

W調整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評価

(研 究 報 告)

2004年2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)

2004

W 調整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評価

(研究報告)

若井隆純*、青砥紀身*

要 旨

高速炉の実用化に向けて、経済性向上の一方策として、高温強度と熱的特性がバランスよく優れる 12Cr 系鋼を主要構造材料として採用することが検討されている。本研究では、高速炉適用 12Cr 鋼候補仕様材であるタングステン (W) 無添加および W 中添加の 12Cr 鋼の高温破壊靱性試験を実施し、それらの結果を用いて、同鋼製高速炉配管要素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 の提案する 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) W 無添加および W 中添加の 12Cr 鋼の高温破壊靱性試験を、ASTM E-813 に準拠して実施した。その結果、W 無添加 12Cr 鋼では平面ひずみ条件が満足されず、材料固有の破壊靱性値が取得されなかったが、W 中添加 12Cr 鋼では材料固有の破壊靱性値が取得された。また、これらの値は、昨年度取得された値よりもいずれも約 40%小さかった。
- (2) ナトリウム冷却大型炉の応力の厳しい部位に周方向き裂を想定し、R6 法を参照した破壊評価を行った結果、今回破壊靱性試験を実施した 2 種類の 12Cr 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。
- (3) (1)で述べた昨年度の数値を含めたばらつきを考慮し、データの 99%信頼下限を採用した保守的な破壊評価も同様に実施したが、その場合の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。

*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 a W-free and a Medium W 12Cr Steels
at Elevated Temperature and Failure Assessments
of the FBR Piping Elements made of the Steels**

(Research Document)

T.Wakai*, K.Aoto*

Abstract

A series of fracture toughness tests is conducted at elevated temperature for a tungsten(W)-free and a medium W 12% chromium(Cr) steels, which can be candidates of the structural materials of the large scale sodium cooled fast breeder reactor (FBR). 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 tests for the W-free and the med.-W 12%Cr steel are performed according to ASTM E813 procedure at 550°C. The fracture toughness as the material characteristics could not be obtained for the W-free 12Cr steel, but it could be obtained for the med-W 12Cr steel. These values are smaller than those obtained in FY2002.
- ii) 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 FBR, the evaluated critical crack length of the 12%Cr steel pipe is much larger than the detectable crack length under the estimated conditions.
- iii) Accounting for the data dispersion, conservative failure assessment is also performed referring the R6 method. Even if the 99% lower bound value is adopted as fracture toughness, the evaluated critical crack length of the 12%Cr steel pipe is much larger than the detectable crack length under the estimated conditions.

*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	2
2.3 想定き裂	3
2.4 荷重条件	3
3. 高温破壊靱性試験	9
3.1 試験方法	9
3.2 試験結果	10
3.3 データのばらつきに関する考察	10
4. 破壊評価	26
4.1 R6法の概要	26
4.2 破壊評価線図	26
4.3 パラメータ K_r の算出	26
4.4 パラメータ L_r の算出	27
4.5 限界き裂長さ c_{cr} の算出	28
4.6 データのばらつきを考慮した保守的な破壊評価	29
5. 結言	44
6. 謝辞	45
7. 参考文献	46

List of Tables

Table 2.1	Chemical compositions of the materials	4
Table 2.2	Heat treatment conditions of the materials	4
Table 2.3	Tensile properties of the materials at 550°C	5
Table 2.4	Crack length referred in the failure assessment	6
Table 2.5	Stress components used in the failure assessment	6
Table 3.1	Results of fracture toughness test for 12%Cr steels at 550°C	13
Table 3.2	Results of Vicker's hardness test of Med.-W 12Cr steel	13
Table 4.1	Critical crack length obtained from the failure assessments	30

List of Figures

Fig. 2.1	Stress-strain curve of W-free 12Cr steel at 550°C	7
Fig. 2.2	Stress-strain curve of Med.-W 12Cr steel at 550°C	7
Fig. 2.3	Shape and dimensions of the assessment parts	8
Fig. 2.4	FEM analysis model	8
Fig. 3.1	Shape and dimensions of the CT specimens for fracture toughness tests	14
Fig. 3.2	Load-displacement curve and compliance curve of W-free 12Cr steel at 550°C	15
Fig. 3.3	Load-displacement curve and compliance curve of Med.-W 12Cr steel at 550°C	18
Fig. 3.4	J- Δa curve of W-free 12Cr steel at 550°C	21
Fig. 3.5	J- Δa curve of Med.-W 12Cr steel at 550°C	23
Fig. 3.6	Microstructure of Med.-W 12Cr steel	25
Fig. 4.1	Failure assessment for Elbow made of W-free 12Cr steel subjected to manual trip	31
Fig. 4.2	Failure assessment for Elbow made of W-free 12Cr steel subjected to pump stick	32
Fig. 4.3	Failure assessment for Elbow made of W-free 12Cr steel subjected to power loss	33
Fig. 4.4	Failure assessment for Y-piece made of W-free 12Cr steel subjected to manual trip	34
Fig. 4.5	Failure assessment for Y-piece made of W-free 12Cr steel subjected to pump stick	35
Fig. 4.6	Failure assessment for Y-piece made of W-free 12Cr steel subjected to power loss	36
Fig. 4.7	Failure assessment for Elbow made of Med.-W 12Cr steel subjected to manual trip	37
Fig. 4.8	Failure assessment for Elbow made of Med.-W 12Cr steel subjected to pump stick	38

Fig. 4.9	Failure assessment for Elbow made of Med.-W 12Cr steel subjected to power loss	39
Fig. 4.10	Failure assessment for Y-piece made of Med.-W 12Cr steel subjected to manual trip	40
Fig. 4.11	Failure assessment for Y-piece made of Med.-W 12Cr steel subjected to pump stick	41
Fig. 4.12	Failure assessment for Y-piece made of Med.-W 12Cr steel subjected to power loss	42
Fig. 4.13	Pessimistic failure assessment for Elbow made of Med.-W 12Cr steel subjected to pump stick	43

1. 緒言

高速炉の実用化に向けて、高温強度と熱的特性がバランスよく優れる 12Cr 鋼を主要構造材料として採用することにより配管の短縮化・物量削減が可能となり、設計自由度や経済性を向上させることが期待されている。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いることから、高速炉構造材料に適用するにあたって、熱処理条件や添加元素に関する検討を行って、それらの性質を改善しようとする試みがなされている【1、2】。それらの研究において、既存の火力用 12Cr 鋼に高温強度向上を目的として添加されているタングステン (W) の量を調整することにより延性、靱性を改良する方向性が示されつつある。そこで、本研究では、W 添加量を調整した 2 種類の 12Cr 鋼に対する高温破壊靱性試験を実施し、その結果を既に得られている種々の材料の破壊靱性と比較した。さらに、英国 CEBG 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行い、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) W 無添加 12Cr 鋼 (以下、「W-free 12Cr」と呼ぶ。)
- (2) W 中添加 12Cr 鋼 (以下、「Med.-W 12Cr」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℃におけるそれらを **Table 2.3** に示す。これらの材料の 550℃における応力-ひずみ関係式は、550℃におけるそれぞれの材料の引張試験で得られた真応力-真ひずみ関係を Ranberg-Osgood 式で近似することにより定めた。これらの材料

の 550℃における引張試験で得られた真応力－真ひずみ応力ひずみ曲線を Fig.2.1～2.2 に示す。式の係数および指数は、以下のとおりである。

① W-free 12Cr (Ramberg-Osgood 式近似)

$$E = 152,000 \text{ (MPa)}$$

$$\sigma_y = 398.5 \text{ (MPa)}$$

$$\alpha = 0.91$$

$$n = 8.9$$

② Med.-W 12Cr (Ramberg-Osgood 式近似)

$$E = 156,800 \text{ (MPa)}$$

$$\sigma_y = 478.5 \text{ (MPa)}$$

$$\alpha = 0.68$$

$$n = 8.4$$

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、大洗工学センターを中心に進められている高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究（以下、「FS」という。）において検討されているナトリウム冷却炉大型炉の配管を対象に、破壊評価を行った。評価対象部位としては、応力条件の厳しい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.2.3 に示す。これらの配管の寸法は以下のとおりである【4】。

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、エルゴ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【4】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 Yoo による FINAS を用いた有限要素解析結果【4】を参照した。有限要素解析モデルを **Fig.2.4** 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【5】。

Table 2.1 Chemical compositions of the materials

	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	W	Cu	V	Nb	N	B
W-free 12Cr	0.14	0.07	0.51	0.009	0.001	0.60	10.3	1.45	<0.01	-	0.17	0.050	0.040	-
Med.-W 12Cr	0.12	<0.01	0.48	0.005	0.005	0.71	10.2	1.20	0.35	0.02	0.20	0.058	0.027	-

Table 2.2 Heat treatment conditions of the materials

	Thickness (mm)	Normalizing		Tempering							
		Temp. (°C)	Time (h)								
W-free 12Cr	30.0	1,090	34OQ	550	37FC	665	47FC	700	30FC	740	4FC
Med.-W 12Cr	30.0	1,050	1AC	720	2AC						

* OQ=Oil Quenching, FC=Furnace Cooling, AC=Air Cooling

Table 2.3 Tensile properties of the materials at 550°C

Material	σ_y (MPa)	σ_u (MPa)	σ_f (MPa)	E (MPa)	Poisson's Ratio ν	Stress-Strain Curve
W-free 12Cr	398.5 [2]	454.5 [2]	426.5 *	152,000 [2]	0.306 [1]	Fig.2.2 [2]
Med.-W 12Cr	478.5 [3]	562.5 [3]	520.5 *	156,800 [3]	0.306 [1]	Fig.2.3 [3]

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

[1] : Ref. [3]

[2] : MHI co.ltd. domestic data

[3] : Hitachi co.ltd. domestic data

Table 2.4 Crack length referred in the failure assessment

	Crack length at wall-through-penetration						Detectable crack length C_{det} (mm (deg.))	
	C_{pene} (mm (deg.))							
	Manual Trip		Power Loss		Pump Stick			
Elbow	25.0	(2.3)	24.8	(2.3)	26.7	(2.5)	31.0	(2.9)
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	2.0	12.3	13.5	12.6	2.8	4.0	2.9	1.7	20.0
Y-Piece	3.5	157.0	176.0	165.4	122.4	154.1	129.0	2.4	20.0

※ Safety factors : ×1.5 for primary stresses

×1.1 for secondary stresses

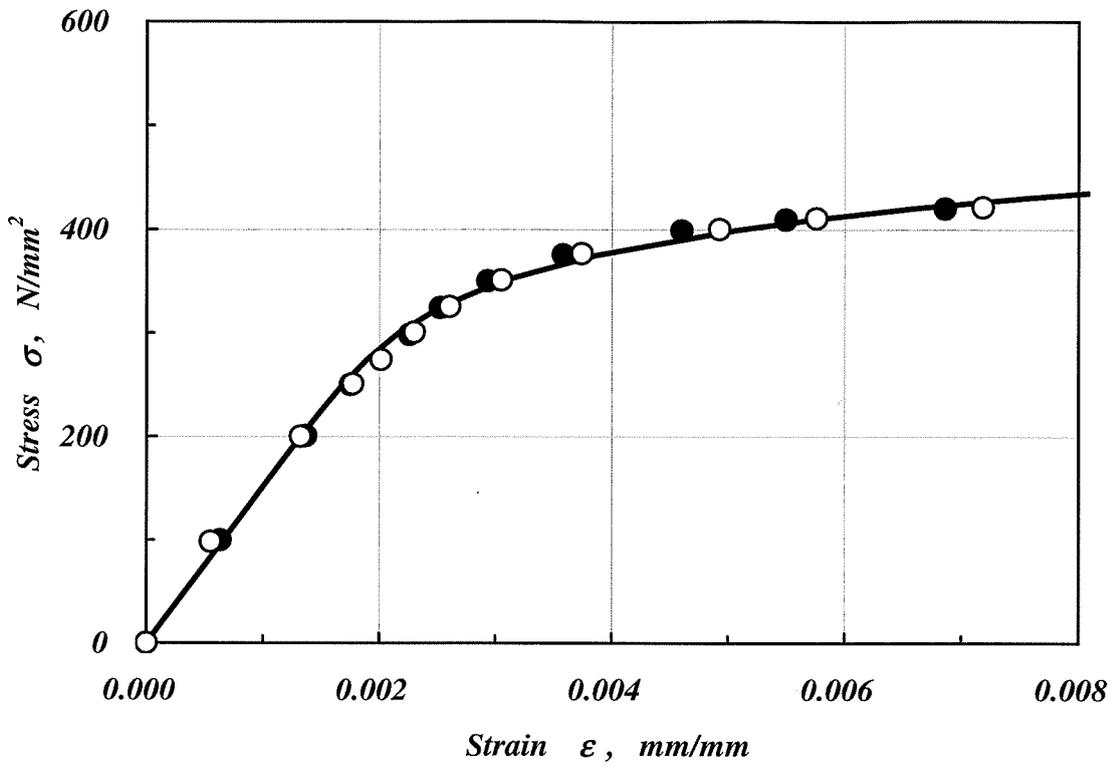


Fig.2.1 Stress-strain curve of W-free 12Cr steel at 550°C

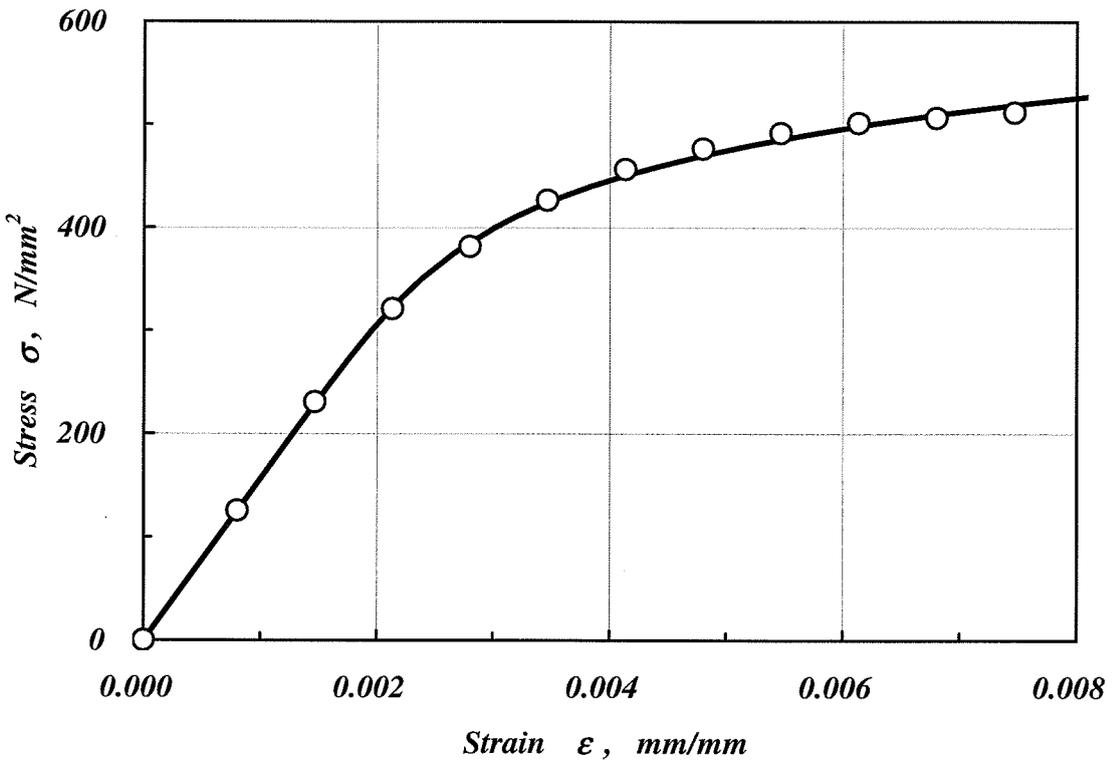


Fig.2.2 Stress-strain curve of Med.-W 12Cr steel at 550°C

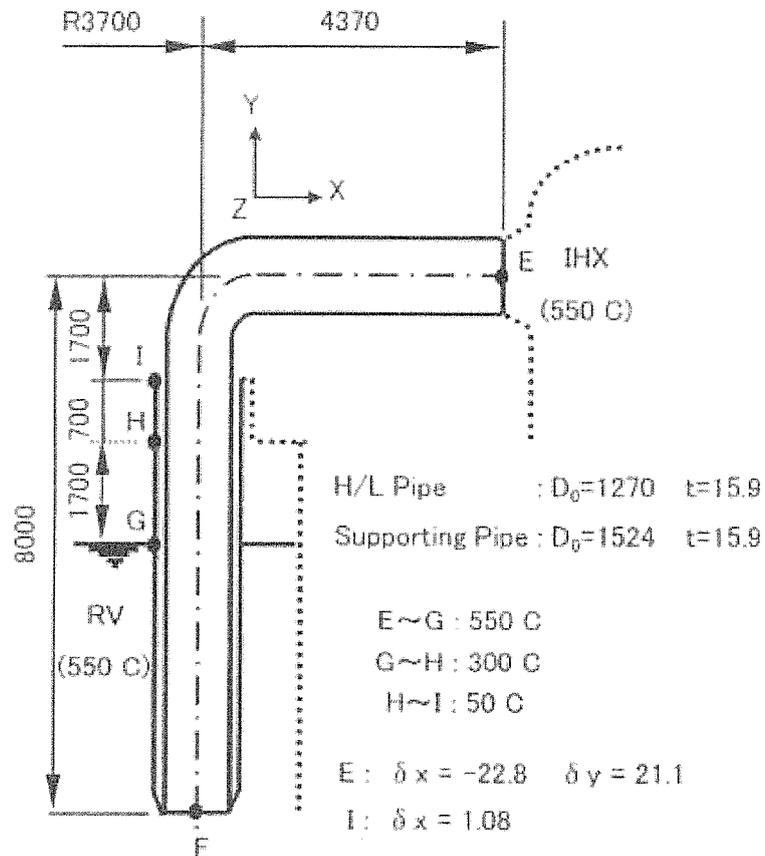


Fig. 2.3 Shape and dimensions of the assessment parts [4]

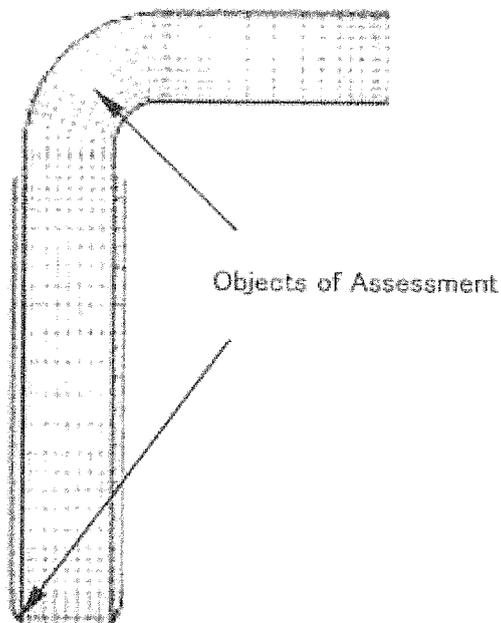


Fig. 2.4 FEM analysis model [4]

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℃における高温破壊靱性試験を、ASTM E813【6】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の実施した Mod.9Cr-1Mo 鋼【7】や 12Cr 鋼のデータ【8】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。おもな試験条件は以下のとおり；

試験片本数：各鋼種 3 本

試験温度：550℃（1TCT 試験片各部において±3℃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）9,800N／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。

破壊靱性試験の前に、室温において疲労予き裂を導入した。使用した装置は、(株)東京衡機製造所のハイドロパルス疲労試験機（容量±50kN）。導入の条件は以下のとおり；

温度：室温

負荷波形：正弦波

周波数：30Hz

最大荷重：9,800N

最小荷重：980N (R=0.1)

目標き裂長さ：2.0 (±0.1) mm

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、Mod.9Cr-1Mo 鋼【7】およびその他の 12Cr 鋼【8】の破壊靱性試験結果をあわせて示す。

W-free 12Cr 鋼では、316FR や Mod.9Cr-1Mo 鋼などと同様、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。一方、Med.-W 12Cr 鋼では平面ひずみ条件が満足され、材料固有の値としての破壊靱性値 J_{IC} が求められた。

試験で得られたコンプライアンス曲線および荷重-変位曲線およびを **Fig.3.2** ~**3.3** 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- Δa 曲線を **Fig.3.4**~**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実施することとする。

3.3 データのばらつきに関する考察

今回の高温破壊靱性試験を実施した 2 種類の材料については、昨年度同様の試験を実施し【8】、それぞれ **Table 3.1** に示したとおりの結果を得ている。本年度得られたこれらの材料の破壊靱性値は、昨年度得られたそれぞれの値に比べて約 40%小さいことがわかる。

これらのうち、W-free 12Cr 鋼に関しては、試験方法において明確な違いが指摘された。すなわち、今年度の試験は ASTM E813 に示された単一試験片法（除荷コンプライアンス法）に従い、1 回あたりの除荷量を約 10% として実施したのに対し、昨年度の試験は、1 回あたりの除荷量を約 50% として実施された。したがって、なんらの試験標準にも則らない方法で取得された昨年度の試験結果は破壊評価における参照データからは除外することが妥当と考えられる。

一方、Med.-W 12Cr 鋼に関しては、同一の試験機関において、いずれも ASTM E813 に示された単一試験片法に従って試験を実施した。試験結果に差が生じた原因としては、以下が指摘できる；

(1) 測定誤差

両データは、同一の試験機関に委託して得られたものであるが、試験実施担当者が異なる。

なお、データの取込みは、±12mm の変位が±5V に対応する計測装置からの出力をアナログ→デジタル変換して計算機に入力することにより行っているが、計算機のビット数が 16 ビットであることから、その分解能は、 $12\text{mm} \div 32,768 = \text{約 } 0.000366\text{mm} = \text{約 } 0.4 \mu\text{m}$ となる。つまり、ビットの揺れを考慮すると、数 μm 以下の変位はノイズに埋もれてしまうおそれがある。Fig.3.2～3.3 を見ると、除荷 1 回あたりの変位量は 0.05mm 以下であり、測定誤差を含みやすいといえる。

(2) 個人の技量差

試験は同一の試験機関において実施したが、昨年度と今年度で試験実施者が異なる。

(3) 試験片採取位置の影響

両データは、同一ヒートの素材から採取された試験片を用いて得られたものであるが、試験片が素材のどの部位（鋼板の Top 側 or Bottom 側）から採取されたものなのかは不明である。なお、Fig.3.6 に、昨年度と今年度の供試材の組織観察写真を示すが、両者に明瞭な差は認められない。試験片採取位置の違いが破壊靱性試験結果に現れた可能性がある。

(4) 熱処理の影響

素材は W200mm×L1,000mm であり、小型の熱処理炉で焼準し／焼戻しが施された。このとき、その全長が均等に加熱／冷却されていなかったとすると、試験片採取位置によって破壊靱性試験結果に差が生じる可能性がある。

以上の結果、Med.-W 12Cr 鋼について昨年度得られた破壊靱性値を破壊評価における参照データから除外する明確な根拠がないことから、次章の破壊評価においては、このようなばらつきを考慮した破壊評価をあわせて実施することとする。

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

Material		Testpiece	J _Q (MPa·mm)	Plane strain condition		dJ/da (MPa)
				25(J _Q /σ _f) ^{*1} (mm)	J _{IC} or not?	
W-free 12Cr	1	1TCT	493.0	28.9	×	421.0
	2		527.0	30.9	×	495.0
	3		556.0	32.6	×	453.0
Med.-W 12Cr	1		375.0	18.0	○	547.0
	2		399.0	19.2	○	408.0
	3		365.0	17.5	○	286.0
W-free 12Cr ^{*2}		1TCT	911.7	53.4	×	395.0
P122 (52t) ^{*3}	[8]		447.0	25.8	×	229.8
P122 (30t) ^{*4}	[8]		111.6	5.1	○	100.4
Med.-W 12Cr	[8]		650.8	31.2	×	181.6
P122 (52t) -aging ^{*5}	[8]		420.5	27.1	×	184.5

$$*1 \sigma_f = (\sigma_y + \sigma_u) / 2$$

*2 JNC domestic data (2002).

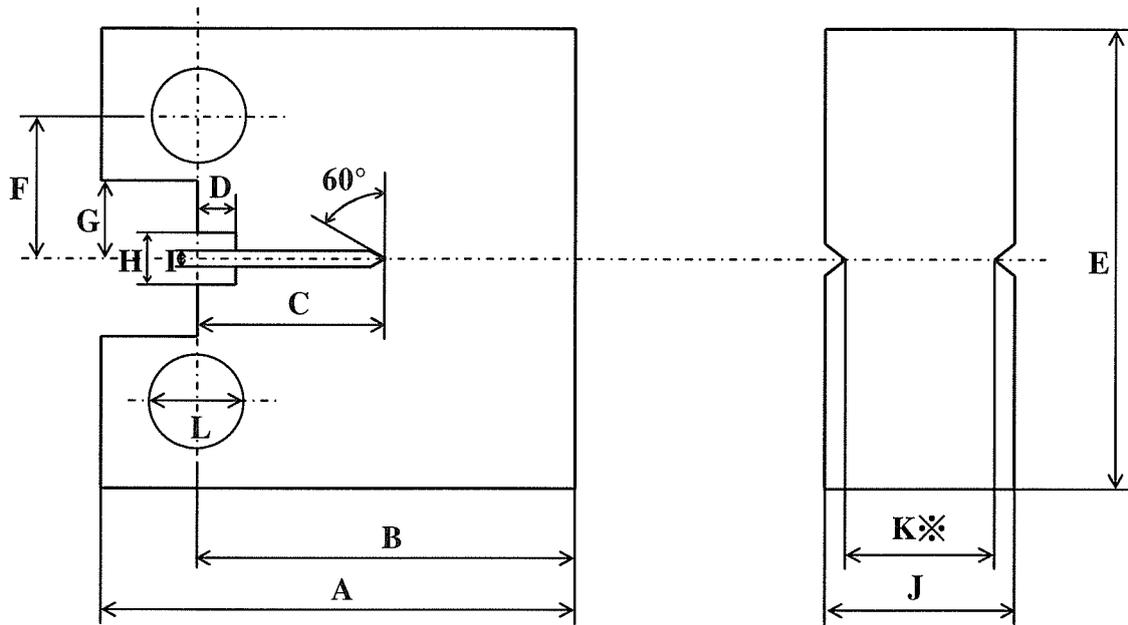
*3 t=52mm, 10.54Cr-1.76W-0.34Mo, 1,050°C*1hAC+770°C*7hAC

*4 t=30mm, 10.87Cr-1.86W-0.31Mo, 1050°C*1hAC+718°C*1hAC

*5 Same material as 3. 600°C*6,000h aging.

Table 3.2 Results of Vicker's hardness test of Med.-W 12Cr steel

	Sampled from specimen tested in 2002	Sampled from specimen tested in 2003
1	290.8	286.1
2	287.5	291.5
3	284.7	285.8
4	297.5	287.2
5	289.3	288.6
Ave.	290.0	287.8

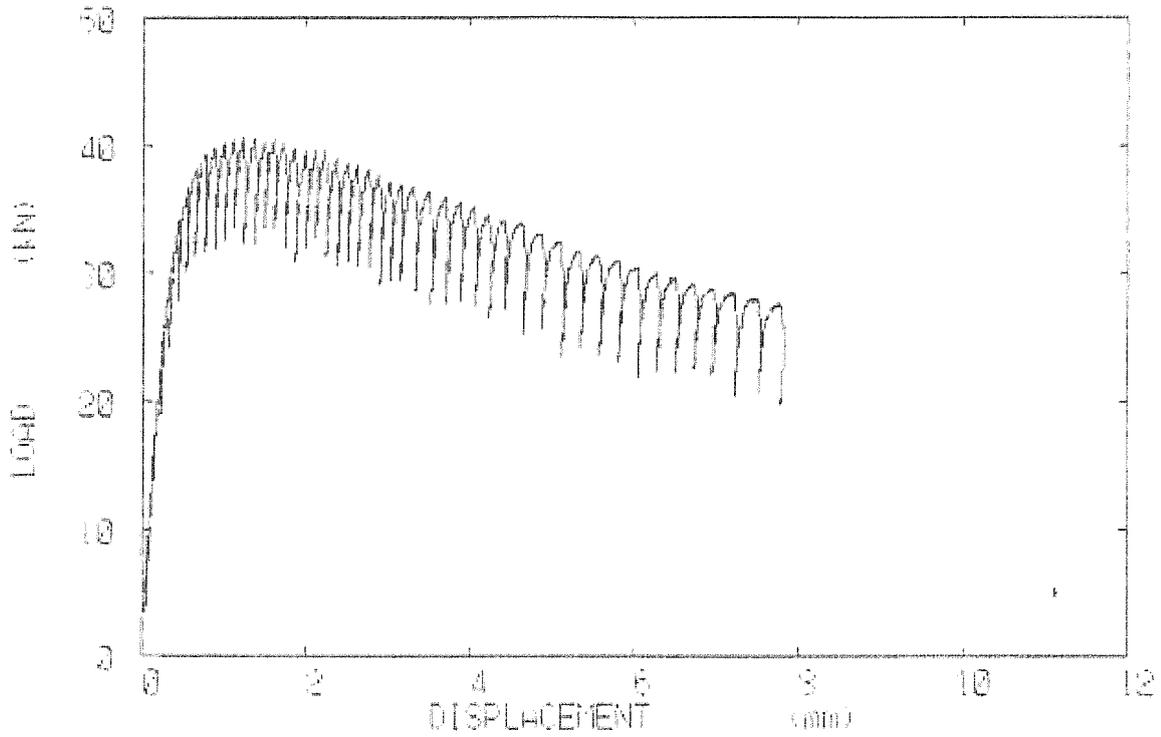


A	62.5	±0.50	G	10.35	—
B	50	±0.25	H	7	—
C	25	—	I	3	—
D	5	—	J	25	±0.50
E	60	±0.25	K	20	—
F	18.75	—	L	12.5	—

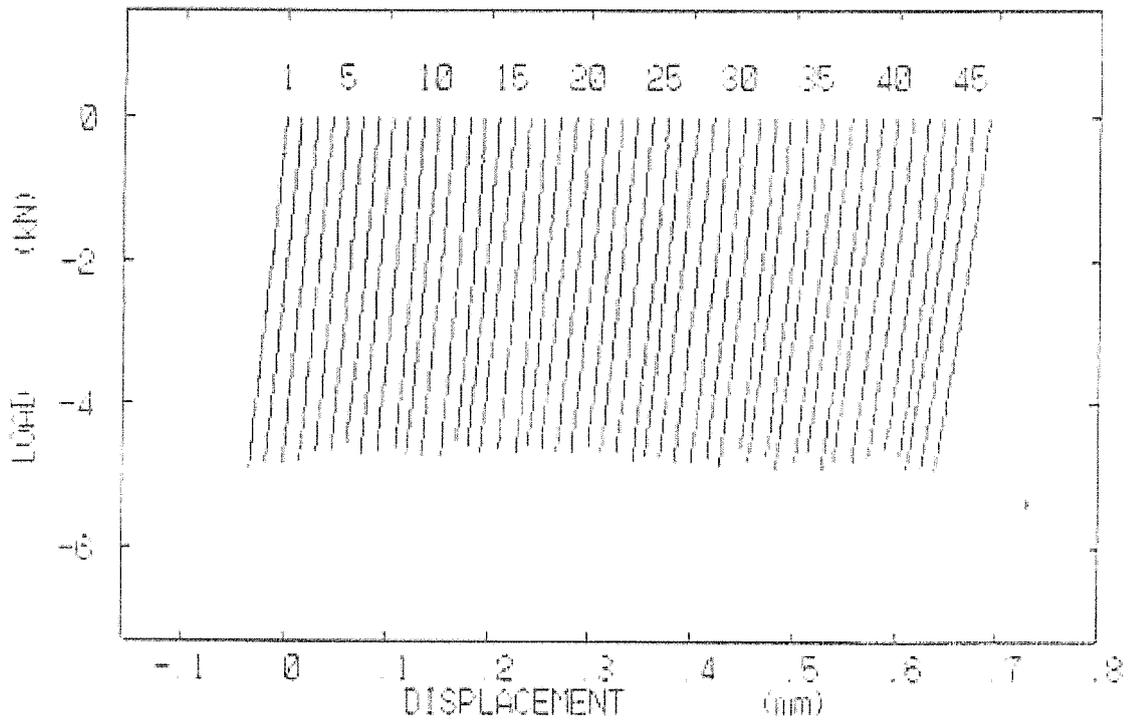
(Side grooves were machined after introducing fatigue pre-cracking)

【Fatigue Pre-cracking】		a ₁ (mm)	a ₂ (mm)
W-free 12Cr	1	2.1	2.0
	2	2.0	2.0
	3	2.1	1.9
Med.-W 12Cr	1	2.0	2.0
	2	2.1	2.0
	3	2.0	2.0

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

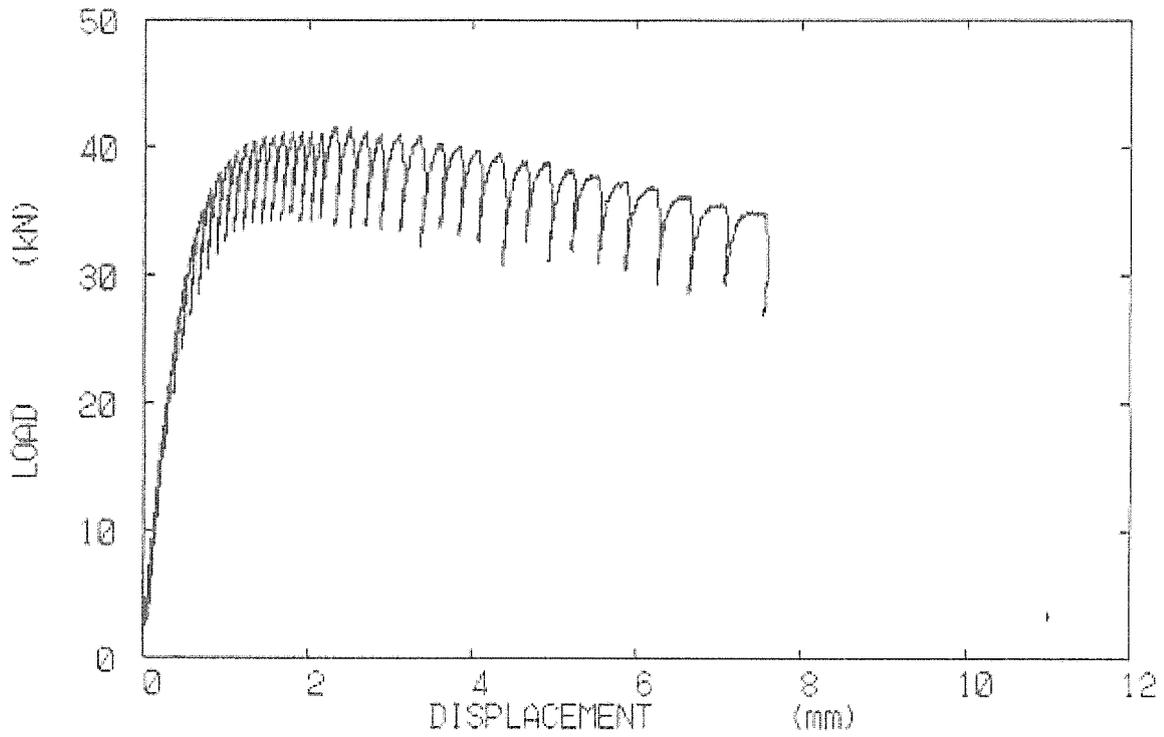


(a) Load-displacement curve (Testpiece No.1)

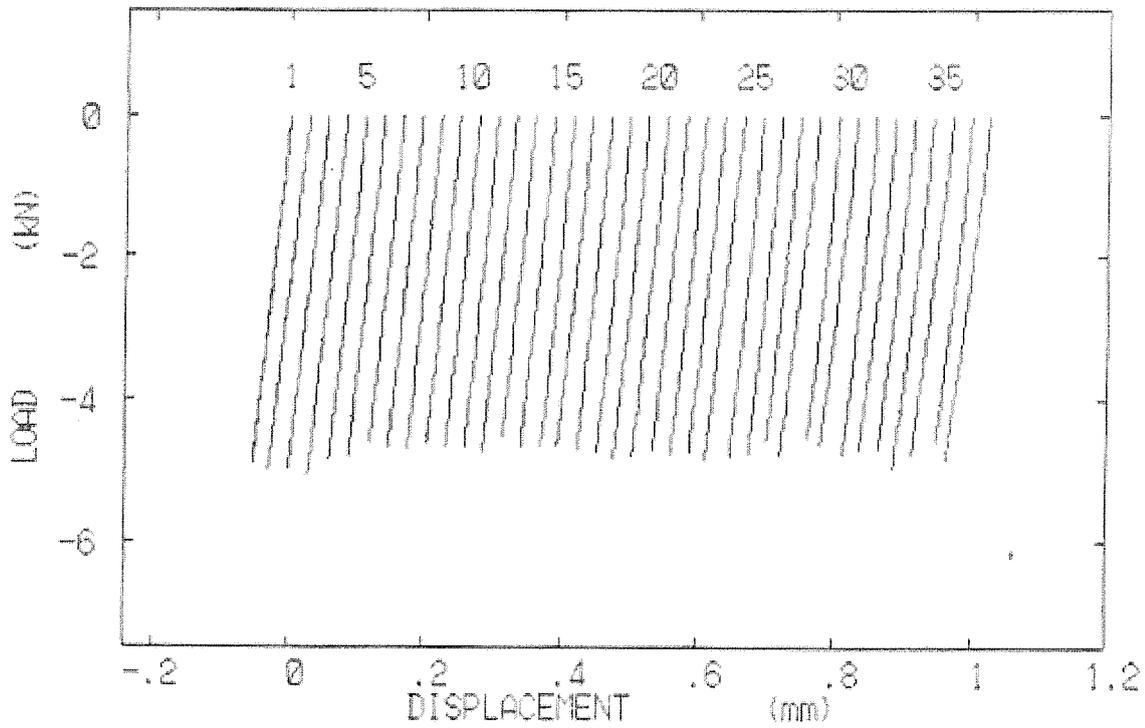


(b) Compliance curve (Testpiece No.1)

Fig. 3.2 Load-displacement curve and compliance curve of W-free 12Cr steel

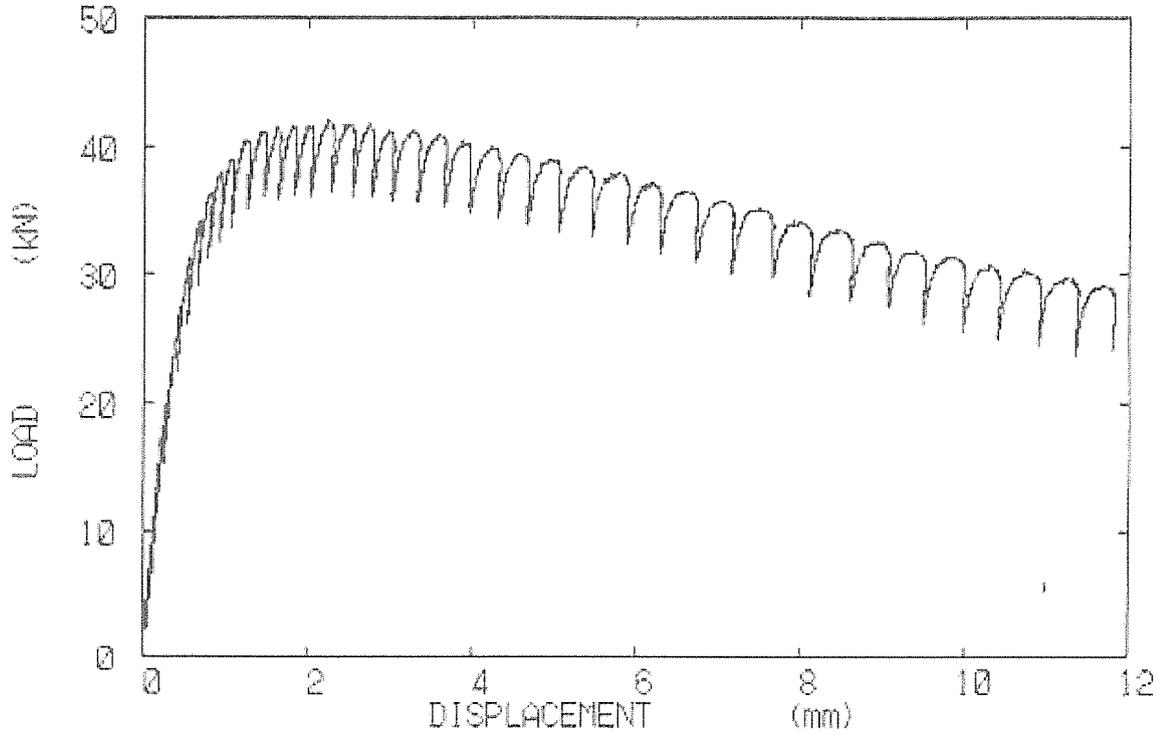


(c) Load-displacement curve (Ttestpiece No.2)

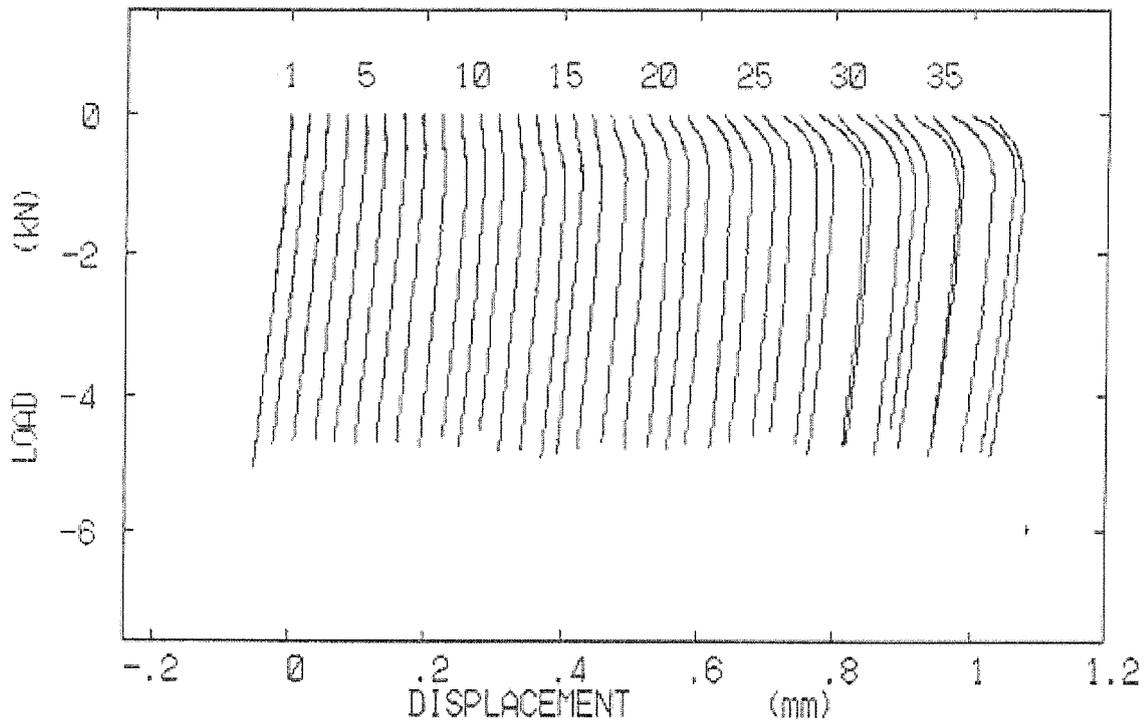


(d) Compliance curve (Testpiece No.2)

Fig. 3.2 (contd.) Load-displacement curve and compliance curve of W-free 12Cr steel

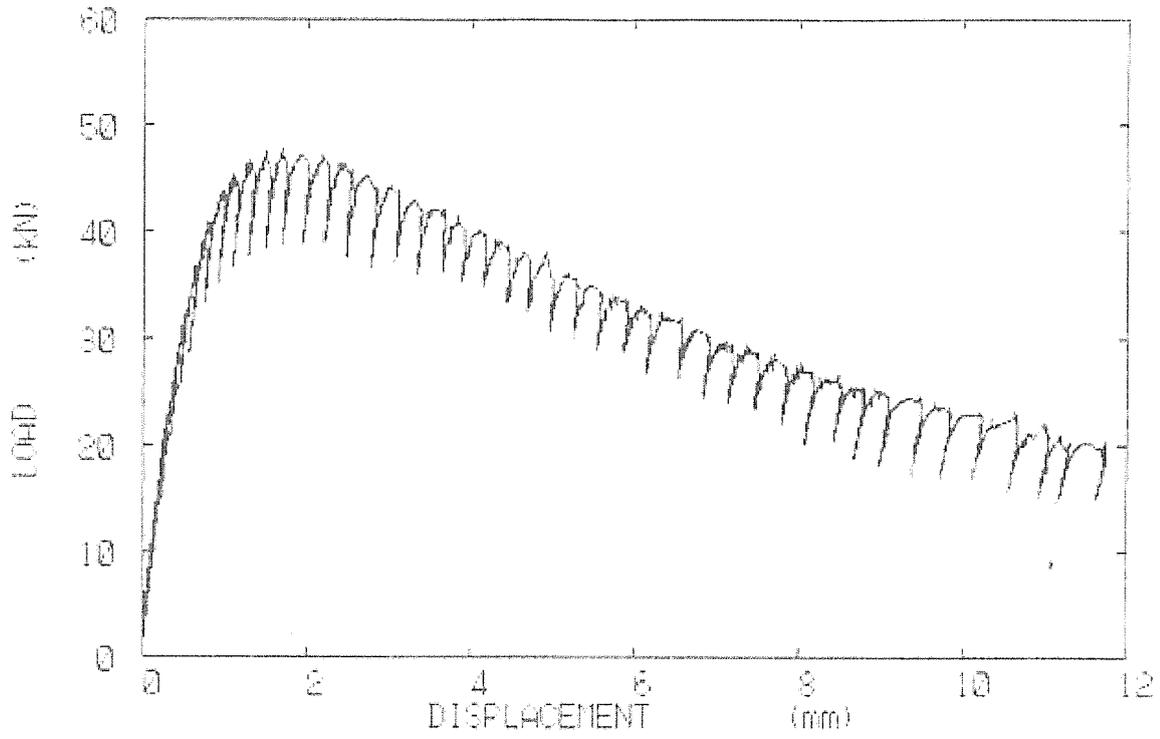


(e) Load-displacement curve (Ttestpiece No.3)

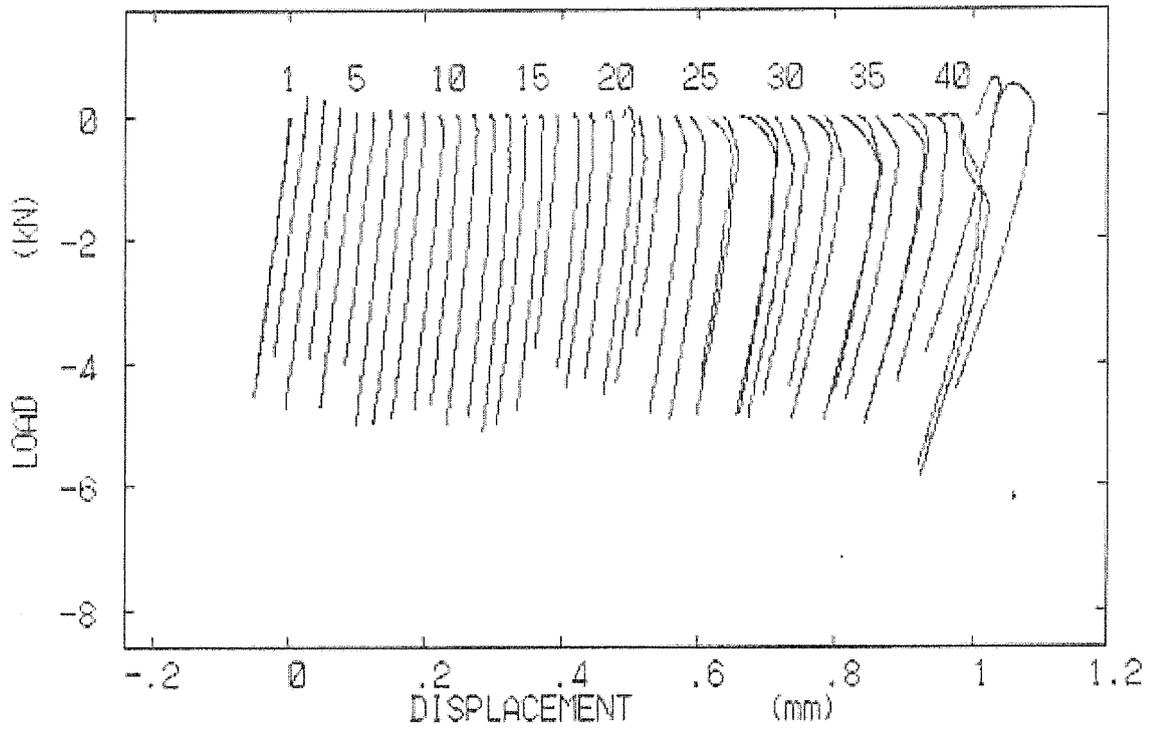


(f) Compliance curve (Testpiece No.3)

Fig. 3.2 (contd.) Load-displacement curve and compliance curve of W-free 12Cr steel

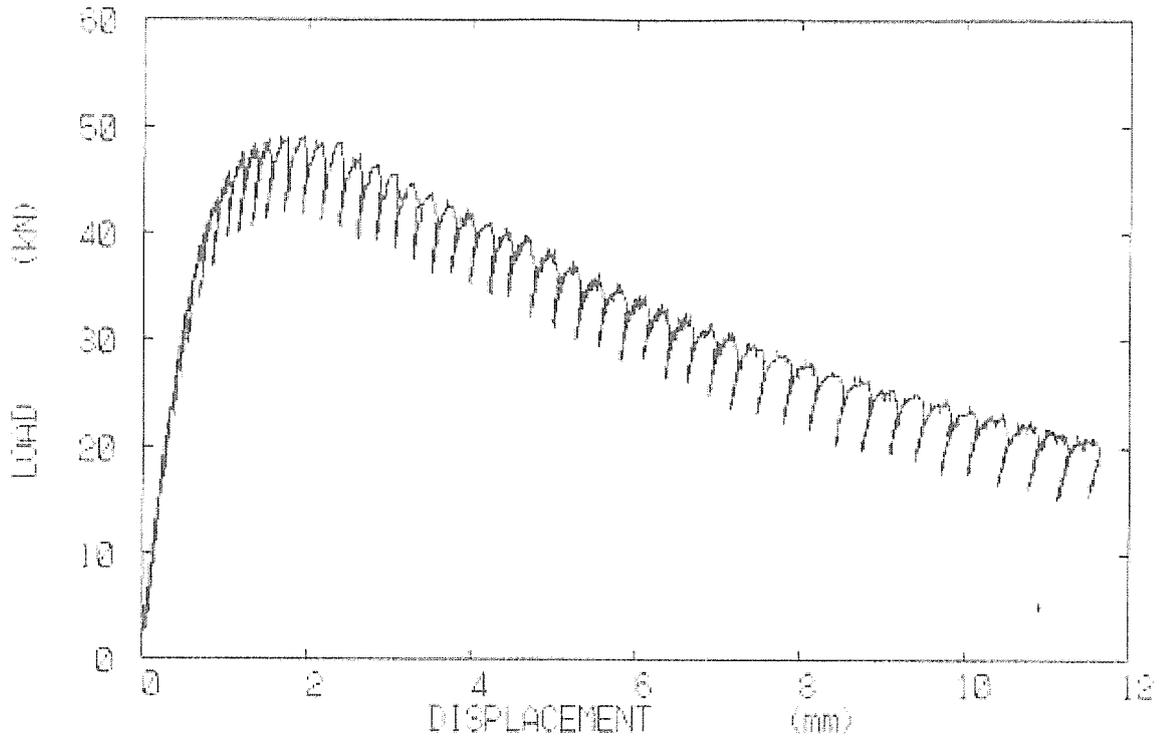


(a) Load-displacement curve (Testpiece No.1)

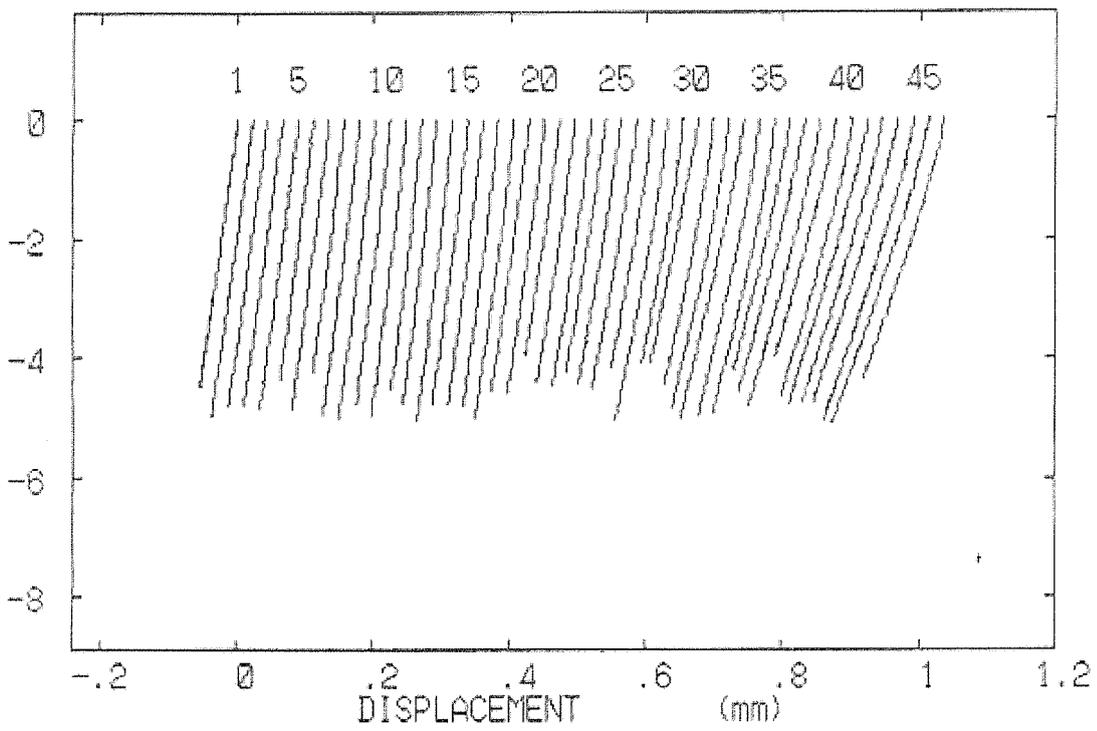


(b) Compliance curve (Testpiece No.1)

Fig. 3.3 Load-displacement curve and compliance curve of Med.-W 12Cr steel

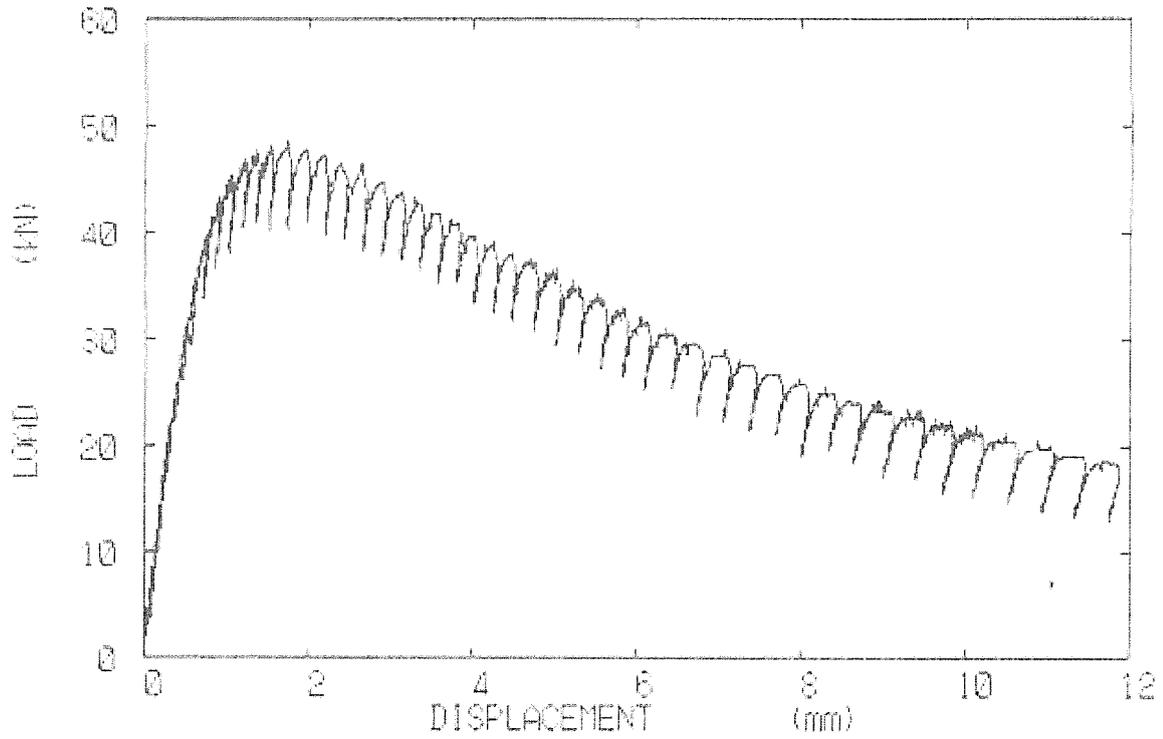


(c) Load-displacement curve (Ttestpiece No.2)

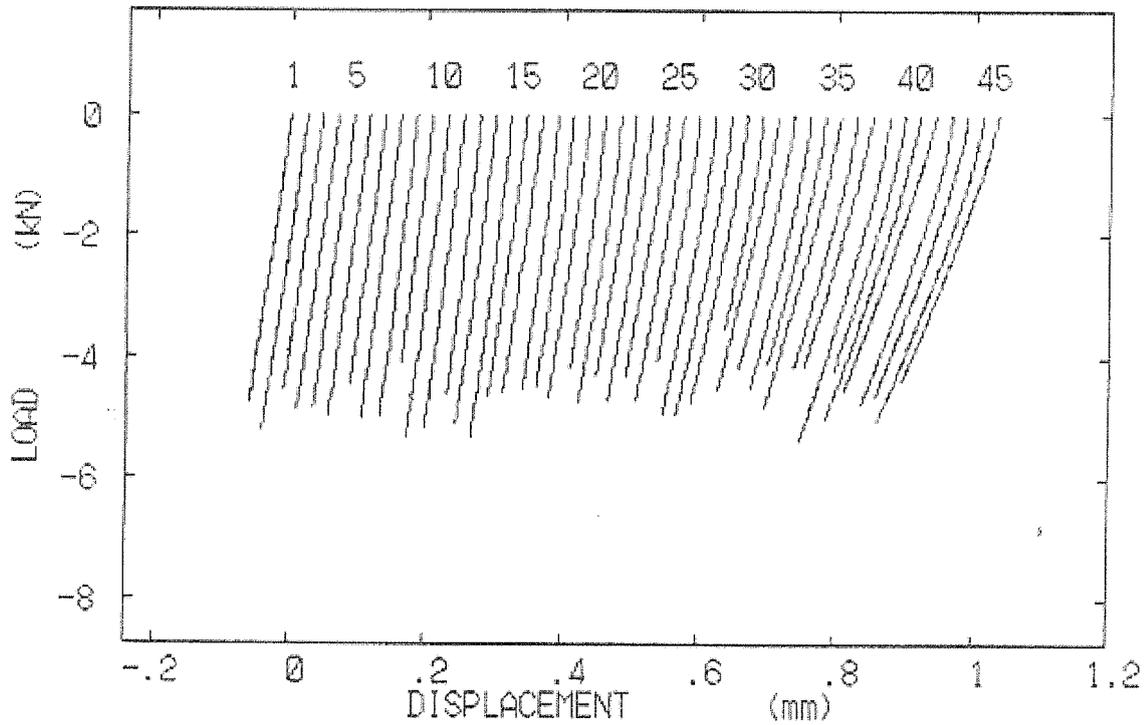


(d) Compliance curve (Testpiece No.2)

Fig. 3.3 (contd.) Load-displacement curve and compliance curve of Med.-W 12Cr steel

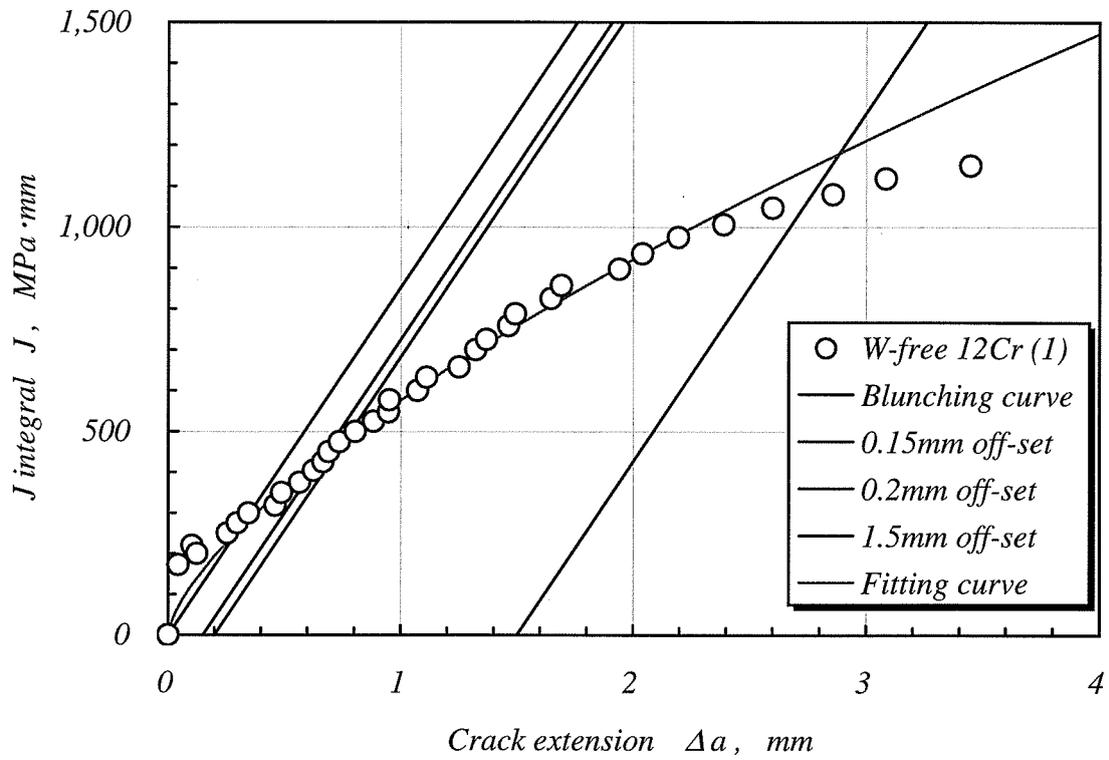


(e) Load-displacement curve (Testpiece No.3)

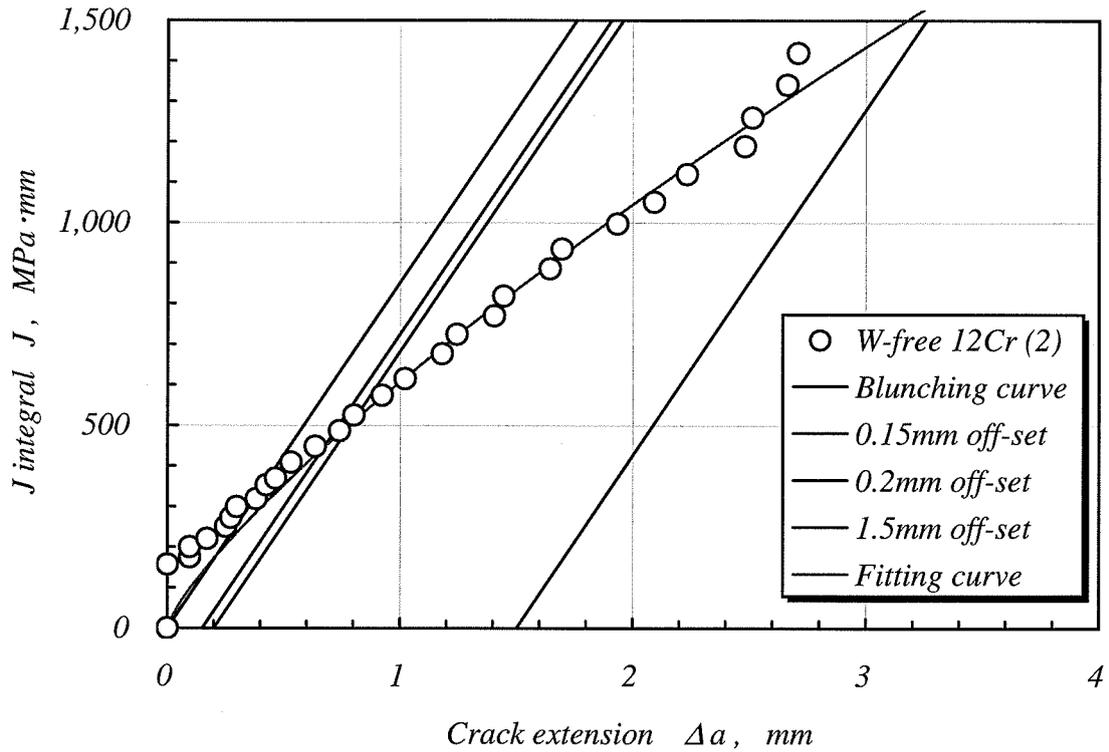


(f) Compliance curve (Testpiece No.3)

Fig. 3.3 (contd.) Load-displacement curve and compliance curve of Med.-W 12Cr steel

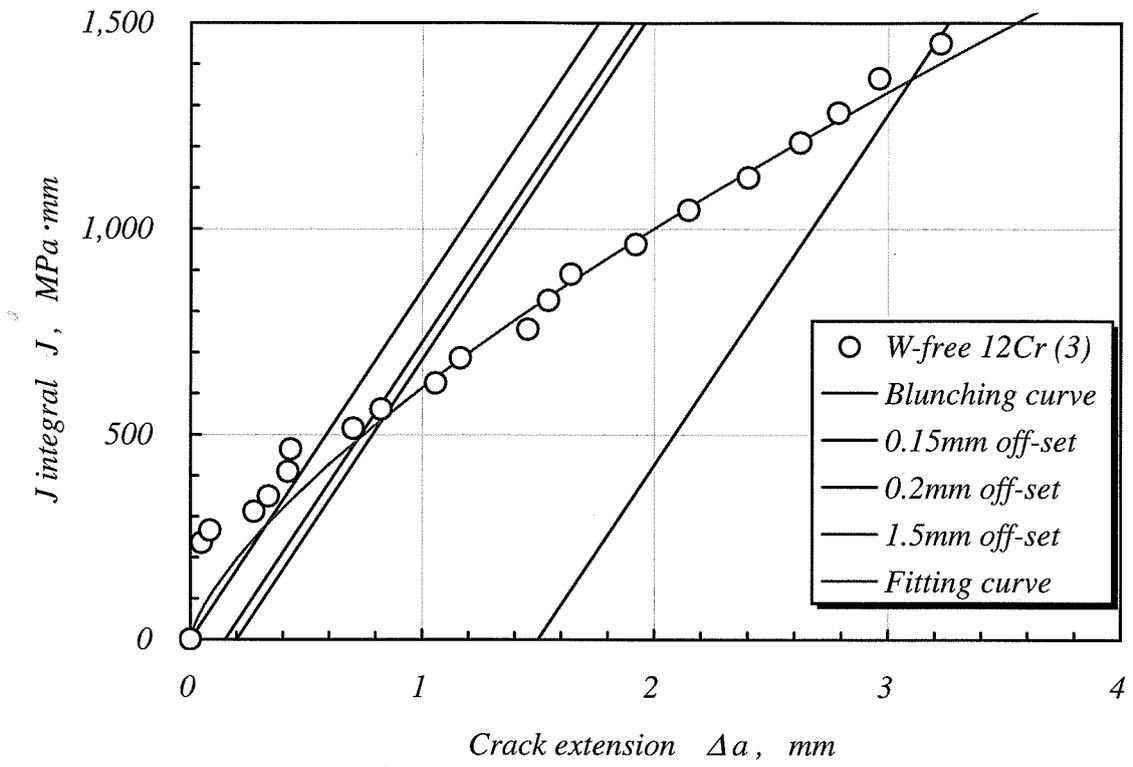


(a) Tsestpiece No.1



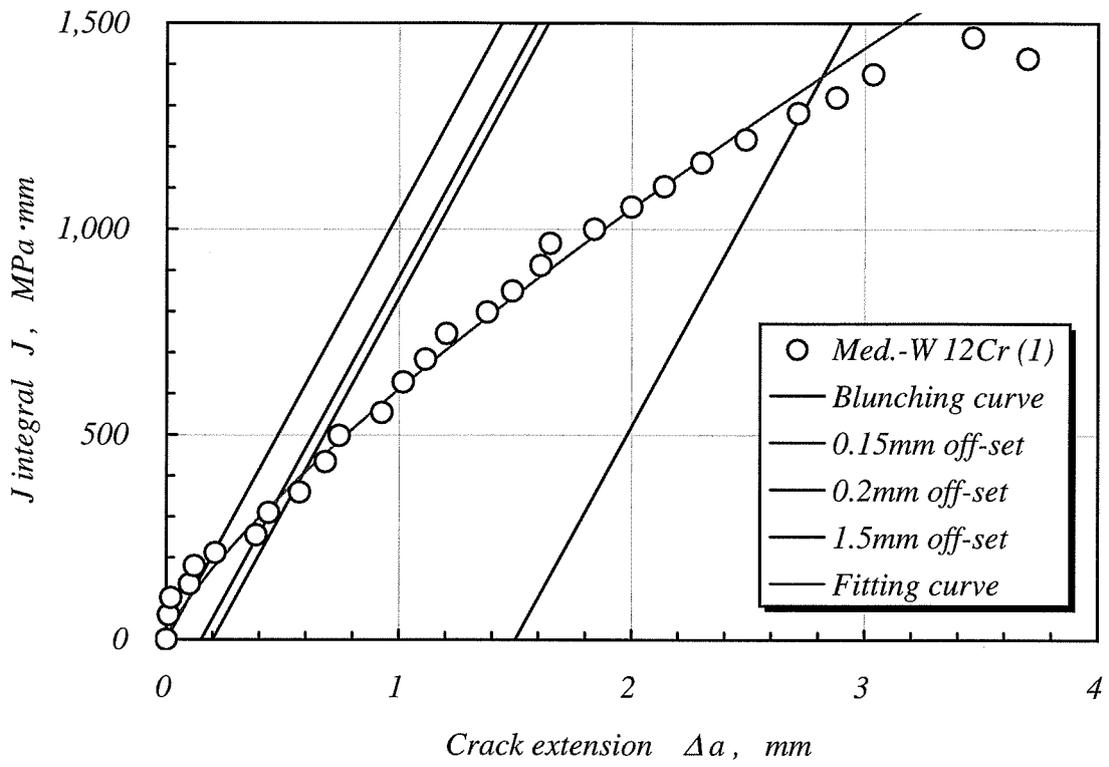
(b) Tsestpiece No.2

Fig. 3.4 J- Δa curve of W-free 12Cr steel

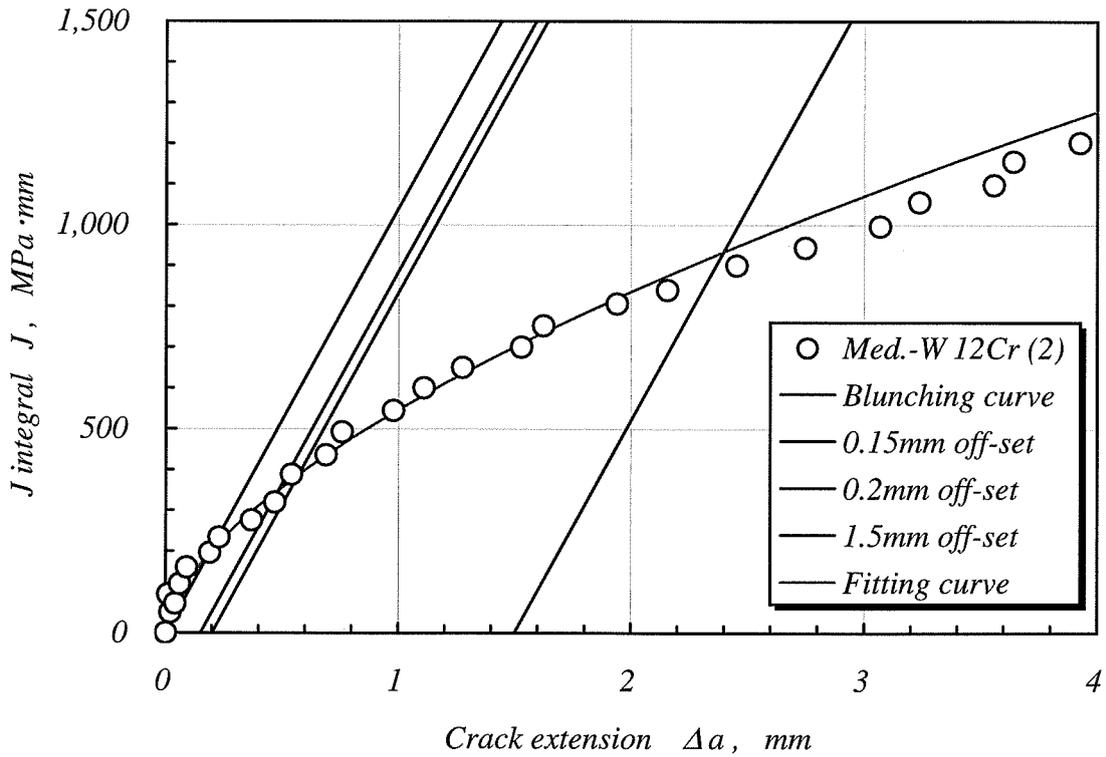


(c) Tsestpiece No.3

Fig. 3.4 (contd.) J-Δa curve of W-free 12Cr steel

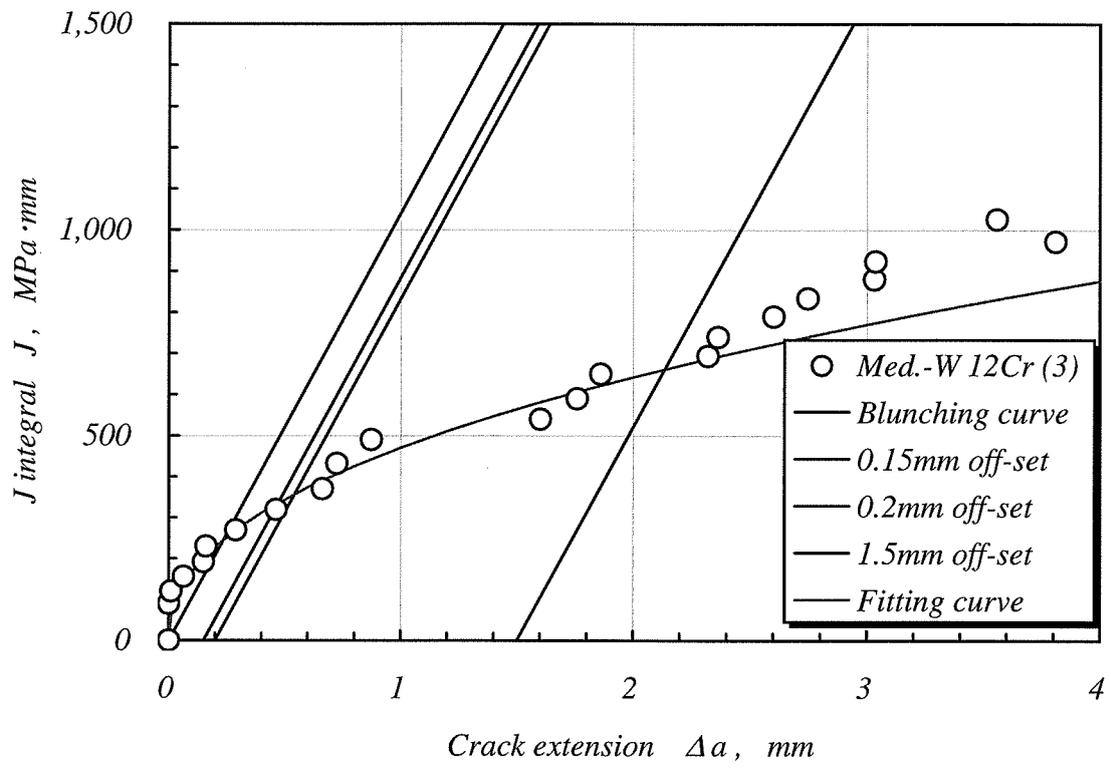


(a) Tsestpiece No.1



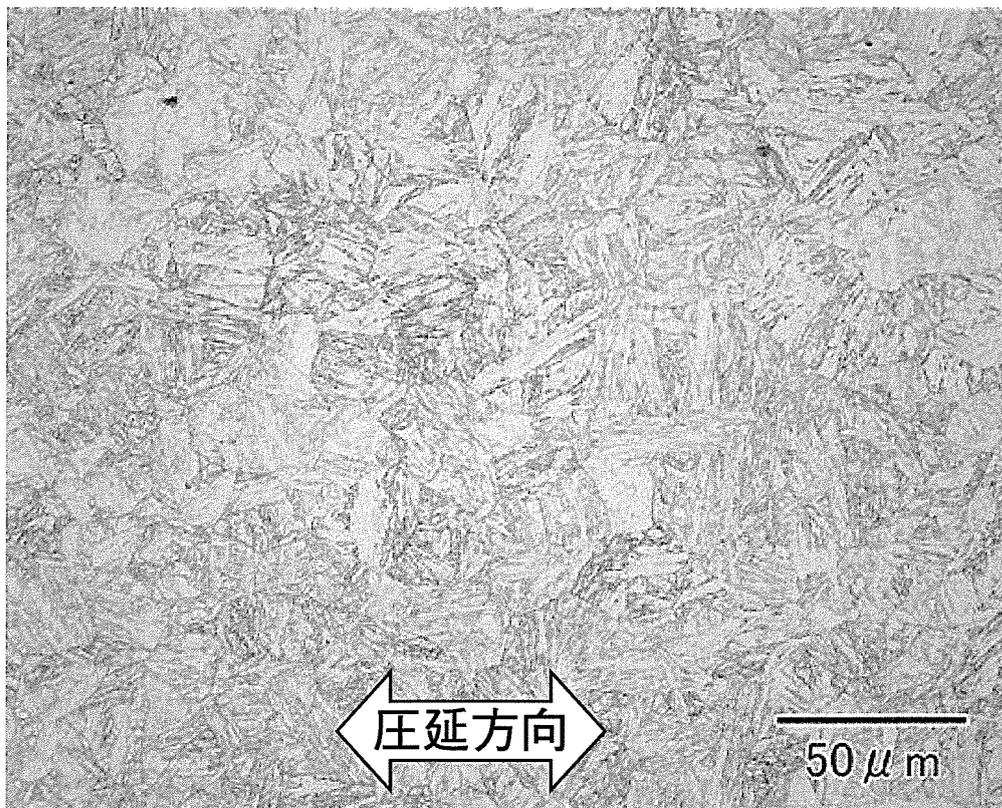
(b) Tsestpiece No.2

Fig. 3.5 J- Δa curve of Med.-W 12Cr steel

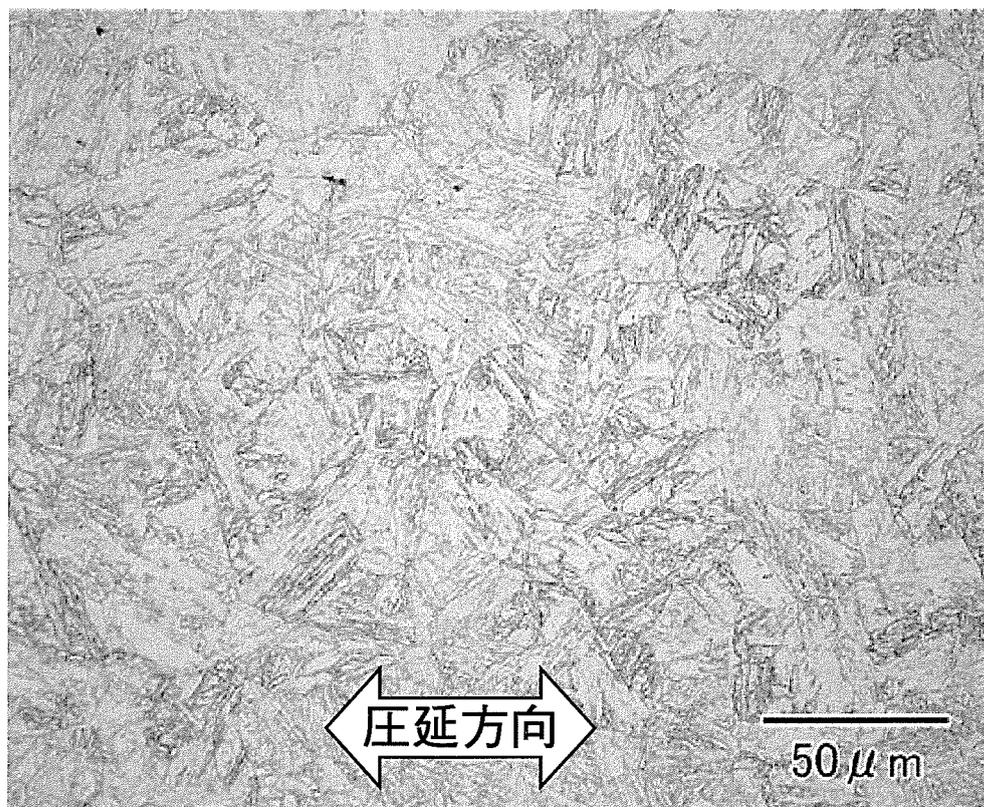


(c) Tsestpiece No.3

Fig. 3.5 (contd.) J- Δa curve of Med.-W 12Cr steel



(a) Sampled from specimen tested in 2002



(b) Sampled from specimen tested in 2003

Fig.3.6 Microstructure of Med.-W 12Cr steel

4. 破壊評価

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【9】。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。本研究においては、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；

$$K_r = \left\{ \frac{E\varepsilon_{\text{ref}}}{L_r\sigma_y} + \frac{L_r^3\sigma_y}{2E\varepsilon_{\text{ref}}} \right\}^{-1/2} \quad \text{for } L_r \leq L_r^{\text{max}}$$

$$K_r = 0 \quad \text{for } L_r > L_r^{\text{max}}$$

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；

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

本研究では、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。

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

$K(a_i)$: 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【10、11】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【10】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。

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

σ_{ref} : 参照応力【12】

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

F_{net} : 正味断面係数

σ_m^p : 一次膜応力

p_m : 膜応力補正係数 (ここでは、 $p_m=1.0$)

σ_b^p : 一次曲げ応力

p_b : 曲げ応力補正係数 (ここでは、 $p_b=1.0$)

σ_y : 材料の 0.2%耐力

4.5 限界き裂長さ c_{cr} の算出

本研究においては、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) およびき裂長さと K_r 値との関係を、Fig.4.1~4.12 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 (=本研究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。

W-free 12Cr 鋼および Med.-W 12Cr 鋼製の高速炉配管で応力の厳しい部位に周方向き裂を想定しても、母材の受入れ材に関しては、LBB 成立性に見通しを得ることができたといえる。しかし、溶接部の衝撃特性が母材に比較して有意に劣るとの報告があること【13】や、長時間高温保持によって衝撃特性の低下があること【14】から、溶接部あるいは長時間熱時効材の破壊靱性を用いた破壊評価を行う必要があると考えられる。

4.6 データのばらつきを考慮した保守的な破壊評価

3.4 で述べたとおり、本研究において得られた破壊靱性値は、昨年度得られた破壊靱性値に比べて約 40% 小さかった。これらのうち、W-free 12Cr 鋼については、昨年度の試験実施方法に ASTM 基準に照らして明らかな瑕疵が指摘されたことから、昨年度取得されたデータを破壊評価における参照データとしては採用しないことが妥当と判断した。一方、Med.-W 12Cr 鋼については、昨年度の試験結果を破壊評価における参照データから除外する根拠がなかった。

そこで、仮に高温破壊靱性試験の結果はこの程度ばらつくものだと考え、昨年度（1 本）および今年度（3 本）取得したデータを同一母集団からサンプリングされたものと仮定して 99% 信頼上下限を計算したところ、以下の結果を得た；

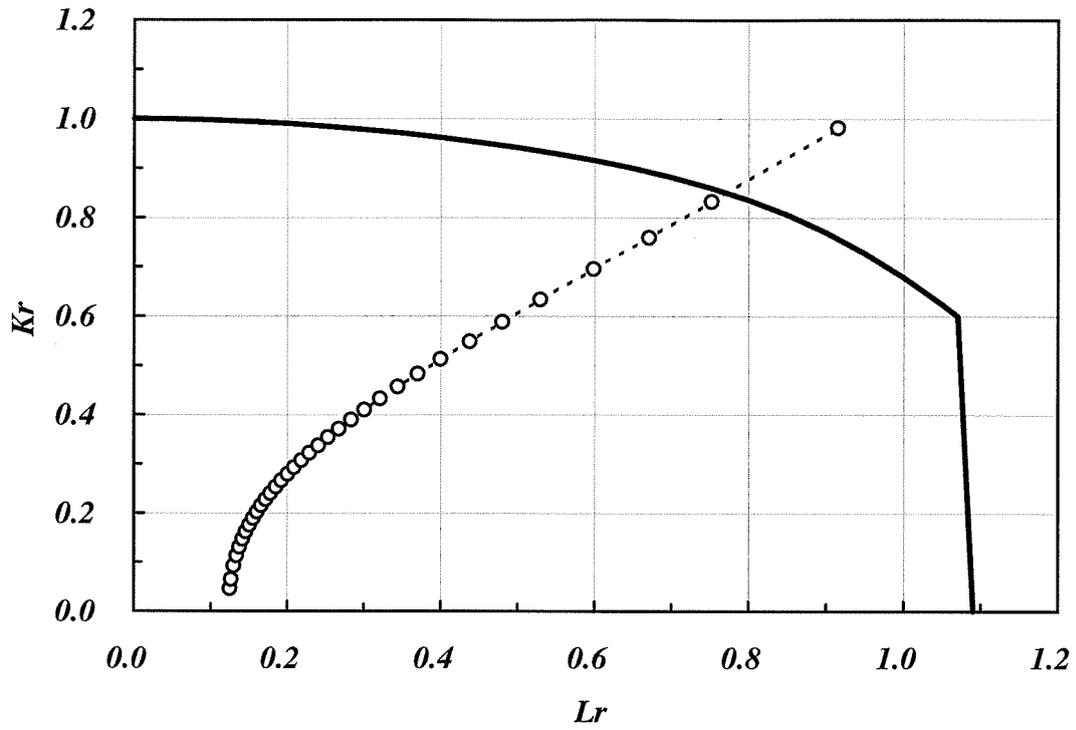
標本平均	:	447.5
標本標準偏差	:	136.3
標本数	:	4
95% 信頼幅	:	175.6
95% 信頼上限	:	623.0
95% 信頼下限	:	271.9

なお、破壊靱性値の正規分布への適合性はコルモゴロフスミルノフの検定【15】（付録-1 参照）により確認した。

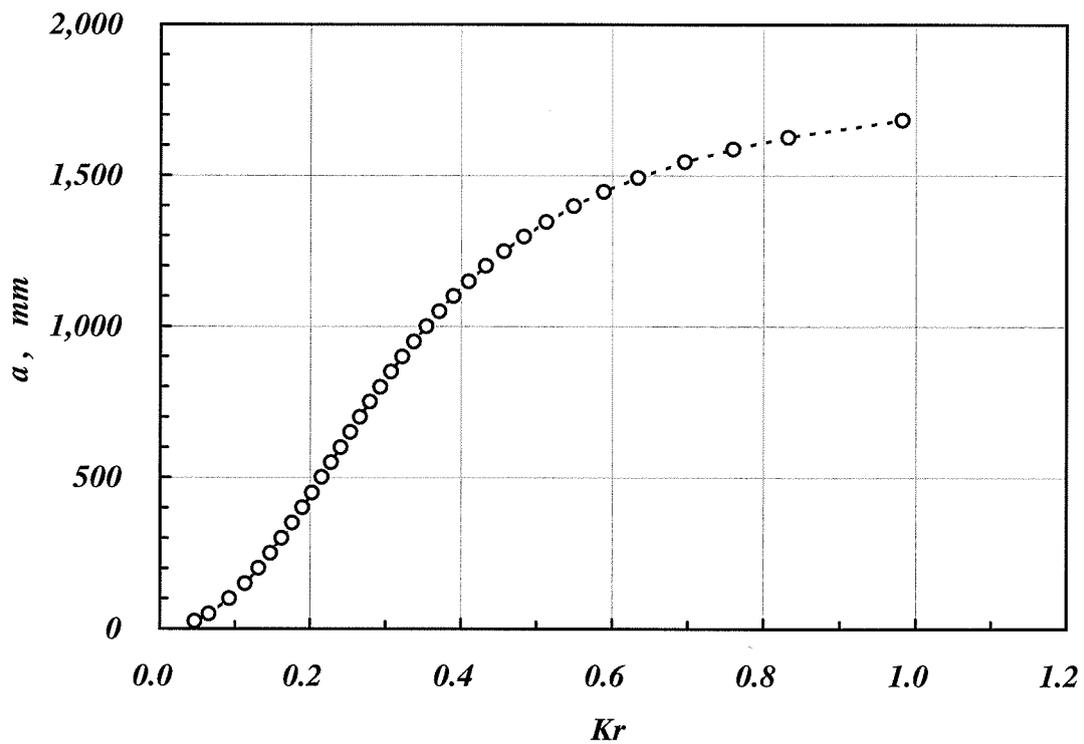
以上で求めた 99% 信頼下限値、すなわち $J_Q=271.9$ (MPa \cdot mm) と仮定した場合の破壊評価を、Table 4.1 で最も不安定限界き裂長さが小さかった Med.-W 12Cr の Y ピースがポンプ軸固着に伴う過渡熱応力を受ける場合について実施した。その結果を、Fig.4.13 に示す。この場合の不安定限界き裂長さ c_{cr} は約 114mm となり、今年度取得された破壊靱性値を用いて評価した場合の 3 分の 1 近くまで小さくなるが、それでも漏えい検出可能き裂長さ c_{det} (=25.6mm) よりも十分大きく、急速不安定破壊に至る前に漏えい検出が可能であることが示唆される。

Table 4.1 Critical crack length obtained from the failure assessments

		Critical crack length						Detectable crack length	
		C_{cr} (mm (deg.))							
		Manual Trip		Pump Stick		Power Loss			
Elbow	W-free 12Cr	1,633.1	(147.4)	1,620.8	(146.2)	1,628.3	(146.9)	31.0	(2.9)
	Mid.-W 12Cr	1,613.1	(145.5)	1,594.3	(143.9)	1,603.3	(144.7)		
Y-piece	W-free 12Cr	429.6	(38.8)	353.2	(31.9)	393.6	(35.5)	25.6	(2.4)
	Mid.-W 12Cr	366.2	(33.0)	300.5	(27.1)	335.2	(30.2)		

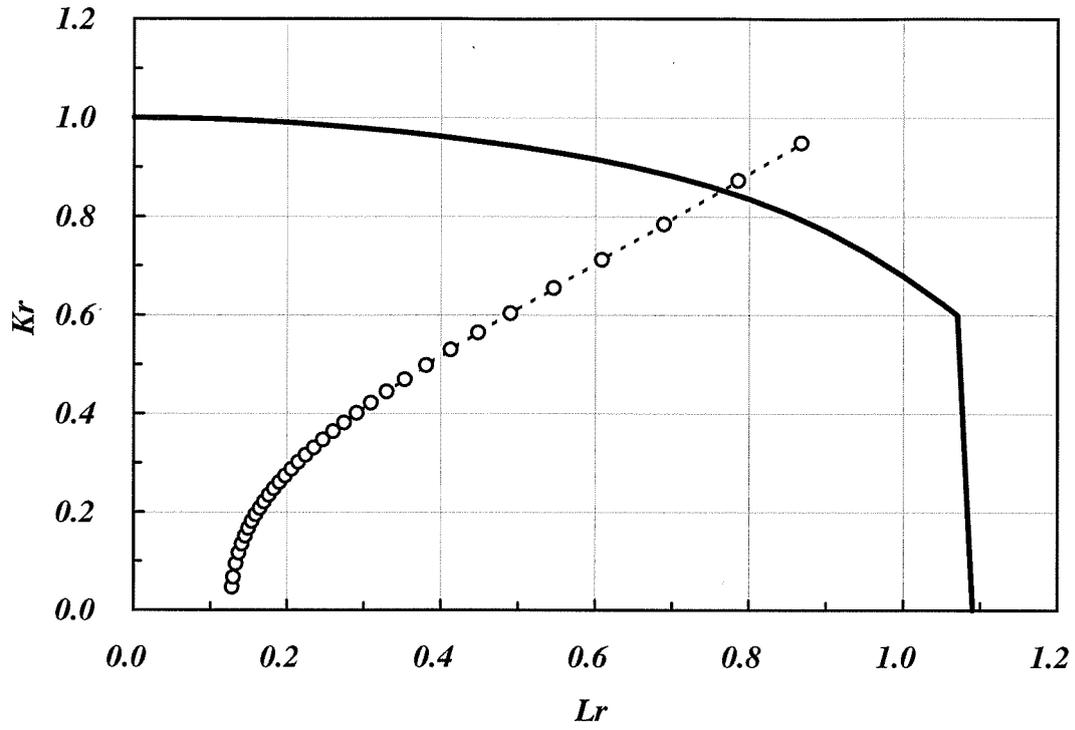


(a) FAD

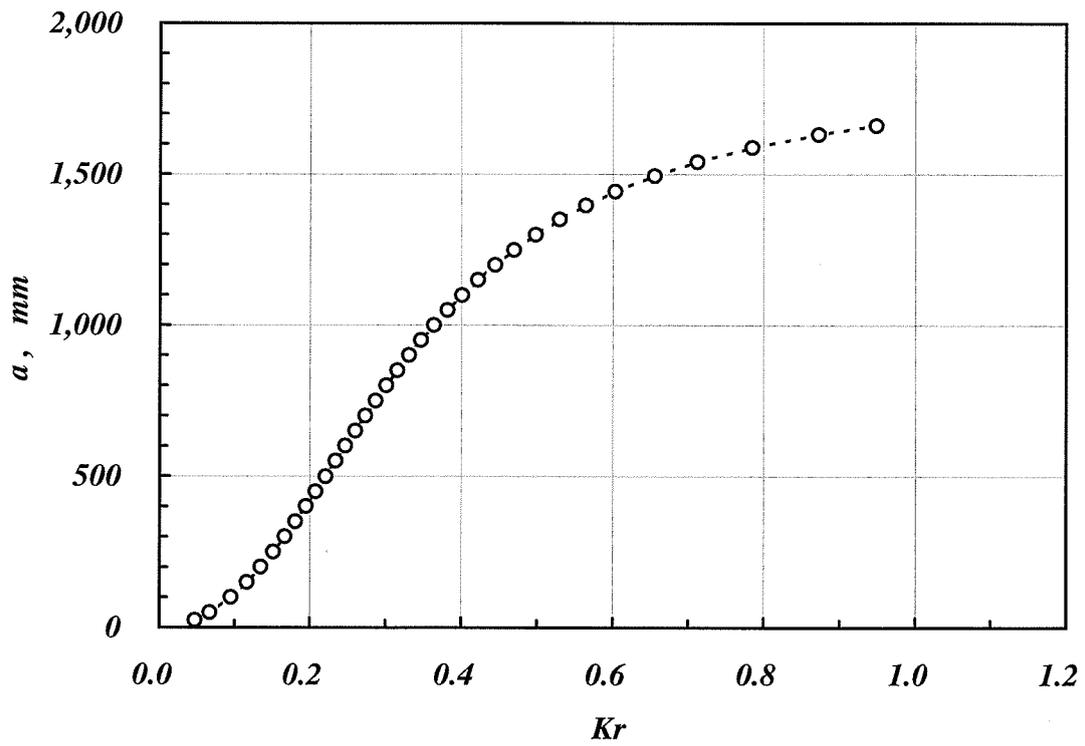


(b) Relationship between Kr and crack length

Fig.4.1 Failure assessment for Elbow made of W-free 12Cr steel subjected to manual trip

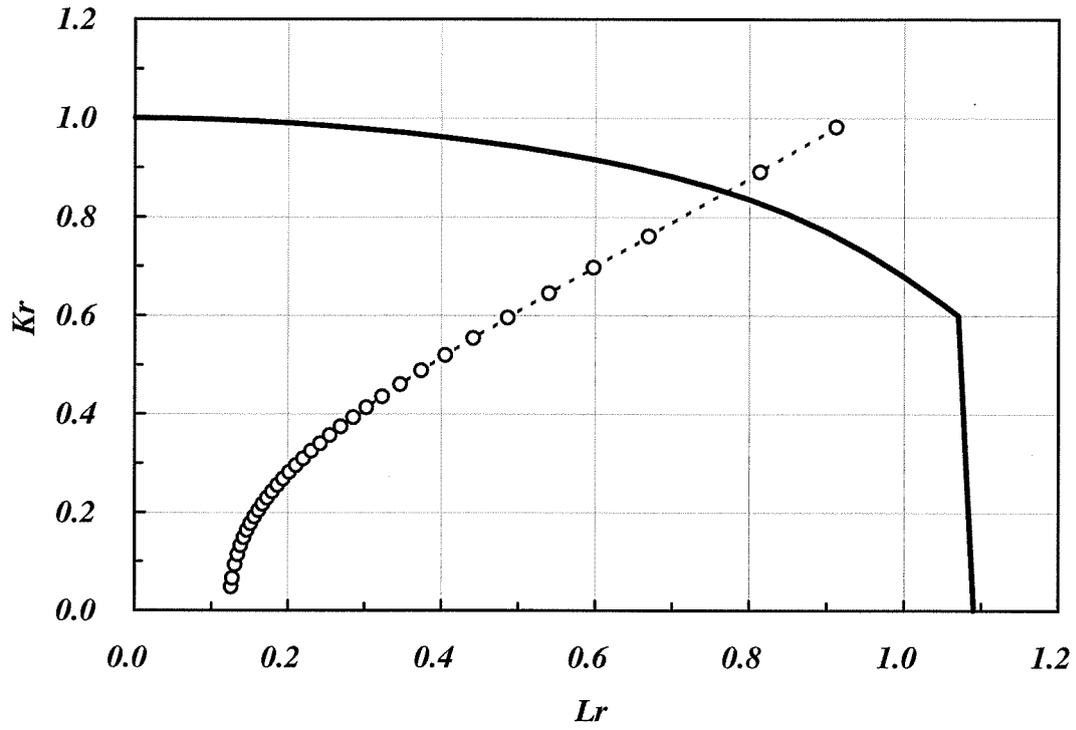


(a) FAD

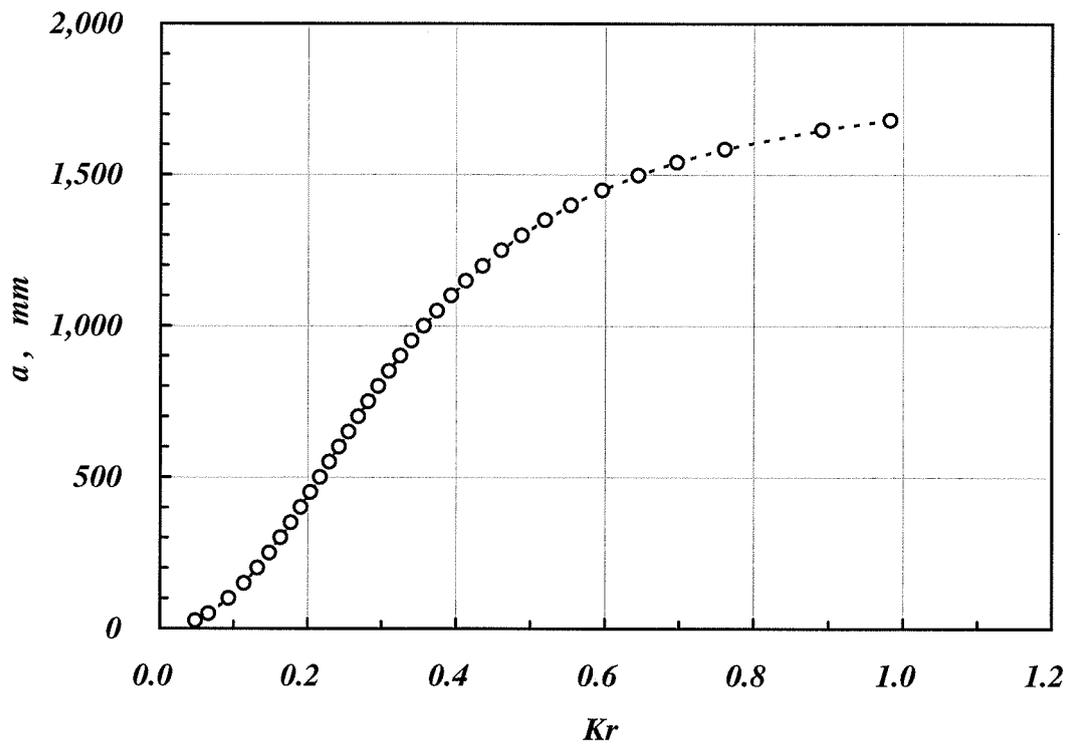


(b) Relationship between Kr and crack length

Fig.4.2 Failure assessment for Elbow made of W-free 12Cr steel subjected to pump stick

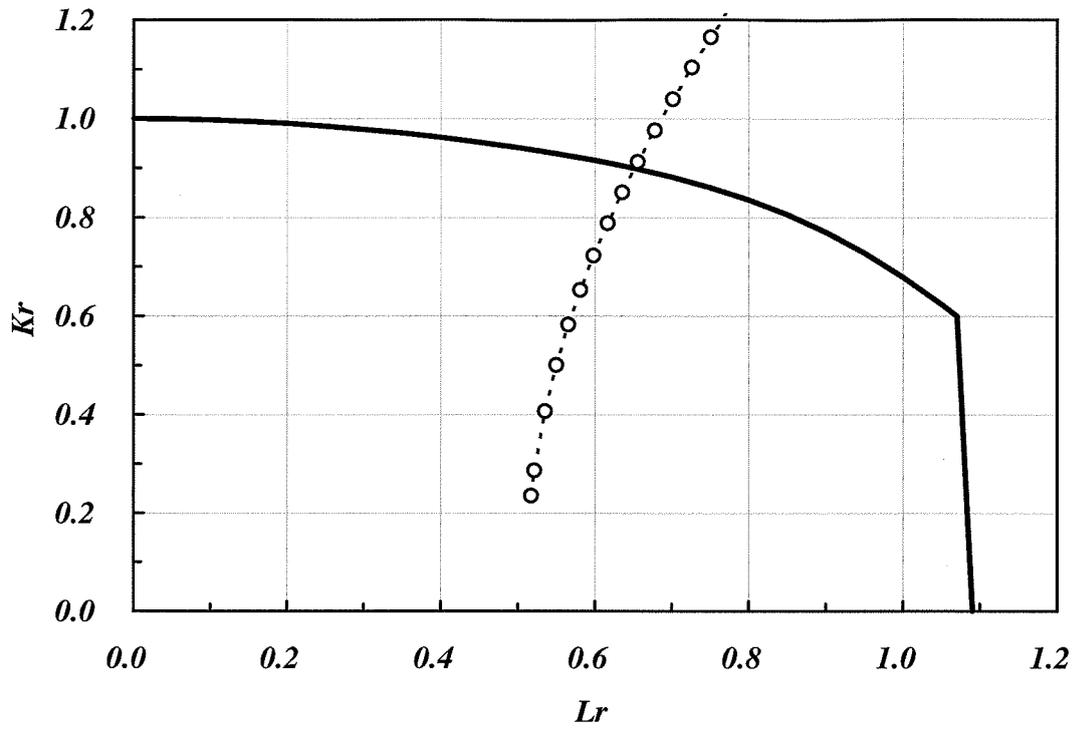


(a) FAD

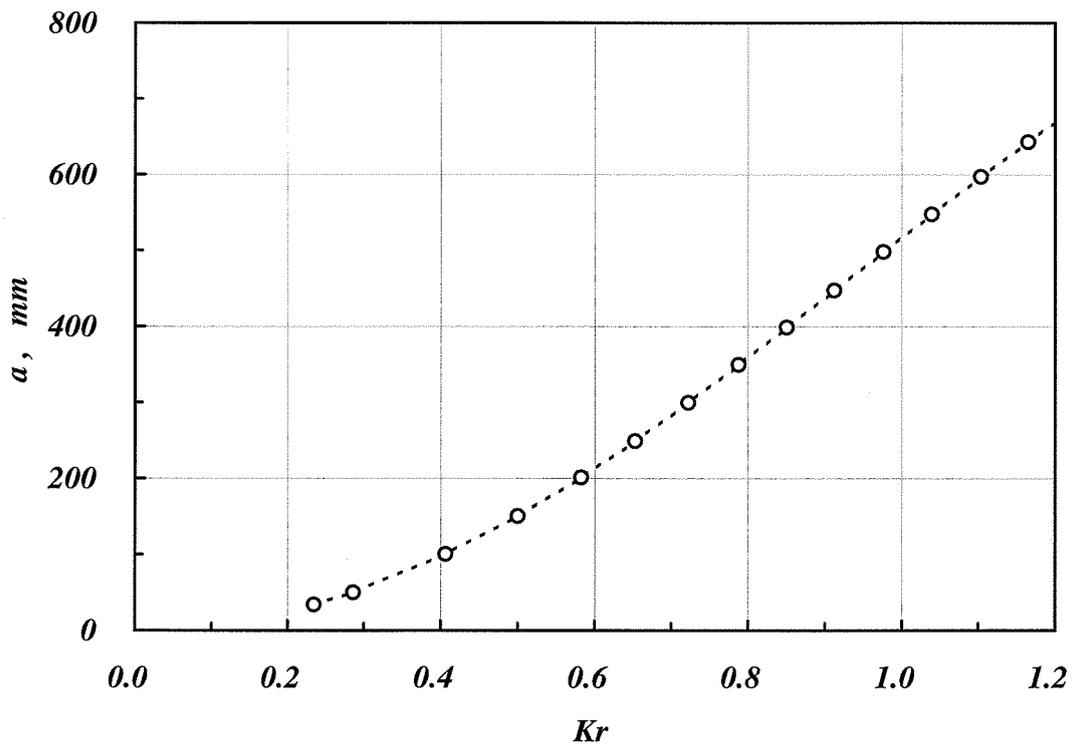


(b) Relationship between Kr and crack length

Fig.4.3 Failure assessment for Elbow made of W-free 12Cr steel subjected to power loss

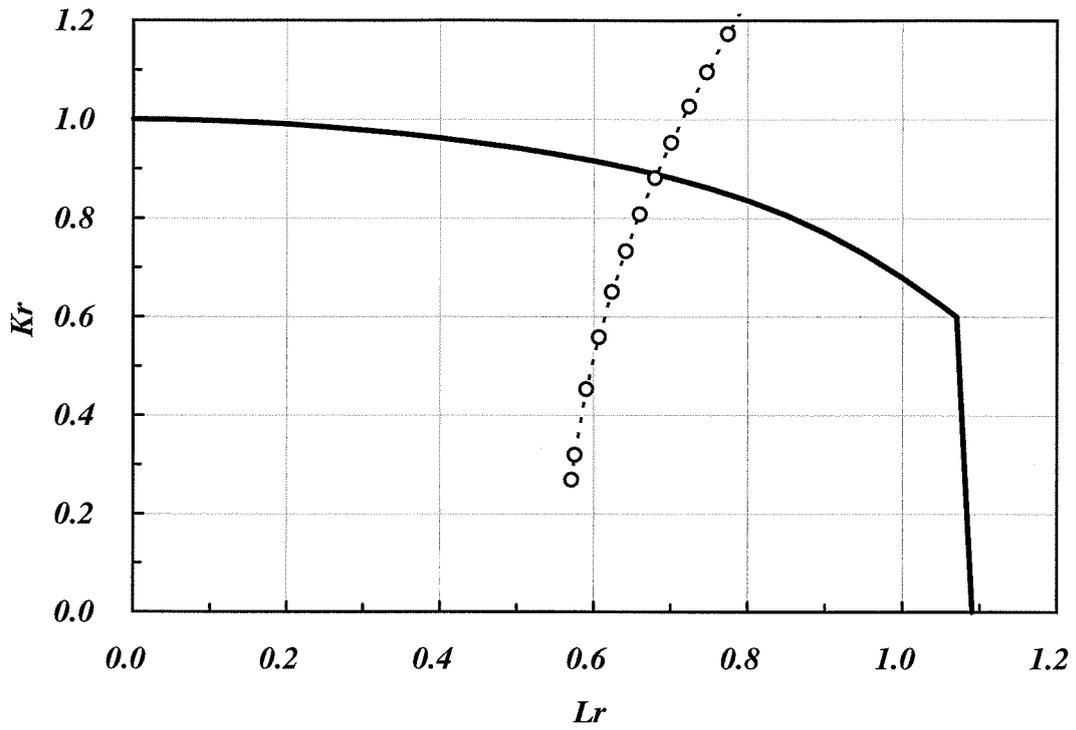


(a) FAD

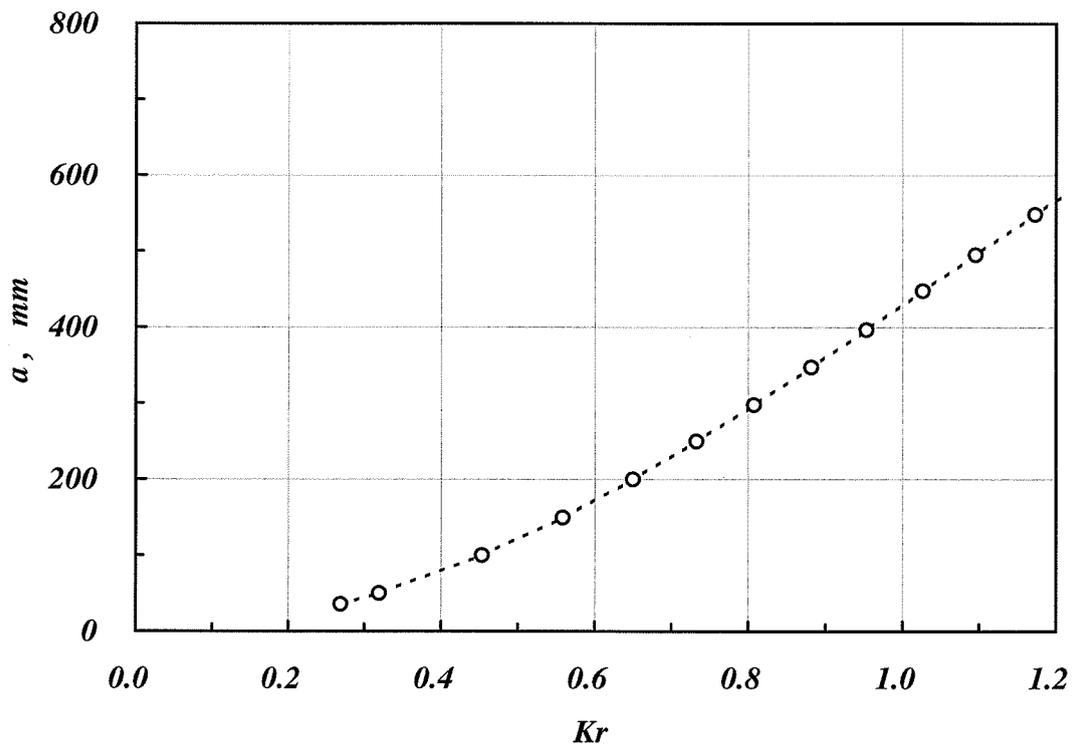


(b) Relationship between Kr and crack length

Fig.4.4 Failure assessment for Y-piece made of W-free 12Cr steel subjected to manual trip

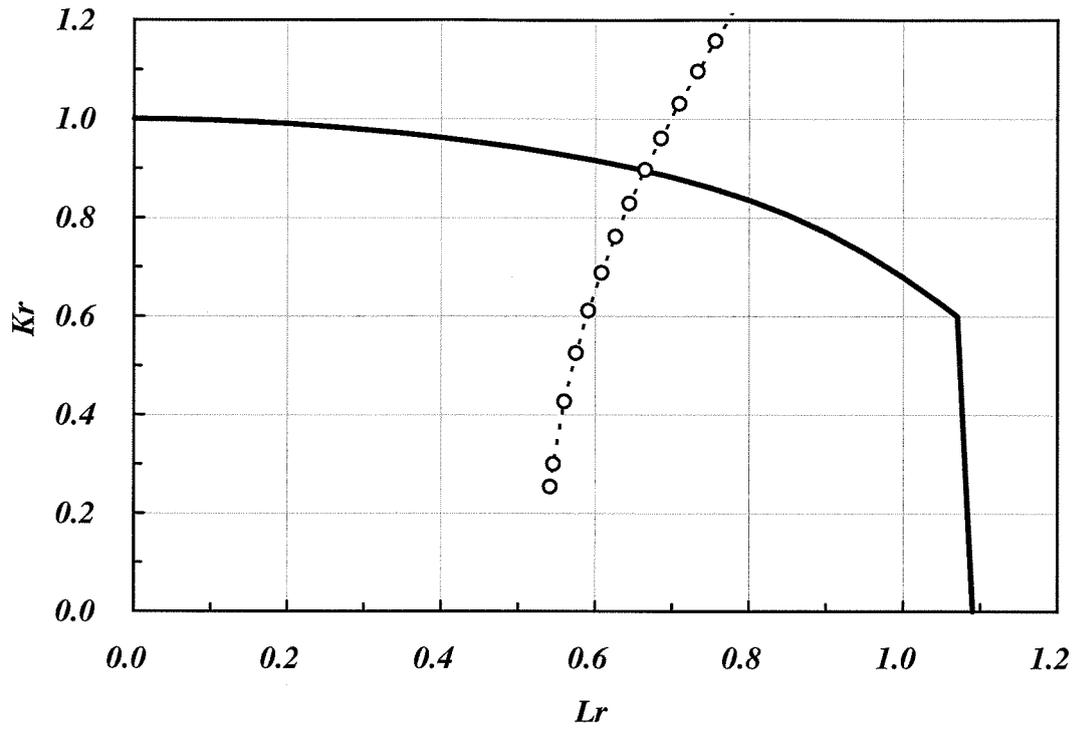


(a) FAD

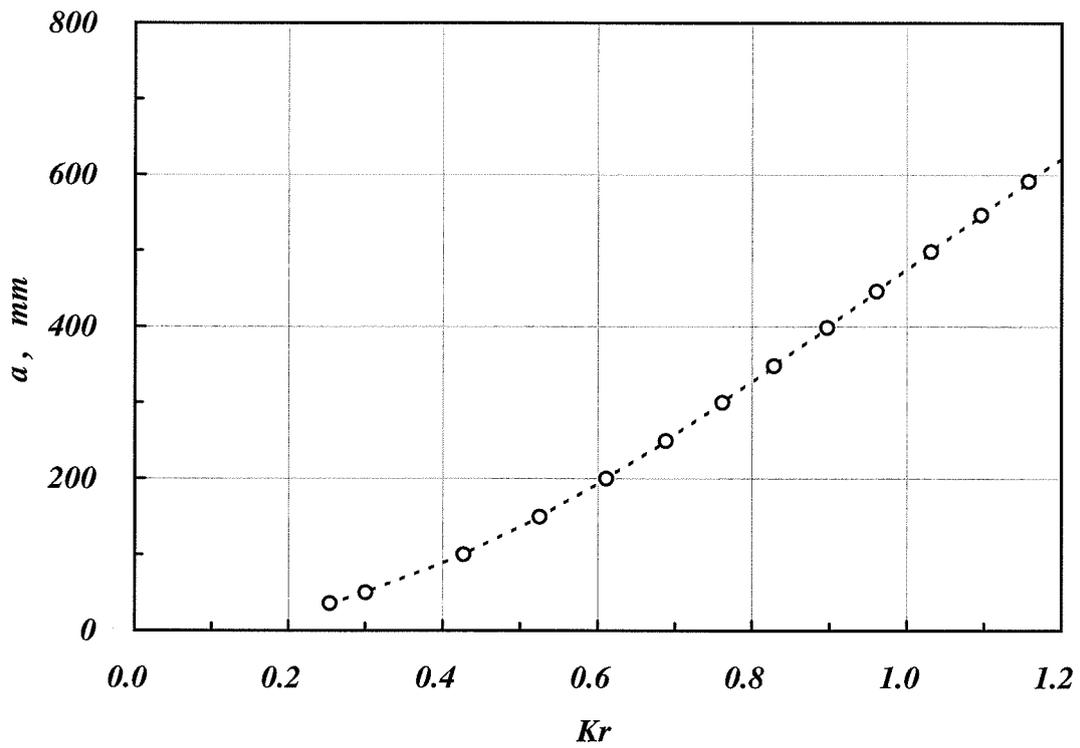


(b) Relationship between Kr and crack length

Fig.4.5 Failure assessment for Y-piece made of W-free 12Cr steel subjected to pump stick

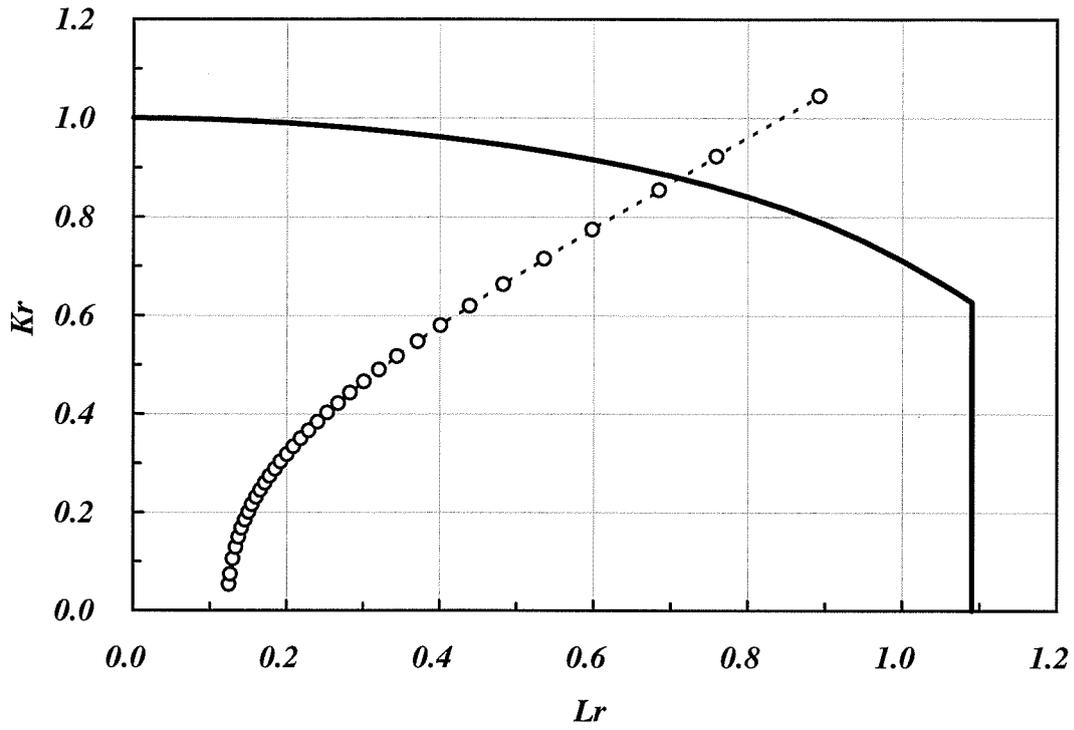


(a) FAD

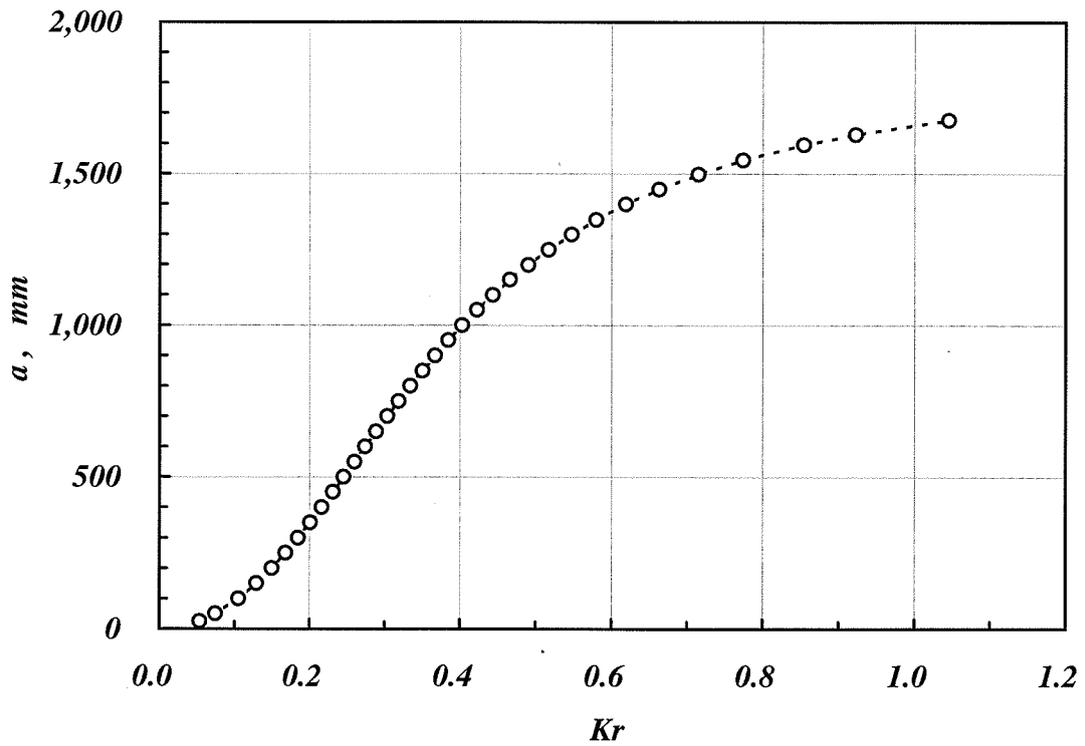


(b) Relationship between Kr and crack length

Fig.4.6 Failure assessment for Y-piece made of W-free 12Cr steel subjected to power loss

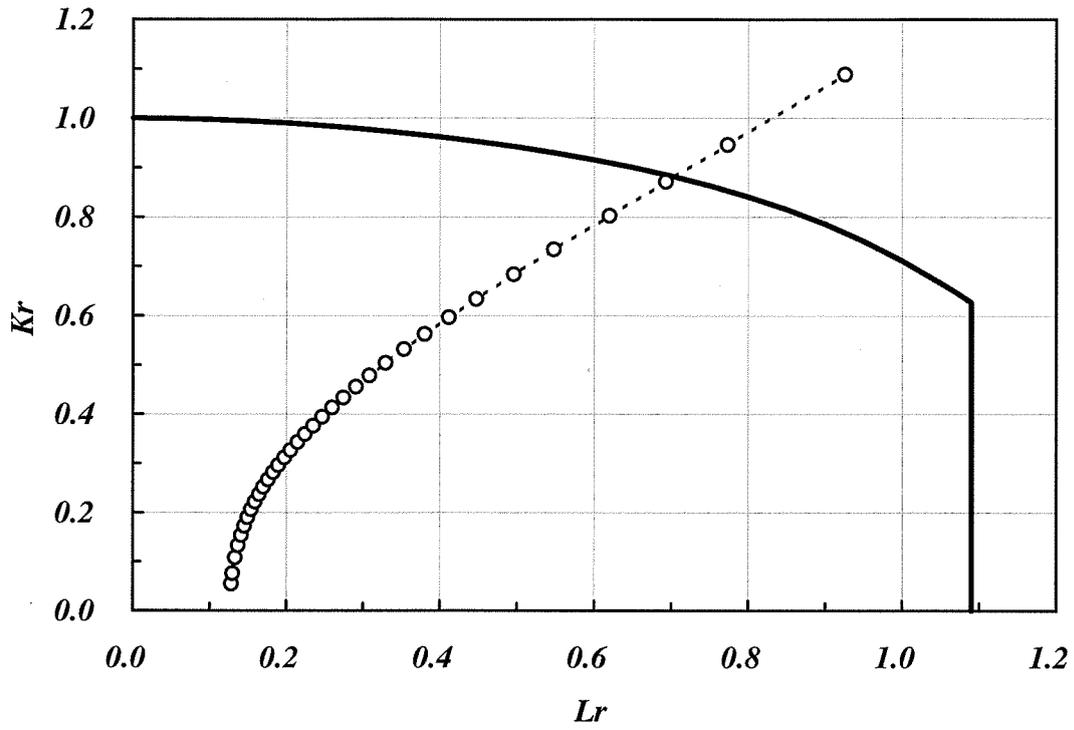


(a) FAD

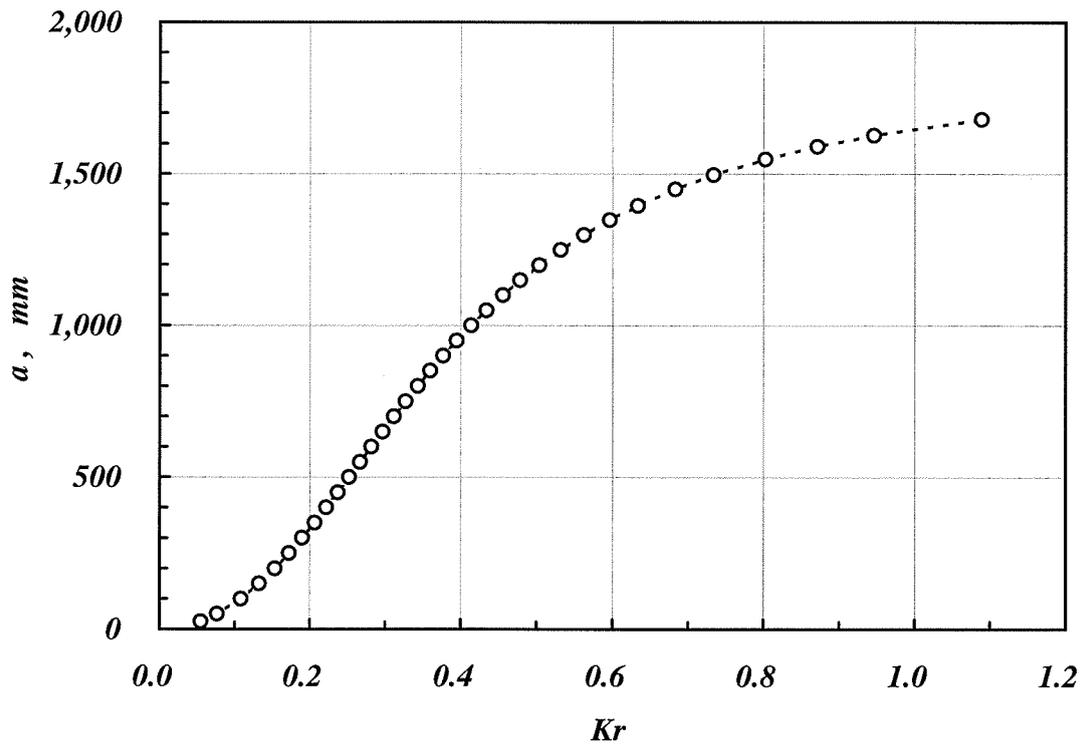


(b) Relationship between Kr and crack length

Fig.4.7 Failure assessment for Elbow made of Med.-W 12Cr steel subjected to manual trip

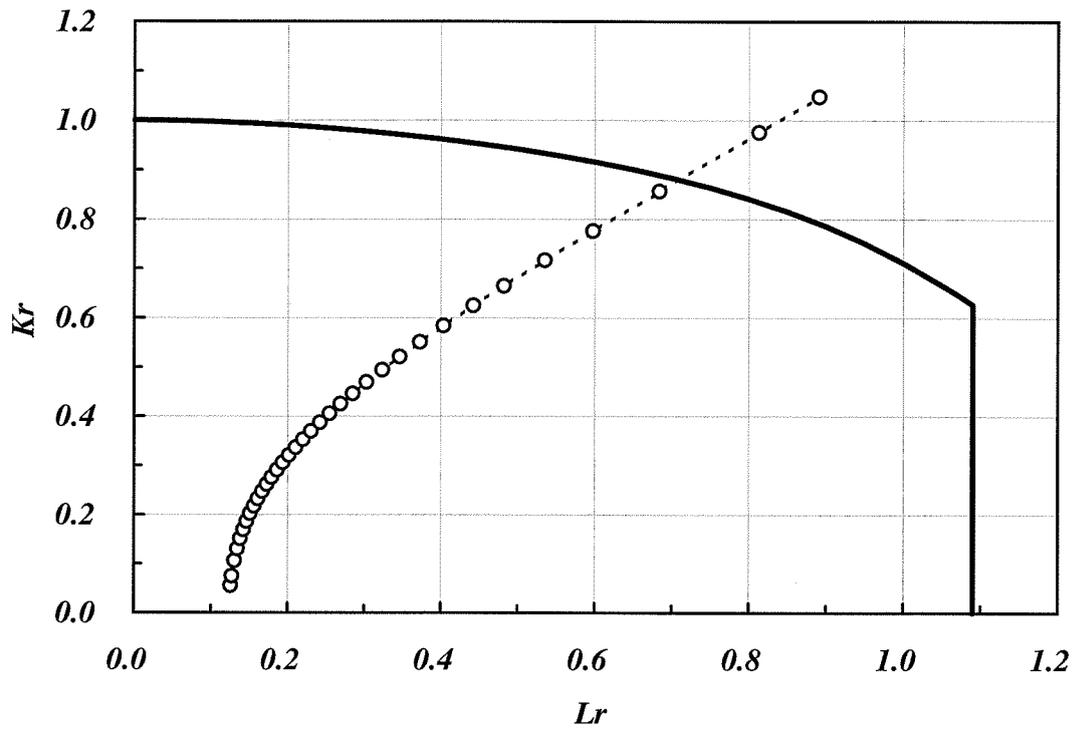


(a) FAD

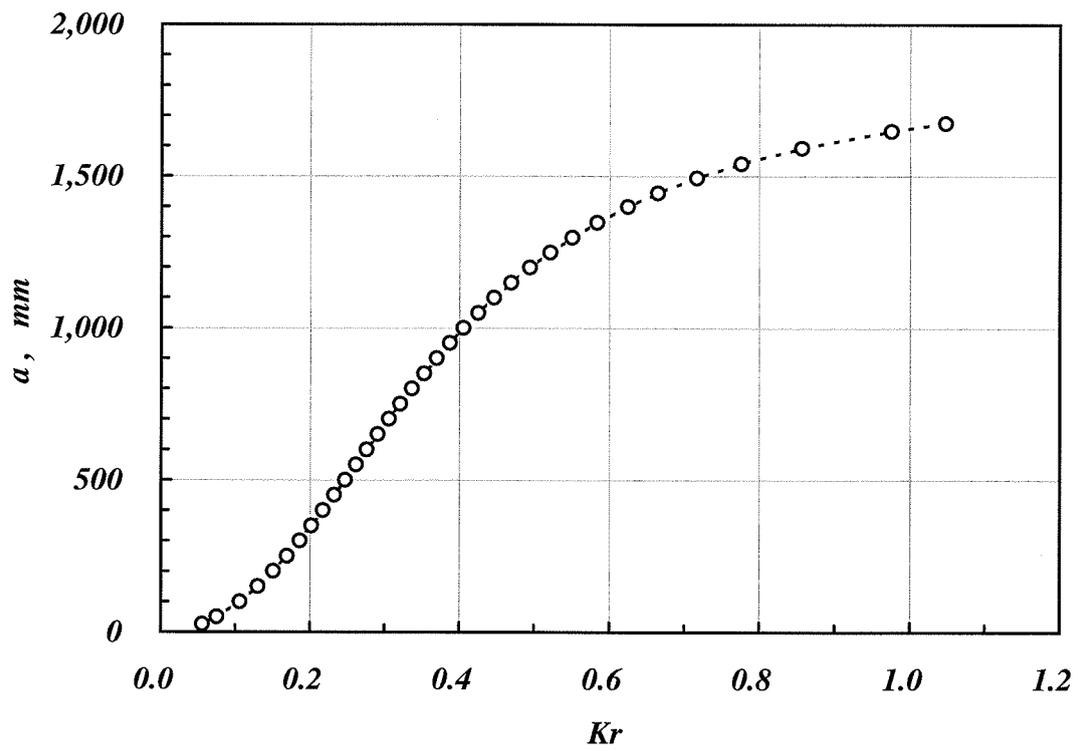


(b) Relationship between Kr and crack length

Fig.4.8 Failure assessment for Elbow made of Med.-W 12Cr steel subjected to pump stick

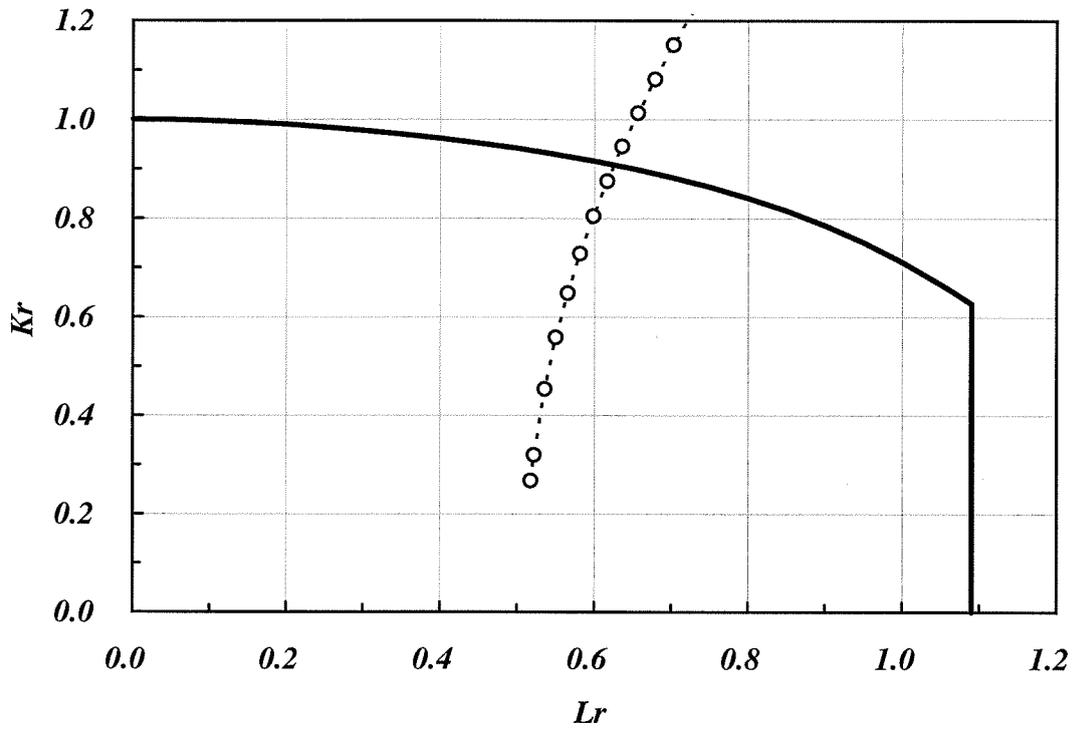


(a) FAD

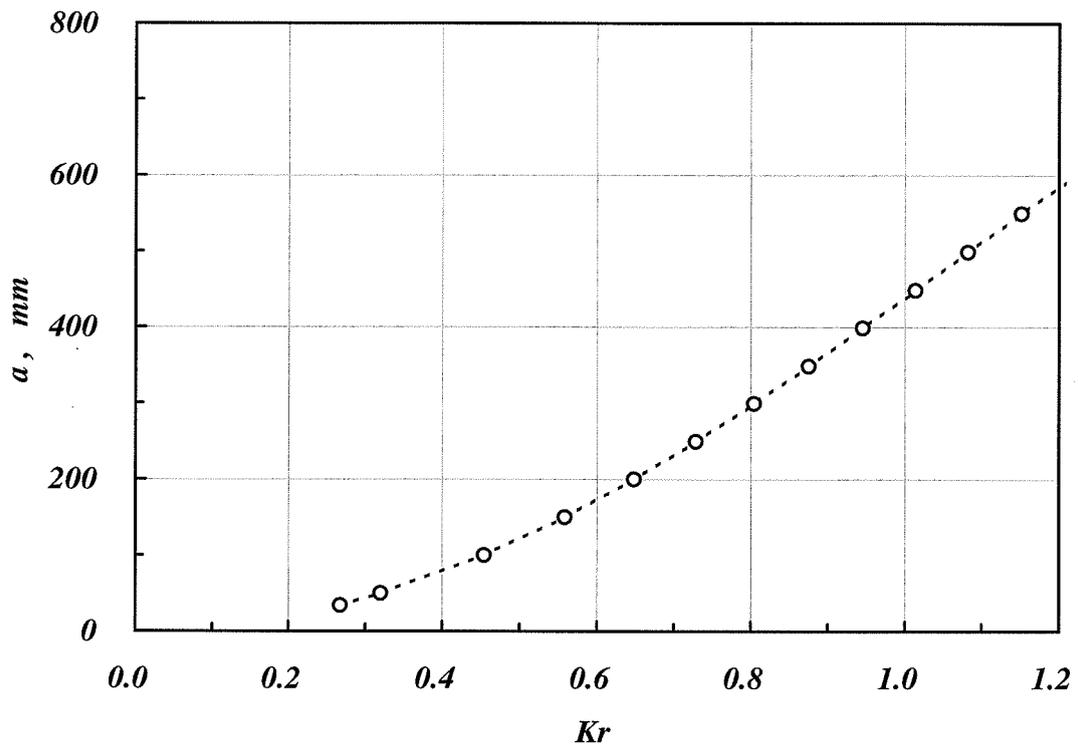


(b) Relationship between Kr and crack length

Fig.4.9 Failure assessment for Elbow made of Med.-W 12Cr steel subjected to power loss

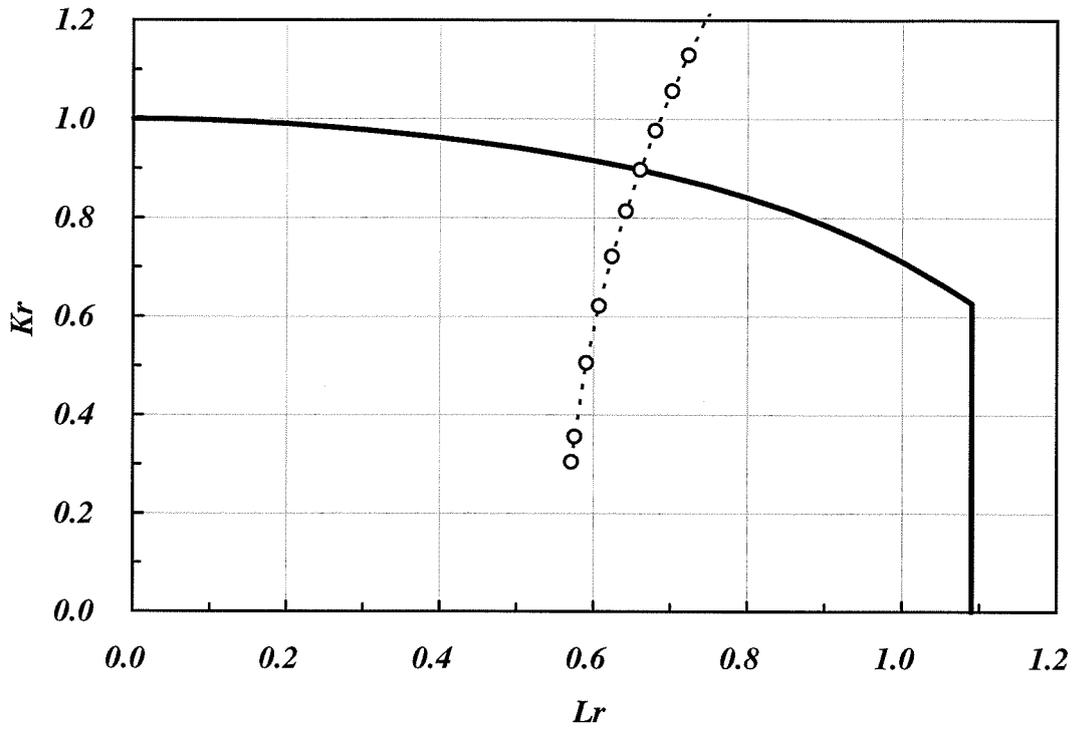


(a) FAD

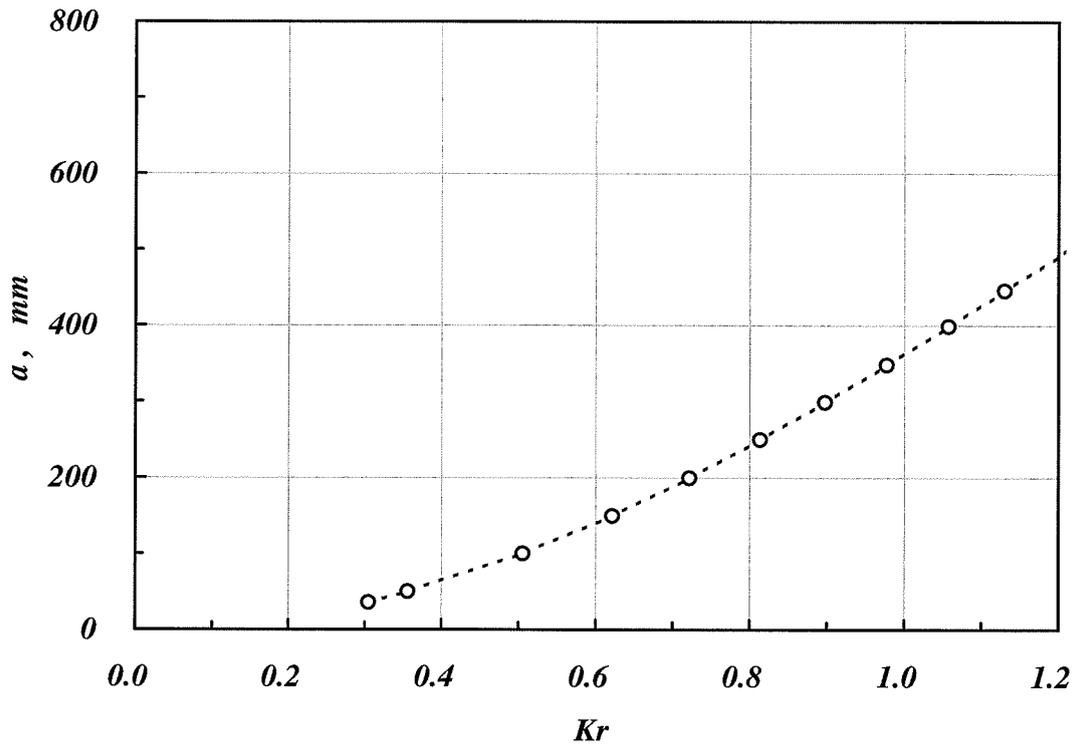


(b) Relationship between Kr and crack length

Fig.4.10 Failure assessment for Y-piece made of Med.-W 12Cr steel subjected to manual trip

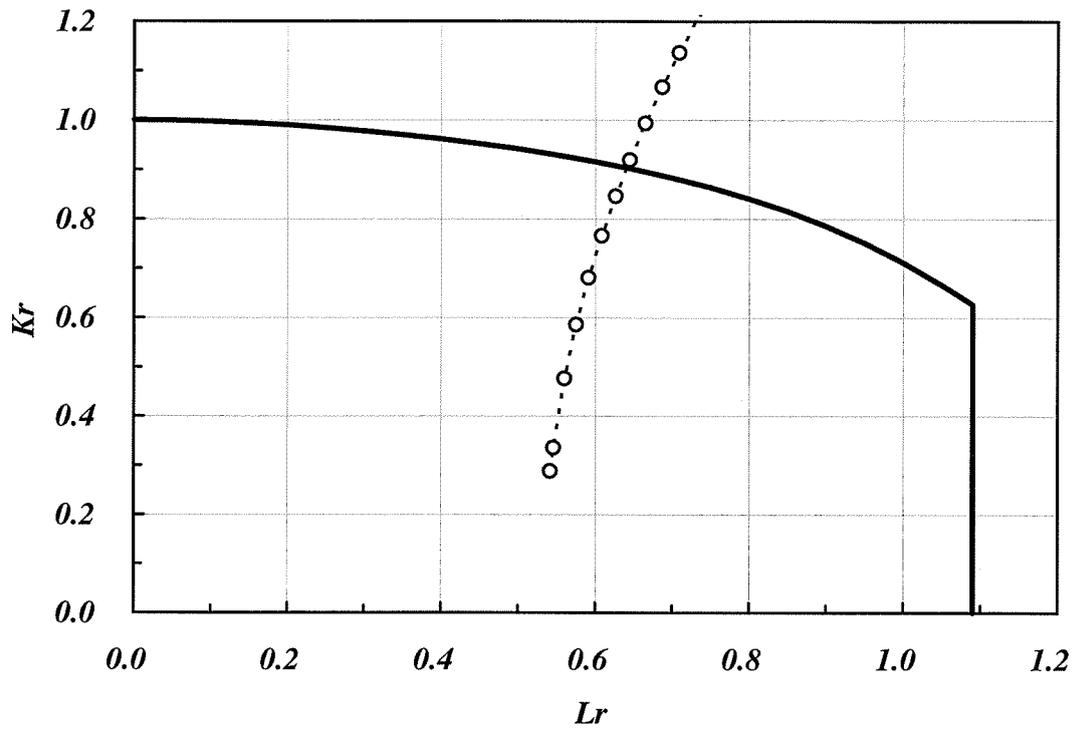


(a) FAD

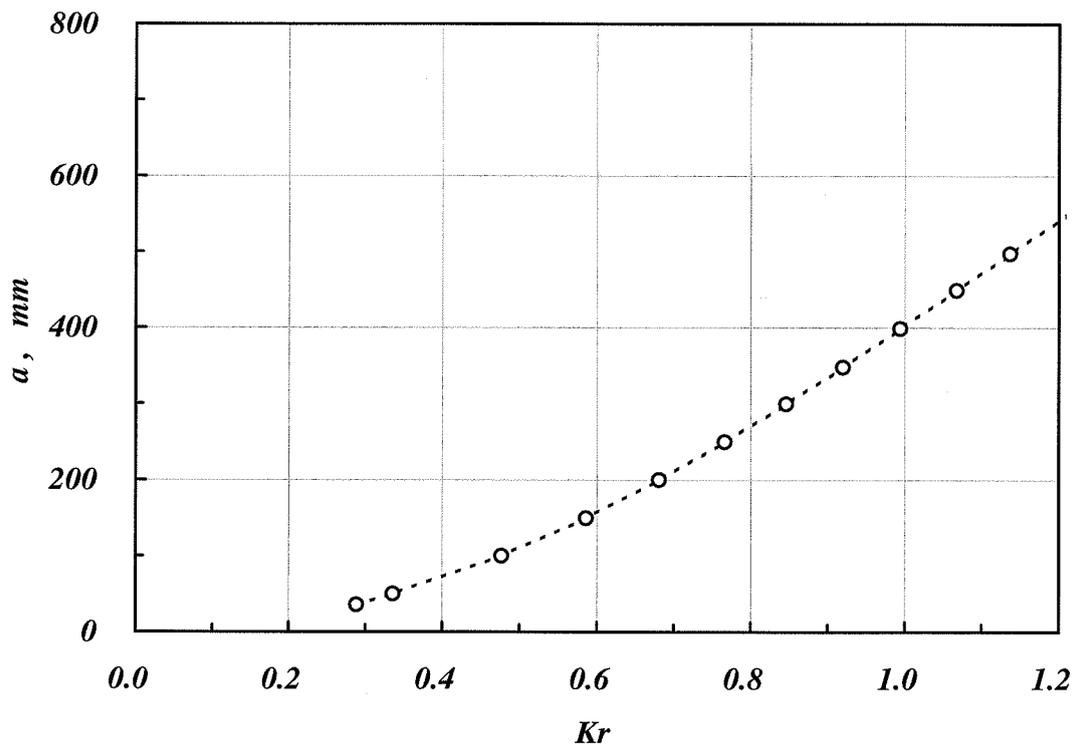


(b) Relationship between Kr and crack length

Fig.4.11 Failure assessment for Y-piece made of Med.-W 12Cr steel subjected to pump stick

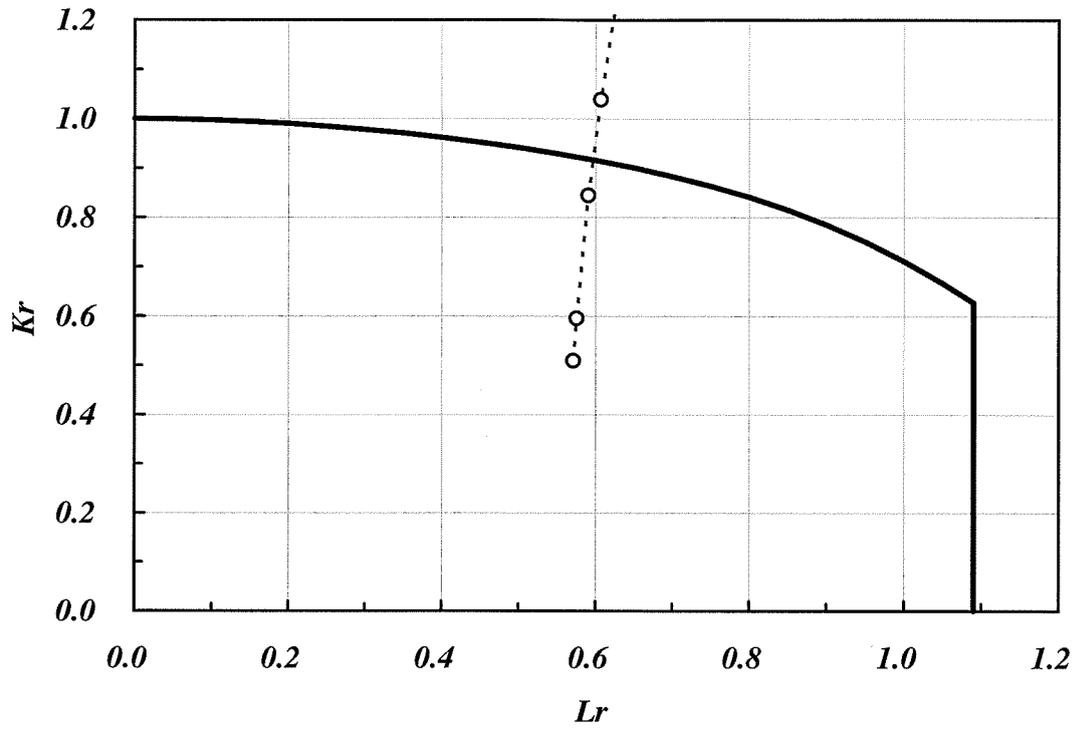


(a) FAD

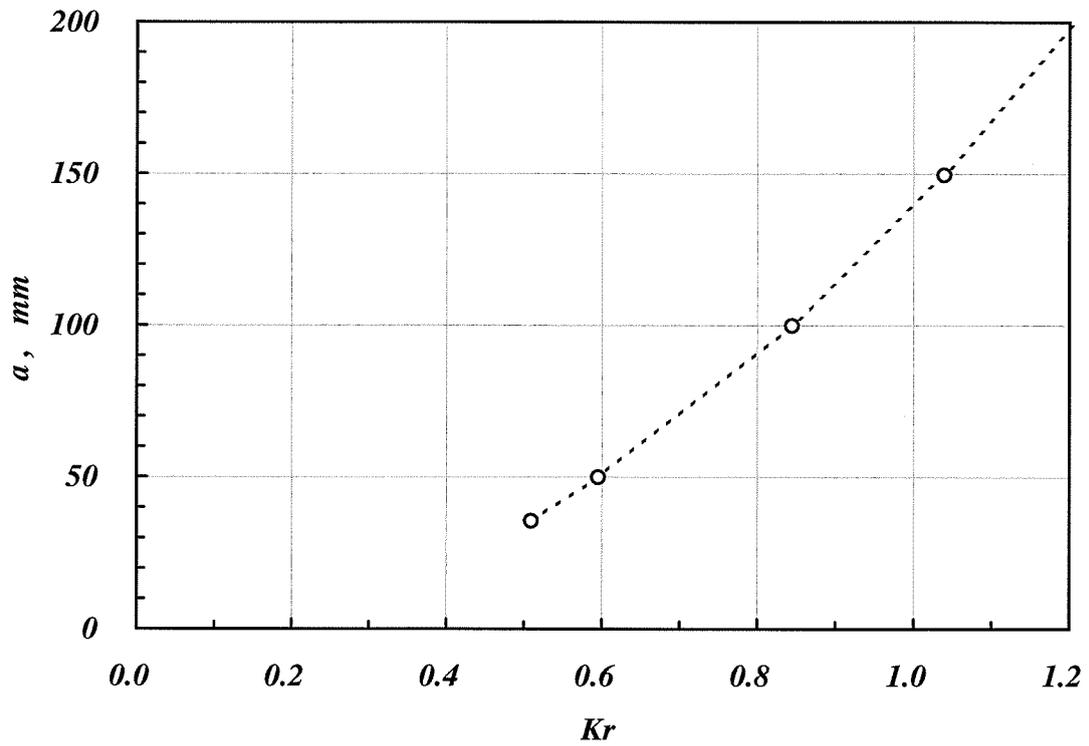


(b) Relationship between Kr and crack length

Fig.4.12 Failure assessment for Y-piece made of Med.-W 12Cr steel subjected to power loss



(a) FAD



(b) Relationship between K_r and crack length

Fig.4.13 Pessimistic failure assessment for Elbow made of Med.-W 12Cr steel subjected to pump stick

5. 結言

W 添加量を調整した 2 種類の 12Cr 鋼の高温破壊靱性試験を、ASTM E-813 に準拠して実施した。その結果、W 無添加 12Cr 鋼では平面ひずみ条件が満足されず、材料固有の破壊靱性値が取得されなかったが、W 中添加 12Cr 鋼では材料固有の破壊靱性値が得られた。また、これらの値は、昨年度取得された値よりもいずれも約 40% 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、FS において検討されているナトリウム冷却大型炉の応力の厳しい部位（一次系ホットレグ配管エルボおよび炉容器側 Y ピース）に周方向き裂を想定して実施した結果、き裂貫通時点においてこれらの 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、材料のばらつきを考慮するために、破壊靱性値を昨年度の試験結果も含めた 99% 信頼下限を採用して同様の破壊評価を実施したが、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十分大きいことが示された。

以上のことから、ナトリウム冷却炉大型炉の 12Cr 鋼製配管の応力の厳しい部位において、LBB 成立性に見通しを得ることができたといえる。しかし、12Cr 鋼に関しては長時間高温保持によって衝撃特性の低下があることや、溶接部の衝撃特性が母材に比較して有意に劣ることなどから、長時間熱時効材あるいは溶接継手の破壊靱性値を用いた破壊評価を行う必要があると考えられる。

6. 謝辞

本研究の実施にあたり、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、多くの有益な助言をいただきました。ここに記して謝意を表します。

7. 参考文献

- 【1】森下正樹他、“高温構造設計高度化研究 [平成 14 年度共同研究報告書]”、
JNC TY 9400 2003-001 (2003) .
- 【2】日本原子力発電株式会社、“平成 14 年度発電用新型炉技術確証試験事業
報告書 その 1 設計手法高度化確証試験” (2003) .
- 【3】(株)日立製作所・三菱重工業(株)、“HCM12A 鋼材料強度基準暫定試案 (案)”
(2000) .
- 【4】Yoo, Yeon-Sik、“LBB Assessment on Ferrite Piping Structure of Large Scale
LMFR”、ASME Annual Meeting、Vancouver、Aug./2002.
- 【5】Drubay, B.、“A16:Guide for Defect Assessment and Leak before Break Analysis
(3rd draft)” (1995) .
- 【6】ASTM E813 (1989) .
- 【7】香川裕之他、“9Cr 系鋼の高温破壊靱性試験 (第 2 報)”、PNC ZN9410 91-132
(1991) .
- 【8】若井隆純、青砥紀身、“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”、JNC TN9400 2003-017 (2003) .
- 【9】Milne, I. et al.、“Assessment of the Integrity of Structures containing Defects -
Revision 3”、Central Electricity Generating Board (1991) .
- 【10】Zahoor, H.、“Closed Form Expression for Fracture Mechanics Analysis of
Cracked Pipes”、Journal of PVP、Vol.107、p.203-205 (1985) .
- 【11】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、東京、1990 年 1 月
17 日 (1990) .
- 【12】若井隆純、青砥紀身、“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)ークリープ疲労き裂進展評価手法の整備ー(研究報告)”、
JNC TN9400 2001-078 (2000) .
- 【13】小川和博他、“12%Cr 鋼高強度ボイラ用鋼管 (HCM12A) の開発 (第 2
報)”、住友金属技報、Vol.47、No.4、p.39 (1995) .

- 【14】核燃料サイクル開発機構、日本原子力発電株式会社、“高温構造設計高度化研究共同研究報告書（平成 14 年度）”、JNC TY9400 2002-025（2003）。
- 【15】たとえば、塩見弘、“信頼性工学入門”、丸善、（1967）。