

樹脂の K_{Ic} 試験 (その3)

- K_{Ic} の合否判定に及ぼす $s-s$ 線図の影響-

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、金属の材料試験に加え、樹脂の試験、分析を新たな試験メニューにすべく活動している。

樹脂は、通常、大きな変形能を示すが、き裂が存在すると変形能が大きく低下する。特に、非結晶性樹脂では線形的な破壊を生じ、巨視的には高力アルミ合金の破壊挙動に似ている。

弊社のテクニカルレポート No.2¹⁾で、樹脂の線形平面歪破壊靱性値 K_{Ic} を求めるための試験法である ASTM D5045²⁾の概要を金属の試験法である ASTM E399³⁾と対比して説明した。また、第2報⁴⁾として、樹脂の K_{Ic} 値に及ぼす影響因子を公表文献を基に整理し、金属と比較して考察するとともに、樹脂の K_{Ic} 試験の課題について検討した。

樹脂は、金属と比べて降伏応力 σ_{ys} までの非線形性が大きく、かつ歪軟化を呈する特徴がある。これは、き裂先端近傍で降伏が生じ易い方向に働くと考えられる。

ASTM D5045 では、式(1)を満足すると暫定破壊靱性値 K_Q は K_{Ic} と見做なせる。

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

ここで、 B : 試験片厚、 a : き裂長さ、
 W : 試験片幅

式(1)の合否判定の意義は、テクニカルレポート No.1⁵⁾ に示したように、 $K=K_Q$ でのき裂先端近傍に

形成される塑性域寸法が試験片寸法に比べ十分に小さいことを保証することであるが、上記の樹脂の応力-歪線図($s-s$ 線図)の特徴が、この判定条件に影響を及ぼす可能性が考えられる。本報では、その影響を数値解析の面から検討し、報告する。

2. 樹脂の $s-s$ 線図の特徴

樹脂の $s-s$ 線図の特徴は、テクニカルレポート No.2¹⁾と No.3⁴⁾ に示したが、おさらいをしておく。工業用樹脂の代表的な $s-s$ 線図の模式図を Fig.1⁶⁾ に示す。非線形を呈してピークを示したのち、歪軟化により応力が低下し、その後、歪硬化により応力は再上昇し、破断する。 σ_{ys} の定義は、最初のピーク値とされる^{1), 6)}。Fig.1 と同様な $s-s$ 線図を示す比較的延性に富んだ非結晶性樹脂であるポリカーボネートの σ_{ys} は、文献 7) によると 68MPa、そのときの非弾性歪は約 3%となる。ちなみに、高力アルミ合金などの金属の σ_{ys} には 0.2%耐力が用いられ、その場合の非弾性歪は 0.2%である。

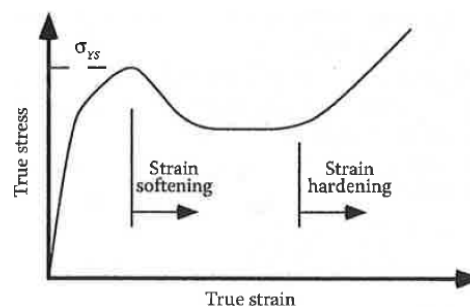


Fig.1 Typical stress-strain response of engineering plastics⁶⁾

3. 暫定破壊靱性値 K_Q の求め方

ASTM D5045²⁾および ASTM E399³⁾での K_Q の求め方についても文献 1)で説明したが、おさらいをしておく。

ASTM D5045 では、得られた荷重 - 荷重線変位線図 (Fig.2)で、立ち上がりの線形域の直線 AB のコンプライアンス $C = \tan \theta$ より 5%大きいコンプライアンス $\tan \theta'$ の線 AB' を引き、その線と荷重-荷重線変位線図の交点を P_Q とする。

いっぽう、ASTM E399 では、Fig.3 に示す荷重 - 開口変位線図で、立ち上がりの線形域の直線 OA より傾きが 5%少ない線 (95% secant) 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 とする。

すなわち、ASTM D5045 では変位として荷重線変位、ASTM E399 ではノッチ端での開口変位を用い、 P_Q を求めるための直線として ASTM D5045 では荷重 - 荷重線変位線図の線形域の傾きの逆数であるコンプライアンス C の 5%増、ASTM E399 では、荷重-開口変位線図の線形域の傾きの 5%減の線を用いる。なお、ASTM E399 の 5%減の線をコンプライアンスの変化に直すと C の約 5.3%増となる。弾性体として、これらコンプライアンスの変化に対応するき裂進展量 (Δa) を Compact Tension (CT) 試験片と 3 点曲げ (SENB) 試験片について計算し、Table 1 に示す。それによると、 Δa は初期き裂長さの 2%前後になる。ASTM D5045 での Δa は、ASTM E399 の Δa に比べて、CT 試験片では小さく、SENB 試験片では大きくなる。なお、ASTM E399 でよく使用される CT 試験片と ASTM D5045 でよく使用される SENB 試験片の Δa

はほぼ等しい。したがって、後述の数値解析では、き裂先端近傍の降伏の結果として求められる K_Q ($K_{Q,pl}$) の評価を、ASTM E399 の場合は CT 試験片、ASTM D5045 の場合は SENB 試験片を対象として行う。

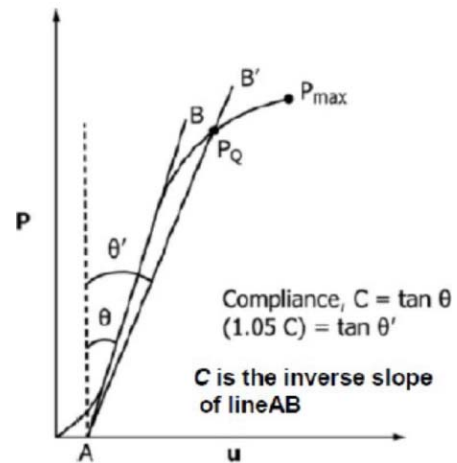


Fig.2 Determination of C and P_Q (ASTM D5045²⁾)

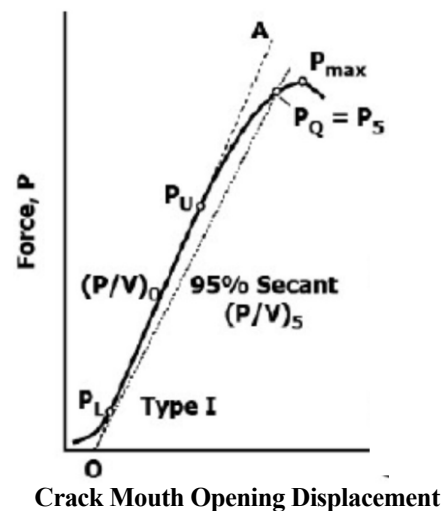


Fig.3 Determination of 95% secant and P_Q (ASTM E399³⁾)

Table 1 Amount of crack growth corresponds to the change in compliance

Standard		ASTM E399	ASTM D5045
Target material		Metal excluding ferritic steel	Plastic
Definition of secant line to determine P_Q		5% reduction in slope of linear range of load-crack opening displacement	5% increase in compliance of the linear range of load-load line displacement
Position of displacement measurement		End of notch	Load line
Ratio of equivalent crack growth to initial crack length	CT	2.30%	1.94%
	SENB	1.81%	2.40%

4. $K_{Q,pl}$ に関する数値解析的検討

4.1 鋼の数値解析 (ASTM E399)

筆者ら⁸⁾は、鋼を対象に ASTM E399 に準じて整理した CT 試験片の $K_{Q,pl}$ を 3 次元弾塑性数値解析により求めた。

(1) 数値解析に用いる s-s 線図

数値解析に用いる s-s 線図として、Cr-Mo-V 鋼の実験値、Ramberg-Osgood 形の式(2)および 2 直線で表す式(3)を適用した。式(2)および式(3)の σ_{ys} を Cr-Mo-V 鋼の引張試験で得られた 0.2% 耐力 (604 MPa) に合わせた s-s 線図を Fig.4 に示す。なお、ヤング率 E は 206GPa である。

$$\varepsilon/\varepsilon_0 = \sigma/\sigma_0 + \alpha(\sigma/\sigma_0)^n \quad (2)$$

ここで、 $\varepsilon_0 = \sigma_0/E$ 、 σ_0 : 参照応力、

α と n は定数、本解析では $n=5, 20$

$$\sigma = E\varepsilon \quad \sigma \leq \sigma_{ys} \quad (3-1)$$

$$\sigma - \sigma_{ys} = H(\varepsilon - \varepsilon_{ys}/E) \quad \sigma > \sigma_{ys} \quad (3-2)$$

H は加工硬化係数、本解析では $H=0, E/25$

なお、 n は歪硬化指数と呼ばれ、 n が小さい方が、歪硬化が大きい。

(2) 数値解析モデル (CT 試験片)

試験片幅 $W=50\text{mm}$ と 25mm の 2 種類の CT 試験片の 1/4 を対象として解析した。式(2)の $n=20$ については $W=100\text{mm}$ の 2CT サイズも解析した。一例として、 $W=50\text{mm}$ の標準試験片 ($W/B=2, a/W=0.5, W-a=25\text{mm}$) の要素分割および境界条件を Fig.5 に示す。8 節点れんが型非適合要素を用い、いずれの試験片も最小要素寸法は $0.1\text{mm} \times 0.1\text{mm}$ とした。

(3) 鋼の数値解析結果 ($K_{Q,pl}$ と $W-a$ の関係)

$W/B=2, a/W=0.5$ の CT 試験片の 3 次元弾塑性数値解析から求められた $(K_{Q,pl}/\sigma_{ys})^2$ とリガメント長さ $W-a$ の関係を Fig.6 に示す。

Fig.6 から以下のことが言える。

- (1) n や H を変えても、 $(K_{Q,pl}/\sigma_{ys})^2$ と $W-a$ の関係は K 値適用限界⁵⁾の $(K_{Q,pl}/\sigma_{ys})^2 = (W-a)/1.1$ と式(1)の上限の $(K_{Q,pl}/\sigma_{ys})^2 = (W-a)/2.5$ の間に位置する。すなわち、式(1)を満足すれば予き裂先端での降伏のみにより K_Q が得られることはなく、安定き裂進展を伴った K_Q であると言える。

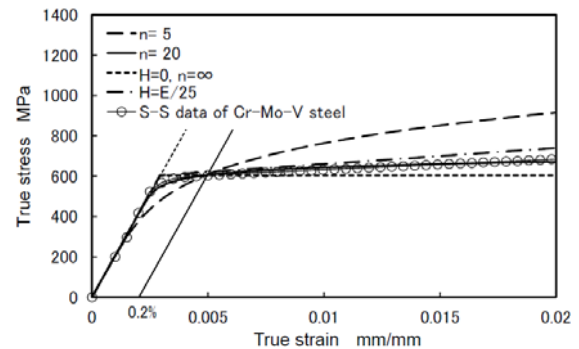


Fig.4 True stress vs. true strain used for FEA⁸⁾

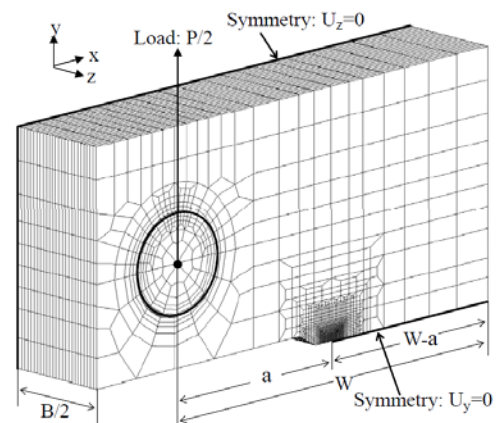


Fig.5 An example of FE-model (1CT specimen)⁸⁾

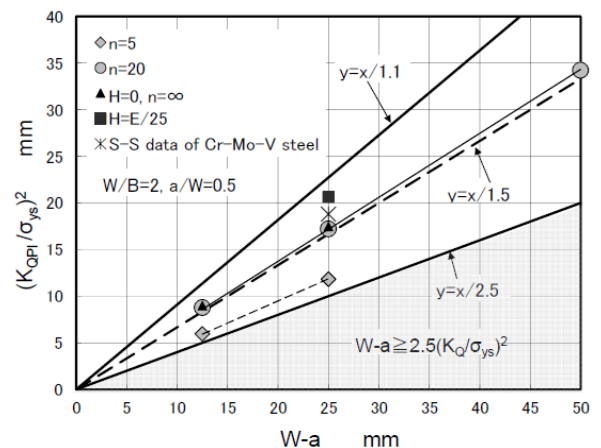


Fig.6 Relation between $(K_{Q,pl}/\sigma_{ys})^2$ and $W-a$ ⁸⁾
(Effect of strain hardening of s-s curve, $E/\sigma_{0.2}=341$)

(2) $H=0$ より $H=E/25$ 、すなわち歪硬化が大きい方が K_{QPl} は高くなる。いっぽう、Ramberg-Osgood 形の式では歪硬化が大きい $n=5$ の方が $n=20$ より K_{QPl} は低くなるが、 $n=5$ を除けば、解析結果は、式(4)で与えられる K_{QPl} と同等かそれ以上になる。

$$(K_{QPl}/\sigma_{ys})^2 = (W-a)/1.5 \quad (4)$$

歪硬化が大きい $n=5$ の方が $n=20$ より K_{QPl} は低くなる理由は、Fig.4に示すように $n=5$ の場合は $s-s$ 線図の線形限界が σ_{ys} の約1/2となり、 σ_{ys} 以前の非線形領域が大きくなるためと考えられる。 K_{QPl} には σ_{ys} 以降の歪硬化より σ_{ys} 以前の非線形挙動の影響の方が強く現れると思われる。ステンレス鋼は Fig.4の $n=5$ のような非線形挙動を示すが、 K_{Ic} 試験の対象となる高力アルミ合金、チタン合金、超高強度鋼では、そのような挙動は示さず、一般鋼材でも同様である。その場合は、 $n=20$ を用いて K_{QPl} を評価できると思われる。

4.2 樹脂の数値解析 (ASTM D5045)

筆者ら⁹⁾は、比較的延性に富んだ非結晶性樹脂であるポリカーボネート(PC)を対象に、ASTM D5045 に従って整理した SENB 試験片の K_{Qpl} を 3次元弾塑性数値解析により求めた。この解析はテクニカルレポート No.3⁴⁾ に示したように、Cayard¹⁰⁾ が行った PC の K_{Ic} 試験結果を検討するために実施したものであるので、 $s-s$ 線図も Cayard が求めたデータを用いた。

(1) 数値解析に用いる $s-s$ 線図

Cayard¹⁰⁾ は、直径 6.35mm の砂時計形試験片と径方向伸び計を用いて PC 材の真応力-真歪線図を求めている。本解析では、まず砂時計形試験片の弾塑性数値解析を行い、直径の変化から求められる真応力-真歪(●印)が、Cayard の実験結果(太線)に一致するように、解析に適用する $s-s$ 線図(□印)を定めた。その結果を Fig.7 に示す。

砂時計形試験片は拘束の影響により応力が若干高めとなるので、FEM 解析の入力データは Cayard

の実験値より低い $s-s$ 線図となり、降伏応力(Fig.7 では σ_Y と表示)は 68MPa、 $E=2250\text{MPa}$ となる。なお、金属の降伏応力として用いられる 0.2%耐力を Fig.7 から読み取ると 43MPa となる。

(2) 数値解析モデル(SENB 試験片)

SENB 試験片の 1/4 を対象として解析した。一例として、 $W=10.2\text{mm}$ の試験片の要素分割および境界条件を Fig.8 に示す。8 節点れんが型低減積分要素を用い、 $W=10.2$ 、16.0、25.4mm の 3 種類の試験片とも最小要素寸法は $0.1\text{mm} \times 0.1\text{mm}$ とした。

試験片への変位はピン($W=10.2$ 、16.0mm の場合、 $\phi 10\text{mm}$ 、 $W=25.4\text{mm}$ の場合は $\phi 15\text{mm}$)を介して与えた。なお、試験片とピンとの摩擦は 0 とした。

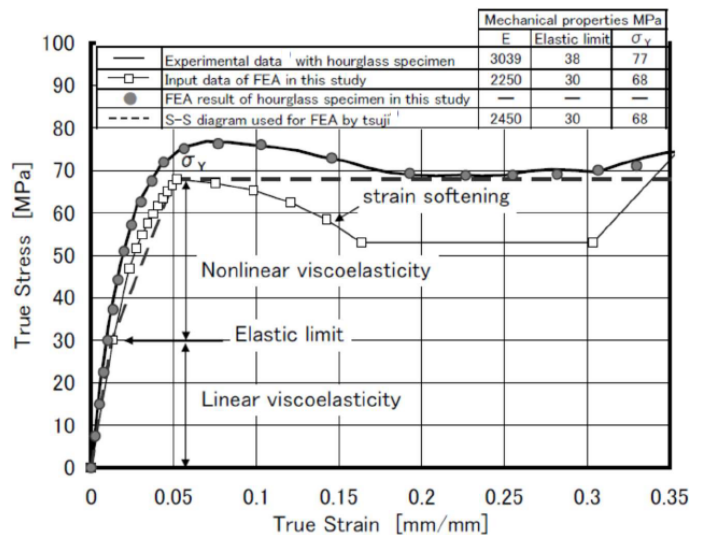


Fig.7 True stress vs. true strain of PC⁹⁾

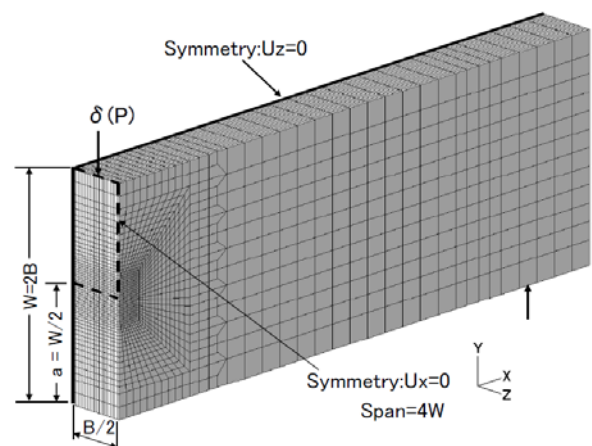


Fig.8 An example of FE-model ($W=10.2\text{mm}$)⁹⁾

(3) 樹脂の数値解析結果(K_{QPI} と $W-a$ の関係)

$W/B=2$ 、 $a/W=0.5$ の SENB 試験片の 3次元弾塑性数値解析から求められた $(K_{QPI}/\sigma_{ys})^2$ とリガメント長さ $W-a$ の関係を ◆印で Fig.9 に示す。同図には、Fig.6 に示した、鋼を対象とした式(2)による CT 試験片の数値解析結果も □印や ○印で併記した。

Fig.9 の縦軸の σ_{ys} は、鋼の場合は 0.2%耐力($\sigma_{0.2}$)、樹脂の PC の場合は Fig.1 の定義に準じて 68MPa を用いたが、これは 2 章で示したように 3%耐力に相当する。同一土俵で比較するため、PC の場合も $\sigma_{0.2}$ (=43MPa) を用いると ◇印で表示される。

PC の ◆印は鋼の $n=5$ の解析結果(□印)より低い $(K_{QPI}/\sigma_{ys})^2$ を示すが、 K_{Ic} の合否判定の式(1)の上限、 $(K_Q/\sigma_{ys})^2=(W-a)/2.5$ よりは僅かではあるが上側に位置している。いっぽう、 $\sigma_{0.2}$ で整理した ◇印は式(1)の上限よりはるかに上方に位置しており、この場合、式(1)は K_{Ic} 合否判定として厳し過ぎる基準となる。すなわち、式(1)を K_{Ic} 合否判定基準とした場合、 σ_{ys} として樹脂の引張試験の定義に準じて 68MPa を用いると余裕度がないが、 σ_{ys} として金属と同様に $\sigma_{0.2}$ を用いると余裕度があり過ぎ、必要以上に大きな試験片が要求されることになる。

$\sigma_{ys}=68\text{MPa}$ でも、◆印で示した $(K_{QPI}/\sigma_{ys})^2$ は 式(1)の上限より僅かではあるが上側に位置しており、式(1)を満足する K_Q は安定き裂を伴った K_Q であると言える。ただし、◆印と式(1)の上限との差は僅かであるので、式(1)による合否判定基準に余裕がないと予想される場合、ASTM D 5045 の許容範囲、 $2 \leq W/B \leq 4$ の中で、なるべく大きな試験片を採用するのが望ましい⁹⁾。

テクニカルレポート No.3⁴⁾では、2 章で示した樹脂の特徴、すなわち、 σ_{ys} までの非線形性が大きくかつ歪軟化を呈することは、き裂先端近傍で降伏が生じ易い方向に働き、その結果、き裂先端近傍の降伏の結果として得られる K_Q 値(K_{QPI})を低く見積もる可能性があることを示した。しかし、前述のように、 σ_{ys} として金属と同様に $\sigma_{0.2}$ を用いて整理した $(K_{QPI}/\sigma_{ys})^2$ は、鋼の解析結果と比べて逆に大きな値を示した。以下では、この原因について検討する。

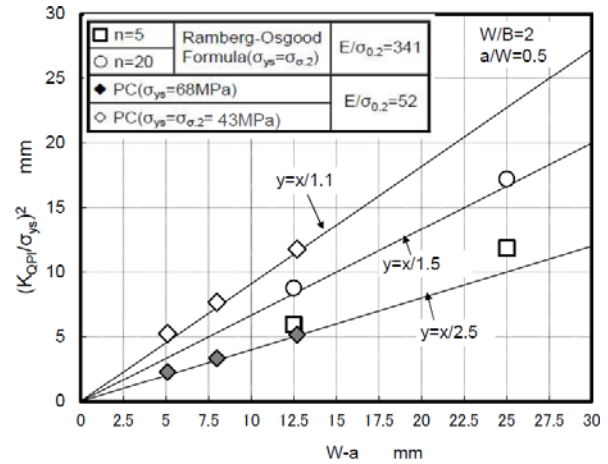


Fig.9 Relation between $(K_{QPI}/\sigma_{ys})^2$ and $W-a$ (Comparison between steel and polymer)

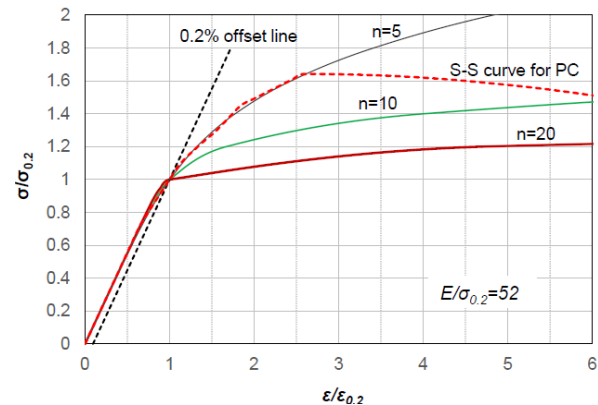


Fig.10 Non-dimensional $s-s$ diagram using Ramberg-Osgood Eq.(2) ($E/\sigma_{0.2}=52$)

Ramberg-Osgood 形の式(2)で表される無次元化 $s-s$ 線図を Fig.10 に示す。同図には、Fig.7 の PC の $s-s$ 線図(□印) を、 $\sigma_{0.2}$ とそれに相当する歪(ϵ)である $\epsilon_{0.2}$ ($=\sigma_{0.2}/E+0.002$) で無次元化した線も赤点線で併記した。なお、Fig.10 の $E/\sigma_{0.2}$ は、Fig.7 の PC のデータに合わせ、 $E/\sigma_{0.2}=52$ ($=2250/43$)とした。

PC の無次元化 $s-s$ 線図は、最初のピークまでは Ramberg-Osgood の式の $n=5$ とよく一致している。PC では、ピークの後、歪軟化が生じるので、その意味では、 $(K_{QPI}/\sigma_{0.2})^2$ が Ramberg-Osgood の式の $n=5$ より大きくなることはないと考えられるが、Fig.9 では、かなり大きな値を示した。この理由として、Fig.9 の Ramberg-Osgood の式は鋼を対象としており、その際の $E/\sigma_{0.2}$ は 341 ($=206000/604$) と PC の 52 よりかなり大きいことが考えられる。

4.1 項の(3)で、歪硬化が大きい $n=5$ の方が $n=20$ より K_{QPI} が低くなる理由として、Fig.4 のように $n=5$ の場合は $s-s$ 線図の線形限界が $\sigma_{0.2}$ の約 1/2 となり、 $\sigma_{0.2}$ 以下の非線形領域が大きいことが考えられ、 K_{QPI} には歪硬化より $\sigma_{0.2}$ 以下の非線形挙動の影響の方が強いと記した。しかし、Fig.10 の $E/\sigma_{0.2}=52$ の場合、 $n=5$ でも $\sigma_{0.2}$ 以下の非線形挙動は小さく、 $\sigma \leq \sigma_{0.2}$ では n の違いによる $s-s$ 線図の差はほとんど見られない。

5. 荷重－開口変位線図の非線形挙動に及ぼす $E/\sigma_{0.2}$ および n の影響

5.1 Mark James ら¹¹⁾ の数値解析結果

Mark James ら¹¹⁾は、 $\sigma \leq \sigma_0$ (σ_0 : 線形限界応力) では式(5)、 $\sigma > \sigma_0$ では式(6)の power law model で表される $s-s$ 線図を用いて CT 試験片の K 値の適用限界を E/σ_0 と n を幅広く変化させて調べている。

$$\sigma = E\varepsilon \quad \sigma \leq \sigma_0 \quad (5)$$

$$\sigma = \sigma_0 (\varepsilon/\varepsilon_0)^{1/n} \quad \sigma > \sigma_0 \quad (6)$$

以下では、この数値解析結果を引用し、荷重－開口変位の非線形挙動に及ぼす E/σ_0 と n の影響を系統的に整理するとともに、式(6)の power law model と先に示した式(2)の Ramberg-Osgood 形の式の差異について検討する。

Mark James ら¹¹⁾は、上記の数値解析を ASTM E399 の K_{Ic} 合否判定基準の見直しの中で実施している。彼らは、その規格に従い σ_{ys} として $\sigma_{0.2}$ を用いている。彼らは、 K 値適用限界として用いられる式(7)を満足する K 値と非線形破壊力学パラメータ J から K に換算した K_J 値との差の K_J に対する比、 $(K_J - K)/K_J$ を求め、棒グラフで示している。

$$(K/\sigma_{ys})^2 = (W-a)/1.1 \quad (\sigma_{ys} = \sigma_{0.2}) \quad (7)$$

棒グラフから読み取った $(K_J - K)/K_J$ の値と E/σ_0 の関係を、 n をパラメータとして Fig.11 に示す。

σ_{ys}/σ_0 と E/σ_0 の関係は式(6)から式(8)で表される。

$$(\sigma_{ys}/\sigma_0)^n - \sigma_{ys}/\sigma_0 = 0.002E/\sigma_0 \quad (8)$$

式(8)を用いて、Fig.11 の横軸を $E/\sigma_{0.2}$ に変えたグラフを Fig.12 に示す。

き裂先端近傍での塑性域が大きく、その結果、荷重－開口変位線図の非線形が大きくなると、 $(K_J - K)/K_J$ も大きくなる。いっぽう、 K_{QPI} は小さくなると考えられる。

Fig.12 から、以下のことが言える。

- (1) 全般的に $E/\sigma_{0.2}$ が大きくなるに伴い $(K_J - K)/K_J$ は増加する、すなわち、荷重－開口変位の非線形性が大きくなる。
- (2) $n=20$ の場合はその程度は小さく、 n が小さくなる、すなわち、歪硬化が大きくなるほど、その程度は大きくなる。
- (3) 例として、 $n=3$ と $n=20$ を比較すると、 $E/\sigma_{0.2} \approx 385$ を境に、それ以上では $n=3$ の方が $n=20$ より $(K_J - K)/K_J$ が大きく、それより下では $n=3$ の方が $n=20$ より小さくなる。

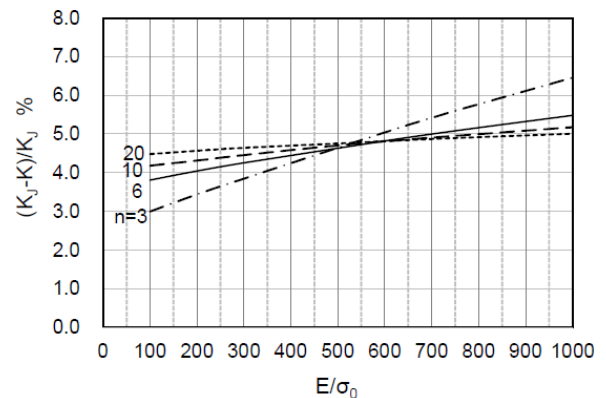


Fig.11 Effects of E/σ_0 and n on $(K_J - K)/K_J$ at Eq. (7)

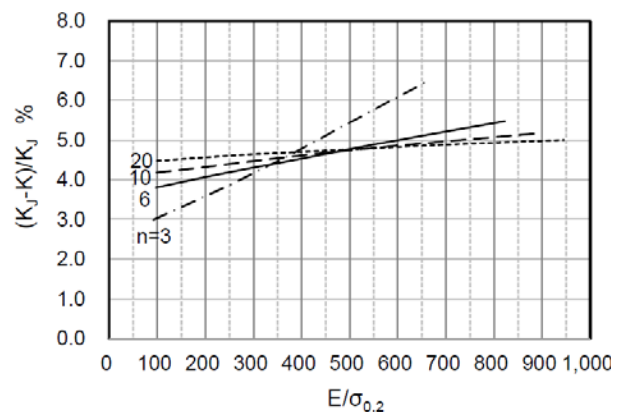


Fig.12 Effects of $E/\sigma_{0.2}$ and n on $(K_J - K)/K_J$ at Eq. (7)

Fig.6やFig.9では、 $E/\sigma_{0.2}=341$ のRamberg-Osgood形の式の解析結果である $(K_{QPI}/\sigma_{ys})^2$ は、 $n=5$ の方が $n=20$ より低い値を示した。その理由は、上述したように、 $n=5$ では $s-s$ 線図の線形限界が $\sigma_{0.2}$ の約1/2となり、 $\sigma_{0.2}$ 以下の非線形領域が大きくなるためと考えられた。

いっぽう、式(6)のpower law modelの場合、 $E/\sigma_{0.2}=341$ では $n=5$ の方が $n=20$ より僅かではあるが、 $(K_I-K)/K_I$ が小さい。すなわち、 $n=5$ の方が式(7)を満たす $(K/\sigma_{0.2})^2$ での荷重-開口変位線図の非線形性は小さく、 $(K_{QPI}/\sigma_{ys})^2$ は、上記のRamberg-Osgood形の式の解析結果と異なり、 $n=5$ の方が $n=20$ より若干大きくなると考えられる。この理由は、Ramberg-Osgood形の式と式(6)のpower law modelの $s-s$ 線図の違いによるものと思われる。

以下では、その差異について検討する。

5.2 Ramberg-Osgood形の式と Power Law Modelの比較

式(5)と(6)による無次元化 $s-s$ 線図をFig.13に示す。Fig.13の(a)は $E/\sigma_{0.2}=52$ 、(b)は $E/\sigma_{0.2}=341$ 、(c)は $E/\sigma_{0.2}=650$ に対する $s-s$ 線図である。比較のため、Fig.13の(b)の縦軸と横軸のスケールに合わせた、Ramberg-Osgoodの式による $E/\sigma_{0.2}=341$ の $s-s$ 線図をFig.14に示す。

これらの図から以下のことが言える。

- (1) Fig.13の(a)にはFig.10に示したPCの $s-s$ 線図も併記したが、式(6)のpower law modelの場合にはRamberg-Osgood形の式のFig.10と異なり、PCの $s-s$ 線図は $n=2$ のそれに近い。
- (2) $E/\sigma_{0.2}$ が大きくなるほど線形限界が低く、 $\sigma_{0.2}$ 以下の非線形成分が大きくなる。それは n が小さいほど顕著である。いっぽう、 $\sigma > \sigma_{0.2}$ では n が小さいほど歪硬化が大きく、荷重-開口変位線図の非線形を抑える方向に働く。
- (3) Fig.13(a)の $E/\sigma_{0.2}=52$ の場合は、Fig.10と同様、 $\sigma_{0.2}$ 以下の非線形成分は非常に小さく、 n による差異も明確には認められない。
- (4) Fig.13(b)とFig.14を比較すると、 $\sigma_{0.2}$ 以下の非線形成分はFig.13(b)の方が小さい。この

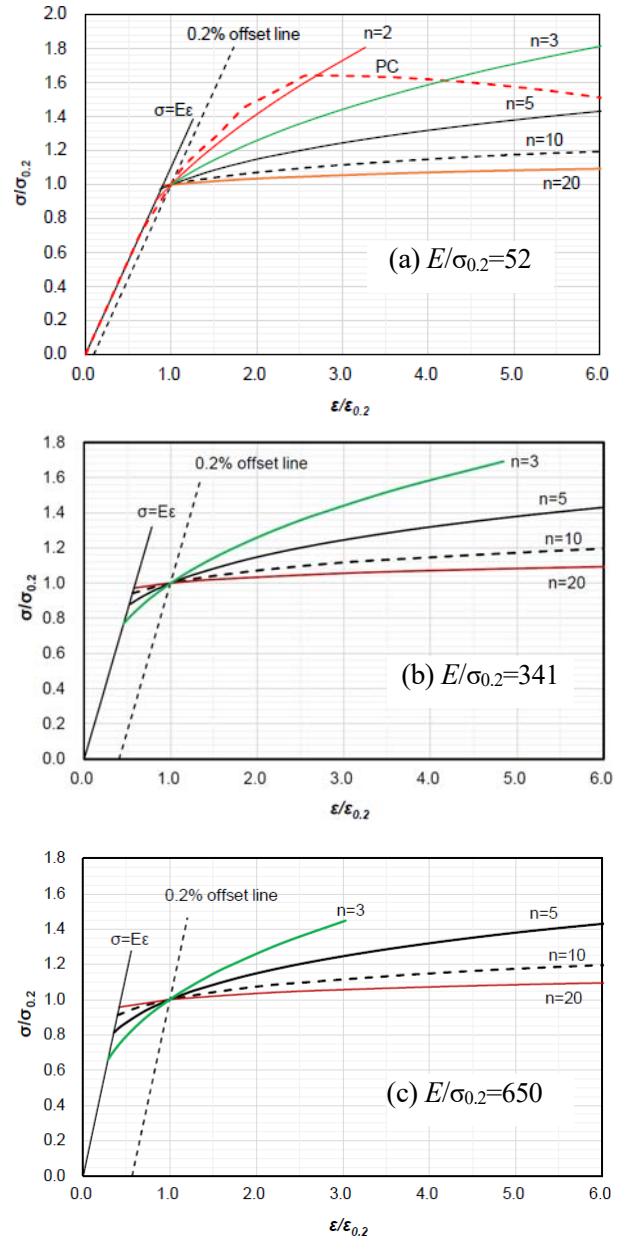


Fig.13 Non-dimensional $s-s$ diagram using Eq.(5) and Eq.(6)

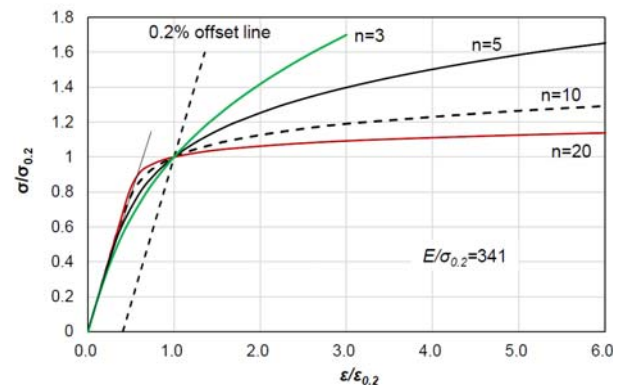


Fig.14 Non-dimensional $s-s$ diagram using Ramberg-Osgood Eq.(2) ($E/\sigma_{0.2}=341$)

ことが、上述した Ramberg-Osgood の式による $E/\sigma_{0.2} = 341$ の解析結果では、 $n=5$ の方が $n=20$ より K_{QPl} が低くなるのに、式(6)の power law model による解析結果では、逆に $n=5$ の方が $n=20$ より僅かであるが K_{QPl} が高くなる原因と思われる。

以上のように、式(2)の Ramberg-Osgood 形の式と式(6)の power law model によって解析結果に違いはあるが、いずれの式を用いても σ_{ys} として $\sigma_{0.2}$ を用いる場合、き裂先端近傍の降伏の結果として得られる K_Q (K_{QPl}) や荷重-開口変位線図の非線形性は、 $E/\sigma_{0.2}$ と歪硬化指数 n の影響を受ける。 $E/\sigma_{0.2}$ が大きい場合、 n が小さい方が荷重-開口変位線図の非線形挙動が生じ易く、 K_{QPl} は小さくなる。いっぽう、 $E/\sigma_{0.2}$ が小さくなると、 n が小さい方が荷重-開口変位線図の非線形挙動は小さく、 K_{QPl} は大きくなると考えられる。

式(6)の power law model の場合、線形限界応力の σ_0 を σ_{ys} として、数値解析が行われる場合もある。この場合の無次元化 $s-s$ 線図の例として、 $E/\sigma_{ys}=650$ の場合を Fig.15 に示す。Fig.15 を σ_{ys} として $\sigma_{0.2}$ を用いた Fig.13 の(c)と比べると、Fig.15 では $\sigma \leq \sigma_{ys}$ の $s-s$ 線図の非線形領域が無く、 n が小さくなるほど歪硬化が大きくなる。これは、4.1 に示した式(3)の2直線で表す $s-s$ 線図と同じである。4.1 の Fig.6 では、式(3)の歪硬化が大きい方が、高い K_{QPl} を示した。いっぽう、 $\sigma_{ys}=\sigma_{0.2}$ とした Fig.13(c)の場合、 n が小さい方、すなわち歪硬化が大きい方が、Fig.12 に示すように荷重-開口変位線図の非線形挙動が生じ易く、 K_{QPl} は小さくなる。このように、 K_{QPl} や荷重-開口変位線図の非線形挙動に及ぼす E/σ_{ys} や n の影響は、 σ_{ys} として $\sigma_{0.2}$ を用いるか σ_0 を用いるかで傾向を異にすると考えられる。

5.3 金属の $K_{Q,pl}$ に及ぼす $E/\sigma_{0.2}$ の影響

CT 試験片を対象に、き裂先端近傍の降伏の結果として求められる K_Q (K_{QPl}) を求めた、筆者ら⁸⁾の数値解析の結果 (Ramberg-Osgood の式を適用)を 4.1 で示した。この解析では、 $K_{Q,pl}$ に及ぼす歪硬化指数 n 、試験片厚 B 、サイドグループの有無と共に

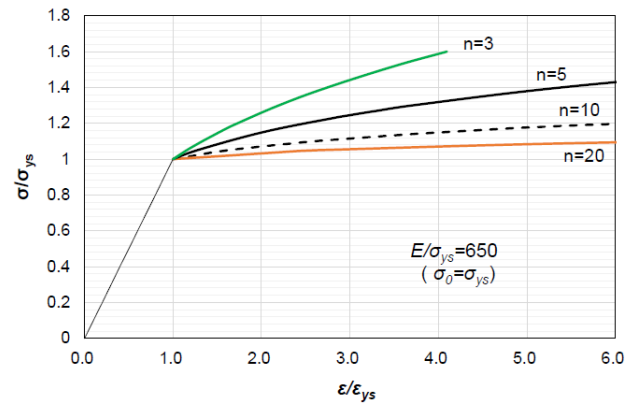


Fig.15 σ/σ_0 vs. ϵ/ϵ_0 diagram using Eq.(5) and (6) ($E/\sigma_0=650$, $\sigma_0=\sigma_{ys}$)

$\sigma_{0.2}$ の影響も調べた。 $\sigma_{0.2}$ を $E/\sigma_{0.2}$ で表すと $E/\sigma_{0.2}=341$ と 687 の2点であり、後者は前者より $K_{Q,pl}$ は低い、その差は僅かであった。

4.1の(3)に示したように、 K_{Ic} 試験の対象となる高力アルミ合金、チタン合金、超高強度鋼の場合、 $n=20$ とした Ramberg-Osgood の式を用いて K_{QPl} を評価できると考えられるので、 $\sigma_{0.2}$ の影響は $n=20$ について調べ、 $\sigma_{0.2}$ と n の影響を系統的に調べなかった。以下では、Mark James ら¹¹⁾の解析結果を基に、 $K_{Q,pl}$ に及ぼす $E/\sigma_{0.2}$ と n の影響を検討する。

Mark James ら¹¹⁾は $K_{Q,pl}$ を求めていないので、その値は分からないが、Fig.12 の $(K_J-K)/K_J$ は、荷重-開口変位線図の非線形の度合いと関連するパラメータであるので、 $(K_J-K)/K_J$ と $K_{Q,pl}$ には相関があり、 $(K_J-K)/K_J$ が大きい、すなわち、荷重-開口変位線図の非線形が大きいと $K_{Q,pl}$ は小さくなる。Fig.12 の $n=20$ の場合、 $(K_J-K)/K_J$ は $E/\sigma_{0.2}=687$ の方が $E/\sigma_{0.2}=341$ より若干大きくなっており、上述の筆者ら⁸⁾の解析結果と矛盾しない。

Fig.12 の $(K_J-K)/K_J$ の $E/\sigma_{0.2}$ 依存性は、 $n=20$ や $n=10$ では小さいが、 $n=3$ では $E/\sigma_{0.2}$ に強く依存する。特に $E/\sigma_{0.2}>400$ では $n=20$ より $n=3$ の方が $(K_J-K)/K_J$ が大きい、すなわち、 $K_{Q,pl}$ が小さくなると考えられる。4.1 の Fig.6 から導出した「式(1)を満足すれば、得られた K_Q は予き裂先端での降伏のみによる K_Q ではなく、安定き裂進展を伴った K_Q となる」との式(1)の意義は、数値解析から求めた K_{QPl} が式(1)の上限より大きいと言う結果に基

づいている (Fig.6 参照)。したがって、 $E/\sigma_{0.2}$ が大きく、 n が小さい場合には、 $n=20$ の Ramberg-Osgood の式による数値解析結果をベースに導出した式(1)の意義は成立しなくなる可能性がある。

しかし、Mark James ら¹¹⁾が示した、各種金属の n 値と $E/\sigma_{0.2}$ の分布図によると、 K_{Ic} 試験の対象となる高力 Al 合金、Ti 合金、超高強度鋼である AISI 4340 鋼は、 $n=10\sim 20$ 、 $E/\sigma_{0.2}=100\sim 400$ の範囲に入っており、 $n=20$ の Ramberg-Osgood 形の式をベースにした数値解析から導出された式(1)の意義は正しいと言える。

6. むすび

樹脂の s - s 線図の特徴である、 σ_{ys} までの非線形が大きく、かつ歪軟化を呈することは、き裂先端近傍で降伏が生じ易い方向に働くと考えられる。

本文の式(1)で表される K_{Ic} 合否判定基準の意義は、き裂先端近傍に形成される塑性域寸法が試験片寸法に比べて十分に小さいことを保証することである。

上記の樹脂の s - s 線図の特徴がこの基準に及ぼす影響を、筆者ら^{8),9)}が鋼と樹脂を対象に実施した 3次元弾塑性数値解析と Mark James ら¹¹⁾が金属を対象に行った 3次元弾塑性数値解析の結果を引用して検討した。なお、筆者らの解析では s - s 線図として Ramberg-Osgood 形の式、Mark James らの解析では式(6)の power law model を使用した。

Ramberg-Osgood 形の式と power law model によって解析結果に違いはあるが、いずれの式を用いても、 σ_{ys} として $\sigma_{0.2}$ を用いる場合、き裂先端近傍の降伏の結果として得られる K_Q (K_{QPl})や式(7)を満たす $(K/\sigma_{0.2})^2$ での荷重-開口変位線図の非線形性は、 $E/\sigma_{0.2}$ と歪硬化指数 n の影響を受ける。 $E/\sigma_{0.2}$ が大きい場合、 n が小さい方が荷重-開口変位線図の非線形が生じ易く、 K_{QPl} は小さくなる。いっぽう、 $E/\sigma_{0.2}$ が小さくなると n が小さい方が荷重-開口変位線図の非線形が小さく、 K_{QPl} は大きくなる。

樹脂の n 値は比較的小さい。比較的延性に富ん

だ非結晶性樹脂としてよく引用されるポリカーボネート(PC)の場合、Ramberg-Osgood の式では $n=5$ 、式(6)の power law model では $n=2$ に相当し、 $E/\sigma_{0.2}$ が大きい場合は荷重-開口変位線図の非線形が生じ易く、 K_{QPl} は小さくなると考えられる。しかし、樹脂の $E/\sigma_{0.2}$ は小さく、上記の PC では $E/\sigma_{0.2}=52$ となる。このように、樹脂の n 値は小さいが、 K_{Ic} 試験の対象となる高力アルミ合金などの金属に比べて $E/\sigma_{0.2}$ も小さく、Fig.12 に示すように $(K_I-K)/K_I$ は金属より小さくなる。すなわち、同じ $K/\sigma_{0.2}$ で比較すると、樹脂は金属に比べて荷重-開口変位線図の非線形が小さく、 K_{QPl} は大きくなる。したがって、 K_{Ic} の合否判定基準である式(1)の σ_{ys} として $\sigma_{0.2}$ を用いると、Fig.9 に示したように過度に安全側の判定となる。

このような点を考慮されたかは不明であるが、樹脂の K_{Ic} 試験の規格である ASTM D5045 では、 σ_{ys} として $\sigma_{0.2}$ を用いず、樹脂特有の定義によって決められる。その値は比較的延性に富んだ樹脂では 0.2%耐力より大きく、PC の場合は 3%耐力に相当する。 σ_{ys} として 3%耐力を用いると、さすがに K_{QPl}/σ_{ys} は小さくなるが、それでも式(1)を満足する K_Q/σ_{ys} よりは大きくなることを Fig.9 に示した。すなわち、式(1)を満足する K_Q は、安定き裂を伴った値であると言える。ただし、その差は小さいので式(1)による合否判定に余裕がないと予想される場合、ASTM D5045 で許容されている $2 \leq W/B \leq 4$ の範囲で W の大きな試験片を採用するのが望ましい。

最後に、 $E/\sigma_{0.2}$ と n を幅広く変化させた Mark James ら¹¹⁾の数値解析結果を基に、金属の K_{QPl} に及ぼす $E/\sigma_{0.2}$ と n の影響について検討した。

K_{Ic} 試験の対象となる高力 Al 合金、Ti 合金、超高強度鋼では、 $n=10\sim 20$ 、 $E/\sigma_{0.2}=100\sim 400$ の範囲にあり、「本文の式(1)を満足すれば、得られた K_Q は予き裂先端での降伏のみによる K_Q ではなく、安定き裂進展を伴った K_Q となる」とする筆者ら⁸⁾の提案が正しいことが Fig.12 から裏付けられた。

参考文献

- 1) 木内晃; “ASTM D5045 による樹脂の K_{Ic} 試験 -ASTM E399 (金属の K_{Ic} 試験)との比較-”, Shimizu-tech Technical Report No.2, pp.1-5, (2022/9).
- 2) ASTM D 5045-99; “Standard Test Methods for Plane-Strain Fracture Toughness and Strain Energy Release Rate of Plastic Materials”, (1999).
- 3) ASTM E399-20a; “Standard Test Method for Linear-Elastic Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials”, (2021).
- 4) 木内晃; “樹脂の K_{Ic} 試験(その2)ー樹脂の K_{Ic} に及ぼす影響因子の整理と考察”, Shimizu-tech Technical Report No.3, pp.1-10, (2022/12).
- 5) 木内晃; “ASTM E399 による K_{Ic} 試験の合否判定基準の意義と必要性”, Shimizu-tech Technical Report No.1, pp.1-10, (2021/3).
- 6) T. L. Anderson; “FRACTURE MECHANICS, Fundamentals and Applications, Fourth Edition”, CRC Press, (2017).
- 7) 辻毅一, 酒井讓; “ポリカーボネイトの破壊靱性の板幅依存性に関する研究”, 日本機械学会論文集(A編), 58 巻, 554 号, pp.1792-1797 (1992).
- 8) 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).
- 9) 木内晃, 陳 榮, 清水洋志; “樹脂の破壊じん性値に及ぼす予き裂導入法および試験片幅の影響”, 材料, 第 61 巻, 第 12 号, pp.940-945, (2012).
- 10) M. S. Cayard ; “Fracture toughness characterization of polymers”, Ph.D. Dissertation, Texas A&M University, (1990).
- 11) M. James, D. Wells, P. Allen and Kim Wallin; “A Review of the Proposed K_{Ic} Offset-Scant Method for Size-Independent Linear-Elastic Toughness Evaluation”, NASA Technical Report, No. M17- 6005, pp1-24, (2017).

【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