Allen and Kim Wallin; “A Review of the Proposed K_{Isi} Offset-Scant Model for Size-Insensitive Linear-Elastic Fracture Toughness Evaluation”, NASA Technical Report, No. M17-6005, pp1-24, (2017).
- 21) ASTM E647; “Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates”, (2008).
- 22) 日本機械学会基準 JSME S 001-1981; “弾塑性破壊靱性 J_{Ic} 試験法”, (1981).
- 23) ASTM E399-20; “Standard Test Method for Linear-Elastic Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials”, (2020).
- 24) 木内晃; “ASTM E399「線形平面歪破壊靱性の標準試験法」に関する最近の動向”, 圧力技術, 第59巻, 第3号(2021年5月)に掲載予定。

【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