

破壊靱性値の板厚効果の T_{33} -stress による表現; 試験片構造の差異

Expression by T_{33} -stress of Thickness Effect on Fracture Toughness;
Difference in Specimen Type

福井大学大学院 田中 智大 Tomohiro TANAKA Member
福井大学大学院工 飯井 俊行 Toshiyuki MESHII Member

Abstract

This paper considered i) thickness effect and ii) difference in test specimen structure, on the fracture toughness of a material in the transition temperature region. First, the thickness effect on the T_{33} -stress, which is the out-of-plane elastic crack tip constraint parameter, was studied. Then, an experimental expression on thickness effect on the fracture toughness by using T_{33} -stress was proposed for carbon steel S55C, for 3PB (3 point bending). Finally, this experimental expression was shown to describe difference in CT specimens.

Keywords: Fracture mechanics, Elastic T-stress, Constraint effect, Fracture toughness, Cleavage, Transition temperature, 3PB specimen, CT specimen, Thickness effect

1. 緒言

き裂先端の応力状態については、応力拡大係数 K 値や J 積分のような単一のパラメータのみで表現するには限界があるということが、古くから知られている[1], [2]. このような課題を克服するべく、き裂先端の応力、ひずみ状態を2種類のパラメータを用いて表現する試み(2パラメータ法)が、過去30年間にわたって行われてきた。そして、この2パラメータ法における2番目のパラメータとして、T-stress と呼ばれる Williams 級数展開[3]における第2項が有力な候補の一つとして検討されてきた。Larsson と Carlsson[2]や Rice[4]は平面ひずみ状態の塑性域寸法や形状が、たとえ K 値が同じであっても T-stress の符号や絶対値の違いにより変わりうることを示した。また、Bilby[5]らは T-stress がき裂先端近傍弾塑性応力場の静水圧成分に大きな影響を及ぼすことを示した。具体的には、 $T > 0$ のとき、き裂先端の応力三軸度が増加する結果き裂先端の拘束が強まり、 $T < 0$ のときは逆にき裂先端の拘束が弱くなるというものであった。

この T-stress は弾性パラメータであるが、その後 Al-Ani ら[6], Betegon[7], Du ら[8], O'Dowd[9]らにより、 J と T-stress により平面ひずみ状態下の弾塑性応力問題を実用的な精度で扱いうることが示されている。たとえば、破壊靱性試験片のき裂深さが遷移温度域における破壊靱性値 J_c に及ぼす影響を T-stress を用いて表す試みが行われている[10]. 近年では Guo ら[11]~[13]により、Fig. 1 に示すような

き裂前縁上の点 A の面外(x_3 軸方向)拘束について検討が行なわれ、面外拘束係数 $T_z = \sigma_{33}/(\sigma_{11} + \sigma_{22})$ (σ_{ii} , $i = 1 \sim 3$, は x_i 軸方向の主応力)が提唱されているがこの T_z が材料強度に及ぼす影響が実験により明示されているわけではない。

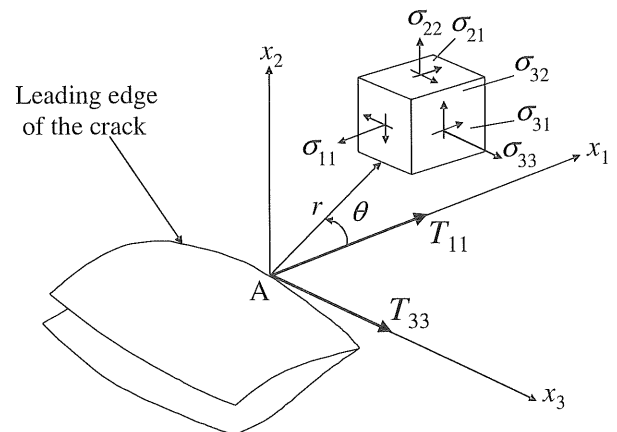


Fig.1 Three dimensional stress field in the crack tip

一方、著者らは面外応力成分の非特異項 T_{33} -stress (以下、前出の面内 T-stress を T_{11} と称し、 T_{11} , T_{33} をまとめて T-stress と呼ぶことにする)に着目し、CT 試験片の公称 K 値 (ASTM E399[14]の計算式による二次元 K 値)と板幅 W を一定とし、板厚比 B/W を変化させた場合の板厚中央における T_{33} の変化について検討した[15]. その結果、 $B/W = 0.25 \sim 0.5$ の範囲で $T_{33}(<0) \propto B/W$ の関係が得られた。また同様に公称最大 K 値 K_{max} と W を一定とし、CT 試験片の $B/W = 0.25 \sim 0.5$ と変化させた弾塑性解析を S55C に対し行なった結果、最大の J 積分値 $J_{c,FEA}$ については $J_{c,FEA} \propto (B/W)^{-1/2}$, そして結局 $J_{c,FEA} \propto |T_{33}|^{1/2}$ という結果が

田中 智大, 〒910-8507 福井県福井市文京3丁目9-1, 福井大学大学院, (0776)27-9764, jn090153@u-fukui.ac.jp
飯井 俊行, 〒910-8507 福井県福井市文京3丁目9-1, 福井大学大学院, (0776)27-8468, meshii@u-fukui.ac.jp

得られた。そして S55C, $W = 25$ mm の CT 試験片に対し、常温(遷移温度域)にて破壊靱性試験を $B/W = 0.25, 0.4, 0.5$ と変化させて行なったところ、 B/W によらず、破壊時の最大 K 値 K_c がほぼ一定という結果と同時に解析結果と同様に破壊靱性値 $J_c \propto B^{(-1/2)} \propto |T_{33}|^{1/2}$ との結果が得られた。

この $J_c \propto B^{(-1/2)}$ という結果については、最弱リンクモデル[16]から予測される関係ではあるが、最弱リンクモデルでは i) $B/W \rightarrow \infty$ で $J_c \rightarrow 0$ と予測される[16], ii) 寸法がパラメータなので、 J_c の試験片構造(たとえば、CT, 3点曲げ)による差異については当然のことながら表しえないという限界があるという課題がある。

そこで、本研究では ii) の課題を解決するべく 3点曲げ試験片に対し、先の CT 試験片[15]同様、(1) W と公称 K 値を一定とし B/W を変化させた弾性有限要素解析(FEA), (2) W と K_{max} を一定とし $B/W = 0.25, 0.4, 0.5$ と変化させた弾塑性 FEA, (3) S55C, $W = 25$ mm の破壊靱性試験を常温にて行なうことにした。

2. T-stress

モード I 型荷重を受ける、き裂を有する等方弾性体中き裂先端における応力分布を級数展開すると、各応力成分が次式のように表されることが知られている[17]。ただし、ここではき裂前縁上の評価を行う A 点を原点とし、その点に対する接線を x_3 軸、 x_3 軸に直交する平面上、原点を含みき裂深さ方向を x_1 軸、これに直交する方向を x_2 軸としている(Fig. 1)。

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \tau_{12} \\ \tau_{23} \\ \tau_{31} \end{Bmatrix} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \begin{Bmatrix} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \\ \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \\ 2\nu \cos \frac{\theta}{2} \\ \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} T_{11} \\ 0 \\ T_{33} \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (1)$$

この T_{33} は 3次元き裂では、 E をヤング率、 ν をポアソン比として、式(2)のような関係があることが知られている[17]。

$$T_{33} = E\varepsilon_{33} + \nu T_{11} \quad (2)$$

3. FEA

3.1 弾性解析

実験による確認も行なうことを念頭に置き、ASTM E399[14]に準拠した Fig. 2 のような試験片に対する弾性 FEA を行った。板幅 W についてはすべての場合に 25 mm とし、板厚 B については ASTM 標準の $B/W = 0.5$ 以外に、 $B/W = 0.25, 0.4$ の合計 3 種類の試験片形状(サイドグループ付き; 正味板厚 $B_N = 0.8 B$)を検討した。き裂長さ a についてはすべての

試験片について、ASTM 標準通り、 $a/W = 0.5$ とした。

解析には 20 節点六面体のメッシュを使用し、対称性を考慮し 1/4 領域の解析を行った (Fig. 3(a))。き裂先端には特異要素を使用し、その寸法 Δl は $\Delta l/a = 0.001$ とし、き裂先端のス파이ダウェブの半径を $20\Delta l$ とした (Fig. 3(b))。材料定数については、 $E = 206$ GPa, $\nu = 0.3$ とした。

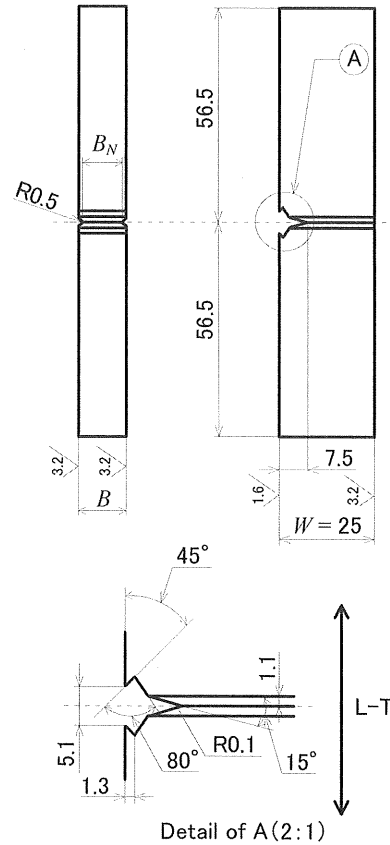
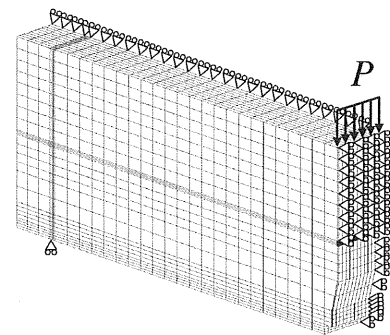
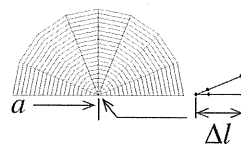


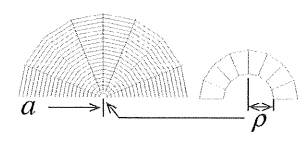
Fig. 2 3PB test specimen configuration



(a) Global mesh



(b) Detail of crack tip for elastic analysis



(c) Detail of crack tip for elastic-plastic analysis

Fig. 3 Finite element model of 3PB test specimen

荷重については、 B/W によらず、ASTM E399[14]に与えられている次式により求まる公称(二次元)K値 $K_0 = 1 \text{ MPa m}^{1/2}$ となるよう定めた。

$$K = \frac{PS}{\sqrt{BB_N} W^{3/2}} f\left(\frac{a}{W}\right) \quad (3)$$

ここに

$$f\left(\frac{a}{W}\right) = 3\sqrt{\frac{a}{W}} \cdot \frac{1.99 - \left(\frac{a}{W}\right)\left(1 - \frac{a}{W}\right)\left[2.15 - 3.93\frac{a}{W} + 2.7\left(\frac{a}{W}\right)^2\right]}{2\left(1 + 2\frac{a}{W}\right)\left(1 - \frac{a}{W}\right)^{3/2}} \quad (4)$$

であり、具体的には $B/W = 0.5, 0.4, 0.25$ に対応し、 $P = 0.17, 0.14, 0.09 \text{ kN}$ とした。

K 値については FEA 結果をもとに領域積分法、 T_{11} -stress については Nakamura らが提案している領域積分法と干渉積分法を組み合わせた手法[17]により評価した。

Fig. 4 に板厚中央における無次元 K, T_{11}, T_{33} (それぞれ $K/K_0, \beta_{11}, \beta_{33}$) の B/W による変化を示す。Fig. 4 より、三次元解析結果であっても、 $K/K_0, \beta_{11}$ については、面内パラメータであり当然予想されたように B/W の影響をほとんど受けていないことが読み取れる。

一方、 β_{33} は B/W の増加に対応し有意な変化を示しており、板厚の増加に対応してき裂先端の面外拘束が増加していく様子が読み取れた。そこで、破壊靱性値に対する板厚効果を表現する力学パラメータとしてこの T_{33} -stress を使用することを念頭に置き、新たに $B/W = 0.6, 0.8, 1.0$ についても解析を行い、板厚中央の β_{33} の絶対値と B/W の関係を両対数表示し、Fig. 5 に示した。Fig. 5 を見ると、 $B/W = 0.5$ (標準) よりも板厚が薄くなると β_{33} が直線的に大きくなり (負の値で絶対値は増加)、概略 $|\beta_{33}| \propto B^{-1}$ のような関係が読み取れ、逆に厚くなると B/W がある値以上で一定値 (零) に収束していきそうであるという傾向が読み取れた。これは、板厚が小さくなると破壊靱性値が大きくなり、一方ある一定値以上の板厚で破壊靱性値が一定になるという、周知の傾向と対応しているように思われた。上記の傾向について CT 試験片に対しても見受けられたものである [15]。

従って、破壊靱性値の板厚依存性について、 $J_c \propto B^{(-1/2)}$ のような関係があり [16]、 $|T_{33}| \propto B^{(-1)}$ ($T_{33} < 0$) が成り立つ範囲においては $J_c \propto |T_{33}|^{1/2}$ のような表現が可能であろうと考えた。

ただ、今回の T_{33} -stress 解析は、前述のように B/W によらず公称 K_0 をそろえたものであり、式(5)のような表現が可能であるためには公称最大 K 値 K_{\max} をそろえた条件での弾塑性解析結果で $J_{c \text{ FEA}} \propto B^{(-1/2)}$ のような関係が得られることが必要であると考えた。そこで、以下のような弾塑性解析を行うことにした。

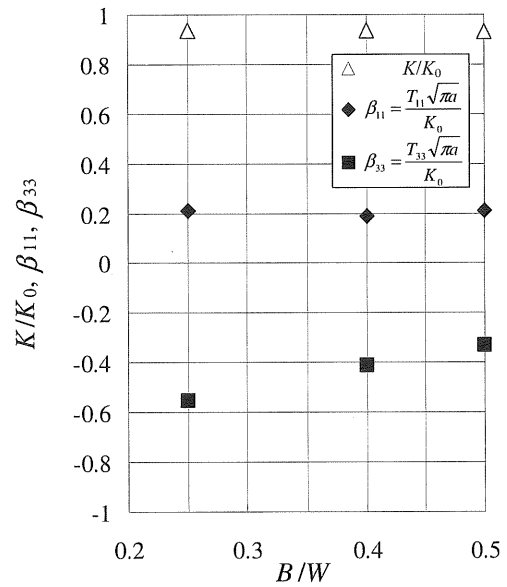


Fig. 4 Comparison of normalized K, T_{11} and T_{33} at 3PB test specimen thickness center for a load corresponding to nominal SIF of $K_0 = 1 \text{ MPa m}^{1/2}$ ($\nu = 0.3$)

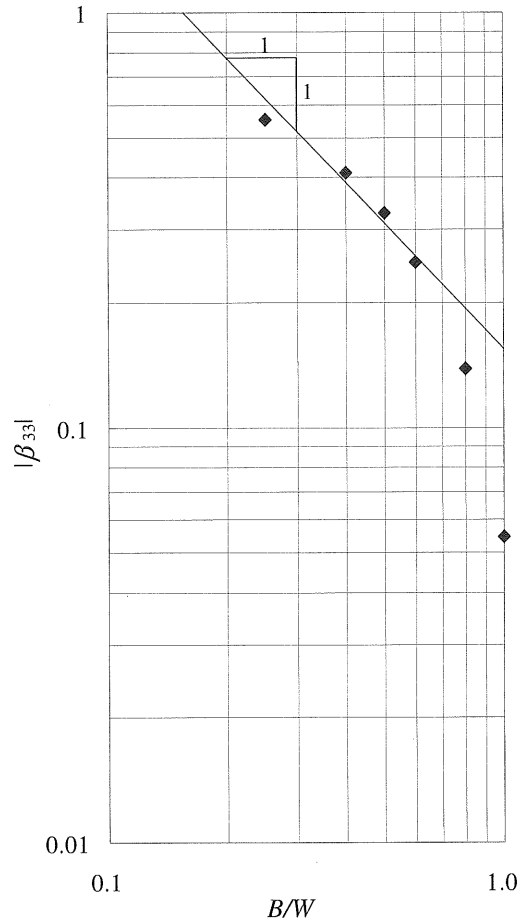


Fig. 5 Relationship between $|\beta_{33}|$ at 3PB test specimen thickness center and B/W , for a load corresponding to nominal SIF of $K_0 = 1 \text{ MPa m}^{1/2}$ ($\nu = 0.3$)

3.2 弾塑性解析

弾塑性解析に用いたモデルは、基本的に弾性解析に使用したものの同じであるが、大ひずみ解析を行うべく、き裂先端については Fig. 3(c) に示す半径 $\rho = 0.0125 \text{ mm}$ の円弧を入れた。

材料の応力、ひずみ関係を、供試材の引張試験のデータより式(5)に示す Ramberg-Osgood 近似を行い、式中の定数 $\alpha = 1.61, n = 6.90$ を使用した。

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad (5)$$

荷重については、CT 試験片の破壊靱性試験結果より、 B/W によらず破断時の公称 $K_{\max} = 66 \text{ MPa m}^{1/2}$ であった[15] ことも参考とし、今回の 3 点曲げ試験についてもまずは B/W によらず、式(3)にて $K_{\max} = 66 \text{ MPa m}^{1/2}$ となるように設定した。具体的には、 $B/W = 0.5, 0.4, 0.25$ に対応し、 $P_{\max} = 11, 8.8, 5.5 \text{ kN}$ とした。

弾塑性解析で得られた破壊靱性値 $J_{c \text{ FEA}}$ を $K_{\max}, E' = E/(1-\nu^2)$ で無次元化したものと B/W の変化を両対数表示させたものを Fig. 6 に示す。CT 試験片についての解析結果[15]も併せて示した。Fig. 6 を見ると、3 点曲げ、CT 試験片ともに $J_{c \text{ FEA}} \propto B^{(-1/2)}$ のような関係が読み取れ、公称 K_{\max} 一定の条件がほぼ満足されるならば解析によっても破壊靱性値の板厚効果が $J_c \propto B^{(-1/2)} \propto |T_{33}|^{1/2}$ ($0.25 \leq B/W \leq 0.5$) と表しうることが確認できた。また、 K_{\max} 一定ではあるが、 $J_{c \text{ FEA}}$ は各 B/W に対し試験片の種類により明瞭な差異が現れており、破壊靱性値 J_c が試験片の種類による差についても T_{33} により説明が可能ではないかと考えた。

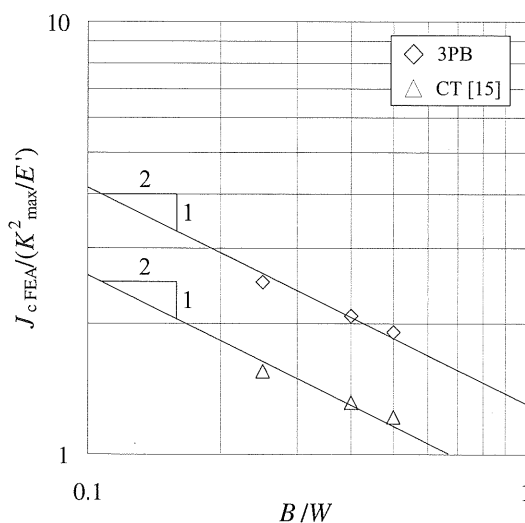


Fig. 6 Relationship between normalized $J_{c \text{ FEA}}$ and B/W

4. 破壊靱性試験

4.1 破壊靱性試験片形状

Fig. 2 に示すような ASTM E399[14] で規定される 3 点曲げ試験片形状を基本とし、板幅 W についてはすべての場合に 25 mm とし、板厚 B については ASTM

標準の $B/W = 0.5$ 以外に、 $B/W = 0.25, 0.4$ の合計 3 種類の試験片形状(サイドグループ付き; 正味板厚 $B_N = 0.8 B$)を用意した。き裂長さ a についてはすべての試験片について、ASTM 標準通り、疲労予き裂を導入することにより $a/W = 0.45 \sim 0.55$ に入るように準備した。各試験片形状につき、5 本の試験を行った。

4.2 供試材

CT 試験片にて破壊靱性試験を行なった同ロットの JIS S55C 材を用いた[15]。これは常温にて遷移温度域にあることを念頭に置き、JIS S55C 材を $850 \text{ }^\circ\text{C}$ で焼入れ、 $650 \text{ }^\circ\text{C}$ で焼戻し、試験に供したものである。供試材の成分分析結果は、C: 0.54 %, Si: 0.18 %, Mn: 0.64 %, P: 0.018 %, S: 0.002 %, そして Cu, Ni, Cr はともに 0.01 % であった。機械的性質については、降伏応力 $\sigma_{YS} = 428 \text{ MPa}$, 引張強さ $\sigma_B = 691 \text{ MPa}$, 破断伸びは 26.5 % である。試験温度は $20 \text{ }^\circ\text{C}$ (遷移温度域) とした。

4.3 実験結果

実験結果を Table 1 に示す。また、Fig. 7 に典型的な荷重、荷重線開口変位曲線を示す。いずれの場合も、この図に示すように、最大荷重 P_c と ASTM E399[14] で定義される P_Q が $P_c/P_Q < 1.1$ の条件を満足せず、ASTM E399[14] での平面ひずみ破壊靱性値としては扱えなかった。そこで、破壊靱性値を ASTM E1820[18] に従い、荷重-荷重線開口変位曲線から算出される J_c により整理した。表中の K_c は P_c に対応する K 値を先の式(3)により算出したものである。

Table 1 Results of Fracture Toughness Testing

| B/W | Serial No. | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 |
|-------|---------------------------|-------|-------|-------|-------|-------|
| 0.25 | a/W | 0.54 | 0.51 | / | 0.50 | 0.52 |
| | $P_c \text{ kN}$ | 4.86 | 4.40 | | 5.52 | 5.16 |
| | $K_c \text{ MPa m}^{1/2}$ | 64.39 | 54.21 | | 65.93 | 64.34 |
| | $J_c \text{ N/mm}$ | 36.12 | 17.00 | | 45.60 | 27.99 |
| 0.4 | a/W | 0.51 | 0.50 | 0.52 | 0.53 | 0.51 |
| | $P_c \text{ kN}$ | 8.62 | 8.64 | 7.52 | 9.09 | 8.40 |
| | $K_c \text{ MPa m}^{1/2}$ | 64.68 | 63.32 | 59.58 | 73.86 | 63.43 |
| 0.5 | $J_c \text{ N/mm}$ | 30.93 | 30.61 | 20.37 | 41.69 | 26.99 |
| | a/W | 0.50 | 0.50 | 0.52 | 0.51 | 0.51 |
| | $P_c \text{ kN}$ | 10.94 | 11.21 | 11.15 | 10.80 | 10.77 |
| | $K_c \text{ MPa m}^{1/2}$ | 65.25 | 67.44 | 69.74 | 65.64 | 65.82 |
| | $J_c \text{ N/mm}$ | 33.19 | 33.84 | 42.05 | 31.36 | 30.60 |

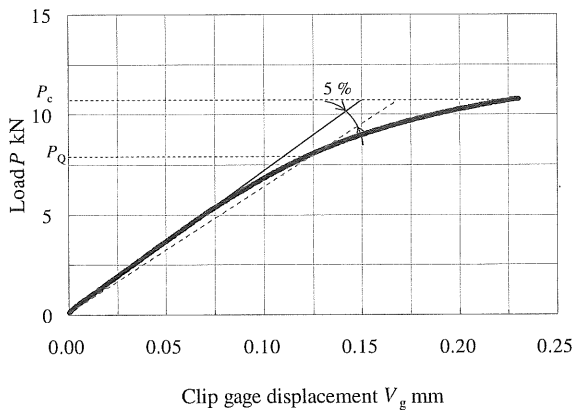


Fig. 7 Typical load-displacement (P-V) curve for 3PB specimen ($B/W = 0.5$, test piece no.4)

次に、破壊靱性値 J_c と公称 $K_{max} = 66 \text{ MPa m}^{1/2}$ に対する弾塑性解析からの $J_{c \text{ FEA}}$ と B/W の関係を両対数表示させ、Fig. 8 に示す。この J_c については、Table 1 の実測き裂長さを反映したものになっている。Fig. 8 より、 J_c のばらつきは大きいものの CT 試験片同様、S55C の破壊靱性値 $J_{c \text{ exp}}$ 及び $J_{c \text{ FEA}}$ が板厚 B の $(-1/2)$ 乗に比例していると言えそうである。

なお、Table 1 の K_c に着目すると、CT 試験片と同様に、 B/W によらず (J_c は変化しているが)、 K_c の差異は総じて小さいという結果が得られた。

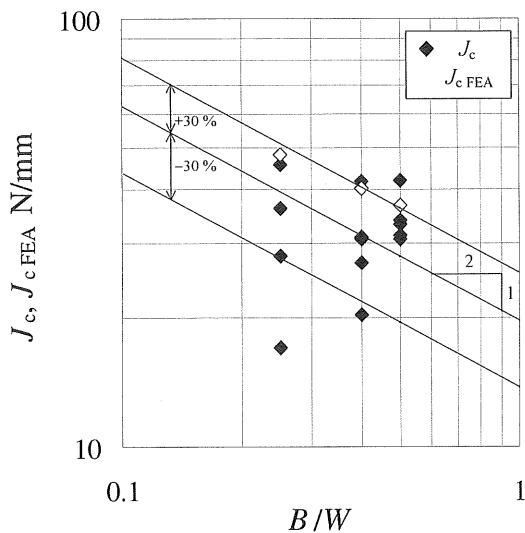


Fig. 8 Relationship between J_c , $J_{c \text{ FEA}}$ and B/W for 3PB specimen (S55C)

Fig. 9 は、Fig. 8 の横軸を $K_{max} = 66 \text{ MPa m}^{1/2}$ に対する試験片板厚中央の T_{33} で書き直し、併せて CT 試験片に対する実験結果[15]を追記したものである。Fig. 10 は Fig. 9 の縦軸を公称 K_{max} に対する弾性 $J = (K_{max}/E')$ により無次元化し、横軸を $|\beta_{33}| = |T_{33}|(\pi a_n)^{1/2}/K_{max}$ として無次元化したものである。ここでは公称き裂長さ $a_n = 12.5 \text{ mm}$ とした。Fig. 9, 10

より J_c の試験片構造の差異 (CT, 3 点曲げ), そして板厚比 B/W の差をともに加味して、 $J_c \propto |T_{33}|^{1/2}$ ($0.25 \leq B/W \leq 0.5$), そして S55C については $J_c = 3 \cdot |T_{33}|^{1/2}$ として表されることが読み取れる。

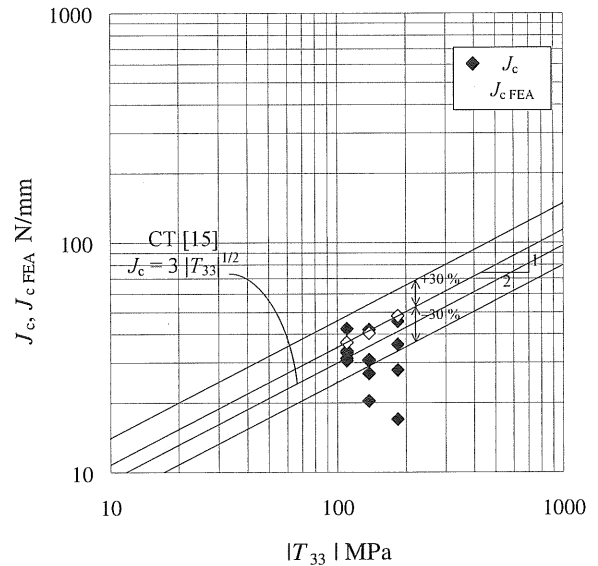


Fig. 9 Relationship between J_c , $J_{c \text{ FEA}}$ and $|T_{33}|$ for 3PB specimen (S55C)

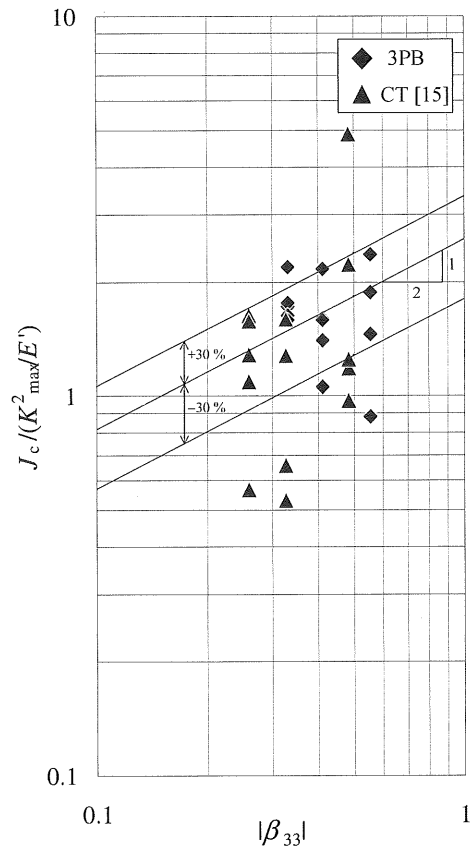


Fig. 10 Relationship between J_c and $|\beta_{33}|$ for 3PB and CT specimen (S55C)

5. 考察

Fig. 9, 10 より, 現時点では S55C, そして $B/W=0.25\sim 0.5$ という制約付きではあるが, 破壊靱性値 J_c の試験片構造の差異 (CT, 3点曲げ), そして板厚比 B/W の差をともに加味して, $J_c \propto |T_{33}|^{1/2}$ として表しうる可能性を指摘した. 今後, 他の材料, 他の試験片形状, そして $|T_{33}| \propto B/W$ の直線関係から外れるような領域についての検討が必要となるが, $|T_{33}|$ は J_c の試験片構造, 板厚依存性を包括して表現しうる可能性を示すことができたと考え.

ところで, T_{33} が J_c の試験片構造, 板厚依存性を包括して表しうる根拠として, T_{33} を評価する式 (2) にて, i) T_{11} は二次元構造のみに依存する面内パラメータであり, B/W によらずほぼ一定である (Fig. 11 および [15]), 一方 ii) $E\varepsilon_{33}$ は平面ひずみ状態では零に近づくものであり, Fig. 12 に示すように二次元構造によらず, B/W に依存する, ことから説明できると考える. J_c の試験片構造依存性については, T_{11} に着目した研究が多数行われていることから, 今後は試験片板厚中央の ε_{33} と J の関係に着目した解析的な研究も必要となろう.

6. 結言

本研究では破壊靱性値に対する板厚効果の表現を試みるために, き裂先端の板厚方向の弾性力学パラメータ T_{33} -stress に着目した. そして, 3点曲げ試験片に対し, 先の CT 試験片 [15] 同様,

- (1) W と公称 K 値を一定とし B/W を変化させた FEA
- (2) W と K_{max} を一定とし $B/W = 0.25, 0.4, 0.5$ と変化させた弾塑性 FEA
- (3) S55C, $W = 25$ mm の破壊靱性試験を常温にて実施

した. その結果, 現時点では S55C, そして $B/W=0.25\sim 0.5$ という制約付きではあるが, 破壊靱性値 J_c の試験片構造の差異 (CT, 3点曲げ), そして板厚比 B/W の差をともに加味して, $J_c = 3 \cdot |T_{33}|^{1/2}$ として表しうることを示した. 今後, 他の材料, 他の試験片形状, そして $|T_{33}| \propto B/W$ の直線関係から外れるような領域についての検討が必要となるが, $|T_{33}|$ は J_c の試験片構造, 板厚依存性を包括して表現しうる可能性を示すことができたと考え.

謝辞

この研究の一部は独立行政法人原子力安全基盤構の原子力安全基盤調査提案公募研究の一環として実施された. ここに記して感謝する.

参考文献 省略

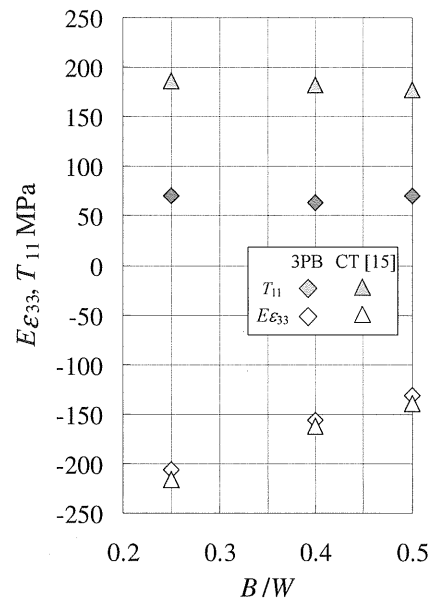


Fig. 11 Relationship between $E\varepsilon_{33}$, T_{11} and B/W for 3PB and CT specimen (S55C)

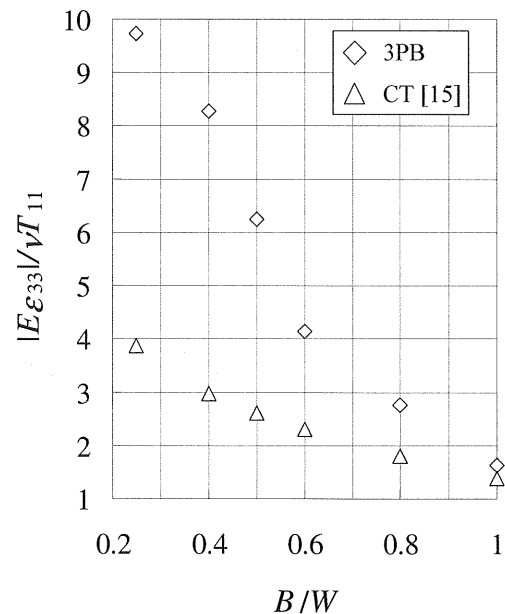


Fig. 12 Relationship between $|E\varepsilon_{33}|/\nu T_{11}$ and B/W for 3PB and CT specimen (S55C)