

## 6. 破壊靱性測定法

破壊の機構・理論的検討は1920年代のGriffithの理論あるいは1950年代によるIrwinによる線型破壊力学によって破壊力学の基礎が作られ、最近ではASTM E399に平面ひずみ破壊靱性 $K_{Ic}$ を求める破壊靱性試験が規定され、また弾塑性破壊靱性 $J_{Ic}$ を求める方法もASTM E813として規定されている。

しかしながら $K_{Ic}$ にせよ $J_{Ic}$ にせよ変形速度（応力拡大速度 $K$ 、荷重負荷速度等）の影響、試験片サイズの影響を受ける。

使用済燃料輸送・貯蔵容器の場合、ショックアブソーバ付きの場合で変形速度 $\dot{\epsilon} \sim 0.2/\text{sec}$ 、ショックアブソーバーのない場合にはこの1～2桁以上の変形速度まで予想され、破壊は極めて動的に進行することになる。このような条件下では前述の静的な試験から求まる $K_{Ic}$ 、 $J_{Ic}$ と動的な試験条件で得られる $K_{Id}$ 、 $J_{Id}$ とにおいていずれが破壊を律する要因となるか判然としない。

また球状黒鉛鋳鉄では破壊の起点となりやすい黒鉛が約9 vol. %程度含まれており、疲労亀裂を入れた個所から破壊が進行するの否かなど従来の鋼に適用できる方法でよいのか否か判然としない。

さらに鋼の場合には試験片の採取方法も確立しているが、鋳鉄の場合にはこれも判然としていない。

本報告ではASTM E813、E399を基準としながらも、キャスクを念頭においてどのような方法で破壊靱性を測定すればよいのかについて検討した。

### 6.1 破壊靱性測定の予備試験

#### 6.1.1 目的

破壊靱性測定方法としてはASTM E813によるものおよびこれの改善法などがあるが、厚肉球状黒鉛鋳鉄に適用された例が見あたらないことから、まずこの材料の破壊靱性がどの程度であり、どのような測定方法が適切かを検討するため、また、破壊靱性がどのような冶金的因子の影響を受けるかを先ず検討するために本予備試験を実施した。

#### 6.1.2 試験方法

第3章で述べた $1/2$ スケールモデル鋳造試験体のB部近傍（図-3.4.1参照）の外表面から内

表面にかけての部分から試験片を切り出し、外表面を0/4t、内表面を4/4tとして肉厚中心部（2/4t）およびそれらの中間（1/4t、3/4t）の5個所から試験片を採取した。この各部の化学成分を表6.1.1に示す。又、代表的な金属組織を図6.1に示す。球状化率は周長測定法で測定した。機械的性質等を表6.1.2に示す。破壊靱性測定はクロスヘッド速度0.5mm/min.の静的条件で行い、 $J$ 積分値は次式で求めた。

$$J = \frac{2A}{Bb} \left[ \frac{1+\alpha}{1+\alpha^2} \right] \\ \alpha = \left[ (2a/b)^2 + 2(2a/b) + 2 \right]^{1/2} - (2a/b + 1) \quad (1)$$

ここで、 $A$ は荷重-変位曲線の下側の面積、 $B$ は試験片厚み、 $W$ は試験片幅、 $a$ は亀裂長さであり、 $b = W - a$ である。

また、亀裂進展量 $\Delta a$ は電位差法を用い、定電流としては10Aを試験に流して電位差の変化をAronsonとRitchie (1)の補正曲線により $\Delta a$ に変換した。

さらに除荷コンプライアンス法も適用するとともに亀裂形状を確認するため、過荷重を加えて亀裂発生させる試験も実施した。

表6.1.1 Chemical composition of samples (wt%)

location	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Cu	Mg
0 t	3.70	2.13	.24	.026	.003	.40	.037	.011	.072
1/4 t	3.70	2.14	.24	.024	.004	.40	.037	.011	.072
2/4 t	3.70	2.13	.24	.018	.005	.40	.036	.012	.071
3/4 t	3.70	2.15	.23	.016	.003	.40	.033	.011	.065
4/4 t	3.70	2.14	.24	.022	.003	.39	.037	.012	.072

表6.1.2 Mechanical properties and characteristics of graphite nodules.

位 置 location	降伏強さ $\sigma_y$ (kg/mm <sup>2</sup> )	引張強さ $\sigma_b$ (kg/mm <sup>2</sup> )	伸び elong. (%)	平均黒鉛径 d (μm)	球状化率 n (%)
0 t	24	40	27	46	69
1/4 t	25	38	23	55	66
2/4 t	24	39	19	73	67
3/4 t	24	35	10	89	48
4/4 t	24	39	22	83	58



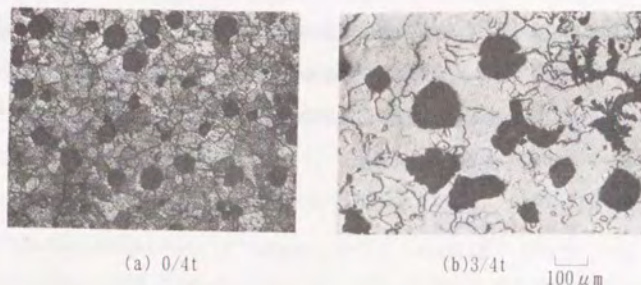


図6.1.1 Metallographs

### 6.1.3 試験結果

球状黒鉛の直径および球状化率の分布を図6.1.2 および図6.1.3 に示す。黒鉛直径の平均値は0/4tで47μm, 3/4tで89μmであり、平均球状化率はそれぞれ69%, 48%であった。

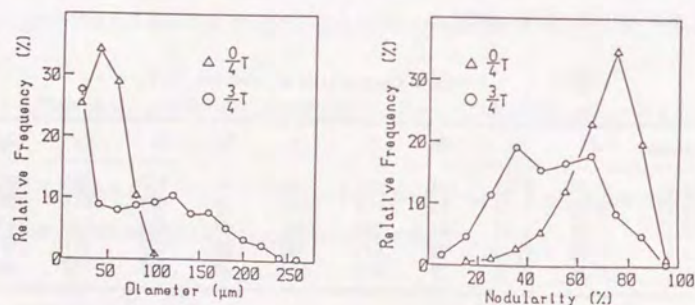


図6.1.2 Distribution of nodule diameter

図6.1.3 Distribution of nodularity

また、それぞれの部位における直径と球状化率の関係を図6.1.4 に示す。この結果から黒鉛直径が 100 μm 程度の時が最も球状化率がよい結果が得られ、さらに凝固時の冷却速度が大きい方がよい球状化率が得られることがわかる。

代表的な荷重-電位差-変位記録を図6.1.5 に示すが、図からわかるように球状黒鉛鑄鉄では最大荷重を示した変位の後、荷重が低下している。

また電位差は初期には徐々に増加しているが、途中から傾きが大きくなる。これは初期においては塑性変形や亀裂先端の微細亀裂発生による電位差が増加していたのが、途中から亀裂

進展が起り、急速に電位差が増加していったものと考えられる。

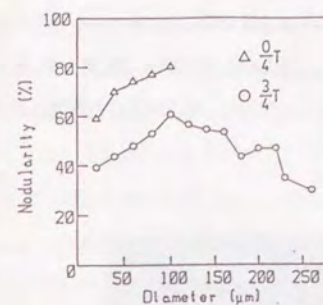


図6.1.4 Relation between diameter and nodularity

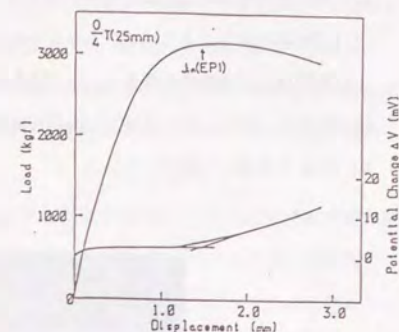


図6.1.5 Load-potential-displacement record

従って、図6.1.5 に示したように電位差曲線の変曲点から  $J_{in}$  (EP(1)) が求められる。

図6.1.6 に破断面の写真を示すが、すべての試験片は、 $J$  値を求める試験の後に疲労破壊により破断した。(a)に示すように安定亀裂が発生しているものもあり9点平均法により  $\Delta a$  を求め、ASTM E813 により  $J_{IC}$  を求めた。

その結果を図 6.1.7 に示す。



(a) 0/4t

(b) 3/4t

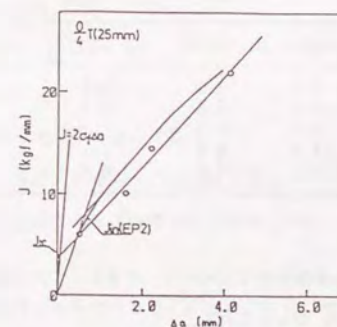


図6.1.7  $J_{IC}$  and  $J_{in}$  (EP(2))

他方、図6.1.6 (b)に示すように安定亀裂が確認困難な場合もあり、必ずしもASTMが万



能ではない場合もあった。そこで図 6.1.7 に示すように電位差変化から求めた  $J-\Delta a$  曲線により、R 曲線と鈍化直線の交点から  $J_{in}$  (EP(2)) を求めた。この時鈍化直線の傾きは図 6.1.7 からわかるように  $2\sigma_f$  よりも小さい。このことは試験初期における  $\Delta a$  が電位差法では塑性変形と微細亀裂発生とにより過大評価されているものと思われる。図 6.1.8 に亀裂状況を示す。0/4t、3/4t の両方とも延性破壊の状況を示しており、亀裂進展は黒鉛周辺部での Void を通過して進行している。

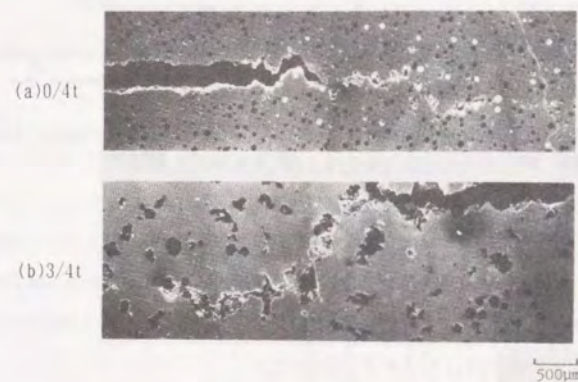


図6.1.8 Crack profiles 500  $\mu\text{m}$

表6.1.3  $J_{Ic}$  obtained from various methods (kg/mm) and tearing modulus

location	$J_{Ic}$ (ASTM)	$J_{Ic}$ (EP(1))	$J_{Ic}$ (EP(2))	$J_{Ic}$ (comp)	$J_{Ic}$ ( $P_{max}$ )	T
0 t	4.0	6.8	7.4	11	7.7	121
1/4 t	6.2	6.7	6.6	8.3	6.8	121
2/4 t	5.3	7.5	8.7	7.4	7.8	125
3/4 t	4.6	7.0	8.3	10	7.9	116
4/4 t	4.6	8.2	9.2	9.0	8.5	131

各種測定法で求めた  $J_{Ic}$  を表 6.1.3 に示す。ここで T は tearing modulus で  $T=(E/\sigma_y^2) dj/da$  で与えられる。

これらから ASTM 法で得られた  $J_{Ic}$  が他の方法と比較すると最も保守的な値を与え、コンプライアンス法による値が最も高い値となっていることがわかる。ただし ASTM 法では破面から  $\Delta a$  が測定可能な材料でないと ASTM 法は適用できない。

#### 6.1.4 考 察

- (1) 球状黒鉛鋳鉄の破壊靱性評価を行なうにあたって、ASTM 法で行なう場合には黒鉛が存在するためにストレッチゾーンの測定が困難であり、鈍化直線の確実性が判然としない。また微細亀裂の存在のため亀裂進展量  $\Delta a$  の測定が困難である。このため球状黒鉛鋳鉄の破壊靱性評価には何らかの別の方法、例えば電位差法やコンプライアンス法などの適用をはかる必要がある。
- (2) 電位差法が必ずしも正しい鈍化直線を与えるものではないが、 $\Delta V$ -変位曲線の変曲線から亀裂発生点を求める方法は主亀裂の成長をとらえる意味からはかなり近い値となること、および一個の試験片で試験ができるといったことから実用的な方法であると考えられる。
- (3)  $P_{max}$  から破壊靱性を求める方法は最も簡易な方法ではあるが、試験片肉厚の影響を受けやすいことから ASTM E813 以上の厳しい制限が必要となるだろう。
- (4) 各種方法で  $J_{Ic}$  が求まるが、その値は 4~10 kg/mm 程度である。
- (5) 延性破壊が生じる場合には第二相（ここでは黒鉛）間距離が  $J_{Ic}$  に影響しているとの報告<sup>(2)</sup>もあるが、本実験では炭素量がほぼ一定であり、黒鉛粒径と黒鉛間距離は相関があることから、黒鉛粒径と  $J_{Ic}$  の関係があると思われたが、結果的には両者間の相関は認められなかった。
- (6) この原因としては凝固時間が長くなるに従って、黒鉛粒径は大きくなるが、これとともに球状化率が低下し、球状化率の低下による  $J_{Ic}$  の低下と黒鉛間距離増大による  $J_{Ic}$  の上昇とがお互いに打ち消しあったものと考えられる。<sup>(3)</sup>

#### 6.1.5 結 論

球状黒鉛鋳鉄の破壊靱性測定の結果をまとめると以下の通りである。

- (1) 球状黒鉛鋳鉄の破壊靱性は測定方法にもよるが、ほぼ 4~10 kg/mm である。
- (2) 球状黒鉛鋳鉄の破壊靱性は黒鉛粒径の差にもかかわらず肉厚方向分布ではほぼ一定の値となる。
- (3) 破壊靱性測定には何らかの方法で亀裂進展量  $\Delta a$  を求めることが必要であり、必ずしも ASTM E813 のみでは対応できない。



## 文 献

- (1) G. A. Aronson and R. O. Ritchie : J. Test Eval., 7(1979), P. 208.
- (2) J. R. Rice and M. A. Johnson : "Inelastic Behavior of Solids", Kanninen et al. eds., McGraw-Hill, P. 641
- (3) 栗林 他 : 鉄と鋼 69(1983), P663

## 6.2 各種試験法による破壊靱性の評価

前節ではASTM E813による $J_{Ic}$ と $J_{Is}$ の測定方法を4種類変化させて破壊靱性値がどのようになるかを評価した。

本項ではASTM E813(除荷コンプライアンス法), JSME S001(AE法), R曲線法について比較した。

### 6.2.1 供試材

3章の $\frac{1}{2}$ スケールモデルの材料を用い, 図6.2.1~図6.2.3の位置から, 図6.2.4図, 図6.2.5にシステム試験片を採取した。供試材の化学組成を表6.2.1に, 顕微鏡組織を図6.2.6に示す。

### 6.2.2 試験方法

上記供試材を用い, 機械的性質については引張試験, 硬さ試験, シャルピー衝撃試験をJISにもとづいて実施した。弾塑性破壊靱性( $J_{Ic}$ )試験は1TCT試験片を用い, 単一試験片による除荷コンプライアンス注(ASTM E813, 以下 $\lambda$ 法という。)およびAE法(JSME S001)さらに複数試験片によるR曲線法による $J_{Ic}$ 評価を検討した。なお $\lambda$ 法を実施するに際しては, 疲労によりコンプライアンス-亀裂長さの構成曲線を求めた。

さらに顕微鏡画像解析と破面観察を行ない, 強度との対応を検討した。

引張試験および破壊靱性試験に用いた計測・解析装置の構成を図6.2.7に示す。

### 6.2.3 試験結果

引張試験における荷重-歪み線図の一例を図6.2.8に示し, 試験片の破断状況を図6.2.9に示すが, これらから球状黒鉛鉄は局部伸びがほとんど発生せずに破壊に至っていることがわかる。

機械的性質および顕微鏡画像解析結果を表6.2.2に示し機械的性質および金属学的性質の厚さ方向依存性を図6.2.10および図6.2.11に示す。この結果から球状化率, 平均黒鉛径などは3/4tの位置が凝固時間の遅れにより, 最も悪い値となっており, 同時に伸び, 絞りの値もこの位置で最低値となっている。

次に破壊靱性の測定であるが, コンプライアンス-亀裂の長さの校正曲線を図6.2.12に示し, 除荷コンプライアンス法の試験結果の一例を図6.2.13に, R曲線法の試験結果を図6.2.14に, その破面を図6.2.15に示す。除荷コンプライアンス法においてもよく曲線の平滑性



が維持されており、またR曲線法でもよい直線性が保たれている。破面も破壊進行の平行性が保たれているが、材料の延性がやや高いため、やや中央先行型となっている。

亀裂の成長状況を図6.2.16に示すが、亀裂は黒鉛を伝って蛇行しながら進展している。この破断面のSEM像を図6.2.17および図6.2.18に示すが、いずれの場合にも亀裂は黒鉛を伝っており、マトリックスは延性、脆性の混在状態で破壊している。

AE法による試験結果を図6.2.19～6.2.22および表6.2.3ならびに表6.3.4に示す。AE現象は変位が0.15mmから発生しているが、AEの振幅が比較的大きな所、即8mmV以上のAE現象が発生した個所をとらえると $Lx=32\sim33\text{mm}$ の位置となり、亀裂先端からやや先の所で亀裂が発生していることがわかる。

$J_{ic}$ 試験結果をまとめて表6.2.5に示すが、球状黒鉛鑄鉄の $J_{ic}$ としては5～6kgf/mm程度と推定される。 $J_{inAE}$ は約2kgf/mm<sup>2</sup>であるが、これは電磁発生のみをとらえており、かなり厳しい側の値となっている。

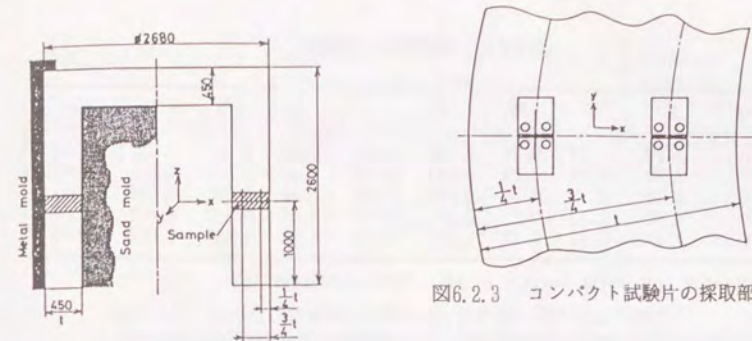


図6.2.1 試験鑄造した容器の断面図と供試材採取部(斜線部)

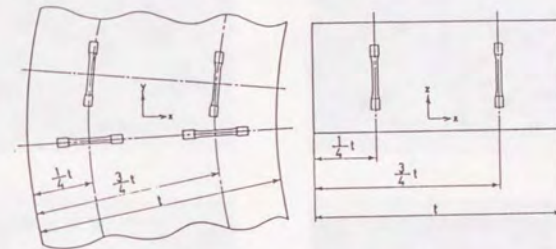


図6.2.2 引張試験片の採取部位

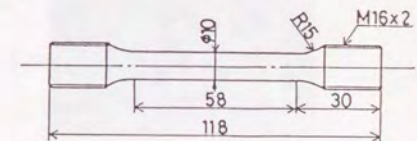


図6.2.4 引張試験片の形状と寸法

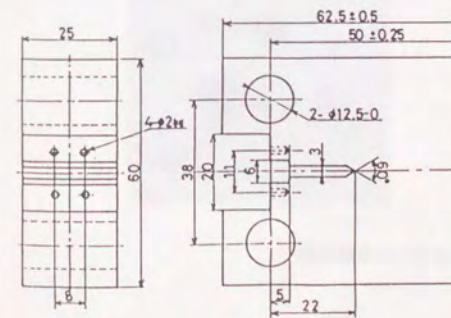


図6.2.5 コンパクト試験片の形状と寸法



表6.2.1 供試材の化学組成

location *	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Cu	Mg
0 t	3.70	2.13	0.24	0.026	0.003	0.40	0.037	0.011	0.072
1/4 t	3.70	2.14	0.24	0.024	0.004	0.40	0.037	0.011	0.072
2/4 t	3.70	2.13	0.24	0.018	0.005	0.40	0.036	0.012	0.071
3/4 t	3.70	2.15	0.23	0.016	0.003	0.40	0.033	0.011	0.065
4/4 t	3.70	2.14	0.24	0.022	0.003	0.39	0.037	0.012	0.072

\* measured from outer surface of wall (wall thickness, t)

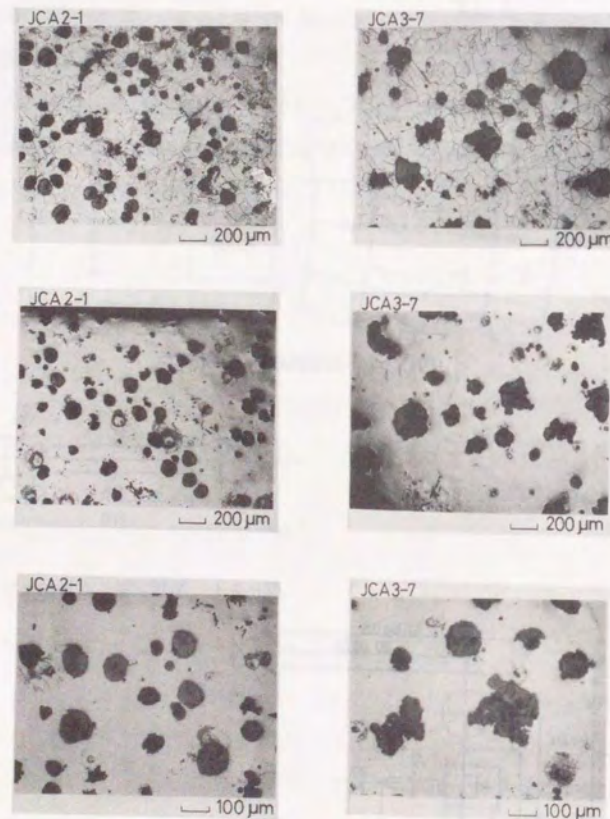


図6.2.6 供試材の顕微鏡組織

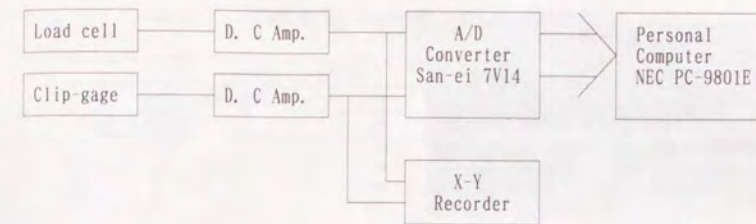


図6.2.7 引張及び破壊靱性試験に用いた計測・解析装置の構成

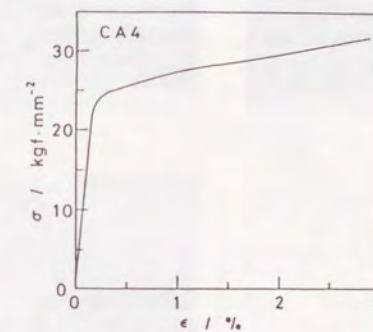


図6.2.8 荷重—歪み線図の一例



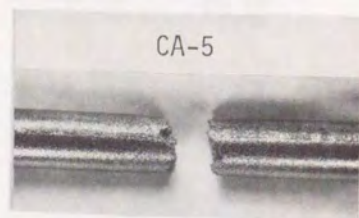
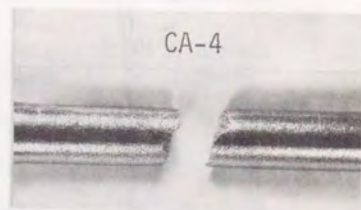
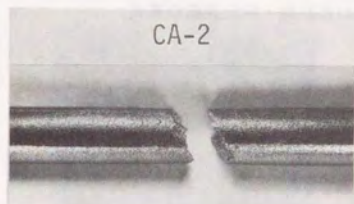
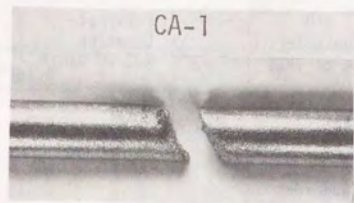


図6.2.9 試験片の破断状況

表6.2.2 機械的性質の試験結果と顕微鏡画像解析結果

Location	Mechanical properties							Microstructure		
	0.2% Proof stress $\sigma_{0.2}$ , kgf/mm <sup>2</sup>	Tensile strength $\sigma_b$ , kgf/mm <sup>2</sup>	Elongation $\delta$ , %	Reduction in area $\psi$ , %	Brinell hardness HB	Elastic modulus $E$ , kgf/mm <sup>2</sup>	Poisson's ratio $\nu$	Absorbed energy* $vt$ , kgf-m/cm <sup>2</sup>	Ferrite content $f$ , %	Nodularity $n$ , %
x-0 t					133				100	90
x-1/4 t	25	38	23	22	117	15000	0.28	2.3	100	90
x-2/4 t	24	39	19	18	126	15000	0.28	2.45	90	80
x-3/4 t	24	35	10	9	118	15000	0.28	2.6	90	70
x-4/4 t					131				100	80
y-0 t	24	40	27	28	133	15000	0.28	2.5		
y-1/4 t	24	39	25	25	117	16000	0.28	2.6		
y-2/4 t	24	38	21	20	126	16000	0.29	2.4		
y-3/4 t	23	30	6	9	118	15000	0.29	2.2		
y-4/4 t	24	39	22	20	131	16000	0.29	2.0		
z-0 t	24	40	27	28	133	16000	0.28	2.2		
z-1/4 t	24	39	27	25	117	15000	0.30	2.4		
z-3/4 t	24	32	6	9	118	14000	0.29	2.5		
z-4/4 t	24	39	22	27	131	15000	0.29	2.8		

\*Charpy impact test with V-notched specimen at room temperature.

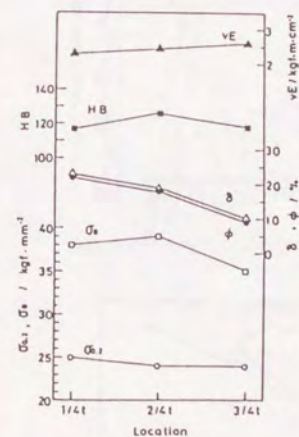


図6.2.10 機械的性質 (x方向)の厚さ方向依存性

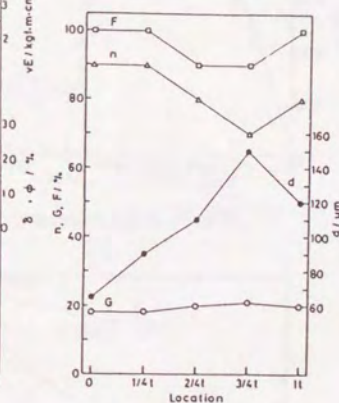


図9.2.11 金属学的性質の厚さ方向依存性



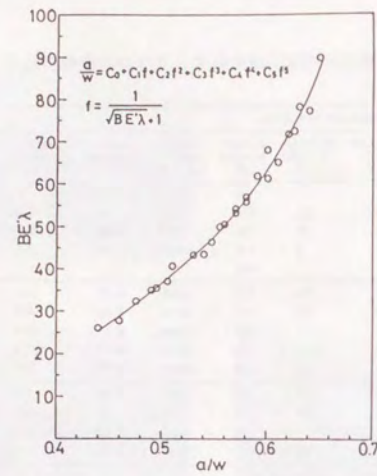
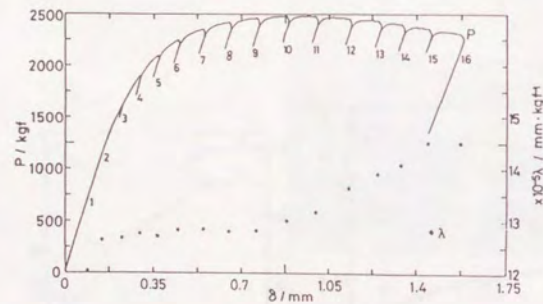
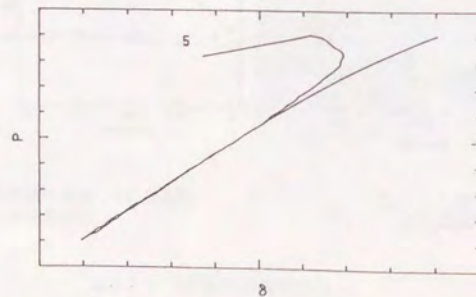


図6.2.12 コンプライアンス — 亀裂長さの校正曲線

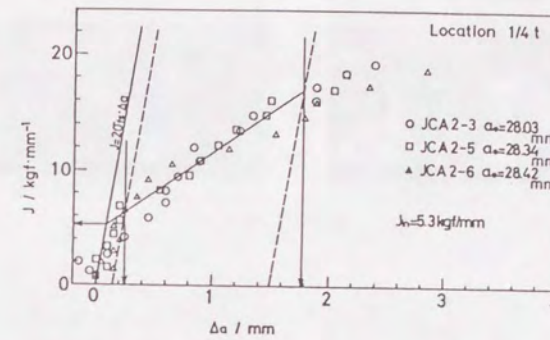


a 荷重 — 荷重線変位曲線とコンプライアンスの変化



b 部分除荷部の拡大

図6.2.13 除荷コンプライアンス試験結果の一例



a λ法によるR曲線

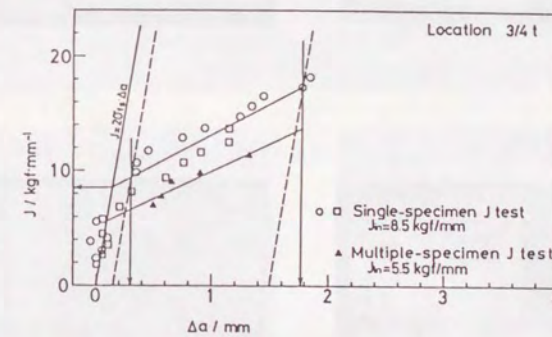


図6.2.14 R曲線の結果



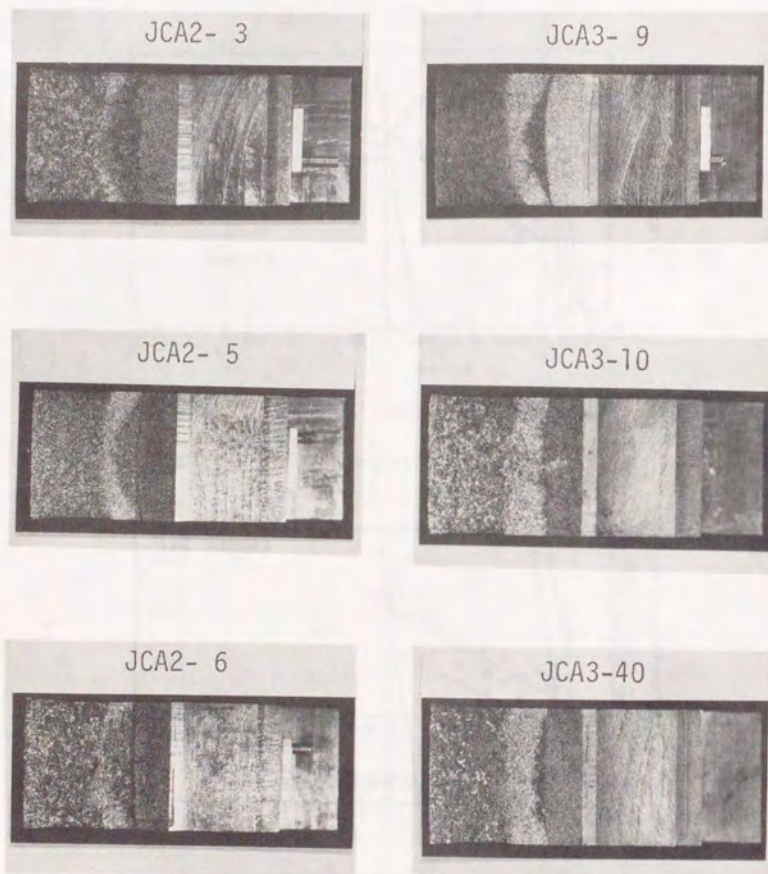


図6.2.15 試験片の破面

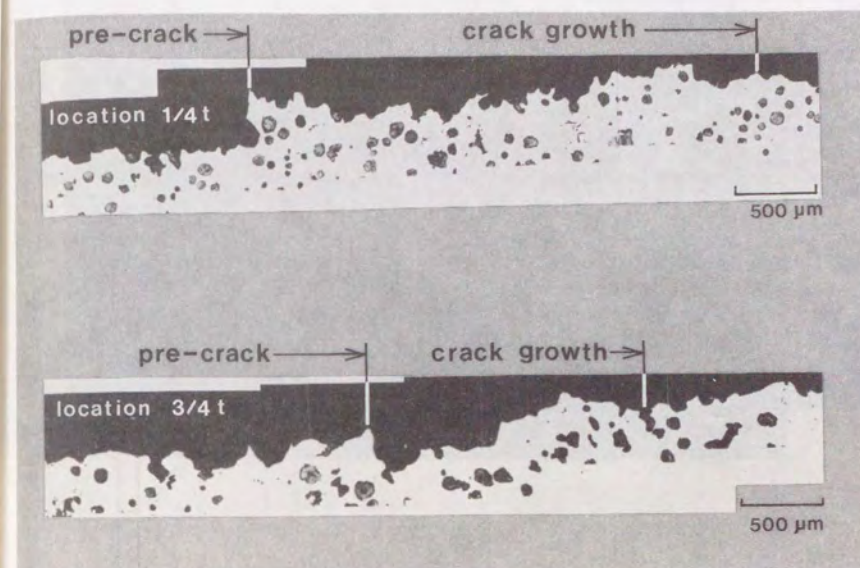


図6.2.16 亀裂の成長状況



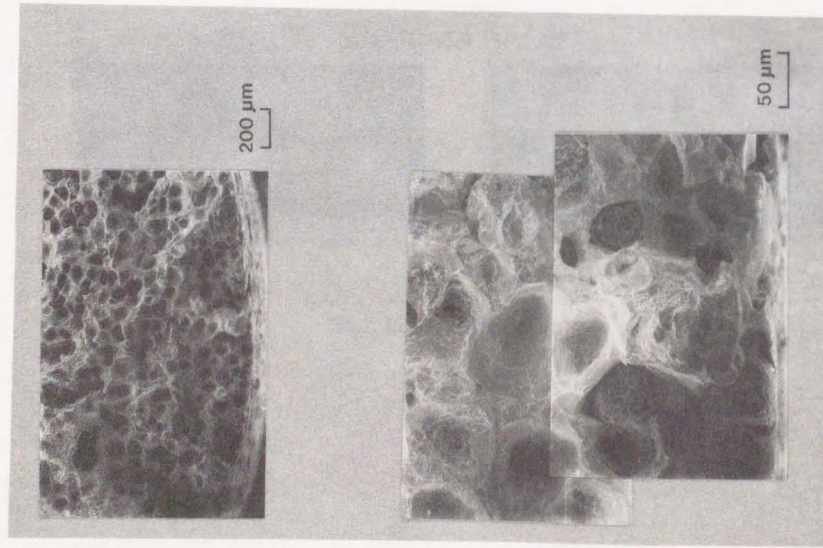
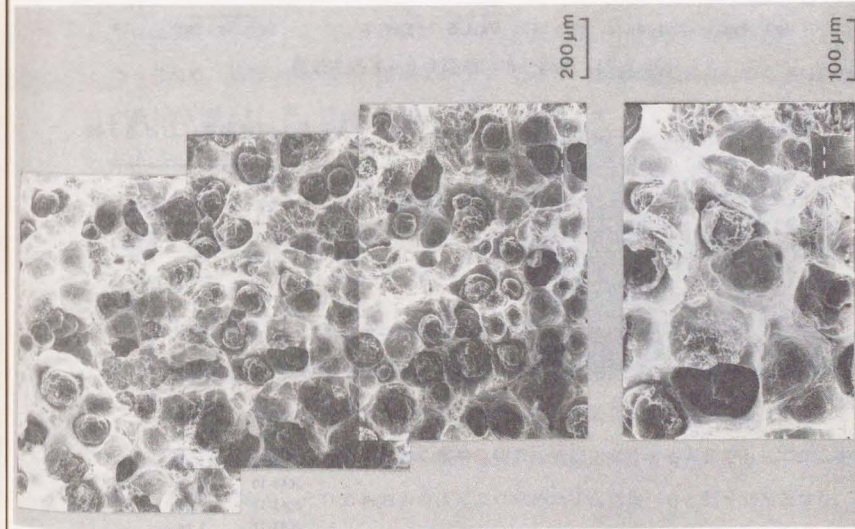
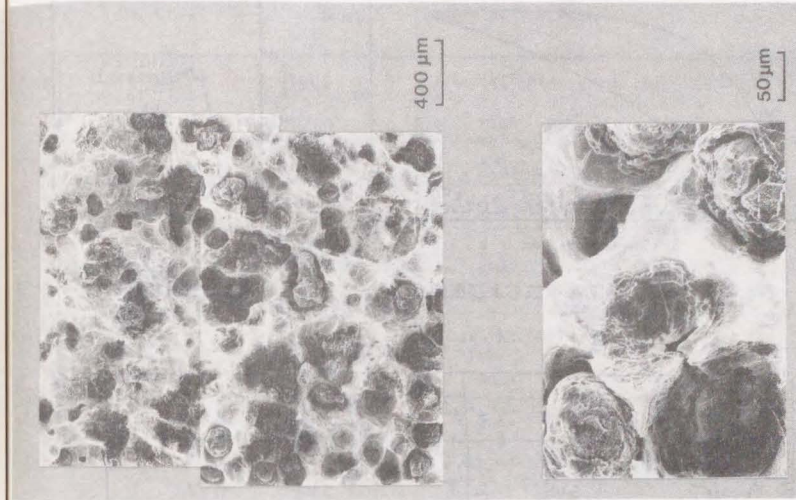


図6.2.17 引張破断面 (部位 1/4t) のSEM像



部位 (1/4)t



部位 (3/4)t (倍率は1/4tの1/2)

図6.2.18 安定亀裂成長部のSEM像



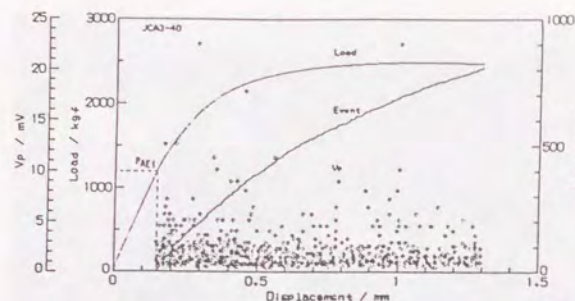


図6.2.19 荷重, AE事象数および振幅と変位の関係

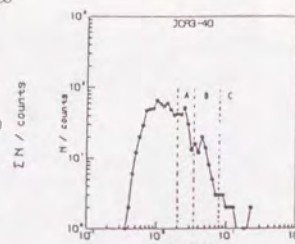


図6.2.20 振幅分布

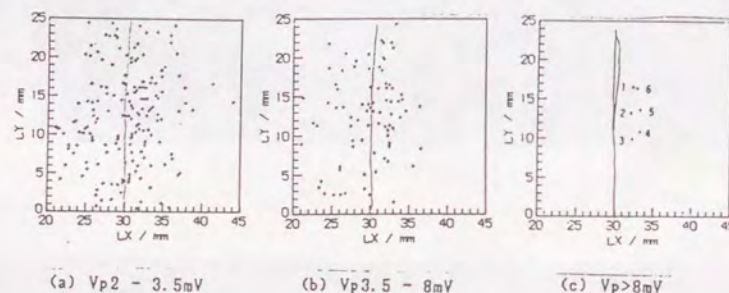


図6.2.21 振幅分布別亀裂面上AE発生位置

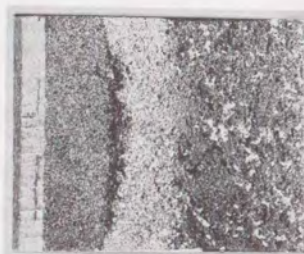


図6.2.22 破壊靱性試験後の破面の写真

表6.2.3 AE発生開始荷重におけるJ値

Specimen	Pfmax	PAEI	JAEL
Name	kgf	kgf	kgf/mm
JCA3-40	1100	1200	0.38
JCA3-10	1100	1130	0.34
JCA3-11	1100	1210	0.43
JCA3-12	1100	1070	0.35

表6.2.4 AE法によるJ<sub>IAE</sub>

Specimen	J <sub>IAE</sub>
Name	(kgf/mm)
JCA3-40	3.62
JCA3-10	1.10
JCA3-11	2.91
JCA3-12	1.04
AVERAGE	2.17

## J<sub>IC</sub>試験のまとめ

表6.2.5 Summary of J<sub>IC</sub> tests

Location of specimen	Test method	J <sub>IC</sub> (kgf/mm)			T <sub>J</sub> *		
		min.	mean	max.	min.	mean	max.
1/4 t	Compliance	4.1	5.3	7.3	122	165	192
3/4 t	Compliance	7.0	8.5	10.0	128	140	151
	Multiple-Spec.	5.2	5.5	6.1	114	125	140
* Tearing modulus, T <sub>J</sub> = (dJ/da)(E/Q σ <sub>0.2</sub> <sup>2</sup> )							
Location of specimen	Test method	J <sub>IAE</sub> (kgf/mm)					
		min.	mean	max.			
3/4 t	AE	1.0	2.2	3.6			

## 6.2.4 考察

- ① 機械的性質の異方性はほとんど認められないが厚さ方向の位置による分布が金属学的にも認められる。これは凝固時の冷却速度に起因するものであり、本供試材の製造方法（外型は金型、中子はダイレクトシル砂型）により決定され、今回は中子の冷却能が不十分であったため、凝固中心が 2/4T ではなく 3/4T となり、機械的性質においても 3/4T 位置が最も低い値となった。このことは球状化率、黒鉛サイズ、フェライト量からも裏づけられる。
- ② 除荷コンプライアンス法とR曲線法の比較ではR曲線法がより厳しいJ<sub>IC</sub>を与えることになり、供試材が多数採取できるのであれば、J<sub>IC</sub>測定はASTM法よりはR曲線法で実施するのが好ましい。
- ③ AE法はAE事象の発生分布から亀裂発生弾塑性破壊靱性値J<sub>IAE</sub>を求めるが、J<sub>IAE</sub>より前に塑性変形又は微細亀裂によると考えられるAE事象が発生し判別が付きにくい。そこで大振幅AEが発生した個所図6.2.21(c)と図6.2.22の破面を比較するとほぼ一致していることからAE振幅電圧8mV以上から疲労亀裂前縁近傍に発生するAEでもってJ<sub>IAE</sub>を求めた。しかしながら、それでも他の方法により求めたJ<sub>IC</sub>と比べると25~39%となり、相当地に低く評価してしまうこととなった。



④ 破面のSEM (図6.2.17, 図6.2.18)を見ると亀裂は黒鉛を含む面を進んでおり、これは図6.2.16の断面写真からも明らかである。これと③項でのAE事象を合わせて考えると亀裂は単純に疲労亀裂から進展していくのではなく、黒鉛の周辺で発生した微細亀裂が黒鉛 Voidを順次連絡し、疲労亀裂に連らなってマクロ的な亀裂となっているのではないかと推定される。このため他の方法によると微細亀裂段階では変位量として把握できずに、マクロ的な亀裂となつてはじめて測定できるため、AE法と比べると高い $J_{Ic}$ を与えることになる。

⑤ 今回の試験では3/4T部における $J_{Ic}$ 低下の原因が球状化率の低下によるものか、黒鉛の粗大化によるものか判然とはできなかった。これは凝固時間が長くなるにつれて有効な[Mg]量の低減(フェーディング)と黒鉛の成長とが同時に起こるため、両者が相関を持ち判別できなくなったものである。

#### 6.2.5 結 論

以上の検討の結果次のことがわかった。

- ① 球状黒鉛鑄鉄の $J_{Ic}$ は4~10kg/mmであり、AE法による $J_{Ic}$ は2kg/mm程度である。
- ②  $J_{Ic}$ の測定は試料数が十分あれば多数試験片によるR曲線法で求めるのが最も保守的な $J_{Ic}$ を得ることができる。
- ③  $J_{Ic}$ は黒鉛の球状化率や直径の影響を受ける。

#### 6.3 計装化シャルピー試験を利用した動的破壊靱性評価

6.1, 6.2節で球状黒鉛鑄鉄の破壊靱性のレベルおよび測定法等について研究してきた。しかし、実際に使用済燃料輸送、貯蔵容器としての品質保証用として用いるには試験片の採取について厳しい点があるため、可能な限り小さい試験片で破壊靱性を測定したいことから計装化シャルピー試験をベースとした動的破壊靱性試験の適用性について検討した。

Staticな場合とDynamicな場合における応力拡大係数と破壊靱性の対応を表6.3.1に示し、各種試験法によるK変位速度の関係を図6.3.1に示すが、本シャルピー試験は動的な破壊靱性試験としては比較的Kが大きい側にあり、相当に保守的な破壊靱性値が得られるものと期待できる。

なお、破壊靱性評価はRiceの3点曲げ簡便式

$$J = \frac{2}{Bb} \int_0^{\zeta} Pd\zeta \quad \text{--- (1)を用い, } K = \sqrt{\frac{E}{1-\gamma^2}} J \text{ として評価した。}$$

表6.3.1 応力拡大係数と破壊靱性

Kc (Fracture toughness): crack extension resistance		
	stress intensity factor	fracture toughness
STATIC	$K_I$	$K_{Ic}$
DYNAMIC	$K_I(t)$ impact load	$K_{I_d}(K) = K_{Ic}(t)$ impact load
	$K_I(t, v)$ crack extension	$K_{ID}(V)$ crack extension $K_{ID} = K_{ID \text{ min.}}$ crack extension arrest

V: crack extension rate

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f(\theta)_{ij} \\ \sigma_{ij} = \frac{K_I(t)}{\sqrt{2\pi r}} f(\theta)_{ij} \\ \sigma_{ij} = \frac{K_I(t, v)}{\sqrt{2\pi r}} f(\theta, V)_{ij} \end{array} \right. \quad (i, j = 1, 2, 3)$$

$$K_I(t, v) = K_I(v) \cdot K_I(t) \cdot$$

$K_I(t) \cdot$  ; static stress intensity factor at time=t



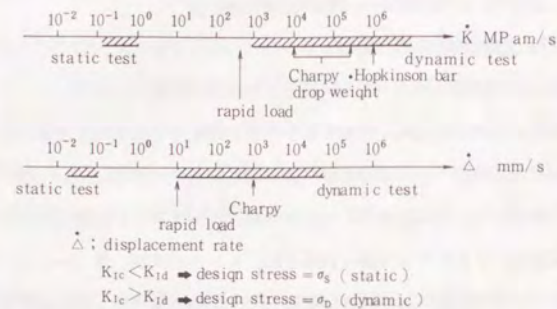


図6.3.1 各種試験法における $\dot{K}$ , 変位速度

### 6.3.1 試験方法

#### ① 供試材

供試材は第3章および第4章で述べた $1/2$ スケールモデルおよびフルスケールモデルの胴中央部から厚み(t)方向にそれぞれ $0/4t$ (外表面),  $1/4t$ ,  $2/4t$ (肉厚中央),  $3/4t$ ,  $4/4t$ (内表面)の位置からJIS 4号シャルピー衝撃試験片を採取した。

#### ② 計装化シャルピー試験機

通常のシャルピー試験機ではアンビル部の反射波や固有振動が大きく試験に影響すると考えられるため, 本試験ではアンビル部が質量300kgの慣性アンビル(固定可能)となっている慣性アンビル試験機(容量293.7J)を新規に開発し使用した。本試験機を図6.3.2～図6.3.6に示す。

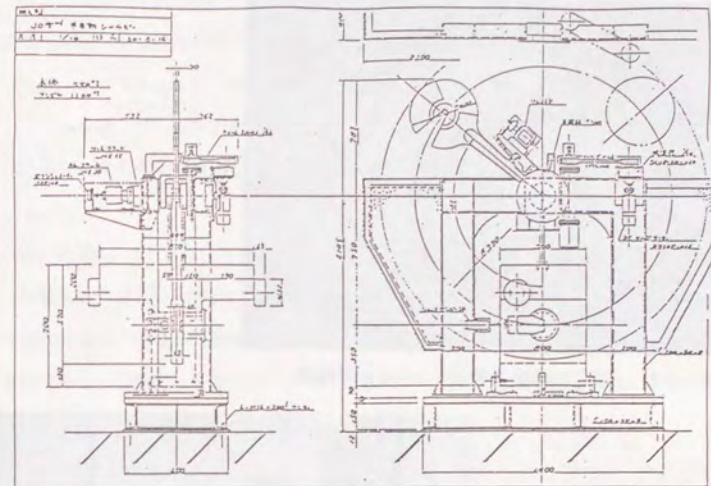


図6.3.2 慣性アンビル計装化シャルピー試験機

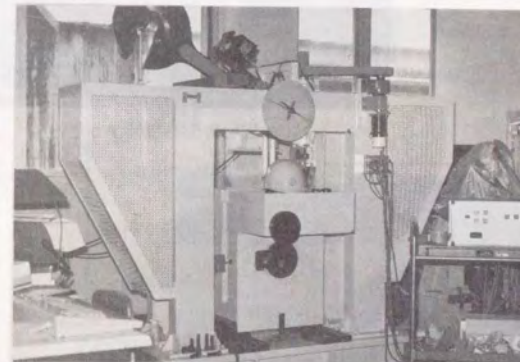


図6.3.3 慣性アンビル計装化シャルピー試験機



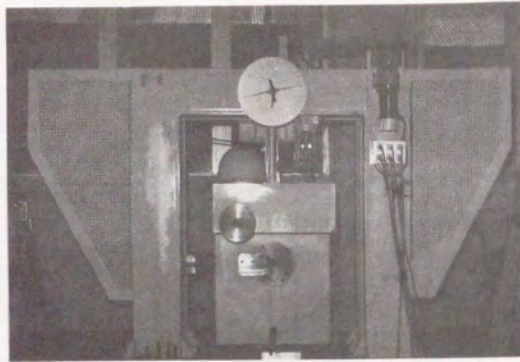


図6.3.4 慣性アンビル計装化シャルピー試験機

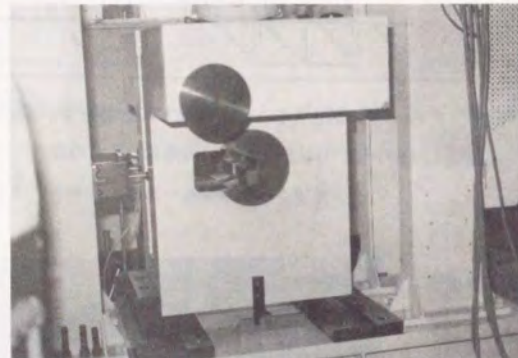


図6.3.5 慣性アンビル

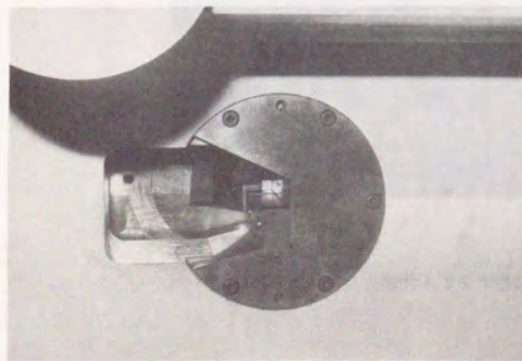


図6.3.6 打撃直前

計装化のブロック図を図6.3.7に示す。ハンマー、アンビルに付着した歪ゲージ（応答周波数 450kHz）から歪変化量を電圧変化として出力し、アンプ（応答周波数 200kHz）で増幅した後、デジタルメモリーオシロスコープへ入力した。このデータをGP-IBインターフェイスを通して、HP 216 コンピュータに入力してディスクに記録した。

このデータを再度取り出して、その荷重時間曲線から荷重変位曲線を求め、 $K_{14}$ を導出した。

### ③ 波形処理

衝撃試験の場合、必然的に発生する固有振動等の高周波成分を伴ない、生データからでは最大荷重点の検出が困難なため、平均移動法によるFIRフィルター（スムージング周波数 15kHz～120kHz）を使用し、平準化されたデータに対し剛体近似を用いて処理した。

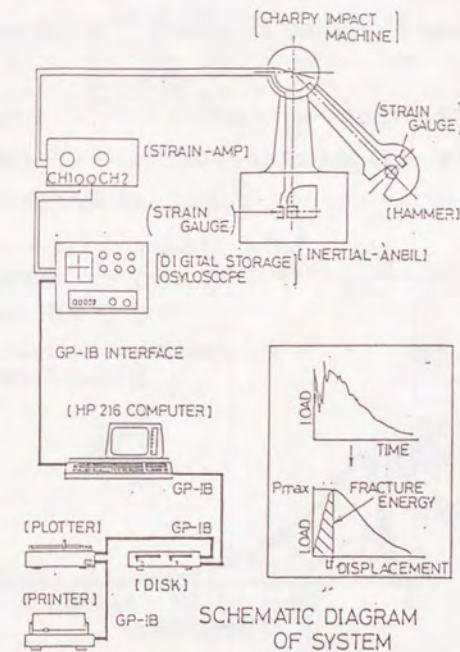


図6.3.7 計装化シャルピー試験のブロック図



④ 光学的変位測定

Zimmer Model 100A 光学変位測定装置 (応答周波数 150kHz)を用い荷重点変位を実測し、

③の剛性近似による変位とを比較した。

⑤ 亀裂進展開始点の検出

Hartrun 社 KG-A05 クラックゲージを用いて亀裂進展開始点の検出を試みた。

⑥ 衝撃速度依存性

ハンマー持ち上げ角度を変化させることにより、衝撃速度を変化させて試験を実施した。

6.3.2 試験結果

① 荷重変位曲線および吸収エネルギー

フィルターをかける前後の荷重 — 時間曲線を図6.3.8 に示す。フィルターをかけることにより高周波成分が平準化され鋸歯状の振動がなくなることがわかる。次にフィルターをかけた状態でのハンマーおよびアンビルの荷重 — 変位曲線をそれぞれ図6.3.9、図6.3.10に示す。これからアンビルの変位はハンマーに比して $10^{-3}$ 程度であり十分無視できることがわかる。

次に振りあげ角から求めたシャルピー吸収エネルギー (JISの規定にもとづく吸収エネルギー) と荷重 — 変位曲線の積分から求めた吸収エネルギーの比較を図6.3.11に示すが、シャルピー吸収エネルギーに比して、積分による計算値の方が約15%程度低くなることがわかった。

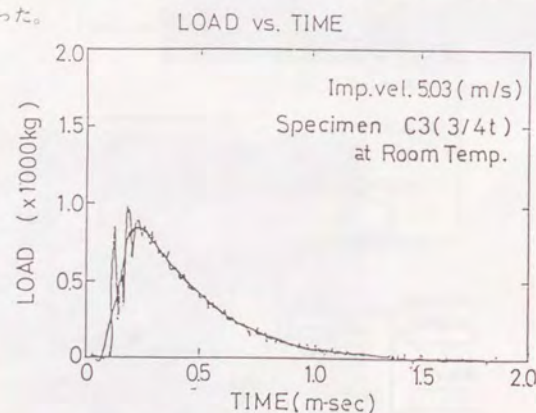


図6.3.8 フィルターをかける前の荷重時間曲線とフィルターをかけた後の荷重時間曲線を重ねあわせた図

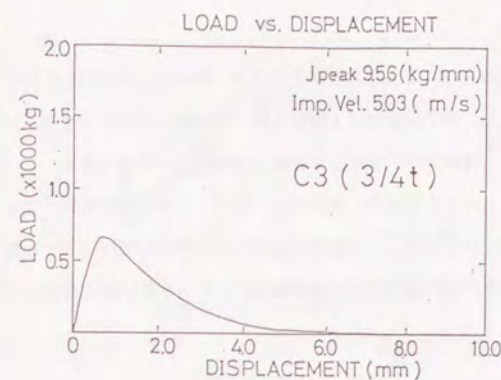


図6.3.9 荷重変位曲線  
(ハンマー)

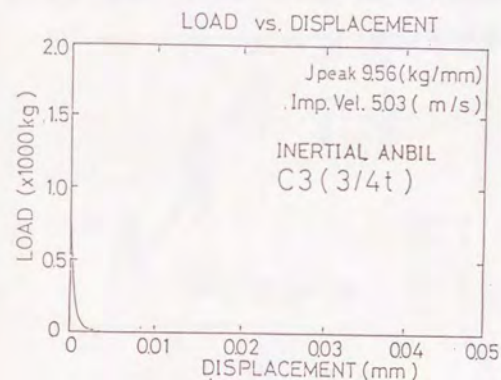


図6.3.10 荷重変位曲線  
(アンビル)

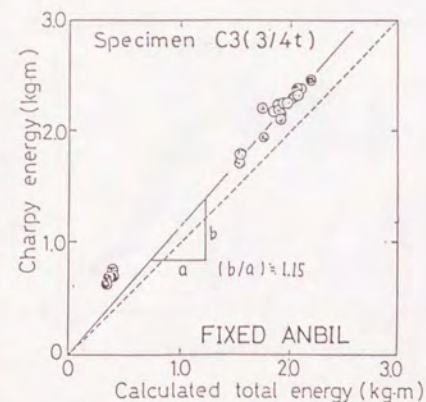


図6.3.11 シャルピー吸収  
エネルギー



## ② EPR I法による $K_{ID}$ の導出

慣性アンビルによる試験結果の $K_{ID}$ 、 $J_{ID}$ 計算吸収エネルギーを図6.3.12～図6.3.14に示す。いずれも温度依存性を示し、50℃以上では上部棚となっている。固定アンビルによる試験結果を図6.3.15に示すが、慣性アンビルによる結果とほぼ同じレベルである。

次に今までは機械加工によるVノッチを使用していたが、加工ノッチに疲労亀裂を加えた試験片による試験結果を図6.3.16に示す。この結果では50℃以上に対してはノッチ先端半径の影響が出ていないが、RT以下の温度域では疲労亀裂による方が低い値となっている。

## ③ 光学的変位測定

剛体近似した荷重点変位と光学的実測との比較を図6.3.17に示す。この結果、荷重点変位については計算値も実測値と非常によく一致している。

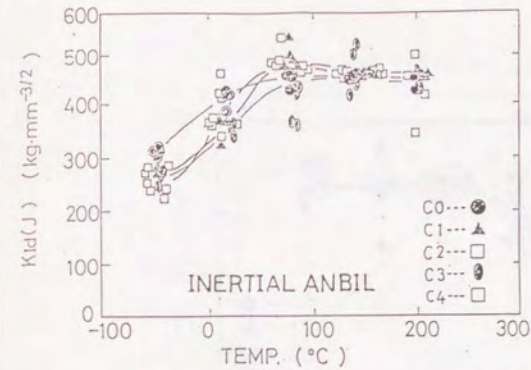


図6.3.12 慣性アンビル試験による  
 $K_{ID}$  (notch材)

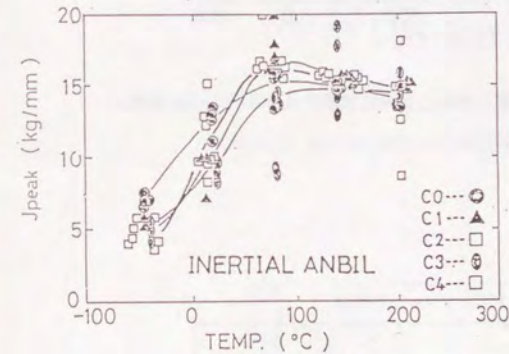


図6.3.13 慣性アンビル試験による  
 $K_{ID}$  (notch材)

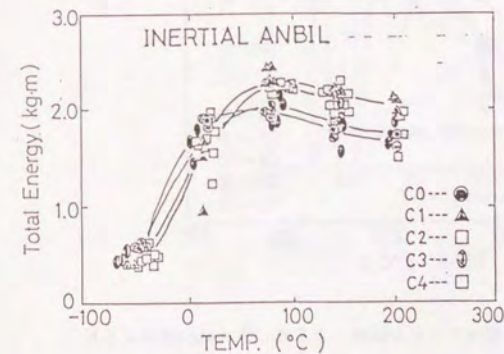


図6.3.14 慣性アンビル試験による  
吸収エネルギー(notch材)



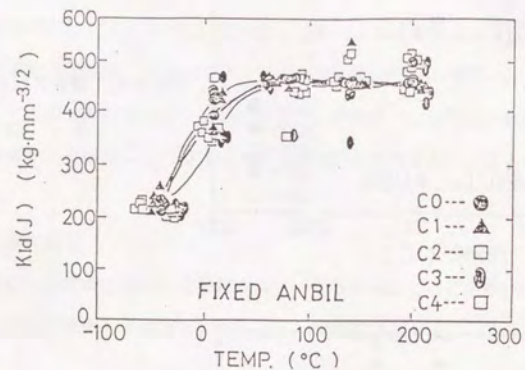


図6.3.15 慣性アンビルを固定しておこなった試験による $K_{Id}$  (notch材)

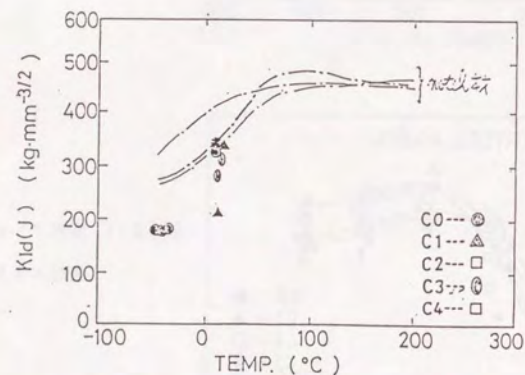


図6.3.16 疲労亀裂材を用いた慣性アンビル試験による $K_{Id}$ と notch材による $K_{Id}$

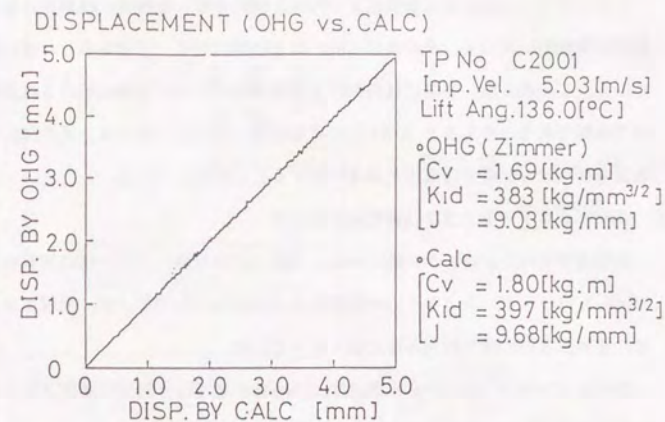


図6.3.17 光学変位計測装置 (OHG, Zimmer Model 100A) による荷重点変位の  
実測値と荷重時間曲線からの剛体近似を用いた換算変位との比較

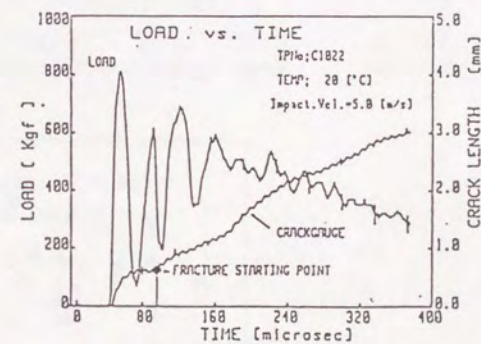


図6.3.18 クラックゲージ法実験結果



#### ④ 亀裂進展開始点

クラックゲージ法による試験結果を図6.3.18に示す。衝撃波が試験片に加わると0.6mm程度が弾性的に開口し、その後40 $\mu$ Sec ほどは開口せず一定値を示した後に開口は進行していく。この40 $\mu$ Secの間には内部的な微細亀裂がノッチ前縁に形成され連結しあうに必要な時間であると考え、6.2(4)④の考察結果ともよく一致する。また図6.3.18の結果は亀裂進展開始点が最大荷重点とほぼ一致することを示している。

#### ⑤ 吸収エネルギーおよび $J_{10}$ 衝撃速度依存性

衝撃速度を約2 m/sec から約5 m/sec に変化した時のノッチ材の試験結果を図6.3.19～図6.3.21に示す。フィルターの有無による差は明らかでないが、吸収エネルギーとしては計算値の方がやはり約10%ほど低くなっている。

吸収エネルギー、 $J_{10}$ とも衝撃速度3.5 m/sec までは下限値に衝撃速度、依存性が認められるが3.5 m/sec を超えると明らかな依存性は認められない。

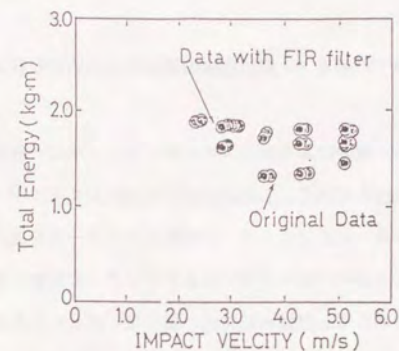


図6.3.19 吸収エネルギーの衝撃速度依存性

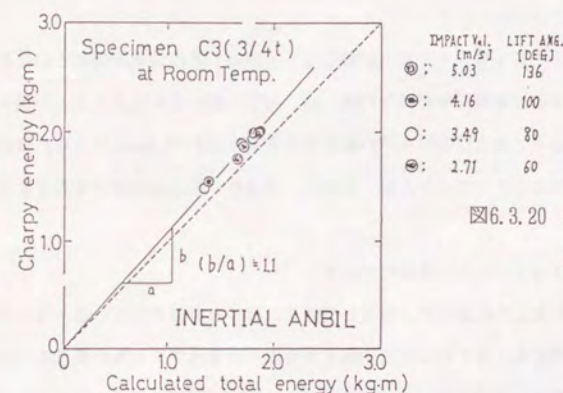


図6.3.20 吸収エネルギーの衝撃速度依存性

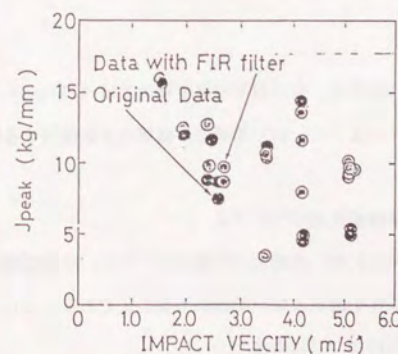


図6.3.21  $J_{10}$ の衝撃速度依存性



### 6.3.3 考 察

- ① シャルピー吸収エネルギーと本試験での荷重 — 変位曲線の積分から求めた吸収エネルギーとの差について

図6.3.11, 図6.3.20に見られる通り, 積分による吸収エネルギーはシャルピー吸収エネルギーと比較すると10~15%低い値を与えている。これはシャルピー吸収エネルギーは破壊エネルギー, アンビルの振動エネルギーおよびハンマーの振動エネルギー等を加えたものであるのに対し, 積分による吸収エネルギーはハンマーおよびアンビルの振動エネルギーを含まないため, 積分による吸収エネルギーが10~15%低い値となったものと考えられる。

- ② ノッチ先端半径の効果について

今回の試験ではJIS 4号シャルピー試験片<sup>(\*)</sup> 0.25mmと疲労亀裂付加との比較を行ったが, 低温域では疲労亀裂付加が30%程度(at -30℃)低い値を与えることが明らかとなった。なお, 浦辺ら<sup>4)</sup>および中村ら<sup>5)</sup>の報告でも先端半径が0.1mm以下となれば疲労亀裂付加と同程度となることが明らかとなっており, やはり<sup>(\*)</sup>0.25mmではやや大きすぎた結果となった。

- ③ 固定アンビルと慣性アンビルの比較について

図6.3.15に示されるように固定アンビルと慣性アンビルとでは大差ない値となった。これは慣性アンビル時でもASTMの規定を満足させるため慣性アンビルの質量を300kgと大きくしたためであり, 十分大きなアンビルであれば固定でも慣性タイプでもよいことが明らかとなった。

- ④  $K_{Id}$ ,  $K_{Ic}$ の比較

各種破壊靱性の温度依存性を図6.3.22に示すが, 常温以下の温度領域ではWillsonら<sup>6)</sup>が示したように $K_{Ic} > K_{Id}$ となりキャスクのように-40℃領域での破壊防止を検討する際には動的破壊靱性を求める必要がある。

- ⑤ 計装化シャルピー試験を利用した動的破壊靱性測定法の評価

計装化シャルピー試験を動的破壊靱性測定に用いる場合の問題点の一つは, 小型試験片を用いるために平面歪条件, 小規模降伏条件を満足しない場合があることである。これらの条件としてはASTM E813で定められた valid条件

$$B \geq 25 \frac{J_{Id}}{\sigma_{yd}} \quad (2)$$

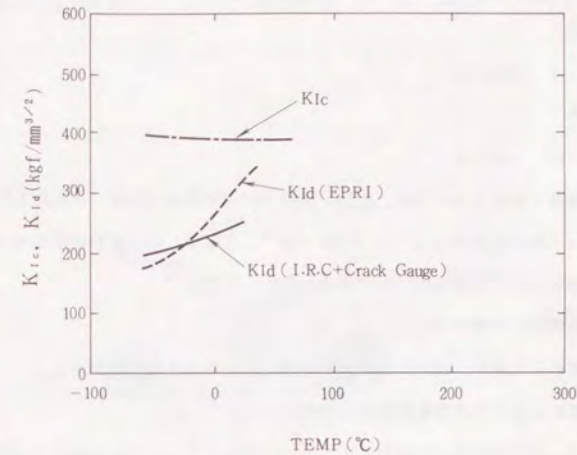


図6.2.22 各種破壊靱性の温度依存性



又は小林ら<sup>7)</sup>によって提唱されている。

$$B \geq 75 \frac{J_{1d}}{\sigma_{yd}} \quad (3)$$

がある。キャスクの9m落下時における歪速度は $\dot{\epsilon} = 0.2 \text{ sec}^{-1}$ と推定されており<sup>8)</sup>、 $-40^\circ\text{C}$ 、 $\dot{\epsilon} = 0.2 \text{ sec}^{-1}$ の場合の $\sigma_{yd} = 30 \text{ kg/mm}^2$ であり、 $B = 10 \text{ mm}$ であるから、

(2)式の場合

$$J_{1d} \leq 12 \text{ kg/mm}$$

(3)式の場合

$$J_{1d} \leq 4 \text{ kg/mm}$$

の範囲で適用できることになる。ASTMのvalid基準は一応確立されたものであるから $J_{1d} \leq 12 \text{ kg/mm}$ とすると $K_{1d}^J \leq 350 \text{ kg} \cdot \text{mm}^{-3/2}$ となり、球状黒鉛鉄製キャスクの動的破壊靱性測定法としては適用可能であると考えられる。

#### ⑥ 球状黒鉛鉄の破壊モデル

6.1節で示した通り、球状黒鉛鉄の破壊は以下のような特徴がある。

- a) 破断面には必ず球状黒鉛が全面に分布する。
- b) マトリックスは破壊に必要なエネルギーに応じてディンプル破面からへき開破面まで各種存在する。
- c) 疲労破壊など低応力での亀裂発生の場合には亀裂の前縁に擬へき開破面が認められる。  
また球状黒鉛鉄の溶解—凝固には以下の特徴がある。
- d) 高[C]、高[Si][Mg]処理等による総酸素量は20ppm以下平均的には10ppm位と鋼に比較して非常に低い。

即ち酸化物系介在物は極めて少ない。

- e) [Mg]処理等により[S] 0.003~0.004%と鋼に比較して非常に低い。

即ち、硫化物系介在物が非常に少ない。

- f) マッシィ凝固をするため共晶セルが形成し、セル周辺に不純物が集積する。鋼の場合には壁面凝固が中心となるため逆V偏析、V偏析などができる。

以上のような破壊および溶解・凝固の特徴を踏まえると図6.2.23に示すような破壊モデルが考えられる。

即ち、黒鉛が存在する場に応力が作用した場合、初期亀裂はフェライトマトリックスのボイド表面に発生し、これがフェライトマトリックスの粒界又は粒内を通過して黒鉛間を

結び破壊は進行していくと考える。この場合総破壊エネルギーは、

$$\text{総破壊エネルギー} = \text{亀裂発生エネルギー} + \text{亀裂伝播エネルギー} \dots\dots (1)$$

で表現できる。また亀裂発生エネルギーはフェライトの破壊であるから、黒鉛の球状化の程度による応力集中とフェライトの靱性・強度で決定されるため

$$\text{亀裂発生エネルギー} = f(\text{球状化率, フェライト靱性・強度}) \dots\dots (2)$$

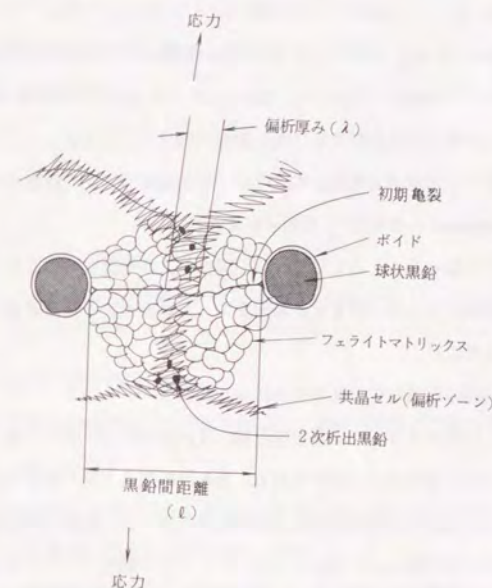


図6.2.23 球状黒鉛鉄の破壊モデル

と表現できる。

亀裂伝播エネルギーは同様に

$$\text{亀裂伝播エネルギー} = g(\text{黒鉛間距離, フェライト靱性・強度, フェライト粒径, 偏析厚さ}) \dots\dots (3)$$

で表現できる。ここで偏析厚さには通常の偏析によるものと凝固後の変態に伴い析出するパーライトによるものとが含まれるため、これを分離すると



$$\text{亀裂伝播エネルギー} = h (\text{黒鉛間距離, フェライト靱性・強度, フェライト粒径, パーライト量, 偏析厚さ}) \dots\dots\dots (3)'$$

と表現できる。

従って、破壊エネルギーは(a)球状化率、(b)フェライト靱性・強度、(c)黒鉛間距離、(d)フェライト粒径、(e)パーライト量、(f)偏析厚さの6要因を検討すればよいことになる。

ところで、球状化率(n)、パーライト量(P)に関しては、梅田、岸ら<sup>9)</sup>の報告で

$$J_{ic} = 16.614 + 0.500n[\%] - 0.060P[\%] - 0.004n[\%] \cdot P[\%]$$

が明らかとなっている。またフェライト粒径の影響については Petchの式でよく知られており、小林ら<sup>10)</sup>の報告でも明らかにされている。フェライトそのものの靱性・強度に関しては数多くの報告がなされており固溶強化の概念で整理できる。

また偏析厚さは不純物元素量と共晶セル(冷却速度等)とで決定される。黒鉛間距離については Sorenson らの報告<sup>11)</sup>で明らかにされている。

今後、データ数の増大とともにこれらの関係がより明確なものとなってくるであろうが、現時点では破壊エネルギーが上記6要因をコントロールすることより、管理可能であるということに止めたい。

#### ⑦ 球状黒鉛鑄鉄の破壊靱性の鑄造技術による制御

前述の通り、破壊エネルギーは黒鉛間距離、球状化率、パーライト量、フェライト靱性、フェライト粒径、偏析厚さで表現される。黒鉛間距離は〔C〕量と黒鉛粒径により決定され、黒鉛粒径は凝固時の冷却速度により決定される。また球状化率も鑄込から凝固完了までの時間即ち冷却速度により決定される。パーライト量はパーライト化元素量および700℃前後の冷却速度により決定される。フェライト靱性はフェライトへの固溶元素の種類と量により決定される。フェライト粒径は凝固時の冷却速度および900℃～600℃の間の冷却速度およびフェライト細粒化元素量により決定される。偏析厚さは溶解時の偏析成分量および共晶セル数(即ち凝固時の冷却速度)により決定される。従って球状黒鉛鑄鉄の破壊靱性は溶解時の化学成分の選択と冷却速度の制御を行うことによりコントロール可能である。この時凝固時の冷却速度は大きく900℃～600℃の冷却速度は小さくすることになる。このため鑄造による強制冷却可能な金型を用い、その後熱処理工程を加えて900℃～600℃の冷却速度を小さくする工程分割が球状黒鉛鑄鉄の破壊靱性制御には有利である。

#### 6.3.4 結 論

- ① 低温域での球状黒鉛鑄鉄の脆性破壊評価のためには動的破壊靱性で評価する必要がある。
- ② 本試験で実施した計装化シャルピー試験を利用した動的破壊靱性測定法はASTM-E 813に照合して球状黒鉛鑄鉄キャストの動的破壊靱性測定法として適用することが可能である。
- ③ 本試験に用いた球状黒鉛鑄鉄の $K_{Ic}^{(1)}$ は $-40^{\circ}\text{C}$ 、 $K \sim 10^5 \text{ kg/mm}^{-3/2} \cdot \text{sec}^{-1}$ で $K_{Ic}^{(1)} \sim 190 \text{ kg/mm}^{-3/2}$ である。
- ④ 破壊エネルギーは黒鉛間距離、球状化率、パーライト量、フェライト靱性、フェライト粒径、偏析厚さで整理できる。

#### 参考文献

- 1) G.A. Aronson他: J. Test Eval., 7(1979), P208
- 2) J.R. Rice他: "Elastic Behavior of Solids" Kanninen et al. edis, Mc Graw-Hill P641
- 3) 栗林他: 鉄と鋼69(1983)P663
- 4) 鑄鉄キャスト品質保証研究会: 昭和63年3月 昭和61年度活動報告書 P401-405
- 5) 中村史朗: Private letter
- 6) Willson: Engineering Fracture Mechanics Vol.13 p370-385 (1980)
- 7) 小林 et al: 鉄と鋼 Vol.74 p903-909 (1988)
- 8) 鑄鉄キャスト品質保証研究会: 昭和63年3月 昭和61年度活動報告書 p289～322
- 9) 梅田, 岸 et al: 鑄物 vol.57 (1985) No.7 p419-425
- 10) 小林 et. al: 鑄物 vol.59 (1987) No.10. p573-579
- 11) Ken B. Sorenson: BAM セミナー論文集 June 9, 10, 1987 p259-266



## 7. 球状黒鉛鋳鉄製キャスクの信頼性の確認

前章までは球状黒鉛鋳鉄製キャスクの実用化に関して材料製造技術、品質保証技術の開発について論じてきた。本章では実証性の観点から今までの開発技術の信頼性を確認する目的で確証試験を実施した。

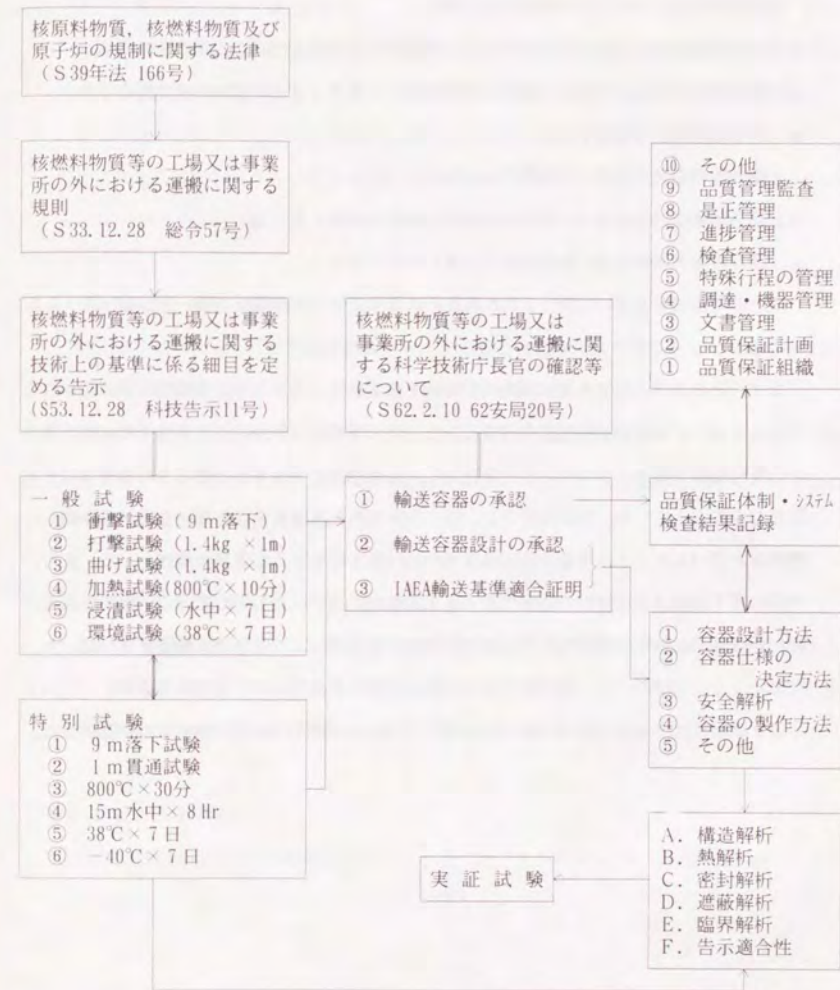
### 7.1 信頼性の確認方法

筆者らが開発の対象としている球状黒鉛鋳鉄製キャスクは使用済燃料を輸送・貯蔵するための容器であることから、当然のこととしてその信頼性については極めて高いものが要求されるとともに、放射性物質取扱いに関する諸法規によって規制されることになる。現時点において使用済燃料の貯蔵に関しては明確には法規化されておらず、また輸送状態と貯蔵状態との環境条件比較からも材料に与える影響としては輸送状態の方が厳しいと想定されるため輸送に関する諸法規を基準として考えることとした。

放射性物質の輸送に関しては国際的には IAEA の輸送規則があり、我が国においても IAEA の輸送規則に沿った形で放射性物質の輸送に関する法律が定められている。

図-7.1.1 に我が国における法規の関連を図式的に示した。

一般の試験条件と特別の試験条件を比較すると材料に与える影響としては特別の試験条件が厳しく、中でも9m落下試験又は1m貫通試験が応力的には最大となることから、この二試験を実施し、材料の信頼性を確認することにした。





## 7.2 確証試験に適したキャスクの形状及び構造

今回の確証試験に用いる供試体の形状・構造は以下の考えに従って設計された。

- a. 将来実用化されるであろう使用済燃料輸送・貯蔵キャスクに近い形状であること。
- b. 同様に代表的な構造であること。
- c. 諸外国の実例から見て中立的であること。
- d. 落下試験の目的に照らして不必要な部分は極力省略すること。
- e. 既存の落下試験装置が使用可能な重量・形状であること。

以上の考えにもとづいて設計された確証試験用中立供試体の概要を図-7.2.1、表-7.2.1に示す。

まず内径および内長であるが実燃料が装荷できる最短の長さとし、実用化時に装荷されるであろう10T-U/CASKに必要な最小内径とした。次に諸外国の例から見て中性子吸収剤を装入する長孔を持つ部分と持たない部分を設定し、比較的高応力となると推定される領域に上記長孔がくるようにした。外部冷却フィンは、今回は熱負荷試験を伴わないことから省略した。燃料およびバスケットは重量分布がほぼ実物と同様となるような重量模擬体とした。また、今回の落下試験は別途解析の結果<sup>1)</sup> 水平落下試験が応力的に最も厳しくなると推定されるため、垂直落下試験を省略したため底部肉厚を減らすことにより全体の重量調整を行なった。なおショックアブソーバーは予想される重量加速度を得るための手段であると考え、9 m 水平落下試験時にキャスク本体の最大荷重部位に 100 G の重力加速度が働くものを選択した。

## 7.3 確証試験用供試体の製造方法

今回の確証試験の目的が設計基準・材料基準の確からしきの確認および本研究で開発された技術の信頼性の確認であることから、破壊靱性・衝撃値は極力低くなるように選定することとし、又第5章での品質保証方法を確認するために一部について小欠陥を残存させるように加工代を設定するとともに余長部を設け一般的な材料試験も実施できるようにした。これら以外については極力第3章、第4章で開発した技術をそのまま適用することとした。

### 7.3.1 破壊靱性・衝撃値の目標値について

第1章で述べた通り球状黒鉛鋳鉄製キャスクの設計は破壊靱性を基準としていることから今回の落下試験の目的から  $K_{Ia} \approx 170 \text{ kg} \cdot \text{mm}^{-3/2}$  を目標とすることとした。

前回のフルスケールモデルではラウンドロビンテストの結果が  $K_{Ia} \approx 270 \text{ kg} \cdot \text{mm}^{-3/2}$  であったため、 $K_{Ia}$  を約60%とする必要がある。そこで  $K_{Ia} \propto \sqrt{VE}$  なる関係を利用して  $VE$  を全快の40%程度とすることにした。

### 7.3.2 供試体の鑄放形状

供試体の形状は図-7.2.1 であるが球状黒鉛鋳鉄はその破壊特性が鑄放形状に影響されるため、鑄放形状は図-7.3.1 に示す通り、実用化時の形状をそのまま利用した。これにより、実用化時の材料特性を持った材料により落下試験が行なえることとなった。

### 7.3.3 供試体の化学成分

7.3.1 で述べたように衝撃値の低下をはかるため、フルスケールモデルでは添加した〔Ni〕を省き、〔Si〕を2%から2.25%まで増加させた。



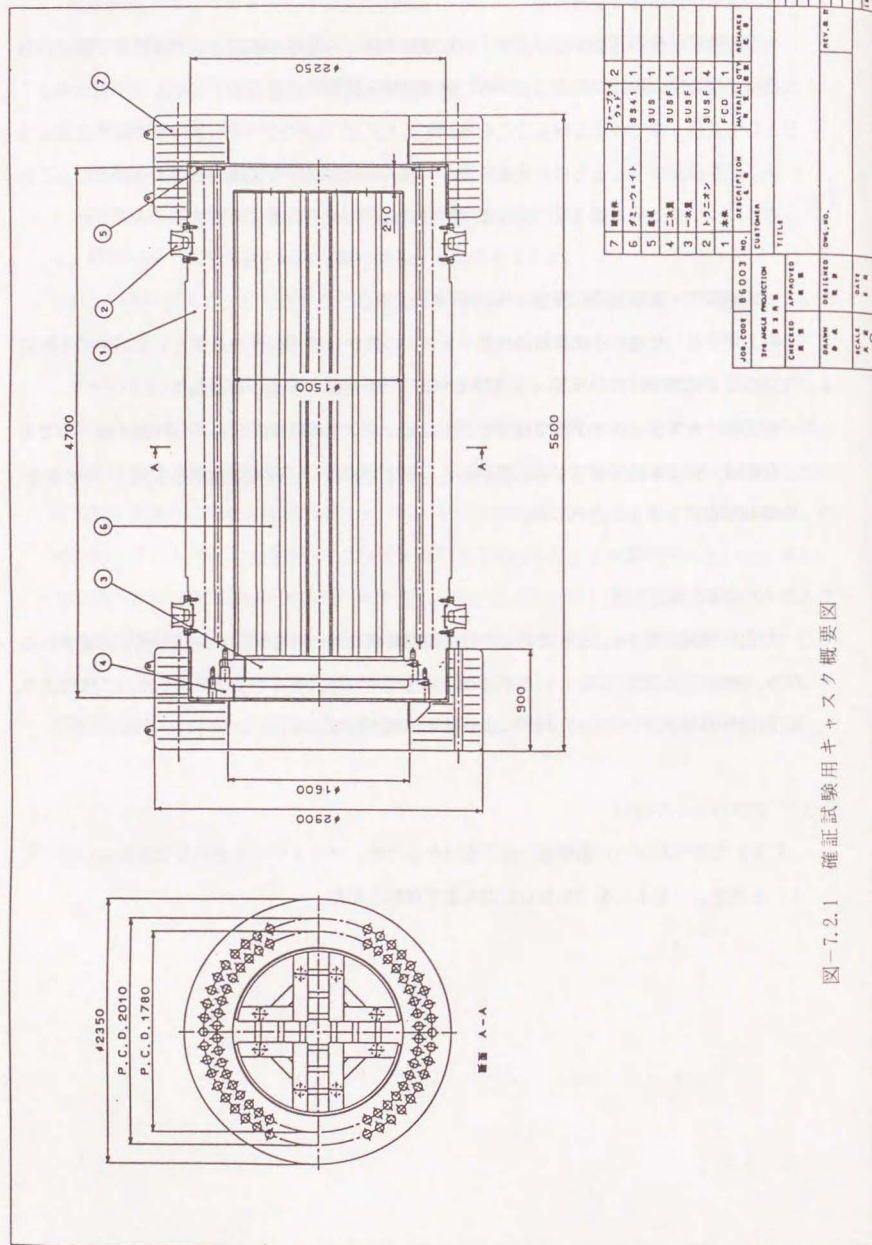
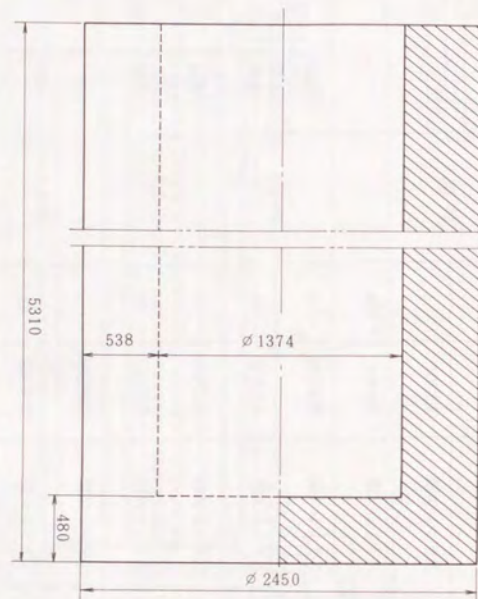


図-7.2.1 確証試験用キャスク概要図

表-7.2.1 確証試験用キャスクの基本仕様一覧

構成部品	主要寸法 (mm)	主要材質	数量	重量 (トン)	備考
キャスク本体	全長 (中央部/端部) 2350/2250 外径 (中央部/端部) 425/375 肉厚 (底部) 210 長孔 (長さ/孔径/本数) 4200/80/74	球状黒鉛鉄	1	約 72.1	人工気密導入 付属品 緩衝体取付プレート (8個)
	底板	ステンレス鋼	1		
一次蓋	底板用鋼	ステンレス鋼	50		
	一次蓋	ステンレス鋼	1		付属品 シーラテストノズル ガスノズル 金属リング, ゴムリング
二次蓋	ボルト, ナット	ステンレス鋼	44		
	二次蓋	ステンレス鋼	1		付属品 シーラテストノズル ガスノズル 金属リング, ゴムリング
トラニオン	ボルト, ナット	ステンレス鋼	44		
	ボルト	ステンレス鋼	1		付属品 シーラテストノズル ガスノズル 金属リング, ゴムリング
ダミーウェイト	ボルト	ステンレス鋼	48		
	ボルト	ステンレス鋼	1		
緩衝体	ボルト	炭素鋼	1		
	ボルト	炭素鋼	2		付属品 取付けボルト (SN97, M36)





鑄放重量 124.6 ton

図-7.3.1 確証試験供試体鑄放形状図

#### 7.3.4 微小欠陥の残存方法について

球状黒鉛鑄鉄は、黒鉛晶出による体積膨張のため凝固収縮孔が発生させにくく、また割れ感受性が低く内部割れの発生も困難であることから、ドロスの内部トラップをねらい、底部内面側の加工代を通常通りの50～60mmとし、鑄込温度の低下と〔Si〕の増加による黒鉛排出増により黒鉛系ドロスが底部内面の表面下に残存させるようにした。

#### 7.3.5 その他

その他の製造条件としてはフルスケールモデルと同一としたが、今回は材料特性に主眼点があり、今回は構造物としての材料評価であるため仕上加工、組立てまでの全工程について製造および検査を実施した。全体の製造工程フローを図-7.3.2 および試験・検査の一覧を表-7.3.1 に示す。



図-7.3.2 確証試験用キャスク製造工程フロー

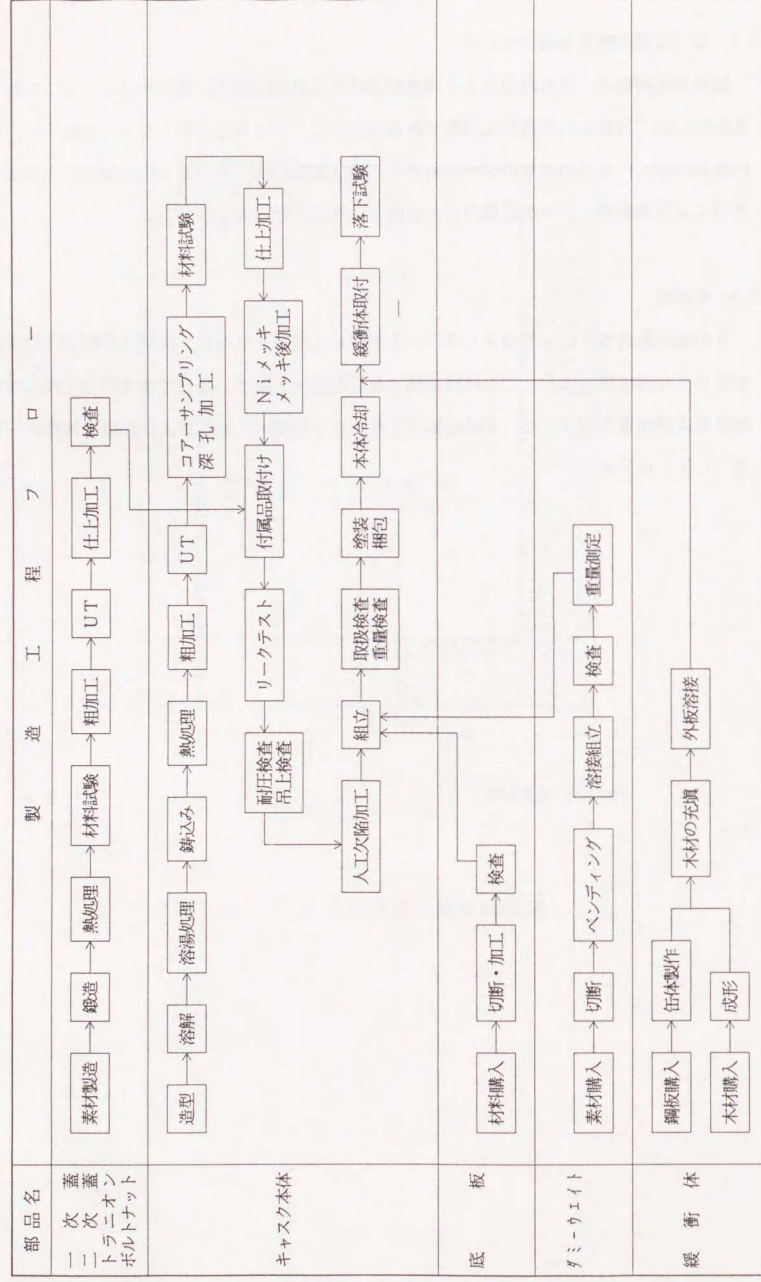


表-7.3.1 確証試験用キャスク試験・検査一覧

試験検査項目	検査方法	判定基準
1. 成分分析	JIS G 5502	適用規格を満足する成分であること
2. 材料試験	JIS G 5502	鉄鉄キャスク品質保証研究会の目標値を満足すること
3. 外観・寸法検査	目視あるいは所定の治具を用い、外観検査及び寸法測定を行う	① 寸法が許容公差内であり組立が正しく行われていること ② 外観上の傷、切削部の返り等が無いこと ③ 仕上げ面の状態が図面通りであること
4. 吊上荷重検査	油圧ジャッキによる荷重負荷 負荷重量 113トン以上	荷重開放後、トラニオン及びその近傍に関して ① 目視により異常がないこと ② 浸透探傷試験で欠陥指示模様がないこと
5. 重量検査	各部品及び組立て後の全体総重量を重量計で測定する	所定の重量以下であること
6. 取扱い検査	① 蓋の取付、取外、ダミーウエイトの収納、取出し操作を行う	操作に支障及び異常が無いこと
7. 気密漏洩検査	ヘリウムリーク試験 ヘリウム充填圧：約1 bar	蓋接合部の漏洩率が $1 \times 10^{-6}$ atm cc / sec以下とする
8. 耐圧検査	耐圧試験 圧力：10kg/cm <sup>2</sup>	① 目視により異常な変形がないこと ② 漏洩が無いこと
9. 超音波探傷検査	JIS Z 2344-1978及び通産省告示501号に示される試験方法による	欠陥エコーが無いこと。尚、本体材料において、欠陥エコー確認された場合は、別途協議する
10. 浸透探傷試験	JIS Z 2343-1978及び通産省告示501号に示される試験方法による	① キャスク本体：JISの1級1群とする ② 緩衝体溶接部：欠陥指示模様が無いこと



## 7.4 確証試験体の製造結果

### 7.4.1 化学成分

取鍋分析結果を表-7.4.1 に、製品分析結果を表7.4.2 に示す。なお試料番号のA、B、は1/2TのX.Yは3/4Tの位置を示し、1～5の数字は高さ（1がBottom 5がTop）を示す。

表-7.4.1 取 鍋 分 析 結 果 (%)

C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mg
3.59	2.26	0.19	0.009	0.004	0.02	0.02	0.04	0.048

これらの結果から供試体は目標通り、偏析もなく鑄造されたことがわかる。なお〔Si〕、〔Mg〕については注入流接種を実施しているため取鍋分析に比して製品分析が高い数値を示しており、製品分析結果に偏析がほとんど認められないことから注入流接種が効果的に行なわれたことがわかる。

### 7.4.2 機械的性質

供試材は図-7.2.1 に示される P.C.D.2010 及び P.C.D.1780 の位置からそれぞれ2本のコアバーをトレパニングにより採取したものを用了。

引張試験結果を表-7.4.3 に示す。この結果から中心部及び 3/4T部ともに目標値を越えており材料としては健全であることがわかる。また凝固が最も遅れる底部 3/4T部で引張強さ、伸びともに最低値となっている。

シャルピー衝撃試験結果を表-7.4.4 に示す。この結果からも凝固が最も遅れる底部 3/4T部で衝撃値がやや低下するものの、全体としては非常に均質な材料となっていることがわかる。

表-7.4.2 製 品 分 析 結 果

製品名	確証試験用キャスク	材 料	製 品 番 号	製 品 分 析 (%)										76010-01								試験年・月・日	昭和63年4月1.5日*
				製 品 分 析 (%)										微 量 不 純 物 元 素 (%)									
試験番号	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mg	ΣA	Ti	Cu	Sb	V	Al	Sn	Mo	Zn	O <sub>2</sub>					
	3.19 3.91	1.25 2.45	max	max	max	0.037	0.013	1.03	max	0.21	0.074	0.036	max	—	—	—	—	—					
A-1	3.45	2.39	0.20	0.010	0.006	0.02	0.04	0.058	<0.074	0.011	0.016	0.001	0.04	0.036	<0.001	0.002	0.003	10					
A-2	3.41	2.39	0.20	0.010	0.005	0.02	0.04	0.057	<0.073	0.010	0.016	0.001	0.04	0.036	<0.001	0.002	0.003	16					
A-3	3.41	2.39	0.20	0.010	0.006	0.02	0.04	0.057	<0.074	0.010	0.016	0.001	0.04	0.037	<0.001	0.002	0.003	24					
A-4	3.42	2.36	0.20	0.011	0.005	0.02	0.04	0.058	<0.073	0.010	0.016	0.001	0.04	0.036	<0.001	0.002	0.003	14					
A-5	3.44	2.39	0.20	0.010	0.006	0.02	0.04	0.059	<0.072	0.010	0.016	0.001	0.04	0.035	<0.001	0.002	0.003	19					
B-1	3.45	2.38	0.20	0.010	0.006	0.02	0.04	0.057	<0.073	0.010	0.016	0.001	0.04	0.036	<0.001	0.002	0.003	25					
B-2	3.41	2.39	0.20	0.010	0.006	0.02	0.04	0.057	<0.073	0.010	0.016	0.001	0.04	0.036	<0.001	0.002	0.003	13					
B-3	3.43	2.38	0.20	0.010	0.005	0.02	0.04	0.059	<0.073	0.010	0.016	0.001	0.04	0.036	<0.001	0.002	0.003	24					
B-4	3.45	2.36	0.20	0.010	0.004	0.02	0.04	0.058	<0.073	0.010	0.016	0.001	0.04	0.036	<0.001	0.002	0.003	14					
B-5	3.47	2.39	0.20	0.010	0.005	0.02	0.04	0.056	<0.072	0.010	0.016	0.001	0.04	0.035	<0.001	0.002	0.003	12					
X-1	3.40	2.39	0.20	0.011	0.006	0.02	0.04	0.055	<0.073	0.010	0.016	0.001	0.04	0.036	<0.001	0.002	0.003	10					
X-2	3.44	2.37	0.19	0.010	0.004	0.02	0.04	0.056	<0.073	0.010	0.016	0.001	0.04	0.036	<0.001	0.002	0.003	12					
X-3	3.46	2.36	0.19	0.009	0.004	0.02	0.04	0.058	<0.074	0.011	0.016	0.001	0.04	0.036	<0.001	0.002	0.003	16					
X-4	3.45	2.39	0.20	0.009	0.004	0.02	0.04	0.056	<0.072	0.010	0.016	0.001	0.04	0.035	<0.001	0.002	0.003	14					
X-5	3.51	2.39	0.20	0.009	0.005	0.02	0.04	0.058	<0.071	0.010	0.016	0.001	0.04	0.034	<0.001	0.002	0.003	7					
Y-1	3.44	2.39	0.19	0.010	0.005	0.02	0.04	0.055	<0.071	0.010	0.015	0.001	0.04	0.035	<0.001	0.002	0.003	12					
Y-2	3.48	2.38	0.20	0.010	0.005	0.02	0.04	0.057	<0.072	0.011	0.015	0.001	0.04	0.035	<0.001	0.002	0.003	11					
Y-3	3.41	2.39	0.20	0.010	0.005	0.02	0.04	0.056	<0.071	0.010	0.015	0.001	0.04	0.034	<0.001	0.002	0.003	16					
Y-4	3.43	2.39	0.20	0.010	0.005	0.02	0.04	0.056	<0.073	0.010	0.016	0.001	0.04	0.036	<0.001	0.002	0.003	10					
Y-5	3.45	2.37	0.20	0.011	0.006	0.02	0.04	0.060	<0.071	0.011	0.015	0.001	0.04	0.034	<0.001	0.002	0.003	11					

備考 \* 4月1日実施分は試験番号A-1～A-5の製品分析〔8元素〕及び酸素分析

備考 \* 4月1日実施分は試料番号 A-1～A-5 の製品分析 (8元素) 及び微量元素分析



### 7.4.3 金属組織

代表的な金属組織を図-7.4.1 に示し、黒鉛球状化率を表-7.4.5 に、フェライト面積率を表-7.4.6 に示す。

黒鉛サイズがやや大きく、共晶セル境界と考えられる位置にセメントタイトが分解して生成したと考えられる微小黒鉛の析出が認められるが、金属組織的には均質な材料と言える。

表-7.4.3 確証試験体引張試験結果

目標値		0.2%耐力 kgf/mm <sup>2</sup>	引張強さ kgf/mm <sup>2</sup>	伸 び %	絞 り %
供試材位置		20.4 ≤	30.6 ≤	8 ≤	—
1/2T (中心)	(BOTTOM)	24.7	36.8	13	14
	0/4 H	24.8	36.9	17	16
	1/4 H	24.9	37.4	17	16
		24.6	36.6	11	11
	(MIDDLE)	24.9	37.5	17	18
	1/2 H	24.6	37.2	19	17
	3/4 H	24.8	37.5	20	15
		24.4	37.0	20	18
	(TOP)	24.7	37.6	22	20
	4/4 H	24.1	37.3	23	19
3/4T (内側 寄り)	(BOTTOM)	25.3	33.3	9	8
	0/4 H	25.1	32.7	9	9
	1/4 H	24.4	36.3	16	12
		24.7	36.8	16	14
	(MIDDLE)	24.2	36.5	18	17
	1/2 H	24.1	37.0	22	16
	3/4 H	23.9	36.8	18	16
		24.2	37.2	22	17
	(TOP)	24.9	36.8	20	16
	4/4 H	24.0	37.0	20	18

表-7.4.4 確証試験体衝撃試験結果

目標値		衝撃吸収エネルギー (Joule)	
		at 20°C	at -40°C
供試材位置		15 ≤	—
1/2T (中心)	(BOTTOM)	25.4	5.4
	0/4 H	24.4	5.8
	1/4 H	26.8	6.9
		25.1	5.2
	(MIDDLE)	26.3	6.3
	1/2 H	24.2	5.4
	3/4 H	29.7	6.3
		25.6	5.0
	(TOP)	27.5	6.5
	4/4 H	21.8	5.8
3/4T (内側 寄り)	(BOTTOM)	16.9	6.7
	0/4 H	23.5	5.6
	1/4 H	25.9	6.3
		23.7	5.6
	(MIDDLE)	24.9	6.1
	1/2 H	25.4	5.6
	3/4 H	25.6	6.3
		22.8	5.6
	(TOP)	27.1	7.2
	4/4 H	23.7	5.6





図-7.4.1 確証試験体金属組織 (×30)

表-7.4.5 確証試験体 黒鉛球状化率 (%)

	0/4H(底部)	1/4H	1/2H(中央)	3/4H	4/4H(上部)
1/2T	82.8	87.0	84.6	89.2	88.9
3/4T	78.2	85.7	87.6	87.2	85.8

目標: 75%以上

表-7.4.6 確証試験体 フェライト面積率 (%)

	0/4H(底部)	1/4H	1/2H(中央)	3/4H	4/4H(上部)
1/2T	98.9	99.8	99.7	99.5	99.1
3/4T	98.5	98.9	98.9	97.4	99.0

目標: 95%以上



#### 7.4.4 非破壊検査結果

浸透探傷検査および超音波探傷検査を確証試験体の全面に対して実施した。その結果、判定基準（ $\phi 10\text{mm}$ ）を越える欠陥は存在しなかった。7.3.4 で述べたように黒鉛系ドロスの内部トラップにより微小欠陥の残存をはかったが、図-7.4.2 ～図-7.4.3 に示す通り  $\phi 1 \sim 3\text{mm}$  の欠陥が検出できた。

#### 7.4.5 その他の検査

寸法検査、外観・目視検査、気密検査、耐圧検査、荷重検査、重量検査、吊上検査、取扱検査、部品検査等を実施し、すべて合格した。完成品の写真を図-7.4.4 に示す。

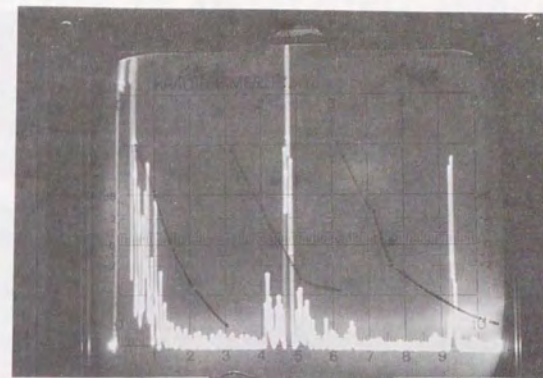


図-7.4.2 超音波探傷欠陥代表波形

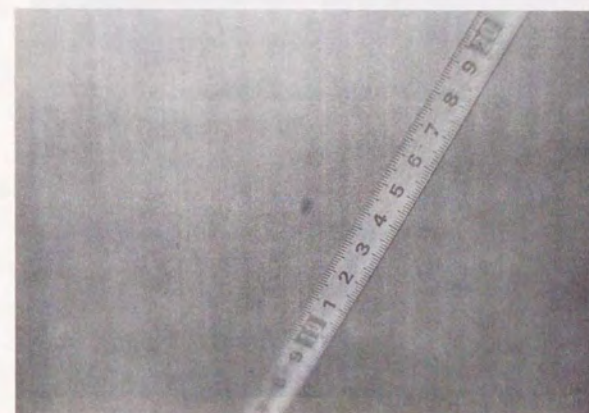


図-7.4.3 欠陥部の浸透探傷検査代表例



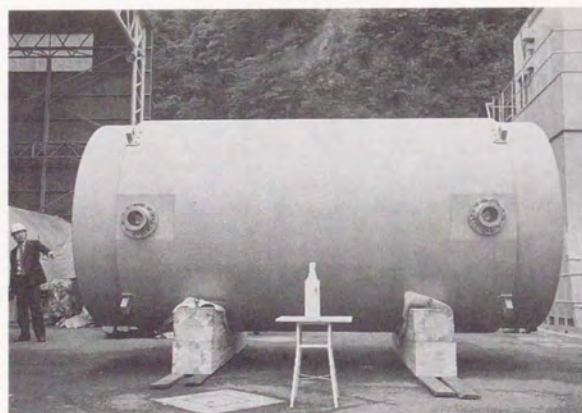
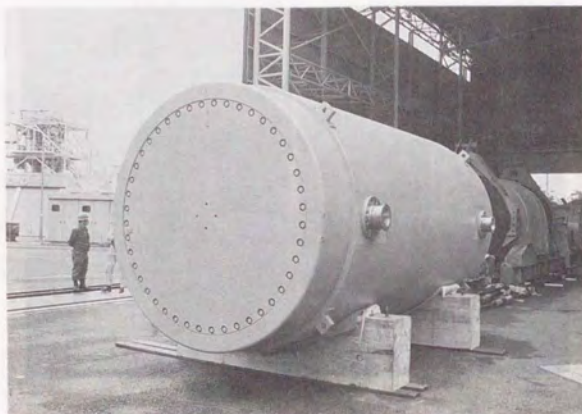


図-7.4.4 確証試験体完成品

#### 7.5 法規に基づく確証試験〔確証試験(1)〕の条件

7.2 節で述べた試験体に図-7.5.1に示すノッチを胴部中央に放電加工により導入し、 $-40^{\circ}\text{C}$ 以下に本体を冷却した後、緩衝体を取りつけ9 m高さから剛性床の上に水平に落下させた。再度 $-40^{\circ}\text{C}$ 以下冷却した後、剛性床の上に垂直に設置された $\phi 150\text{mm}$ 、長さ300mmの軟鋼棒上に1 m高さから水平に落下させ、常温まで戻った後、入口欠陥からの亀裂進展の有無をロールスコープにより確認した。

放電加工状況を図-7.5.2、落下試験状況を図-7.5.3～図-7.5.4に示し、試験シーケンスを図-7.5.5に示す。

#### 7.6 確証試験(1)

##### 7.6.1 人工欠陥加工結果

人工欠陥加工部にシリコンゴムを注入し、固化後シリコンゴムを切断し、顕微鏡で先端部を測定した。その結果を図-7.6.1、表-7.6.1に示すが、先端角度、先端曲率半径とも精度よく加工されていた。









9 m 落下試験前（吊上状態）



9 m 落下後（着地瞬間）

図-7.5.3 9 m 水平落下試験



1 m 貫通前（吊上状態）



1 m 貫通後（着地瞬間）

図-7.5.4 1 m 水平貫通（落下）試験



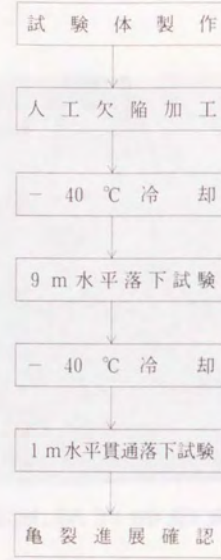


図-7.5.5 確証試験(1)のシーケンス

人工欠陥形状写真



図-7.6.1 人工欠陥加工部形状



人工穴陷形状写真

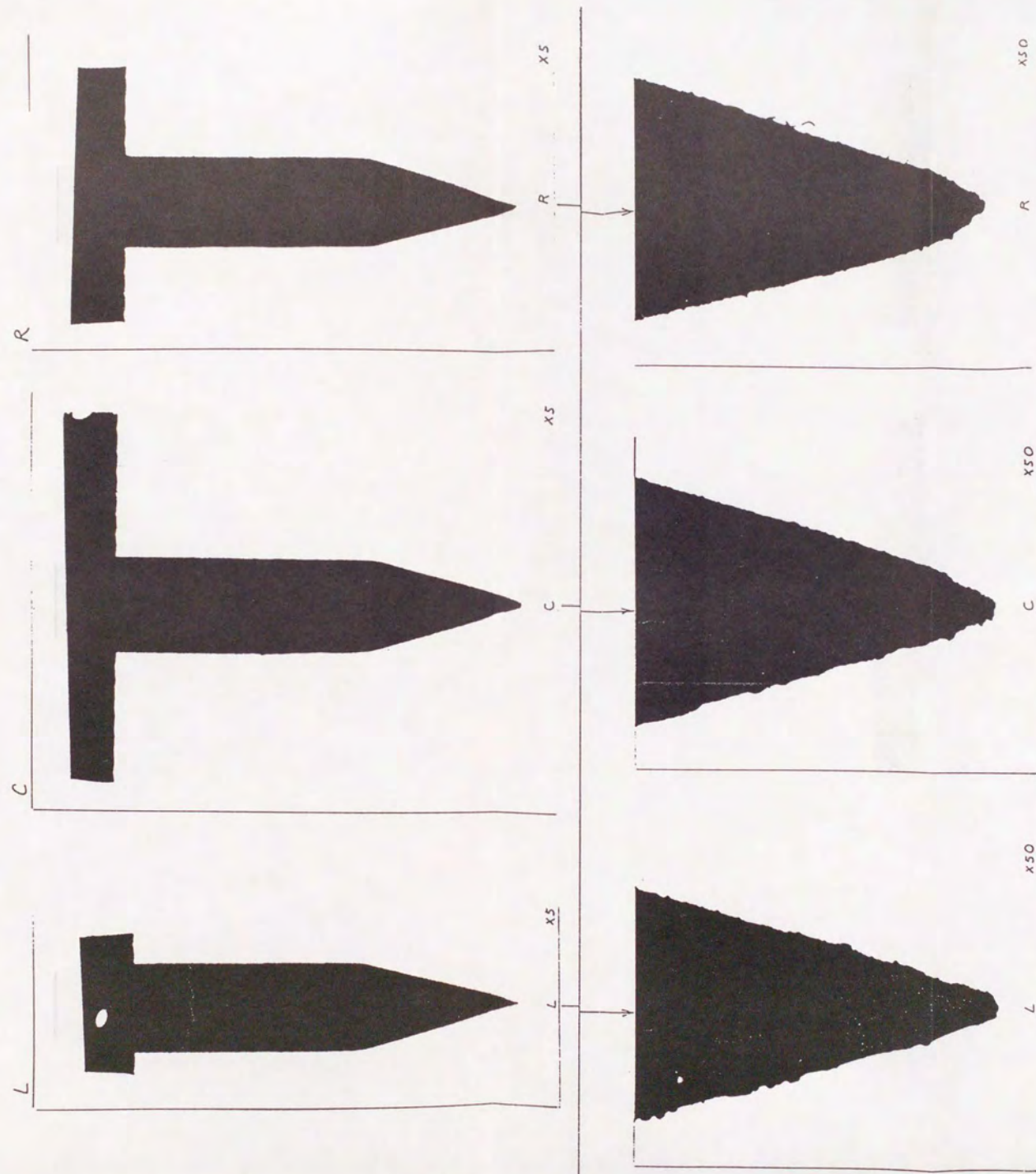
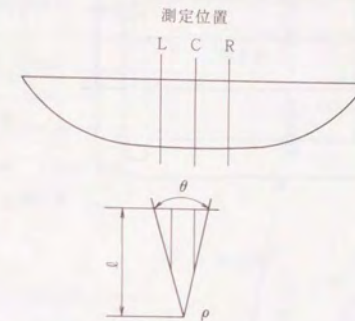


图-7.6.1 人工穴陷加工部形状



表-7.6.1 人工欠陥加工部寸法測定結果



位置	測定結果		
	$\ell$ (mm)	$\theta$	$\rho$
L	18.82	$29^{\circ} 02'$	0.080
C	19.80	$30^{\circ} 19'$	0.098
R	19.22	$30^{\circ} 22'$	0.096

#### 7.6.2 9 m水平落下による加速度及び歪

図-7.6.2 に ENDEVCO製加速度計による加速度計測波形を図-7.6.3 および図-7.6.4 にストレインゲージによる歪測定結果を示す。加速度計は着地後約20msec.で断線したためそこまでを示してあるが、約90G.の加速度発生であり、計画値の 100 Gにかなり近い値となった。また歪も最大  $420 \mu$  でありほぼ予想通りの値となった。

#### 7.6.3 1 m水平貫通落下による加速度及び歪

図-7.6.5 および図-7.6.6 に 1 m水平貫通落下時に測定された加速度および歪の波形を示すが、それぞれ35 G,  $200 \mu$  程度であった。

#### 7.6.4 確証試験(1)後の亀裂進展調査結果

人工欠陥底部を実体顕微鏡により調査した結果を図-7.6.7 に示すが、確証試験(1)によっても亀裂の進展は認められなかった。



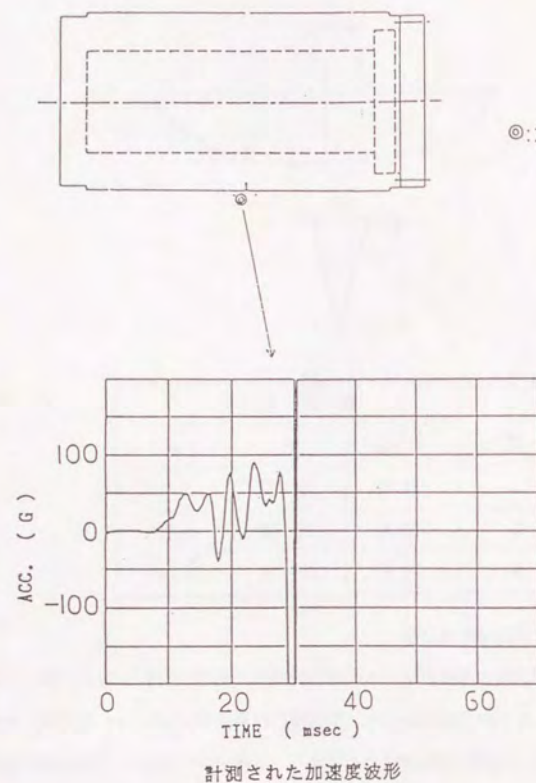


図-7.6.2 9 m水平落下加速度応答波形

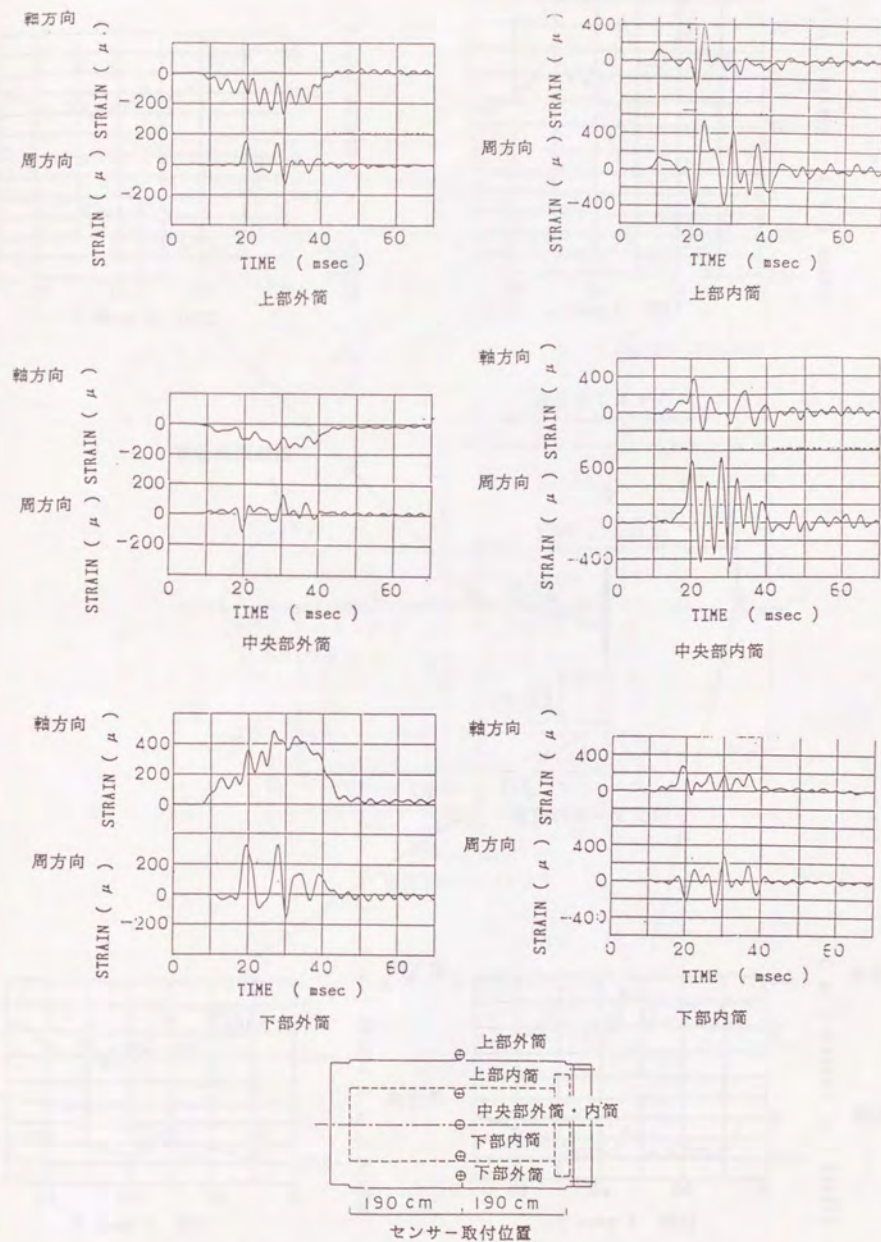


図-7.6.3 中央断面におけるひずみ応答波形



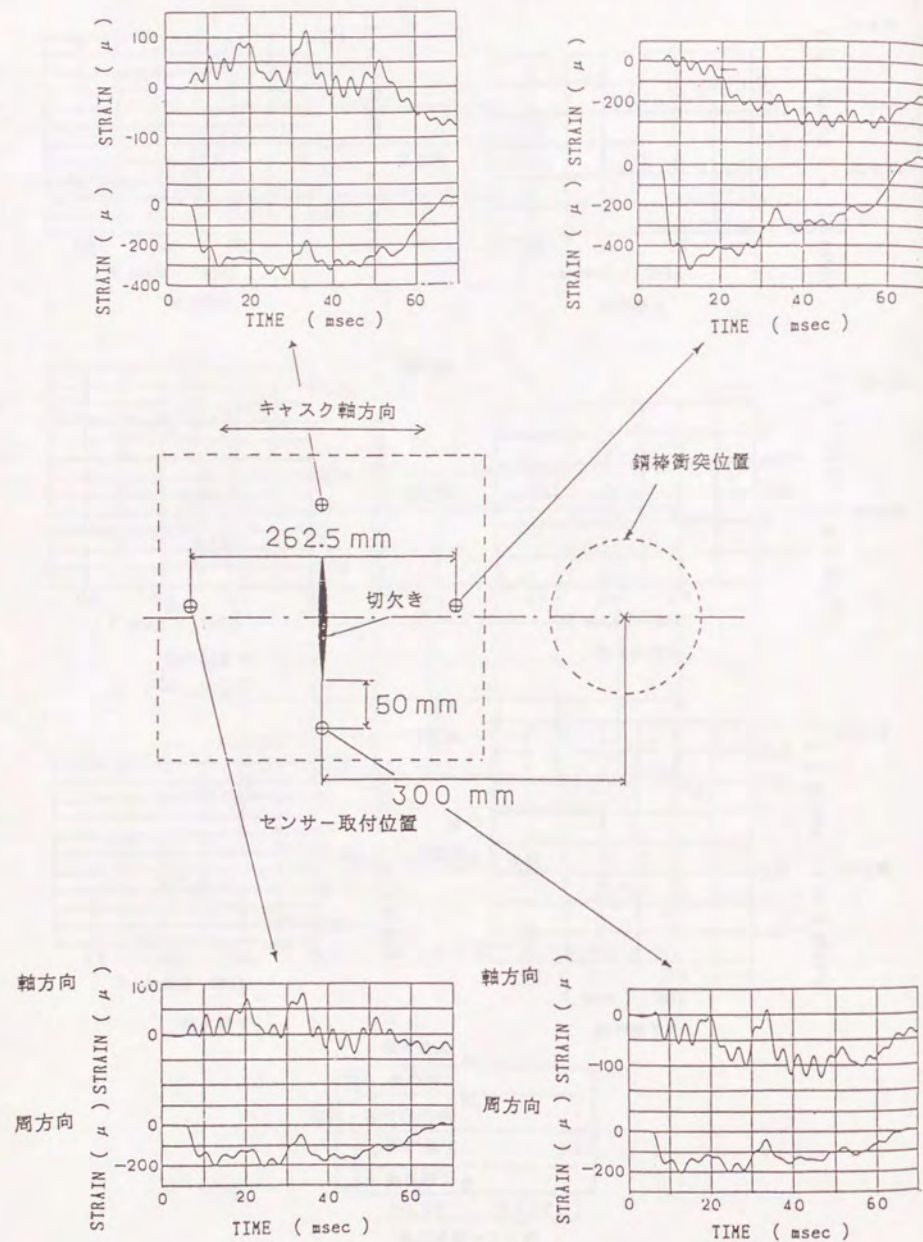
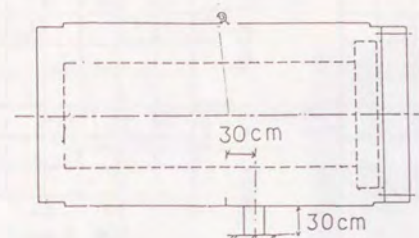


図-7.6.4 切欠き付近におけるひずみ応答波形



◎ 加速度計 ( ENDEVCO )

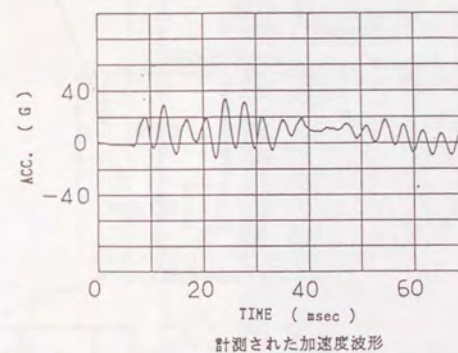


図-7.6.5 1 m 貫通加速度応答波形



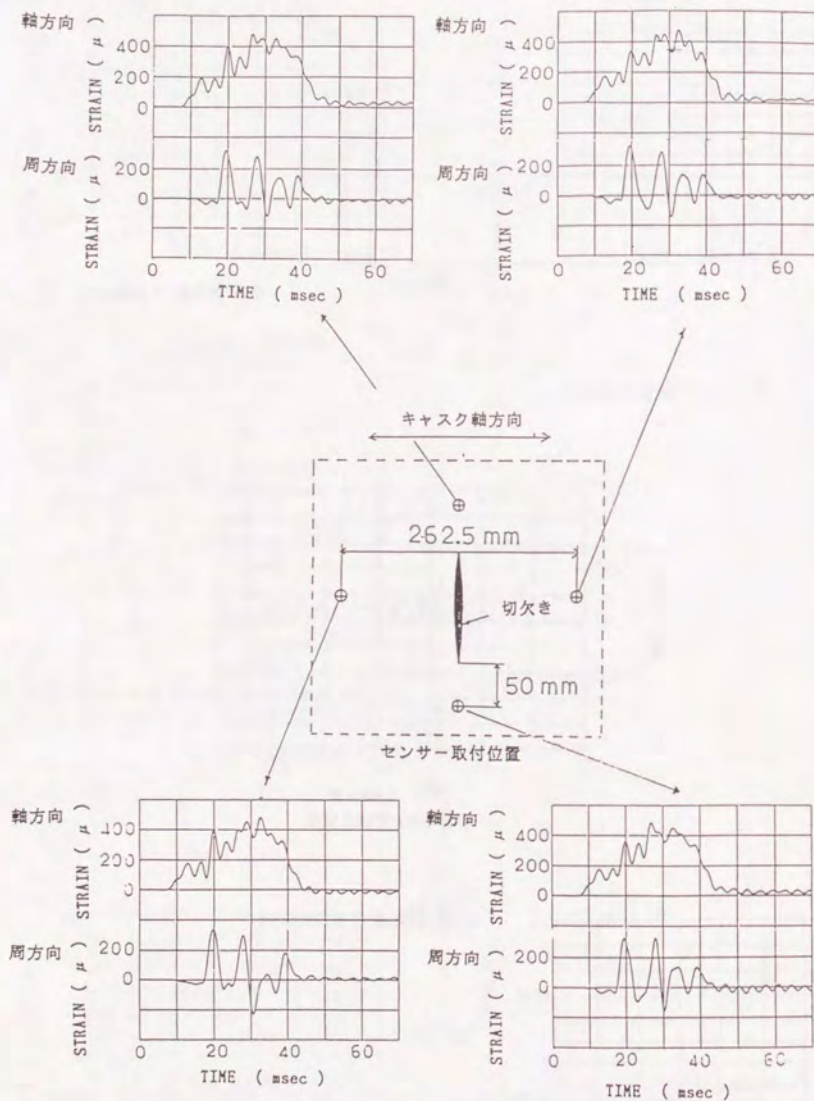


図-7.6.6 切り吹き付近におけるひずみ応答波形

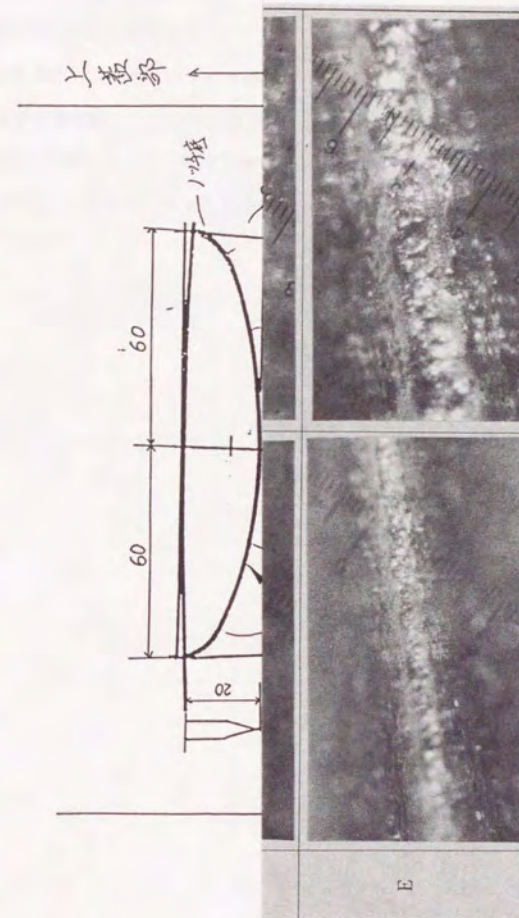
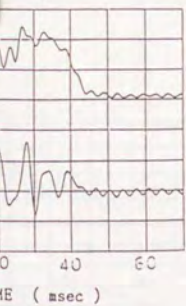
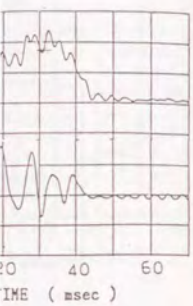


図-7.6.7 確認試験(1)後の亀裂進展調査結果





波形状

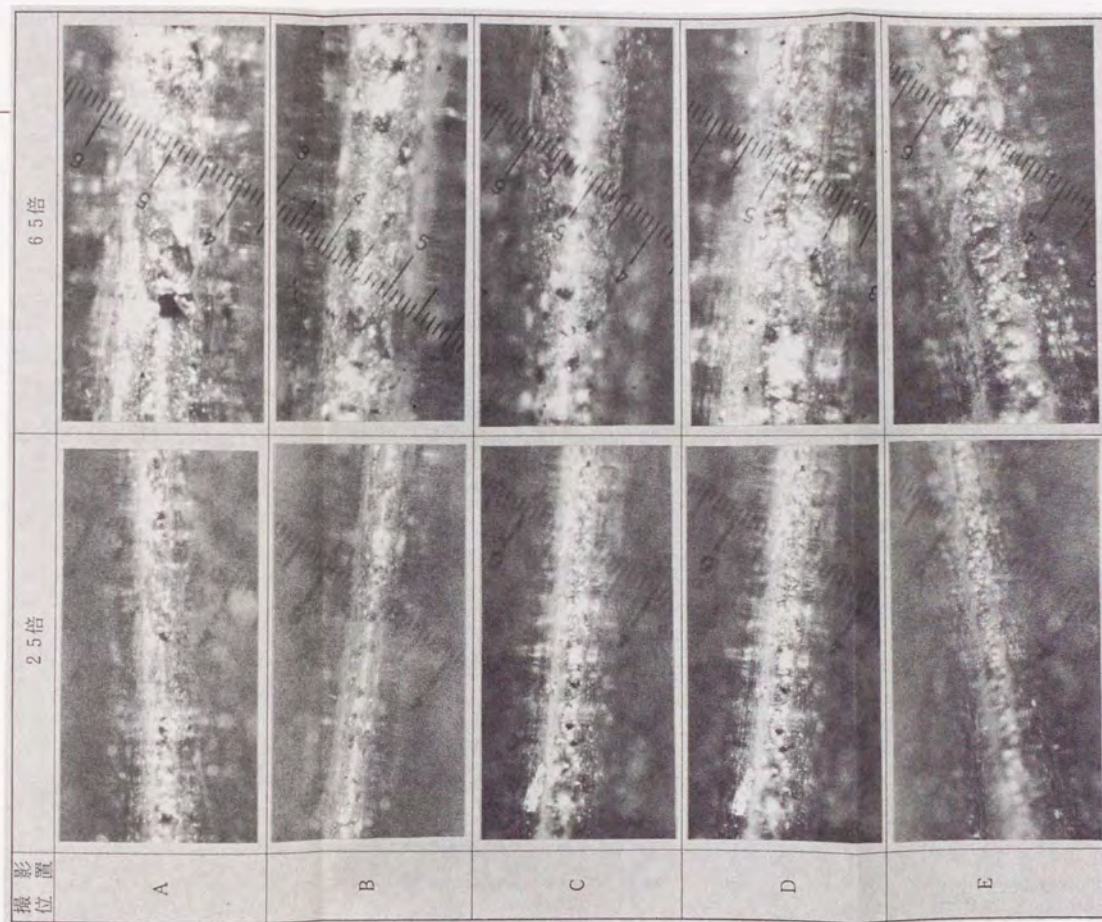
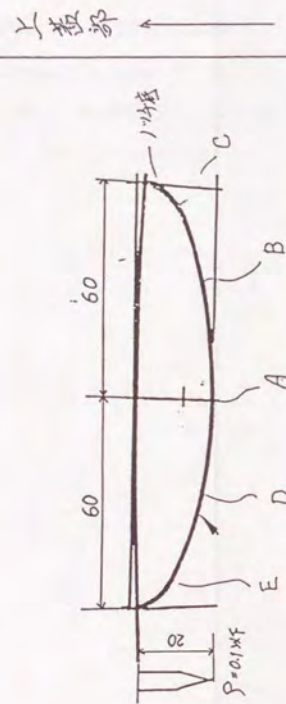


図-7.6.7 確証試験(1)後の亀裂進展調査結果



#### 7.7 基準の信頼性の確証試験〔確証試験(2)〕の条件

確証試験(1)では実用上考えられる最も厳しい条件下での信頼性の確認を目的として法規に基づく確証試験を実施したが、本節では1章で述べた脆性破壊防止クライテリアの確実性を確認するとともに球状黒鉛鋳鉄のより一層の信頼性を確認する目的で確証試験(2)を実施した。

確証試験(1)で使用了試験体のノッチと 180° 方向の個所に図-7.7.1 に示すノッチを放電加工により導入し、-40°C以下に本体を冷却した後緩衝体を取りつけ、確証試験(1)と同様に 9 m 高さから剛性床の上に水平に落下させた。

この後本体を切断し、ノッチ先端の亀裂進展の有無を確認するとともに本体の材料試験も合わせて実施した。試験シーケンスを図-7.7.2 に示す。



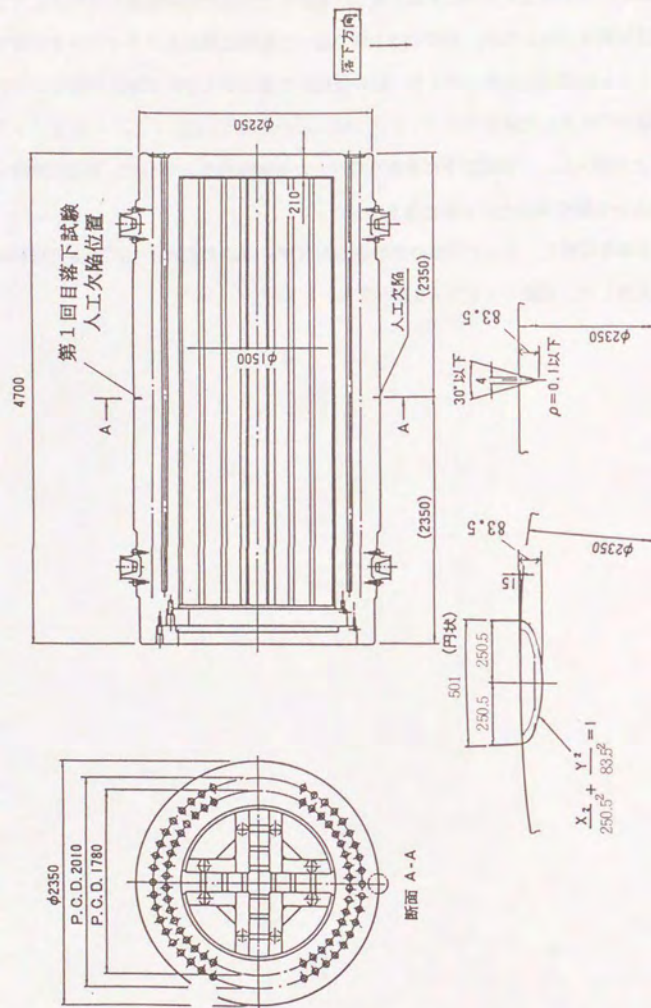


図-7.7.1 人工欠陥の形状

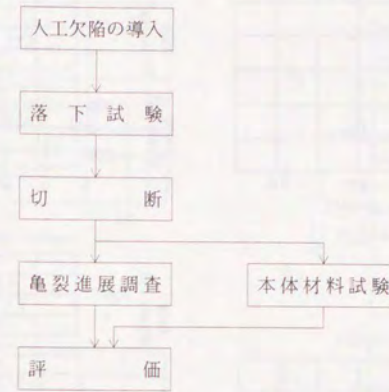


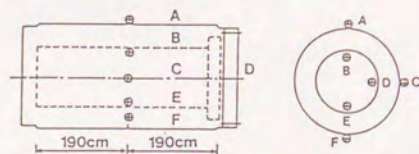
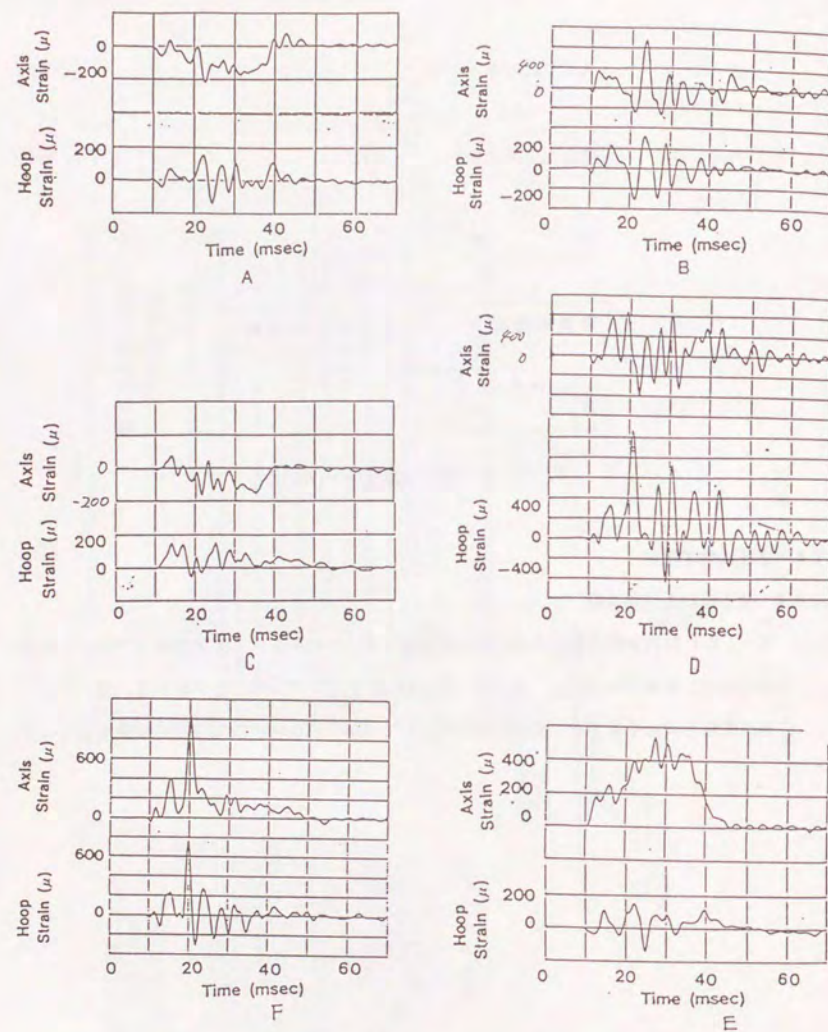
図-7.7.2 確証試験(2)シーケンス

## 7.8 確証試験(2)結果

### 7.8.1 発生歪および加速度

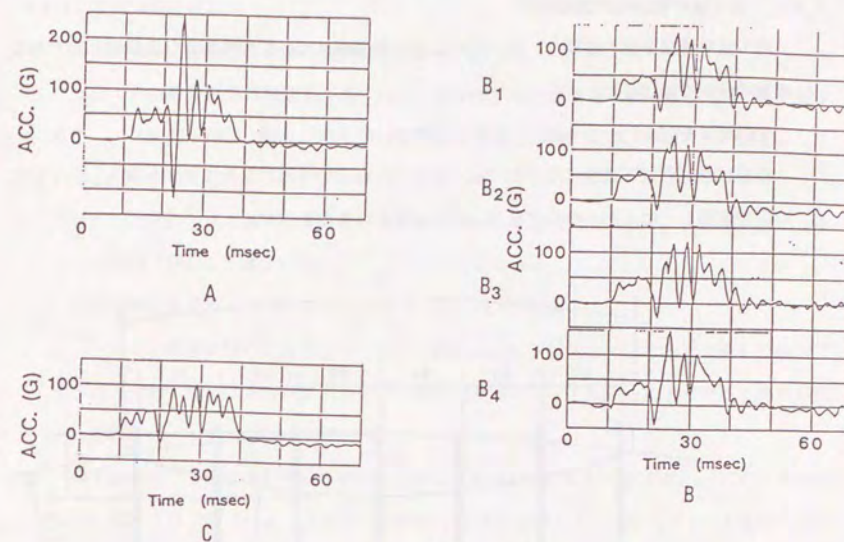
図-7.8.1 に代表的な部位の歪応答波形を示すが、これから人工欠陥近傍（下部）には落下後10msec.で軸方向  $540\mu$ 、周方向  $150\mu$ の歪が発生していることがわかる。図-7.8.2 に加速度応答波形を示すが、同様に加速度としては落下15msec.後に  $135G$ が発生している。



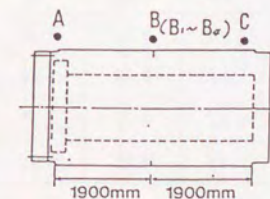


測定点

図-7.8.1 落下試験で得られたひずみ応答波形 — 胴部中央断面 —



測定点	加速度計のタイプ	型式名	加速度応答最大値 (G)
A	低温用圧電型	VIBRO CA-160	248.4
B <sub>1</sub>	低温用圧電型	VIBRO CA-160	135.8
B <sub>2</sub>	低温用圧電型	ENDEVCO 2271A	130.4
B <sub>3</sub>	低温用ゲージ式	KYOWA AS-2000HM	120.9
B <sub>4</sub>	常温用ゲージ式	KYOWA AS-1000HA	150.0
C	低温用圧電型	VIBRO CA-160	103.8



測定点

図-7.8.2 落下試験で得られた加速度応答波形



### 7.8.2 落下後の亀裂進展調査結果

落下試験後試験体を切断し、図-7.8.3 に示す箇所について目視および顕微鏡により亀裂進展の状況を確認した。

その結果を図-7.8.4 ～図-7.8.8 に示す。

確証試験(2)の落下試験は深さ83.5mm、長さ501mmという巨大な人工欠陥を導入し、 $-40^{\circ}\text{C}$ 以下で実施したにもかかわらず亀裂の進展は認められなかった。

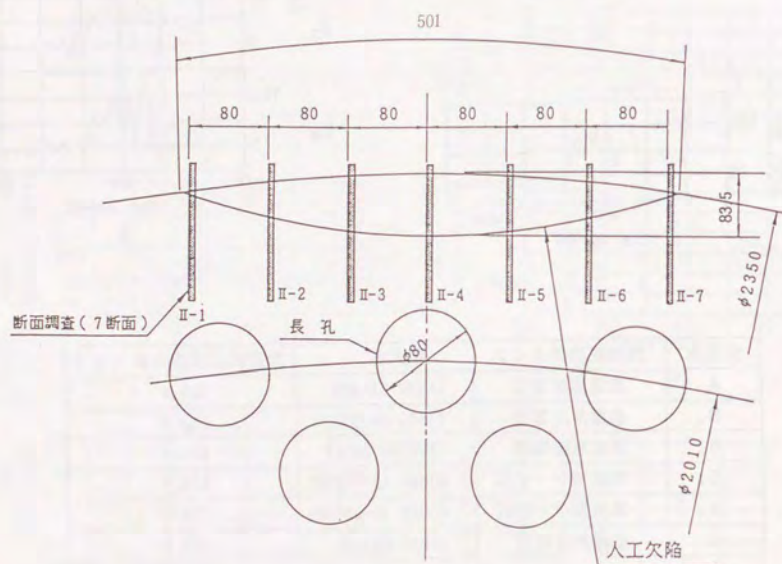


図-7.8.3 人工欠陥部の断面調査位置〔確証試験(2)〕

### 7.8.3 本体材料試験結果

落下試験後、試験体を切断し各種機械試験を実施した。

室温での各部の引張試験結果を表-7.8.1に示すが、落下試験前の値(表-7.4.3)と比較すると0.2%耐力が伸び、絞り若干低い傾向にはあるものの、初期目標値以上の値を示している。

また1/2t部における各種温度における引張試験結果を表-7.8.2に示す。この傾向はフルモデルの傾向(図4.3.6 および図6.3.7)とよく一致している。

衝撃試験結果を表-7.8.3および図-7.8.9～図-7.8.13に示す。

シャルピー衝撃試験の上部柵は $35^{\circ}\text{C}$ 以上で約24Joule、下部柵は $-30^{\circ}\text{C}$ 以下で約4.5Jouleであった。 $-40^{\circ}\text{C}$ における吸収エネルギーは落下試験前の5～7Jouleと比較するとかなり低下している。

C T試験片による破壊靱性試験結果を表7.8.4 および図7.8.14に示すが、 $-40^{\circ}\text{C}$ におけるValidな $K_{Ic}$ は $200\text{ kgfmm}^{-3/2}$ と落下試験前の値 $226\text{ kgfmm}^{-3/2}$ (表-7.9.1)と比較してやや低下している。

表-7.8.5および図7.8.15に計装化シャルピー試験結果を示すが、歪ゲージ法による値はコンプライアンス法による値よりもかなり低い値を与える。

コンプライアンス法の $-40^{\circ}\text{C}$ における値は $61\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ ( $197\text{Kgfmm}^{-3/2}$ )とC T試験に近い値となっている。

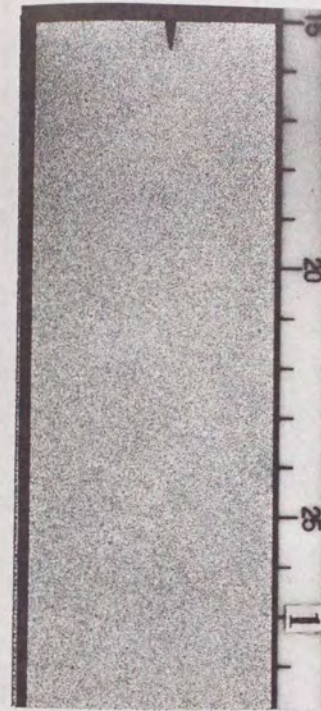
表-7.8.1 試験体本体の室温引張試験結果

採取位置	0.2%耐力 $\text{kgf/mm}^2$	引張強さ $\text{kgf/mm}^2$	伸び %	絞り %	ヤング率 $\text{kgf/mm}^2$	ポアソン比
0/4 t	23.6	38.2	25.0	22.7	17,000	0.28
1/4 t	23.6	37.8	21.4	21.6	16,700	0.28
2/4 t	23.6	36.8	16.4	15.1	16,600	0.27
3/4 t	23.5	37.0	15.0	13.6	16,700	0.27
4/4 t	24.0	39.0	19.4	18.8	16,800	0.28

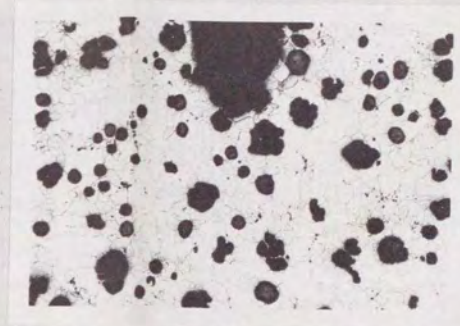








マクロ組織 ×1



ミクロ組織 ×30



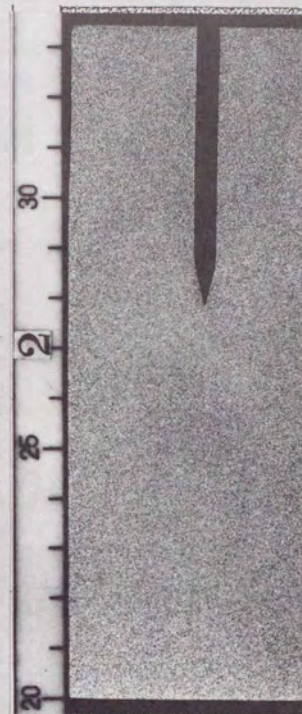
拡大写真 ×5.5



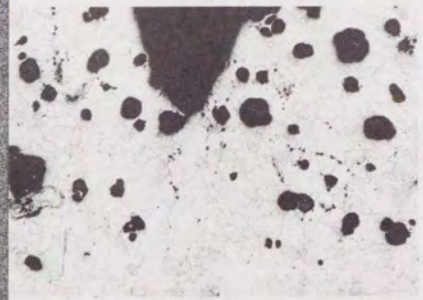
ミクロ組織 ×50

図-7.8.4 人工欠陥先端部の写真 (II-1)





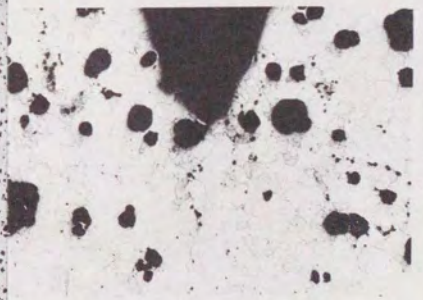
マクロ組織  $\times 1$



ミクロ組織  $\times 30$



拡大写真  $\times 5.5$



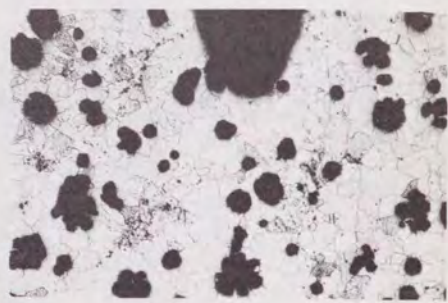
ミクロ組織  $\times 50$



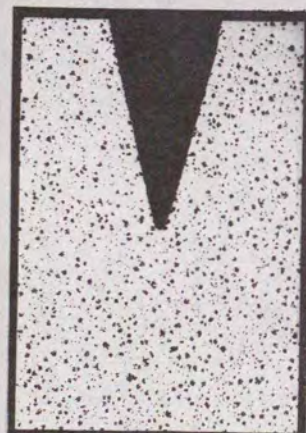
断面 II-2



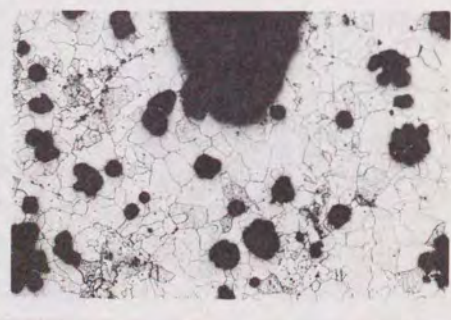
マクロ組織 ×1



ミクロ組織 ×30

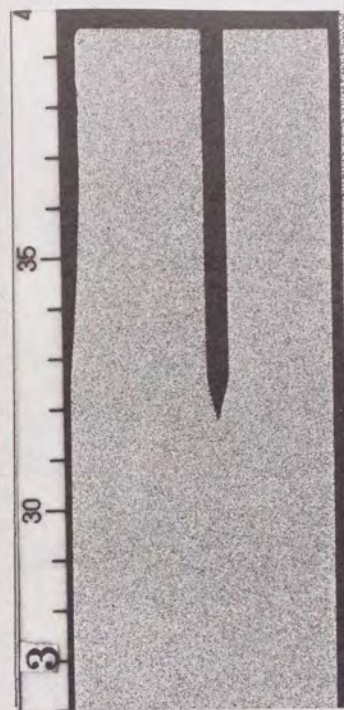


拡大写真 ×5.5



ミクロ組織 ×50

断面 II-3



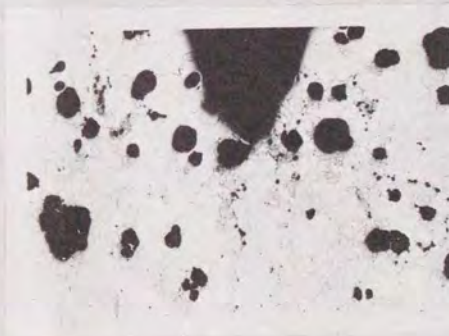
マクロ組織 ×1



ミクロ組織 ×30



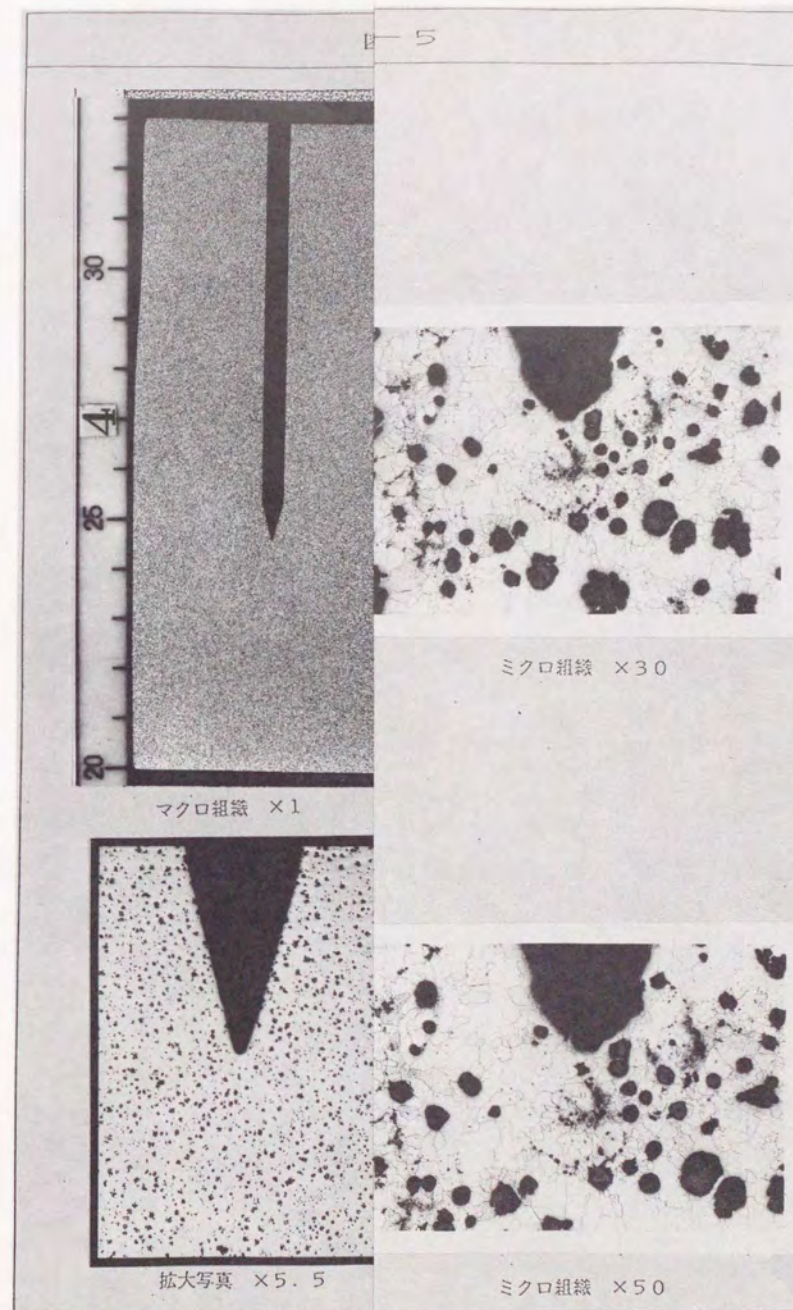
拡大写真 ×5.5



ミクロ組織 ×50

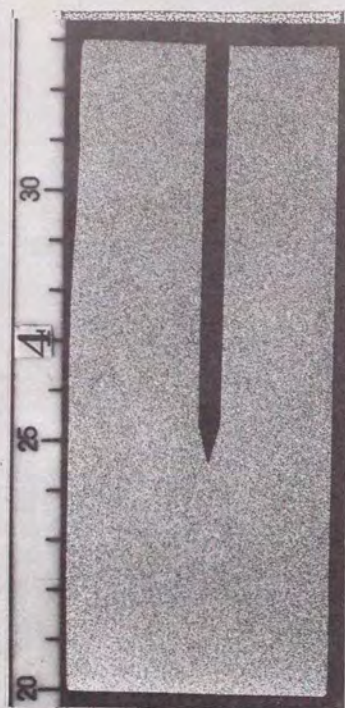
図-7.8.5 人工欠陥先端部の写真(断面 II-2, II-3)



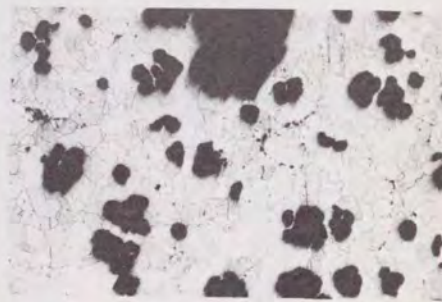




断面 II-4



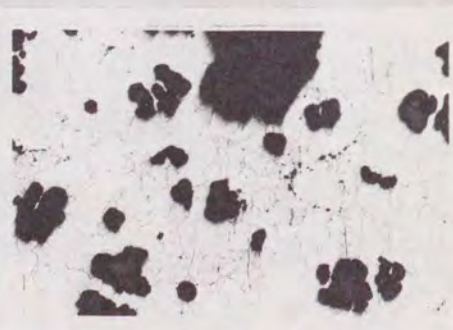
マクロ組織  $\times 1$



ミクロ組織  $\times 30$

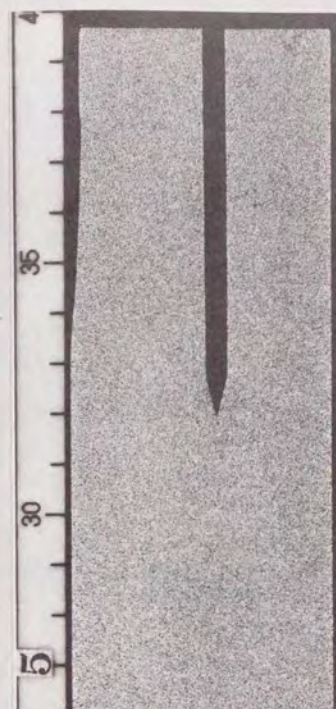


拡大写真  $\times 5.5$

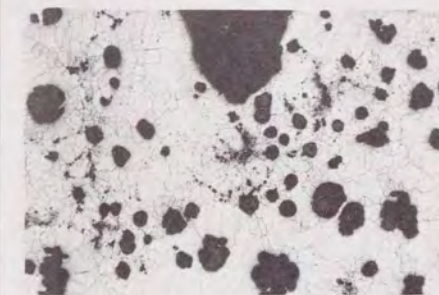


ミクロ組織  $\times 50$

断面 II-5



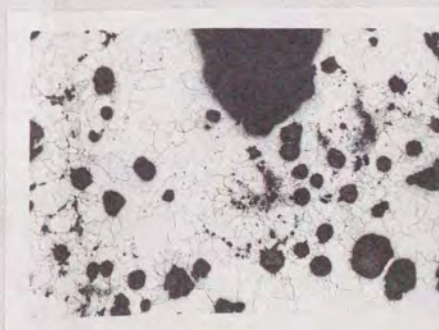
マクロ組織  $\times 1$



ミクロ組織  $\times 30$



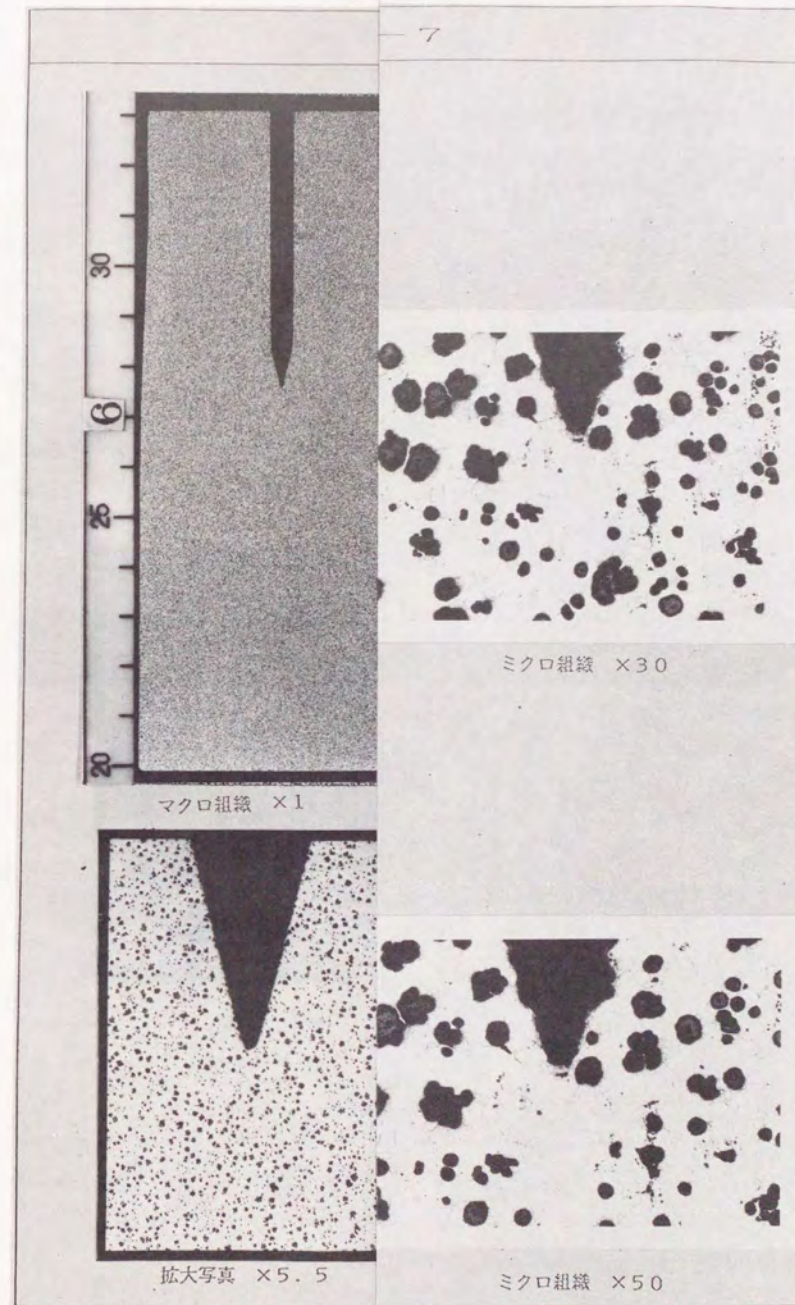
拡大写真  $\times 5.5$



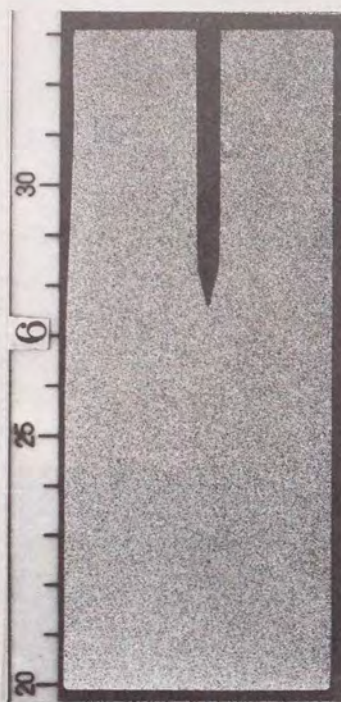
ミクロ組織  $\times 50$

図-7.8.6 人工欠陥先端部の写真(断面 II-4, II-5)

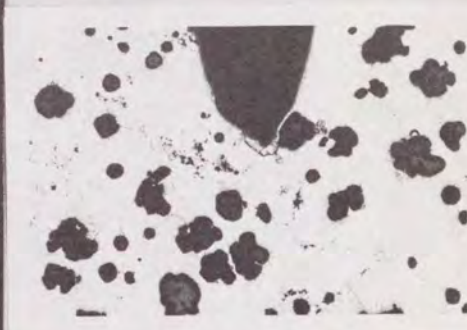








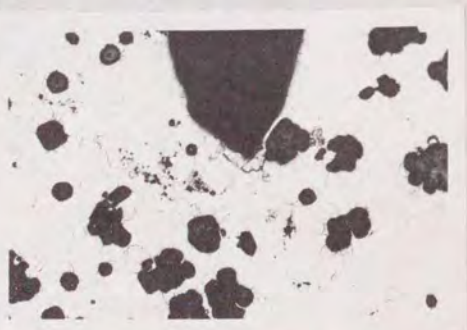
マクロ組織 ×1



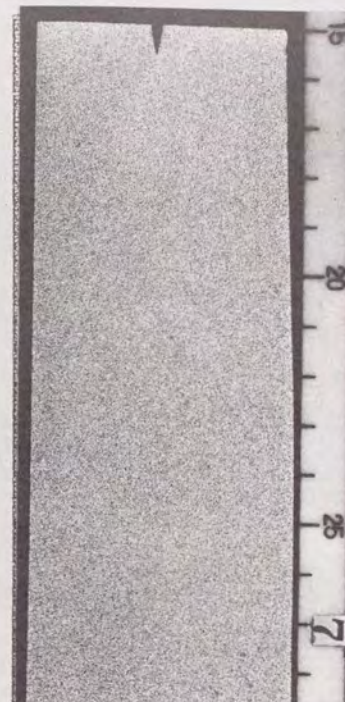
ミクロ組織 ×30



拡大写真 ×5.5



ミクロ組織 ×50



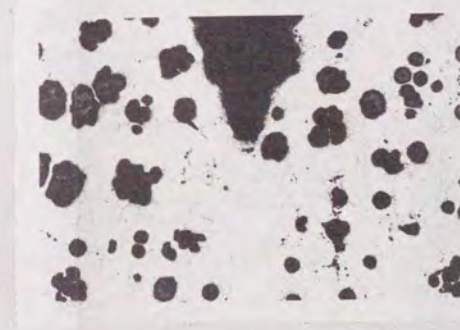
マクロ組織 ×1



ミクロ組織 ×30



拡大写真 ×5.5

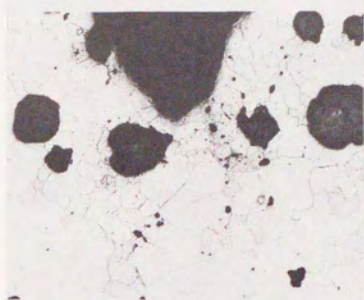


ミクロ組織 ×50

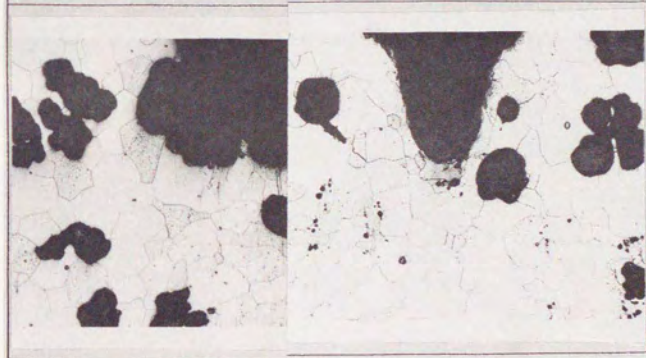
図-7.8.7 人工欠陥先端部の写真(断面 II-6, II-7)



断面 II-3



断面 II-1 断面 II-7





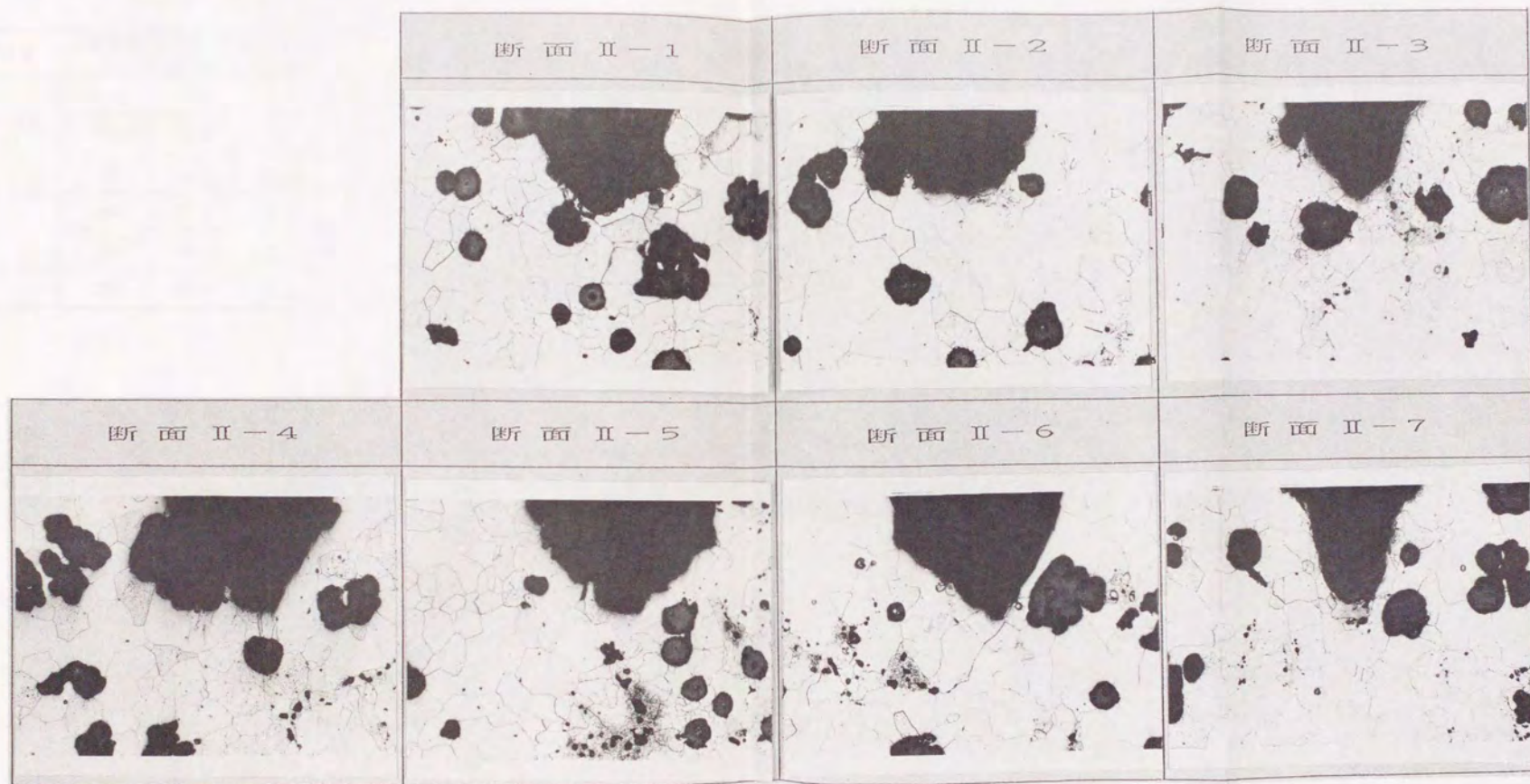


図-7.8.8 人工欠陥先端部のマイクロ組織（倍率 100倍）



表-7.8.2 高温低温引張試験結果

採取位置	試験温度 ℃	0.2%耐力 kgf/mm <sup>2</sup>	引張強さ kgf/mm <sup>2</sup>	伸 び %	絞 り %	ヤング率 kgf/mm <sup>2</sup>	ポアソン比
試験体 2/4 t	-40	26.8	40.1	12.6	11.6	15,000	0.28
	0	24.8	37.6	12.2	13.5	15,000	0.27
	50	22.0	34.2	12.8	14.4	15,200	—
	100	20.1	31.9	11.6	11.6	16,700	—
	150	19.4	31.1	11.3	9.8	16,100	—
	200	19.3	31.1	12.6	9.8	13,500	—



表-7.8.3 試験体本体の衝撃試験結果(JIS 4号)

採取位置	試験温度 ℃	吸収エネルギー Joule	横断面積 (mm)	採取位置	試験温度 ℃	吸収エネルギー Joule	横断面積 (mm)
0/4 t (外表面)	-40	4.12	0.2	2/4 t	50	25.89	0.7
		3.63	0.1			23.63	0.6
		3.63	0.1			27.07	0.9
	0	10.10	0.3		100	23.63	0.8
		10.59	0.4			24.71	0.8
		11.18	0.3			25.89	0.9
	20	16.77	0.5	150		20.20	0.7
		16.77	0.6			24.12	0.6
		17.36	0.5			28.83	0.9
	50	22.46	0.7	3/4 t	-40	4.12	0.1
		21.28	0.9			4.71	0.1
		21.28	0.7			4.71	0.1
	100	22.46	0.8		0	11.18	0.5
		22.46	0.7			10.59	0.3
		22.46	0.7			10.10	0.4
	150	21.87	0.7		20	20.69	0.6
		21.28	0.7			20.20	0.6
		21.28	0.7			21.28	0.6
1/4 t	-40	4.12	0.2		50	23.63	0.7
		3.63	0.2			27.07	0.8
		4.12	0.3			24.71	0.7
	0	12.26	0.4		100	24.71	0.8
		10.59	0.3			25.89	0.8
		11.18	0.3			29.32	0.8
	20	19.02	0.6		150	24.12	0.8
		20.20	0.5			24.71	0.8
		18.44	0.6			25.30	0.8
	50	24.12	0.7	4/4 t (内表面)	-40	3.63	0.1
		23.63	0.7			4.71	0.2
		23.63	0.8			3.63	0.1
	100	24.71	0.8		0	10.10	0.3
		23.63	0.8			11.18	0.4
		24.12	0.8			11.18	0.4
	150	21.87	0.7		20	18.44	0.6
		24.12	0.8			16.77	0.5
		24.12	0.7			17.85	0.6
2/4 t	-40	3.63	0.1		50	22.46	0.7
		4.12	0.1			22.46	0.7
		4.12	0.1			22.46	0.7
	0	8.43	0.2		100	22.46	0.7
		10.59	0.3			22.46	0.7
		10.59	0.3			24.12	0.7
	20	21.87	0.6		150	22.46	0.6
		20.20	0.6			23.05	0.7
		20.20	0.6			22.46	0.7

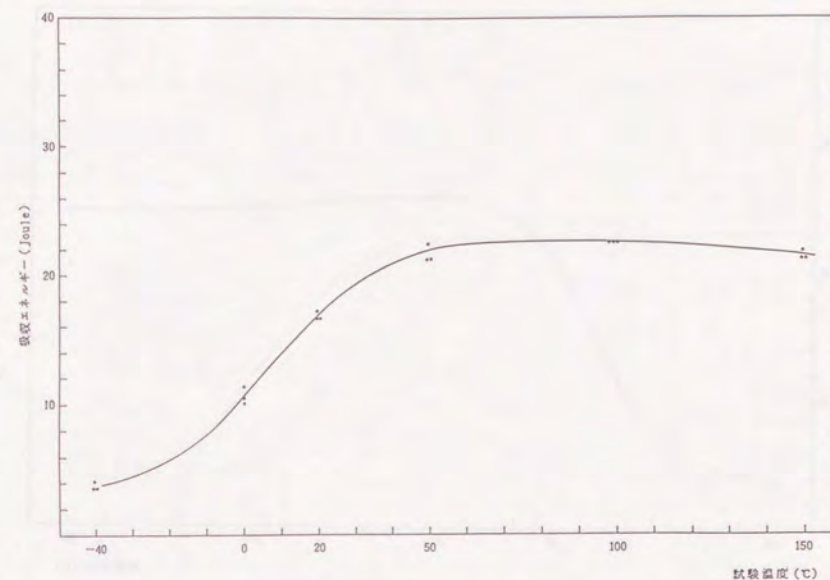


図-7.8.9 試験体本体 (0/4t) の衝撃試験結果

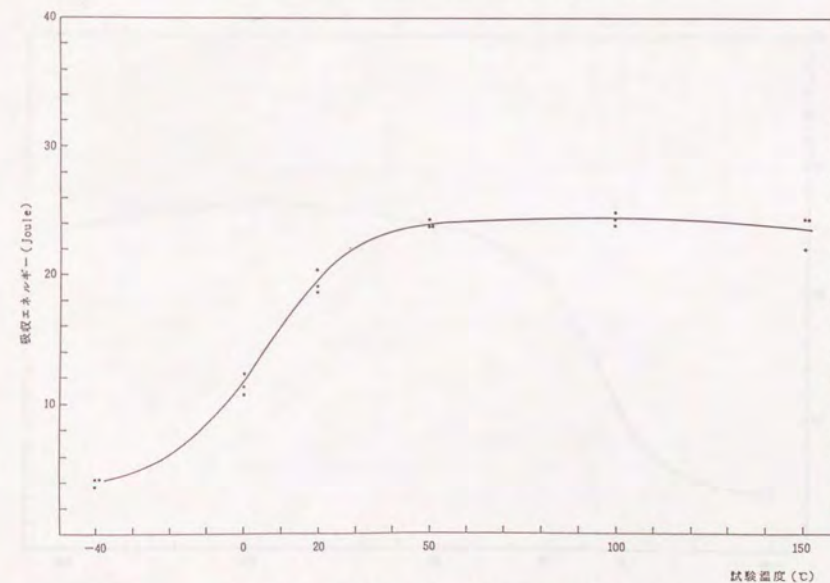


図-7.8.10 試験体本体 (1/4t) の衝撃試験結果



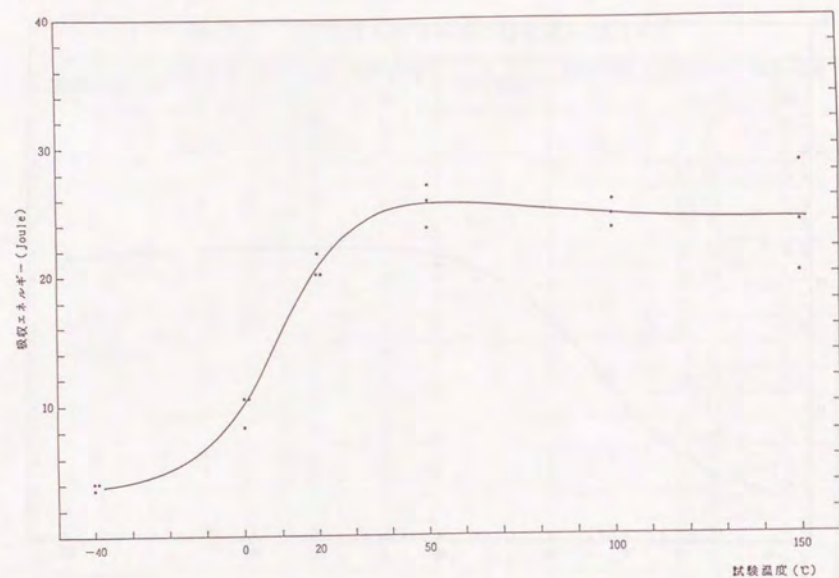


図-7.8.11 試験体本体 (2/4t) の衝撃試験結果

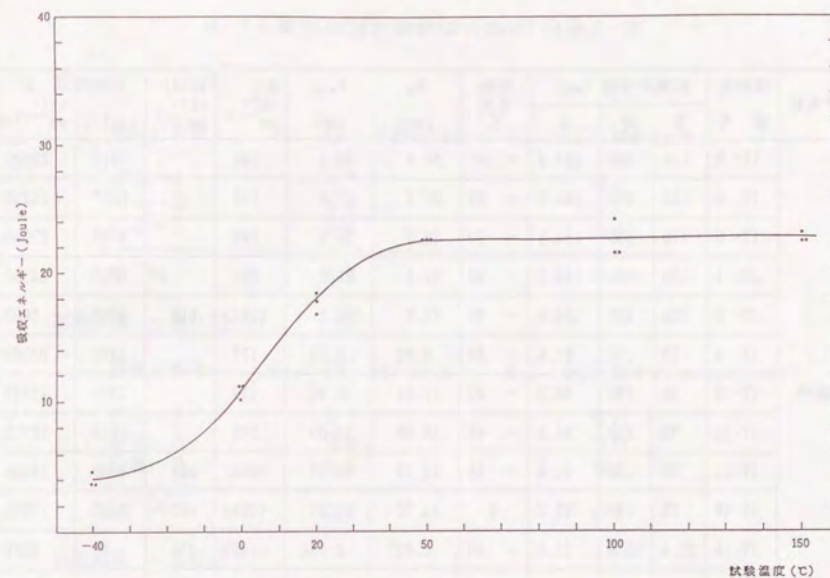


図-7.8.13 試験体本体 (4/4t) の衝撃試験結果

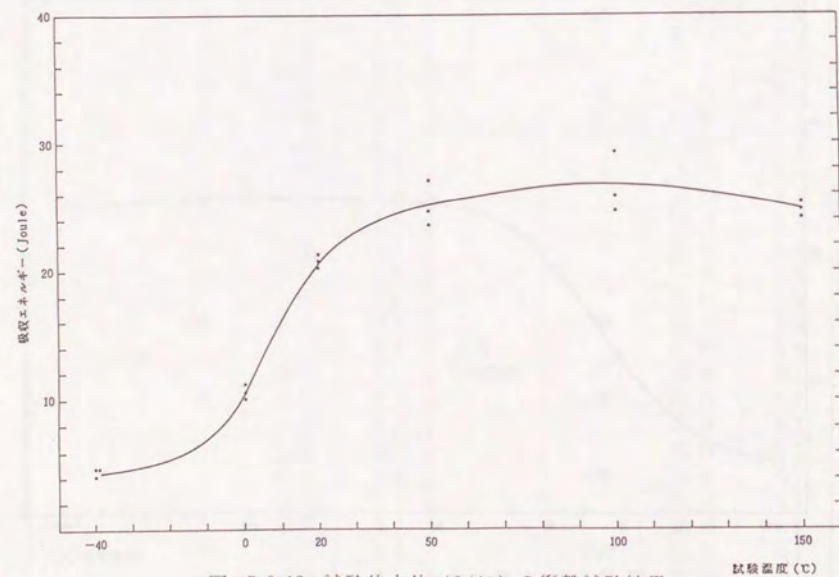


図-7.8.12 試験体本体 (3/4t) の衝撃試験結果



表-7.8.4 本体の破壊靱性試験結果

予き裂	試験片 番 号	試験片寸法 (mm)			試験 温度 ℃	P <sub>q</sub> tonf	P <sub>max</sub> tonf	K <sub>1c</sub> kgf・ mm <sup>-3/2</sup>	K <sub>c</sub> (J) kgf・ mm <sup>-3/2</sup>	$\dot{P}$ tonf/s	$\dot{K}$ kgf・ mm <sup>-3/2</sup> /s
		B	W	a							
疲労	1T-2	150	300	153.4	-100	36.4	36.4	140		7690	29620
	1T-4	150	300	154.5	-80	37.3	37.3	145		6250	24350
	1T-6	150	300	154.1	-60	46.5	50.5	180		6900	27000
	1T-1	150	300	154.5	-40	51.3	51.3	200		6250	24350
	1T-5	150	300	154.6	-20	72.0	104.2	(281)	516	1700	6630
	1T-8	75	150	91.4	-80	8.88	9.75	137		1430	22060
	1T-9	75	150	90.3	-60	11.94	12.94	179		1030	15430
	1T-10	75	150	91.5	-40	16.08	17.03	249		1210	18710
	1T-11	75	150	91.6	-20	14.70	19.67	(228)	306	1060	16440
	1T-12	75	150	92.2	0	14.00	20.57	(221)	486	1140	17970
	1T-16	25.4	50.8	32.6	-40	1.633	2.134	(149)	255	99	8882
	1T-13	25.4	50.8	32.3	-20	1.674	2.207	(147)	315	103	9010
	1T-14	25.4	50.8	31.3	0	1.655	2.534	(133)	391	80	6440
	1T-15	25.4	50.8	31.8	20	1.603	2.219	(134)	443	73	6120

$$\text{注1) } K_{1c} = \frac{P_q}{B \cdot W^{1/2}} f(a/w)$$

$$\text{注2) } K_{c(2)} = \left( \frac{E \cdot J}{(1-\nu^2)} \right)^{1/2} \quad (E=17000 \text{ kgf/mm}^2, \nu=0.3)$$

注3) 有効な平面歪の破壊靱性K<sub>1c</sub>はP<sub>max</sub> / P<sub>q</sub> ≤ 1.10 とした

表-7.8.5 計装化シャルピー試験結果

試験温度 -20℃

試験片番号	K <sub>Id</sub> (S) MPa√m	K <sub>Id</sub> (C) MPa√m
C4-2	47	61
C4-3	48	66
C4-5	34	54
平 均	46	60

試験温度 -40℃

試験片番号	K <sub>Id</sub> (S) MPa√m	K <sub>Id</sub> (C) MPa√m
C3-2	37	60
C3-3	33	60
C3-5	45	62
平 均	38	61

試験温度 -60℃

試験片番号	K <sub>Id</sub> (S) MPa√m	K <sub>Id</sub> (C) MPa√m
C2-2	64	58
C2-3	50	51
C2-5	42	63
平 均	52	57

試験温度 -80℃

試験片番号	K <sub>Id</sub> (S) MPa√m	K <sub>Id</sub> (C) MPa√m
C1-2	34	60
C1-3	35	58
C1-5	33	57
平 均	34	58

(注) K<sub>Id</sub> (S) は歪ゲージ法により、き裂進展開始時点を決정한もので、K<sub>Id</sub> (C) コンプライアンス法により、き裂進展開始時点を決정한ものである。



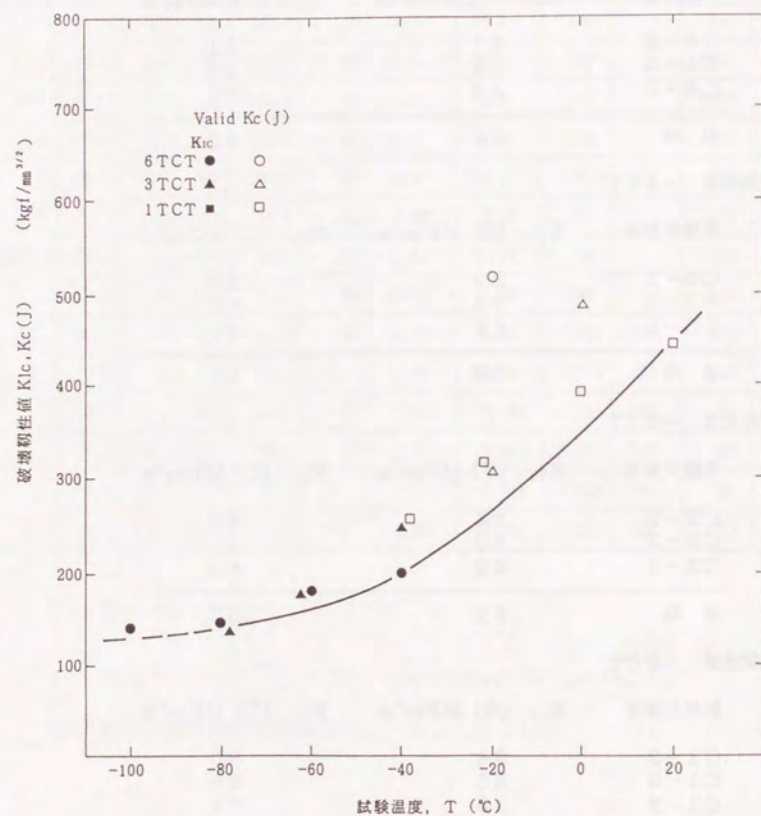


図-7.8.14 CT試験片による破壊靱性値の温度依存性

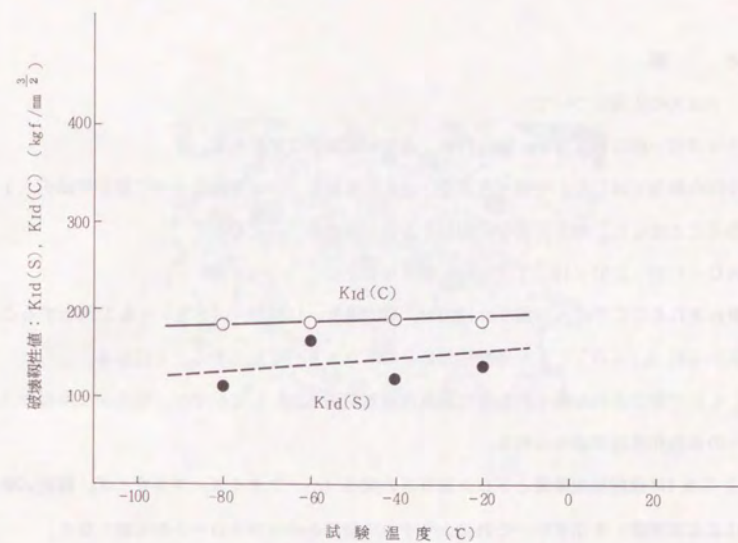


図-7.8.15 計装化シャルピーによる動的破壊靱性値



## 7.9 考 察

### 7.9.1 ドロスの生成について

ドロスは一般に酸化物系、硫化物系、過飽和黒鉛系などがある。

今回の鑄造では7.3.4で述べたように過飽和黒鉛系ドロスを晶出させて微小欠陥を人工的に作ることにした。即ち溶湯中の飽和炭素量は永井ら<sup>2)</sup>によると

$$\%C = 1.30 + 2.57 \times 10^{-3} T (1 - 0.06 \times \%Si) \quad (1)$$

で表わされるここで注入時温度 $\approx 1300^{\circ}\text{C}$ 、凝固温度 $\approx 1180^{\circ}\text{C}$ 、 $[Si] = 2.3\%$ とすると、(1)式から約0.2%の $[C]$ が過飽和黒鉛系のドロスとして晶出することになる。

7.4.4で検出された微小欠陥部の顕微鏡写真を図-7.9.1に示すが、明らかに共晶セル境界への過飽和黒鉛が認められる。

図-7.9.1に過飽和炭素量とドロス層厚さの関係(ハーフサイズ、フルサイズ、確証試験体による実測値)を示すが、これによりドロス層厚さのコントロールが可能となる。

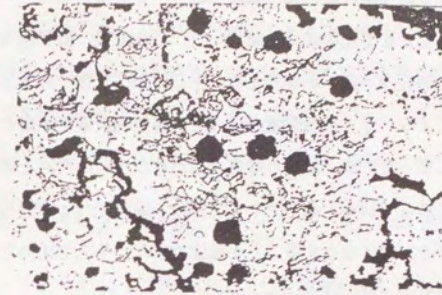


図-7.9.1 ドロス部のマイクロ組織 ( $\times 50$ )

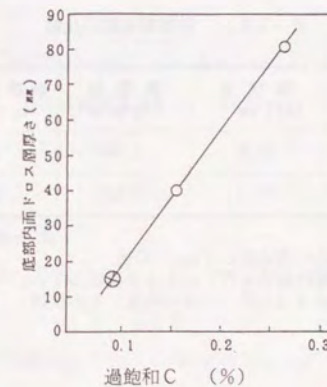


図-7.9.2 過飽和炭素とドロス層厚さの関係



## 7.9.2 破壊靱性値について

7.3.1 で述べたように今回は  $K_{ID} \approx 170 \text{ kg} \cdot \text{mm}^{-3/2}$  を目標としたため衝撃値をフルサイズモデルの約40%を目標として化学成分を選択した。その結果、衝撃値はフルサイズモデルの  $0.88 \text{ kg} \cdot \text{m} / \text{cm}^2$  から  $0.60 \text{ kg} \cdot \text{m} / \text{cm}^2$  へと68%まで低下したが、目標の40%は達成できなかった。これは注入流接種により〔Si〕含有量が増大し、過飽和炭素が黒鉛となってドロス化し、局部的に偏在してしまったため、所期の効果を果たさなかったためと考えられる。

ちなみに破壊靱性値は  $274 \text{ kg} \cdot \text{mm}^{-3/2}$  から  $226 \text{ kg} \cdot \text{mm}^{-3/2}$  へと約82%まで低下しており、 $K_{ID} \propto \sqrt{VE}$  の関係が近似的に成立することが確認できた。そこで比例定数を求めると

$$K_{ID} (\text{kg} \cdot \text{mm}^{-3/2}) = 292 \sqrt{VE} (\text{kg} \cdot \text{m} / \text{cm}^2) \quad (2)$$

なる式が得られる。

表-7.9.1 破壊靱性値の比較

	降伏点 ( $\text{kgf}/\text{mm}^2$ )	衝撃値 ( $\text{kg} \cdot \text{m} / \text{cm}^2$ )	破壊靱性値 ( $\text{kg} \cdot \text{mm}^{-3/2}$ )
フルサイズモデル	37.6	0.88	274
落下試験体	37.4	0.60	226

at  $-40^\circ\text{C}$

注1. 降伏点の歪速度  $\approx 1 \text{ sec}^{-1}$  の値

注2. 破壊靱性値は6 TCT による歪速度  $\approx 1 \text{ sec}^{-1}$  の値

注3. 供試体は 1/2 T (肉厚中央部) から採取

## 7.9.3 人工欠陥の大きさについて

7.4.4 では  $\phi 3 \text{ mm}$  程度の内部欠陥まで検出可能であることを示したが、確認試験(1)では図-7.5.1 に示すように深さ20mm、長さ120mmの人工欠陥を導入した。

これは第5章で述べた  $\phi 10 \text{ mm}$  の欠陥は確実に検出できることが実験的に確認できることから、より安全サイドで20mmの深さでアスペクト比3として大きさを決定した。

この形状の場合の欠陥サイズに対する安全率は  $K_{ID} = 226 \text{ kg} \cdot \text{mm}^{-3/2}$  (表-7.5.1),  $\sigma \approx 10 \text{ kgf}/\text{mm}^2$  とすると限界亀裂サイズ  $a_c = \frac{K_{ID}}{\pi \sigma^2} \approx 160 \text{ mm}$  であり、約8倍の安全率を持っていることになる。従って本材料は極めて脆性破壊に対し安全であると言える。

次いで、確認試験(2)では深さ83.5mm、長さ501mmの人工欠陥を導入して(図-7.7.1)落下試験を実施した。1.7節で設計基準として、

$$a_c = \frac{K_{IS}^2 Q}{\pi \{1.1 M_k (2\sigma_m + \sigma_n) + M_B (2\sigma_B + \sigma_D)\}^2}$$

が提案されているが、これは単純化すると、

$$a = \frac{1}{f_s^2} \cdot \frac{K_{Id}^2}{\sigma^2} \cdot \frac{Q}{\pi}$$

ここで  $f_s$  : 安全率

$\sigma$  : 応力

と書ける。そこで  $f_s = K_{Id} / K_I$  とするとき、

軸応力に対して  $\sigma \approx 540 \times 10^{-6} \times 1.6 \times 10^4 \approx 8.6 \text{ kg}/\text{mm}^2$

人工欠陥サイズ  $a = 83.5 \text{ mm}$

本体破壊靱性  $K_{Id} \approx 200 \text{ kg}/\text{mm}^{3/2}$  であるから、

$$f_s = \frac{K_{Id}}{K_I} = \frac{200}{\sqrt{\frac{\pi \cdot 83.5}{1.1} \times 8.6}} = 1.51$$

であり、 $K_{Id} \approx 1.5 K_I$  での試験が実施されたことになる。

この結果、亀裂の進展が認められなかったことから、1.7節の式は安全率として  $f_s = 2$  を有しており、設計上の評価式として十分安全側であることを示している。



#### 7.9.4 落下試験前後の材料特性について

表-7.4.3, 7.4.4および表-7.8.1, 7.8.3を比較すると落下試験後の方が落下試験前よりも0.2%耐力および衝撃値に関しやや低い値を示しているが、伸び、絞りも同様の傾向を示しており、落下衝撃（特に確証試験(2)）により、若干の微細亀裂が発生したのではないかと考えられる。これは図-7.8.1におけるD部歪のうち周方向歪が $1,000\mu$ 程度、軸方向で $400\mu$ に達しており、応力として $\sqrt{16^2 + 6.4^2} = 17.2\text{kg/mm}^2$ 程度の力を受けたことから推定でき、さらに図-7.8.6の断面II-4にも部分的に結晶粒内に留まる微細亀裂が認められることから推察できる。

#### 7.9.5 人工欠陥先端半径について

一般に破壊靱性の測定は亀裂先端に疲労亀裂を導入して実施しているが、実物サイズの試験体では疲労亀裂の導入に伴うリスクが大きいため放電加工により亀裂先端まで加工することとした。そこで先端半径がどの程度であれば疲労亀裂に近似できるかを検討した。図-7.9.3に鋳鉄キャスクQA研究会で報告された先端半径と $K_{Ic}$ の関係を示すが<sup>(3)</sup>、これを参考に $\rho \sim 0.1\text{mm}$ の人口ノッチが等価であるか否かの確認試験を実施した。その結果を表-7.9.2に示すが、疲労亀裂と $\rho \sim 0.1\text{mm}$ ではほぼ等価であることが確認できた。

#### 7.9.6 動的破壊靱性について

##### (1) CT試験と計装化シャルピー試験の比較

図-7.9.4にCT試験および計装化シャルピー試験による動的破壊靱性測定結果の比較を示した。この結果から試験温度 $-40^\circ\text{C} \sim -60^\circ\text{C}$ では両者は比較的良好一致を示しており、計装化シャルピー試験が動的破壊靱性測定法として利用できることを示している。使用済燃料輸送・貯蔵容器の場合、最低使用想定温度は $-40^\circ\text{C}$ であり、十分に計装化シャルピー試験で対応できるものと考えられる。今後、この温度域でのデータを積み重ね実用化を進めていく必要がある。

##### (2) 落下前後の動的破壊靱性値の比較

落下前の $-40^\circ\text{C}$ における動的破壊靱性値は約 $226\text{kg/mm}^{3/2}$ であり、落下後は約 $200\text{kg/mm}^{3/2}$ と約10%程度低下している。これは7.9.4項で述べたように落下衝撃により微細亀裂が発生し、亀裂発生エネルギーが低下したものと考えられる。

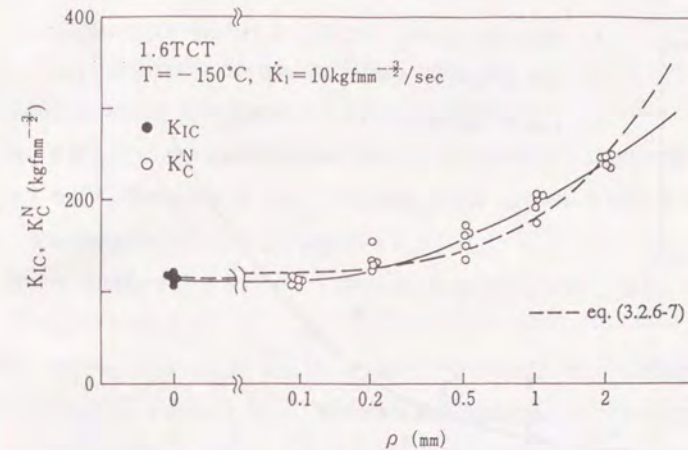


図-7.9.3 Comparison between K Measurements of 1.6TCT Specimens with Various Flaw Tip Radii and K Measurement of a 1.6TCT Specimen with a Fatigue Crack

表-7.9.2 疲労亀裂と人工ノッチ ( $\rho \sim 0.1\text{mm}$ )の破壊靱性測定結果

Notch	Specimen No.	Specimen size(mm)			Temperature °C	P <sub>Q</sub> tonf	P <sub>max</sub> tonf	K <sub>Ic</sub> kgf·mm <sup>-3/2</sup>	$\dot{P}$ tonf/s	$\dot{K}$ kgf·mm <sup>-3/2</sup> ·s <sup>-1</sup>
		B	M	a						
Fatigue	CA-251	150	300	160.4	-40	63.3	66.0	263	$1.9 \times 10^4$	$7.9 \times 10^4$
	CA-252	150	300	152.2	-40	60.8	63.1	231	$2.1 \times 10^4$	$8.0 \times 10^4$
Machine	CA-253	150	300	140.5	-40	65.6	67.5	222	$2.5 \times 10^4$	$8.5 \times 10^4$
	CA-254	150	300	139.4	-40	67.3	69.0	226	$1.9 \times 10^4$	$6.5 \times 10^4$

注1: K<sub>Ic</sub>の値はASTMの判定ではすべてValid K<sub>Ic</sub>である。

但し $\sigma_y = 36.9\text{kgf/mm}^2$  (実測)とした。



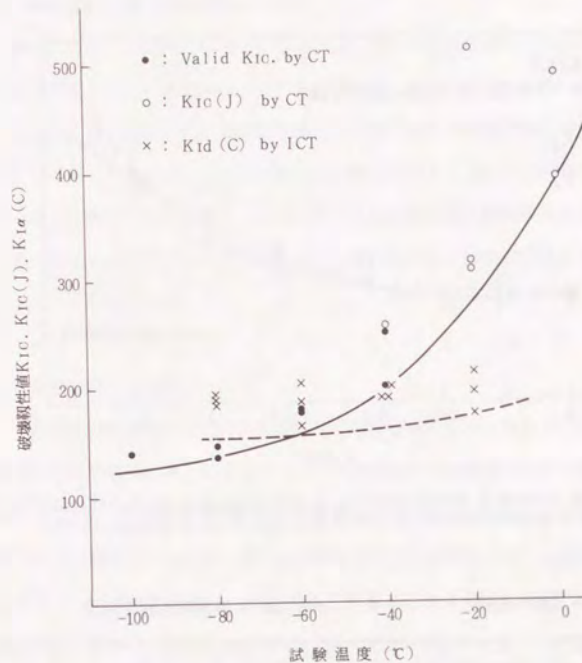


図-7.9.4 破壊靱性の比較

(3) 動的破壊靱性の簡易推定法について

7.5.2 項で  $K_{1d} = 292 \sqrt{vE}$ ,  $\sigma_y \approx 37.5 (\text{kgf/mm}^2)$  を示したが、落下試験後の  $-40^\circ\text{C}$  の値を入ると、

$$\begin{aligned} K_{1d} &= 200 \text{kgf/mm}^{3/2} \\ 292 \sqrt{vE} &= 292 \sqrt{3.96 / (9.8 \times 0.8)} \\ &= 208 \text{kgf/mm}^{3/2} \end{aligned}$$

となり、 $K_{1d} \approx 292 \sqrt{vE}$  なる関係が成立することが確認できた。

7.10 ま と め

本試験の結果から以下のことが言える。

- (1) 球状黒鉛鋳鉄製キャスク実規模落下試験体を製作した。  
その結果、すべての目標値をクリアすることが確認できた。
- (2) 黒鉛系ドロス発生機構が確認され、ドロス厚さのコントロールが可能となった。
- (3) 今までの知見を利用して欠陥コントロール、材力コントロールを実施し衝撃値をのぞき我々の開発技術に対応できることが確認できた。
- (4) 落下試験時に発生する応力は、100G 程度の加速度となる緩衝体を使用すれば最大応力約  $10 \text{kgf/mm}^2$  である。
- (5) 深さ 20mm、長さ 120mm、先端半径 0.1mm の人工欠陥を導入して、 $-40^\circ\text{C}$  に冷却して落下させても新たな亀裂発生はなく、本球状黒鉛鋳鉄が脆性破壊に対しても非常に強靱であることが実証できた。
- (6) 球状黒鉛鋳鉄はキャスク用材料として十分な信頼性を有する。
- (7) 球状黒鉛鋳鉄製キャスクは使用済燃料輸送・貯蔵・容器として十分な安全性を有する。
- (8) 球状黒鉛鋳鉄製キャスクの脆性破壊評価式として 1.7 節で提案した式は安全率 = 2 を含んでおり、十分安全側の式である。
- (9) 本体の材料特性の代表としてコアサンプルを採取することは構造的に許容されるならば、十分信頼性の高い代表値を与えてくれる。
- (10) 鋳鉄キャスク用球状黒鉛鋳鉄の動的破壊靱性評価は  $-40^\circ\text{C} \sim -60^\circ\text{C}$  の範囲であれば、計装化シャルビーを利用した方法が適用可能であり、今後データを積み重ねて標準化をはかる必要がある。
- (11) 鋳鉄キャスク用球状黒鉛鋳鉄の  $-40^\circ\text{C}$  における破壊靱性は  $K_{1d} (\text{kgf/mm}^{3/2}) = 292 \sqrt{vE}$  ( $\text{kgf-m/cm}^2$ ) で推定できる。  
ただし、 $\sigma_y \approx 37.5 (\text{kg/mm}^2)$  とする。

- 参考文献 1) 電力中央研究所 鋳鉄キャスク品質保証研究会資料  
2) 永井ら：鋳物第58巻 (1986) No. 5  
3) 電力中央研究所：CRIEPI REPORT April 1988.

Research on Quality Assurance of Ductile Cast  
Iron Cask. EL87001



## 8. 総 括

国内での原子力発電は昭和38年以来増加の一途をたどり、平成元年には総発電量の30%をしめるに至っている。しかし、そこで使用された燃料（使用済燃料）の処理（再処理）は各種事情から開発が遅れ、昭和52年から動力炉・核燃料開発事業団で開発が進められているが、10年間で処理された使用済燃料は総量で約400T-Uにすぎず、また青森県に建設中の新再処理工場でもその能力は最大800T-U/年にすぎず、今後発生してくる予定の使用済燃料（約1,200T-U/年）の処理に対応するには能力不足と考えられる。このため、使用済燃料の一時貯蔵が検討されており、これに使用される使用済燃料輸送・貯蔵容器の開発が待たれている。著者は使用済燃料輸送・貯蔵容器のうち、とくに球状黒鉛鋳鉄製の容器の経済性、安全性に着目し、その開発を実施することにした。

第1章では文献調査、実地調査を実施し、使用済燃料輸送・貯蔵容器の開発の必要性を明らかにするとともに、球状黒鉛鋳鉄製使用済燃料輸送・貯蔵容器の設計基準、材料基準を設定し、開発の目標を明らかにした。

第2章では基礎試験として、 $\phi 640\text{mm}$ の金型を用いて、従来の製造方法そのままで鑄造試験を実施し、技術開発の原点を確認した。その結果、従来技術ではPearliteの析出、黒鉛の粗大化、一次晶粒界への微細黒鉛の晶出等により、延性が不足することが明らかとなり、その対策として[Mn]量の低減、凝固速度の増大、炭素等量の低減が必要であることを示した。

第3章では第2章の結果を受け、実物大容器の1/2高さサイズの試験体を鑄造し、第2章の結果の信頼性の確認および次ステップで実施する予定の実物大試験体による鑄造試験のための課題抽出を行なった。その結果、使用済燃料輸送・貯蔵容器のような肉厚450mmを超える球状黒鉛鋳鉄でも、鑄造欠陥や機械的性質の異方性もなく、構造部材として十分使用可能であり、所定の機械的性質を確保するためには $0.8^\circ\text{C}/\text{min}$ 以上の凝固時冷却速度と不純物元素の低減が必要であることがわかり、第2章の信頼性も確認できた。

第4章では第3章の結果を受け、鑄造欠陥防止のための成分設計および鑄造方案の検討、球状化率および適正黒鉛粒徑確保のための冷却条件の検討等を実施して、実物大容器素材を製造することにより、使用済燃料輸送・貯蔵容器製造技術の確立をはかるとともに、材料確性調査を実施した。その結果、化学成分制御により鑄造欠陥は防止でき、冷却速度制御により黒鉛粒徑等の制御が可能であり、また最終凝固部の機械的性質の低下は不純物元素の低減により改善できることが確認できた。さらに、ドイツでの品質実績を凌ぐ製品が国内でも製造できること

が確認できた。

ところで、球状黒鉛鋳鉄製使用済燃料輸送・貯蔵容器の設計基準として、延性破壊防止と脆性破壊防止の二基準があるが、瞬時に大破壊が発生する点で脆性破壊防止基準は特に重要である。この脆性破壊防止基準は、欠陥サイズと破壊靱性を要因として構成されているが、鋳鉄の内部欠陥を評価する方法も、また鋳鉄の破壊靱性を評価する方法も確立されていなかった。そこで、第5章では鋳鉄の内部欠陥を評価する方法の開発を、第6章では鋳鉄の破壊靱性を評価する方法の開発を実施した。

第5章では、第3章で鑄造した試験体を用いて、超音波探傷の基本特性を調査し、その結果を第4章の試験体に適用して確認した。その結果、周波数1MHz、全感度 $\geq 80\text{dB}$ 、感度余裕 $\geq 10\text{dB}$ 、SN比 $\geq 2$ の条件で探傷すれば、直径8mm以上の欠陥は探傷可能であることが確認できた。

第6章では、第3章・第4章で鑄造した試験体を用いて、まず各種破壊靱性測定方法で球状黒鉛鋳鉄の破壊靱性の程度を確認するとともに、各測定方法の比較を行なった。その結果、球状黒鉛鋳鉄の破壊靱性は $J_{IC}$ で4~10kg/m程度であり、試料数が十分あればR曲線法が最も保守的な値を与えることが判った。また、球状黒鉛鋳鉄製使用済燃料輸送・貯蔵容器の使用状態を考えると、動的破壊靱性の測定が必要であることが判った。そこで、計装化シャルピー試験を用いた破壊靱性測定方法を開発し、この方法がASTM-E-813に照らして、球状黒鉛鋳鉄の破壊靱性測定方法として適していることを確認した。さらに、球状黒鉛鋳鉄の低温・動的破壊時の破壊モデルを提案し、破壊エネルギーが黒鉛間距離、球状化率、Pearlite量等の金属組織で整理できることを示した。

以上の研究開発により球状黒鉛鋳鉄製使用済燃料輸送・貯蔵容器の技術開発は完成したことになるが、対象が原子力仕様であるため、この技術の信頼性を確認する必要がある。そこで、第7章では確認試験を実施し、技術の信頼性を確認した。まず、球状黒鉛鋳鉄製使用済燃料輸送・貯蔵容器の完成品を製造した。この際、製造技術の信頼性を確認するため、化学成分と鑄込温度及び冷却速度の制御により、あえて動的破壊靱性の低下を図るとともに、黒鉛系ドロスの残存により微小欠陥を内在させ、超音波探傷能力の確認が可能であるようにした。続いて、原子炉等規制法に基づいて、深さ20mm、長さ120mmの半楕円形状の人工欠陥を導入し、高さ9mから剛性床土への落下試験、および高さ1mから鋼棒上への落下試験を実施した。さらに、第1章で提案された設計基準の信頼性を確認するため、深さ83.5mm、長さ501mmの半楕円形状の人工欠陥を導入し、高さ9mから剛性床土への落下試験を実施した。その結果以下のことが



確認できた。

- (1) 球状黒鉛鑄鉄は使用済燃料輸送・貯蔵容器用材料として十分な信頼性を有している。
- (2) 球状黒鉛鑄鉄製使用済燃料輸送・貯蔵容器の設計基準案は十分に安全側である。
- (3) 球状黒鉛鑄鉄製使用済燃料輸送・貯蔵容器の機械的性質は化学成分、冷却速度、鑄込温度等により制御可能である。
- (4) 球状黒鉛鑄鉄の黒鉛系ドロスは飽和炭素量で制御できる。
- (5) 球状黒鉛鑄鉄の内部欠陥は超音波探傷により、少なくとも直径8 mmまでは検出可能である。
- (6) 球状黒鉛鑄鉄製使用済燃料輸送・貯蔵容器の動的破壊靱性測定法として、計装化シャルピー試験を用いた破壊靱性測定方法が適している。
- (7) 球状黒鉛鑄鉄製使用済燃料輸送・貯蔵容器の-40℃における動的破壊靱性はシャルピー衝撃値により推定することが可能である。
- (8) 球状黒鉛鑄鉄製使用済燃料輸送・貯蔵容器の-40℃、9 m水平落下時に発生する応力は約10kg/mm<sup>2</sup>である。

球状黒鉛鑄鉄製使用済燃料輸送・貯蔵容器の実用化には、まだ法規改正や標準化など解決すべき課題が残されているが、本研究開発により本質的な問題は解決でき、実用化に大きく踏出したといえる。本研究が日本の鑄造技術の向上、ひいては産業界の活性化に貢献できることを期待したい。

最後に、本研究開発を御指導、御支援いただいた東京大学工学部梅田高照教授、故大平貴規助教授、先端技術研究センター岸輝雄教授、ならびに本研究の実施に御協力いただいた新日本製鉄(株)機械・プラント事業部の諸兄に感謝の意を表します。



