

球状黒鉛鑄鉄における静的および 動的破壊靱性の評価*

山田 伸 弥*¹, 小林 俊 郎*²

Static and Dynamic Fracture Toughness of Ductile Cast Iron

Shinya YAMADA and Toshiro KOBAYASHI

In the present study, crack extension behavior and fracture toughness of ductile cast iron are examined by three-point bending tests with various detection methods of crack initiation under static and dynamic loading conditions. Loading on specimens is interrupted at various displacement points, and fracture surfaces of the specimens are observed by scanning electron microscopy (SEM). Each method is effective in detecting the strict crack initiation at the middle of specimen thickness under static and dynamic loading conditions. J (mid) is proposed to define the fracture toughness of ductile cast iron. Crack tip opening displacement (CTOD) under the dynamic loading condition is smaller according to the results of calculation and SEM observation. It is considered that crack initiation under the dynamic loading condition is accelerated since the plastic deformation cannot follow up deflection of the specimen.

Key Words: Fracture Toughness, J-Integral, Crack Opening Displacement, Ductile Cast Iron, Dynamic Fracture, Crack Initiation

1. 緒 言

現在, 原子力発電所を中心とする核燃料サイクルの一部として, 核燃料再処理工場の建設が進められている。これにともない, キャスク(使用済み核燃料輸送/中間貯蔵容器)の使用増加が予想され, その構成材料としてフェライト地球状黒鉛鑄鉄の適用が進められている⁽¹⁾。球状黒鉛鑄鉄製キャスクは, 肉厚 400 mm, 重量 100 ton におよぶ超厚肉鑄造品であるため, 従来の鑄鉄で行われてきた評価法では不十分であり, 鋼製構造物などに対して用いられている破壊靱性による安全性評価基準の確立が急務の課題となっている。特に, キャスクの場合には輸送中の事故に対する安全性の点から, 静的破壊靱性のみならず計装化衝撃試験法による動的破壊靱性の評価も重要視されている⁽²⁾。

ところで, 一般に球状黒鉛鑄鉄は弾塑性挙動を示すことから, 破壊靱性の評価には弾塑性破壊力学(J 積分, COD)に基づく弾塑性破壊靱性試験法の適用が最も妥当なものと考えられる⁽³⁾。しかしながら, 弾塑性破壊靱性評価に不可欠な延性き裂発生点は, 例えば鋼

においてはき裂鈍化過程の打切り点と考えられるが, 球状黒鉛鑄鉄ではその定義が明確になっておらず, き裂鈍化過程の存在についても明らかにされていない。

そこで本研究では, 各種のき裂発生点検出方法を用いて静的および動的負荷条件下での三点曲げ試験を行い, 球状黒鉛鑄鉄における正当な静的および動的破壊靱性の評価方法について詳細に検討した。

2. 実験方法

2・1 供試材および試験片 供試材には, フェライト地厚肉球状黒鉛鑄鉄試作品(底付円筒材, 肉厚 $t=480$ mm)を使用し, 試験片は材質上, 最弱部分とみなされる肉厚中央部より採取した。供試材の機械的性質を表 1 に, ミクロ組織パラメータを表 2 にそれぞれ示す。試験片は $10 \times 10 \times 55$ mm の標準シャルピー試験片であり, ASTM E 813-81⁽⁴⁾ に準拠して $a_0/W=0.6$ (a_0 : 初期き裂長さ, W : 試験片幅)となるように疲労予き裂を導入した。また, 試験片は各負荷段階で除荷し, 液体窒素に浸漬したのちへき開させ, 予き裂先端部分を板厚方向全域にわたって SEM 観察した。

2・2 試験方法 本研究では, 静的試験には容量 98 kN のインストロン型万能試験機を, 動的試験には小林らにより開発された, 容量 490 J のコンピュータ

* 原稿受付 平成 3 年 12 月 11 日。

¹ 学生員, 豊橋技術科学大学大学院(〒411 豊橋市天伯町豊雀ヶ丘 1-1)。

² 正員, 豊橋技術科学大学。

一援用計装化シャルピー衝撃試験機(CAIシステム)⁽⁵⁾⁽⁶⁾を使用した。動的試験では、ストップ・ブロック法⁽⁷⁾を用いて試験を行った。ここでストップ・ブロック法は、任意の変位点において強制的にハンマーを停止させる手法である。負荷速度は、静的試験：0.10 mm/min、動的試験：2 m/sである。動的試験での負荷速度は Server⁽⁸⁾により提唱され、小林ら⁽⁹⁾によって修正提出された条件式(1)を満足する速度を選択した。

$$E_0 \geq 3E_t \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 E_0 ：負荷エネルギー、 E_t ：全吸収エネルギーである。

また、き裂発生点検出方法として静的試験ではアコースティック・エミッション(AE)法、直流電位差(EP)法⁽¹⁰⁾およびコンプライアンス変化率(ΔC)法⁽¹¹⁾の三つの方法を用い、動的試験ではコンプライアンス変化率法のみを用いた。ここで、コンプライアンス変化率法は、単一試験片の荷重変位曲線から得られるコンプライアンスの変化率が急変する点をもってき裂発生点とする簡便的手法である。

なお、 J 積値の算出は以下に示す Rice⁽¹²⁾の簡便式(1)式を用いた。

$$J = \frac{2A}{B(W - a_0)} \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 A ：ポテンシャルエネルギー(荷重-変位曲線下の面積)、 B ：試験片板厚である。

3. 実験結果および考察

3.1 き裂発生点および破壊靱性 静的試験の測定結果例を図1に示す。AE法においては、一般に総AE事象数は損傷の大きさを表していると考えられているが、今回の実験では、総AE事象数は試験を通じてほぼ一定の増加を示し、明りょうな変化点は認められなかった。一方、総AEエネルギーは最大荷重以前

で大振幅AEを伴う急増点を示した。これは、ポイド連結延性引裂(デインプル)形安定き裂伝ばを示す材料のAEパターンであり⁽¹³⁾、全域を通じて発生する小振幅AEはポイドの発生および成長、または大振幅AEはポイドの連結による主き裂の進展によるものであると考えられている⁽¹³⁾。そこで、総AE事象数、総AEエネルギーと破壊過程との関係を明らかにするため、各荷重段階で試験を中断し破面観察を行った。その結果、大振幅AEを伴う総AEエネルギーの急増点においてき裂の発生が認められたため、同点をもってき裂発生点とした。直流電位差法については、JSME S 001⁽¹⁰⁾に従い電位差変化を2直線で近似し、その交点をもってき裂発生点とした。また、コンプライアンス変化率法についてもコンプライアンス変化率の急変点をもってき裂発生点とした。また、それぞれの検出点より算出した J_{in} 値の差は5%以内であり、よい一致を示した。

動的試験の測定結果例を図2に示す。静的試験の場合と比較して、全体的に荷重が高く、最大荷重点が低変位量側へ移動している。各荷重段階においてハンマーを停止させ破面観察を行った結果、コンプライアンス変化率法により得られた検出点においてき裂の発生が認められた。なお、破面は静的試験と同様、ポイドの連結による延性破面であり、ひずみ速度の上昇によるへき開破面の混在は認められなかった。

図3は、静的試験後の予き裂先端部のSEM写真である。本材料では、予き裂先端部は図3(a)に示すように、微小ポイドの連結によるものがほとんどであったが、一部で図3(b)のような局所的なストレッチ・ゾーン(図中矢印)の混在が認められた。これらの状態は動的試験においても同様であった。

ところで、本材料ではき裂は拘束条件の厳しい試験

表1 供試材の機械的性質

Tensile strength	Yield strength	Elongation	Reduction of area	Charpy impact energy
T.S. (MPa)	Y.S. (MPa)	El (%)	R.A. (%)	$v E_{20}$ (J)
355	216	23.2	20.3	16.4

表2 供試材のマイクロ組織パラメーター

Mean graphite diameter	Mean ferrite grain diameter	Mean free path of graphite	Volume fraction of graphite	Graphite nodularity
D_g (μm)	D_f (μm)	d_g (μm)	f_g (%)	G_n (%)
81.5	78.5	178.1	8.4	92.2

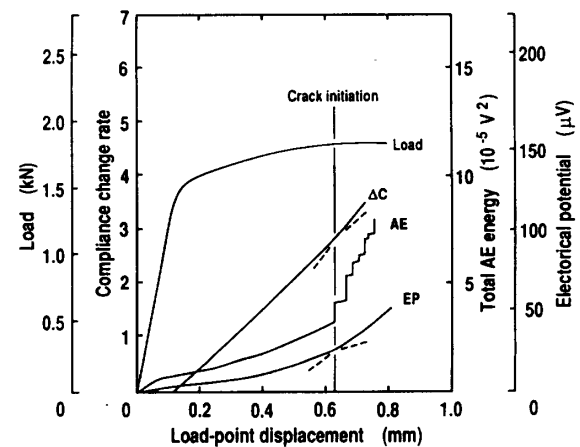


図1 静的試験の測定結果例

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。そこで、試験片板厚に対する延性破面幅： S_i の割合を、延性破面拡張率： η として定義し、ほかのパラメータとの関係を検討した。以下、試験片板厚方向に対するき裂の成長を拡張、板幅方向に対するき裂の成長を進展と呼ぶことにする。

$$\eta = \frac{\sum S_i}{B} \dots\dots\dots (3)$$

図4は、今回の測定結果を $J-\Delta a$ 曲線上に示したものである。き裂進展量 Δa は ASTM E 813-81⁽⁴⁾ に準拠し、9点の平均値を採用した。静的、動的試験ともに、各種検出方法により得た検出点ではかなり小さなき裂進展量を示しており、厳密な意味でのき裂発生点

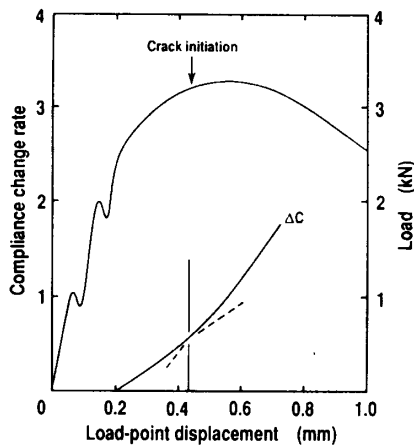


図2 動的試験の測定結果例

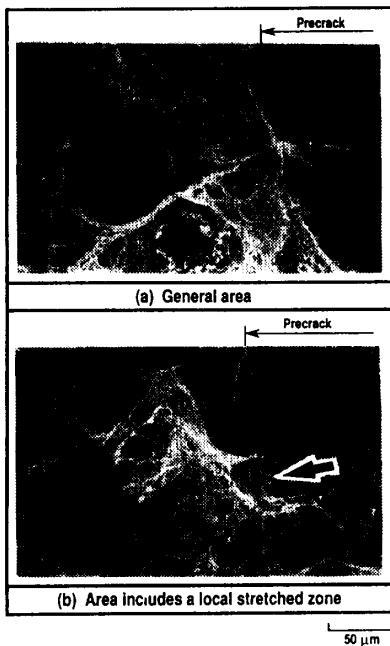


図3 静的試験後の予き裂先端部

に近いと考えられる。これらの点での J 値は、いずれも ASTM の valid 基準を満たしている。また種々の J 値について、静的試験では $J_{in}(\Delta C) \cong J_{in}(AE)$, $J_{in}(EP)$, $J_{in}(\eta=20)$ の関係が、動的試験では $J_d(\eta=20) \cong J_d(P_{max})$ の関係が得られた。ここで、 $J(\eta=20)$ ： $\eta=20\%$ のき裂成長に対応する点での J 値、 $J(P_{max})$ ：最大荷重点での J 値である。なお、以後の議論にはコンプライアンス変化率法による J 値： $J(\Delta C)$ を代表とする。

ところで、今回の実験結果では従来 J_{ic} 試験法⁽⁴⁾ でき裂発生点とされている、鈍化直線と R 直線の交点での J 値： $J(R)$ は、静的試験では最大荷重点と同等の J 値を与えているが、動的試験では $J(P_{max})$ を上回っている。このことは、改正後の ASTM 規格⁽⁴⁾ によっても同様である。また、 K_{Ic} 試験法⁽¹⁵⁾ においてき裂発生点とされている初期き裂長さの2%のき裂進展位置では、静的、動的試験ともに最大荷重点を若干上回る J 値を示した。さらに、鋳鉄の場合に Salzbrenner ら⁽¹⁶⁾ によりき裂発生点として提案された、き裂進展量 0.15 mm の点から鈍化直線と平行に引いた線と R 曲線との交点では、静的、動的試験ともに最大荷重点を過ぎており、き裂発生点とするには問題がある。

それでは、どの点をもって破壊靱性値としたらよいであろうか。まず、最大荷重点は試験片寸法、特に試験片幅が増すに従い高 Δa 側に移行する傾向があるため、き裂発生点として定義するには問題がある。また初期き裂長さの2%のき裂進展位置についても、その定義から試験片寸法の影響を直接に受けてしまう。鈍化直線と R 直線との交点および 0.15 mm オフセットラインと R 曲線との交点については、今回の実験では最大荷重点を過ぎており、破壊靱性値として用いるには危険がある。さらに、各種き裂発生点検出方法による検出点は、厳密なき裂発生点に近いが、本材料に

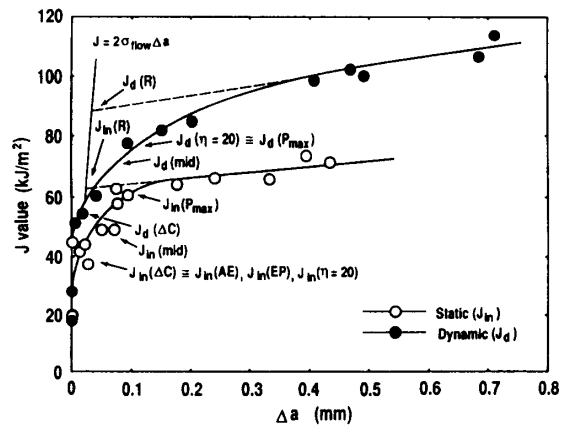


図4 静的、動的試験の $J-\Delta a$ 曲線

においては破壊靱性値を過小評価する傾向があることが以前から指摘されており⁽¹⁷⁾、本研究においても同様であった。

そこで、工学的な破壊靱性値としての妥当性を考慮し、過大評価の危険性があるものの R 曲線の変化を考慮している $J(R)$ と、過小評価の傾向のある $J(\Delta C)$ との相和平均値を $J(\text{mid})$ として考察した。以下に、その算出結果を示す。

$$J(\text{mid}) = \frac{J(R) + J(\Delta C)}{2} \dots\dots\dots(4)$$

静的: $J_{in}(\text{mid}) = 51.4(\text{kJ/m}^2)$
 $= 1.28J_{in}(\Delta C)$

動的: $J_d(\text{mid}) = 70.2(\text{kJ/m}^2)$
 $= 1.32J_d(\Delta C)$

静的、動的試験ともに $J(\text{mid})$ は $J(\Delta C)$ の約 1.3 倍であり、単一試験片による $J(\text{mid})$ の算出の可能性が見出される。このような関係は、本研究においてはじめて確認されたものであり、球状黒鉛鑄鉄の破壊靱性評価を行ううえで有用であると思われる。

なお、一般に破壊靱性値は試験片寸法の影響を受けることが知られており、球状黒鉛鑄鉄についても報告例がある⁽¹⁸⁾。このような寸法効果は、キャスクのような大型構造物の材料評価に対しては特に問題となることから、 $J(\text{mid})$ と試験片寸法との関係については、今後さらに詳細な検討が必要であろうと思われる。

図 5 に延性破面拡張率 η と J 値の関係を示す。なお、 $\eta = 100\%$ の測定結果は除外した。静的、動的試験ともに両者はよい相関を示し、 $J-\Delta a$ 曲線と同様の傾向が得られた。また、き裂が拡張していく過程においては、直線関係が認められた。

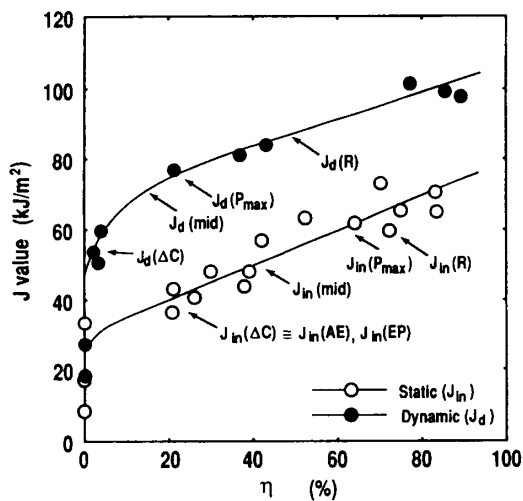


図 5 静的、動的試験における J 値と延性破面拡張率 η との関係

図 6 に、き裂進展量 Δa (9 点平均) と延性破面拡張率 η との関係を示す。静的試験ではき裂はまず試験片板厚の 50% 程度まで拡張し、その後、板幅方向に進展する。これに対し、動的試験では両者の間には直線的な関係が認められ、き裂の拡張と進展が並行して起こると考えられる。また、静的、動的試験の差異はき裂の成長につれて減少し、 $\eta = 80\%$ でほとんどなくなる。

図 7 に、延性破面中で最もき裂が進展した部分の長さである最大き裂進展量 Δa_{max} との関係を示す。図 6 の Δa の場合と比較して両試験の差は小さく、二次曲線的な関係が認められる。また、 $\eta = 50\%$ 以上では両試験はほとんど一致している。

なお、変位量の増加に対するき裂の成長は、 η 、 Δa 、 Δa_{max} のすべてのパラメータにおいて動的試験が静的試験を上回っていた。このことは、動的試験において

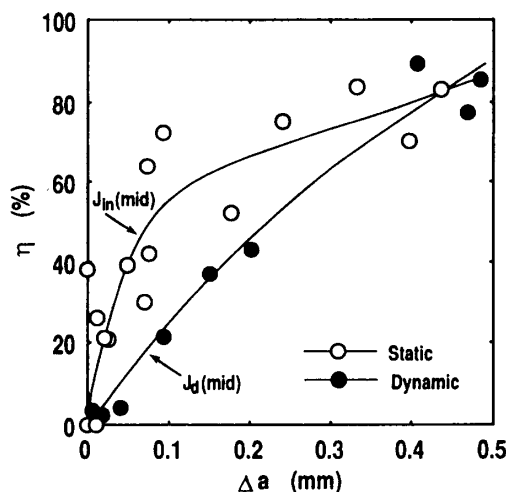


図 6 き裂進展量 Δa と延性破面拡張率 η との関係

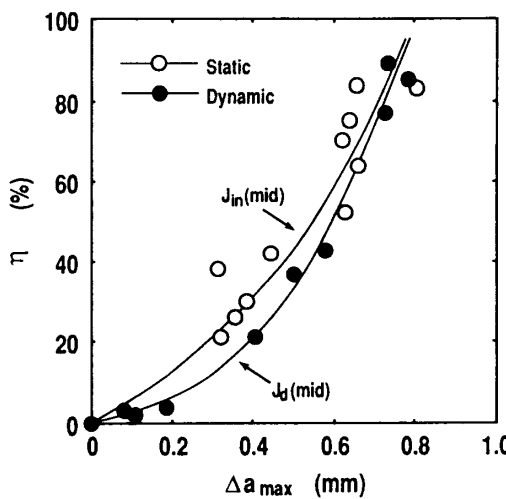


図 7 最大き裂進展量 Δa_{max} と延性破面拡張率 η との関係

は試験片の変形に対して弾塑性形が追従せず、ポイドの成長・連結が促進されたためと思われる。

3.2 CTODによる破壊靱性の考察 CTOD (き裂先端開口変位)は、き裂先端部の塑性変形の程度を表す量であり、き裂先端部の変形状態を代表するパラメータとして破壊クライテリアの一つとされている。CTODは、一般に以下の式により J 値と関係付けられる。

$$J = m \cdot \sigma_{flow} \cdot CTOD \dots\dots\dots(5)$$

$$\sigma_{flow} = \frac{\sigma_Y + \sigma_B}{2} \dots\dots\dots(6)$$

ここで、 m : 塑性拘束や加工硬化などの影響を受けるパラメータ、 σ_Y : 降伏応力、 σ_B : 引張強さである。なお、動的試験については、Server⁽⁸⁾の推定式(7)に動的試験により得られた降伏荷重および最大荷重を代入し、動的降伏応力、引張強さを推定した。

$$\sigma = 2.85 \frac{PW}{B(W - a_0)^2} \dots\dots\dots(7)$$

ここで、 P : 動的曲げ荷重である。

図8は、 J 値を σ_{flow} で除した値とき裂進展量 Δa との関係を示したものである。3.1節の図4では、動的試験での結果が静的試験のそれを上回っていたが、ここでは静的と動的の関係が逆転している。 J/σ_{flow} は式(5)で示したように、CTODと密接な関係があるので、動的負荷条件のほうが限界のCTODが小さいと考えられる。また、逆に動的試験において J 値が高いのは、ひずみ速度の増加による降伏応力の上昇に起因しているといえる。

図9は、 J 値を σ_{flow} で除した値と延性破面拡張率 η との関係を示したものである。図8の場合と同様、 σ_{flow} で除すことによって静的と動的の関係が逆転しているが、 $\eta=20\%$ 程度までは両者の差はほとんどない。このことについては後で考察する。

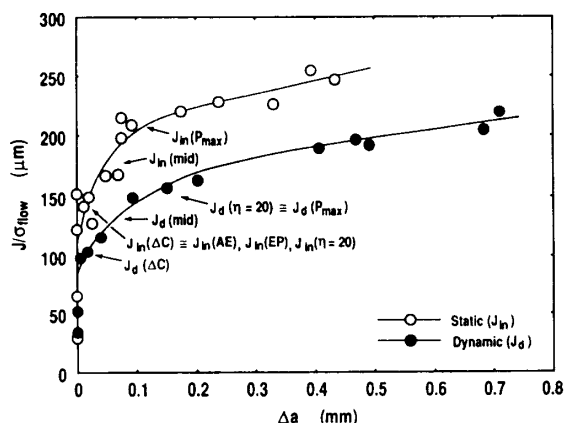


図8 静的、動的試験における J/σ_{flow} と Δa との関係

ところで BS 5762⁽¹⁹⁾では、CTODは式(8)を用いての算出が推奨されている。同式は、CTODを弾性成分(右辺第1項)と塑性成分(右辺第2項)とに分けて計算するものである。

$$CTOD = \frac{K^2(1-\nu^2)}{2\sigma_Y E} + \frac{0.4(W-a_0)V_P}{0.4W+0.6a_0+Z} \dots(8)$$

ここで、 K : 応力拡大係数、 ν : ポアソン比、 E : ヤング率、 V_P : スリット端に取付けたナイフエッジの変位量の塑性成分、 Z : ナイフエッジの厚さである。なお、今回の実験では、動的試験におけるCTODの算出を簡便に行うために、 V_P については読取り顕微鏡を用いて試験後のスリット端の変位量を測定し、 Z を0として計算した。この手法の適用については、あらかじめ静的試験においてナイフエッジを用いての通常のCOD試験を行い、その有効性を確認している。

表3に、各試験、各点でのCTODの計算結果を示す。 $J(\Delta C)$ 、 $J(\text{mid})$ では動的試験が静的試験を下回っており、図8での両試験の関係を裏付けている。また、図9で見られたように、 $\eta=20\%$ の点で比較すると両試験は同程度の値を示している。また、除荷後の試験片を樹脂に埋め、板厚中央部のCTODを測定した結果、先ほどの(8)式によるCTODの塑性成分とよく一致し、本材料においては式(8)を用いてのCTODの算出が有効であることが確認された。

各点におけるCTODの静的、動的試験での計算結果の比較を以下に示す。

$$CTOD_d(\Delta C) : CTOD_s(\Delta C) = 1:1.22$$

$$CTOD_d(\eta=80) : CTOD_s(\eta=80) = 1:1.24$$

$$CTOD_d(\text{mid}) : CTOD_s(\text{mid}) = 1:1.27$$

$\eta=80\%$ の点は図6で示した、静的、動的試験におい

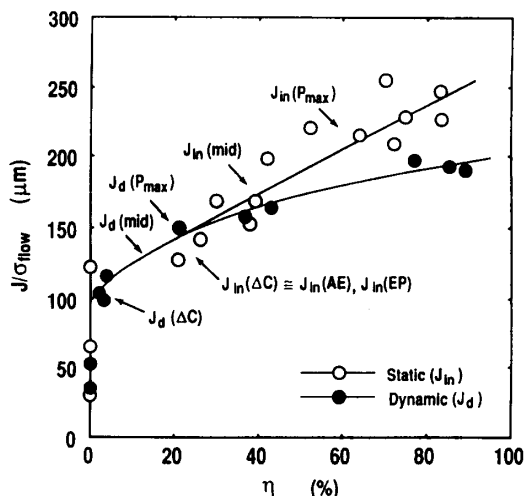


図9 静的、動的試験における J/σ_{flow} と延性破面拡張率 η との関係

表 3 CTOD の算出結果

	CTOD _E (μm) Elastic component	CTOD _P (μm) Plastic component	CTOD (μm) Total	m
Static (ΔC ≅ η=20)	10.9	69.5	80.4	1.74
Static (η=80)	10.6	168.3	178.9	1.36
Static (mid)	11.3	92.6	103.9	1.73
Dynamic (ΔC)	13.2	52.6	65.8	1.58
Dynamic (η=20)	13.9	69.5	83.4	1.76
Dynamic (η=80)	9.4	134.7	144.1	1.34
Dynamic (mid)	13.5	68.4	81.9	1.68

てき裂形態が同等となる点である。添え字の *S*, *D* は静的、動的試験をそれぞれ表している。両試験の比率は CTOD(mid) においてもほかの 2 点と同程度であり、CTOD による破壊靱性の比較の点においても、前述の *J*(mid) は妥当な結果を与えるものと考えられる。

4. 結 言

フェライト地球状黒鉛鑄鉄の正当な静的および動的破壊靱性を評価するため、静的三点曲げ試験および計装化シャルピー試験を行い、それぞれの負荷条件下における破壊挙動に関して解析、検討した結果、次の結論を得た。

(1) 球状黒鉛鑄鉄における破壊靱性値として、各種き裂発生点検出方法により得られた *J* 値と鈍化直線と *R* 直線との交点における *J* 値：*J*(*R*) との相和平均値である *J*(mid) を提案し、その妥当性と単一試験片法による算出の可能性を示した。

(2) 種々の *J* 値について、静的試験では $J_{in}(\Delta C) \cong J_{in}(AE)$, $J_{in}(EP)$, $J_{in}(\eta=20)$ の関係が、動的試験では $J_d(\eta=20) \cong J_d(P_{max})$ の関係がそれぞれ得られた。

(3) 静的、動的試験ともに $J(\text{mid}) \cong 1.3J(\Delta C)$ の関係が得られた。

(4) 変位量の増加に対するき裂の成長は、試験片

板厚方向、板幅方向ともに動的負荷条件下のほうが静的負荷条件下より大きい。また、静的負荷条件下と動的負荷条件下では、き裂の成長形態が異なり、特にき裂成長の初期において両者の差が顕著である。

(5) 静的、動的試験において CTOD の算出を行い、実験結果とのよい一致を確認した。動的試験での限界の CTOD は静的試験のそれよりも小さく、*J* 値が高くなるのは降伏応力の上昇が、CTOD の減少を上回るためと考えられる。

最後に、本研究にあたり試料を御提供下さった川崎製鉄株式会社に対し深く感謝申し上げる。

文 献

- (1) (財)電力中央研究所, 鑄鉄キャスト QA 研究会報告書 (1987), 1.
- (2) Kobayashi, T., Yamamoto, H. and Matsuo, K., *Eng. Frac. Mech.*, **30**-3(1988), 397.
- (3) 小林・山本, 鑄物, **59**-10(1987), 573.
- (4) Standard Test for J_{IC} , A Measure of Fracture Toughness *ASTM*, E 813-81(1981), 822.
- (5) Kobayashi, T., Niinomi, M., *Nucl. Eng. and Design*, **111**(1989), 27.
- (6) 小林, 機械設計, **1**(1988), 91.
- (7) Kobayashi, T., *Int. J. Frac.*, **23**(1983), 105.
- (8) Server, W. L., *J. Test. Eval.*, **6**(1978), 29.
- (9) 小林・山本・新家, 鉄と鋼, **72**(1986), 2133.
- (10) 弾塑性破壊靱性 J_{IC} 試験法, *JSME*, S 001(1981), 80.
- (11) 小林・山本・新家, 鉄と鋼, **16**(1985), 100.
- (12) Rice, J. R., Paris, P. C. and Merkle J. G., *ASTM STP* 536, (1973), 231.
- (13) 高橋・新妻・鈴木・森, 非破壊検査, **30**-11(1981), 890.
- (14) Standard Test for J_{IC} , A Measure of Fracture Toughness *ASTM*, E 813-88(1988), 698.
- (15) Standard Test Method for Plain-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials, *ASTM*, E 399-83(1983), 488.
- (16) Salzbrenner, Richard, J., ほか 3 名, *ASTM STP* 868, (1985), 328.
- (17) 栗林・岸・ほか 4 名, 鉄と鋼, **69**(1983), 663.
- (18) 小林・山本・松尾, 鑄物, **60**-2(1988), 110.
- (19) Method for crack opening displacement (COD) testing, BS 5762(1979), 7.