鑄造材料の静的および動的弾塑性破壊靱性試験 における試験片寸法の影響*

杉浦 伸康^{*1}, 山本 勇^{*2}, 小林 俊郎^{*2}

Specimen Size Effect in Static and Dynamic Fracture Toughness Test of Casting Materials

Nobuyasu SUGIURA, Isamu YAMAMOTO and Toshiro KOBAYASHI

The effect of specimen size on static and dynamic 3 point bend elastic-plastic fracture toughness in an aluminum casting alloy, JIS AC4CH-T6, and ferritic ductile cast iron is discussed. It is shown that the factor α in the ASTM valid criterion is 100 under static and dynamic loading conditions for AC4CH-T6 aluminum casting alloy and 66 under static loading and 160 under dynamic loading for ferritic ductile cast iron. The variation of α is considered to be related to the J_{IC}/σ_{fs} ratio in different materials under different loading conditions.

Key Words: Fracture Toughness, J -integral, Size Effect, Instrumented Charpy Impact Test

1. 緒 言

自動車や航空機などの交通機械および輸送機器の分野では、材料選択および設計において衝撃的な負荷をも想定し、安全性の確保に努めなければならない。しかし、自動車用材料として多用されている鑄造材料に関するこれらの検討データは極めて少ないのが現状である。一方、著者らは、計装化シャルピー衝撃試験によって簡便に動的破壊靱性を計測するCAI(computer aided instrumented Charpy impact testing)システムを完成し、多くの報告を行ってきた⁽¹⁾。しかし、ここで得られる値の妥当性については、なお検討の余地が残されている。このため、原子炉压力容器用鋼 ASTM A508cl. 3 鋼に関して、特に動的破壊靱性試験における試験片寸法効果について詳細に検討し、その結果、正当な J_{IC} 値を得るために JSME S 001 および ASTM E 813 で規定されている式(1)の valid 基準式⁽²⁾⁽³⁾の係数 α が、静的負荷条件下では試験片厚さ B およびリガメント幅 b_0 に関して $\alpha=25$ であるのに

対して、動的負荷条件下では b_0 に関して $\alpha=20$ および B に関して $\alpha=28$ と変化することを報告した⁽⁴⁾。

$$B, b_0 \geq \alpha \left(\frac{J_{in}}{\sigma_{fs}} \right) \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 J_{in} はき裂発生点までの J 積分値であり、式(1)を満足する場合に J_{IC} 値とみなすことができる。また、 σ_{fs} は流動応力である。しかし、このような結果が他の材料、特に延性の乏しい鑄造材料ではどのようなものかはその普遍性に関係して極めて興味深い課題といえる。本研究はそのような視点から行ったものである。

2. 実験方法

2.1 供試材および試験片 供試材は JIS AC4CH アルミニウム合金鑄物に T 6 処理(808 K で 8 h の溶体化処理後、433 K で 4.5 h の時効処理)を施したものおよび、底幅 40 mm の砂型 Y ブロックに鑄込んだ球状黒鉛鑄鉄にフェライト化二段焼なまし処理(1173 K で 3 h のオーステナイト化処理後、1023 K で 3 h 保持した後に炉冷)を施したものである。それらの化学組成および力学的特性をそれぞれ表 1 から表 4 に示す。試験片はすべて三点曲げ試験片を用い、両供試材ともに、試験片厚さ B の影響を調査する目的で表 5

* 原稿受付 1996 年 3 月 25 日。

^{*1} 正員、豊橋技術科学大学大学院 (〒441 豊橋市天伯町雲雀ヶ丘 1-1) [現：(株)高岳製作所]。

^{*2} 正員、豊橋技術科学大学工学部

に示す試験片シリーズおよびリガメント幅 b_0 の影響を調査する目的で表 6 に示す試験片シリーズを準備した。すべての試験片について、スパン間隔 S は $S/W=4$ (W は試験片幅) とし、また、初期き裂長さ a_0 が $a_0/W=0.5$ となるように疲労予き裂を導入した。さ

らに、 $W=B$ 形の試験片の一部に、 B の大きさの 10% に相当する深さのサイドグループ⁽³⁾ を試験片の両側面に導入した試験片シリーズ (以下、20% S. G. 試験片) を準備して動的試験に供した。

2・2 静的および動的三点曲げ弾塑性破壊靱性試験
静的試験は JSME S001 に準拠し⁽³⁾、容量 98 kN のインストロン形万能試験機 [JT トーシ (株) 製, SC-10 形] を用いて室温で行った。また、き裂発生源の検出法としては直流電位差法を用いた⁽³⁾。負荷速度 V_0 は、式 (2)⁽⁵⁾ で表される初期状態でのき裂先端のひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ が一定となるように設定した。

$$\dot{\epsilon} = \frac{6WQV_0}{S^2} \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 Q は塑性応力集中係数で、 $Q=2.57$ とし

Table 1 Chemical composition of AC4CH-T6 aluminum casting alloy [mass%]

Cu	Si	Mg	Fe	Ti	Mn	Zn	Na	Al
0.01	7.1	0.35	0.12	0.12	0.00	0.00	0.0032	bal.

Table 2 Chemical composition of ferritic ductile cast iron [mass%]

C	Si	Mn	P	S	Mg
3.38	2.55	0.21	0.024	0.011	0.039

Table 3 Mechanical properties of AC4CH-T6 aluminum casting alloy

Yield strength σ_y (MPa)	Tensile strength σ_B (MPa)	Elongation (%)	Reduction of area (%)
191	294	10	25

Table 4 Mechanical properties of ferritic ductile cast iron

Yield strength σ_y (MPa)	Tensile strength σ_B (MPa)	Elongation (%)	Reduction of area (%)
212	352	15	25

Table 5 Specimen series of various thickness

Specimen width W (mm)	10	10	10	10
Specimen thickness B (mm)	3	5	10	15
Span length S (mm)	40	40	40	40
Cross-head speed V_0 (mm/min)	0.10	0.10	0.10	0.10
Nominal strain rate $\dot{\epsilon}$ (s^{-1})	1.61×10^{-4}	1.61×10^{-4}	1.61×10^{-4}	1.61×10^{-4}
Impact velocity V_0 (m/sec)	1.55	1.55	1.55	1.55
Nominal strain rate $\dot{\epsilon}$ (s^{-1})	1.50×10^2	1.50×10^2	1.50×10^2	1.50×10^2

Table 6 Specimen series of various size

Specimen width W (mm)	5	10	15	20
Specimen thickness B (mm)	5	10	15	20
Span length S (mm)	20	40	60	80
Cross-head speed V_0 (mm/min)	-	0.10	0.15	0.20
Nominal strain rate $\dot{\epsilon}$ (s^{-1})	-	1.61×10^{-4}	1.61×10^{-4}	1.61×10^{-4}
Impact velocity V_0 (m/sec)	1.64	1.55	1.54	2.08
Nominal strain rate $\dot{\epsilon}$ (s^{-1})	3.16×10^2	1.50×10^2	0.99×10^2	1.00×10^2

た⁽⁵⁾、表5に各試験片についての荷重速度を示す。

動的試験はCAIシステム⁽¹⁾⁽⁶⁾⁽⁷⁾により行った。 $W(=B)$ が15 mm以上、10 mmおよび5 mm以下の試験片についてそれぞれ容量490 J、98 Jおよび14 Jの計装化シャルピー衝撃試験機を用いて室温で行った。き裂発生点の検出はコンプライアンス変化率法⁽⁶⁾⁽⁷⁾により行った。衝撃速度 V_0 はハンマの減速を初速度の20%以下とするため、 $W=B$ 形の試験片について式(3)⁽⁶⁾のエネルギー条件を満足するように決定した。

$$E_{app} \geq 3E_t \quad \dots\dots\dots (3)$$

ここで、 E_{app} は付加エネルギー、 E_t は全吸収エネルギーである。表6に各試験片についての衝撃速度および式(1)により算出された $\dot{\epsilon}$ を示す。

2.3 J_{in} 値および σ_{fs} の評価法 J_{in} 値は、JSME S001に従って式(4)⁽²⁾⁽³⁾により算出した。

$$J_{in} = \frac{(1-\nu^2)K_{in}^2}{E} + \frac{2E_{i(pl)}}{Bb_0} \quad \dots\dots\dots (4)$$

ここで、 K_{in} はき裂発生時の応力拡大係数、 $E_{i(pl)}$ はき裂発生点までの吸収エネルギーの塑性成分、 ν はポアソン比、 E はヤング率であり、AC4CH-T6アルミニウム合金鋳物について $\nu=0.3$ 、 $E=72.5$ GPa およびフェライト基地球状黒鉛鋳鉄について $\nu=0.3$ 、 $E=163$ GPa とした。なお、山田ら⁽⁸⁾⁽⁹⁾ は、フェライト基地球状黒鉛鋳鉄の妥当な破壊靱性評価パラメータとして $J_{(mid)}$ を提案しており、その値について、直流電位差法およびコンプライアンス変化率法により検出したき裂発生点に対応する J_{in} 値の約1.3倍であることを報告している。本研究では、 $J_{(mid)}$ における試験片寸法効果については取り扱っていないが、 J_{in} 値は過小評価されている可能性があることに注意する必要がある。

る。また、降伏荷重 P_y および最大荷重 P_m を Server⁽¹⁰⁾ により提案された式(5)に代入して流動応力 σ_{fs} を算出した。

$$\sigma_{fs} = \frac{S}{1.402Bb_0^2} \frac{P_y + P_m}{2} \quad \dots\dots\dots (5)$$

式(5)は、三点曲げ試験片の全面降伏荷重から一軸引張応力を推定する式である。ただし、AC4CH-T6アルミニウム合金鋳物については、式(5)の係数を、Misesの降伏条件を仮定して $\sqrt{3}/2$ 倍した値を用いて算出した⁽¹¹⁾。なお、20% S.G. 試験片に関しては、試験片厚さ B を正味試験片厚さ B_N として取り扱った⁽³⁾。

2.4 破面観察 試験後の一部の試験片について、走査形電子顕微鏡 [SEM, (株)日立製, S-2300 形] を用いて破壊形態を観察した。

3. 結果および考察

3.1 試験片厚さの影響 静的荷重および動的荷重の両条件下で $W=10$ mm に固定し、 B のみを独立して変化させた場合の J_{in} 値の変化を図1および図2に示す。図1はAC4CH-T6アルミニウム合金鋳物について、図2はフェライト基地球状黒鉛鋳鉄についての結果である。図1の動的荷重の $B=15$ mm の試験片を除けば、 B の減少に伴い静的および動的荷重ともに J_{in} 値が低下していることがわかる。また、各試験片について求めた σ_{fs} の変化は、両供試材の静的および動的荷重の両条件下でそれぞれ J_{in} 値の変化とほぼ対応していることが確認された。したがって、図1および図2に示した J_{in} 値の変化は、 σ_{fs} 値、つまり荷重成分の変化の影響を受けた結果であるといえる。

以上の結果は、著者らが以前に調査した A508cl. 3

Fig. 1 Changes in J_{in} value with thickness in AC4CH-T6 aluminum casting alloy

Fig. 2 Changes in J_{in} value with thickness in ferritic ductile cast iron

鋼の結果⁽⁴⁾と一致し、 B の減少に伴う平面ひずみ状態から平面応力状態への移行による荷重成分の低下が考えられる。なお、本実験で取り扱った鋳造材料では、A508cl.3鋼の場合に観察されたような、平面応力状態での破壊形態である傾斜破壊(シェアリップ)は観察されなかった。しかし、山田らは、球状黒鉛鋳鉄の弾塑性破壊靱性試験において、延性安定き裂が試験片板厚中央部より発生した後、部分的進展により板厚方向全域に拡張していくことを報告している⁽⁸⁾。したがって、平坦な延性破壊しか示さない鋳造材料においても、負荷中の変形過程において試験片表面近傍で平面応力状態が支配的であることが考えられるため、延性安定き裂が発生する直前までは、傾斜破壊と平坦破壊の混合解析⁽¹²⁾⁽¹³⁾により荷重成分の変化が式(6)のように説明されると便宜的に仮定することとする。

$$J_{\text{plane strain}} = J / \left\{ 1 - \left(1 - \frac{1}{m'} \right) \frac{2B_s}{B} \right\} \dots\dots\dots (6)$$

ここで、 m' は塑性拘束係数であり、白鳥ら⁽¹³⁾の数値

解析によれば、 $a_0/W=0.5$ の三点曲げ試験片に対して $m'=1.44$ である。また、 B_s は平面応力状態が支配的な領域の厚さである。図1および図2中には、各試験片により求めた J_{in} 値の変化を式(6)により近似して $J_{in \text{ plane strain}}$ 値および B_s の値を求めた結果を示している。ここで求めた B_s の値は、後にvalid基準を決定するために使用する。

3・2 リガメント幅の影響 静的および動的負荷の両負荷条件下で $W=B$ 形の試験片を用いて、 b_0 を変化させた場合の J_{in} 値および σ_{fs} の変化を図3および図4に示す。図3はAC4CH-T6アルミニウム合金鋳物について、図4はフェライト基地球状黒鉛鋳鉄についての結果である。 b_0 の減少に伴い静的および動的負荷ともに J_{in} 値が低下しており、 b_0 が減少するほどその低下は顕著である。なお、サイドグループの導入は、一般に試験片の塑性拘束を高めると考えられており、試験片内部で均一な平面ひずみ状態を実現するために使用されるが、図3および図4中に示した20%

Fig. 3 Changes in J_{in} value with ligament width in AC4CH-T6 aluminum casting alloy

Fig. 5 Valid conditions concerning ligament width in AC4CH-T6 aluminum casting alloy

Fig. 4 Changes in J_{in} value with ligament width in ferritic ductile cast iron

Fig. 6 Valid conditions concerning ligament width in ferritic ductile cast iron

S. G. 試験片から求めた J_{in} 値は、20% S. G. を導入していない試験片とほぼ同様な変化を示しており、その効果はほとんどないといえる。なお、 J_{in} 値算出の際の試験片厚さ B を種々提案されている有効板厚 $B_e^{(14)}$ とすれば、 J_{in} 値の大きさを補正することができると考えられるが、 b_0 の変化に伴う J_{in} 値の変化に影響を及ぼすほどの効果はないと考えられる。

3.3 valid 基準に関する考察 b_0 を変化させた場合の J_{in}/σ_{fs} の変化を図5および図6に示す。図5はAC4CH-T6 アルミニウム合金鑄物について、図6はフェライト基地球状黒鉛鑄鉄についての結果である。図5および図6中には規格における valid 基準、つまり $\alpha=25$ とした場合の式(1)を示しているが、AC4CH-T6 アルミニウム合金鑄物に対しては静的および動的負荷ともに式(1)における係数 α を $\alpha=100$ としなければ、またフェライト基地球状黒鉛鑄鉄に対しては静的負荷において $\alpha=66$ 、動的負荷において $\alpha=160$ としなければ一定の J_{in} 値を得られないということが示唆される。

一方、 B の valid 基準については、著者らはA508cl.3 鋼の場合に式(6)から $J/J_{\text{plane strain}} \geq 0.884$ という条件が valid 基準を決定する条件となるという結果を得ている⁽⁴⁾。なお、A508cl.3 鋼の場合には、各試験片について B_s の大きさを試験片表面近傍でストレッチングが抑制されている領域の厚さとして測定し、 B_s が B に依存しないものの、 b_0 にほぼ比例して変化することを確認している。つまり、 $B_s/b_0 \approx \text{const.}$ であり、式(6)を式(7)のように書換えると $J/J_{\text{plane strain}}$ 比は B/b_0 比の関数となるといえる。

$$\frac{J}{J_{\text{plane strain}}} = 1 - 2 \left(1 - \frac{1}{m} \right) \frac{B_s}{b_0} \frac{B}{b_0} \dots\dots\dots (7)$$

したがって、前述の $J/J_{\text{plane strain}} \geq 0.884$ を満足する B/b_0 比を有する試験片であれば、 B に依存しない J_{in} 値を評価できると考えられるが、valid 基準を式(1)の表現で用いる場合の B に関する係数 α を便宜的に b_0 に関する係数 α と B/b_0 比の積として以下のように算出する。

AC4CH-T6 アルミニウム合金鑄物については、式(6)の関係と図1から $b_0=5 \text{ mm}$ のとき静的負荷で $B_s=1.316 \text{ mm}$ および動的負荷で $B_s=0.639 \text{ mm}$ として、 $J/J_{\text{plane strain}} \geq 0.884$ を満足する B/b_0 比が静的負荷の場合に $B/b_0 \geq 1.39$ および動的負荷の場合に $B/b_0 \geq 0.67$ と導かれた。したがって式(1)の b_0 に対する係数 α が静的および動的負荷ともに $\alpha=100$ であるので、 B に対する係数 α は静的負荷の場合 $\alpha=100 \times 1.39 \approx 139$ 程度、動的負荷の場合 $\alpha=100 \times 0.67 \approx 67$ と

なる。

また、フェライト基地球状黒鉛鑄鉄について、同様に整理すると、式(6)の関係と図2から $b_0=5 \text{ mm}$ のとき静的負荷で $B_s=0.916 \text{ mm}$ および動的負荷で $B_s=1.545 \text{ mm}$ として、 $J/J_{\text{plane strain}} \geq 0.884$ を満足する B/b_0 比が静的負荷の場合に $B/b_0 \geq 0.97$ および動的負荷の場合に $B/b_0 \geq 1.63$ と導かれた。したがって式(1)の b_0 に対する係数 α が静的負荷の場合に $\alpha=66$ および動的負荷の場合に $\alpha=160$ であるので、 B に対する係数 α は静的負荷の場合 $\alpha=66 \times 0.97 \approx 64$ 程度、動的負荷の場合 $\alpha=160 \times 1.63 \approx 260$ となる。

ただし、これらの B に関する結果は図1および図2に示している B に対する J_{in} 値の変化から推定した B_s の値に基づいているため、その信頼性を検討するにはさまざまな b_0 の試験片に対して同様な B に対する J_{in} 値の変化を調査する必要があると考えられる。また、山田らにより提案された $J_{(mid)}$ が J_{in} 値の約1.3倍⁽⁸⁾⁽⁹⁾の値であることを考慮すれば、フェライト基地球状黒鉛鑄鉄に関して決定された係数 α の値はそれぞれ、1.3分の1にまで緩和されるものと考えられる。

いずれにしても、このように高い α の値が得られた点に関する物理的意義は今後検討されなければならないが、おそらく主き裂先端でのプロセスゾーンがこのような鑄造材料ではマイクロクラック生成などの影響でかなり拡張しているのではないかと推測している。したがって、プロセスゾーンの実態をこのような材料でも明確に把握する努力が今後必要であると考えられる。

3.4 供試材および負荷条件の相違による α 値の変化 3.4節では、著者らがA508cl.3 鋼で得た結果⁽⁴⁾も含めて、供試材および負荷条件の相違による b_0 の valid 基準式中の係数 α の変化について検討する。

供試材および負荷条件の相違を代表するパラメータとしては、まず、弾塑性破壊靱性 J_{IC} レベルが考えられる。そこで、各供試材について静的および動的負荷条件下における J_{IC} レベルをそれぞれ b_0 を変化させた各試験片について求めた最大の b_0 を有する試験片で得た J_{in} 値として定義し、 b_0 の valid 基準式中の係数 α との関係を整理した。その結果を図7に示す。 J_{IC} レベルと α 値の関係において J_{IC} レベルの低下とともに α 値は反比例的に上昇する傾向があることがわかる。Grellmann ら⁽¹⁵⁾も、高分子材料の動的三点曲げ弾塑性破壊靱性評価において J_{IC} 値と α 値の間に同様な相関を認めており、 α 値の決定の際の指針とすることを提案している。

また、Grellmann らは、き裂先端開口変位(CTOD)

 Fig. 7 Relationships between J_{IC} value and α value

 Fig. 8 Relationships between J_{IC}/σ_{fs} value and α value

δ に関する valid 基準についても考察しており、 δ の減少に伴うその valid 基準式中の係数が上昇するという相関を得ている⁽¹⁵⁾。ところで δ は、一般に、 J_{IC}/σ_{fs} とほぼ比例関係にあるパラメータであるとみなされる。したがって、 J_{IC}/σ_{fs} レベルと α 値の関係についても Grellmann らと同様な整理ができるものと考えられる。図8に J_{IC}/σ_{fs} レベルと b_0 の valid 基準式中の係数 α の関係を示す。 J_{IC}/σ_{fs} レベルの低下に伴い α 値は反比例的に上昇する傾向があることがわかる。また、AC4CH-T6 アルミニウム合金鑄物および球状黒鉛鑄鉄に相当する J_{IC}/σ_{fs} レベルにおける α 値の変化は図7における J_{IC} レベルと α 値の関係における変化よりも緩やかであり、 α 値の決定の際の指針とするには J_{IC} レベルを用いるよりも J_{IC}/σ_{fs} レベルを用いるほうが容易であると考えられる。ただし、そのためには、より多くの供試材および負荷条件に対して図8と同様な整理を行う必要があるといえる。また、 J_{IC}/σ_{fs} の大きさはプロセスゾーンの大きさと関連していると考えられているため、このような点からも、主き裂先端の塑性域やプロセスゾーンの実態を各材料ごとに明らかにして行く努力が今後必要であることが示唆される。

4. 結 論

供試材として AC4CH-T6 アルミニウム合金鑄物およびフェライト基地球状黒鉛鑄鉄を用いて、 W および B を種々変化させた三点曲げ試験片を用いて静的および動的弾塑性破壊靱性試験を実施し、 B あるいは b_0 の変化が J_{in} 値に及ぼす影響について調査し、さらに原子力炉圧力容器用鋼 A508cl. 3 鋼、AC4CH-T6 アルミニウム合金鑄物およびフェライト基地球状黒鉛鑄鉄について、静的および動的負荷条件下で得た

valid 基準式中の係数 α の変化について検討した結果、以下のことが示された。

(1) AC4CH-T6 アルミニウム合金鑄物について、 b_0 の valid 基準は式(1)の係数 α を静的および動的負荷ともに $\alpha=100$ としなければ一定の J_{in} 値が得られないことが示された。また、 B の valid 基準は係数 α が静的負荷で $\alpha=139$ および動的負荷で $\alpha=67$ 程度に変化すると考えられる。

(2) フェライト基地球状黒鉛鑄鉄について、 b_0 の valid 基準は式(1)の係数 α を動的負荷の場合に $\alpha=66$ および静的負荷の場合に $\alpha=160$ としなければ一定の J_{in} 値が得られないことが示された。また、 B の valid 基準は係数 α が静的負荷で $\alpha=64$ および動的負荷で $\alpha=260$ 程度に変化すると考えられる。

(3) 著者らが調査した供試材および負荷条件の範囲では、 J_{IC}/σ_{fs} レベルの低下に伴い α 値が上昇する傾向があることが示された。したがって、 α 値の決定の指針とするために、より多くの供試材および負荷条件に対して J_{IC}/σ_{fs} レベルと α 値の関係およびプロセスゾーンの実態を明らかにして行くことが望まれる。

本研究の遂行にあたり、供試材を提供していただいた旭テック(株)ならびに(株)栗本鉄工所に対して深甚なる謝意を表す。

文 献

- (1) 小林俊郎・山本勇, 日本金属学会報, 32(1993), 151-159.
- (2) Amer. Soc. Test. Mat., ASTM Standard E 813-88, Standard Test Method for J_{IC} , A MEASUREMENT OF FRACTURE TOUGHNESS, (1989).
- (3) 日本機械学会, JSME S 001 1992, 弾塑性破壊靱性 J_{IC} 試験方法, (1992).
- (4) 杉浦伸康・磯部英二・山本勇・小林俊郎, 鉄と鋼, 80(1994), 670-675.

- (5) Sandström, R. and Bergström, Y., *Met. Sci.*, **18**(1984), 177-186.
 - (6) 小林俊郎・山本勇・新家光雄, 鉄と鋼, **72**(1986), 2133-2140.
 - (7) 小林俊郎・山本勇・上村正樹, 鉄と鋼, **74**(1988), 903-909.
 - (8) 山田伸弥・小林俊郎, 機論, **58**-555, A(1992), 2088-2093.
 - (9) 山田伸弥・小林俊郎, 機論, **59**-557, A(1993), 88-93.
 - (10) Server, W. L., *J. Eng. Mater. Technol.*, **100**(1978), 183-188.
 - (11) 杉浦伸康・小林俊郎・山本勇・西戸誠志・林勝三, 軽金属, **45**(1995), 638-642.
 - (12) 三好俊郎・白鳥正樹, 機論, **48**-433, A(1982), 1136-1141.
 - (13) 白鳥正樹・三好俊郎・松下久雄, 数値破壊力学, (1980), 105, 実教出版社.
 - (14) 町田健司・菊地正紀・宮本博, 機論, **59**-557, A(1993), 150-155.
 - (15) Grellmann, W. and Seidler, S., *Int. J. of Fract.*, **68**(1994), 19-23.
-