

# 高クロム鋼の高温破壊靱性試験と 同鋼製高速炉配管の破壊試評価

2003年3月

核燃料サイクル開発機構  
大洗工学センター

本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせください。

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村村松4番地49  
核燃料サイクル開発機構  
技術展開部 技術協力課  
電話：029-282-1122（代表）  
ファックス：029-282-7980  
電子メール：jserv@jnc.go.jp

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to :

Technical Cooperation Section,  
Technology Management Division,  
Japan Nuclear Cycle Development Institute  
4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki, 319-1184  
Japan

© 核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute)  
2003

## 高クロム鋼の高温破壊靱性試験と 同鋼製高速炉配管の破壊試験評価

若井隆純\*、青砥紀身\*

### 要旨

従来のオーステナイト系ステンレス鋼やMod.9Cr-1Mo鋼に比較して靱性が乏しいといわれている12Cr系鋼の高温破壊靱性試験を実施した。その結果を用いて、同鋼製配管の構造健全性評価を、既存の破壊評価手法に基づいて試行した。すなわち、英国CEGBが提案するR6法を参照した破壊評価を行って、同鋼製配管の漏えい先行型破損(LBB)成立に係る見通しについて考察した。

その結果、以下のことが示された。

- (1) 12Cr系鋼の破壊靱性値は、Mod.9Cr-1Mo鋼に比較してやや小さかった。
- (2) 12Cr系鋼の破壊靱性値に及ぼす熱時効の影響に関しては、Mod.9Cr-1Mo鋼のそれに比較して小さかった。
- (3) Na冷却大型炉の一次系ホットレグ配管エルボおよび炉容器側Yピースに周方向貫通き裂を想定して、R6法を参照した破壊評価を試行した結果、今回破壊靱性試験を実施したすべての12Cr系鋼について、不安定限界き裂長さは漏えい検出可能き裂長さよりも十分大きかった。

また、12Cr系鋼の高速炉配管への適用可能性をさらに詳細に検討するにあたっては、以下の課題があると考えられる。

- ① 除荷コンプライアンス法の高温への適用性と今回の試験データの妥当性検討
- ② エルボ横腹部軸方向き裂に対する破壊評価

---

\*大洗工学センター 要素技術開発部 新材料研究グループ

Fracture Toughness Tests for High Chromium Steels at Elevated Temperature and an Attempt of Failure Assessments of the FBR Piping Elements Made of the Steels

T.Wakai\*、K.Aoto\*

Abstract

A series of fracture toughness tests is conducted at elevated temperature for 12% chromium steels, which may have poor toughness comparing to an austenitic stainless steels and Mod.9Cr-1Mo steel. The results of these tests are adopted to a structure integrity assessment for the FBR piping made of 12% chromium steel referring the R6 failure assessment method proposed by CEGB, and possibility of the leak before break (LBB) demonstration is investigated. As a result, following conclusions are obtained ;

- i) The fracture toughness of 12% chromium steels tends to be smaller than Mod.9Cr-1Mo steel.
- ii) The fracture toughness degradation of 12% chromium steels due to thermal aging is likely to be insignificant comparing to that of Mod.9Cr-1Mo steels.
- iii) As a result of the failure assessment referring the R6 method for an elbow and Y-piece of primary coolant pipe in the large scale sodium cooled fast reactor, the evaluated critical crack length of 12% chromium steel pipe is much larger than the detectable crack length under the estimated conditions.

For the future investigation of the applicability of 12% chromium steels to the FBR piping, the following studies are needed ;

- a) The validation of the fracture toughness data including validation of the applicability of unloading compliance procedure to the elevated temperature
- b) The failure assessment of the elbow containing a longitudinal crack in the crown part

---

\*Advanced Material Research Group, Advanced Technology Division, O-arai Engineering Center

目 次

1. 緒言	1
2. 供試材・評価対象	1
2.1 供試材	1
2.2 評価対象部位	3
2.3 想定き裂	3
2.4 荷重条件	3
3. 高温破壊靱性試験	12
3.1 試験方法	12
3.2 試験結果	12
3.3 破壊靱性試験に係る問題点	11
4. 破壊試評価	20
4.1 R6 法の概要	20
4.2 破壊評価線図	20
4.3 パラメータ $K_r$ の算出	20
4.4 パラメータ $L_r$ の算出	21
4.5 限界き裂長さ $c_{cr}$ の算出	22
5. 結論	50
6. 謝辞	51
7. 参考文献	51

List of Tables

Table 2.1	Chemical compositions of the materials	.....	5
Table 2.2	Heat treatment conditions of the materials	.....	5
Table 2.3	Tensile properties of the materials at 550°C	.....	6
Table 2.4	Crack length referred in the failure assessment	.....	7
Table 2.5	Stress components used in the failure assessment	.....	7
Table 3.1	Results of fracture toughness tests for 12%Cr steels at 550°C	..	15
Table 3.2	Influence of thermal aging on fracture toughness at 550°C	....	15
Table 3.3	Comparison of fracture toughness data obtained by single specimen technique to that obtained by multiple specimen technique	...	16
Table 4.1	Critical crack length obtained from the failure assessments	...	24

List of Figures

Fig. 2.1	Shape and dimensions of the specimen for tensile test	.....	8
Fig. 2.2	Stress-strain curve of HCM12A at 550°C	.....	9
Fig. 2.3	Stress-strain curve of HCM12A-2001 at 550°C	.....	9
Fig. 2.4	Stress-strain curve of FCR12 at 550°C	.....	10
Fig. 2.5	Stress-strain curve of HCM12A-aging at 550°C	.....	10
Fig. 2.6	Shape and dimensions of the assessment parts	.....	11
Fig. 2.7	FEM analysis model	.....	11
Fig. 3.1	Shape and dimensions of the CT specimens for fracture toughness tests	.....	17
Fig. 3.2	J-R curve of HCM12A at 550°C	.....	18
Fig. 3.3	J-R curve of HCM12A-2001 at 550°C	.....	18
Fig. 3.4	J-R curve of FCR12 at 550°C	.....	19
Fig. 3.5	J-R curve of HCM12A-aging at 550°C	.....	19
Fig. 4.1	Failure assessment for elbow made of HCM12A subjected to manual trip	.....	25
Fig. 4.2	Failure assessment for elbow made of HCM12A subjected to pump stick	.....	26
Fig. 4.3	Failure assessment for elbow made of HCM12A subjected to power loss	.....	27
Fig. 4.4	Failure assessment for elbow made of HCM12A-2001 subjected to manual trip	.....	28
Fig. 4.5	Failure assessment for elbow made of HCM12A-2001 subjected to pump stick	.....	29
Fig. 4.6	Failure assessment for elbow made of HCM12A-2001 subjected to power loss	.....	30
Fig. 4.7	Failure assessment for elbow made of FCR12 subjected to manual trip	.....	31

Fig. 4.8	Failure assessment for elbow made of FCR12 subjected to pump stick	32
Fig. 4.9	Failure assessment for elbow made of FCR12 subjected to power loss	33
Fig. 4.10	Failure assessment for elbow made of HCM12A-aging subjected to manual trip	34
Fig. 4.11	Failure assessment for elbow made of HCM12A-aging subjected to pump stick	35
Fig. 4.12	Failure assessment for elbow made of HCM12A-aging subjected to power loss	36
Fig. 4.13	Failure assessment for Y-piece made of HCM12A subjected to manual trip	37
Fig. 4.14	Failure assessment for Y-piece made of HCM12A subjected to pump stick	38
Fig. 4.15	Failure assessment for Y-piece made of HCM12A subjected to power loss	39
Fig. 4.16	Failure assessment for Y-piece made of HCM12A-2001 subjected to manual trip	40
Fig. 4.17	Failure assessment for Y-piece made of HCM12A-2001 subjected to pump stick	41
Fig. 4.18	Failure assessment for Y-piece made of HCM12A-2001 subjected to power loss	42
Fig. 4.19	Failure assessment for Y-piece made of FCR12 subjected to manual trip	43
Fig. 4.20	Failure assessment for Y-piece made of FCR12 subjected to pump stick	44
Fig. 4.21	Failure assessment for Y-piece made of FCR12 subjected to power loss	45
Fig. 4.22	Failure assessment for Y-piece made of HCM12A-aging subjected to manual trip	46



Fig. 4.23	Failure assessment for Y-piece made of HCM12A-aging subjected to pump stick	.....	47
Fig. 4.24	Failure assessment for Y-piece made of HCM12A-aging subjected to power loss	.....	48
Fig. 4.25	Pessimistic failure assessment for Y-piece made of HCM12A-2001 subjected to power loss	.....	49

## 1. 緒言

高速炉の実用化に向けて、構造材料に 12Cr 鋼を適用することが検討されている。12Cr 鋼は、すぐれた高温強度と熱的特性を併せ持つ材料であるものの、オーステナイト系ステンレス鋼や Mod.9Cr-1Mo 鋼等の既存材料と比較して、延性と靱性が乏しいことが指摘されており、これが適用に際しての懸案となっている。そこで、本検討においては、12Cr 鋼に対する高温破壊靱性試験を実施し、その結果を既存材料について得られている破壊靱性と比較した。さらに、英国 CEGB により提案されている破壊評価法 R6 法を参照して、種々の保守的な想定の下で 12Cr 鋼製配管の破壊評価を試行し、漏えい先行型破損 (LBB) の成立性見通しについて考察した。

## 2. 供試材・評価対象

### 2.1 供試材

本検討において対象とした 12Cr 鋼は、以下のとおりである；

- (1) HCM12A (高温焼戻し。以下「HCM12A」と呼ぶ。)
- (2) HCM12A (低温焼戻し。以下「HCM12A-2001」と呼ぶ。)
- (3) W 中添加材 (以下「FCR12」と呼ぶ。)
- (4) HCM12A-火力 600°C×6,000h 熱時効処理材 (以下「HCM12A-aging」と呼ぶ。)

これらの材料の化学成分を **Table2.1** に、熱処理条件を **Table2.2** に、それぞれ示す。

また、4 章に述べる破壊評価を実施するには、材料の引張特性が必要となるが、550°Cにおけるそれらを **Table 2.3** に示す。HCM12A に関しては、同材料の材料強度基準暫定試案【1】の応力ひずみ関係を参照した。なお、HCM12A-aging に関しては、利用可能なデータがなかったため、550°Cにおける引張試験を行い、データを取得した。引張試験片の形状寸法を **Fig.2.1** に示す。これらの材料の 550°Cにおける応力ひずみ曲線を **Fig.2.2~2.5** に示す。HCM12A については材料強度基準試案の解説【2】に示されている同鋼の 550°Cにおける弾塑性応力ひず

み関係式 (Ludwik 式) を用いた。それ以外の材料に関しては、550°Cにおける引張試験で得られた真応力-真ひずみ関係を Ramberg-Osgood 式で近似した。それぞれの供試材の 550°Cにおけるそれらの式の係数および指数は、以下のとおりである。

① HCM12A (Ludwik 式)

$$E = 166,000 \text{ (Mpa)}$$

$$\sigma_y = 375 \text{ (Mpa)}$$

$$\sigma_p = 140 \text{ (Mpa)}$$

$$K = 149.9$$

$$m = 0.10$$

② HCM12A-2001 (Ramberg-Osgood 式近似)

$$E = 166,000 \text{ (Mpa)}$$

$$\sigma_y = 498 \text{ (Mpa)}$$

$$\alpha = 0.69$$

$$n = 11.2$$

③ FCR12 (Ramberg-Osgood 式近似)

$$E = 156,000 \text{ (Mpa)}$$

$$\sigma_y = 478 \text{ (Mpa)}$$

$$\alpha = 0.68$$

$$n = 8.4$$

④ HCM12A-aging (Ramberg-Osgood 式近似)

$$E = 133,000 \text{ (Mpa)}$$

$$\sigma_y = 348 \text{ (Mpa)}$$

$$\alpha = 0.86$$

$$n = 12.0$$

さらに、4章に述べる破壊評価を実施するには、材料の破壊靱性が必要となるが、それについては3章に述べる。

## 2.2 評価対象部位

本検討においては、評価対象部位としてナトリウム冷却大型炉 1 次系ホットレグ配管エルボおよび炉容器内 Y ピースを選定した。評価対象部位の模式図を Fig.2.6 に示す。これらの配管の寸法は以下のとおりである【3】。

Y ピースサポート配管	:	外径 1524mm、肉厚 15.9mm
〃 ホットレグ配管	:	外径 1270mm、肉厚 15.9mm
エルボ	:	外径 1270mm、肉厚 15.9mm

なお、高速炉配管のエルボ横腹部では熱膨張に起因して、周方向曲げ応力が卓越することがわかっている。したがって、当該箇所の破壊評価にあたっては、軸方向き裂を想定することが合理的といえるが、本検討においては、エルボ横腹部の軸方向貫通き裂に対する入手可能な応力拡大係数解がなかったことから、周方向貫通き裂を想定して破壊評価を行うこととした。

## 2.3 想定き裂

上記評価対象部位に周方向貫通き裂の存在を仮定する。貫通き裂の長さは、初期深さおよび長さがそれぞれ板厚の 20%、100%である半楕円表面き裂からの想定荷重条件下におけるクリープ疲労き裂進展計算により得られた貫通時き裂長さ【3】を用いた。貫通時き裂長さを Table 2.4 に示す。なお、このクリープ疲労き裂進展計算は、疲労き裂進展速度式およびクリープき裂進展速度式として Mod.9Cr-1Mo 鋼のそれらを適用して行われた。

## 2.4 荷重条件

荷重条件としては、手動トリップ、ポンプトリップおよび出力喪失に  $S_1$  地震が重畳することを想定した  $Y_{00}$  による FINAS を用いた有限要素解析結果【3】を参照した。有限要素解析モデルを Fig.2.7 に示す。また、解析の結果得られた荷重条件を Table 2.5 に示す。 $P_m$  は内圧による膜応力、 $Q_{bg}$  は熱膨張による軸曲

げ応力、 $Q_b$  は熱過渡による板厚内曲げ応力、 $P_{bg-S}$  および  $P_{bg-W}$  は  $S_1$  地震および死荷重による膜応力である。本検討の破壊評価に用いる応力分類においては、 $Q_b$  以外は自己平衡型の応力ではないと考え、一次応力として取り扱うこととした。なお、これらの応力に一次応力については 1.5、二次応力については 1.1 の安全係数を乗じる【4】。

Table 2.1 Chemical compositions

	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	W	Cu	V	Nb	N	Al	B
HCM12A-火力	0.11	0.27	0.64	0.016	0.002	0.33	10.54	0.34	1.76	1.00	0.19	0.048	0.071	0.001	0.0034
HCM12A-H13	0.11	0.26	0.64	0.016	0.002	0.39	10.87	0.31	1.86	1.03	0.20	0.054	0.064	0.001	0.0034
W中添加	0.12	<0.01	0.47	0.005	0.006	0.71	10.20	1.21	0.36	0.02	0.20	0.056	0.027	<0.001	—

Table 2.2 Heat treatment conditions

	Thickness (mm)	Normalizing		Tempering		Aging	
		Temp. (°C)	Time (h)	Temp. (°C)	Time (h)	Temp. (°C)	Time (h)
HCM12A	52.0	1,050	1AC	770	7AC	—	—
HCM12A-2001	30.0	1,050	1AC	718	1AC	—	—
FCR12	30.0	1,050	1AC	720	2AC	—	—
HCM12A-aging	52.0	1,050	1AC	770	7AC	600	6,000

Table 2.3 Tensile properties at 550 °C

Material	$\sigma_y$ (MPa)	$\sigma_u$ (MPa)	$\sigma_f$ (MPa)	E (MPa)	Poisson's Ratio $\nu$	Stress-Strain Curve
HCM12A	375 [1]	490 [2]	433 *	166000 [1]	0.306 [1]	Fig.2.1 [1]
HCM12A-2001	498 [3]	586 [3]	542 *	166000 [3]	0.306 [1]	Fig.2.2 [3]
FCR12	478 [3]	564 [3]	521 *	156800 [3]	0.306 [1]	Fig.2.3 [3]
HC12A-aging	348 [4]	427 [4]	388 *	133000 [4]	0.306 [1]	Fig.2.4 [4]

\* :  $\sigma_f = (\sigma_y + \sigma_u) / 2$

[1] : Ref. [1]

[2] : MHI co.ltd. domestic data

[3] : Hitachi co.ltd. domestic data

[4] : JNC domestic data

Table 2.4 Crack length referred in structure integrity assessment

	Crack length at wall-through-penetration $C_{pene}$ (mm (deg.))			Detectable crack length $C_{det}$ (mm (deg.))
	Manual Trip	Power Loss	Pump Stick	
	Elbow	25.0 (2.3)	24.8 (2.3)	
Y-Piece	33.9 (3.1)	35.5 (3.3)	35.8 (3.3)	25.6 (2.4)

Table 2.5 Stress components used in the failure assessment

	$P_m$ (MPa)	$Q_{bg}$ (MPa)			$Q_b$ (MPa)			$P_{bg-s}$ (MPa)	$P_{bg-w}$ (MPa)
		Manual Trip	Pump Stick	Power Loss	Manual Trip	Pump Stick	Power Loss		
		Elbow	12.3	13.5	12.6	2.8	4.0		
Y-Piece	157.0	176.0	165.4	122.4	154.1	129.0	2.4	20.0	

※ Safety factors : x1.5 for primary stresses

x1.1 for secondary stresses



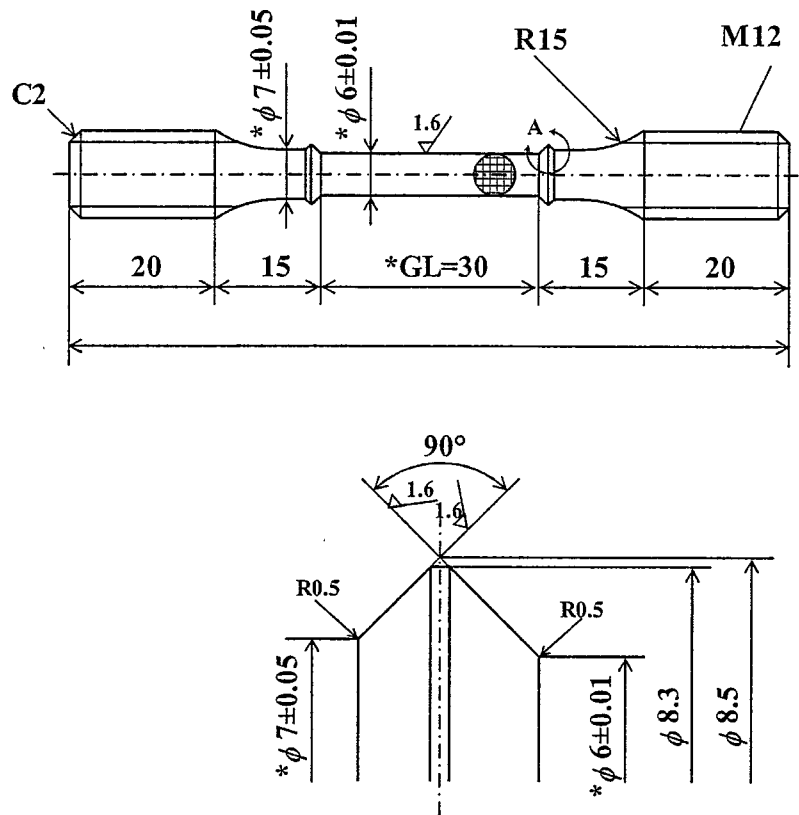


Fig. 2.1 Shape and dimensions of the specimen for tensile test

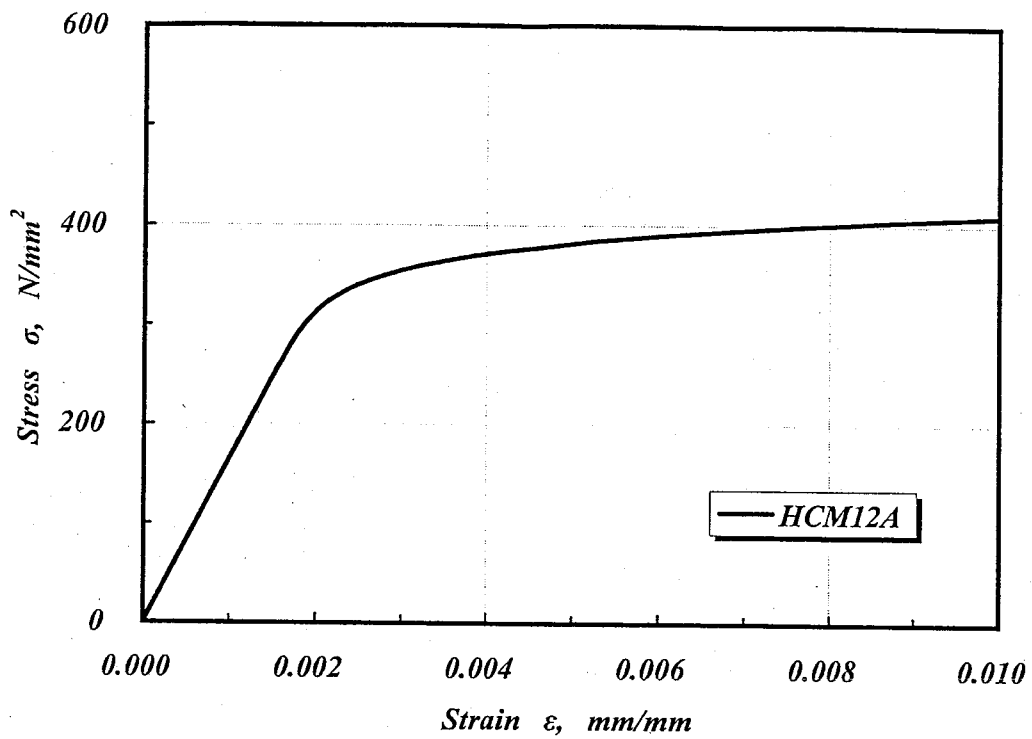


Fig.2.2 Stress-strain curve of HCM12A at 550°C

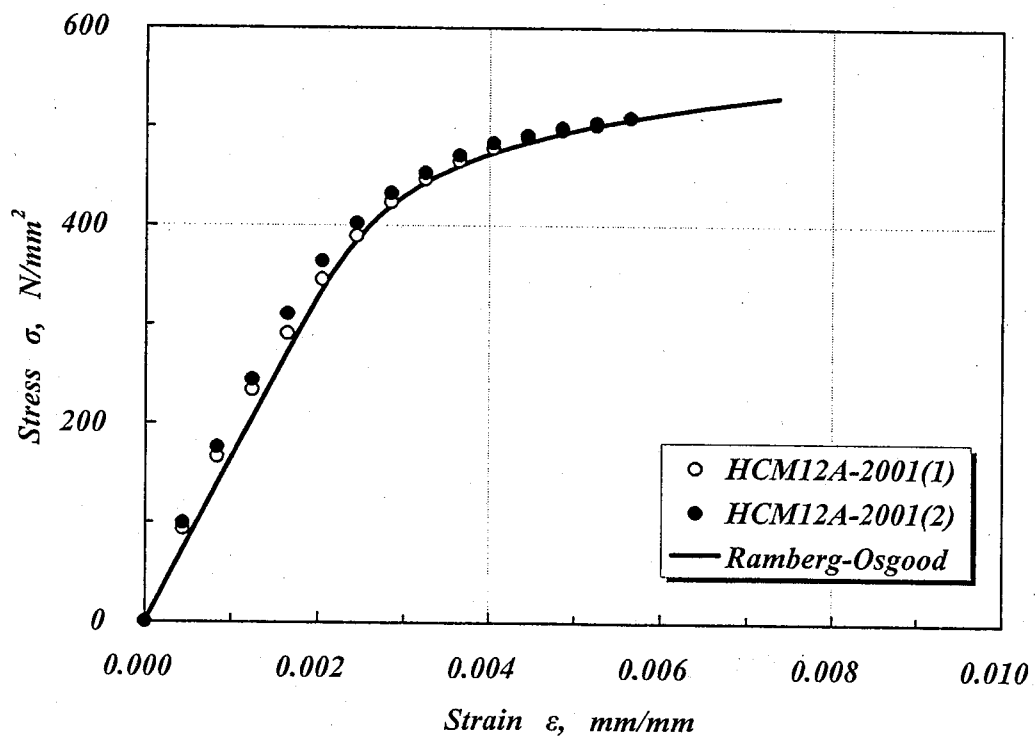


Fig.2.3 Stress-strain curve of HCM12A-2001 at 550°C

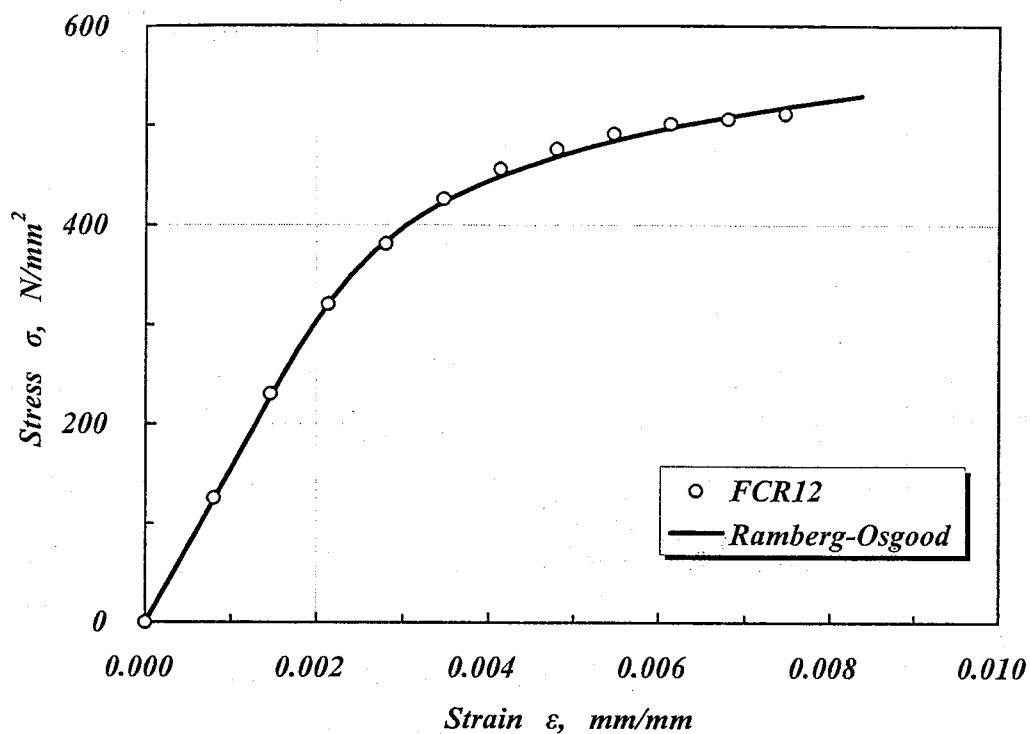


Fig.2.4 Stress-strain curve of FCR12 at 550°C

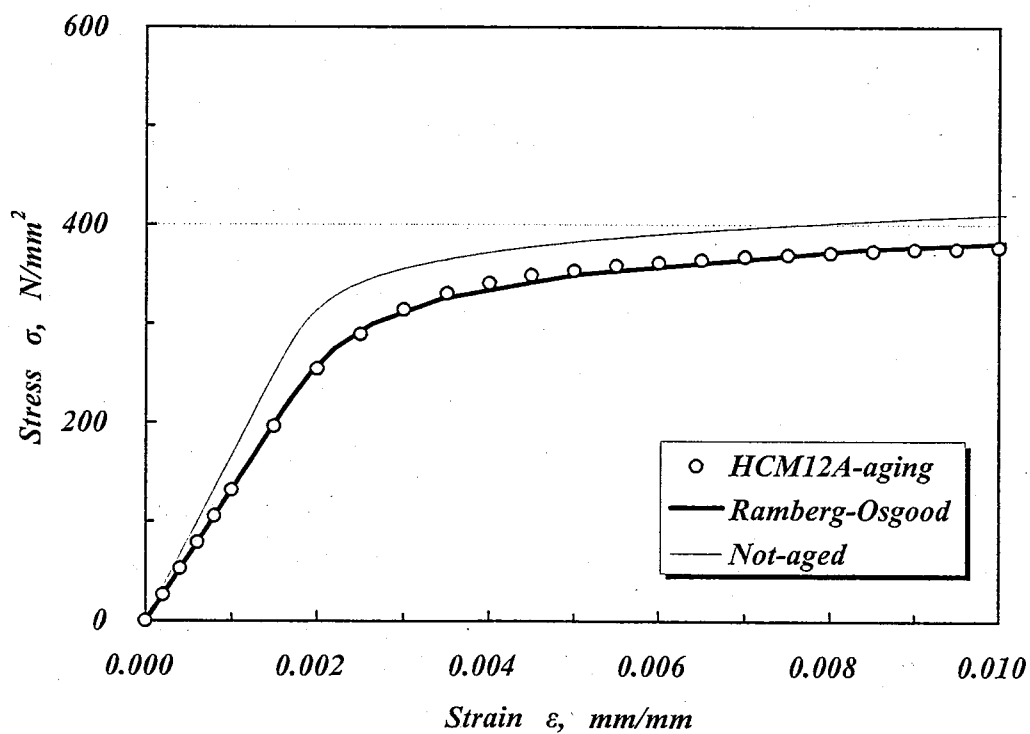


Fig.2.5 Stress-strain curve of HCM12A-aging at 550°C

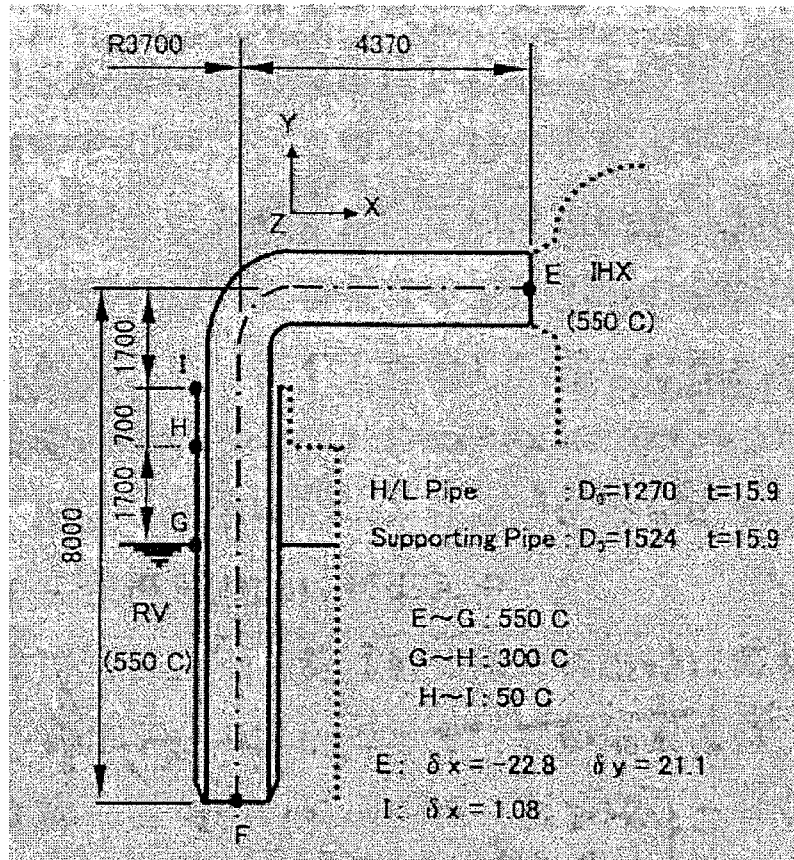


Fig. 2.6 Shape and dimensions of the assessment parts [3]

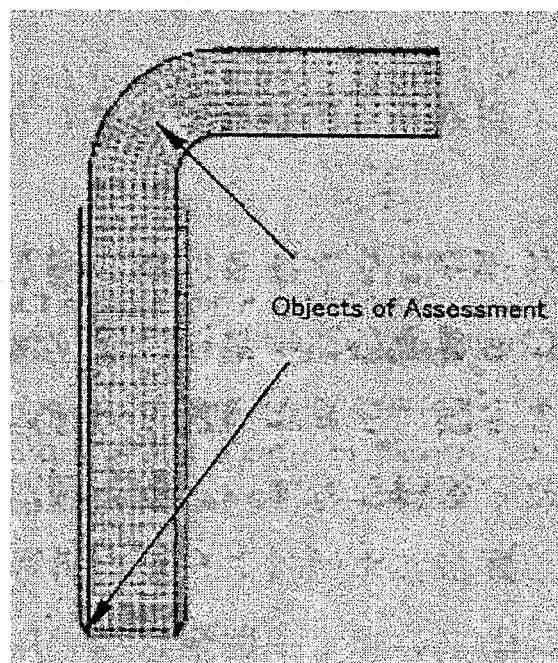


Fig. 2.7 FEM analysis model [3]

### 3. 高温破壊靱性試験

#### 3.1 試験方法

4章に述べる破壊評価を実施するには、材料の引張特性とともに材料の破壊靱性が必要となる。そこで、高速炉ホットレグ配管を想定し、550°Cにおける高温破壊靱性試験を、ASTM E813【5】に準拠し、厚さ約1インチのCT試験片(1TCT試験片)を用いて行った。試験片形状寸法を Fig3.1 に示す。なお、試験は試験片本数の制約および既に得られている Mod.9Cr-1Mo 鋼のデータ等との比較のため、除荷コンプライアンス法を採用した。おもな試験条件は以下のとおり；

試験片本数：各鋼種1本

試験温度：550°C（1TCT試験片各部において±3°C以内。昇温後60分以上経過後に試験開始。）

制御方法：（弾性域）負荷時・除荷時ともに荷重制御

（塑性域）負荷時＝変位（クリップゲージ開口量）制御

負荷速度：（荷重制御時）9800N／分

（変位制御時）0.5mm／分

除荷量：12%

除荷速度：1％／秒以下

所定の荷重あるいは変位に到達してから除荷開始までの時間は、約10秒。

#### 3.2 試験結果

高温破壊靱性試験の結果を Table 3.1 にまとめる。同表に、同一の試験条件で得られた 316FR および Mod.9Cr-1Mo 鋼の破壊靱性試験結果をあわせて示す。HCM12A-2001 を除く鋼種、すなわち HCM12A、FCR12 および HCM12A-aging では、316FR や Mod.9Cr-1Mo 鋼と同様、平面ひずみ条件が満足されず、材料固有の破壊靱性値  $J_{IC}$  を求めることはできなかった。

破壊靱性に及ぼす熱時効の影響を、Mod.9Cr-1Mo 鋼に対して得られている結果とあわせて Table 3.2 に示す。600°C×6,000h の熱時効は、Larson-Miller パラメ

一タ ( $C=20$ ) では 20,761 となり、これは  $550^{\circ}\text{C}$  では約 16 万時間の熱時効に相当する。したがって、試験片本数が少ないため断定はできないものの、HCM12A の熱時効による靱性の低下は、Mod.9Cr-1Mo 鋼のそれに比較して大きくない。

試験で得られた荷重-変位曲線およびコンプライアンス曲線を Fig.3.2~3.5 に示す。高温での時間依存の変形の影響を極力小さくするために、所定の荷重あるいは変位に到達後速やかに (約 10 秒で) 除荷を開始したが、各図(a)に見られるとおり、除荷開始までに荷重がなだらかに低下している。コンプライアンス変化の測定においては、この影響を除くために、所定の荷重あるいは変位に到達直後の全除荷量の 40%に相当する部分と、除荷終了直前の全除荷量の 10%に相当する部分は除外して、各図(b)のコンプライアンス曲線を作成した。

J- $\Delta a$  曲線を Fig.3.2~3.5 に示す。

本検討では、実際の配管等の板厚が今回の破壊靱性試験に用いた試験片の板厚 (約 1 インチ=約 25mm) よりも小さいことから、材料固有の値としての破壊靱性値  $J_{IC}$  が得られなかった鋼種についても、 $J_Q$  の値を R6 法において要求されている  $J_{IC}$  と読み替えて破壊評価を試行することとする。

### 3.3 高温破壊靱性試験方法に係る問題点

今回の高温破壊靱性試験は、3.1 に述べたとおり、試験片本数の制約および既に得られている Mod.9Cr-1Mo 鋼のデータ等との比較のため、除荷コンプライアンス法により実施した。本方法により取得した今回の破壊靱性データに関して、以下の問題点が指摘できる

- (1) ASTM【5】では、複数試験片法に代わる単一試験片法として本方法の採用を許容しているが、その高温破壊靱性試験への適用については言及していない。
- (2) 除荷コンプライアンス法については、繰返し負荷による疲労損傷の蓄積が問題点として指摘されている【6】が、高温試験に適用する場合にはさらにクリープ変形の影響を考慮する必要があると考えられる。

- (3) 微小な  $\Delta a$  によるコンプライアンスの変化はごくわずかであり、その測定精度が安定破壊開始点の正確な検出に大きな影響を及ぼすことが指摘されている【6】。
- (4) ASTM【5】では、単一試験片法により破壊靱性試験を実施する場合には、試験片間のばらつきを考慮するために少なくとも 3 本の試験片に対して試験を実施するよう求めているが、本検討では試験片本数の制約により 1 本の試験を行ったのみである。

以上のような問題点があることを受けて、過去に実施された複数試験片法および単一試験片法によって実施された 9Cr 系鋼に対する高温破壊靱性試験のデータのばらつきを確認した。Table 3.3 に示すとおり、複数試験片法によって得られた  $J_Q$  値と単一試験片法によって得られたそれらの間の差は、最大で約 22% である。また、同表から、単一試験片法によって得られた  $J_Q$  値のばらつきは大きくないことがわかる。

Table 3.1 Results of fracture toughness test for 12%Cr steels at 550 °C

Material	Testpiece	J <sub>Q</sub> (MPa·mm)	Plane strain condition		dJ/da (MPa)
			25(J <sub>Q</sub> /σ <sub>f</sub> ) <sup>※</sup> (mm)	J <sub>IC</sub> or not?	
316FR (JNC domestic data (1992))	1TCT	815.9	81.8	×	230.6
		920.0	92.2	×	204.1
		765.8	76.8	×	291.3
Mod.9Cr-1Mo (JNC domestic data (1990))		536.1	36.7	×	487.4
		616.5	42.2	×	471.4
		540.2	37.0	×	405.7
HCM12A		447.0	25.8	×	229.8
HCM12A-2001		111.6	5.1	○	100.4
FCR12		650.8	31.2	×	181.6
HCM12A-aging	420.5	27.1	×	184.5	

$$※ \sigma_f = (\sigma_y + \sigma_u) / 2$$

Table 3.2 Influence of thermal aging on fracture toughness at 550 °C

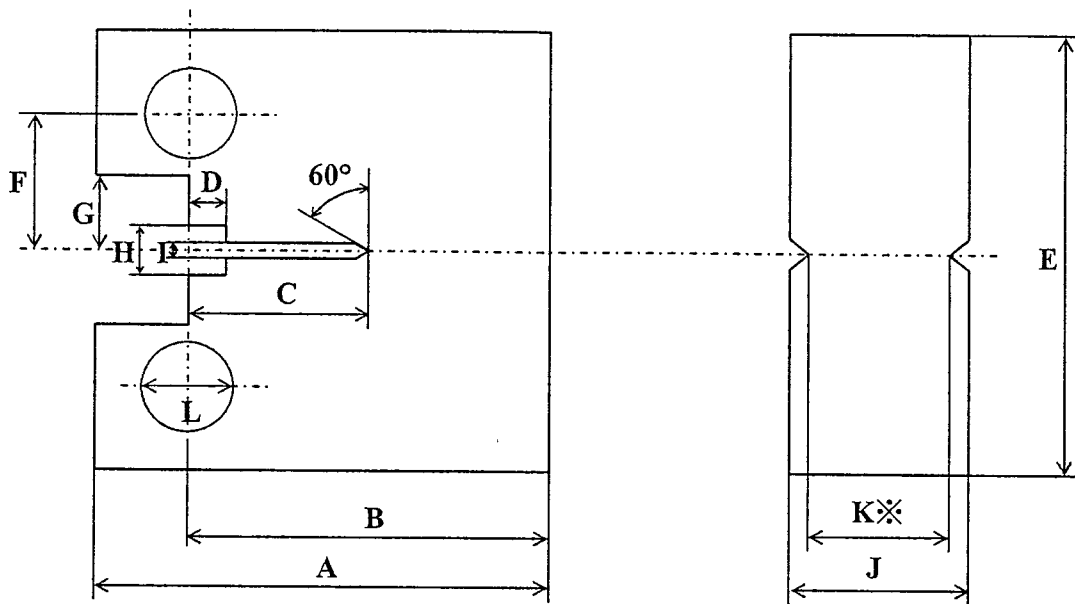
Material	Test piece	J <sub>Q</sub>	deterioration	dJ/da	deterioration
		(MPa·mm)		(MPa)	
Mod.9Cr-1Mo鋼 (JNC domestic data (1990) )	1TCT	536.1	—	487.4	—
		616.5		471.4	
		540.2		405.7	
Aging : 550°C×5,000h		432.7	13.9%	444.8	8.7%
		534.0		390.9	
		490.0		409.5	
HCM12A		447.0	—	229.8	—
Aging : 600°C×6,000h		420.5	5.9%	184.5	19.7%



Table 3.3 Comparison of fracture toughness data obtained by single specimen technique to that obtained by multiple specimen technique[\*]

Material	Fracture toughness test technique	$J_a$ (J/mm <sup>2</sup> )	Difference	dJ/da	Difference
9Cr2Mo	Multiple specimen (R-Curve method)	1,971.1	-	371.7	-
	Single specimen (Unloading compliance method)	1,735.8	12%	264.8	29%
		1,685.8	14%	454.0	22%
		1,653.4	16%	294.2	21%
	Multiple specimen (R-curve method)	1,353.3	-	292.23817	-
	Single specimen (Unloading compliance method)	1,219.9	10%	200.1	32%
1,058.1		22%	271.6	7%	
1,195.4		12%	108.9	63%	
Mod.9Cr-1Mo	Multiple specimen (R-curve method)	509.9	-	306.0	-
	Single specimen (Unloading compliance method)	523.7	3%	309.9	1%
		515.8	1%	299.1	2%
		515.8	1%	189.3	38%

[\*]JNC domestic data (1989)



A	62.5	±0.50	G	10.35	—
B	50	±0.25	H	7	—
C	25	—	I	3	—
D	5	—	J	25	±0.50
E	60	±0.25	K	20	—
F	18.75	—	L	12.5	—

(Side grooves were machined after introducing fatigue pre-cracking)

【Fatigue Pre-cracking】		a <sub>1</sub> (mm)	a <sub>2</sub> (mm)
1	HCM12A	1.9	2.0
2	HCM12A-2001	2.1	1.9
3	FCR12	2.0	1.9
4	HCM12A-aging	2.0	1.9

Fig. 3.1 Shape and dimensions of the CT specimens for fracture toughness tests

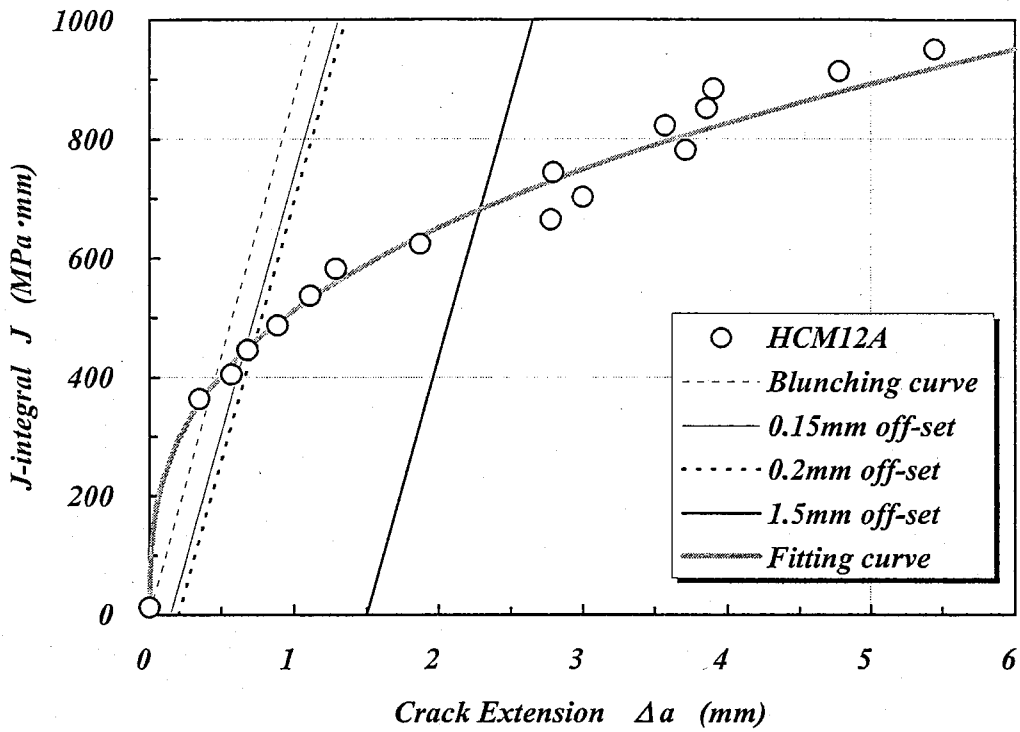


Fig.3.2 J-R curve of HCM12A at 550°C

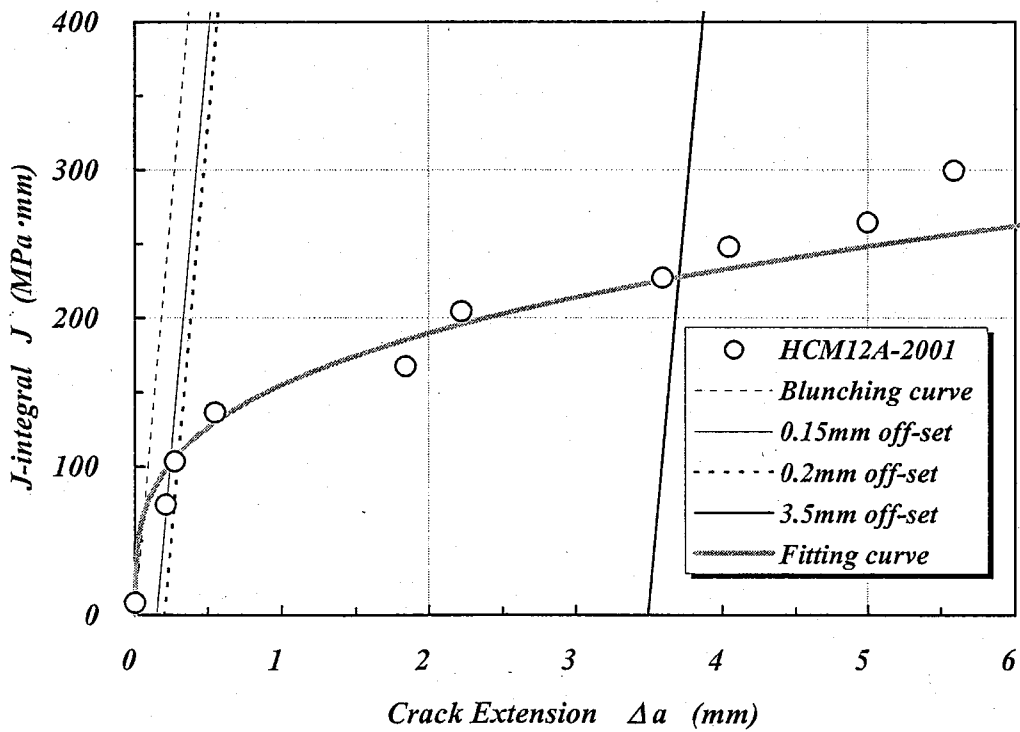


Fig.3.3 J-R curve of HCM12A-2001 at 550°C

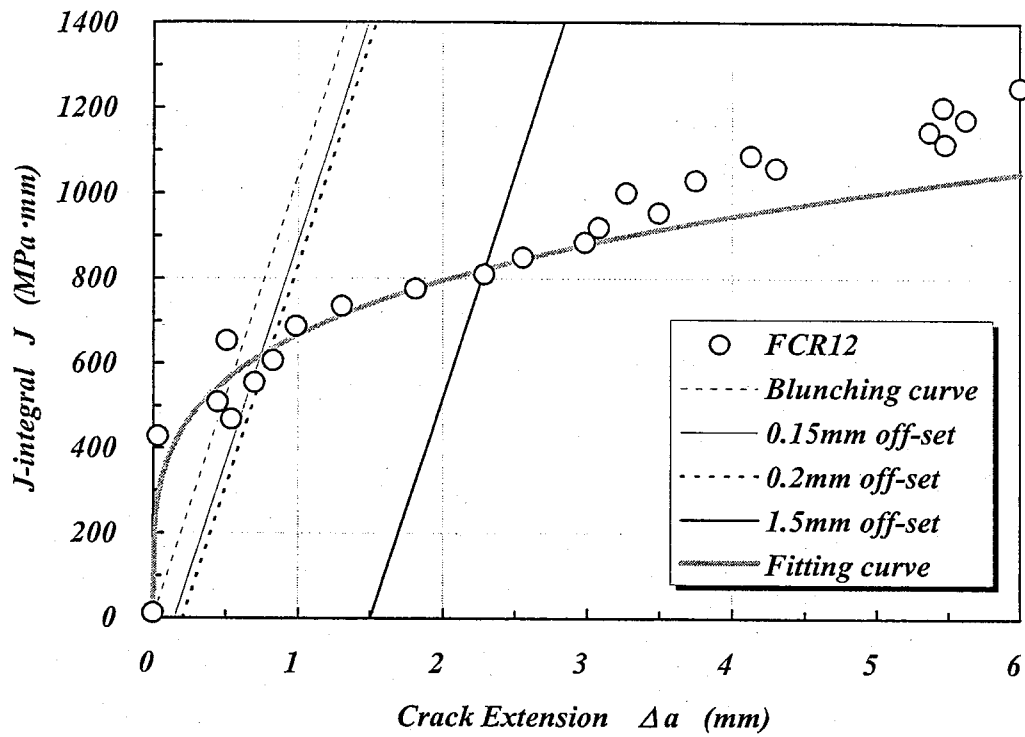


Fig.3.4 J-R curve of FCR12 at 550°C

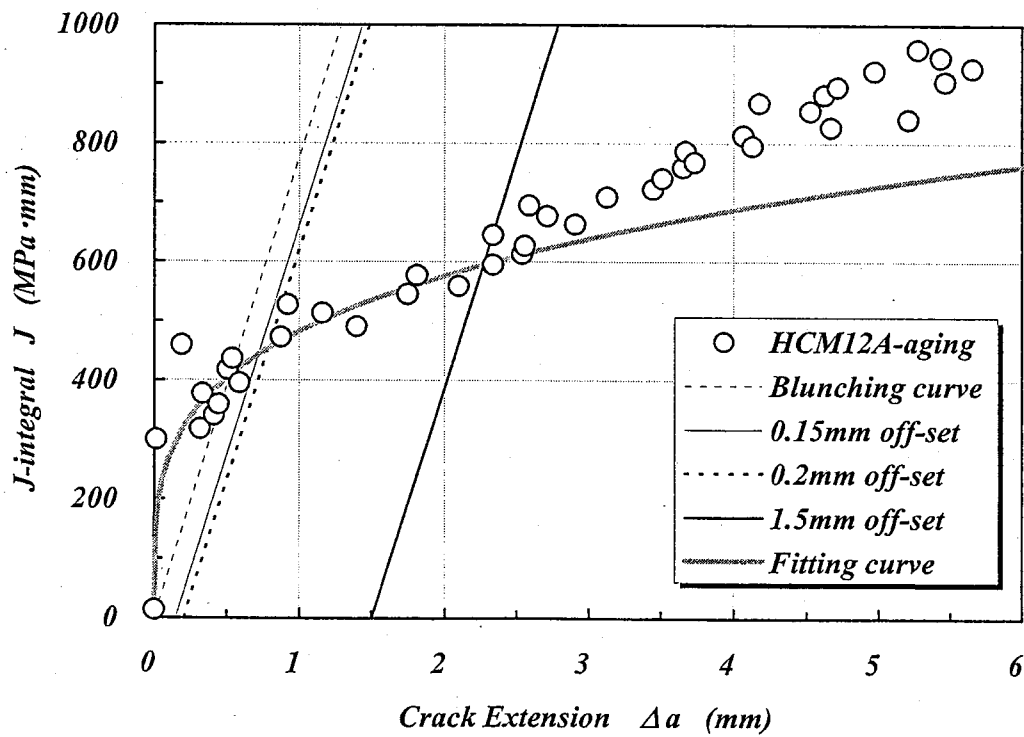


Fig.3.5 J-R curve of HCM12A-aging at 550°C

## 4. 破壊試験評価

### 4.1 R6法の概要

英国 Central Electricity Generating Board (CEGB) は、き裂を有する構造物の破壊評価手法をまとめた【7】。これは、破壊評価線図 (Failure Assessment Diagram ; FAD) を用いて脆性破壊から塑性崩壊までを一貫して評価することが可能な 2 パラメータ法で、一般に“R6法”として知られている。本検討においては、R6法オプション2を参照して破壊評価を試行する。

### 4.2 破壊評価線図

4種類の供試材のそれぞれに対する R6法オプション2に基づく破壊評価線図 (Failure Assessment Diagram : FAD) を作成した。破壊評価曲線 (Failure Assessment Curve : FAC) は、オプション2の定義に基づき、材料の弾塑性応力ひずみ関係から以下のとおり定める；

$$K_r = \begin{cases} \left\{ \frac{E\varepsilon_{ref}}{L_r\sigma_y} + \frac{L_r^3\sigma_y}{2E\varepsilon_{ref}} \right\}^{-1/2} & \text{for } L_r \leq L_r^{max} \\ K_r = 0 & \text{for } L_r > L_r^{max} \end{cases}$$

$L_r^{max}$  はパラメータ  $L_r$  のカットオフであり、次式で定義される；

$$L_r^{max} = \frac{\text{材料の塑性流動応力}}{\text{材料の 0.2\%耐力}}$$

本検討では、荷重一定 (Table 2.5) の条件で、き裂長さを仮想的に増大させていき、破壊評価曲線を横切った時点のき裂長さを、不安定限界き裂長さとして定義した。

### 4.3 パラメータ $K_r$ の算出

パラメータ  $K_r$  は、次式により計算する。

$$K_I = K(a_i) / K_{IC}$$

$K(a_i)$  : き裂長さ  $a_i$  に対応する応力拡大係数

(平板の貫通き裂に対する応力拡大係数解を参照して算出)

$K_{IC}$  : 材料の破壊靱性値  $J_{IC}$  (または  $J_Q$ ) に対応する応力拡大係数

$$K_{IC} = \sqrt{(J_{IC} \cdot E / (1 - \nu^2))}$$

応力拡大係数の算出において、周方向貫通き裂を有する円筒に対する解ではなく、敢えて平板に対する解を参照した理由は、評価対象部位の形状が、利用可能な円筒に対する解【8、9】の適用範囲に合致しないためである。すなわち、評価対象部位の  $R/t$  が約 40 であるのに対し、利用可能な円筒に対する解【8】の適用範囲は  $R/t \geq 20$  などとなっている。

#### 4.4 パラメータ $L_r$ の算出

パラメータ  $L_r$  は、次式により算出する。R6 法に従い、ここでは二次応力は塑性崩壊には寄与しないと考える。

$$L_r = \sigma_{ref} / \sigma_y$$

$\sigma_{ref}$  : 参照応力【10】

$$\sigma_{ref} = F_{net} \cdot (p_m \cdot \sigma_m + p_b \cdot \sigma_b)$$

$F_{net}$  : 正味断面係数

$\sigma_m^P$  : 一次膜応力

$p_m$  : 膜応力補正係数 (ここでは、 $p_m=1.0$ )

$\sigma_b^P$  : 一次曲げ応力

$p_b$  : 曲げ応力補正係数 (ここでは、 $p_b=1.0$ )

$\sigma_y$  : 材料の 0.2%耐力

#### 4.5 限界き裂長さ $c_{cr}$ の算出

本件等においては、Table 2.4 に示す貫通とき裂長さを有する周方向き裂が存在したと仮定し、その場合の ( $L_r$ ,  $K_r$ ) が FAC の内側に位置するときはき裂長さを増大させ、FAC を横切る時点におけるき裂長さを不安定限界き裂長さ  $c_{cr}$  と定義する。なお、R6 法では、このき裂長さは安定き裂成長開始時点に相当するが、ここでは安全側の定義を行った。破壊評価線図 (FAD) およびき裂長さ  $c$  と  $K_r$  値との関係を、Fig.4.1~4.48 に示す。いずれのケースにおいても、初期状態では、( $L_r$ ,  $K_r$ ) は FAC の内側に位置しており、き裂の貫通前、あるいは貫通直後に急速不安定破壊に至ることはないことがわかる。

つぎに、き裂長さを増大させた場合に、FAC を横切る時点におけるき裂長さ (=本検討における不安定限界き裂長さ)  $c_{cr}$  は Table 4.1 に示すとおりであり、いずれも同表に示す漏えい検出可能き裂長さ  $c_{det}$  よりも十分大きく、急速不安定破壊に至る前に漏えい検出が十分可能であることが示唆される。

エルボでは、一次応力・二次応力ともに低い水準であるため、大きなき裂に対しても応力拡大係数は大きくなる。また、応力水準が低いことから、塑性崩壊も起こりにくいため、限界き裂長さは非常に大きくなる。

他方、Y ピースではエルボに比較して二次応力が大きいので、応力拡大係数は大きくなる。一方、二次応力は塑性崩壊には寄与しないため、 $L_r$  は  $K_r$  に比較して大きくはならず、破壊は  $K_{Ic}$  支配に近い状態で生じる。

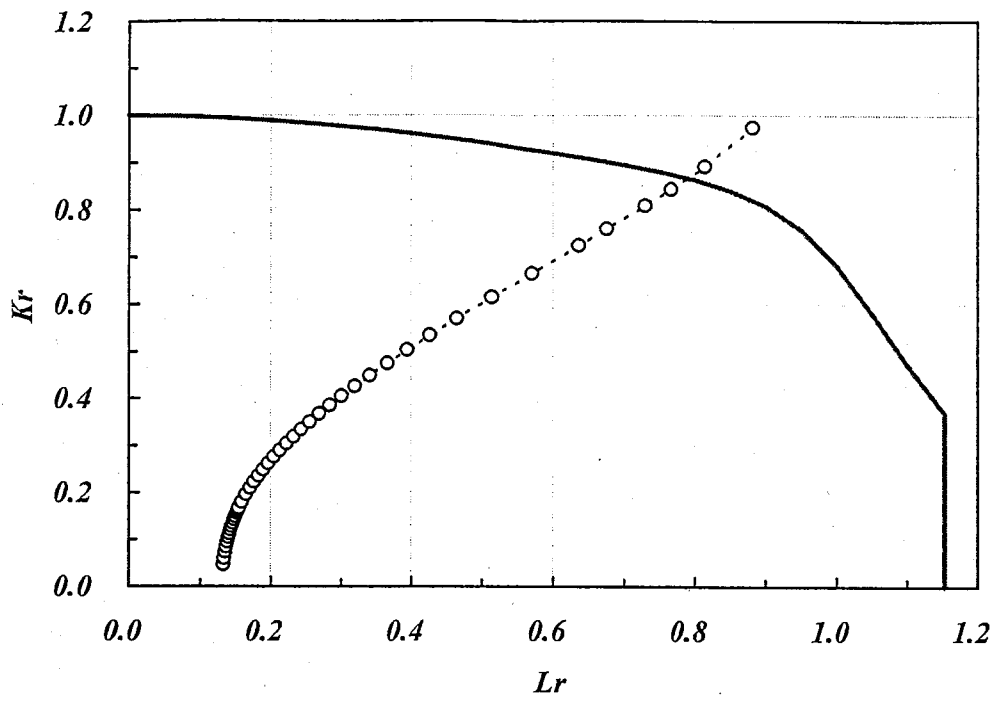
3.4 で指摘したとおり、ASTM【5】では、単一試験片法によりデータを取得する場合には、材料のばらつきを考慮するため最低 3 本の試験を行うことを求めている。しかし、今回の破壊評価に用いた 12Cr 鋼の破壊靱性データは、単一試験片法 (除荷コンプライアンス法) により取得された 1 本の試験片のデータである。そこで、ここでは、破壊靱性を実験データの  $1/2$ 、すなわち  $J_Q=55.8$  (MPa $\cdot$ mm) と仮定した場合の R6 法を参照した破壊評価も行った。Table 4.1 で最も不安定限界き裂長さが小さかった HCM12A-2001 の Y ピースがポンプ軸固着に伴う過渡熱応力を受ける場合について行った結果を、Fig.4.25 に示す。この

場合の不安定限界き裂長さ  $c_{cr}$  は約 55mm となり、実験データどおりの破壊靱性を用いて評価した場合のおよそ 50%となるが、それでも漏えい検出可能き裂長さ  $c_{det}$  (=25.6mm) よりも十分大きく、急速不安定破壊に至る前に漏えい検出が可能であることが示唆される。破壊靱性値を 50%小さいと仮定することは、**Table 3.3** に示した 9Cr 系鋼に対する破壊靱性試験結果で見られた単一試験片法と複数試験片法のデータのばらつき (約 22%) を十分包絡するものであるが、今後、除荷コンプライアンス法の高温破壊靱性試験への適用性と、今回の試験データの妥当性については、さらに考察する必要がある。

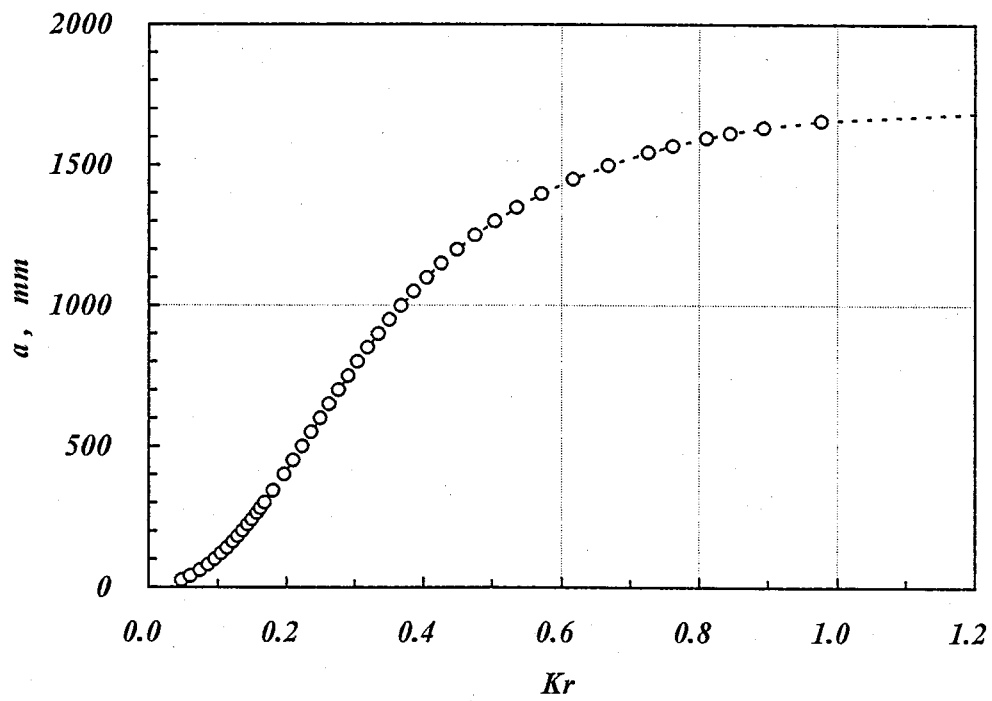


Table 4.1 Critical crack length obtained from failure assessments

	Critical crack length $C_{cr}$ (mm (deg.))			Detectable crack length $C_{det}$ (mm (deg.))
	Manual Trip	Pump Stick	Power Loss	
Elbow	HCM12A	1,619.7 (146.1)	1,610.4 (145.3)	1,616.8 (145.9)
	HCM12A-2001	1,280.5 (115.5)	1,256.1 (113.3)	1,274.5 (115.0)
	FCR12	1,687.2 (152.2)	1,677.4 (151.4)	1,686.8 (152.2)
	HCM12A-aging	1,567.1 (141.4)	1,552.2 (140.1)	1,564.5 (141.2)
Y-piece	HCM12A	406.4 (36.7)	332.5 (30.0)	371.6 (33.5)
	HCM12A-2001	123.1 (11.1)	102.3 (9.2)	111.7 (10.1)
	FCR12	565.3 (51.0)	474.0 (42.8)	522.6 (47.2)
	HCM12A-aging	310.4 (28.0)	241.0 (21.7)	276.6 (25.0)

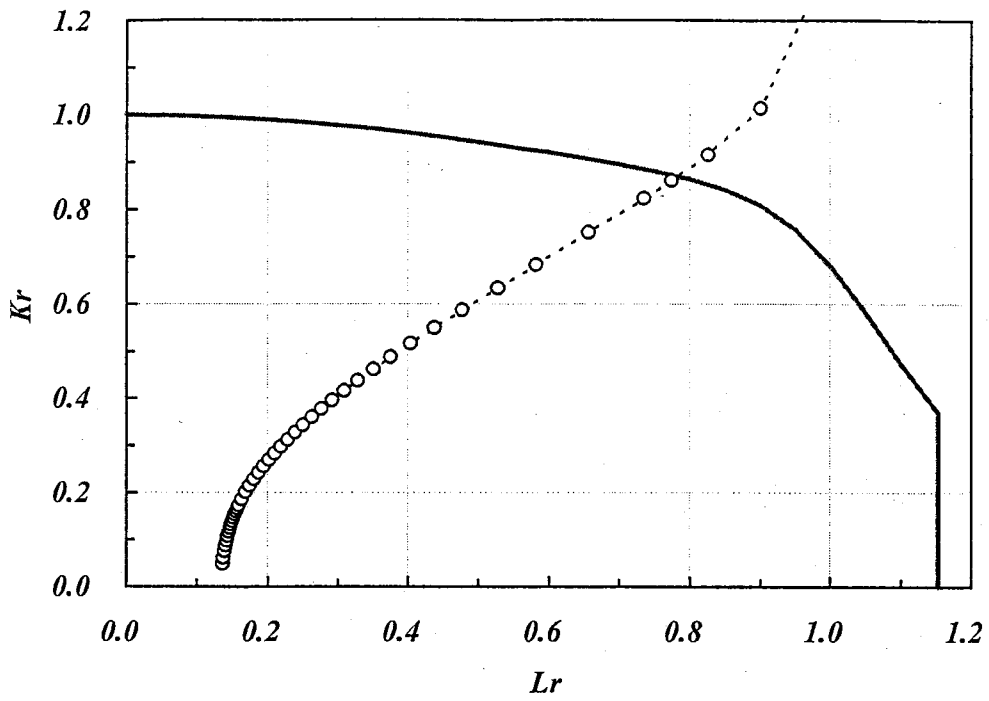


(a) FAD

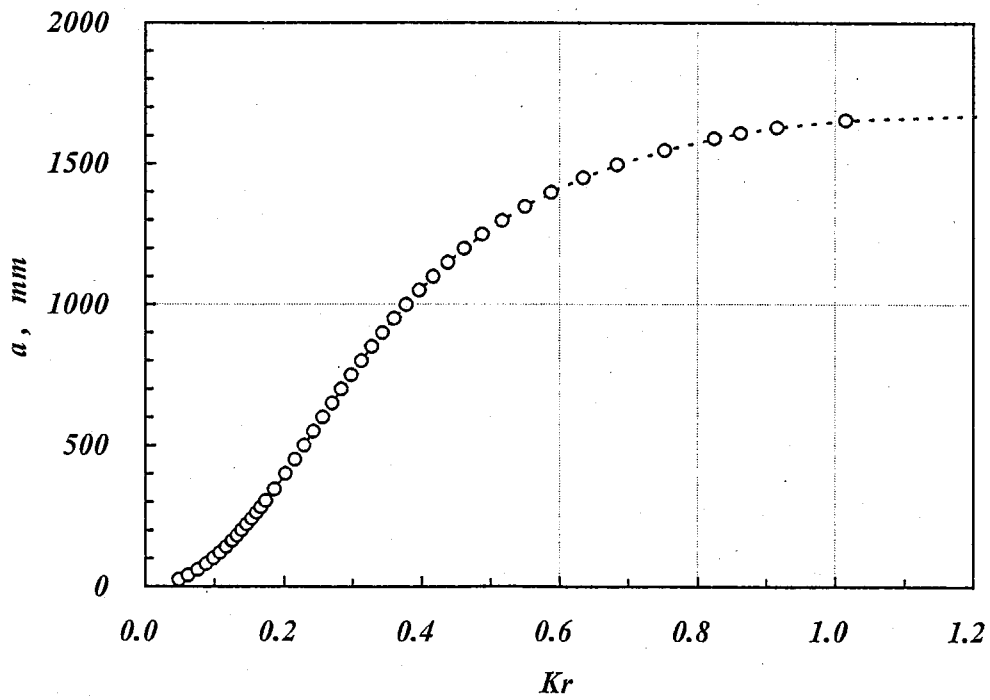


(b) Relationship between  $Kr$  and crack length

Fig.4.1 Failure assessment for elbow made of HCM12A subjected to manual trip

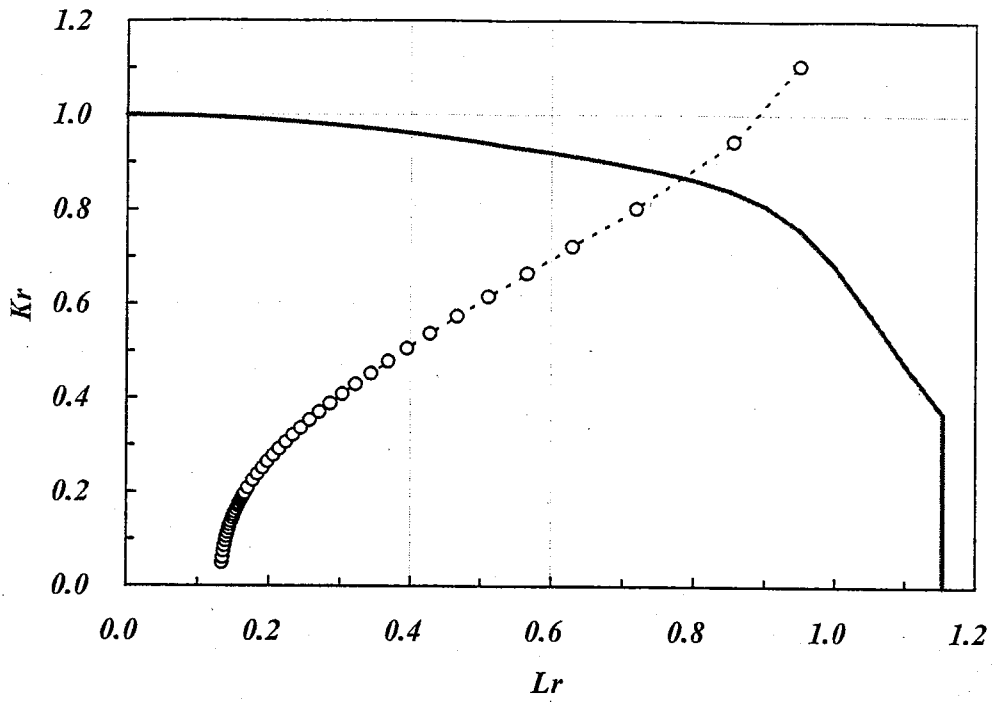


(a) FAD

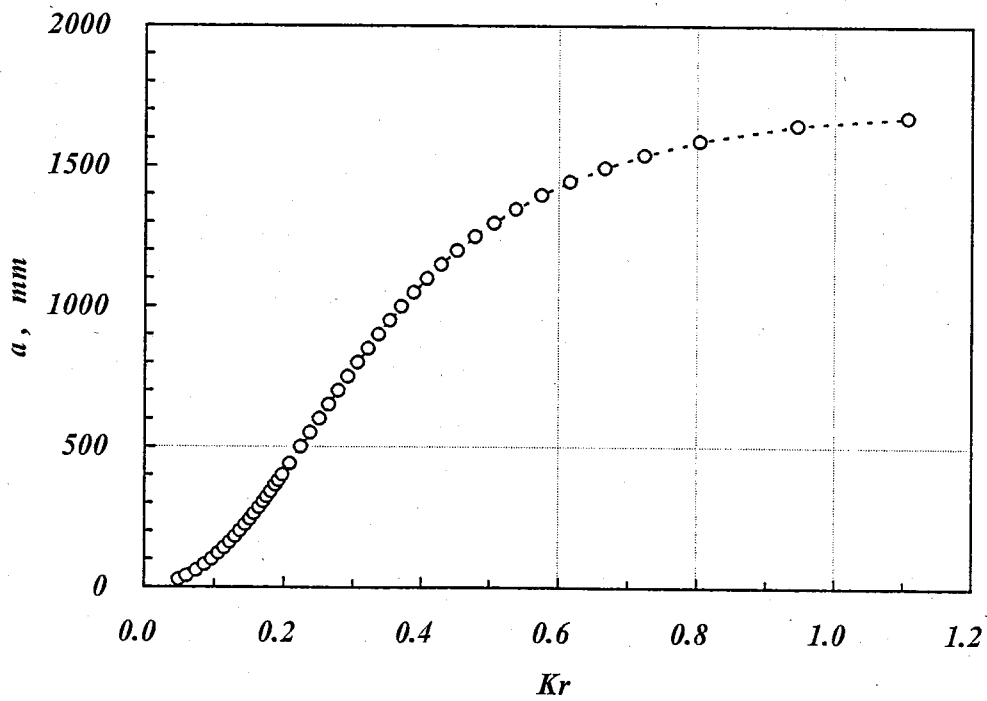


(b) Relationship between  $Kr$  and crack length

Fig.4.2 Failure assessment for elbow made of HCM12A subjected to pump stick

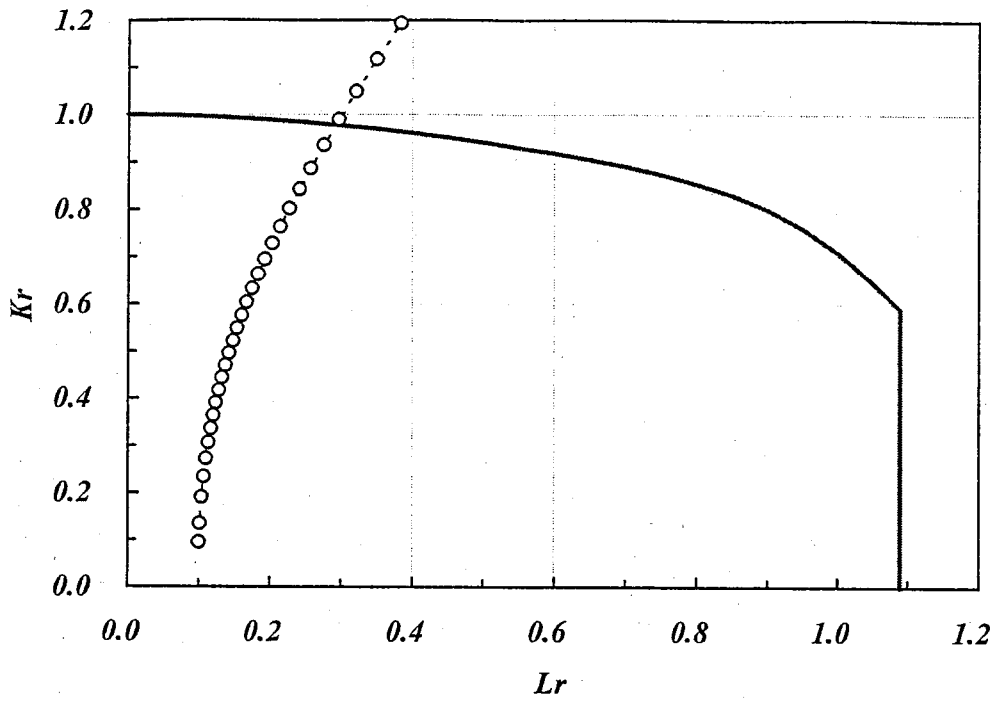


(a) FAD

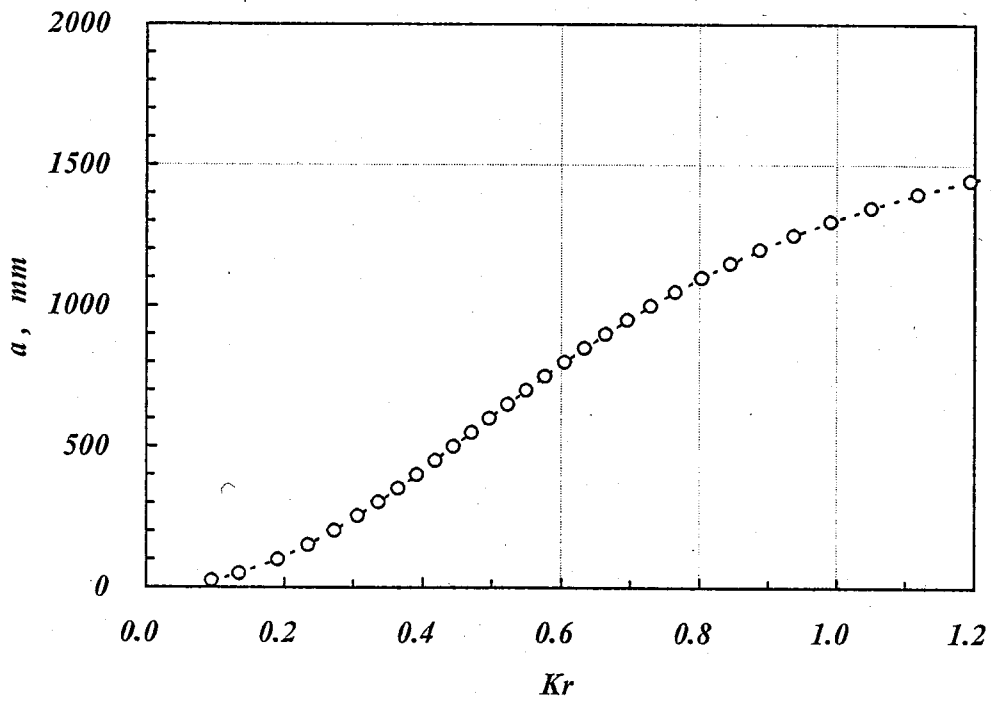


(b) Relationship between  $Kr$  and crack length

Fig.4.3 Failure assessment for elbow made of HCM12A subjected to power loss

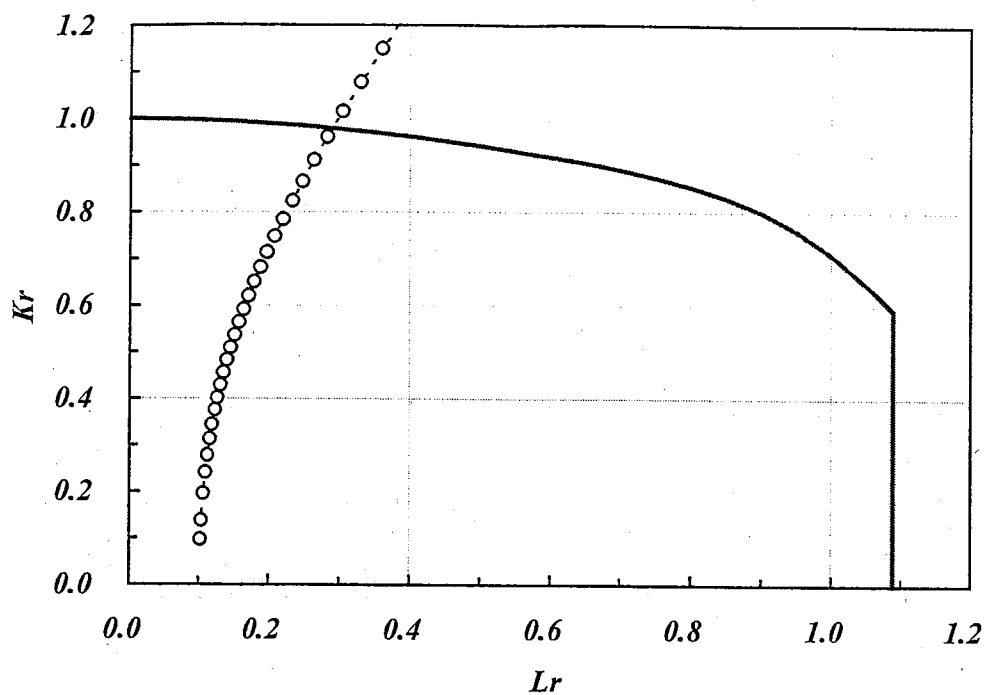


(a) FAD

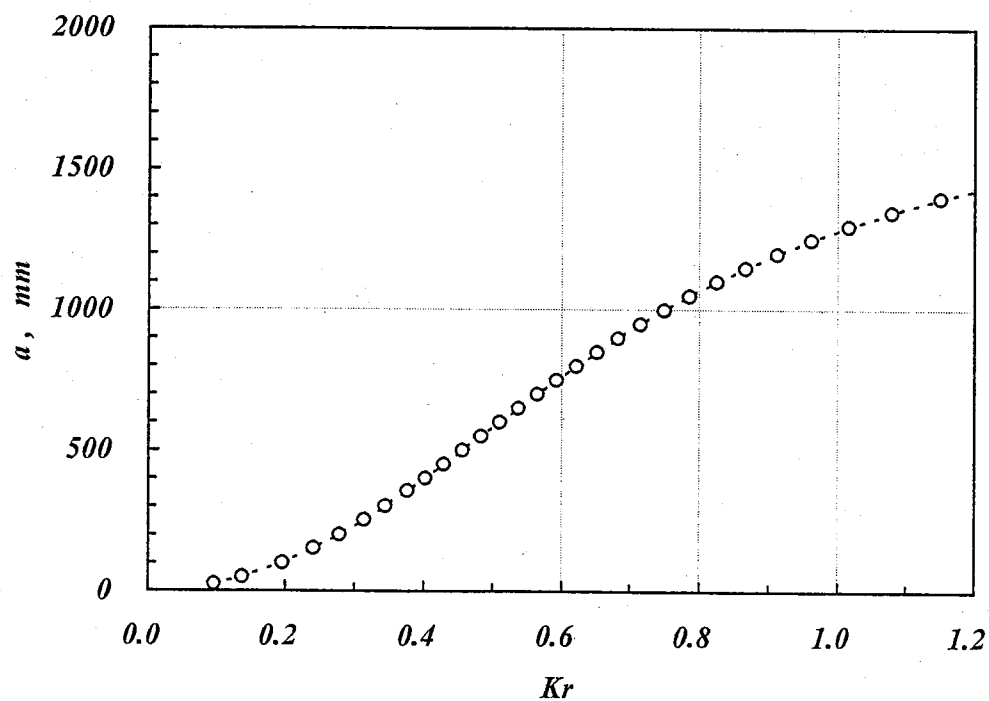


(b) Relationship between  $Kr$  and crack length

Fig.4.4 Failure assessment for elbow made of HCM12A-2001 subjected to manual trip

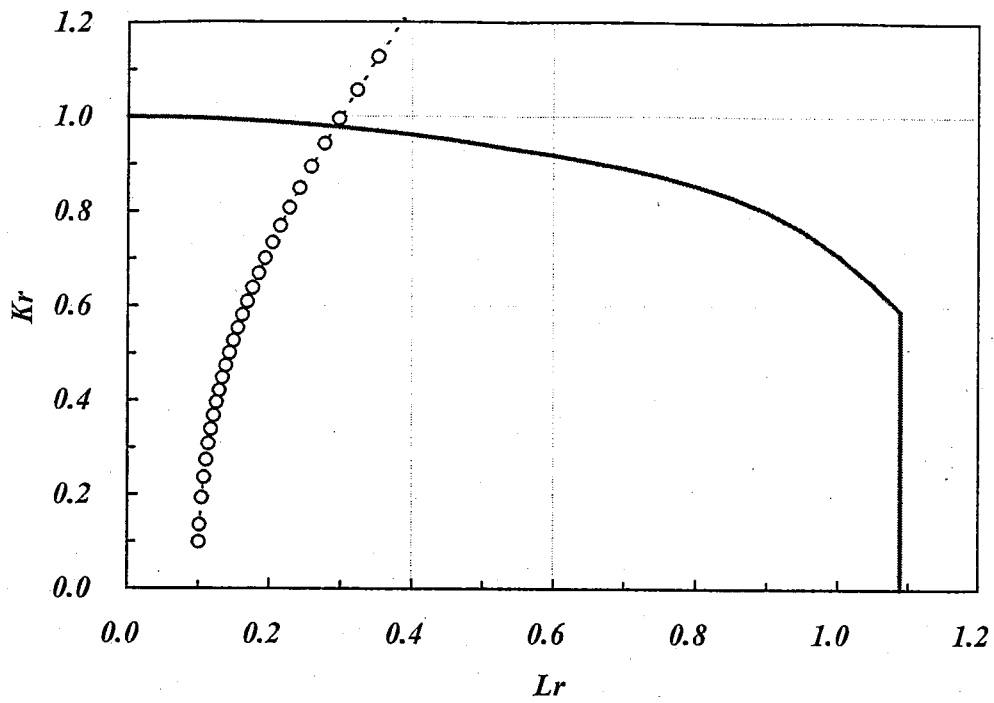


(a) FAD

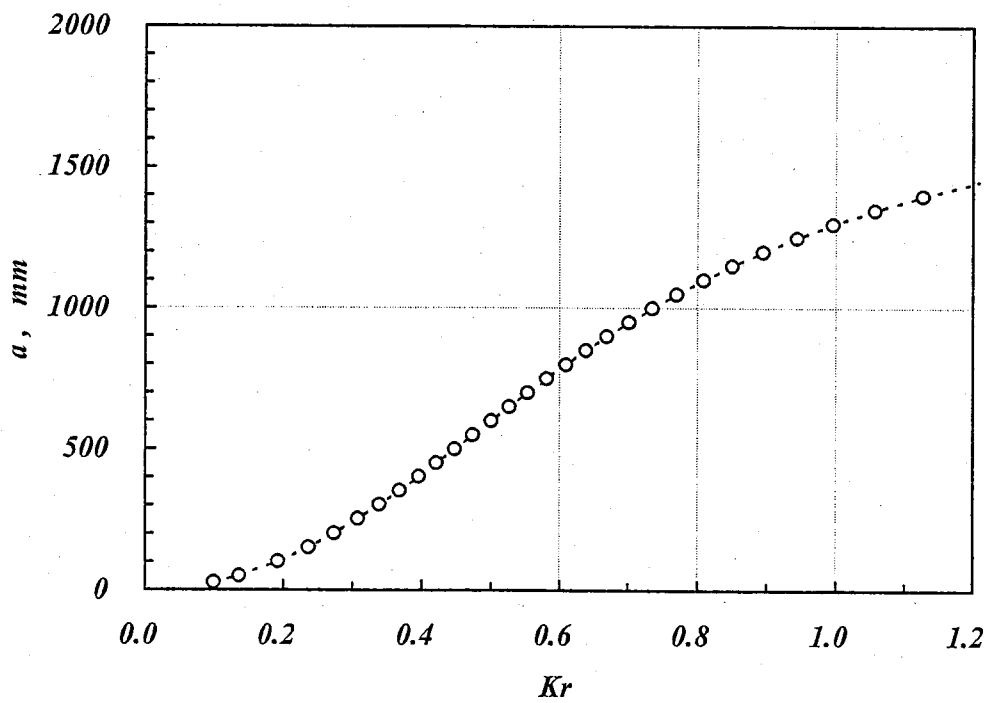


(b) Relationship between  $Kr$  and crack length

Fig.4.5 Failure assessment for elbow made of HCM12A-2001 subjected to pump stick

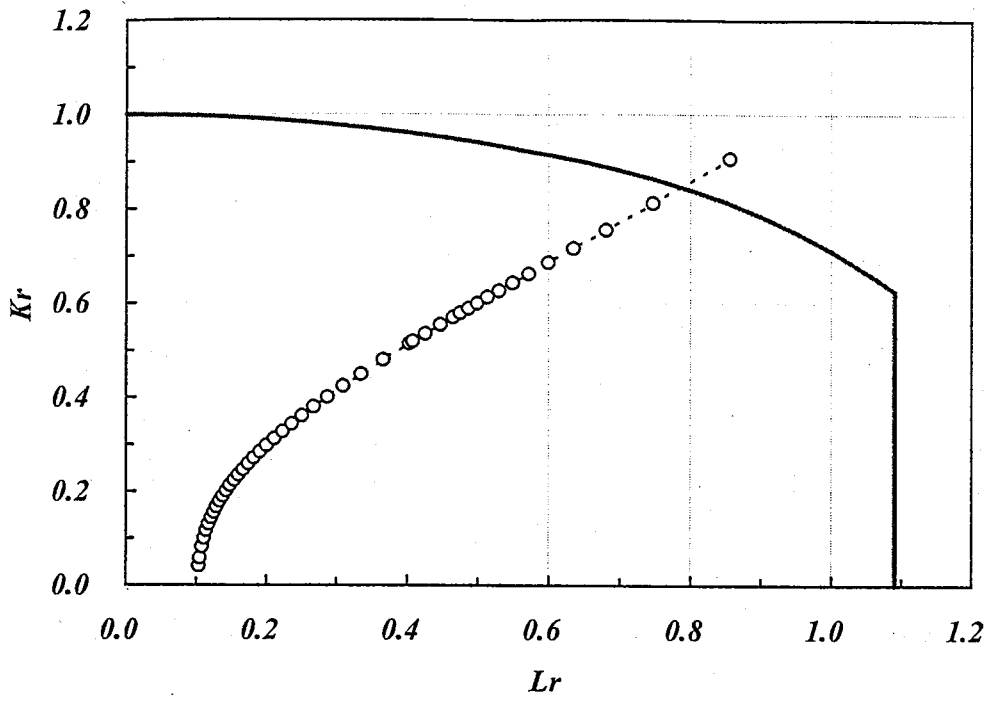


(a) FAD

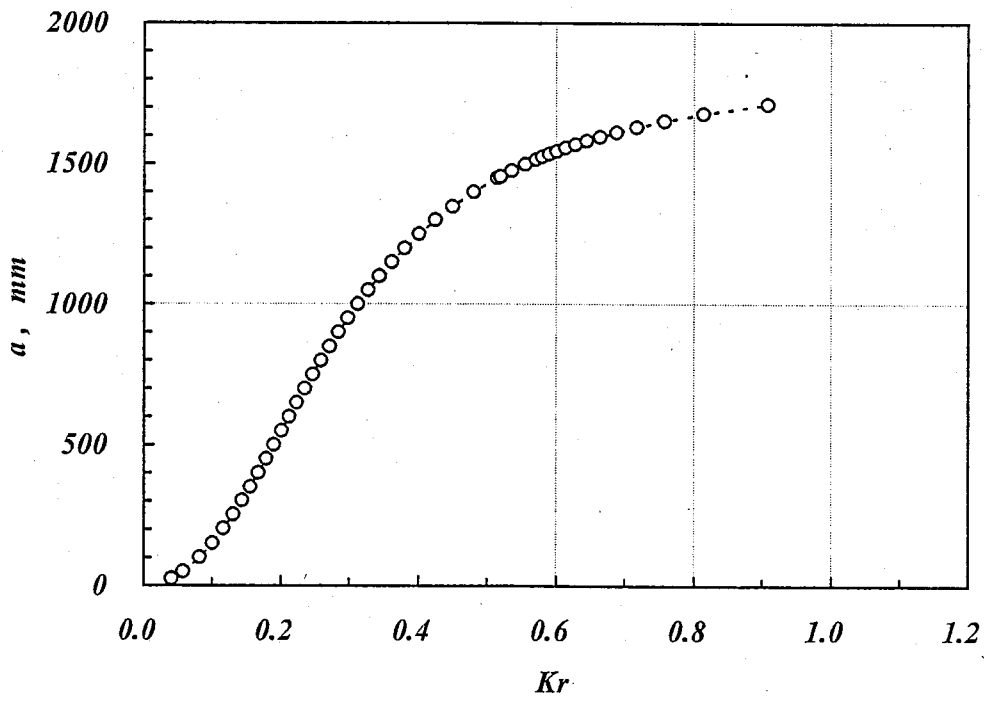


(b) Relationship between  $Kr$  and crack length

Fig.4.6 Failure assessment for elbow made of HCM12A-2001 subjected to power loss



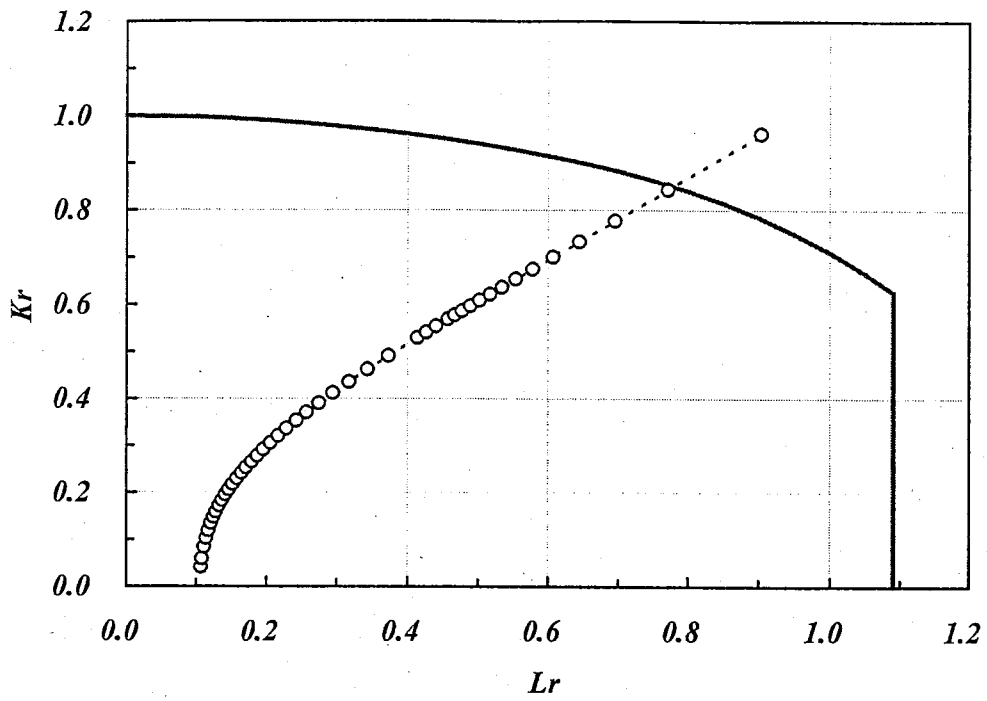
(a) FAD



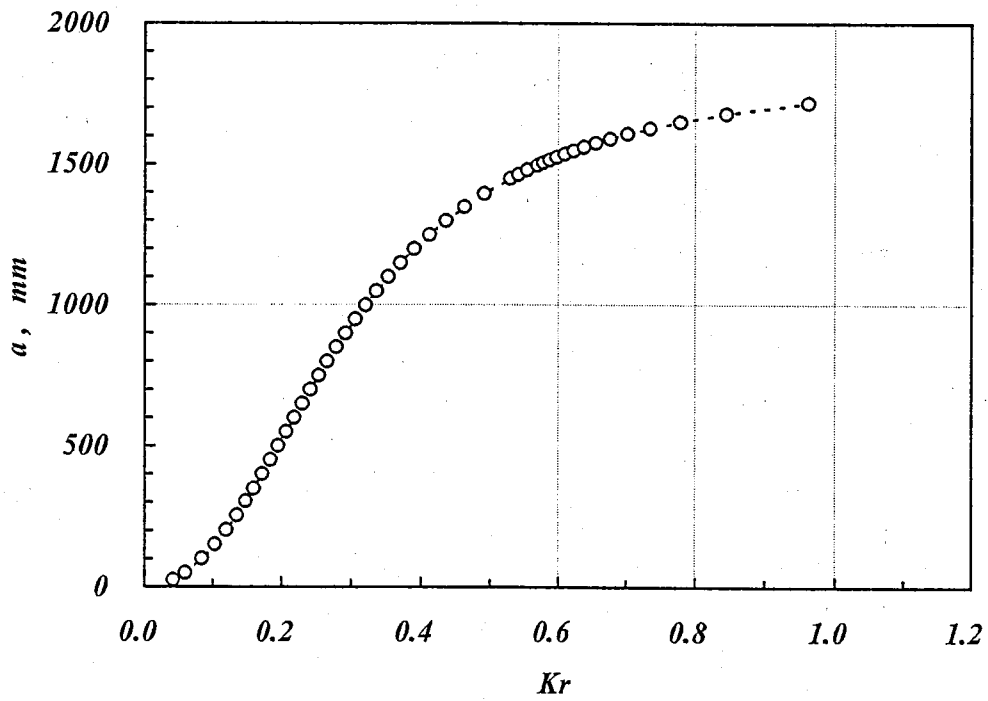
(b) Relationship between  $Kr$  and crack length

Fig.4.7 Failure assessment for elbow made of FCR12 subjected to manual trip



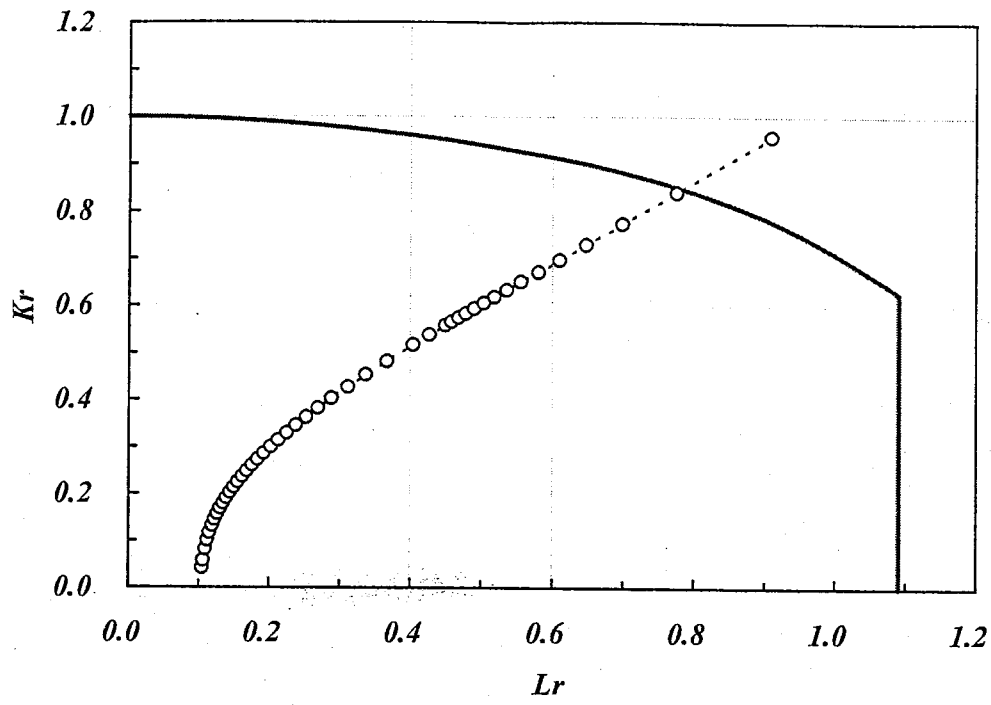


(a) FAD

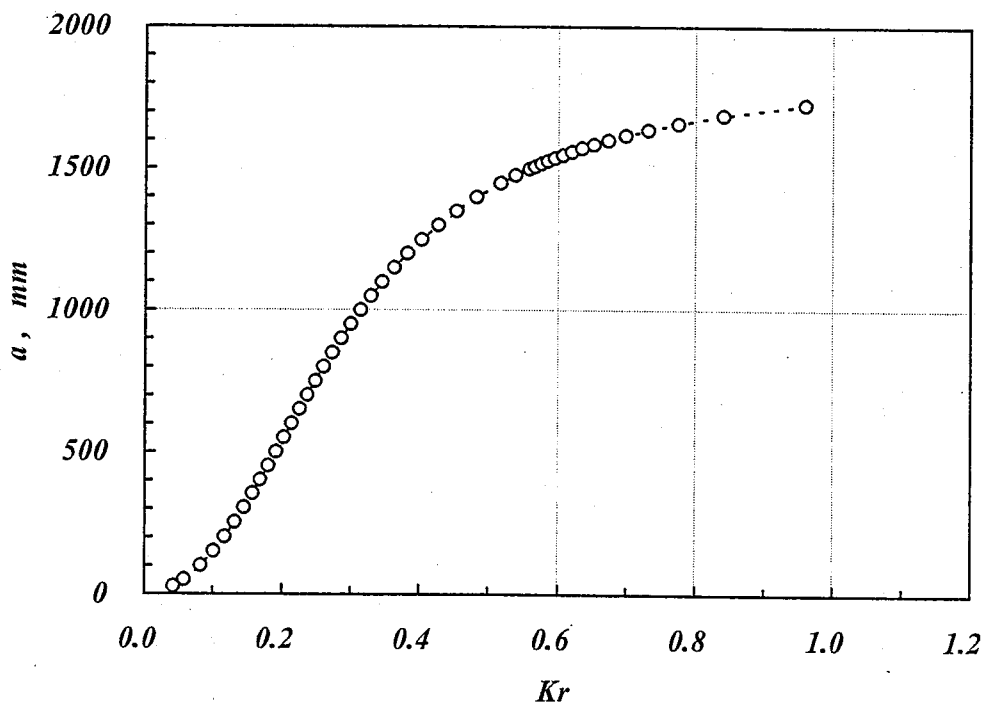


(b) Relationship between  $Kr$  and crack length

Fig.4.8 Failure assessment for elbow made of FCR12 subjected to pump stick

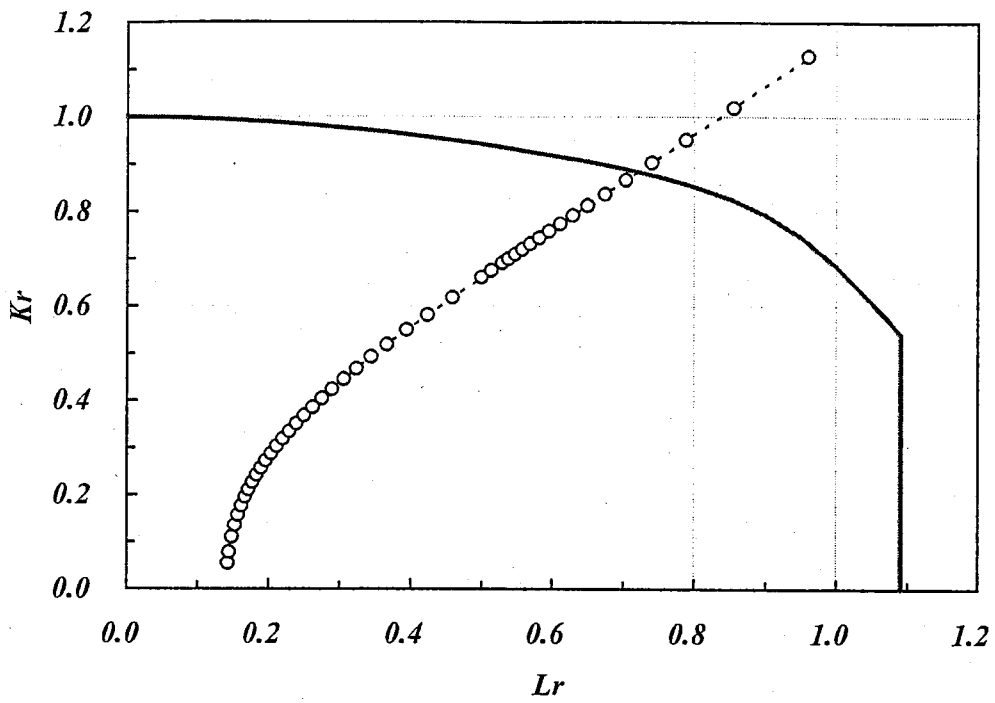


(a) FAD

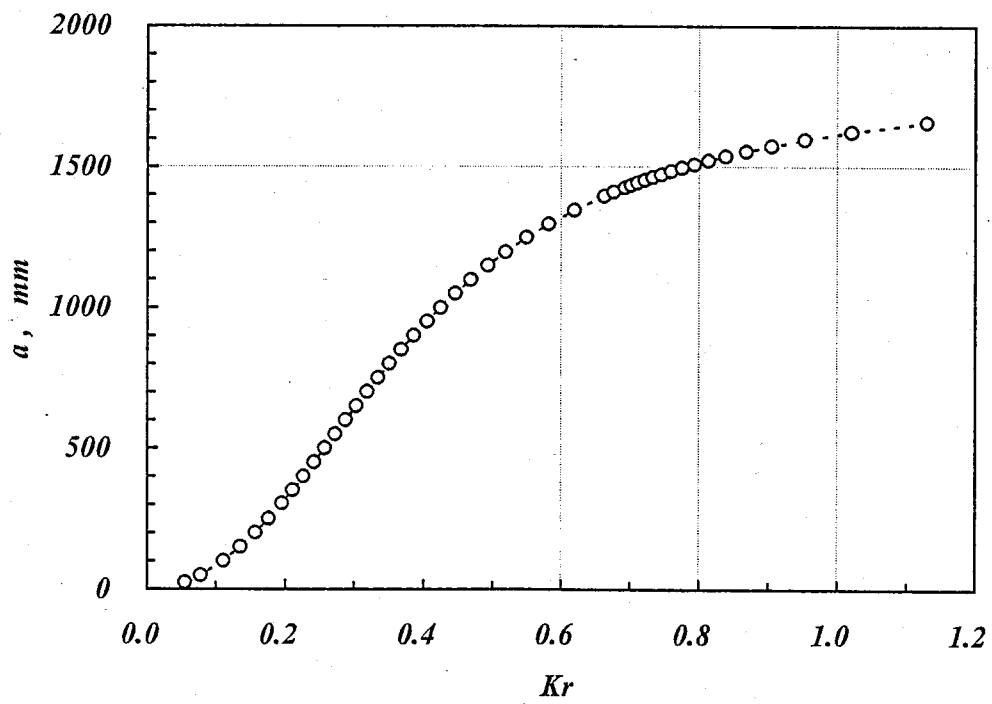


(b) Relationship between  $Kr$  and crack length

Fig.4.9 Failure assessment for elbow made of FCR12 subjected to power loss

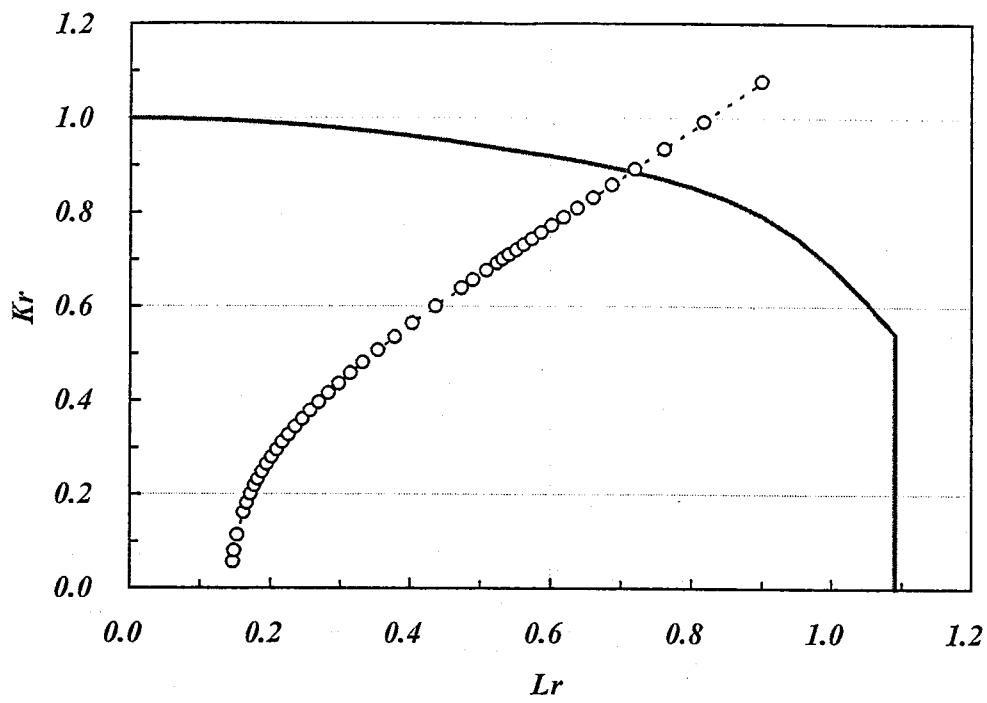


(a) FAD

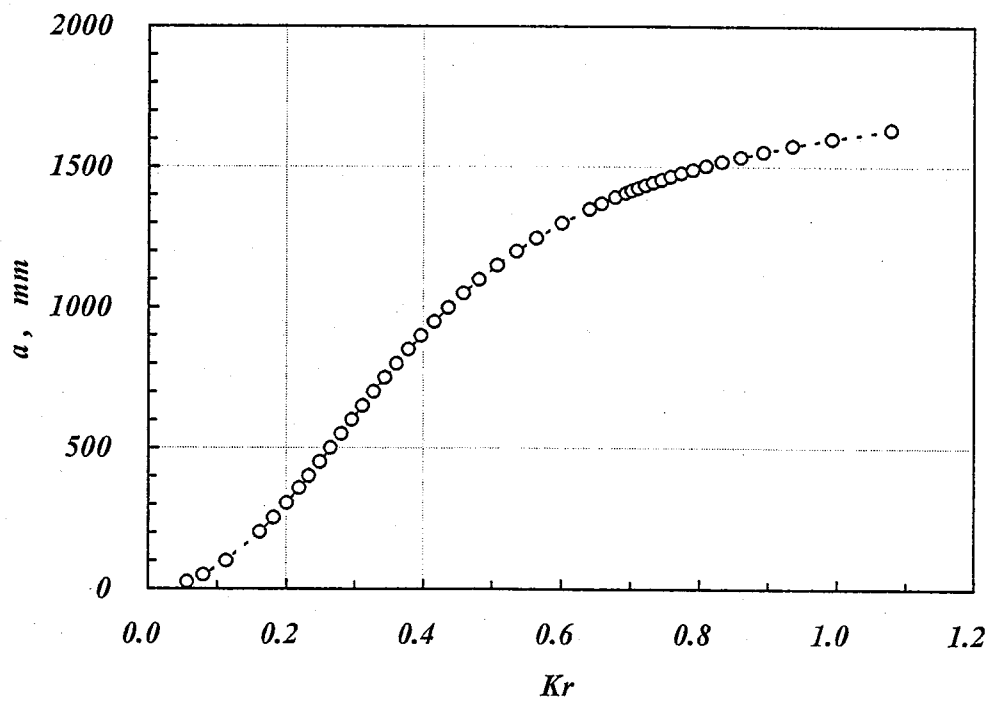


(b) Relationship between  $Kr$  and crack length

Fig.4.10 Failure assessment for elbow made of HCM12A-aging subjected to manual trip

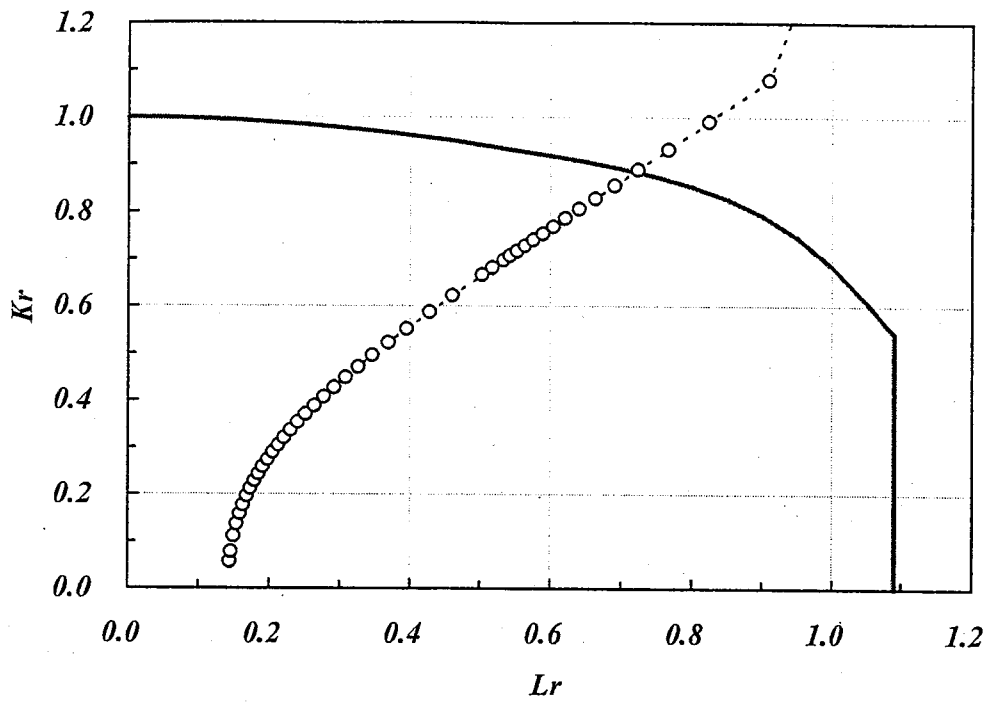


(a) FAD

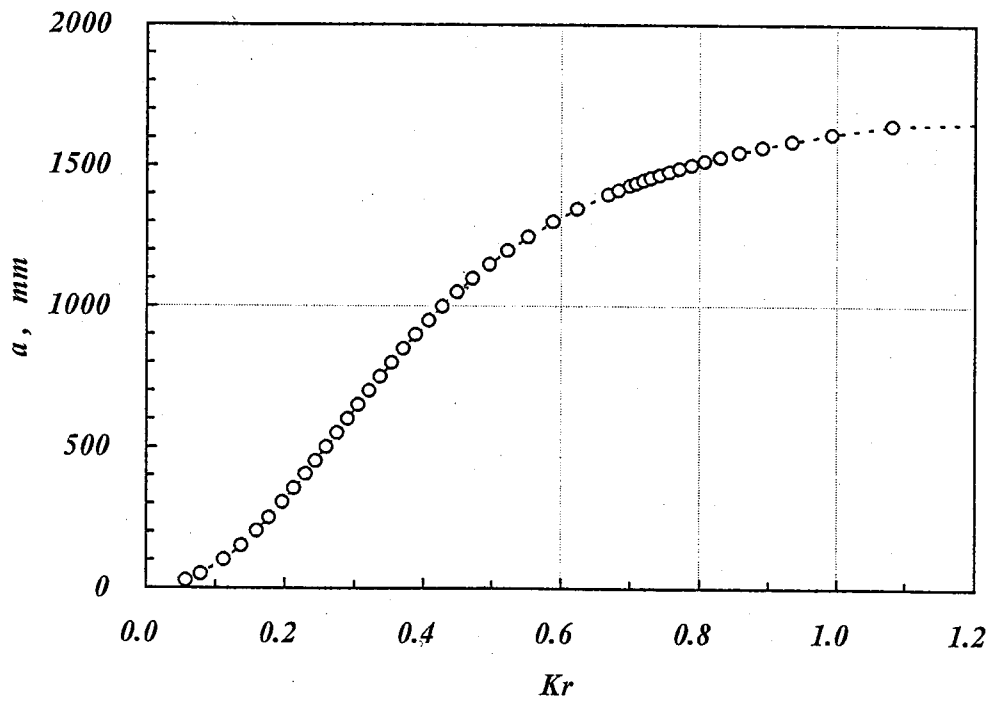


(b) Relationship between  $Kr$  and crack length

Fig.4.11 Failure assessment for elbow made of HCM12A-aging subjected to pump stick

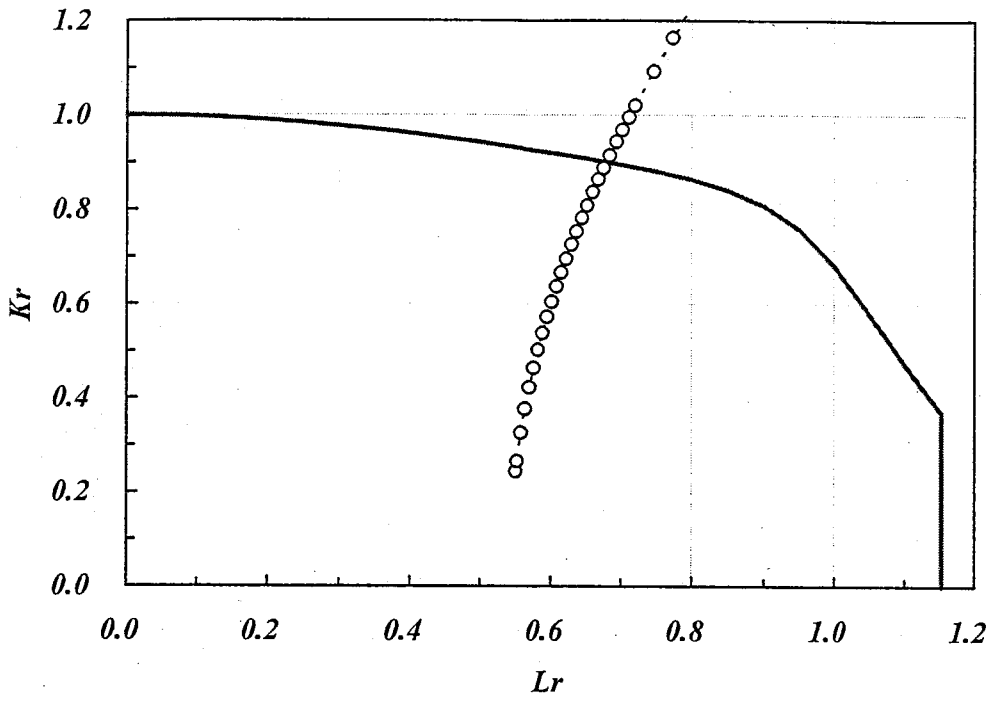


(a) FAD

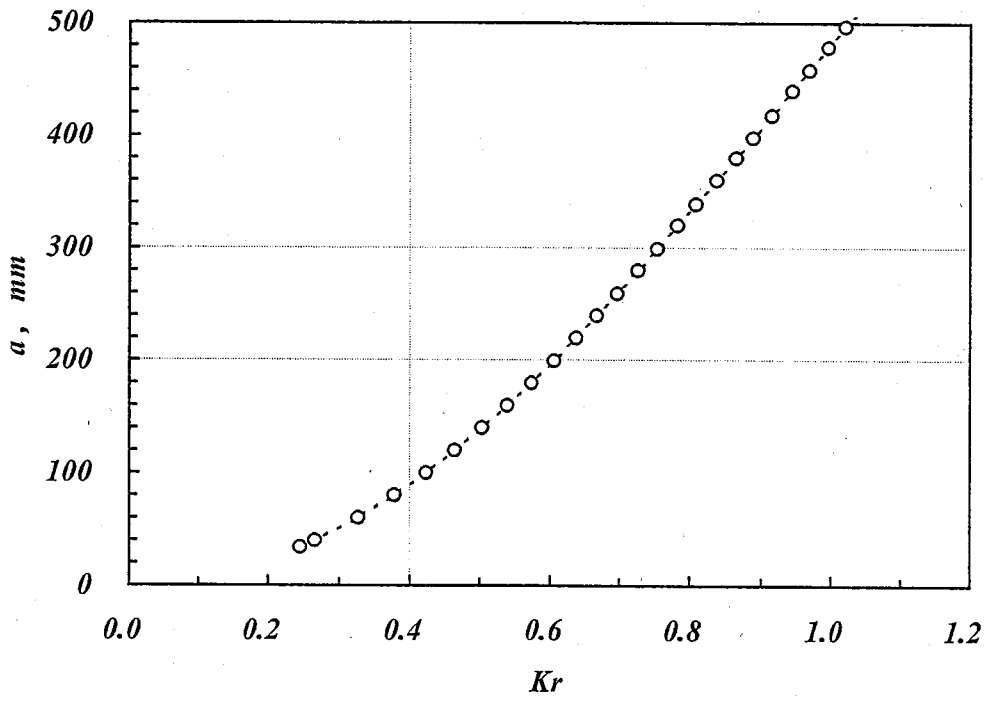


(b) Relationship between  $Kr$  and crack length

Fig.4.12 Failure assessment for elbow made of HCM12A-aging subjected to power loss

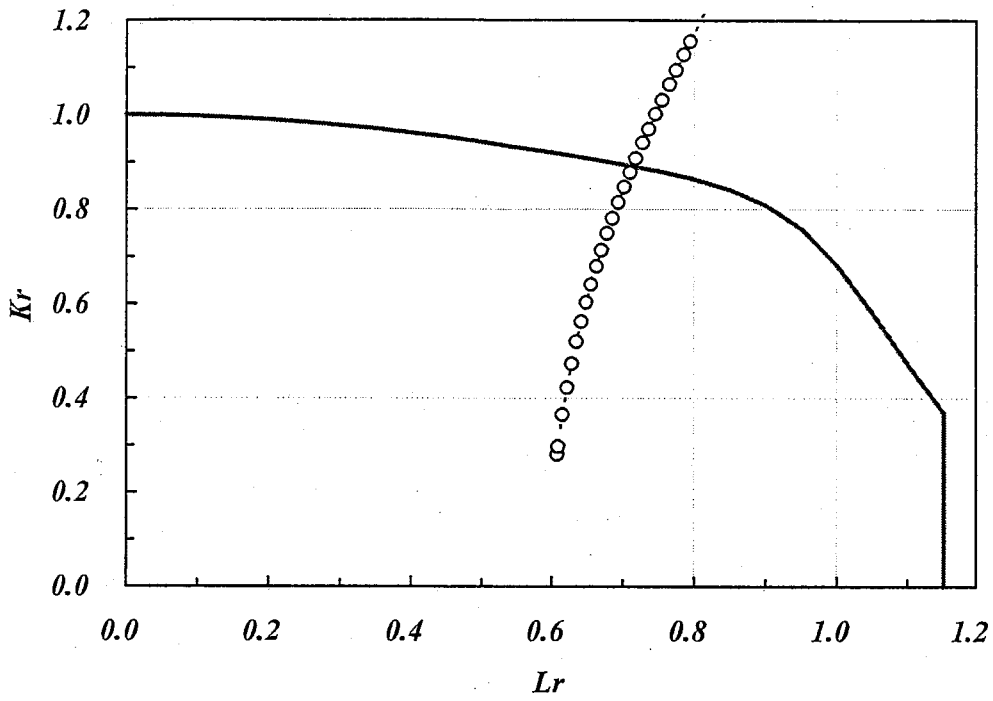


(a) FAD

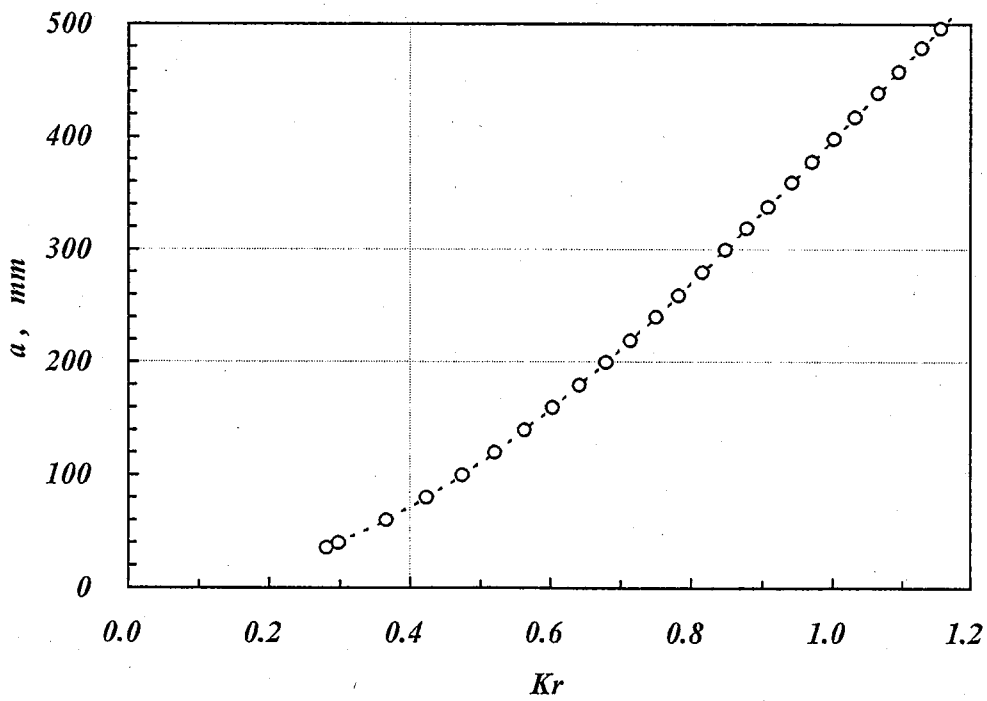


(b) Relationship between  $Kr$  and crack length

Fig.4.13 Failure assessment for Y-piece made of HCM12A subjected to manual trip

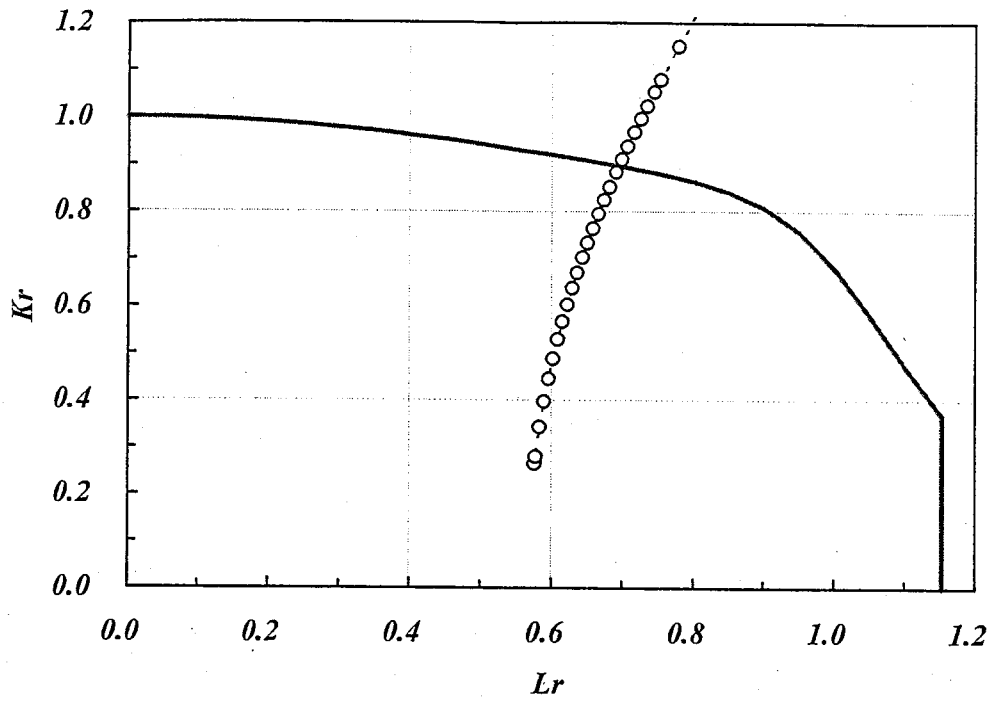


(a) FAD

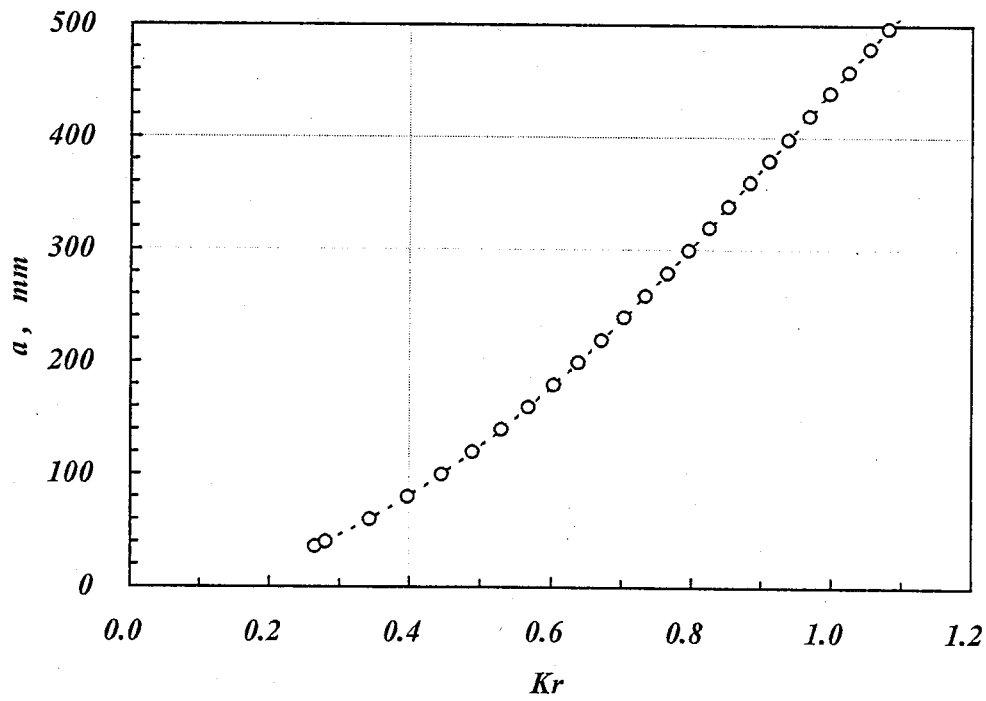


(b) Relationship between  $Kr$  and crack length

Fig.4.14 Failure assessment for Y-piece made of HCM12A subjected to pump stick



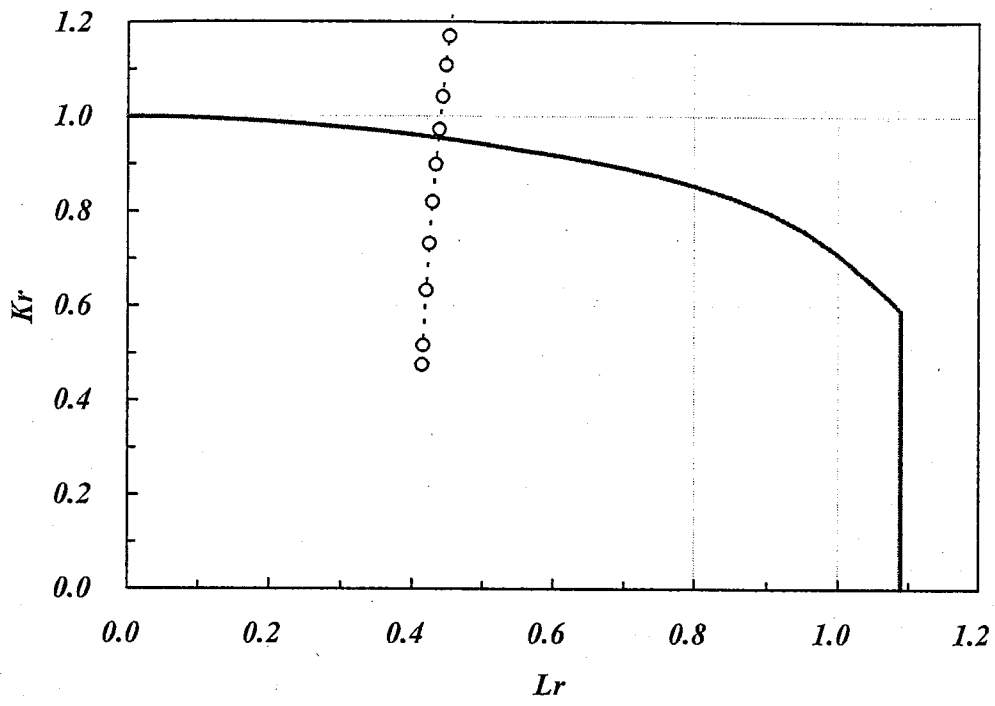
(a) FAD



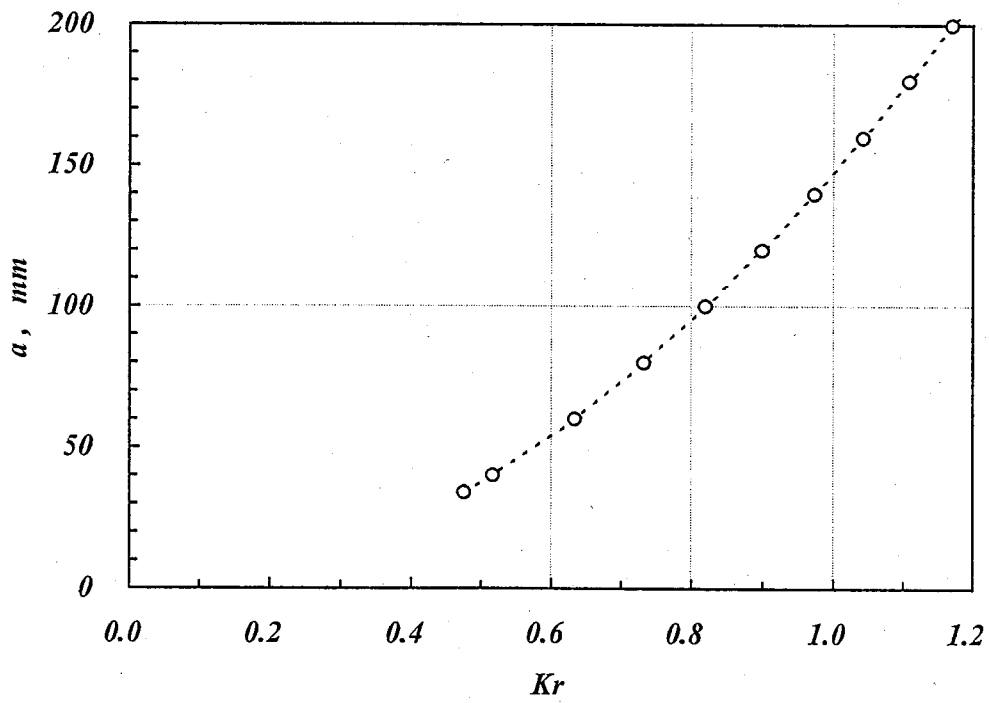
(b) Relationship between  $Kr$  and crack length

Fig.4.15 Failure assessment for Y-piece made of HCM12A subjected to power loss



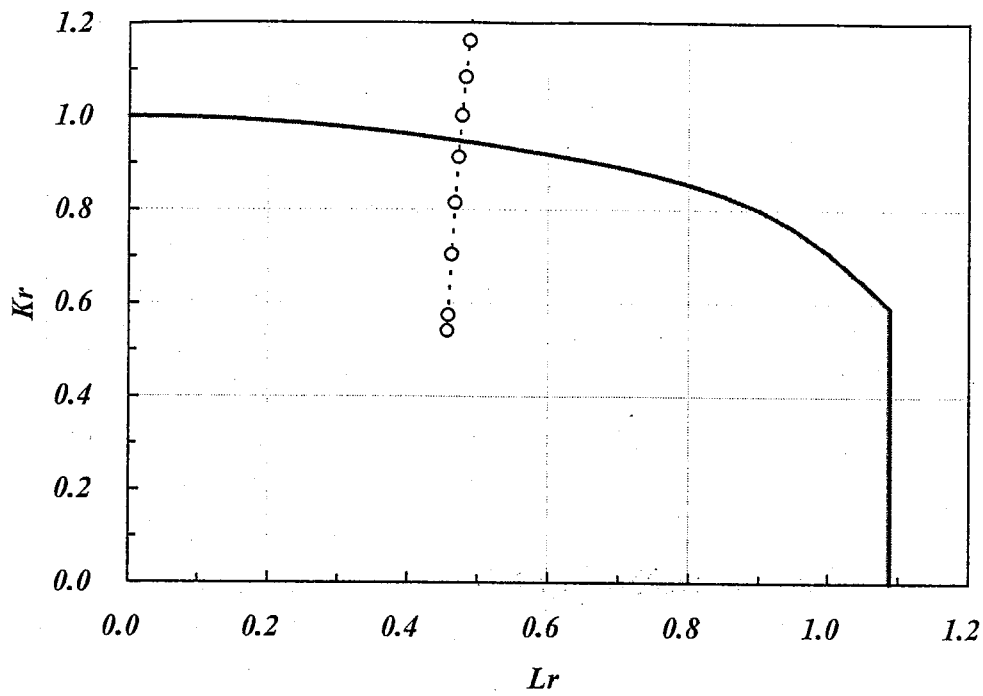


(a) FAD

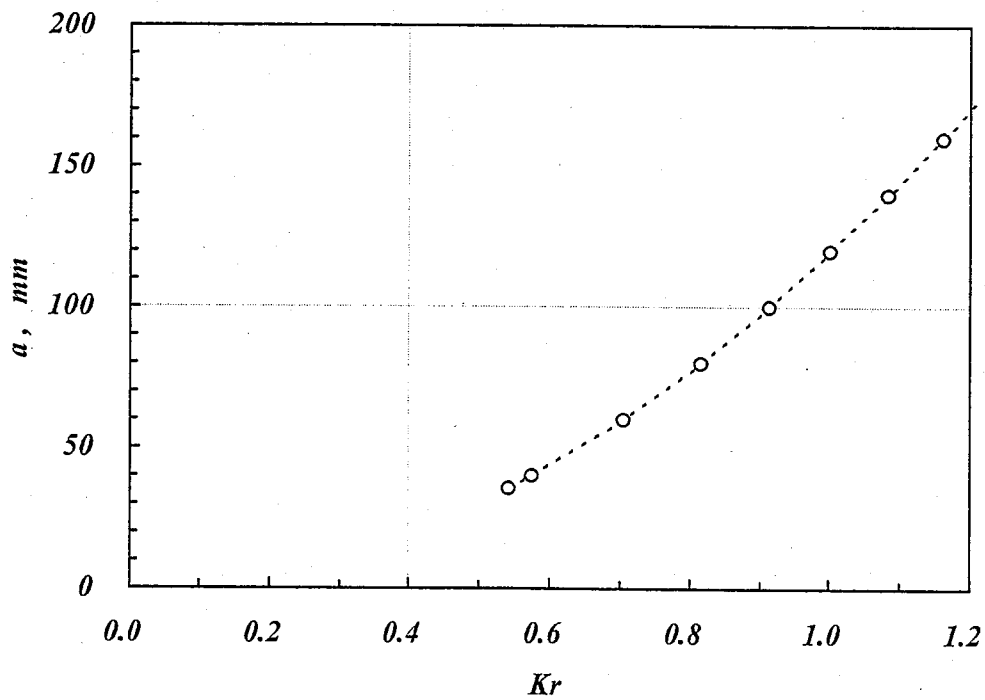


(b) Relationship between  $Kr$  and crack length

Fig.4.16 Failure assessment for Y-piece made of HCM12A-2001 subjected to manual trip

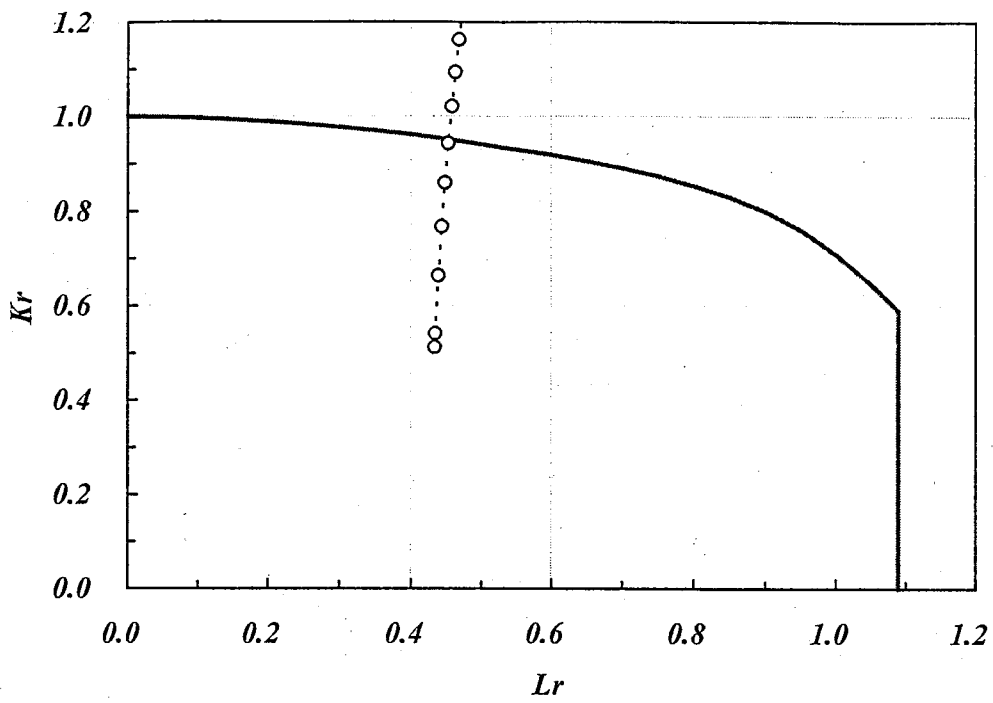


(a) FAD

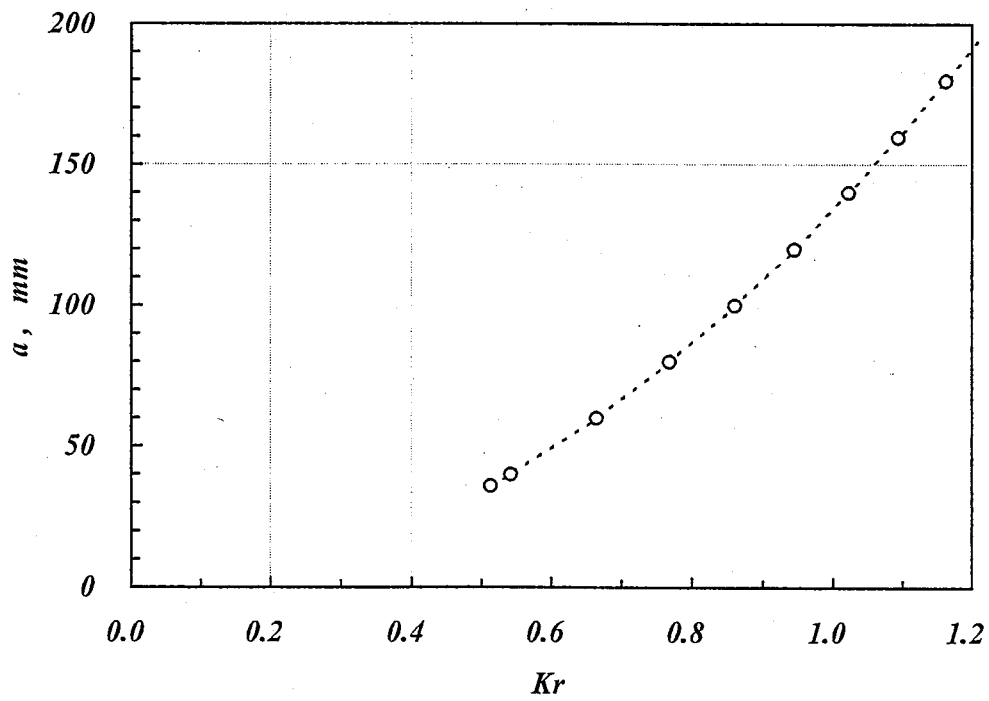


(b) Relationship between  $Kr$  and crack length

Fig.4.17 Failure assessment for Y-piece made of HCM12A-2001 subjected to pump stick

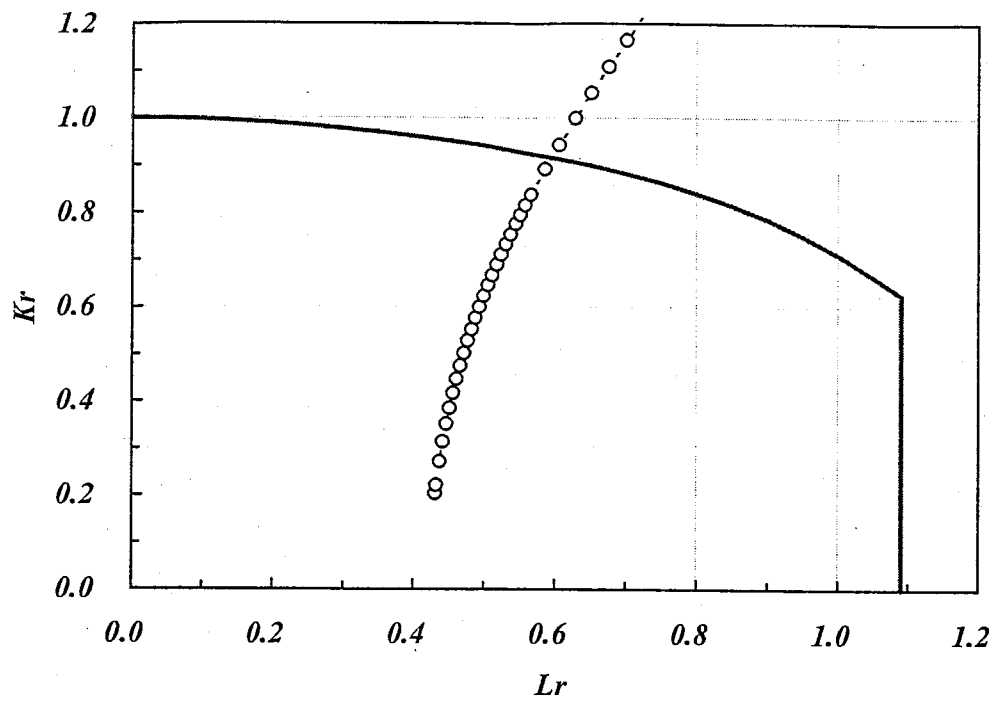


(a) FAD

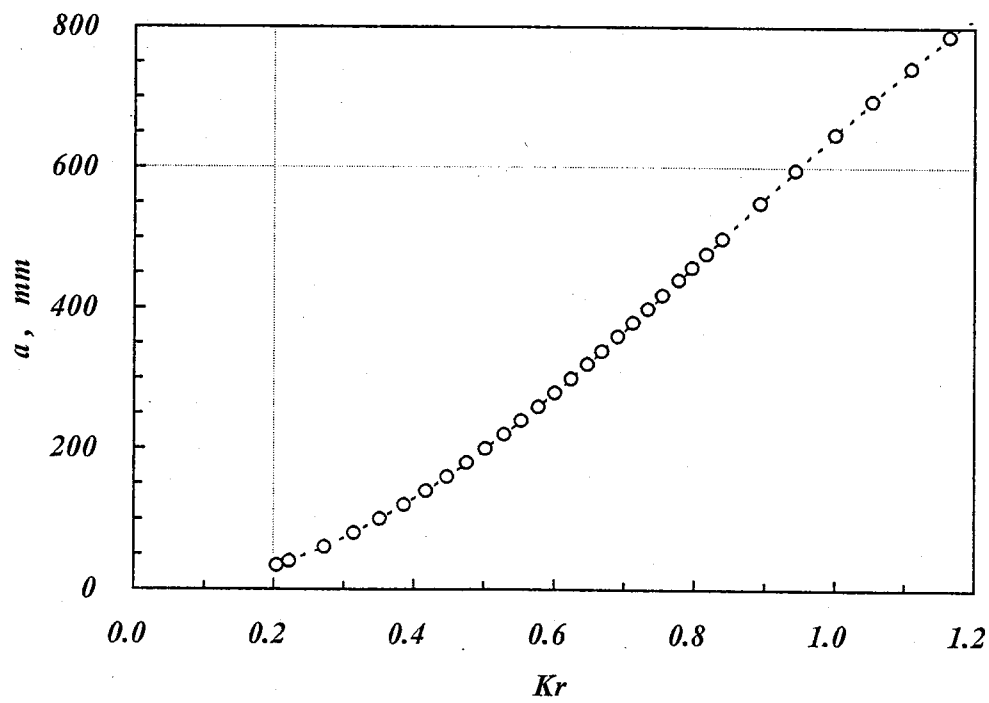


(b) Relationship between  $Kr$  and crack length

Fig.4.18 Failure assessment for Y-piece made of HCM12A-2001 subjected to power loss

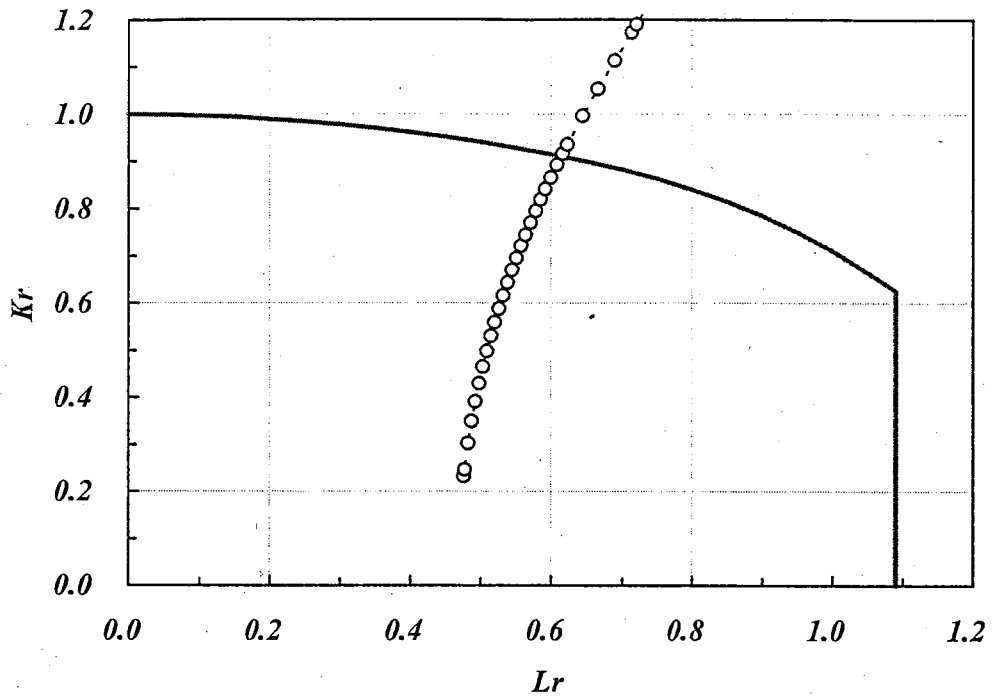


(a) FAD

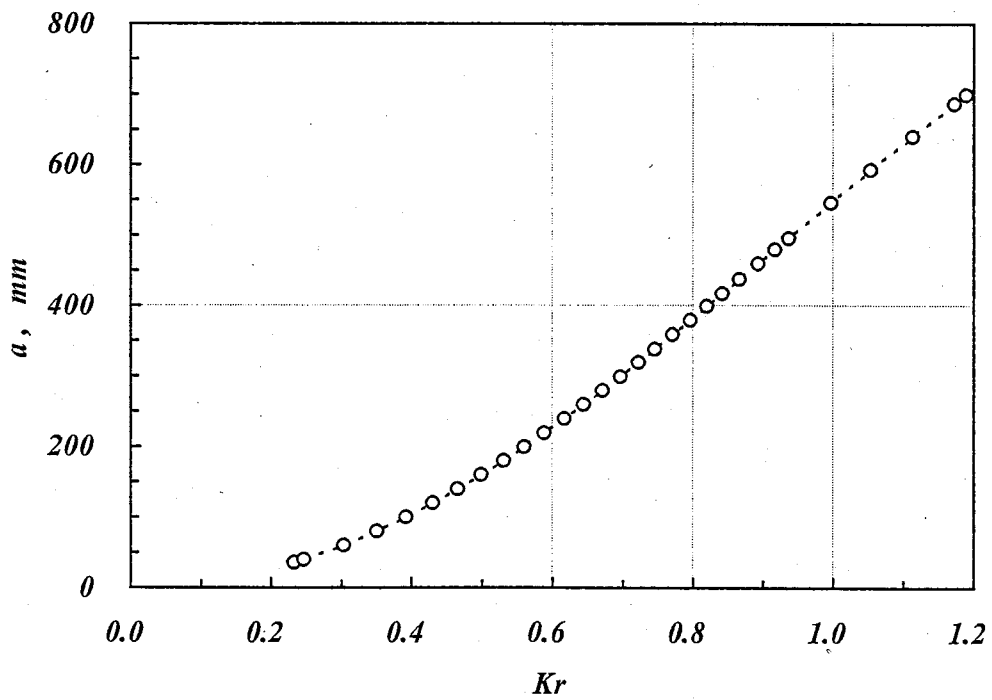


(b) Relationship between  $Kr$  and crack length

Fig.4.19 Failure assessment for Y-piece made of FCR12 subjected to manual trip

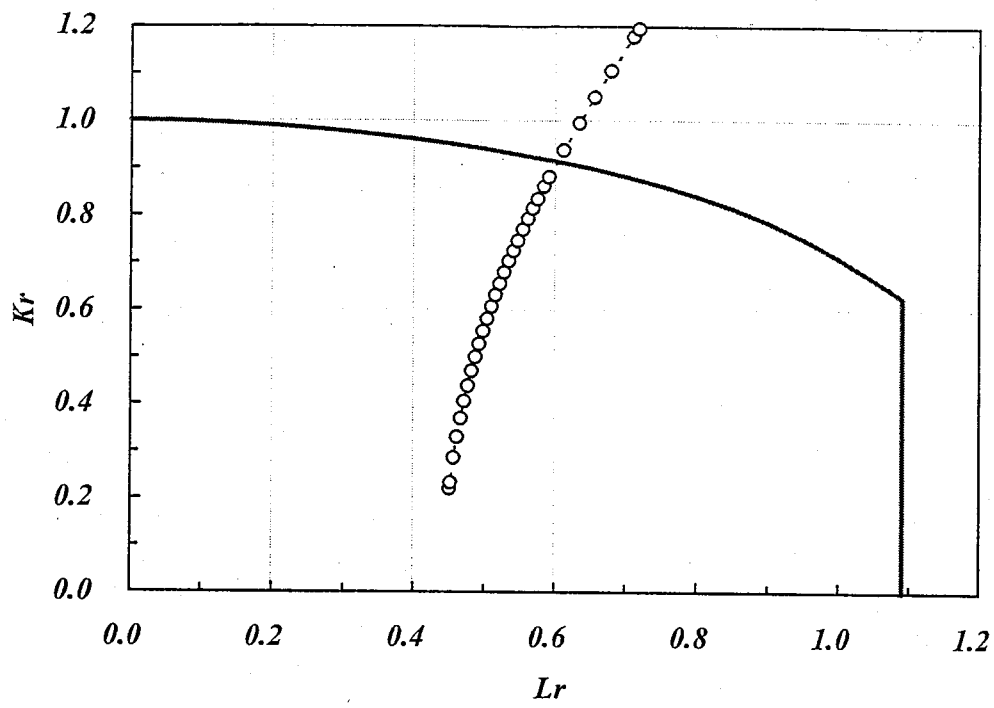


(a) FAD

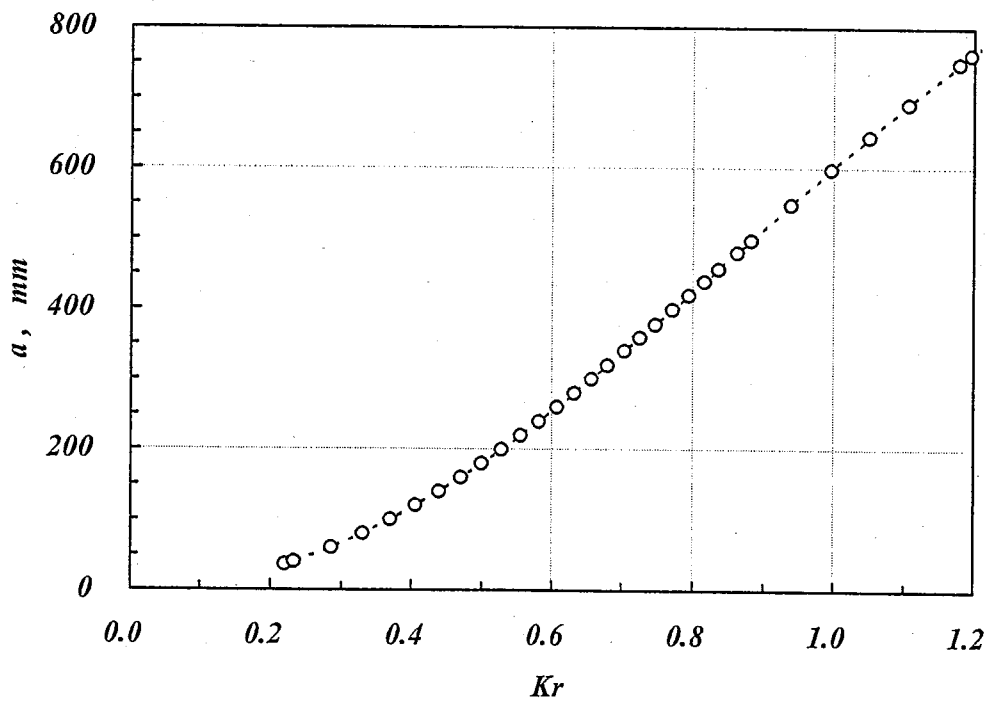


(b) Relationship between  $Kr$  and crack length

Fig.4.20 Failure assessment for Y-piece made of FCR12 subjected to pump stick

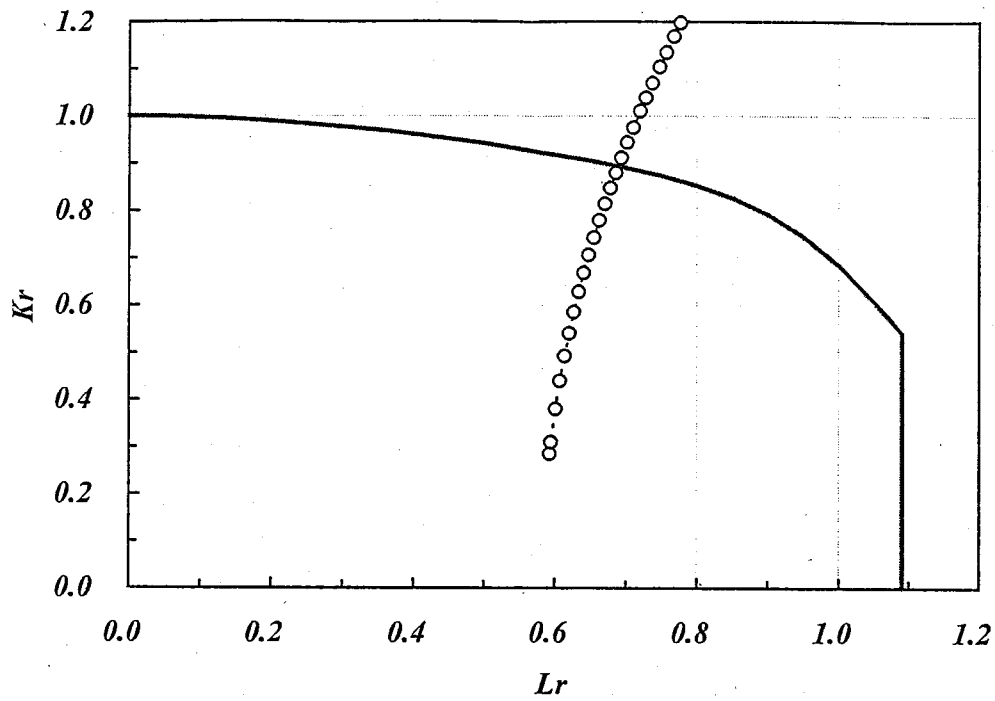


(a) FAD

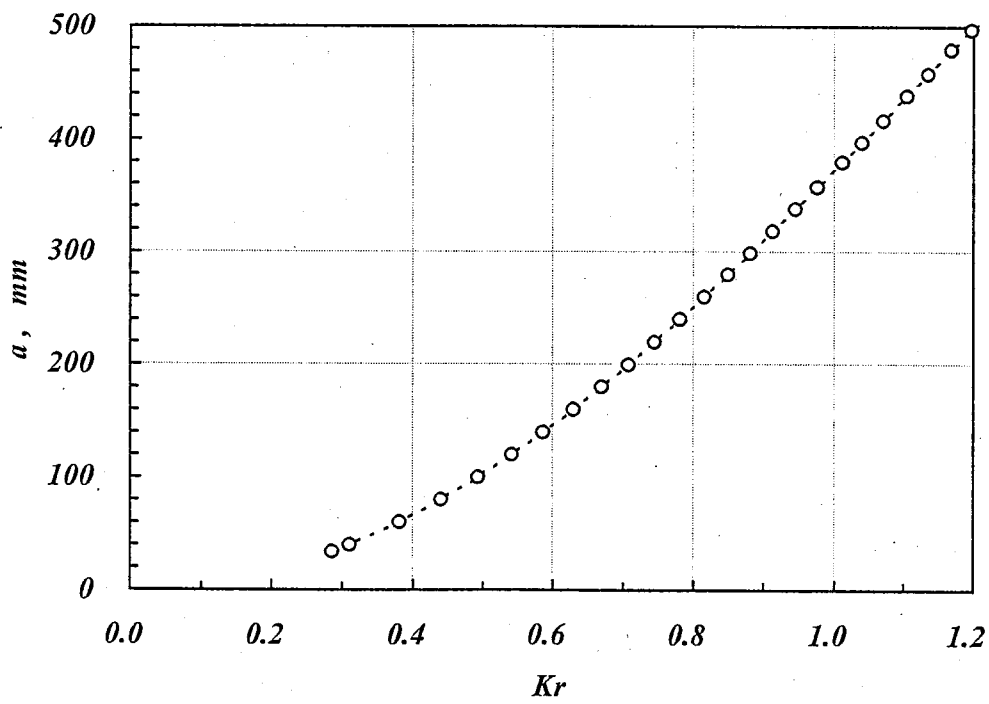


(b) Relationship between  $K_r$  and crack length

Fig.4.21 Failure assessment for Y-piece made of FCR12 subjected to power loss

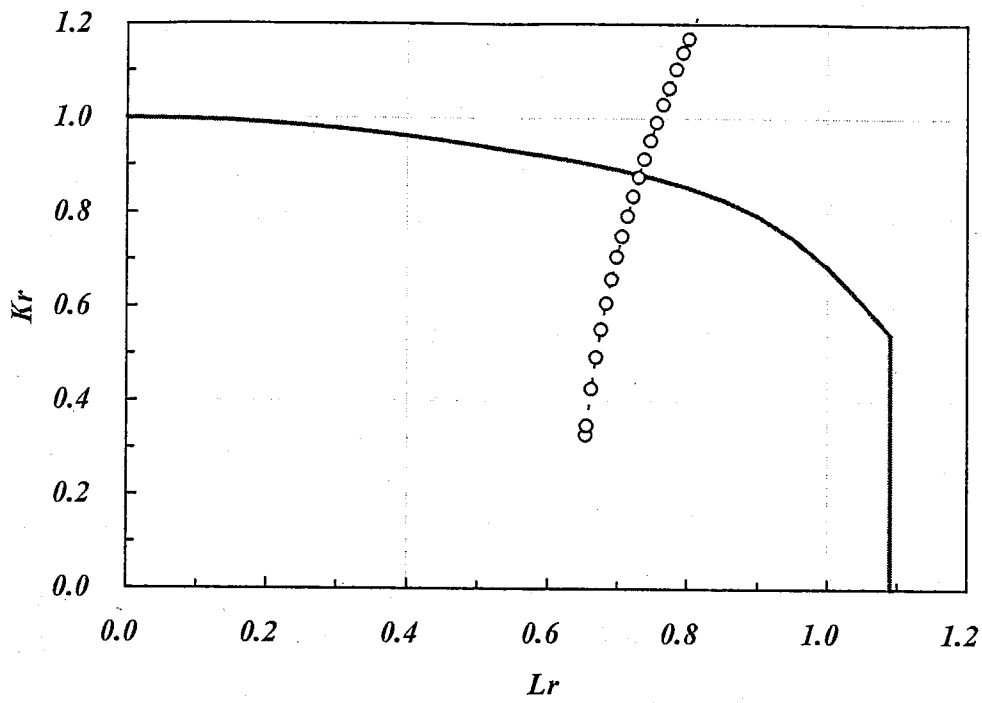


(a) FAD

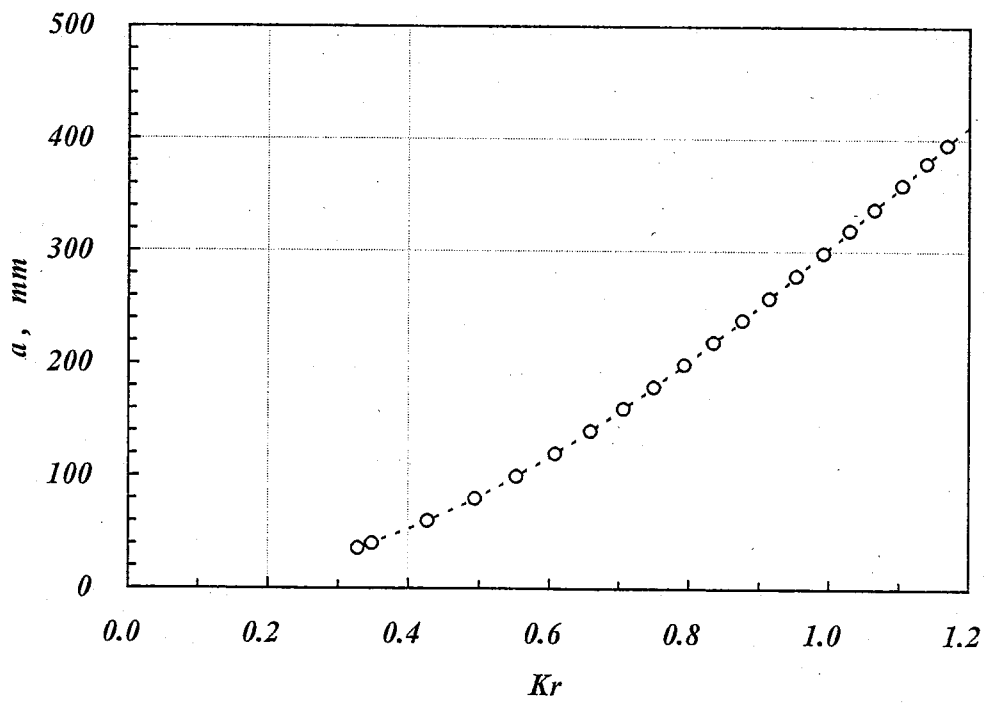


(b) Relationship between  $Kr$  and crack length

Fig.4.22 Failure assessment for Y-piece made of HCM12A-aging subjected to manual trip



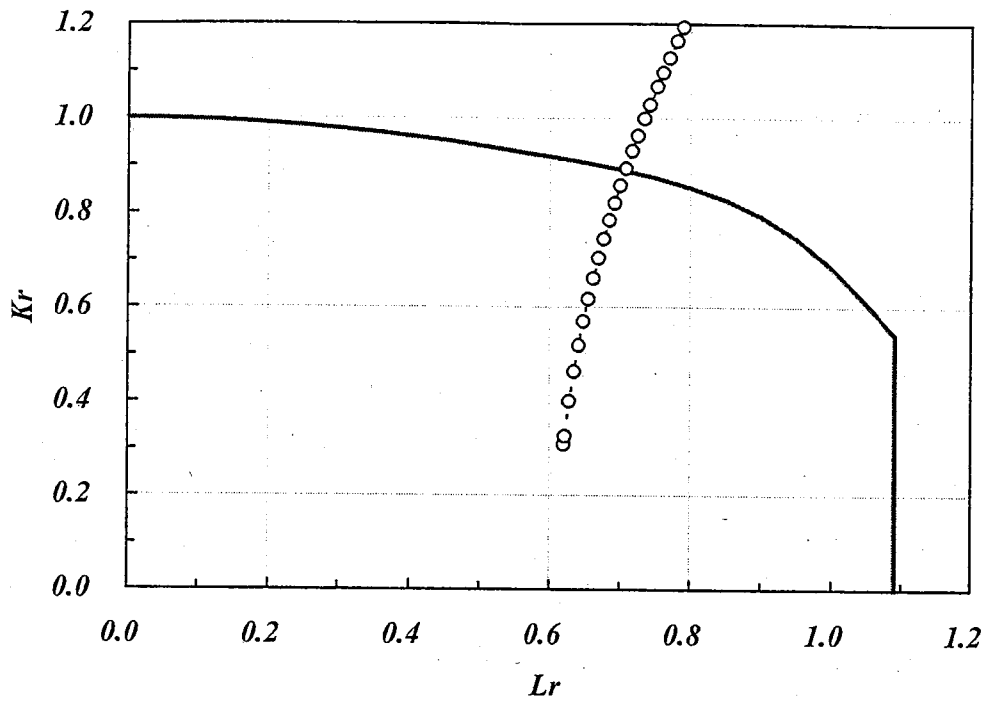
(a) FAD



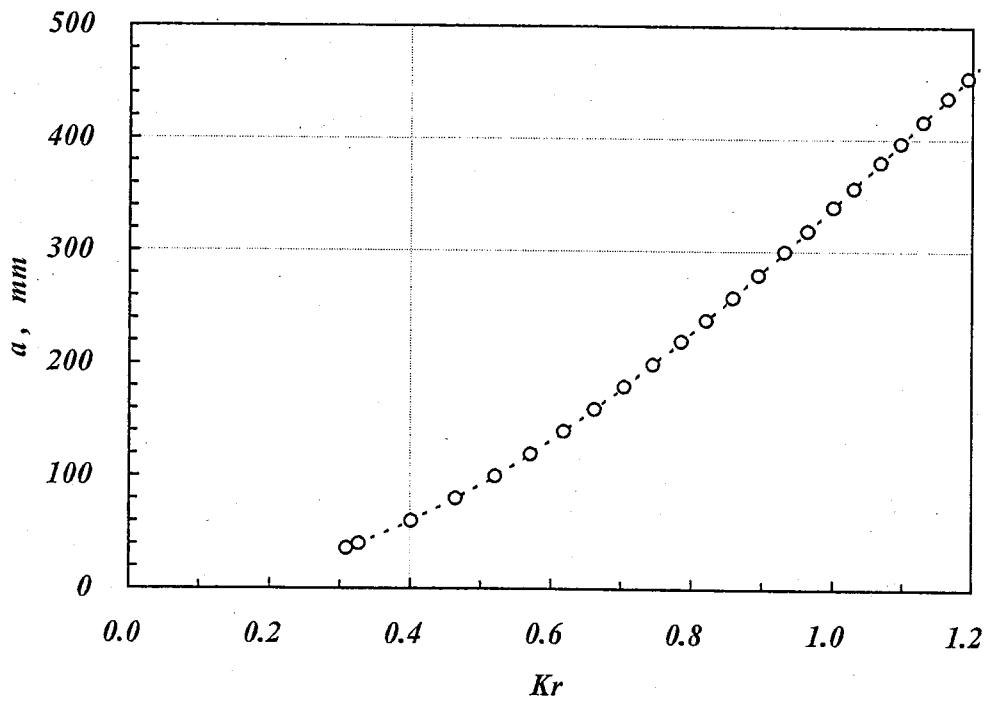
(b) Relationship between  $Kr$  and crack length

Fig.4.23 Failure assessment for Y-piece made of HCM12A-aging subjected to pump stick



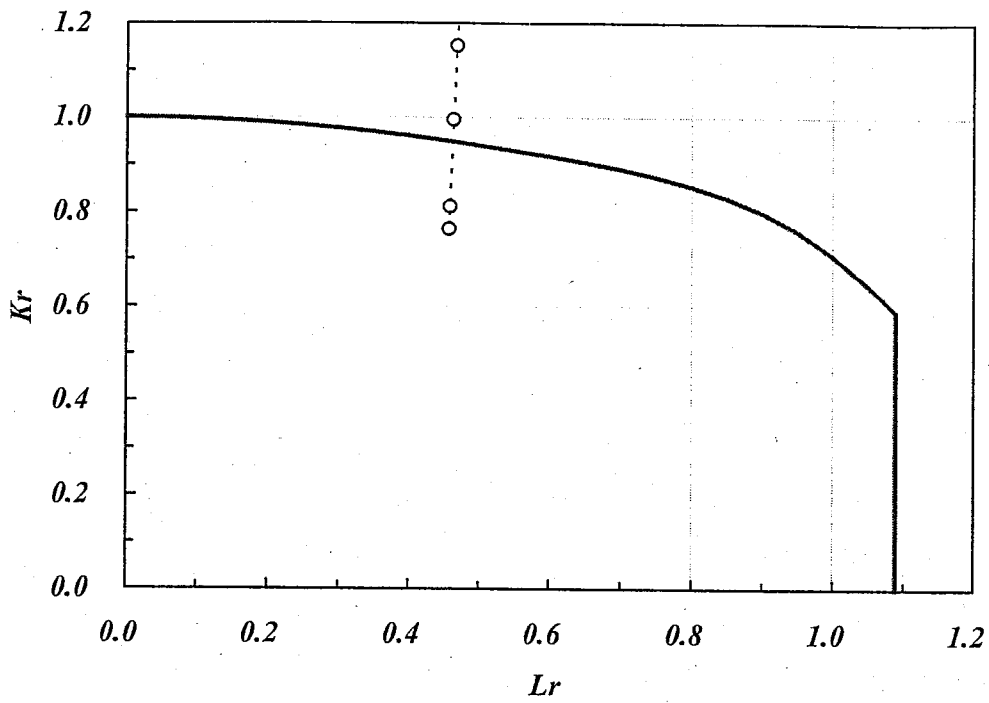


(a) FAD

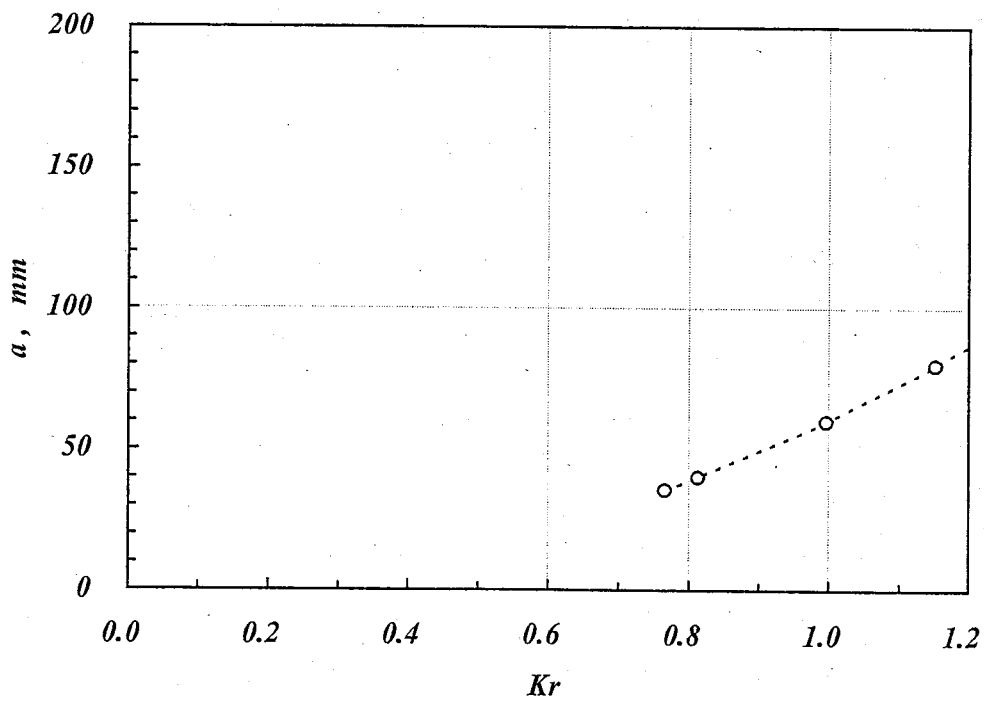


(b) Relationship between  $Kr$  and crack length

Fig.4.24 Failure assessment for Y-piece made of HCM12A-aging subjected to power loss



(a) FAD



(b) Relationship between  $Kr$  and crack length

Fig.4.25 Pessimistic failure assessment for Y-piece made of HCM12A-2001 subjected to power loss

## 5. 結論

12Cr 鋼の高温破壊靱性試験を実施した。その結果、一部の鋼種を除いて平面ひずみ条件が満足されず、材料固有の破壊靱性値を得ることはできなかったが、傾向としては Mod.9Cr-1Mo 鋼に比較してやや低い靱性を有することが確認された。また、HCM12A の 600°C×6000 時間熱時効材の結果を見る限り、12Cr 鋼の破壊靱性値に及ぼす熱時効の影響は、Mod.9Cr-1Mo 鋼のそれに比較して小さかった。

高温破壊靱性試験で得られた破壊靱性データを基に、R6 法オプション 2 を参照した破壊評価を試行した結果、今回想定した条件においては、き裂貫通時点において 12Cr 鋼製配管が急速不安定破壊することはなく、また、貫通後にき裂が成長したとしても、急速不安定破壊に対応する不安定限界き裂長さは漏えい検出可能き裂長さよりも十分大きいことが示された。

なお、上記の破壊評価は、1 本の試験データに基づいて実施されたことから、材料のばらつきを考慮するために、破壊靱性を 50%小さく仮定して実施したが、その場合の不安定限界き裂長さも、漏えい検出き裂長さよりも大きいことが示された。

また、本検討では、応力拡大係数解が整備されていないことから、軸方向き裂を有するエルボの破壊評価は実施できなかった。しかし、エルボ横腹部で周方向曲げ応力が卓越することがわかっていることから、当該箇所の貫通き裂に対する応力拡大係数解に関する調査をしたうえで、当該き裂を想定した同様の破壊評価を実施する必要があると考えられる。

## 6. 謝辞

供試材の引張特性データに関し、HCM12A-時効の高温引張試験にあたっては、大洗工学センター要素技術開発部新技術開発試験グループ・小高進氏および同グループ所属常陽産業株式会社・鈴木高一氏の全面的な協力を得ました。また、その他の供試材については、株式会社日立製作所・祐川正之氏および三菱重工

業株式会社・伊達新吾氏から、引張特性データを提供いただきました。ここに記して謝意を表します。

## 7. 参考文献

- 【1】 HCM12A 鋼材料強度基準暫定試案（案）、(株)日立製作所・三菱重工業(株)、平成 12 年 9 月 27 日。
- 【2】 解説 HCM12A 鋼材料強度基準暫定試案、(株)日立製作所・三菱重工業(株)、平成 12 年 9 月 27 日。
- 【3】 Yoo, Yeon-Sik、 “LBB Assessment on Ferrite Piping Structure of Large Scale LMFR”、ASME Annual Meeting (Aug./2002, Vancouver).
- 【4】 Drubay, B.、 “A16:Guide for Defect Assessment and Leak before Break Analysis (3<sup>rd</sup> draft)” (31/Dec./1995) .
- 【5】 ASTM E813(1989)
- 【6】 国尾ほか、「破壊力学実験法」 (1984 年、朝倉書店)。
- 【7】 Milne, I. et al.、 “Assessment of the Integrity of Structures containing Defects - Revision 3”、Central Electricity Generating Board (1991) .
- 【8】 Zahoor, H.、 “Closed Form Expression for Fracture Mechanics Analysis of Cracked Pipes”、Journal of PVP、Vol.107(1985)、p.203-205.
- 【9】 白鳥正樹、影響関数法による応力拡大係数の解析、日本機械学会 (No.900-2) 表面き裂—その解析と評価—講習会教材 (1990.01.17, 東京) .
- 【10】 若井、青砥、「高速増殖大型炉機器・配管に対する欠陥評価指針の検討 (その 1) —クリープ疲労き裂進展評価手法の整備— (研究報告)」、2000 年 6 月、JNC TN9400 2001-078.