

非線形破壊力学による金属キャスクの延性破壊評価手法

小崎 明郎¹

キャスク用球状黒鉛鋳鉄(DCI)ならびに炭素鋼製鍛鋼を対象に、3点曲げ試験片によるモードⅠ、Ⅱ、Ⅲの破壊力学試験を行い、 $K_{IC} \leq K_{IIc} < K_{IIIc}$, $J_{IC} \leq J_{IIc} < J_{IIIc}$ の関係を得た。この結果、モードⅠの破壊靱性値が最も低く、最も厳しい評価を与えることが確認できた。大型の予き裂付き試験片を用いて実施したモードⅠの引張および引張曲げ負荷条件下での延性破壊試験結果を基に、き裂の存在を考慮した金属キャスクの落下事故に対するJ積分に基づく破壊強度評価手法を提案した。

Keywords: 球状黒鉛鋳鉄, 炭素鋼製鍛鋼, キャスク, 破壊モード, J積分, き裂

Fracture mechanics tests of ductile cast iron (DCI) and forged carbon steel for casks are conducted under the Mode I, II and III conditions using 3 point bending specimens. The relations of $K_{IC} \leq K_{IIc} < K_{IIIc}$, $J_{IC} \leq J_{IIc} < J_{IIIc}$ are obtained. The Mode I shows smallest values. Based on the Mode I ductile fracture tests under tensile and tensile & bending loads, using large-scaled flat test specimens with crack, the evaluation method on initiation of ductile fracture of a cask body with crack based on J-integral was developed for the assessment of a cask drop accident.

Keywords: Ductile Cast Iron(DCI), Forged Carbon Steel, Cask, Fracture Mode, J Integral, Crack

1 はじめに

使用済燃料を金属キャスクで貯蔵する場合、ハンドリング中の落下事故等を想定して金属キャスクの健全性を延性、脆性の両面から事前に評価しておく必要がある。この場合、き裂が無い場合の延性の評価方法、ならびにき裂の存在を想定した場合の低温脆性域での破壊強度評価方法(線形破壊力学に基づく)は既に提案されている[1-3]。後者の評価手法は材料の破壊形態がほぼ脆性破壊である場合に、最も適切に当てはまる。

しかし、発熱体である使用済燃料等を収納した金属キャスクの本体は温度が高い(常温～約100℃)ことから、き裂の存在を想定したキャスクが破壊する場合には脆性のみでなく延性が混在する場合もある。このような場合には、脆性破壊を前提とする線形破壊力学に基づく評価手法を適用することは過度に保守的であるとともに、実際の材料の破壊形態、破壊現象とも合致しない。この場合には、非線形破壊力学に基づく評価がより合理的と考えられる。

しかしながら、金属キャスクのハンドリング中の落下事故等を想定した非線形破壊力学的評価手法はまだ整備されていないのが現状である。このため、電中研では、金属キャスク本体材料を対象により合理的な評価方法を提案することを目的として、一連の試験研究を平成4年度から平成8年度にかけて実施した。

本報では、キャスク用球状黒鉛鋳鉄(DCI)と炭素鋼製鍛鋼を対象に実施した各種破壊モードによる破壊力学試験、表面き裂ならびに貫通き裂を有する大型試験片等による

延性引張試験結果等に基づき、き裂を有する金属キャスクの非線形破壊力学的評価手法について提案を行う。

2 破壊靱性値に及ぼす破壊モードの影響[4-5]

Figure1のa)に示すように、貯蔵容器が突起物上に水平落下するような事故の場合には、容器本体表面のき裂にかかる応力は、き裂底ではモードⅡ(面内剪断)、き裂端ではモードⅢ(面外剪断)となると考えられる。

しかしながら、貯蔵容器本体材料のモードⅡ(面内剪断)、モードⅢ(面外剪断)における破壊靱性値はこれまで得られておらず、モードⅠ(引張)のみの評価で安全側の評価となっているかどうかの確認がとれていないのが現状であった。

そこで、本項では鋳鉄(DCI)ならびに鍛鋼の各破壊モードにおける破壊靱性値(K_{IC} , K_{IIc} , K_{IIIc} 及び J_{IC} , J_{IIc} , J_{IIIc} 値)を求めて、その大小関係を比較した。

2.1 鋳鉄の破壊靱性値に及ぼす破壊モードの影響

(1)供試材ならびに試験方法

実貯蔵キャスクと同じ製造方法で実規模大の大きさに

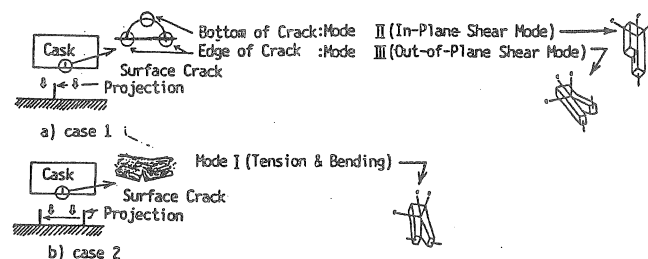


Fig. 1 Relation between the horizontal drop accident of storage cask and several fracture modes at the surface of cask body.

Ductile fracture evaluation method of metal cask materials by nonlinear fracture mechanics by Akio Kosaki(kosaki@cieri.denken.or.jp)

¹ (財)電力中央研究所 我孫子研究所 材料構造部 Materials Science & Structural Engineering Department, Abiko Research Laboratory, Central Research Institute of Electric Power Industry (CRIEPI)
〒270-1194 千葉県我孫子市我孫子 1646

鋳造した JIS G5504(1992)「低温用厚肉フェライト球状黒鉛鋳鉄品」(記号 FCD 300 LT)製底付円筒ブロック(510mm 厚さ, 外径約 2.4m, 長さ約 3.7m)の胴部より, 試験片の軸方向が鋳鉄供試体の軸方向となるよう $1/4t$ ならびに $3/4t$ (肉厚)位置より試験片を機械的に切出して試験に供した。

試験温度は 6 温度(20, -40, -100, -130, -160, -196 °C)とし, 負荷力, 負荷力点変位, き裂端変位等を記録した。負荷方法は, 引張(モード I), 3点曲げ(モード I), 4点剪断(モード II, III)とし, いずれも静的に行った。試験数は合計 92 本である。

試験片の形状・寸法は, Fig.2 に示すように, いずれも厚さ 50mm×幅 100mm×長さ 600mm の矩型とした。試験片の予き裂面が鋳鉄供試体の肉厚方向と平行となるようにした。

線形温度域(-100~-196°C)の試験(K 値を求める試験)においては, 疲労予き裂長さは各破壊モードについて同一(予き裂長さ:機械切欠き 45mm+疲労き裂約 5mm, き裂長さ/板幅比: $a/w=0.5$)とした。

非線形温度域(20~-100°C)の試験(J 値を求める試験)においては, 機械切欠き付試験片と疲労予き裂付試験片の 2 種類とした。機械切欠き付試験片は, き裂進展に相当するポテンシャルエネルギー勾配を測定するのが目的で, 疲労予き裂付試験片の延性き裂の発生点を同定するためのキーカーブを作成するため, 最大負荷力近傍まで負荷した後除荷した。疲労予き裂付試験片では, 延性き裂の進展量を変化させるのが目的で, 異なる変位量まで負荷した後徐荷した。予き裂がない場合の荷重-変位曲線をマスターカーブ(基準曲線)として, 予き裂がある場合の荷重-変位曲線がマスターカーブから離脱し始める点をき裂の発生点と見なしてき裂発生点を求める方法をキーカーブ法という。

非線形温度域の試験における各々の予き裂形状を以下に示す。

イ) 機械切欠き付試験片:

切欠き先端曲率半径: 2mm

予き裂長さ: 42~58mm の間の 2mm ピッチ, 9 種類

き裂長さ/板幅比: $a/w=0.4\sim0.6$, 2mm ピッチ

ロ) 疲労予き裂付試験片:

予き裂長さ: 機械切欠き 46mm + 疲労き裂 約 4mm

き裂長さ/板幅比: $a/w=0.5$

試験結果をもとに, 引張試験は W.F.Brown 等の式[6], 3点曲げ試験は ASTM E399 [7]を適用して K_{Ic} 値を, A.Otsuka 等の式[8]と K.Tohgo の式[9]を用いて K_{IIc} , K_{IIIc} 値を算出し, 脆性破壊発生点の破壊靱性値(K_{Ic} , K_{IIc} , K_{IIIc})を求めた。J 積分値については, ポテンシャルエネルギー勾配法およびキーカーブ法を適用し, J 積分(J_I , J_{II} , J_{III})と負荷力点変位

(δ_{LP})との関係等を求めて延性破壊発生点を同定し, 破壊靱性値 (J_{Ic} , J_{IIc} , J_{IIIc}) を求めて, 各々の破壊靱性値の大きさを比較した。

(2)試験結果

試験結果を Fig.3 にまとめて示す。線形温度域では, 破壊靱性値 K_{Ic} , K_{IIc} , K_{IIIc} 値は温度とともに増加し, また, $K_{Ic} < K_{IIc} < K_{IIIc}$, $J_{Ic} < J_{IIc} < J_{IIIc}$ の大小関係を得た。

さらに, Rice の J 積分[10]を用いて, 本項で用いた 4 点剪断試験におけるモード II, モード III 弾塑性破壊靱性値 J_{IIc} , J_{IIIc} の簡易評価式を求め, 次式を得た。

$$J_{IIc}, J_{IIIc} = 4/(3Bb) [\int_0^{\delta} P d\delta - P^* \delta_{pl}^*/2]$$

ここで, P : 負荷力, δ : き裂端剪断変位, δ_{pl} : δ の塑性成分, $*$: き裂の発生点, B : 試験片厚さ, b : リガメント長さ

2.2 鍛鋼の破壊靱性値に及ぼす破壊モードの影響

キャスク用鍛鋼についても破壊モード試験を行い, 鋳鉄と同様の方法で破壊靱性値 K_{IIc} , K_{IIIc} , J_{IIc} , J_{IIIc} 値を求め, 大きさを比較した。 J_{Ic} 値については, 同じ供試ブロックから CT 試験片を切出して別途破壊靱性試験を行って得られた値を比較に用いた。

(1)供試材ならびに試験方法

実貯蔵キャスクと同等の鍛鋼(ASTM SA350 LF5 Cl.1

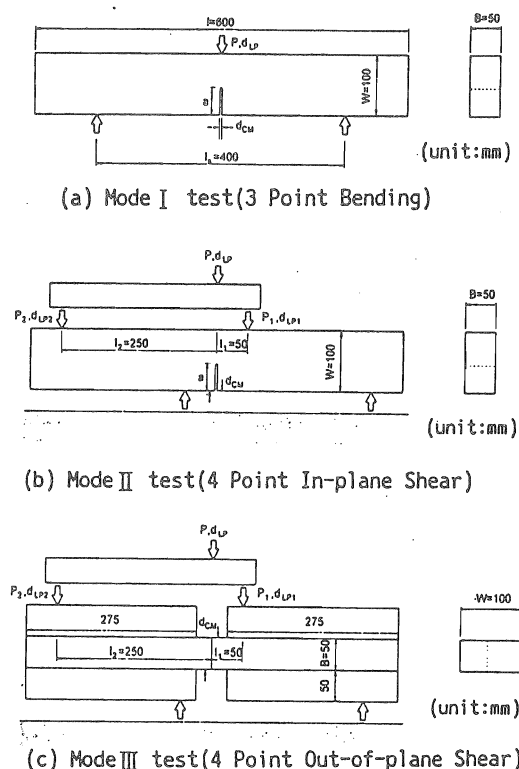


Fig. 2 Test piece and loading method(DCI and Forged Steel).

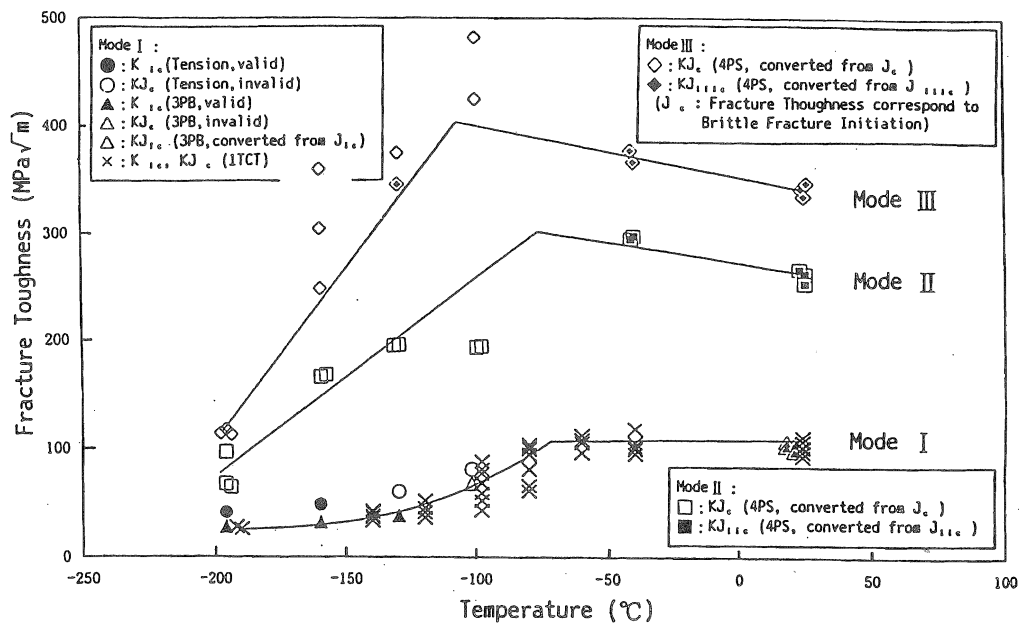


Fig. 3 Fracture toughness of DCI by Mode I, II, and III.

鋼)供試体 (厚さ 280mm の平板形状で、巾 1.6m、長さ 3.4m のブロックを 3 体、巾 1.4m、長さ 3.4m のブロックを 2 体の計 5 体(同一チャージ))を製造し、これらの一部より、試験片の軸方向がブロックの主鍛造方向となるよう $1/4t$ ならびに $3/4t$ (t : 肉厚)位置より機械的に試験片を切出して試験に供した。

試験温度は 3 温度(-196, -40, 20°C)とし、4 点剪断負荷(モード II, III)で静的に行った。試験数は 50 本である。

試験片の形状・寸法は、Fig.2 に示すように、鋳鉄と同じ 50mm 厚×100mm 巾×600mm 長さであり、予き裂長さは 50mm とした。試験片の予き裂面が鍛鋼ブロックの肉厚方向に平行となるようにした。

予き裂の形状を以下に示す。

ダルノッチ付き試験片 (先端半径: 2.0mm, 7 本)

疲労予き裂付き試験片 (29 本)

放電予き裂付き試験片 (先端半径: 0.1mm, 14 本)

各試験温度において、ダルノッチ付き試験片を用い、負荷力-負荷力点変位 (き裂端変位) に関するキークラブを採取した。次に、疲労予き裂付き試験片、放電予き裂付き試験片を用いて、4 点剪断負荷を行い負荷力、負荷力点変位、き裂端変位 (開口変位及び剪断変位) 等を測定、記録した。

試験結果をもとに、脆性破壊発生点の破壊靱性値(K_{IIc} , K_{IIIc} , J_{IIc} , J_{IIIc})を鋳鉄の場合と同様の方法で算出し、それ

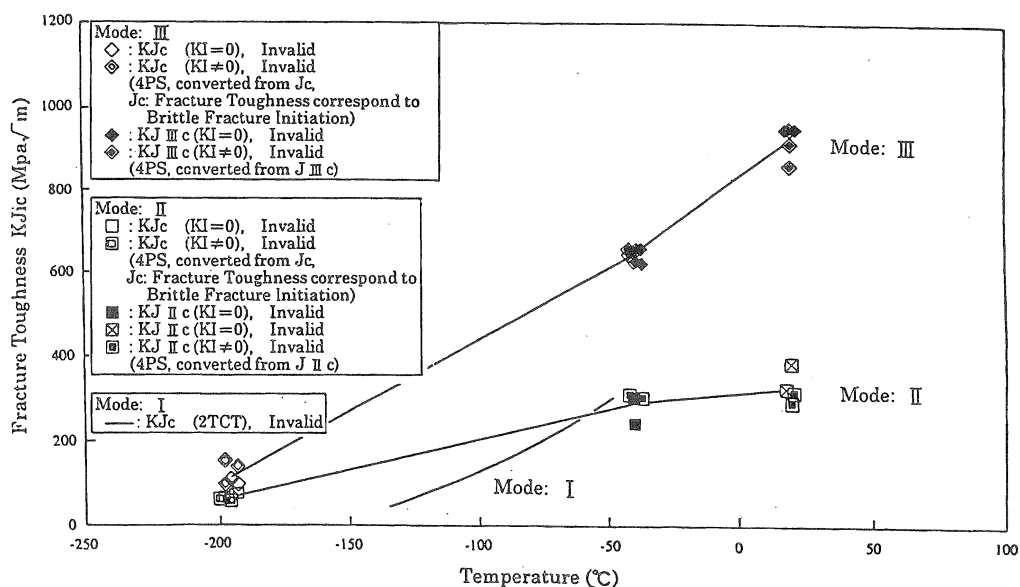


Fig. 4 Fracture toughness of forged steel by Mode I, II, and III.

これらの大小を比較した。

(2)試験結果

試験結果を Fig.4 にまとめて示す。図中には材料試験で得られた 2TCT 試験片によるモード I の破壊靱性値(K_{IC})を比較のために併せて示した。モード II, III の破壊靱性値は、温度の上昇とともに増加する傾向を示し、鋳鉄の大小関係とほぼ同様に、 $K_{IC} \leq K_{IIc} < K_{IIIc}$, $J_{IC} \leq J_{IIc} < J_{IIIc}$ の関係が認められた。

なお、鍛鋼のモード I においては、データが少なく曖昧な点が残るが、シャルピー衝撃試験結果や 1TCT 試験結果等を総合的に判断すると、 -50°C では延性と脆性の両方が混在する領域にあり、約 -25°C で上部棚域に達し、 -25°C より温度が高くなるにつれて破壊靱性値は低下してくると推察された。

-50°C 以下においてはモード I がモード II よりも低く、 -50°C 以上の温度域ではモード I とモード II とは同等の

レベルにあると考えられたので、「 $K_{IC} \leq K_{IIc}$ 」, 「 $J_{IC} \leq J_{IIc}$ 」のように=を含めた表現とした。

2.3 まとめ

各モードの破壊靱性値を求めて比較した結果、キャスク用鋳鉄(DCI), 鍛鋼ともに、 $K_{IC} \leq K_{IIc} < K_{IIIc}$, $J_{IC} \leq J_{IIc} < J_{IIIc}$ の関係が得られ、モード I の破壊靱性値が最も低く、最も厳しい評価を与えることが確認できた。

3 実キャスクを想定した大型構造物としての破壊特性 [11-13]

大型の表面予き裂付き試験片ならびに板厚貫通予き裂付き試験片を用いて、前項で最も厳しい評価を与えることが明らかとなった引張および引張曲げ負荷条件下での延性破壊試験を実施し、J 積分破壊強度評価に必要な構造物としてのデータを取得した。

Table1 Test condition.

負荷モード	材料	試験温度	試験体番号	予き裂の種類・長さ (mm)		
引 張	鋳鉄	R.T.	DCI T-1	表面き裂	a=36.84	c=54.79
			T-2	〃	a=39.32	c=55.74
			T-3	〃	a=40.57	c=58.58
			T-7	貫通切欠き	a=30.3	(設定値)
		70°C	T-4	表面き裂	a=37.26	c=56.21
			T-5	〃	a=35.94	c=52.20
			T-6	〃	a=42.29	c=58.19
			T-6	〃	a=42.29	c=58.19
	鍛鋼	R.T.	FS T-1	表面き裂	a=39.11	c=54.69
			T-2	〃	a=31.15	c=41.33
			T-3	*表面切欠き	a=41.37	c=53.60
			T-7	貫通切欠き	a=30.3	(設定値)
			T-8	〃	a=21.4	(設定値)
		-25°C	T-4	表面き裂	a=38.34	c=53.96
			T-5	〃	a=31.01	c=40.74
			T-6	*表面切欠き	a=40.88	c=55.04
引張曲げ	鋳鉄	R.T.	DCI TB-1	表面き裂	a=30.79	c=64.86
			T-2	〃	a=32.64	c=66.75
			T-3	〃	a=34.94	c=69.41
			T-7	貫通切欠き	a=34.9	(設定値)
		70°C	T-4	表面き裂	a=31.64	c=65.81
			T-5	〃	a=32.47	c=66.71
			T-6	〃	a=34.89	c=69.10
			T-6	〃	a=34.89	c=69.10
	鍛鋼	R.T.	FS TB-1	表面き裂	a=33.82	c=66.46
			T-2	〃	a=23.44	c=36.51
			T-3	*表面切欠き	a=32.14	c=65.96
			T-7	貫通切欠き	a=34.9	(設定値)
			T-8	〃	a=18.2	(設定値)
		-25°C	T-4	表面き裂	a=32.86	c=67.00
			T-5	〃	a=22.83	c=36.86
			T-6	*表面切欠き	a=33.84	c=66.20

* : ダルノッチ (切欠き先端半径, $R = 2.5 \text{ mm}$)

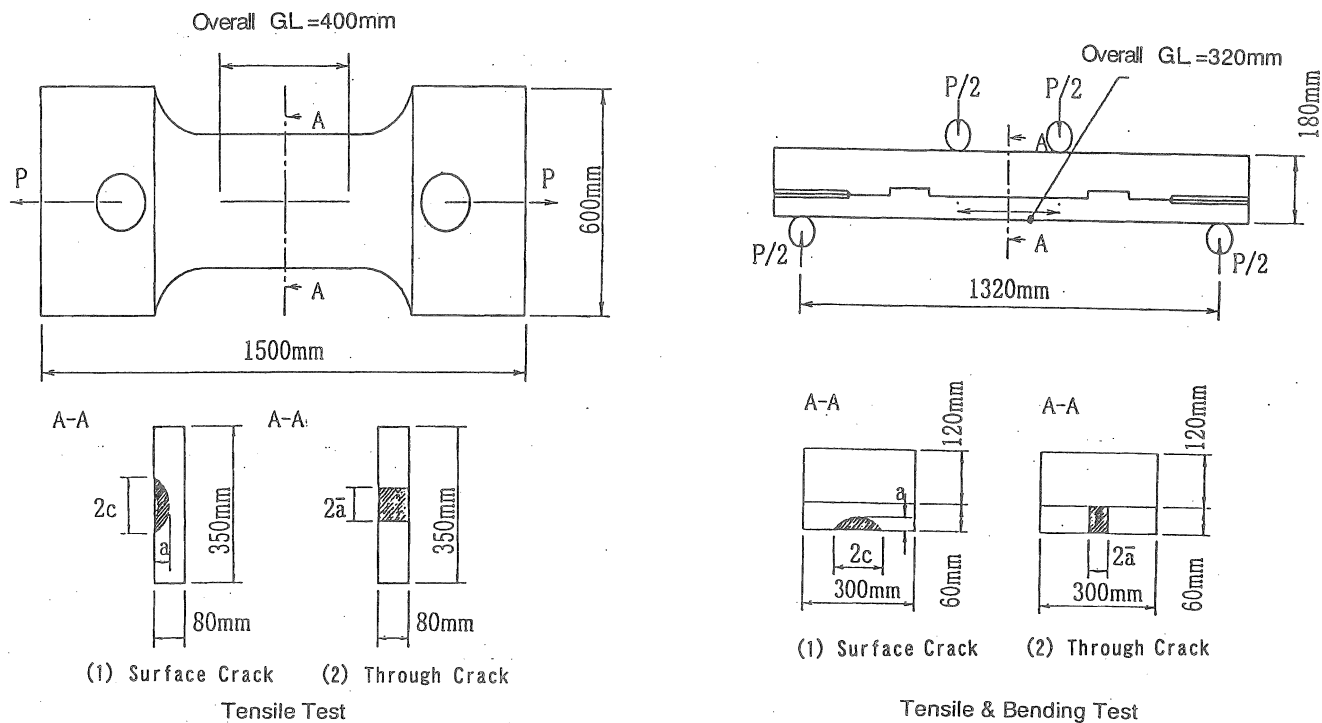


Fig. 5 Configuration of test pieces.

(1) 供試材ならびに試験方法

2 項で用いたのと同じ供試体(鋳鉄(胴部)及び鍛鋼)より、試験片の軸方向が鋳鉄供試体の軸方向、鍛鋼供試体の主鍛造方向となるようにいずれも肉厚中央部より試験片を機械的に切出して試験に供した。試験温度は、 -25°C 、室温、 70°C の 3 温度とし、静的に、引張(引張：曲げ応力 $=1:0$)、引張曲げ(引張：曲げ応力 $=2:1$)の負荷を行った。試験片の形状・寸法を Fig.5 に、予き裂の形状・寸法及び試験温度条件を Table1 にまとめて示す。予き裂の深さ方向は鋳鉄供試体ならびに鍛鋼供試体の肉厚方向に等しい。試験数は、鋳鉄の引張試験片 7 体、引張曲げ試験片 7 体、及び鍛鋼の引張試験片 8 体、引張曲げ試験片 8 体、の計 30 体である。

なお、鍛鋼の引張曲げ試験片の試験板と補強板との接合は、ボルトで結合するとともに端部を部分溶接で補強した。

所定の負荷レベルまで負荷を行い、負荷力、変位、歪み(歪みゲージ、光弾性干渉縞模様)、き裂進展量(銅メッキ法)を計測した。

(2) 試験結果

Figure6 に得られた試験結果の例を示す。同図の縦軸は歪みゲージ出力から求めた J 積分値、横軸は $\epsilon_{\text{overall}}$ (き裂をはさんだ標点距離間の歪)である。貫通き裂付き試験片と貫通き裂と同一の K 値をもつ表面き裂付き試験片の J 値 - $\epsilon_{\text{overall}}$ 関係は良く一致した。

4 J 積分破壊強度評価手法(設計曲線)の提案[14]

4.1 J 積分と歪みの規格化

J 値に及ぼす材料、温度、歪速度等の違いによる影響を取り除くために、前項で得た試験結果を別途提案[15,16]している無次元化した $\Phi (= J/E \epsilon_y^2 a)$ と無次元化した歪 (ϵ/ϵ_y)を用いて整理すると、Fig.7 のように、材料による影響が少なくなり、ほぼ一本の曲線で近似できることが認められた。ここで、 E は縦弾性係数、 ϵ_y は降伏歪みである。

以上により、J 積分設計曲線の候補としては、J 値および歪を降伏歪み ϵ_y で規格化した Φ - $\epsilon_{\text{overall}}/\epsilon_y$ の関係が最適であると判断された。

4.2 J 積分設計曲線の作成

弾性変形域では、 $J = K I^2/E$ の関係を用いると、評価するき裂部材の形状係数を f とした場合、一般に $K I = \sigma (\pi a)^{1/2} f$ と与えられるので、 J_{el} は、

$$J_{el} = K I^2/E = \sigma^2 \pi a f^2/E = \pi E a f^2 \epsilon^2 \quad (1)$$

J_{el} : 弾性域での J 値、 $K I$: 応力拡大係数、 E : 弾性係数、 σ : 応力、 a : き裂長さ、 f : 形状係数、 ϵ_y : 降伏歪み、 ϵ : 歪み量と得られる。

塑性変形域では、Rice[17]あるいは矢川ら[18]の検討結果から、

$$J_{pl} \sim \epsilon^{1+1/n} \quad (2)$$

と与えられる。球状黒鉛鋳鉄や鍛鋼の場合には、歪硬化指数は $n=6\sim9$ と大きく、 $1/n$ は 1 と比較して無視できる

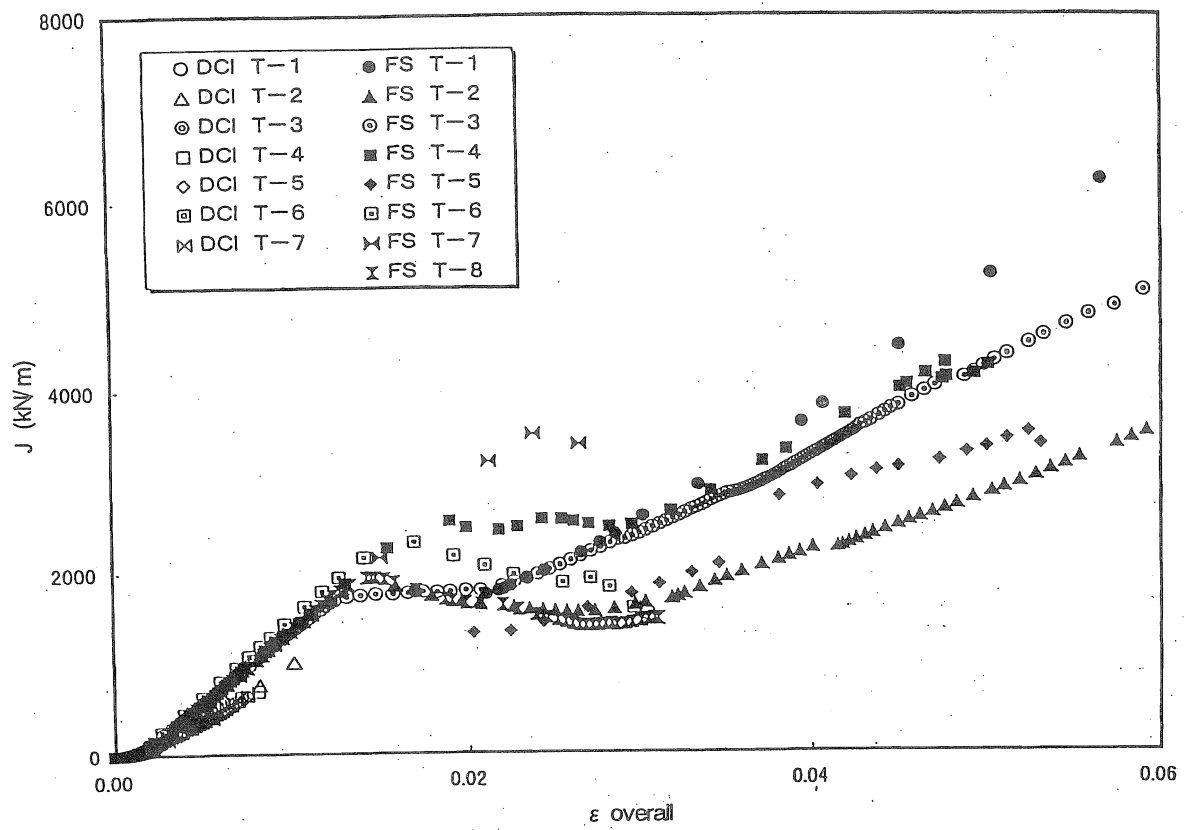


Fig. 6 Relation between J-integral and ϵ overall. (Tensile Test)

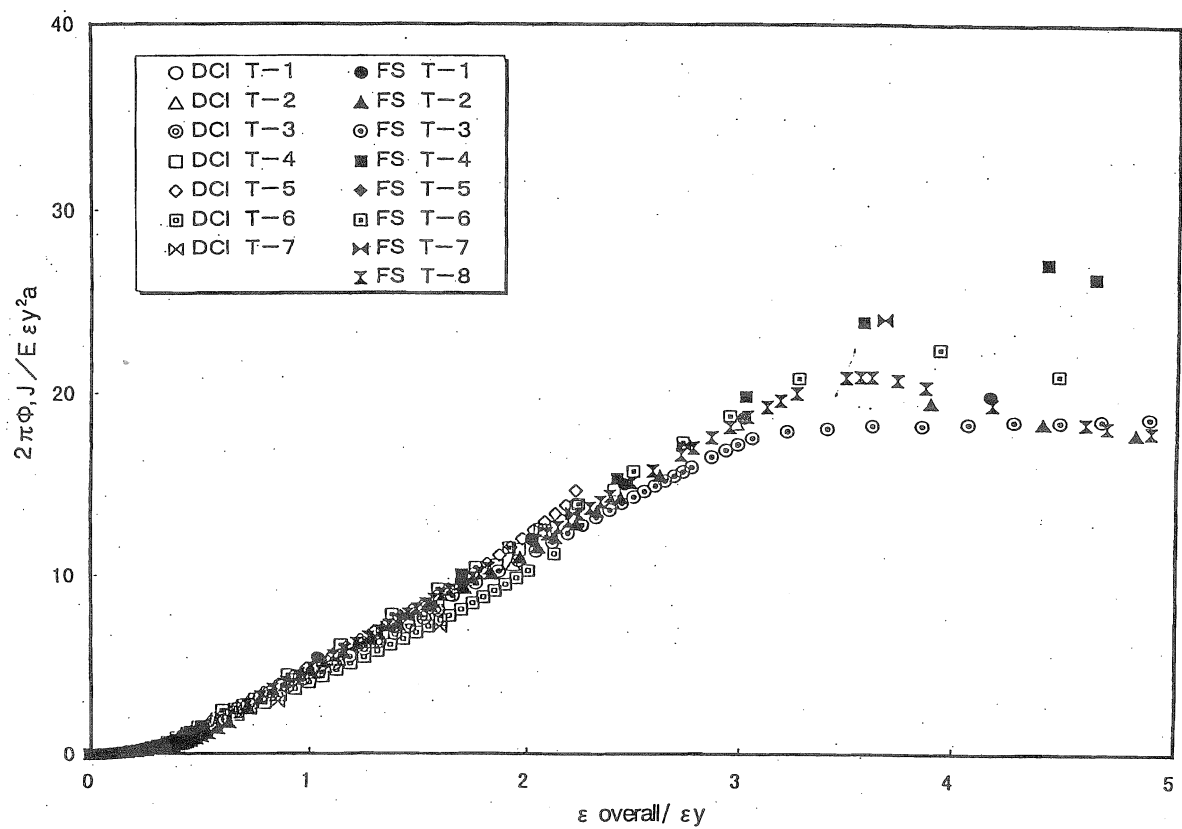


Fig. 7 Relation between Φ and ϵ overall / ϵy . (Tensile Test)

ことから、塑性変形域においては $J_{pl} \sim \varepsilon$ と見なせる。

歪が弾塑性境界歪 ε_y で(1)式と(2)式が滑らかに連続すると仮定すれば、

$$(dJ_{el}/d\varepsilon)_{\varepsilon=\varepsilon_y} = (dJ_{pl}/d\varepsilon)_{\varepsilon=\varepsilon_y} \quad (3)$$

および

$$(J_{el})_{\varepsilon=\varepsilon_y} = (J_{pl})_{\varepsilon=\varepsilon_y} \quad (4)$$

が成立するので、塑性変形域では以下の式が得られる。

$$J_{pl} = 2\pi E a f^2 \varepsilon_y \varepsilon - \pi E a f^2 \varepsilon_y^2 \quad \text{for } \varepsilon/\varepsilon_y \geq 1 \quad (5)$$

(1)式 および (5)式 において両辺を $2\pi E a \varepsilon_y^2$ で規格化 ($\Phi = J_{pl}/2\pi E a \varepsilon_y^2$) すると、材料、温度、歪み速度に依存しない J 積分設計曲線が得られる。

$$\Phi = (f^2/2)(\varepsilon/\varepsilon_y)^2 \quad \text{for } \varepsilon/\varepsilon_y < 1 \quad (6)$$

$$\Phi = f^2(\varepsilon/\varepsilon_y - 0.5) \quad \text{for } \varepsilon/\varepsilon_y \geq 1 \quad (7)$$

この J 積分設計曲線を引張試験、引張曲げ試験の各々の場合について Fig.8, Fig.9 に示す。また、図中で(6)式を実線で、(7)式を破線で示し、(7)式については弾塑性境界歪みを $\varepsilon_{overall}/\varepsilon_y = 0.8, 1.0, 1.2$ とした場合の例を参考の為に示した。

弾塑性境界歪みが $1.0 \varepsilon_y$ の場合が引張試験、引張曲げ試験結果の全ての上限を裕度をもって与えることが認められる。

一方、多くの構造物の強度を評価する設計曲線には工学的配慮から安全係数が設定されている。たとえば弾性変形域の設計曲線ではき裂を力学的に評価するパラメータ K_I と材料の破壊靱性 K_{Ic} を用いるとこれらに対し安全係数 α は K_{Ic} と K_I の比として与えられる。

$$\alpha = K_{Ic}/K_I \quad (8)$$

今、J 積分設計曲線の安全係数を β とすると弾性変形域では

$$\beta = J_{Ic}/J_I = (K_{Ic}/K_I)^2 = \alpha^2 \quad (9)$$

となる。塑性変形域では弾塑性境界歪み ε_y において β の安全率を有し、以降 ($\varepsilon \geq \varepsilon_y$) は(7)式に平行(傾き: f^2/ε_y)で、かつ、 $\varepsilon = \varepsilon_y$ で同じ Φ の値を示すとすると(6)式、(7)式は、

$$\Phi = \beta(f^2/2)(\varepsilon/\varepsilon_y)^2 \quad \text{for } \varepsilon/\varepsilon_y < 1 \quad (10)$$

$$\Phi = f^2[\varepsilon/\varepsilon_y + \beta/2 - 1] \quad \text{for } \varepsilon/\varepsilon_y \geq 1 \quad (11)$$

と記述することができる。弾塑性境界歪みを ε_y とした場合の (6)式、(7)式および安全係数を $\beta=2$ とした場合の (10)式、(11)式による J 積分設計曲線をそれぞれ実線および破線で Fig.10 に示す。

4.3 $\varepsilon_{overall}$ と ε_{gross} の関係

ここまでは、歪みの評価としてき裂を挟んだ標点間距離の歪み $\varepsilon_{overall}$ を用いてきた。 $\varepsilon_{overall}$ は、標点間距離に依存するものであり、設計曲線に用いる歪みとしては、き裂から十分遠方あるいは、き裂位置でのき裂を想定しない ε_{gross} を用いる方が適切であると考えられる。

そこで、Fig.11 に $\varepsilon_{overall}/\varepsilon_{gross}$ と y/a の関係 (y は標点間距離の半長、 a は等価貫通き裂の半長)を示す。実験

点を用いて近似した結果は、

$$\varepsilon_{overall}/\varepsilon_{gross} = 8.1537(y/a)^{-0.7347} \quad (12)$$

となり、この図から y/a が 15 をこえると、 $\varepsilon_{overall}/\varepsilon_{gross}=1$ になると考えられる。

実際には、評価するキャスク等の歪みの算定 (例えば FEM 計算) に用いた標点間距離 y とき裂寸法が分かれば ε_{gross} と(12)式を用いて、J 積分設計曲線を評価する $\varepsilon_{overall}$ を求めることができる。

4.4 J 積分設計曲線の提案

以上の結果から、負荷モード及び材料に依存しない J 積分設計曲線を以下のように提案することができる。

$$\Phi = (f^2/2)(\varepsilon/\varepsilon_y)^2 \quad \text{for } \varepsilon/\varepsilon_y < 1 \quad (13)$$

$$\Phi = f^2(\varepsilon/\varepsilon_y - 0.5) \quad \text{for } \varepsilon/\varepsilon_y \geq 1 \quad (14)$$

また、 $\varepsilon_{overall}$ と ε_{gross} の関係は

$$\varepsilon_{overall}/\varepsilon_{gross} = 8.1537(y/a)^{-0.7347} \quad (15)$$

と得られるので、実際の歪みの評価に用いた評点間距離 y とき裂寸法が分かれば ε_{gross} と上式を用いて、J 積分設計曲線を評価する $\varepsilon_{overall}$ を求めることができる。

この場合、延性き裂の発生に関する判定基準は以下のように設定できる。

$$\Phi < \Phi_c : \text{延性き裂は発生しない}$$

$$\Phi \geq \Phi_c : \text{延性き裂が発生する}$$

ここで、 Φ は欠陥を力学的に評価する応力パラメータ Φ_c は材料の破壊靱性パラメータ (必要に応じて評価事象における歪速度を考慮した動的破壊靱性値を用いる)

5 実機への適用方法[14]

貯蔵キャスクが地上の突起部に落下するような場合には局部的に降伏歪みを越える歪みが生じることも考えられるが、ここでは最大歪みが降伏歪み (ε_y) と同じである場合の一例を対象として実機への適用方法を紹介する。

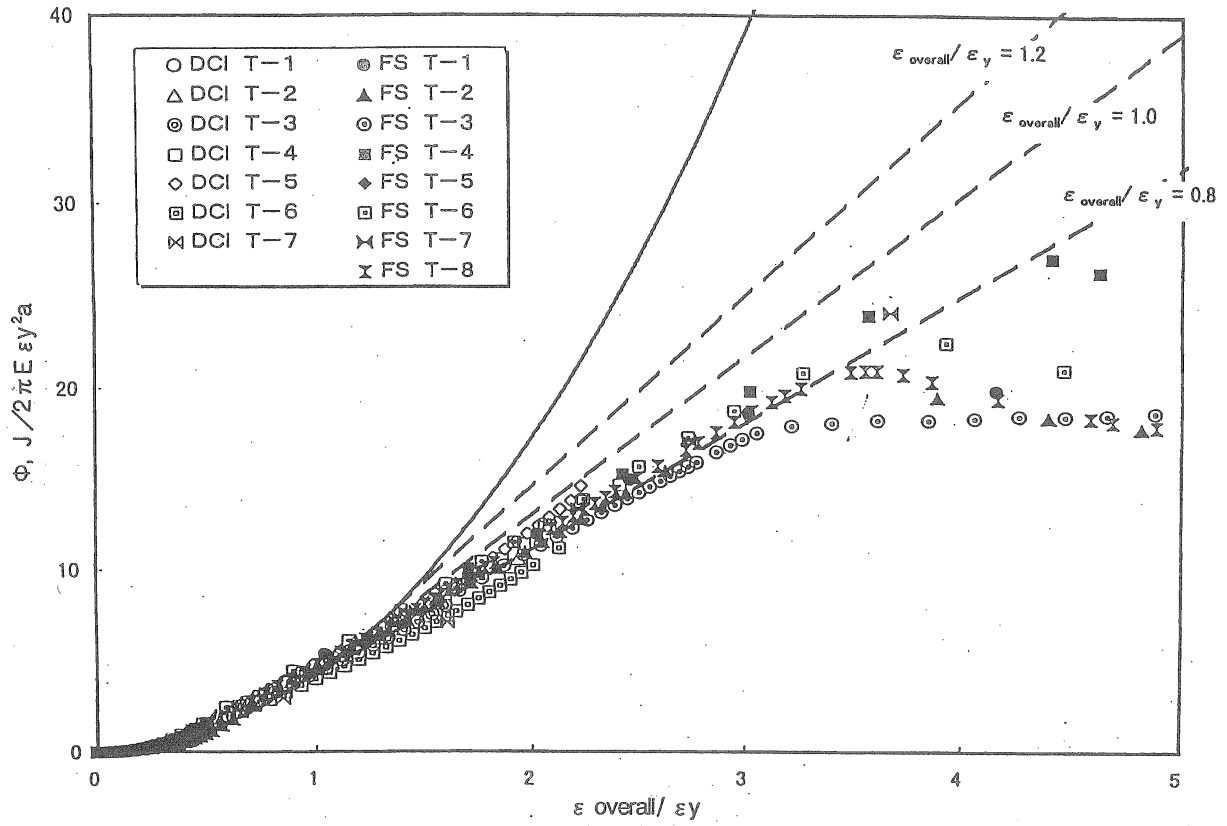
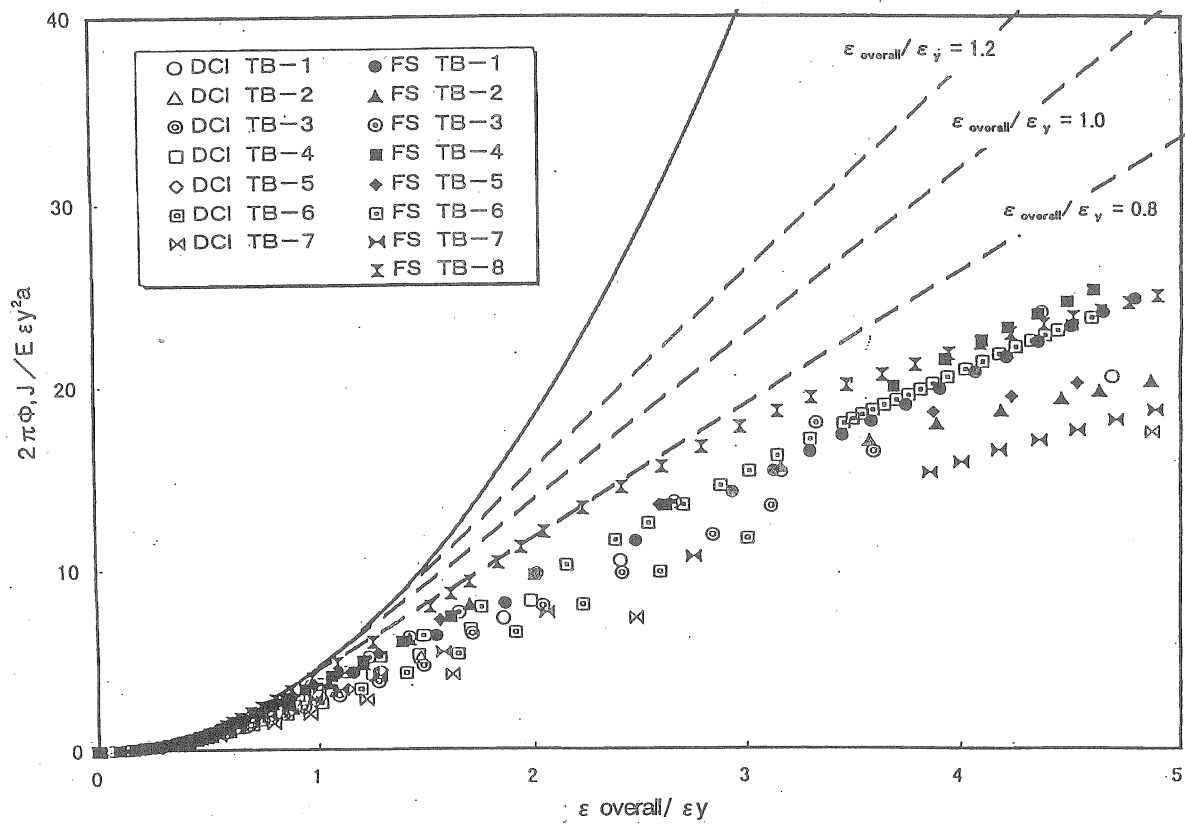
今、キャスクの壁厚が $t=300\text{mm}$ であり、深さ $c=t/4=75\text{mm}$ 、長さ $l=6 \times c=450\text{mm}$ の表面欠陥が最大歪み ($=\varepsilon_y$) の生じる位置に存在すると仮定すると、このき裂の形状係数は $f=0.7569$ 、等価欠陥寸法は $a=35\text{mm}$ となる。

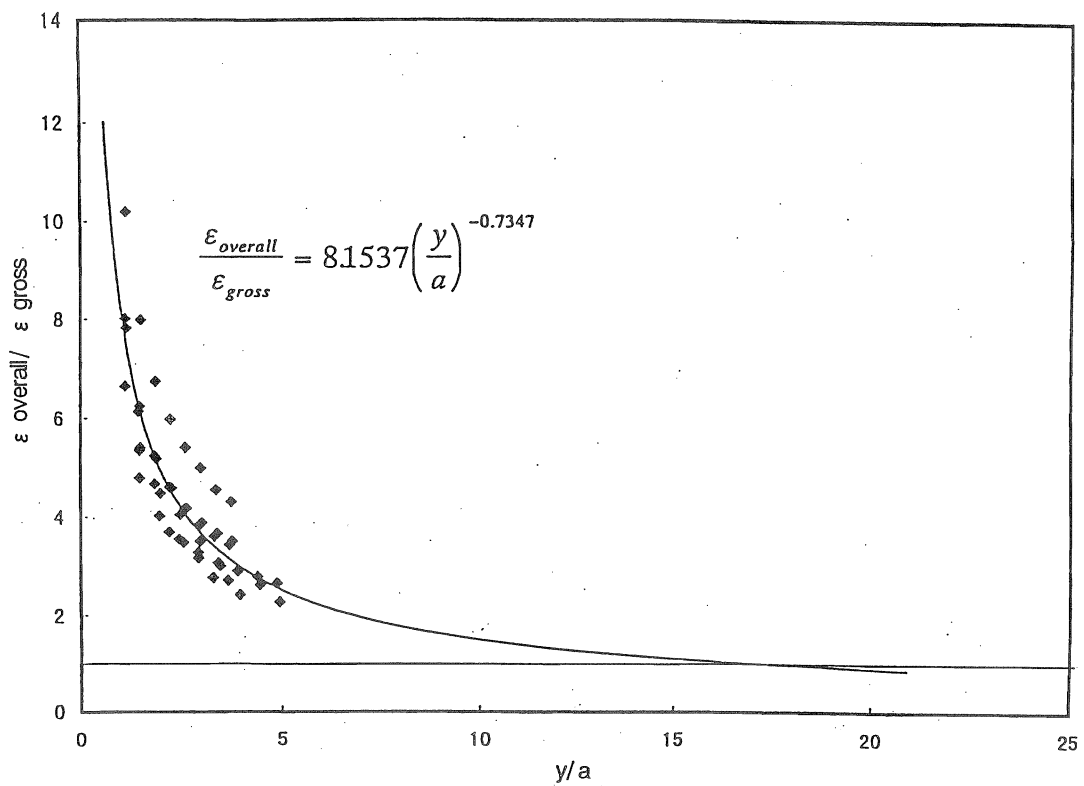
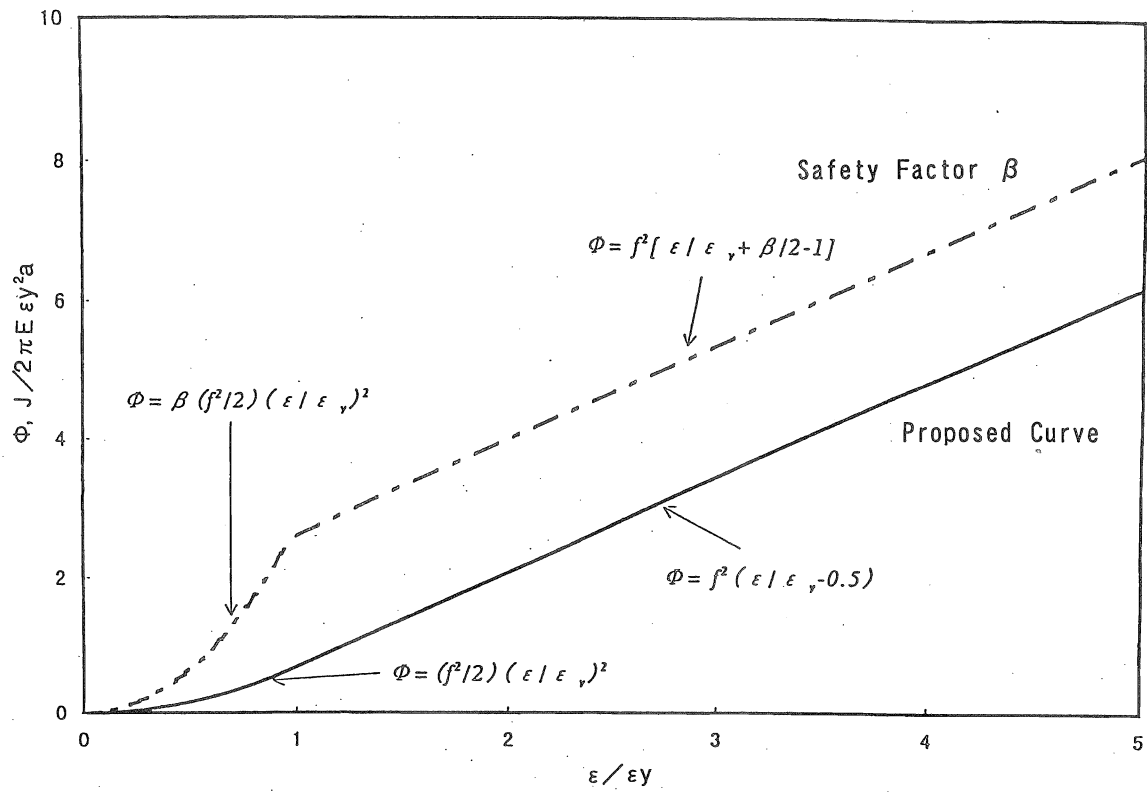
歪みを評価する評点間距離と等価欠陥寸法の比が $y/a=3$ であれば(9)式あるいは Fig.11 より $\varepsilon_{overall}/\varepsilon_{gross}=3.6$ となり、欠陥を力学的に評価するパラメータ Φ は、

$$\Phi = f^2(\varepsilon/\varepsilon_y - 0.5) = 1.8$$

と得られる。一方、想定事故条件 (温度、歪み速度等) におけるキャスクの破壊靱性値が $J_{Ic}=1700 \text{ kJ/m}$ (大型破壊試験で得られた鍛鋼の延性き裂初生の J_i 値) とすると材料の破壊靱性パラメータ Φ_c は、

$$\Phi_c = J_{Ic}/2\pi E a \varepsilon_y^2 = 2.6$$

Fig. 8 Relation between Φ and $\epsilon_{\text{overall}} / \epsilon_y$. (Tensile Test)Fig. 9 Relation between Φ and $\epsilon_{\text{overall}} / \epsilon_y$. (Tensile & Bending Test)



と得られ、 $\Phi < \Phi_c$ であることから、この想定事故の場合には少なくともキャスク胴部において延性き裂は発生しないと評価できる。

なお、本章では材料の破壊靱性パラメータ Φ_c の値を静的破壊靱性 J_{Ic} 値から求めたが、実際の評価に際しては必要に応じて評価事象における歪速度を考慮した動的破壊靱性値 J_{Id} 値を用いて Φ_c の値を求めるのが望ましい。ちなみに、9m 落下事故時における容器本体の歪速度は、約 $10^{-1} \sim 10^{-2}/\text{sec}$ ($10^0 \sim 10^{-1} \text{ MPa}\sqrt{\text{m/sec}}$) のオーダーである。外力としての Φ は、(2)式の $1/n$ の項がなくなることによって歪速度の影響がなくなっている。

6 結果のまとめ

キャスク用鋳鉄及び鍛鋼の破壊靱性値に及ぼす破壊モードの影響を調べた結果、モード I、II、III の中で、モード I の引張ならびに引張・曲げの破壊靱性値が最も低く、最も厳しい評価を与えることを確認した。

また、最も厳しい評価を与えるモード I の引張ならびに引張・曲げを対象に、鋳鉄及び鍛鋼について、実キャスクを想定した大型構造物としての破壊試験を実施し、J と歪みとの関係を得るとともに、表面き裂と等価な貫通き裂との試験結果を比較、両者に良い一致が認められることを確認した。

さらに、破壊靱性試験で得られた鋳鉄及び鍛鋼の材料データをもとに、J 値を基準化した Φ や基準歪の設定方法を検討し、J 積分に基づく非線形破壊強度評価式を提案するとともに、落下事象を例として実機への具体的な適用方法を紹介した。

得られた結果を以下に示す。

- 1) キャスク用鋳鉄(DCI)、鍛鋼ともに、 $K_{Ic} \leq K_{IIc} < K_{IIIc}$, $J_{Ic} \leq J_{IIc} < J_{IIIc}$ の関係が得られ、モード I の破壊靱性値が最も低く、最も厳しい評価を与えることが確認できた。

J 積分を無次元化した $\Phi (= J/2\pi E \varepsilon y^2 a)$ と無次元化した歪 ($\varepsilon/\varepsilon_y$) を用いることにより、材料による影響が少なくなり、J- ε overall 関係はほぼ一本の曲線で近似できる。

- 3) キャスク用鋳鉄及び鍛鋼に対する、負荷モード及び材料に依存しない J 積分設計曲線を以下のように提案する。
- 2) ここで、 Φ は欠陥を力学的に評価する応力パラメータ、 Φ_c は材料の破壊靱性パラメータ

$$\Phi = (f^2/2)(\varepsilon/\varepsilon_y)^2 \quad \text{for } \varepsilon/\varepsilon_y < 1$$

$$\Phi = f^2(\varepsilon/\varepsilon_y - 0.5) \quad \text{for } \varepsilon/\varepsilon_y \geq 1$$

Φ : 無次元化した J 積分 ($\Phi = J/2\pi E \varepsilon y^2 a$),

f : 形状係数, ε_y : 降伏歪, ε : 歪量

- 4) ε overall と ε gross の関係は以下の式が得られた。

$$\varepsilon_{\text{overall}}/\varepsilon_{\text{gross}} = 8.1537(y/a)^{-0.7347}$$

$\varepsilon_{\text{overall}}$: き裂をはさんだ標点距離間の歪

$\varepsilon_{\text{gross}}$: き裂から十分遠方あるいは、き裂位置でのき裂を想定しない場合の歪

y : 評点間距離の半長, a : 等価貫通き裂の半長
従って、実際の歪の評価に用いた評点間距離 y とき裂寸法が分かれば、 $\varepsilon_{\text{gross}}$ と上式を用いて、J 積分設計曲線を評価する $\varepsilon_{\text{overall}}$ を求めることができる。

この場合の延性き裂の発生に関する判定基準は以下のように設定できる。

$\Phi < \Phi_c$: 延性き裂は発生しない

$\Phi \geq \Phi_c$: 延性き裂が発生する

謝 辞

本試験計画や試験結果について御指導を戴きました東京大学矢川元基先生、同大学中沢正治先生、横浜国大酒井譲先生をはじめ、本試験遂行にご尽力戴いた三菱マテリアル(株)の安島辰郎殿、日本鋼管(株)の猪原康人殿、浦辺浪夫博士、(株)日本製鋼所の田中康彦博士他多くの方々に謝意を表します。また、本報の内容には、経済産業省(当時、通産省)からの受託研究の成果が一部含まれていることを付記し、ここに謝意を表します。

参考文献

- [1] Ito, C., Shiomi, T., Kosaki, A., Cato, O., Sirai, K., Onchi, T., Imaeda, N., Arai, T., Saegusa, T.: Research on quality assurance of ductile cast iron casks (Part II). CRIEPI Report EU91001, CRIEPI (1991).
- [2] Kosaki, A., Ito, C., Arai, T., Saegusa, T.: Brittle fracture tests at low temperature for cask materials. *Proc. of The 10th International Symposium on the Packaging and Transportation of Radioactive Materials (PATRAM'92)*, 3, Yokohama, Japan, Sept.13-18, 1992, pp.1105-1112(1992).
- [3] Kosaki, A., Saegusa, T.: Brittle fracture tests of cask materials for transporting radioactive materials. *RAMTRANS, Nuclear Technology Publishing*, 7, pp.133-142 (1996).
- [4] Kosaki, A., Saegusa, T.: Fracture mode test of ductile cast iron for casks. *Proc. of The 9th International Conference on Fracture (ICF-9)*, 5, Sydney, April 1-5, 1997, pp.2471-2478(1997).
- [5] 小崎明郎, 浦辺浪夫, 丸岡正信: キャスク本体材料(鋳鉄、鍛鋼)のモード I、II、III 下における破壊靱性値。(社)日本機械学会 第 6 回動力エネルギー技術シンポジウム講演論文集, 川崎市産業振興会館, 1998 年 11 月 10-11 日, C206, pp.337-342(1998).
- [6] Brown, Jr. W. F., Slawley, : Plain Strain Crack Toughness Testing of High Strength Metallic Materials, J. E.: ASTM

- STP410, pp.12 (1966).
- [7] ASTM E399-90 (1994): Annual Book of ASTM Standards(1994).
- [8] Otsuka, A., Tohgo, K., Kida, T., Yamada, S.: Advances in fracture research, *Proc. IDF 6*, 3, (Raju, I. S. and Newman, C. F. eds), pp.1671(1984).
- [9] 東郷敬一郎, 大塚昭夫他: “混合モード 3 次元き裂の疲労き裂進展挙動に関する研究 (第 1 報, J 積分値を応用した混合モード 3 次元き裂の応力拡大係数の解析)”, (社)日本機械学会論文集, A 編, 52, No. 476, p909-918 (1986).
- [10] J.R. Rice, P.C.Paris, and J.G.Markle : Some Further Results of J-Integral Analysis and Estimation, Progress in Flaw Growth and Fracture Toughness Testing, ASTM STP536, p231-245 (1973).
- [11] 小崎明郎: 使用済燃料貯蔵容器材料の延性破壊試験. (社)日本原子力学会「1998 秋の大会」予稿集, 福井工業大学, 1998 年 9 月 28-30 日, E67, p327(1998).
- [12] (財)電力中央研究所: 主要な研究成果: 使用済燃料貯蔵容器材料の延性・脆性領域における破壊強度評価手法. 研究年報/1996 年版, (財)電力中央研究所, pp.14-15(1996).
- [13] 小崎明郎, 安島辰郎, 猪原康人: 表面き裂付き球状黒鉛鋳鉄試験片による延性破壊評価 (その 1) -表面き裂付き大型試験片による引張試験-. 電力中央研究所報告 U99026, (財)電力中央研究所 (1999).
- [14] 小崎明郎, 浦辺浪夫: 球状黒鉛鋳鉄と鍛鋼の非線形破壊力学による延性破壊評価-J 積分設計曲線の提案-. (社)日本機械学会 第 7 回動力・エネルギー技術シンポジウム 2000 講演論文集, 大田区産業プラザ (東京), 2000 年 11 月 1 日, B201, pp.321-326 (2000).
- [15] 小崎明郎, 三枝利有: 半楕円表面き裂付き小型試験片による使用済燃料貯蔵容器材料の延性破壊試験. (社)日本原子力学会「1994 秋の大会」予稿集, 北大, 1994 年 9 月 28-30 日, B62, p138(1994).
- [16] Kosaki, A., Saegusa, T: Ductile fracture tensile test of cask materials. *Proc. The 3rd JASME /ASME-Joint International Conference on Nuclear Engineering (ICONE-3)*, (JASME and ASME), 1, Kyoto, Japan, April 23-27, 1995, pp.375-380(1995).
- [17] Rice, J.R.: A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks. *J. Appl. Mechanics*, 379-386(1968).
- [18] Yagawa, G., Kitajima, Y.: Three-dimensional fully plastic solutions for semi-elliptical surface cracks. *Int. J. Pres. Ves. & Piping* 53, 457-510(1993).