

第2章 動的強度および動的破壊靱性の評価

1. 研究の背景

圧力容器をはじめとする鋼構造物のき裂損傷や破壊に対する安全性評価には破壊力学が広く用いられているが、高度の安全性が必要な原子炉圧力容器の健全性評価にはASME Boiler and Pressure Vessel Code Sec. IIIおよびXIにおいて平面ひずみ破壊靱性値の最下限値 (K_{IR})を用いるように定められている。つまり、原子炉圧力容器に使用される鋼材は静的破壊靱性 (K_{IC})、動的破壊靱性 (K_{Id})およびき裂伝播停止靱性 (K_{Ia})等の靱性値のうち最も低い値で評価される。

一般に溶接構造物に使用される鋼材は、温度が低くなると脆性破壊を起こすが、荷重負荷速度が大きくなると破壊靱性値が低くなり脆性破壊を起こしやすくなる。当所においては、原子炉構造用鋼の動的破壊靱性評価に関する研究を実施するために、昭和50年頃から回転円板式高速衝撃試験装置および20/100トン高速引張試験装置を整備して動的破壊靱性試験を行い、鋼材の動的破壊靱性に及ぼす温度およびひずみ速度の影響を一元的に評価する手法^{(1),(2)}を提案した。動的破壊靱性評価試験法は、ASTM E399-1983⁽³⁾に規定されたあと、BS 6729:1987⁽⁴⁾においても規格化された。しかしながら、高ひずみ速度領域までの試験については取り扱われておらず、簡便な試験方法も含めて種々の検討がなされている。

本研究では、種々の構造用鋼の動的強度および動的破壊靱性試験を行い、評価法の普遍性を検討するとともに、動的破壊靱性試験法について検討した。

2. 動的強度特性

2.1 高ひずみ速度下における動的強度特性

構造用鋼の降伏応力や引張強さ等の強度特性は、温度およびひずみ速度に依存することが知られている。降伏応力 (σ_Y) のひずみ速度および温度との関係は、

ひずみ速度・温度効果指数 (R) を用いて(1)式および(2)式で表せることを示した⁽¹⁾。

$$\sigma_Y = \sigma_0 + \sigma_1 \exp(\alpha R) \quad (1)$$

$$R = T_K \cdot \ln(A/\dot{\epsilon}) \quad (2)$$

ここに、 T_K は絶対温度、 $\dot{\epsilon}$ はひずみ速度、 A は速度過程論にもとづく頻度係数 ($=10^8 \text{sec}^{-1}$)、 σ_0 、 σ_1 、 α は材料定数であるが σ_0 は内部摩擦力に対応するものである。

本研究ではこれまでに得られた結果を含め、多くの構造用材料について高ひずみ速度負荷による引張試験を実施し、(1)および(2)式の妥当性を検討⁽⁵⁾した。試験を行った材料の化学成分および機械的性質を第1表に示す。No.1, 2, 6は50キロ級高張力鋼 (TMC P鋼)、No.3は80キロ級調質型高張力鋼、No.4, No.5は原子炉用調質型低合金鋼、No.7, 8, 9はそれぞれ圧力容器用軟鋼、調質型70キロ級および80キロ級低合金鋼である。No.10はプレストレス・コンクリート用PC鋼棒、またNo.11, 12はそれぞれ純チタンおよびチタン合金である。試験片の形状寸法は、第1図に示すように3種類としたが、供試材との対応は後述の第2表に示す。

試験は20/100トン高速引張試験装置⁽⁶⁾を使用し、試験条件は油圧シリンダの変位速度で0.01~1 m/secの範囲で実施した。なお、No.11, 12のチタン材については、回転円板式の衝撃引張試験装置⁽⁷⁾で2~30m/secの範囲で試験した。ひずみ速度 ($\dot{\epsilon}$) は弾性域における荷重-時間線図の降伏する直前の勾配から(3)式によって求めた。

$$\dot{\epsilon} = \dot{\sigma} / E = 1 / EA (\Delta P / \Delta t) \quad (3)$$

ここに、 E はヤング率、 A は断面積、 $\Delta P / \Delta t$ は荷重-時間線図の勾配である。

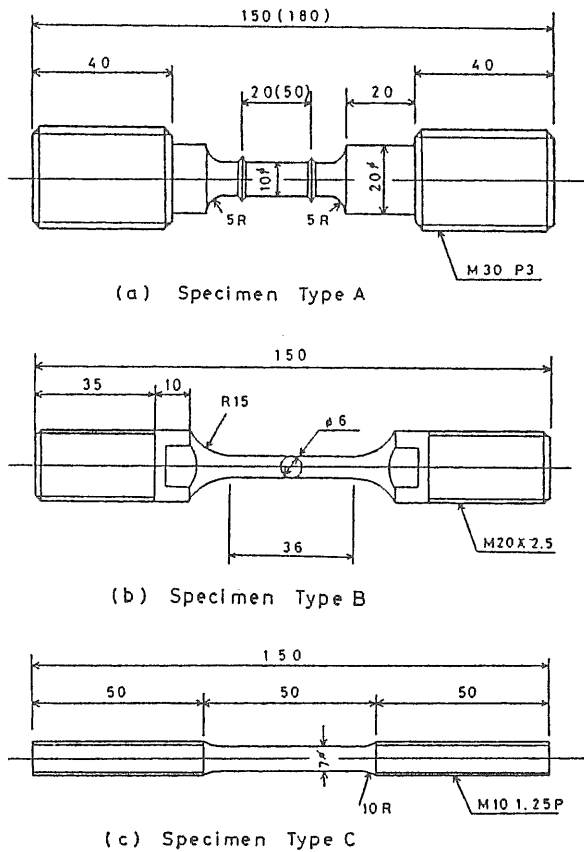
この方法で得られたひずみ速度は、試験片表面に貼付したひずみゲージで計測した値とほぼ一致した。

(1)式から降伏応力とひずみ速度・温度効果指数との間には次式で示す線形関係が得られる。

第1表 供試材の化学成分および機械的性質

No.	Material Code	t (mm)	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Cu	Nb	Ti	σ_Y (kgf/mm ²)	σ_U (kgf/mm ²)
1	KE36	75	.06	.11	1.38	.009	.001	.86			.30	.012	.016	37.5	53.9
2	KE36	40	.08	.18	1.44	.009	.002							41.5	54.5
3	HT80	25	.11	.26	.85	.010	.003	.75	.46	.45	.17	.04*	.001**	82	86
4	A533B1	125	.16	.26	1.35	.004	.001	.65	.15	.52				53.2	66.8
5	A508-3	300	.18	.25	1.45	.004	.002	.94	.18	.52	.01	.002*		51	64
6	KE36	40	.07	.26	1.35	.011	.003	.14	.01		.14	.016	.008	45	56
7	A212B	100	.25	.20	.62	.020	.011							32.0	51.6
8	A543-1	75	.13	.35	.32	.010	.010	3.10	1.15	.45				60.6	73.5
9	A542-1	75	.13	.30	.53	.017	.025		2.40	1.00				63.8	80.2
10	PC-Bar	9.2 [†]												(143.5)	(148.2)
			Fe	N	O	H	Ti								
11	Ti(KS50)30 [†]		.010	.001	.150	.0010	Re							(43)	52
12	Ti6Al4V 30 [†]													93.8	100.6

(188) (Note *: V, **: B)



第1図 丸棒引張試験片の形状寸法

第2表 (1)式における材料定数および相関係数

No.	Spec. Type	σ_0	σ_1	$-\alpha$	γ
1	A1	33.3	79.80	4.097×10^{-2}	.928
2	A1	35.8	127.25	4.319	.988
3	A1	75.7	78.5	3.07	.962
4	A1	51.2	98.37	3.861	.969
5	A1	49.1	146.63	5.248	.992
6	A1	39.7	125.0	5.07	.992
6	A2	35.2	111.39	3.832	.977
7	A2	26.8	120.08	3.956	.965
8	A2	56.0	97.75	4.614	.925
9	A2	44.8	131.19	3.834	.984
10	C	125.0	141.79	3.201	.803
11	B	23.5	165.46	3.365	.959
12	B	76.9	590.00	7.466	.894

$$\log(\sigma_y - \sigma_0) = \log \sigma_1 + \beta R \quad (4)$$

ただし、 $\beta = \alpha \log(e)$ である。

各供試材で得られた試験データが対数正規分布すると仮定し、(4)式の直線相関を最小自乗法によって求めた。ただし、各供試材の内部摩擦力は不明であるため、ここでは静的降伏応力を参照して(4)式における相関係数が最大となるときの値として σ_0 を求めた。得ら

れた材料定数 σ_0 、 σ_1 、 α および相関係数(γ)を第2表に示す。これらの γ は0.994~0.803の範囲にあり、(4)式による近似には強い直線相関があることを示している。

材料定数 α はその絶対値が大きい程、温度およびひずみ速度に大きく依存し、温度の低下あるいはひずみ速度が増大する程、降伏応力が上昇することを示している。(1)式における σ_y はひずみ速度および温度に依存しない応力と依存する応力の和であり、 σ_1 はその依存性の大きさを示している。第2図に種々の圧延鋼材について、ひずみ速度・温度効果指数(R)を横軸にとり、試験で得られた降伏応力を縦軸にとって示した。図中の実線は第2表に示した値を(1)式に代入して得られた相関曲線である。その他の供試材およびアルミニウム合金⁽⁸⁾についても降伏応力は(1)、(2)式で表すことができることを確認した。

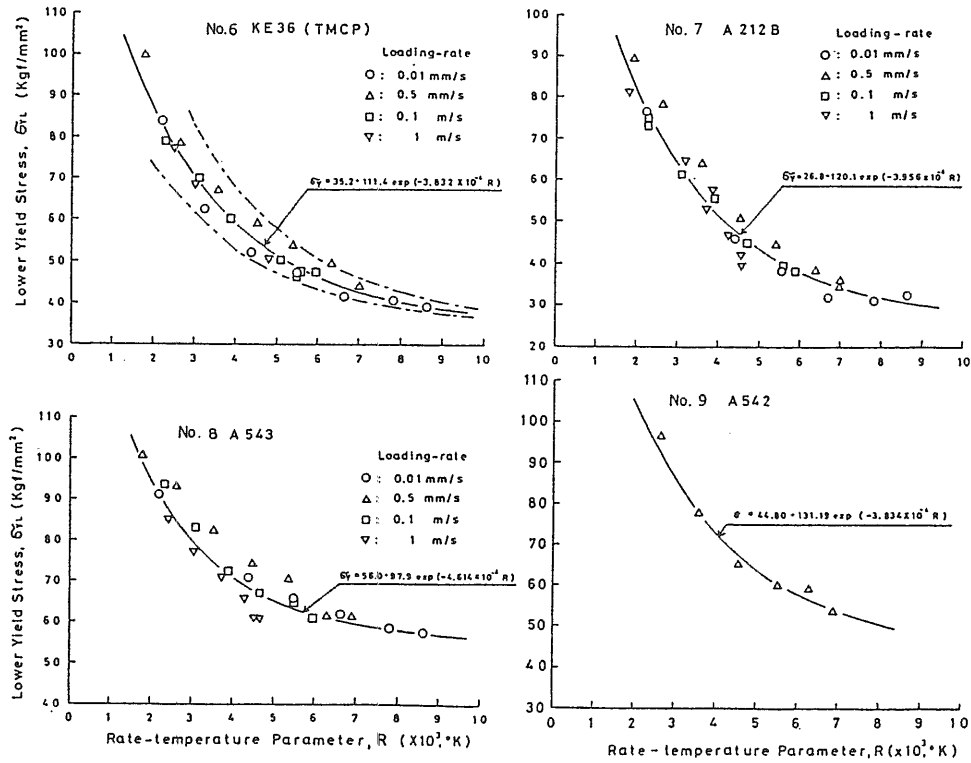
以上、各種の鋼材および非鉄金属材料について種々のひずみ速度および温度を変えた強度試験を行い、降伏応力に及ぼすひずみ速度・温度効果指数Rの影響を検討した。その結果、降伏応力とRには強い相関が得られ、(1)式から降伏応力を比較的簡便に推定できることが分かった。今後、引張強さや伸びなどの強度特性についてもさらに検討し、材料の強度特性に関する他の材料定数との関係等についても明かにする必要があると考える。

2.2 溶接継手の強度特性に及ぼす負荷速度の影響

鋼材の溶接継手部では、溶接金属の強度は母材の強度より高く、熱影響部は材料および溶接条件によっては軟化域が生じるなど、余盛り等の形状的不連続部に加えて強度的な不連続部が形成される。溶接継手に外力が作用した場合、隣接する強度的不連続部の変形拘束等の影響で複雑な変形挙動を示す。従って、衝撃的な荷重を受ける溶接構造物の強度評価を行うためには、高ひずみ速度下での影響度を調べることが必要である。これまでに、突き合わせ溶接継手の溶接線直交方向の強度特性に及ぼす負荷速度の影響を調べた⁽⁹⁾のに引き続き、溶接線方向の強度特性を調べた⁽¹⁰⁾。

供試材は、板厚40mmの50キロ級高張力鋼 (KE36, TMCP鋼) でその化学成分および機械的性質は第1表のNo.6に示したものである。溶接継手は第3表に示す溶接条件で、X開先による片側4層のサブマージアーク溶接で製作した。

今回作製した継手の溶接条件が既報⁽⁹⁾と若干異なったため、溶接金属については第3図(a)に示す形状の丸棒試験片で引張強度特性を調べた。溶接継手試験片の形状寸法は第3図(b)に示すように、平行部幅(W)が50mmで、板厚(t)が20mmの試験片と、Wが100mmでtが10mmの試験片の2種類とした。溶接線直交方向の強度特性を調べるための試験片は、W=50mmでt=5,25



第2図 降伏応力とひずみ速度・温度効果指数との相関

第3表 KE36材溶接継手の溶接条件

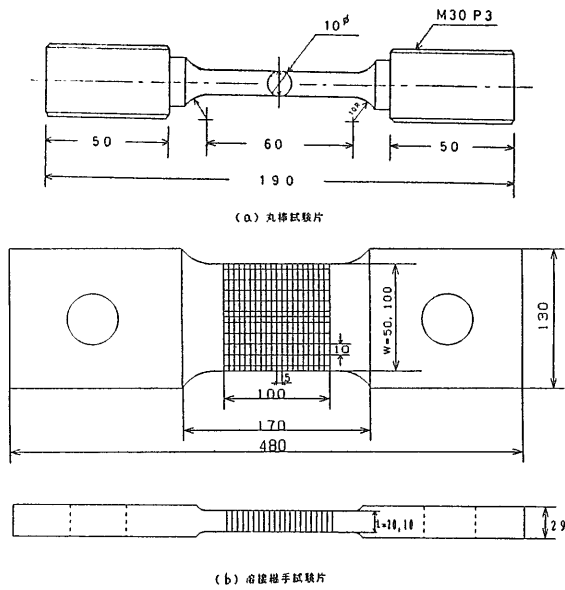
溶接法	S A W (K X 法)							
溶接材料	フラックス 川鉄 K B - 1 1 0 , ワイヤー K W - 3 6 4 . 8 ϕ							
開先形状	板厚 (mm)	ワイヤー径 (mm)	側	パス No	電流 (A)	電圧 (V)	速度 (cm/min)	
	40	4.8	B	1	900	32	25	
				2	750	34	30	
				3.4	600	32	30	
				F	5	900	32	25
					6	750	34	25
					7.8	650	32	30

mmとし、板厚の影響を調べた。各試験片は溶接継手から機械加工により製作し、平行部の表裏に、長さ方向5mmピッチ、幅方向10mmピッチのけがき線を入れ、破断伸びを計測した。また、試験片の表裏にひずみゲージを貼付し、試験片のひずみ挙動を計測した。試験は20/100トン高速引張試験装置で行った。継手試験片の引張試験速度はアクチュエータの変位速度で、0.01mm/sec(静的試験)、1mm/secおよび100(または1000)mm/sec(高速試験)の3条件とした。

丸棒引張試験による母材及び溶接金属の強度特性⁽⁹⁾を第4表に示す。溶接金属試験片のひずみ速度が

$2.62 \times 10^{-3} \text{sec}^{-1}$ (*印)は今回の追加試験結果である。材料の降伏応力(σ_Y)とひずみ速度・温度効果指数(R)との関係を示す材料定数も併せて示した。溶接継手近傍でビッカース硬度を調べた結果では、母材と溶接金属の硬度はほぼ等しく、熱影響部の硬度低下は最大約24%であった⁽¹⁰⁾。

溶接線直交方向の降伏応力に及ぼす負荷速度の影響を調べた結果を第4図に示す。溶接継手の降伏応力のひずみ速度依存性は、第4表をもとに下側曲線で示した母材の降伏応力のひずみ速度依存性とほぼ等しく、板厚差の影響が若干でた。試験時の試験片各部のひず



第3図 溶接継手試験片の形状寸法

み挙動は、試験片が降伏しだしてから、溶接金属の変形が減少あるいはほとんど停止するのに対し、ボンド部で変形が急激に増大しひずみ速度も急上昇する。初期弾性変形時、降伏開始時および全断面塑性変形時に継手各部のひずみ速度を求め、降伏応力を推定したが、継手の降伏応力と比較的よく一致し、継手の変形挙動を説明できた。

溶接線方向の降伏応力に及ぼす負荷速度の影響を調べた結果を第5図に示す。Wが100mmの結果を●印で、50mmの結果を◆印で示す。母材および溶接金属の降伏点については第4表の材料定数を用いて計算した結果をそれぞれ実線で示した。図に示した破線は(5)式を用いて推定したもので、実験結果を比較的良く説明することができた。

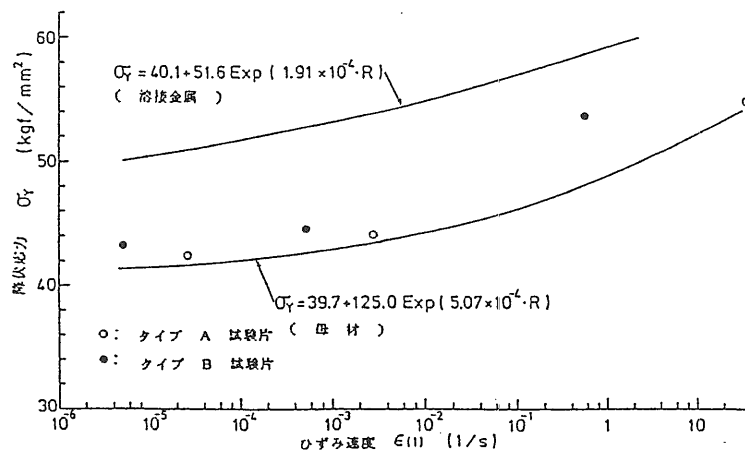
$$\sigma_Y = \sigma_{Yb} \cdot R_b + \sigma_{YW} \cdot R_w \quad (5)$$

ここに、 σ_{Yb} はひずみ速度を考慮した母材の降伏点、 R_b は母材面積の全断面積に対する割合、 σ_{YW} は溶接金属の降伏点、 R_w は溶接金属面積の全断面積に対する割合である。

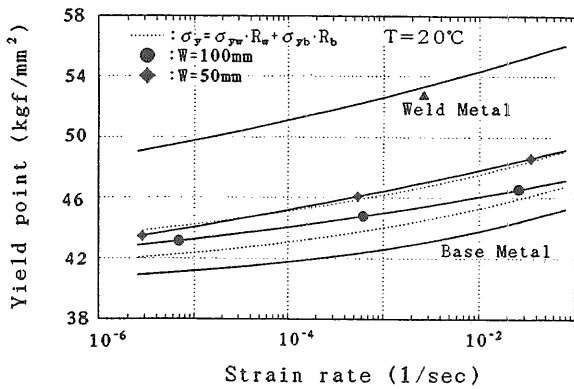
(5)式は、母材および溶接金属の応力-ひずみ関係を完全弾塑性とし、継手試験片の溶接線直交方向の横断

第4表 KE36材および溶接金属の強度特性

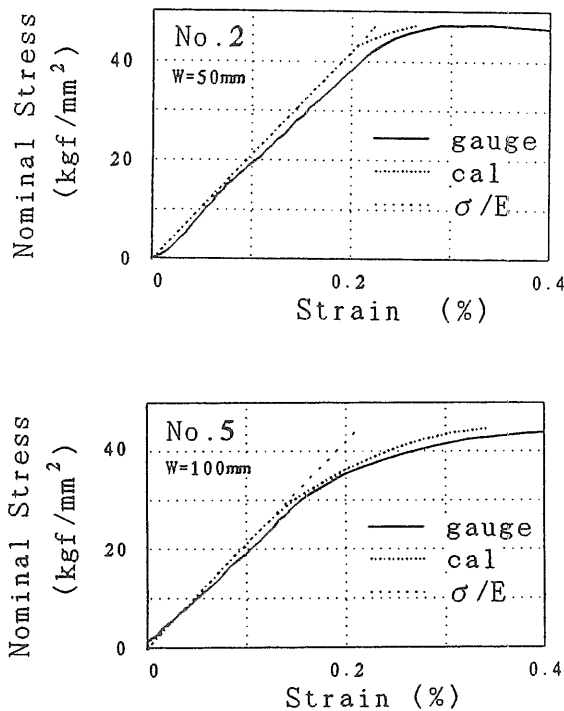
試験片	歪み速度	降伏点	引張強さ	強度定数		
	1/sec	kgf/mm ²	kgf/mm ²	σ_0	σ_1	α
母材	4.46×10^{-5}	41.9	53.1	39.7	125	-5.07×10^{-4}
	4.55×10^{-3}	43.1	54.6			
	7.42	48.7	59.4			
溶接金属	5.44×10^{-5}	53.3	60.6	40.1	51.6	-1.91×10^{-4}
	2.62×10^{-3}	52.7	59.9			
	7.04	54.6	65.5			



第4図 溶接継手直交方向の降伏応力のひずみ速度依存性



第5図 溶接線方向の降伏応力のひずみ速度依存性



第6図 溶接線方向の応力-ひずみ関係に及ぼす残留応力の効果

面で均一な変形挙動を示すと仮定し、母材および溶接金属断面が全て降伏した時点で継手試験片が降伏するものとして求めたものである。溶接継手試験片の残留応力分布が自己平衡型である場合は、降伏応力への残留応力の寄与は無いが、残留応力が存在することにより継手全体として降伏する以前に局所的な降伏が始まる。継手試験片を完全弾塑性モデルと仮定すると、局所的に降伏した部分の応力増加が見込めなくなり、弾性域にある部分の応力負担分が公称応力よりも大きくなる。降伏部のひずみは、弾性域の変形に拘束され、弾性域のひずみと同じになるため、継手断面のひずみは弾性域のひずみに支配される。そのため応力-ひずみの直線関係がくずれ、ひずみの増加率が大きくなることが推測される。そこで計測した残留応力値をもと

に、幅50mmと100mmの試験片それぞれについて曲線近似でモデル化した残留応力と荷重の計測データから継手試験片断面の平均的なひずみ挙動を推定した。No.2試験片(幅50mm)およびNo.5試験片(幅100mm)についての結果を第6図に示す。実線は荷重の計測値から計算した公称応力と中央断面に貼付したひずみゲージの計測値を平均したひずみとの関係(gauge)、点線は公称応力と残留応力分布を考慮した中央断面におけるひずみの推定値との関係(cal)、破線は公称応力と公称応力をヤング率で割ったひずみとの関係(σ/E)である。推定値はひずみゲージの計測値と比較的よくあった挙動を示しており、試験片幅が大きいNo.5試験片は残留応力も大きいので、継手の降伏点におけるひずみが大きくなっている。

以上、溶接継手試験片の強度特性に及ぼす負荷速度の影響を調べ、降伏応力は母材および溶接金属の降伏応力のひずみ速度依存性と継手部材の構成比率から推定できることを明らかにした。今後、引張強さおよび伸びについても検討したい。

3. 動的破壊靱性

3.1 高ひずみ速度下における動的破壊靱性

構造用材料の破壊靱性は温度およびひずみ速度に依存することが知られており、高ひずみ速度下の動的強度特性については、ひずみ速度・温度効果指数を用いて広範囲の鋼材の降伏応力を比較的簡便に推定することができた⁽⁵⁾。しかし、動的破壊靱性については、ひずみ速度・温度効果指数のみでは統一的な説明が不可能であった⁽¹⁾。

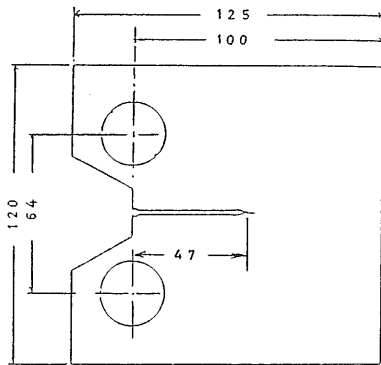
本研究では、数種の構造用鋼材を用いて高ひずみ速度下で動的破壊靱性試験を行い、ひずみ速度の依存性について検討した⁽¹¹⁾。

試験には、第1表に示したNo.7のA212B圧力容器軟鋼、No.8のA543-1およびNo.9のA542-1圧力容器用調質型高張力鋼である。供試材板厚は75~100mmで、それぞれの供試材の板厚中心部から第7図に示すC T試験片(2 C T)を採取した。試験片の切欠先端には、ASTM E-399規格³⁾に準拠して疲労予き裂を挿入した。

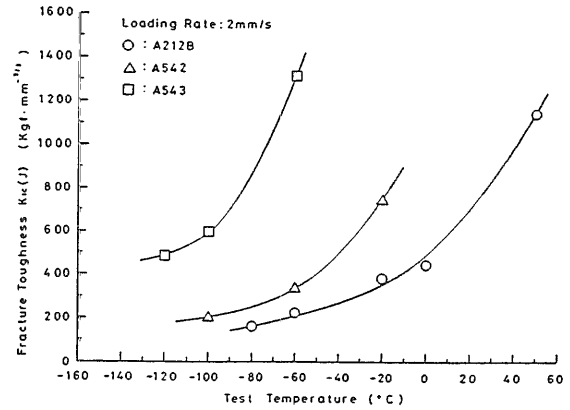
試験には20/100トン高速引張試験装置⁽⁶⁾を使用し、油圧シリンダの変位速度で0.015mm/sec、2 mm/sec、0.5あるいは1 m/secの3負荷速度条件及び-120~50℃の温度範囲で破壊靱性試験を実施した。荷重は試験片を取り付けるチャックのロッド部に配したロードセルで、試験片の開口変位はクリップゲージまたは非接触光学式変位計でそれぞれ計測した。

供試材の降伏応力のひずみ速度と温度の影響を示す σ_0 、 σ_1 および α はそれぞれ第2表(No.7, 8, 9)に示したとおりである。

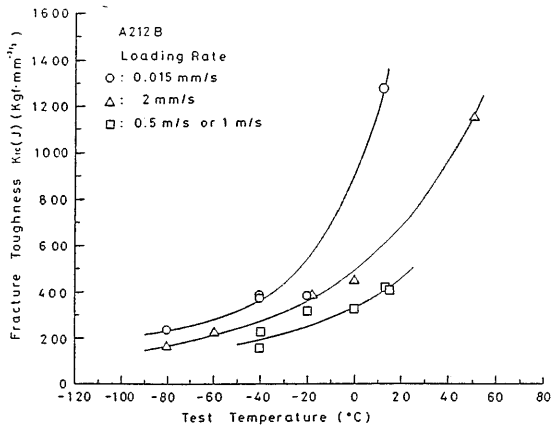
破壊靱性試験におけるA212B鋼の結果を、破壊靱性



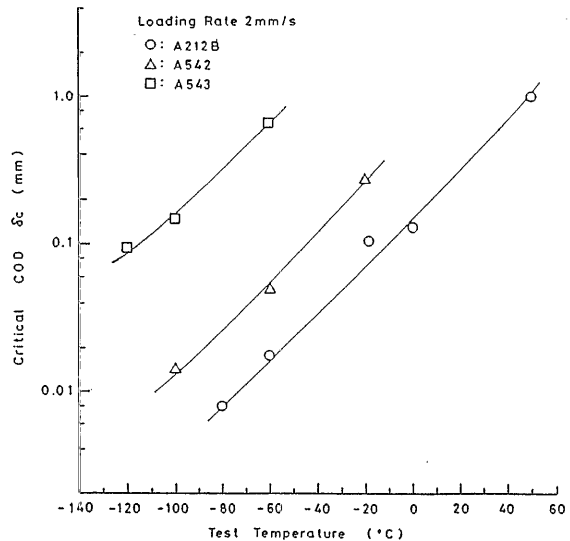
第7図 破壊靱性試験片 (CT) の形状寸法



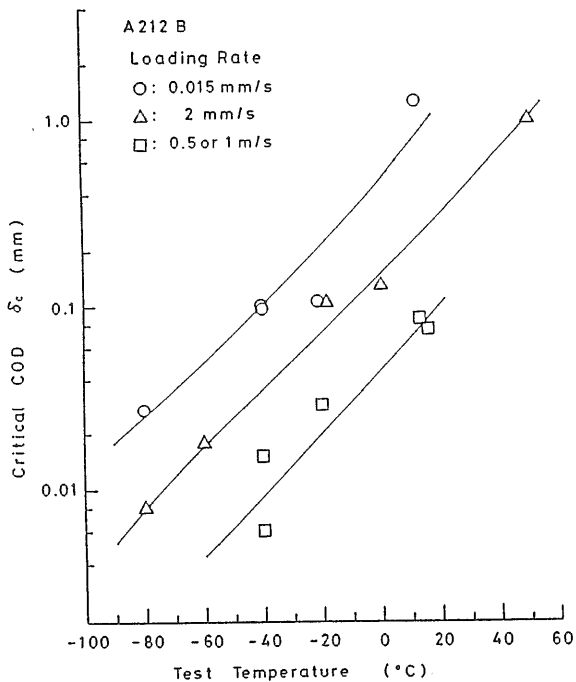
第10図 供試材の破壊靱性値の比較 (2 mm/sec)



第8図 A212B鋼の破壊靱性値と試験温度の関係



第11図 供試材の限界開口変位の比較 (2 mm/sec)



第9図 A212B鋼の限界き裂開口変位と試験温度の関係

値($K_{Ic}(J)$)値については第8図に、限界き裂開口変位(δ_c)については第9図にそれぞれ示す。また、供試材3鋼種の比較を、負荷速度2 mm/secの場合について、第10図及び第11図に示す。 $K_{Ic}(J)$ は(6)および(7)式、 δ_c は(8)および(9)式によって計算した。

$$K_{Ic}(J) = \sqrt{\frac{E \cdot J_d}{1 - \nu^2}} \quad (6)$$

$$J_d = \frac{2}{B \cdot b} \cdot \quad (7)$$

$$\left\{ \frac{(1-\alpha)}{(1+\alpha^2)} U + \frac{\alpha(1-2\alpha-\alpha^2)}{(1+\alpha^2)^2} (P \Delta_p - U) \right\}$$

ここに、 $\alpha = \sqrt{(a/b)^2 + (a/b) - 1/2} - 2(a/b + 1/2)$ 、 $b = W - a$

Wは試験片の幅(125mm)、Bは板厚(25mm)、aはき裂長さ(約47mm)である。

Uは荷重(P)と荷重点変位(Δ_p)から求めたエネルギー、

Eはヤング率(21000kgf/m²)、νはポアソン比(0.3)である。

$$\delta C = \frac{(1-\nu^2)K_{Id}^2}{2E\sigma_Y} + \frac{0.4(W-a)V_p}{0.4(W-a)+a+Z} \quad (8)$$

$$K_{Id} = \frac{P\sqrt{a}}{B \cdot W} f(\gamma) \quad (9)$$

ここに、σ_Yは試験温度とひずみ速度における降伏応力で(1)式で求める。V_pは荷重-計測開口変位(V_g)曲線における荷重点変位の塑性成分、Zは荷重点から開口変位計測位置までの距離である。γ = a/W、f(γ)は次式から求めた。

$$f(\gamma) = 29.6 - 185.5\gamma + 655.7\gamma^2 - 1017\gamma^3 + 632.7\gamma^4 \quad (10)$$

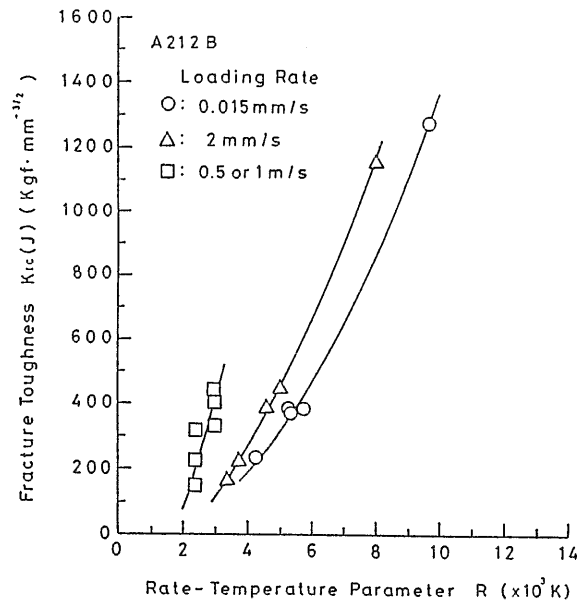
第8図及び第9図から、負荷速度が速くなると破壊靱性値の遷移曲線が高温側に移行して、破壊靱性値および限界き裂開口変位は減少することがわかる。き裂開口変位から試験片き裂先端のひずみ速度(ε̇)を、試験温度にき裂先端での塑性変形による温度上昇を考慮した⁽¹⁾温度(T_K)をそれぞれ求め、(2)式を用いてひずみ速度・温度効果指数(R)を得る。破壊靱性値とRの関係を第12図に示す。荷重速度で破壊靱性値とRの関係が異なり、破壊靱性値に対するひずみ速度と温度の影響をRによって表すことができない。

第8図において、実験点をK_{IC}(J)が200,300および400kgf/mm^{3/2}の3つのレベルに分け、それぞれのひずみ速度と試験温度の逆数1/T_Kの関係を求めると第13図が得られる。図に直線で示したように、K_{IC}(J)の各レベルで、ひずみ速度はアレニウス型の温度依存性を示す。それぞれの直線を延長すると、横軸1/T_Kが3.0×10⁻³(°K⁻¹)、縦軸ε̇が10⁸で示す点ではほぼ交わる。交点より低い温度領域では、ある温度での破壊靱性値はひずみ速度が大きくなると低下し、あるひずみ速度の破壊靱性値は温度が低くなると低下するという試験結果と一致する。交点の温度は破壊靱性値、ひずみ速度及び温度の統一的关系を示す上限温度とみなすことができる。また、交点の温度は約60°Cであり、脆性から延性へ破壊モードが変化する温度にほぼ対応していた⁽¹⁾。

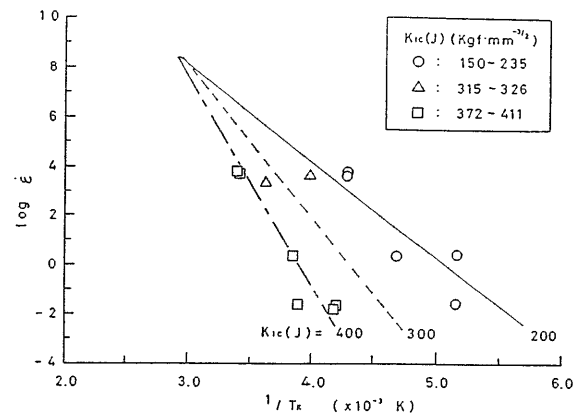
第13図の交点の温度(T_{K0})を用いて、ひずみ速度・温度効果指数の修正値(R_{ref})を(11)、(12)式で計算し、試験結果を整理し直すと第14図が得られる。図に示すように、R_{ref}を用いると、破壊靱性値に対するひずみ速度と温度の依存性を1本の曲線で示すことができることが分かる。

$$R_{ref} = T_{Kref} \cdot \ln(A/\dot{\epsilon}) \quad (11)$$

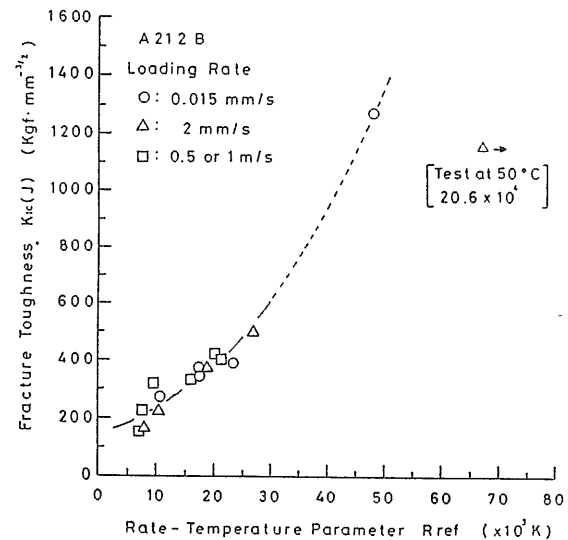
$$1/T_{Kref} = (1/T_K - 1/T_{K0}) \quad (12)$$



第12図 破壊靱性値とひずみ速度・温度効果指数の関係



第13図 ひずみ速度と温度(1/T_K)の関係



第14図 破壊靱性値とひずみ速度・温度効果指数の修正値の関係

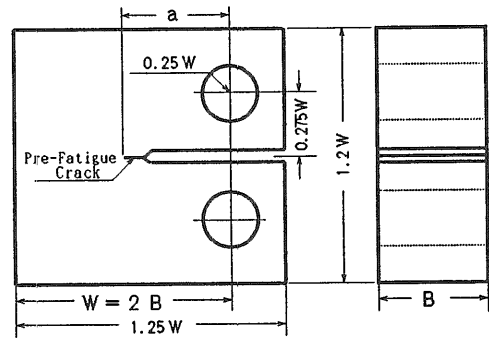
3. 2 動的破壊靱性試験法の標準化

動的破壊靱性試験法については、ASTM E-399⁽³⁾に高速荷重域での平面ひずみ破壊靱性値(K_{Ic})を求めるための要求事項が、また、BS 6729⁽⁴⁾に K_{Ic} および弾塑性破壊靱性値(σ_c)を求める方法が示されている。しかし、これらの基準は、試験法や荷重負荷速度に対する制限を設けており、任意の負荷速度に対応した材料設計が可能な破壊靱性値を求められるわけではない。そこで、20/100トン大型高速引張試験装置による動的破壊靱性試験に関する試験結果を基に動的破壊靱性試験法及び評価法について検討した⁽¹²⁾。

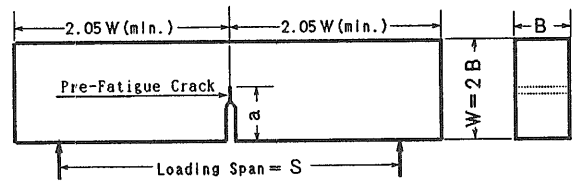
動的破壊靱性試験には、通常、落重試験機、計装化シャルピー試験機あるいは油圧制御式試験機が用いられている。落重試験機は大きな慣性エネルギーが比較的簡単に得られるために大型試験片を用いた試験が可能で、これまでも動的破壊現象の解明や破壊靱性評価法の確立に寄与してきた。計装化シャルピー試験機は、打撃ハンマーにひずみゲージと変位センサーを取り付けて荷重、変位の計測を可能にしたものである。油圧制御式試験機は、中低速域試験は油圧サーボ制御機構(クローズドループ油圧制御)で行い、高速域はガス蓄圧器に蓄えた作動油を一気にアクチュエータに送り込む(オープンループ油圧制御)ものである。

破壊靱性試験に用いられる代表的な試験片を第15図に示す。(a)はコンパクトテンション(CT)試験片、(b)は3点曲げ試験片で、いずれも形状寸法が標準化されている。(c)は標準シャルピー試験片に疲労予き裂をつけたもので、BS 6729準拠試験及び計装化シャルピー試験で用いられる。

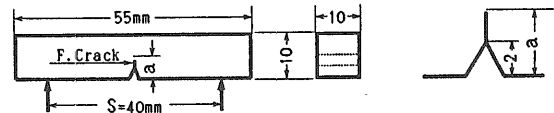
破壊靱性値は試験片に作用する荷重と荷重点変位またはき裂開口変位を計測して求めるが、高速負荷時には慣性力による振動が重畳した波形が計測され、破壊靱性値評価の精度が問題となる。第16図に20/100トン高速引張試験装置で3CT試験片(幅75mm)を用いて行った負荷速度2 m/sec(破断時間1.2ミリ秒)の荷重、開口変位(Mouth COD)およびひずみの計測例⁽²⁾を示す。荷重荷側ロッドで計測した荷重(P_L)にはき裂発生まで振動がみられないが、これより早い負荷速度では振動が重畳した波形が計測された。計測波形の振動は、試験機の剛性、試験片の形状寸法、荷重および変位センサーの形状寸法と取り付け位置等に影響される。ASTM E399は落重試験や計装化シャルピー試験のような衝撃的荷重負荷試験を認めておらず、試験片の破壊発生までの負荷時間を1ミリ秒以上としている。BS 6729には試験機の制限は無いが、電気的なフィルタを認めていないので試験法が限定される。降伏点以下の低応力の破壊(K_{Ic} 試験)については荷重系の剛性と試験片のサイズ等を考えて慣性力振動の少ない試験法を選択する必要⁽¹³⁾があるが、弾塑性破壊領域については計測波形のフィルタリングあるいは平滑を行っ



(a) CT Specimen

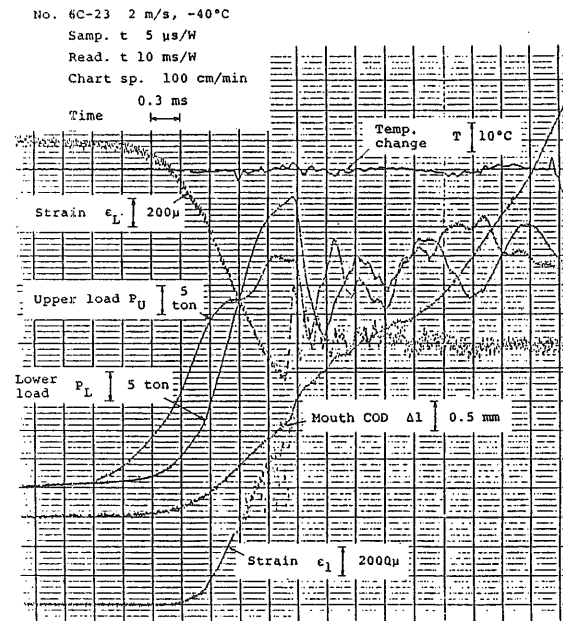


(b) 3-Point Bend Specimen



(c) Pre-Fatigue Cracked Charpy Specimen

第15図 破壊靱性試験片の形状寸法



第16図 動的破壊靱性試験における荷重、開口変位およびひずみの計測例

でも問題がない^{(14), (15)}。

荷重及び変位を計測、記録する機器の電気・機械的特性を考慮する必要があるが、最近では周波数特性の良いアンプ及び高い分解能の高速デジタルメモリーが普及しているので問題はないと考える。さらに、パソコンの普及で計測波形のフィルタリングや平滑化及び破壊靱性値の評価が簡単にできるようになった。

動的破壊靱性値の評価法については、弾性域の破壊靱性値(K_d)は例えば(9)式で求めるが、ASTM E399では K_d の時間変化 $\dot{K}_d = 2.75 \text{ MPam}^{0.5}/\text{sec}$ 以上は動的破壊靱性値とされ、BS 6729には $\dot{K}_d = 10^5 \text{ Nmm}^{-1.5}/\text{sec}$ ($3,160 \text{ MPam}^{0.5}/\text{sec}$)の上限がある。弾塑性破壊靱性値について、き裂先端の開口変位(CTOD、 δ_c)は(8)式で、試験片のき裂先端を含む領域の変形エネルギー(J積分、 J_c)は(13)式で評価されるが、BS 6729に $\dot{\delta}_c < 150 \text{ mm}/\text{sec}$ の制限がある。

$$J_c = \frac{K_c^2 (1 - \nu^2)}{E} + \frac{(2 + 0.522 \gamma) U_p}{B(W-a)} \quad (13)$$

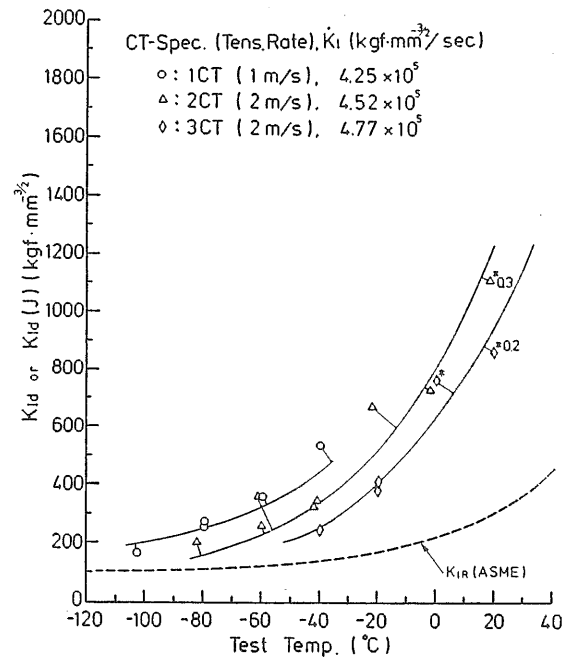
ここに、 W は試験片の幅、 B は板厚、 a はき裂長さ、 E はヤング率、 ν はポアソン比である。 K_c は(9)式の K_d を K_c と読み換え、 U_p は荷重-荷重点変位で囲まれる面積の塑性成分とする。

20/100トン大型高速引張試験装置で1CT(幅25mm)、2CT(50mm)、3CT(75mm)試験片を用いて原子炉圧力容器用鋼材(A533B)の動的破壊靱性を調べた結果⁽¹⁾を第17図に示す。図中*印のプロットは弾塑性破壊を示したもので、これらについては荷重-荷重点変位で囲まれる面積から J 値を計算し(9)式によって K_{Id} (J)値に換算したものである。 $K = 4.25 \cdot 10^5 \text{ kgfmm}^{-1.5}/\text{sec}$ ($1.4 \cdot 10^5 \text{ MPam}^{0.5}/\text{sec}$)の高速域の結果であるが、試験片の寸法が大きいほど遷移曲線は高温側に約10℃程度移行している。低速域の試験では試験寸法による差は認められなかった。

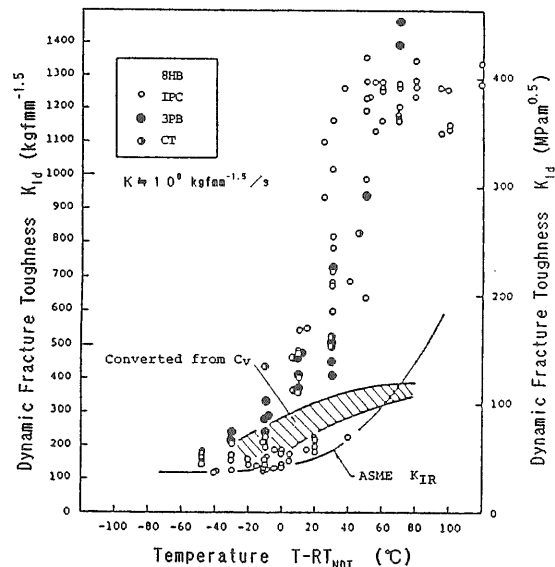
第18図にA533B材のCT試験、3点曲げ試験(3PB)および計装化シャルピー試験(IPC)の比較⁽¹⁶⁾を示す。全て $K = 10^6$ オーダの試験であるが、計装化シャルピー試験の結果は低温側で最も低めの値を示し、原子炉圧力容器の鋼材に要求されるASME規格の K_{IR} 値に等しくなっているが、高温側では高めの値で急激な温度依存性を示している。計装化シャルピー試験は平面ひずみ破壊靱性値を求めるには簡便な方法であるが、高温域における弾塑性破壊靱性値評価については試験片寸法が充分でないと考えられる。弾塑性破壊の試験法及び評価法についても検討が加えられており⁽¹⁷⁾、今後の発展が望まれる。

3.1で述べたように、破壊靱性については温度およびひずみ速度の依存性を統一的に表す方法として、ひずみ速度・温度効果指数の利用を提案⁽¹⁾し、若干の修正を加えた簡便法⁽¹¹⁾を示した。き裂先端のひずみ速

度($\dot{\epsilon}$)および試験温度(T_K)とひずみ速度・温度効果指数の修正値(R_{ref})の関係は(11)、(12)式で得られた。任意に選択した破壊靱性値レベル K_1, K_2, K_3 ($K_1 < K_2 < K_3$)について $\log(\dot{\epsilon})$ と $1/T_K$ の関係をとり第19図の左に示すように直線関係が得られ、ほぼA点($1/T_{K0}, \log(10^8)$)で交わる。横軸の $1/T_K$ を $1/T_{K0}$ シフトした $1/T_{Kref}$ (12式)を用いると K_1, K_2, K_3 の直線の勾配 $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3$ は図中に示す式で求められる。これを(11)式に代入すると R_{ref} の値が得られ、図の右側に示すような関係が得られる。



第17図 CT試験片による寸法効果



第18図 各種試験法による靱性値の比較

1 T_{K0} の物理的意味は明確でないが、脆性的な破壊を示す限界温度に対応するものと考えている。ここでは、き裂先端のひずみ速度はき裂先端開口変位から推定し、試験温度はき裂先端の塑性変形による温度上昇の補正を行っている。原子炉材料(A212B, A533B)及び構造用鋼(TMCP)について求めた破壊靱性値と R_{ref} の関係を第20図に示す。

豊貞らは、き裂先端の三軸応力拘束が最も高くなる領域IDNZ(Intensely Deformed Nonlinear Zone)を仮定⁽²⁾し、この領域の温度上昇⁽¹⁸⁾およびひずみ速度⁽¹⁹⁾がほぼ一定になることを示し、動的破壊靱性値を統一的に説明できるとしているが、 R の値が1桁小さくなっている。この点に関しては今後の検討課題としたい。

スラミングやスロッシングによる船体構造部材のひずみ速度は第5表に示すように、静的破壊靱性試験より1~2桁、氷海商船や北海向け海洋構造物が流氷等と衝突する速度は3~4桁速くなる⁽²⁾。船舶の衝突や航空機の着陸時に受ける衝撃によるひずみ速度は5桁程度速くなるとされている⁽¹⁷⁾。前者については、ASTM E399あるいはBS 6729に示された手法で動的破壊靱性値を求め、適切な材料設計が可能であるが、大型の試験片及び高価な試験機が必要である。後者については、慣性力による計測波形の振動の除去が必要で、基準に適合しない。また、セラミック等の脆性材

料については小型試験片となるため計装化シャルピー試験が適しており、計測波形の振動除去が必要である。

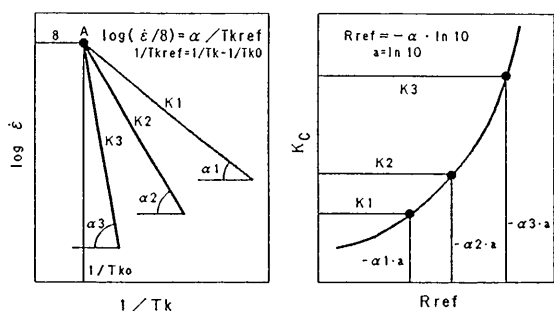
以上、動的破壊靱性試験についての現行基準および当所における破壊靱性試験について検討した結果を第6表に示す。今後、以下の項目をさらに検討することを標準化に対する提案としたい。

- (1)荷重および変位計測波形への有効的なフィルタリング及び平滑化の活用。
- (2)広範囲の温度および負荷速度領域の試験データの集積と解析による効率的な試験法の選択。
- (3)ひずみ速度・温度効果指数の高精度化による簡易試験法の確立。
- (4)各種試験法の相関式についての有効性の検討と、動的破壊靱性値推定法の確立。

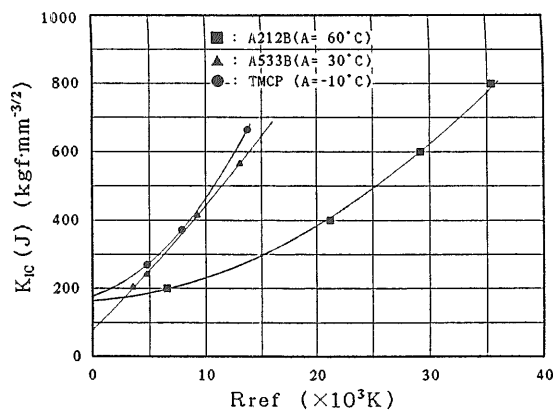
4. 不安定延性破壊挙動

4.1 内圧衝撃試験装置の整備

原子炉圧力容器および一次系配管類は、通常運転時における過渡現象あるいは重大事故時において、機械的あるいは熱的な衝撃内圧荷重を受けることが予想される。このような衝撃的な動的圧力を発生できる内圧



第19図 ひずみ速度・温度効果指数の概略



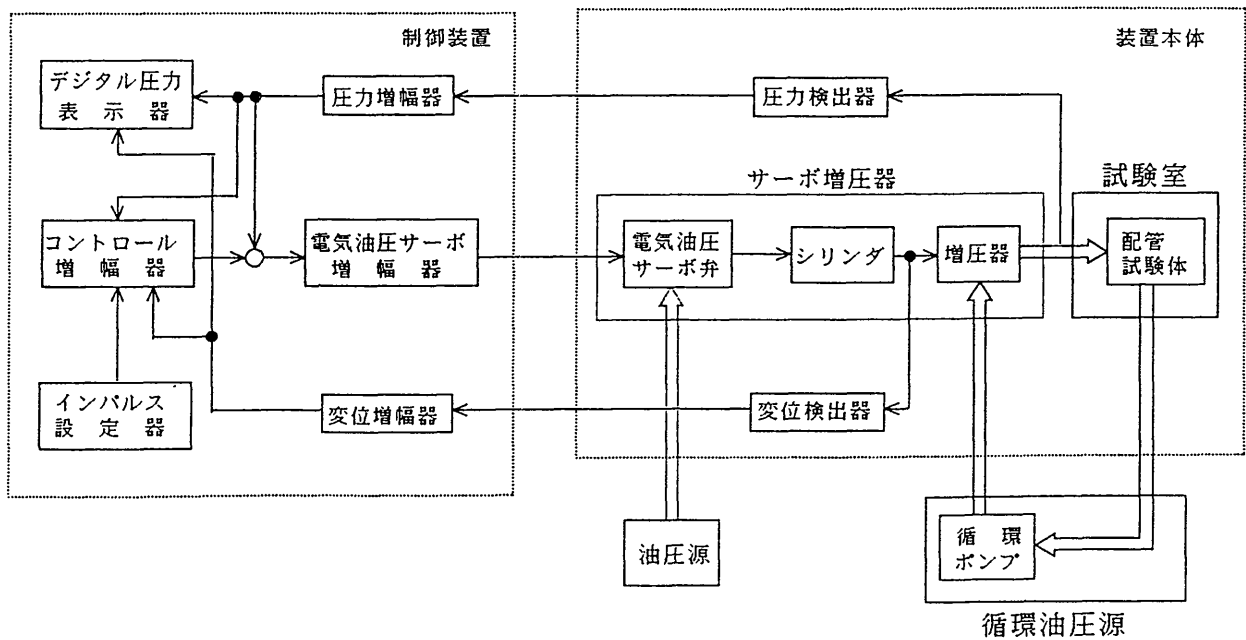
第20図 破壊靱性値とひずみ速度・温度効果指数の関係

第5表 動的破壊靱性試験速度と構造物が受けるひずみ速度の関係

試験速度(m/s)	10^{-4}	10^{-3}	10^{-2}	2	10	10^6
ひずみ速度	10^{-5}	10^{-4}	10^{-3}	10^{-1}	1	10^5
$\dot{\epsilon}$ ($Nmm^{-1} \cdot s$)	10^2	10^3	10^4	10^6	10^7	10^{12}
部材・構造物等が受ける荷重の種類	静的破壊試験	スロッシング	船体構造部材スラミング	船舶・流氷との衝突	船舶の衝突	航空機の着陸
						弾丸を受ける兵器

第6表 動的破壊靱性試験の基準および船研(SRI)における試験の比較

項目	ASTM E-399	BS 6792	SRI TEST
評価靱性値	K_{Ic}	K_{Ic}, δ_c	K_{Ic}, δ_c
試験片	CT, 3P-Bend	3P-Bend, CT 疲労予き割付キシャルビ-	CT
試験機	サーボコントロール式 油圧制御試験機	規定無し	クロス/オーバーソループ式 油圧制御試験機
ロードセル	要応答特性 (高剛性・低質量)	要応答特性	試験片近傍に設置
変位計測器	クリップゲージ	クリップゲージ	クリップゲージ 光学式非接触変位計
荷重負荷速度			
$K_{Ic}/t(Nmm^{-1/2}/s)$	>87	$80 \sim 10^6$	$80 \sim 10^7$
$\delta_c/t(mm/s)$	-	≤ 150	-
フィルタリング	>20/t kHz	使用不可	使用する
荷重-変位記録	0.5%セッタイン内	0.5%セッタイン内	未検討
荷重-時間記録	規定無し	0.5%セッタイン内	未検討
変位-時間記録	規定無し	0.5%セッタイン内	未検討



第21図 内圧衝撃試験装置のシステム系統図

衝撃試験装置を製作設置し、配管材を試験体とした繰返し内圧試験及び内圧衝撃試験等による配管の不安定延性破壊挙動について検討することとした。内圧衝撃試験装置の整備に関しては、平成元年度より製作に着手し、制御装置、装置本体を順次整備し、平成4年度に20/100トン高速引張試験装置の油圧源との配管接続工事をを行い設置を完了した

4.2 内圧衝撃試験特性

内圧衝撃試験装置の整備終了にともない、配管試験体にひずみゲージを貼付し、静的圧力負荷試験で圧力

とひずみの関係、圧力と応力の関係および試験体の長さ方向の応力分布を、また、動的圧力負荷試験で圧力およびひずみの波形を調べた。

内圧衝撃試験装置のシステム系統図を第21図に示す。本装置は、油圧源から供給される一次系油圧力(210 kgf/cm²)をサーボ増圧器で増圧し、配管試験体に630 kgf/cm² (61.74MPa)までの内圧を衝撃的な台形波(SAE波)および鋭いピークをもつ衝撃波(JIS波)の形で負荷できる。さらに、静的負荷及び正弦波と三角波の繰返し試験も可能である。負荷条件の設定および圧力、シリンダー変位などのモニターは制御装置で行い、破

壊時の油の飛散などを防ぐために試験体は試験室に格納して試験する。

供試試験体は圧力配管用炭素鋼管 ((JIS G 3454, STPG38, 6BSch80(外径165.2mm、厚さ11mm)) を用い、長さ616mmの両端にヘッドキャップおよびボトムキャップを溶接したものである。試験体表面の第22図に示す位置にひずみゲージを貼付して軸方向および周方向のひずみを計測した。静的圧力負荷試験のひずみ計測には静ひずみ計(UCAM-5BT)、動的圧力負荷試験には動ひずみ計(CDV-230A)とトランジェントメモリー(ELK-715)を使用した。

静的圧力負荷試験結果

供試体中央位置のNo.5 およびNo.6 ゲージによる昇圧過程の圧力とひずみの関係を第23図に示す。両方向のひずみとも圧力の上昇に対する直線性はあるが、軸方向ひずみは周方向ひずみの1/3以下である。同ゲージのひずみ値から(14)および(15)式を用いて計算した軸方向及び周方向応力と圧力の関係を第24図に示す。両方向のプロットおよび破線で示した中央位置ゲージ(No.3, 5, 7, 11およびNo.4, 6, 8, 12)の平均値は昇

圧及び降圧過程の平均値である。図には(16)(17)式に示す薄肉円筒の応力計算式による軸応力(σ_l)および周応力(σ_h)をそれぞれ実線で示した。

図から、軸応力は周応力の1/2となり、それぞれ薄肉円筒の計算式を用いて圧力から計算できるものと考ええる。

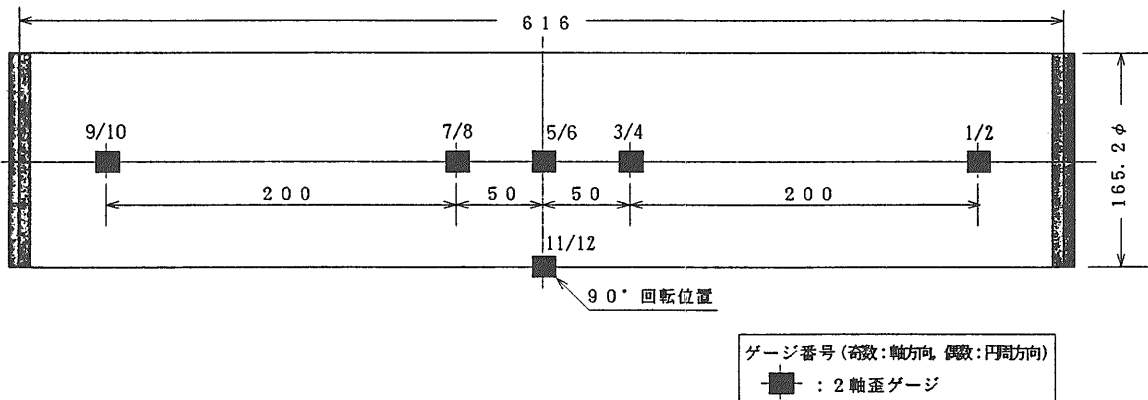
$$\sigma_l = \frac{E (\epsilon_l + \nu \epsilon_h)}{(1 - \nu^2)} \tag{14}$$

$$\sigma_h = \frac{E (\epsilon_h + \nu \epsilon_l)}{(1 - \nu^2)} \tag{15}$$

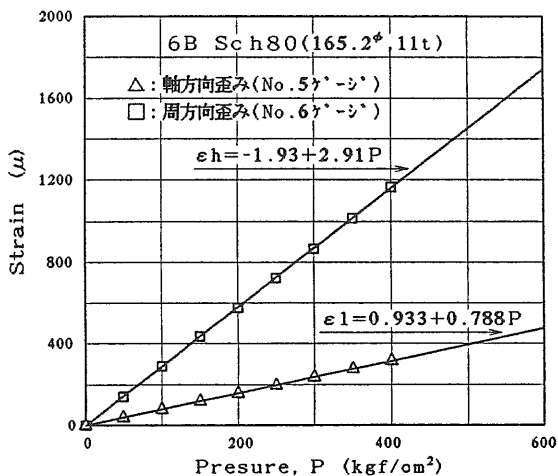
$$\sigma_l = \frac{P \cdot r}{2 t} \tag{16}$$

$$\sigma_h = \frac{P \cdot r}{t} \tag{17}$$

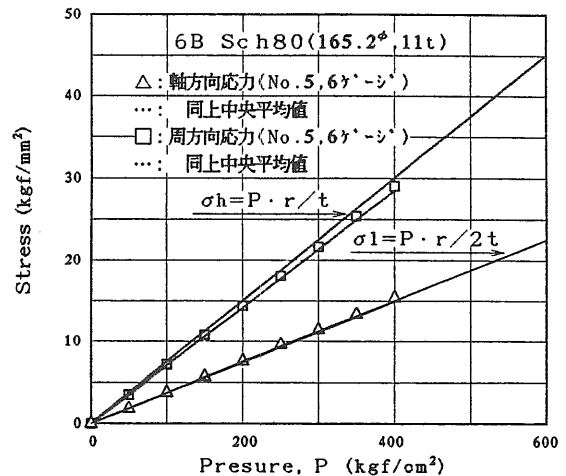
ここに、σ_l, ε_l : 軸方向応力およびひずみ、σ_h, ε_h : 周方向応力およびひずみ、P : 内圧力、r : 管の外半径、t : 管の厚さ、E : ヤング率、ν : ポアソ



第22図 配管試験体寸法とひずみゲージ貼付位置



第23図 静的試験時の圧力とひずみの関係



第24図 静的試験時の圧力と応力の関係

ン比。

試験体の長さ方向の分布については、圧力が高くなると特に周応力で管端部の応力が低くなる傾向がみられた。

正弦波形による繰り返し応答特性

正弦波の繰り返し試験は、1 Hzで平均値および振幅を変えたシリーズと、平均値および振幅を一定にして繰り返し速度を0.1~6.0Hzに変えたシリーズを行って、装置の性能およびひずみ応答特性を調べた。

平均圧力を207kgf/cm²、最大圧力を459kgf/cm²とし、繰り返し速度が1 Hzの条件で計測した波形を第25図に示す。図の上から圧力(Ch1)、試験体中央位置 (No. 5,6) の周方向ひずみ(Ch3)、軸方向ひずみ(Ch2)およびストローク(Ch4)である。

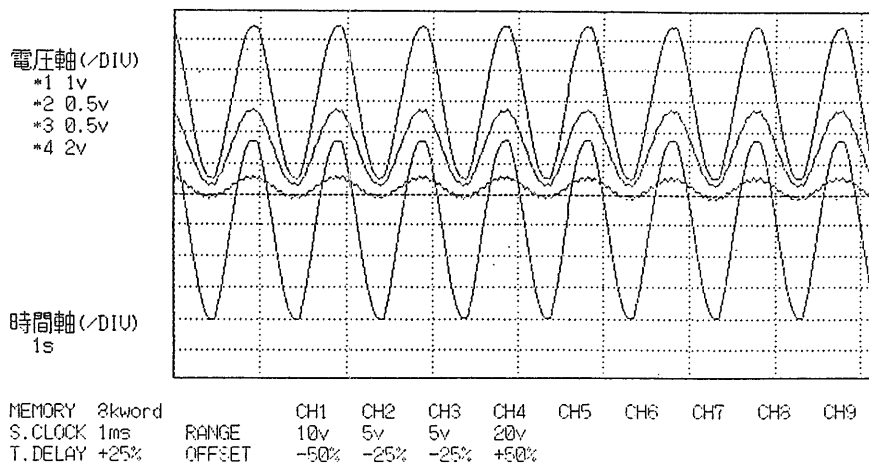
S A E 波形による衝撃特性

圧力の立ち上がり速度(T3)0.01sec、ベース圧力(PB)150kgf/cm²の制御装置の条件で計測したS A E波形を第26図に示す。図に示した波形の上から圧力(Ch1)、周方向ひずみ(Ch3)、軸方向ひずみ(Ch2)である。T3の計測値は0.04sec、PBは134kgf/cm²であった。

S A E波についてはベース圧力一定で、立ち上がり速度を変えた試験を行った。ベース圧力が若干低めにした。立ち上がり時間については、本装置の性能範囲(0.05~0.2sec)の値を得ることができた。

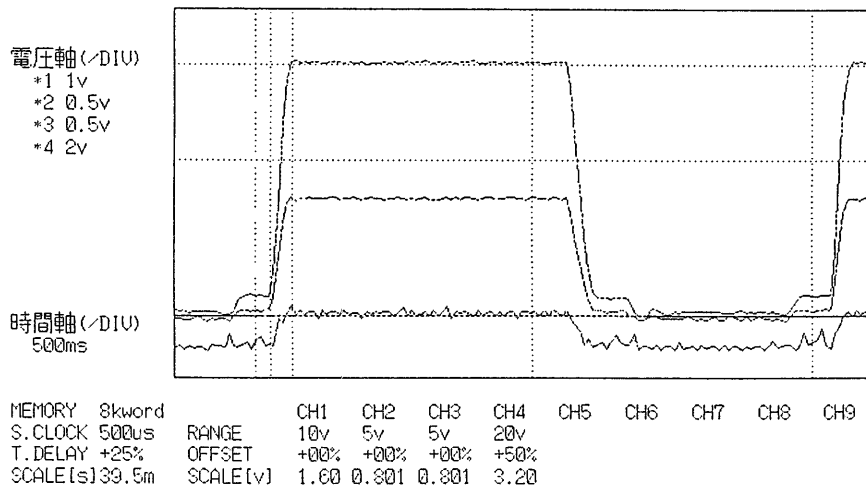
J I S 波形による衝撃特性

圧力の立ち上がり速度(T3)0.001sec、ピーク圧力(PP)300kgf/cm²、ベース圧力(PB)150kgf/cm²の条件で



(a)全体波形 (上から、圧力(Ch. 1)、周方向ひずみ(Ch. 3)、軸方向ひずみ(Ch. 2)、ストローク(Ch. 4))

第25図 正弦波の繰り返しによる計測波形



(b)拡大波形 (上から、圧力(Ch. 1)、周方向ひずみ(Ch. 3)、軸方向ひずみ(Ch. 2))

第26図 S A E 波衝撃試験による計測波形

計測した J I S 2 波形を第27図に示す。図に示した波形の上から周方向ひずみ(Ch3)、圧力(Ch1)、軸方向ひずみ(Ch2)である。

JIS波形の試験においてはT3を0.001secに設定したが、計測値は本装置の下限値である0.05secに近い値をった。繰り返し試験間隔(T1)および荷重保持時間(T2)値とも設定値と計測値がほぼ一致した。ピーク圧力(PP)及びベース圧力(PB)は概ね計測値が設定値を下まわった。

応答特性の比較

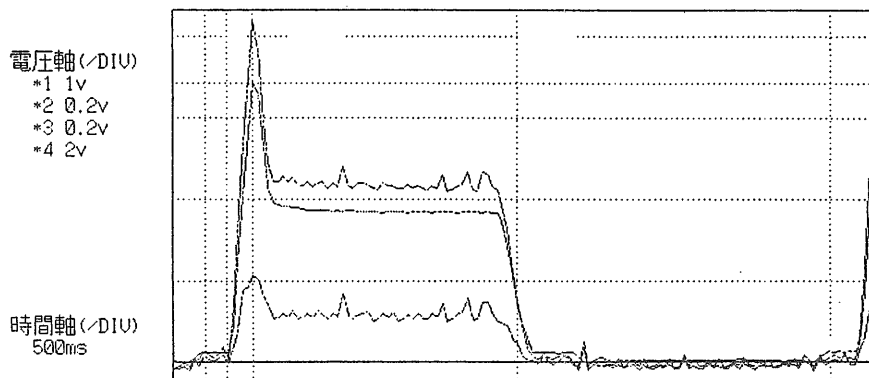
静的圧力負荷試験、正弦波の繰り返し試験、SAE波及びJIS波による衝撃試験で計測した圧力と周方向ひずみの関係を静的圧力負荷試験の場合と比較した結果を第28図に示す。図から静的圧力負荷試験と動的圧力負荷試験には有意差が認められず、動的圧力負荷時においても静的圧力負荷時と同じように負荷圧力か

ら薄肉円筒の計算式を用いて軸応力及び周応力を計算できると考える。

4.3 不安定延性破壊特性

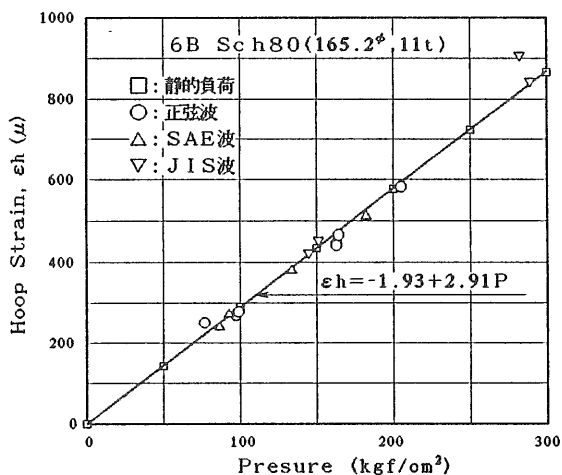
一次配管系の衝撃内圧荷重による不安定延性破壊挙動に対する基礎資料として静的内圧荷重を受ける压力容器モデルの破壊強度試験結果⁽²⁰⁾を検討した。

軸方向にき裂を有する压力容器、配管等の円筒型試験体の破壊強度は、試験体寸法とき裂寸法から定まるき裂の形状効果係数および構成材の強度特性に依存する。軸方向に平行な表面き裂を有する円筒型試験体の破壊強度(σ_r)は、第29図に示すように材料の流動応力あるいは切欠きを有する平板の破壊強度($\bar{\sigma}$)との間に弾塑性破壊挙動を示す場合を含めて(18)式の関係が得られている⁽²⁰⁾。

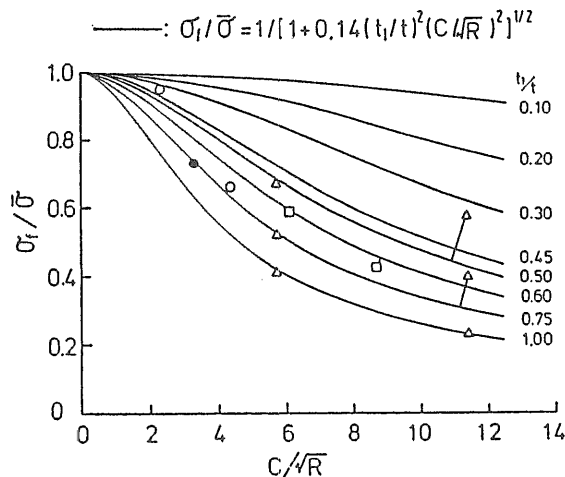


(b)拡大波形 (上から、圧力(Ch. 1)、周方向ひずみ(Ch. 3)、軸方向ひずみ(Ch. 2))

第27図 J I S 波衝撃試験による計測波形



第28図 静的および動的圧力負荷試験による周方向ひずみの比較



第29図 き裂を有する円筒型試験体の破壊強度とき裂形状効果係数の関係

$$\sigma_f = \frac{\bar{\sigma}}{(1 + 0.14 \lambda^2)} \quad (18)$$

ここに、 $\lambda = (t_1/t) \cdot (c/\sqrt{R})$ 、 t_1 は切欠き深さ、 c は切欠き長さの半分、 R は円筒型試験体の平均半径 ($= (D+t)/2$)、 D は円筒型試験体の内径そして t は板厚である。

これらの結果から、円筒型試験体を構成する材料の平滑平板試験片を用いて、高ひずみ速度下における強度特性および破壊靱性値を把握しておけばき裂を有する圧力容器あるいは配管等の破壊挙動および強度が推定できるものと考えられる。

今後、切欠き付き配管試験体に繰り返し荷重を負荷して疲労き裂を進展させ、4.2節で述べた衝撃荷重を負荷することにより破壊挙動を観察し、不安定破壊特性を検討する必要がある。

5. 第2章のまとめ

原子炉圧力容器用材料および構造要素の健全性を評価するのに必要な動的強度および動的破壊靱性の評価法の普遍性を検討した。その結果、

- ①構造用材料の降伏応力に関しては、ひずみ速度・温度効果指数を用いて、ひずみ速度と温度の影響を一元的に評価できることを確認した。
 - ②溶接継手の降伏応力についても、母材および溶接金属の強度特性とその構成比率から、ひずみ速度・温度効果指数を用いて、ひずみ速度と温度の影響を一元的に評価できることを確認した。
 - ③高ひずみ速度下における破壊靱性値については、き裂先端における塑性ひずみによる温度上昇を考慮して、ひずみ速度・温度効果指数を修正すれば、ひずみ速度と温度の影響を一元的に評価できることを確認した。
 - ④動的破壊靱性試験法については、構造物が受けるはば広い速度の衝撃荷重に対する靱性値を得るための方法は現在のところ確立されていない。当所で行ってきた破壊靱性試験の結果から、現行基準より高速域での評価も可能であることを確認した。
- しかし、以上の結論に加え、今後の課題として、
- ①引張強度および伸び等の動的強度特性の評価法の確立、
 - ②簡便的な破壊靱性値評価法の物理的意義付けと精度確認および破壊靱性試験法の標準化に対するいくつかの検討が必要である。

【参考文献】

- (1) 藤井、大熊、川口、塚本：鋼材の動的破壊靱性特性における温度および歪速度の影響の検討、造船学会論文集、第158号、1985.12、pp.619-629.
- (2) 豊貞、藤井、野原、川口、有持、井坂：破壊靱性に及ぼすひずみ速度の影響、造船学会論文集、第161号、1987.6、pp.343-356.
- (3) ASTM E399-90, Standard Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials (A.7 SPECIAL REQUIREMENTS FOR RAPID-LOAD PLANE-STRAIN FRACTURE TOUGHNESS $K_{Ic}(t)$ TESTING)
- (4) BS 6729 : 1987, British Standard Method for Determination of the dynamic fracture toughness of metallic materials
- (5) 牛嶋、北村、小林、藤井：構造材料の強度特性に及ぼす高ひずみ速度負荷の影響、船研研究発表会講演集(第57回)、1991.6、pp.22-27
- (6) 藤井：船舶技術研究所の動的破壊靱性試験装置について、日本造船学会誌、第614号、昭和55年8月、pp.460-465
- (7) 溶接工作部、船体構造部：回転円板式高速衝撃試験装置について、船舶技術研究所報告、第15巻、第4号、昭和53年7月、pp.57-79
- (8) 牛嶋、北村、藤井：アルミニウム合金の高ひずみ速度下における強度特性について、船研研究発表会講演集(第61回)、1993.6、pp.1-5
- (9) 牛嶋、藤井、大熊、秋山：溶接継手の高速引張試験結果について、船研研究発表会講演集(第49回)、1987.6、pp.63-67
- (10) 牛嶋、高田、前中、藤井：溶接継手の強度特性に及ぼす負荷速度の影響、船研研究発表会講演集(第65回)、1995.6、pp.141-146
- (11) 牛嶋、小林、藤井：各種鋼材の動的破壊靱性に関する検討、船研研究発表会講演集(第59回)、1992.5、pp.81-84
- (12) 前中、秋山、牛嶋、藤井、北村：動的破壊靱性試験法の標準化について、船研研究発表会講演集(第63回)、1994.6、pp.107-110
- (13) 藤井、大熊、豊貞：高速破壊靱性試験における作用荷重について、造船学会論文集、第161号、1987.6、pp.357-365.
- (14) 前中、竹本、佐久間：高速衝撃試験における荷重計測(丸棒の衝撃応答解析)、第39回船舶技術研究所研究発表会講演集、1982.5、pp.117-122
- (15) 前中、佐久間：高速衝撃試験における荷重計測(実験による検討)、第41回船舶技術研究所研究発表会講演集、1983.5、pp.25-29
- (16) 溶接協会原子力研究委員会、原子炉圧力容器超厚

板鋼材の安全性に関する試験研究成果報告書(Ⅲ)
1983-12

- (17) 小林、破壊靱性評価の問題点と計装化シャルピー試験の役割、鉄と鋼、No.6, 1985, P.28
- (18) 豊貞、後藤、相良：高速負荷時におけるき裂先端近傍の局部温度上昇について、造船学会論文集、No.170、1991.12、pp.651-663
- (19) 豊貞、後藤：任意負荷速度下における破壊靱性推定法について、造船学会論文集、No.172、1992.12、pp.663-674
- (20) 秋山、藤井、大熊、牛嶋、埜：表面き裂を有する圧力容器の脆性破壊強度に関する研究、船舶技術研究所報告、第22巻、第3号、1985.5、pp.65-85