

FBR プラントにおけるき裂進展評価手法の 高度化に関する研究

平成 12 年度

(共同研究報告書)

2001 年 3 月

福井大学
核燃料サイクル開発機構
敦賀本部

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下さい。

〒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

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed :

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)
2001

2001 年 3 月

FBR プラントにおけるき裂進展評価手法の高度化に関する研究
平成 12 年度

(共同研究報告書)

飯井 俊行¹⁾

渡士 克己²⁾ 土井 基尾²⁾ 橋本 貴司²⁾

浅山 泰³⁾

要旨

FBR プラント維持基準立案の一環として、(a) JSME 規格を FBR プラントに適用した場合に今後必要となるき裂進展評価技術の抽出・情報収集 (b) 熱応力下疲労き裂進展(FCP)挙動の把握に資するべく高速 FCP 試験システムを開発、その後データ取得を行い、今後 FBR プラント維持規格立案に向け具体的展開を図るために以下の研究が必要であるとの結果を得た。

(1) 亀甲状欠陥強度評価手法の開発

従来の欠陥評価手法（非クリープ域対象）ではクリープ域で発生することが考えられる亀甲状欠陥を想定していない。今後亀甲状欠陥をき裂としてモデル化する手法、およびモデル化後の健全性評価手法を開発する必要がある。

(2) 低荷重域 FCP 挙動の評価

熱応力対策が十分に施された FBR プラントを念頭に置いた熱応力下 FCP 挙動を精度よく推定するためには、低荷重域の FCP 特性が重要となる。ところが低荷重域の FCP 進展データ取得には長時間を要するため、必ずしも十分なデータがない。本年度は大容量高速 FCP 試験機を自作し、また加速試験の可能性について検討したので、今後この成果を活用し各種材料に対する低荷重域 FCP データベースを構築する必要がある。

1)福井大学 工学部 機械工学科

2)核燃料サイクル開発機構 敦賀本部 国際技術センター プラント機器技術開発 Gr

3)核燃料サイクル開発機構 大洗工学センター 要素技術開発部 構造信頼性研究 Gr

本報告書は、福井大学 工学部 機械工学科 飯井俊行助教授と核燃料サイクル開発機構との共同研究契約により実施した研究の成果である。契約番号；124F087

March, 2001

Development of Advanced Methodology for Defect Assessment in FBR Power Plants

(2000 Annual Report)

Toshiyuki Meshii¹⁾

Katsumi Watashi²⁾ Motoo Doi²⁾ Takashi Hashimoto²⁾

Tai Asayama³⁾

Abstract

As a preparation for developing a code for FBR post construction code, (a) JSME Code NA1-2000 was reviewed on the standpoint of applying it to FBR power plants and the necessary methodologies for defect assessment for FBR plants were pointed out (b) large capacity-high speed fatigue crack propagation (FCP) testing system was developed and some data were acquired to evaluate the FCP characteristics under thermal stresses. Results showed that the extended research on the following items are necessary for developing FBR post construction code.

(1) Development of assessment for multiple defects due to creep damage

Multiple defects due to creep damage are not considered in the existing code, which is established for nuclear power plants in service under negligible-creep temperature. Therefore method to assess the integrity of these multiple defects due to creep damage is necessary.

(2) FCP resistance for small load

Since components of FBR power plants are designed to minimize thermal stresses, the accuracy of FCP resistance for small load is important to estimate the crack propagation under thermal stresses accurately. However, there is not a sufficient necessary FCP data for small loads, maybe because the data is time consuming. Therefore we developed a large capacity-high speed FCP testing system, made a guideline for accelerated test and acquired some data to meet the needs. Continuous efforts to accumulate small load FCP data for various materials are necessary.

1) Department of Mechanical Engineering, Faculty Engineering, Fukui University

2) Plant Technology Development Group, Tsuruga Head office, JNC

3) Structural Mechanics Research Group, Advanced Technology Division, O-arai Engineering Center, JNC

This work was performed under the collaborative contract between Fukui University and JNC.

目 次

1. 緒 言	1
2. FBR プラント向け維持基準作成準備のための調査	2
2.1 概 要	2
2.2 JSME 規格の抜粋	2
3. 熱応力下疲労き裂進展挙動	11
3.1 概 要	11
3.2 大容量高速疲労き裂進展試験機の開発	14
3.2.1 概 要	14
3.2.2 大容量高速試験機の設計	15
3.2.3 設計結果	18
3.2.4 まとめ	20
3.3 ΔK 減率(C)の選定法に関する検討	21
3.3.1 ΔK 減率(C)	21
3.3.2 K^c_{max} 試験疲労き裂進展試験	23
3.3.3 考 察	27
3.3.4 まとめ	29
4. 結 言	30
文 献	32

表目次

表 1 試験機の仕様比較	14
表 2 主要要素の設計思想	16
表 3 供試材の化学成分(wt.%, SS400)	24
表 4 供試材の常温強度 (SS400)	24
表 5 トラベルマイクロスコープの分解能と C ($n=25$)	25
表 6 試験結果による n と $dl = 0.05 \text{ mm}$ に対応する C	28
表 7 K^c_{\max} 試験時間・コスト比較($\Delta K_0 = 12 \text{ MPam}^{1/2}$, $\Delta K_{th} = 3 \text{ MPam}^{1/2}$, 10 Hz, $n = 5$)	28

図目次

図 1 亀甲状欠陥例	4
図 2 開発した疲労試験機	15
図 3 試験システム	16
図 4 試験片取り付け部	18
図 5 本試験機の閉ループシステム	19
図 6 閉ループ系での予想ボード線図と実測ボード線図	19
図 7 $da/dN - \Delta K$ の関係	21
図 8 試験システム	23
図 9 試験片形状	23
図 10 K^c_{\max} 試験の計画 $\Delta K \cdot a/W$	25
図 11 ΔK 制御実績 ($C = -1.2 \text{ mm}^{-1}$, Test #②)	26
図 12 K^c_{\max} 試験結果	27

1. 緒 言

原子力機器は、き裂の発生を防止することを目的とした技術基準により設計・製作されている。しかしながら、現実には機器設計荷重と実働荷重の違いによりき裂が発生したケースが存在する。このような状況の下、最近軽水炉については検査・評価・補修から構成されるプラント維持基準のうち、き裂進展評価を含む評価部分が日本機械学会より JSME S NA1-2000 「発電用原子力設備規格維持規格」 [1] (以下、JSME 規格) が発行された。今後 FBR のプラントについても同様の維持基準を立案していくことが考えられ、これに向けた準備を進めることが必要である。この場合 FBR プラント向けき裂進展評価手法を早急に確立する必要があるが、それには軽水炉において負荷形態として考慮されていないクリープ疲労を加味したき裂進展挙動の基礎データが不可欠である。

以上の背景から、平成 12 年度に共同研究「FBR プラントにおけるき裂進展評価手法の高度化に関する研究」を実施し、FBR プラント維持基準立案の一環として、(a) JSME 規格を FBR プラントに適用した場合に今後必要となるき裂進展評価技術の抽出・情報収集 (b) 熱応力下疲労き裂進展挙動の把握に資するべく大容量高速疲労き裂進展試験システムを開発、その後データ取得、を行った。以下、2 章に(a)項、3 章に(b)項に対応する成果を報告する。

2. FBR プラント向け維持基準作成準備のための調査

2.1 概 要

FBR プラント維持基準立案の一環として、JSME 規格[1]を FBR プラントに適用した場合に今後必要となるき裂進展評価技術の抽出・情報収集を行った。検討対象としたのは同規格の第 1 種機器の欠陥評価 (EB-1000~EB-3500) である。

その結果をまとめると、今後次の項目について検討する必要があるといえる。

- (1) クリープ域における評価不要欠陥寸法の選定思想。
- (2) クリープ・疲労き裂進展評価法 (Negligible Creep 領域の設定等)。
- (3) クリープ域において発生することが考えられる亀甲状欠陥のモデル化および評価方法。
- (4) 項目として「オーステナイト鋼容器」の追加。
- (5) 薄肉円筒構造物に対する応力拡大係数解 (たとえば $R_m/W > 20$ に対する解)。

2.2 JSME 規格の抜粋

2.1 の各項目を抽出するもととなった JSME 規格を 1 件 1 葉にて以下示す。

軽水炉維持基準 EB-2000 第1種機器の評価不要欠陥寸法基準

EB-2010 適用

EB-2000 は、次の第1種機器に適用し、第一段階の欠陥評価において使用する。ただし、オーステナイト系ステンレス鋼管の場合、SCCによる欠陥には適用しない。

- (1) 最小降伏点が 345MPa 以下のフェライト鋼容器(管、ボルト、スタッド、ナット、オメガシール、キャノピーシール、ノズルコーナ部は除く)およびその溶接部。
- (2) 呼び径が 65mm 以上、最小降伏点が 310MPa 未満のオーステナイト系ステンレス鋼管(鋳造管についてはフェライト量が 23.5%以下のもの)およびその溶接部。
- (3) 呼び径が 65mm 以上、最小降伏点が 275MPa 以下のフェライト鋼管(継目無管またはシーム溶接管(ただし、鋳造管を除く))およびその溶接部。

FBR プラント維持基準への対応

- クリープ域における評価不要欠陥寸法設定「思想」について要検討。
- 最高使用温度に関する記述が追加されるものと思われる。

軽水炉維持基準

EB-2020 欠陥形状のモデル化

供用期間中検査等の検査により検出された有意な欠陥指示は、添付一に従って形状のモデル化を行い、平面欠陥または線状欠陥に分類し、その形状および寸法を決定しなければならない。

FBR プラント維持基準への対応

- クリープ域にて発生が考えられる亀甲状欠陥（例えば下図[2]。複数の欠陥が近接亀の甲状に発生する状況を総称したもの）のモデル化および評価方法について要検討。

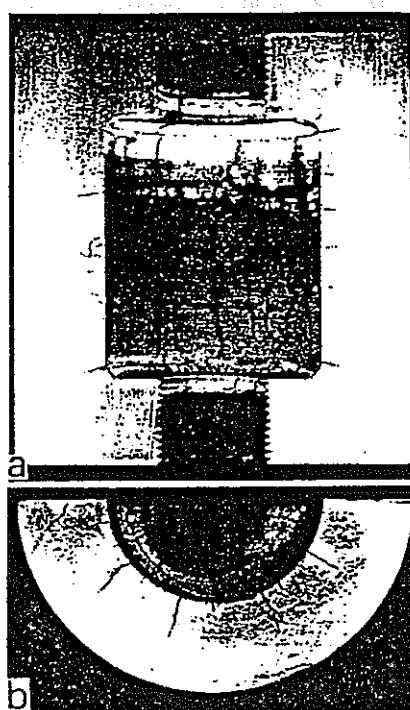


Figure 3. Circumferential (a) and longitudinal (b) cracks in Specimen 4. Note that these originate as craze cracking at the bore. Reproduced with permission from 'Fatigue at High Temperature', Applied Science Publishers

図 1 亀甲状欠陥例

軽水炉維持基準 EB-3000 フェライト鋼容器の欠陥評価

EB-3010 はじめに

EB-3000 は、EB-1030 の第二段階の欠陥評価(評価期間中のき裂進展を考慮した欠陥評価)に適用可能な、第1種容器のうちのフェライト鋼容器に関する評価方法および許容基準を規定する。

FBR プラント維持基準への対応

- 項目としてオーステナイト容器が必要.

軽水炉維持基準

EB-3200 欠陥形状のモデル化

対象欠陥は添付一に従って欠陥形状のモデル化を行い、投影面の平面欠陥の形状および寸法を決定しなければならない。EB-3300 のき裂進展評価および EB-3400 の破壊評価は、二平面に投影されたそれぞれの欠陥について行わなければならない。

FBR プラント維持基準への対応

- クリープ域にて発生が考えられる亀甲状欠陥のモデル化および評価方法について要検討。

軽水炉維持基準

EB.3300 き裂進展評価

評価期間末期における対象欠陥の予測欠陥寸法を決定するため、EB-3300 の規定に従ってき裂進展評価を行わなければならない。

FBR プラント維持基準への対応

- クリープ・疲労重畠下き裂進展評価とする必要あり。同評価方法について要検討。
- 比較的短期のうちに次回検査を行うということであれば、クリープき裂進展の影響を省略してよいという規定を入れてもよいと考えられる。「Negligible creep 領域の設定」について要検討。

軽水炉維持基準

EB-3330 き裂進展機構

EB-3300 のき裂進展評価で考慮するき裂進展機構は、疲労とする。

FBR プラント維持基準への対応

- クリープ・疲労重畠下き裂進展評価とする必要あり。同評価方法について要検討。

軽水炉維持基準

EB.3340 き裂進展速度

材料の疲労き裂進展速度 da/dN (深さ方向および長さ方向)は、応力拡大係数の変動範囲 ΔK の関数として次式により表わされる。

$$da/dN = C_0 (\Delta K)^n$$

ここで、 C_0 および n は、材料および環境条件により決定される定数である。 C_0 および n は、材料、試験片の採取位置、環境、試験周波数およびその他の影響する因子を考慮した試験のデータから決定しなければならない。試験は、標準的な試験方法に従うものとする。なお、適用条件が妥当であれば、き裂進展速度として、添付一2 を用いてもよい。

FBR プラント維持基準への対応

- クリープ・疲労重畠下き裂進展評価とする必要あり。同評価方法について要検討。
- 疲労のみ考慮すればよい温度域を設定しておきたい。「Negligible creep 領域の設定」について要検討。

軽水炉維持基準

EB-3360 応力拡大係数

- (1) き裂進展評価で用いる応力拡大係数は、対象欠陥位置での応力分布から求めなければならない。
- (2) 適用条件が妥当であれば、添付一5 に示す方法により応力拡大係数を求めてよい。

FBR プラント維持基準への対応

- FBR プラントでは耐熱応力構造としているため、 $R_m/W > 20$ の薄肉円筒構造になっている場合がある。一方 JSME 規格で採用している応力拡大係数（K 値）解はこれほどの薄肉円筒を想定しておらず、薄肉円筒に対してはこれに対応する K 値解が必要。

3. 熱応力下疲労き裂進展挙動

3.1 概 要

FBR プラントは軽水炉プラントに比し高温で運転されるため, FBR プラント向け維持基準を立案する場合にクリープ疲労き裂進展挙動の評価方法を JSME 規格に追加することが考えられる。この場合その重畠効果をまずは疲労, クリープによるき裂進展として評価することが考えられる。

ところで熱応力対策が十分に施された FBR プラントを念頭に置いた熱応力下疲労き裂進展挙動を精度よく推定するためには、特に低荷重域の疲労き裂進展特性（材料特性）を明らかにする必要がある。ところが疲労き裂停留に対応すると言わわれている材料抵抗 ΔK_{th} （下限界応力拡大係数範囲）近くの低荷重域の疲労き裂進展データを取得するには一般に長時間を要する（例：荷重速度 5 Hz, 荷重漸減率 C の ASTM 標準 = -0.08 mm^{-1} にて約 200 日）。そこで本年度はまず大容量高速疲労き裂進展試験機を自作した。

ところで材料抵抗 ΔK_{th} に近い低荷重域の疲労き裂進展データは、これまでに応力比 (R) 一定試験法を中心に多数のデータが取得されている。当初 ΔK_{th} が R の影響を受けるとされていたが、1970 年代に入り Elber[3] が提唱したき裂閉口の考え方に基づき有効 K 値範囲 ΔK_{eff} により再度データを見直すと $\Delta K_{th,eff}$ がほぼ材料定数と考えてよく、そして高応力比試験（き裂閉口が生じない条件）下求めた ΔK_{th} が材料固有の（intrinsic） ΔK_{th} として考えられるに至っている。また、き裂閉口現象は見かけ上の ΔK_{th} を増大させることが確認されている。しかし、未だき裂閉口の影響を正確に評価するための手法については種々の議論があり、一方設計上安全側の評価を行うという観点に立つと、き裂の閉口は必ず ΔK_{th} を増加させるのであるから、き裂閉口の影響を除いた純粹な材料固有の（intrinsic）データとしての ΔK_{th} およびこれに近い低荷重域の疲労き裂進展データの蓄積が必要不可欠である。

このための試験方法として有力なものには、下限界近傍にてき裂閉口が生じない結果

材料固有の ΔK_{th} および低荷重域の疲労き裂進展抵抗が得られるとされている K_{max} 一定試験法（以後： K^c_{max} 試験法）がある。 K^c_{max} 試験法は1981年にDokerらによって提唱[4]され、その後Hertzbergらによって検証が進められつつある[5][6][7]。Hertzbergらが述べるように[7]、 K^c_{max} 試験法は有効な手法であるがASTM(American Society for Testing Materials)等の規格へ追加するためにはさらなる検討が必要である。

たとえばASTM E647-95[8]では K^c_{max} 試験法についての記述がないが、この規格を準用する場合には次の二項目に関する選定ガイドラインの見直しが必要であると考えられる。

(1) ΔK 漸減率 ($C=(dK/da)/K$) : R 一定試験に対しASTM[8]では $C>-0.08\text{ mm}^{-1}$ と規格されているが、 C の導入経緯[9]を考えると K^c_{max} 試験についてはき裂先端塑性域寸法が一定に保たれるのであるから $|C|$ をもっと大きくとれると考えられる。なお、 K^c_{max} 試験が規格化されているBS[10](British Standard)においても C に対する規定はない。 $|C|$ を大きくとることにより試験時間の短縮が可能となる。

(2) K_{max} : $K_{max}>K_{IC}$ の場合に不安定き裂進展が生じ、一方 $K_{max}<$ き裂開口応力拡大係数 K_{op} の場合き裂は進展しないことを考えると、 K_{max} の適切な上限・下限値が存在すると思われるが、 K_{max} 選定についてはリガメント寸法に関係した $W-a\geq(4/\pi)(K_{max}/\sigma_y)^2$ との記述しかない。

今後効率的に ΔK_{th} およびこれに近い低荷重域の疲労き裂進展データを収集するためには C 、 K_{max} などの試験条件を標準化する必要があると考え、2000年度はまず C について検討を行った。

以上、試験機を高速化し、 C について検討を行った結果、試験時間を約3日間($C=-0.7\text{ mm}^{-1}$, 50 Hz)に短縮することが可能となった。以下、3.2にて大容量高速疲労き裂進展試験機の開発について、3.3にて疲労き裂進展試験の高速化を目的とした荷重漸減率 C の選定方法に關し報告する。

今後は開発した設備を活用し、低荷重域において疲労き裂進展抵抗に影響を及ぼすと言われている最大応力拡大係数 K_{max} の影響評価を中心として、各種材料に対する低荷重域疲労き裂進展データを取得し、データベースを構築することが必要であると考えられる。これにより維持規格における評価不要欠陥選定の基礎データを提供することが可能となる。

3.2 大容量高速疲労き裂進展試験機の開発

3.2.1 概 要

熱応力対策が十分に施された FBR プラントを念頭に置いた熱応力下疲労き裂進展挙動を精度よく推定するためには、特に低荷重域の疲労き裂進展特性（材料特性）を明らかにする必要がある。ところが現有の実験装置は 20 年程前にき裂進展試験のために製作されたもので安定周波数限界が 5 Hz と低く、これを ΔK_{th} 近傍の低荷重疲労き裂進展データ取得に用いた場合には 1 つのデータを得るのに 200 日程度要する（初期 $\Delta K=12$ MPam^{1/2}, ΔK 減率 $C = -0.08 \text{ mm}^{-1}$ の場合繰り返し数約 2.6×10^7 回）ため多くの実験データを得ることができない。また負荷容量が 10 kN (1 ton) であるため高強度鋼に対応することができない。市販の試験機では安定周波数限界が 50 Hz と高速であり、負荷容量も 50 kN (5 ton) と充分であるが非常に高価である。

そこで、市販品と同等の安定周波数限界 50 Hz、負荷容量 50 kN を有する試験機を低成本で開発することにした（表 1）。

表 1 試験機の仕様比較

	現有機	新設計	市販品
負荷容量 kN	10 (1/5)	50 (1)	50 (1)
安定限界周波数 Hz	5 (1/10)	50 (1)	50 (1)
コスト比	~	(1/25)	(1)
試験日数 日 ($C=-0.08 \text{ mm}^{-1}$)	200 (1/10)	20 (1)	20 (1)

注：() 内は比

3.2.2 大容量高速試験機の設計

今回の開発に当たり「試験周波数 50 Hz」, 「負荷容量 50 kN」という 2 つの目標を立て開発を行った。図 2 に完成した試験機の全容, 図 3 にシステムを示す。油圧 14 MPa 時に目標性能を満足できる油圧シリンダ, サーボ弁, アキュームレータを選定した。また, 大容量高速繰り返し荷重に耐えうるよう試験機架台, ロードセル, 治具の設計を行った。

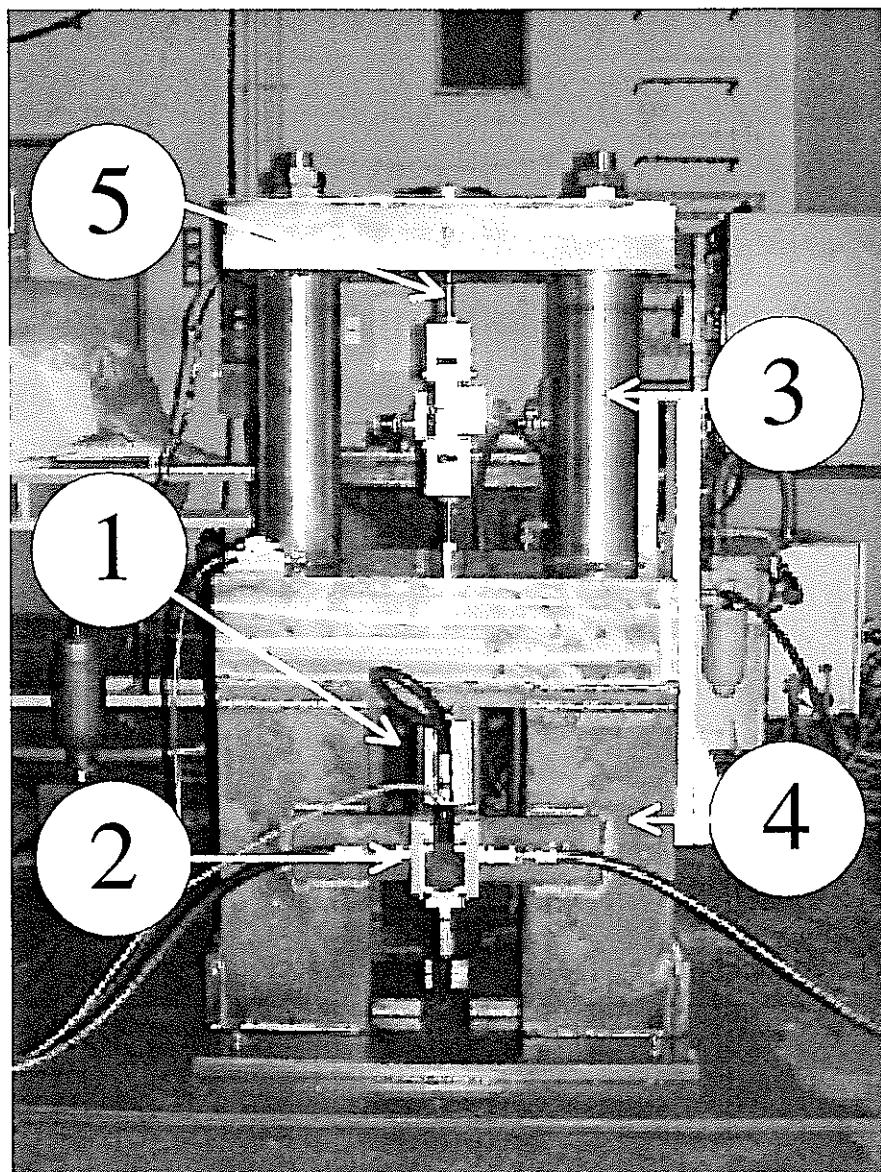


図 2 開発した疲労試験機

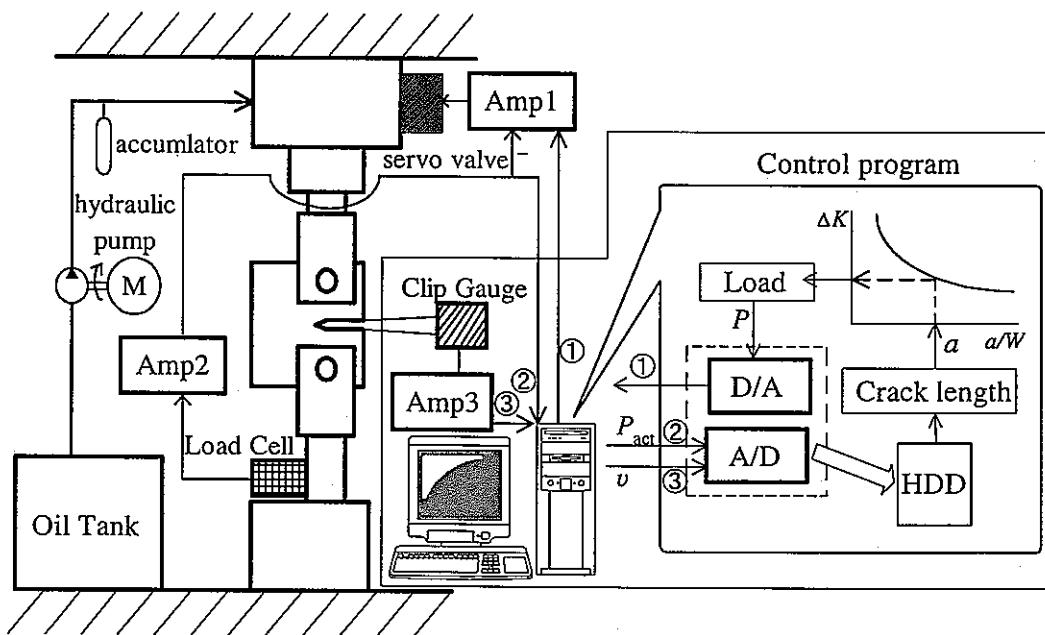


図 3 試験システム

そして前記の試験機開発目標を達成するため、図 2中主要要素①～⑤を表 2のような思想で選定・設計した。

表 2 主要要素の設計思想

①	油圧シリンダ	負荷容量 $\geq 50 \text{ kN}$ @油圧 14 MPa
②	サーボ弁	安定周波数限界 $\geq 50 \text{ Hz}$ 50 Hz時動作ストローク 0.2 mm
③	支柱	片持ちばかりとして 固有振動数 $\geq 50 \times 10 = 500 \text{ Hz}$
④	土台	片持ちばかりとして 固有振動数 $\geq 50 \times 20 = 1 \text{ kHz}$
⑤	フレキシブル ロッド	偏心による試験片リガメント せん断応力 τ /曲げ応力 $\sigma_b < 0.1$

まず①の油圧シリンダは油圧 14 MPa にて負荷容量 50 kN のシリンダを JIS B8354 より選定した。②のサーボ弁は周波数 50 Hz 時の動作ストローク 0.2 mm (約 60 kN) 相当の流量が供給可能なものを選定した。

その後選定した①、②を組み合わせた場合のサーボ系としての安定周波数限界 f_n を求めた。この f_n は (1) サーボ弁の共振周波数 f_{sv} 、(2) 周波数増加に伴う供給油量不足を生じる周波数 f_g 、(3) アクチュエータロッドの油中共振周波数 f_s の最小値として求まるものである。(1) のサーボ弁の共振周波数はサーボ弁のカタログから読みとれ、共振周波数 $f_{sv}=98$ Hz (@14 MPa) である。(2) f_g については 50 kN 相当のストローク L 、シリンダ面積 A として、 $f_g \times A \times L <$ 供給可能油量として求まるもので、今回の場合 $f_g=52$ Hz である。(3) は東京精密測器の計算手法により求めた。計算方法は、シリンダ内の油をバネ、アクチュエータを質点としてモデル化し、この際の共振周波数を f_s とするものである。この共振周波数は試験周波数より十分大きい必要があるため、これを達成する仕様とした結果、 $f_s=753$ Hz が得られた。以上 (1) ~ (3) より安定周波数限界 52 Hz を得た。

試験機の架台、柱についてはアクチュエータ～ロードセル間の偏心に起因する横荷重による振動に対し十分な剛性を確保することとした。③、④については荷重線の偏心を考え、横荷重を受ける片持ちばかりとしてモデル化し、固有振動数の計算を行った。③については固有振動数が試験周波数の 10 倍である 500 Hz 以上となるよう設計した。④については試験周波数の 20 倍である 1 kHz 以上となるよう設計した。

そしてその横荷重に起因する試験片のき裂進展面上のせん断応力を緩和するため、図 4⑤のフレキシブルロッドを中間軸として挿入することにした。具体的には 1 mm の偏心に対し生じるせん断応力により試験片リガメントに生じるせん断応力 τ リガメントの曲げ応力 σ_b に対し、 $\tau/\sigma_b < 0.1$ となるようフレキシブルロッドの直径を 12 mm として選定した。そして 50 kN の荷重時、このロッドの応力集中部に生じる引張応力は応力

集中を考慮した上で疲労限以下に抑えることができるよう SNCM439 を採用した。なお、このフレキシブルロッドの採用により万一過大圧縮荷重が発生した場合にも換装可能なロッドが損傷し、シリンダアクチュエータやロードセルには被害が及ばないようにできるという効果も期待できる。

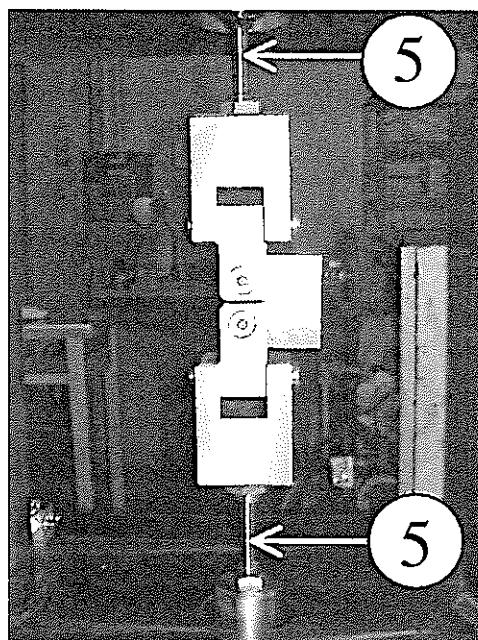


図 4 試験片取り付け部

3.2.3 設計結果

周波数応答特性 本試験機の制御系はロードセルからのフィードバックとともに制御を行う閉ループシステム（図 5）であり、設計の時点で負荷容量 50 kN 時のシステムの伝達関数からゲインを計算し、これをボード線図にプロットすることでシステムのゲイン特性を予想した（図 6①）。安定周波数限界 $f_n=52$ Hz は先の $f_n=f_g=52$ Hz であり、 $f>f_n$ のゲイン減少はサーボ弁の供給油量不足によるものであり、今後サーボ弁を換装することにより更なる高速化が期待できることを示唆するものである。

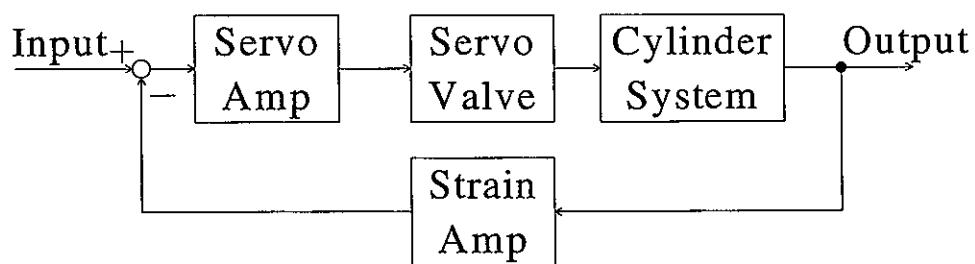


図 5 本試験機の閉ループシステム

図 6②に、今回行った周波数応答特性試験の結果を示す。今回の試験は試験片が SS400 と低強度であるため、負荷 10 kN 下で行った。また試験はフィードバックをかけた閉ループにて行った。図 6②から安定周波数限界が計算で求めた予想値 $f_n=52$ Hz とほぼ等しく、約 50 Hz であることが確認できた。

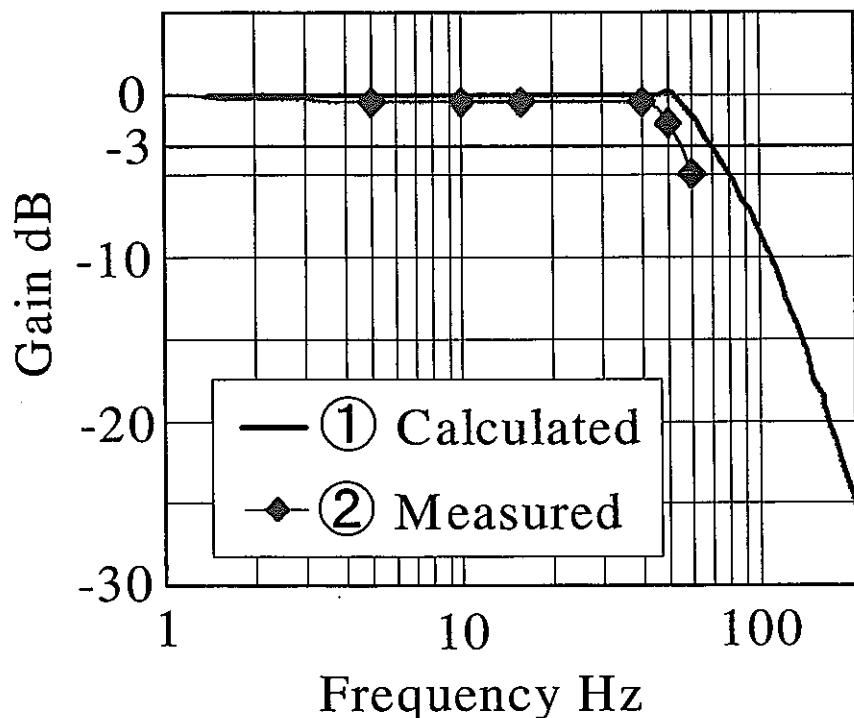


図 6 閉ループ系での予想ボード線図と実測ボード線図

3.2.4 まとめ

負荷容量 50 kN, 荷重周波数 50 Hz の疲労試験機を開発した。今後さらに種々の条件下で性能確認を行う必要があると考えられるが、これまでに実施した試験条件下では設計仕様を満足していることを確認した。これにより ΔK_{th} 近傍の低荷重域疲労き裂進展データ取得の大幅な時間短縮が可能となった。今後は高強度鋼を含む種々の材料に対し首記データを取得していく予定である。

3.3 ΔK 減滅率(C)の選定法に関する検討

3.3.1 ΔK 減滅率(C)

ΔK 減滅率 ($C = (dK/d\alpha)/K$) は、1978年に Saxena ら[9]によって R 一定 ΔK 減滅試験に對し提案されたパラメータである。彼らは $C = \text{一定}$ とすることによりき裂先端塑性域 (r_y : 式(1)) をき裂長さ増分 ($d\alpha$) に対し一定の割合で減少させる (式(2)) 結果、き裂の遅延等を防止できると考えた (Paris 則はき裂進展速度が荷重履歴の影響を受けない場合に適用可能である)。

$$r_y = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_{\max}}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad \dots \dots \dots \quad (1)$$

$$\frac{1}{r_y} \frac{dr_y}{d\alpha} = \text{const.} \quad \dots \dots \dots \quad (2)$$

以下、Saxena ら[9]に従い C の制限値の計算方法を示す。下限界近傍の ΔK と疲労き裂進展速度 ($d\alpha/dN$) の関係を (図 7)，次式の指數則により表されるとする。

$$\frac{d\alpha}{dN} = A(\Delta K)^n \quad \dots \dots \dots \quad (3)$$

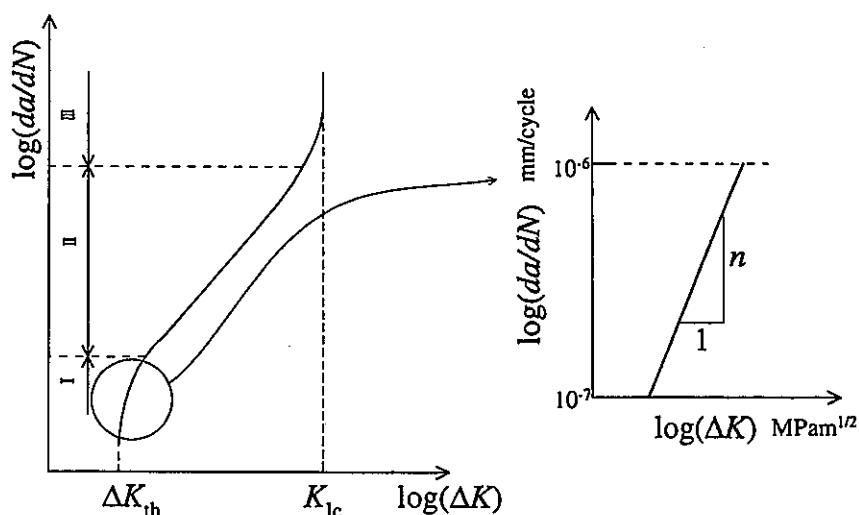


図 7 $da/dN - \Delta K$ の関係

状態 1→2 への変化を考え、式(3)を用い状態 1, 2 の比をとり、次式を得る。

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_1 / \left(\frac{da}{dN}\right)_2 = (\Delta K_1 / \Delta K_2)^n \dots \dots \dots \dots \dots \quad (4)$$

ASTM では、 ΔK_{th} 決定に $da/dN = 10^{-7} \sim 10^{-6}$ mm/cycle の範囲のデータを用いるので、 $(da/dN)_1 = 10^{-6}$ mm/cycle, $(da/dN)_2 = 10^{-7}$ mm/cycle と選定すると式(4)右辺は 10 となる。

ここで状態 1→2 間のき裂長さを dl mm 毎に測定することにする。ASTM では状態 1→2 間に最低 5 点のデータが必要としており、ここでも 5 点計測することになると結局 ΔK_1 から ΔK_2 までのき裂長さ増分 da は、

$$da = dl \times 5 = 5 dl \text{ mm} \dots \dots \dots \dots \dots \quad (5)$$

となる。以上より

$$C = \frac{1}{\Delta K} \frac{d(\Delta K)}{da} = \frac{1}{5dl} \left(\frac{\Delta K_2}{\Delta K_1} - 1 \right) = \frac{1}{5dl} \left(10^{\frac{1}{n}} - 1 \right) \dots \dots \dots \dots \dots \quad (6)$$

Saxena ら[9]は、 $n = 25$, $dl = 0.25$ mm として $C = -0.08 \text{ mm}^{-1}$ という制限値を得ている。なお ASTM では $dl = 0.25$ mm についてはさらに小さくしてよいとしているものの、 dl を計測器具の分解能の 10 倍以上とするよう定めている。

ここで $n = 25$ は第 I 領域にて傾きが十分大きいという意味である (ΔK_{th} 近傍では ∞ なってもおかしくないが) と理解すると、 C が材料特性ではなく、き裂長さの計測能にて定まる量であることに注目したい。そして、 K_{max}^c 試験では K_{max} の値が常に一定である結果、式(2)の条件も常に満足されるのであるから C の値は R 一定試験同様き裂長さの計測能によって決定してよいと考えられる。

$|C|$ を大きくすることによる実験上の利点は、試験時間が大幅に短縮され（たとえば、試験周波数 10 Hz, 初期 ΔK ; $\Delta K_0 = 12 \text{ MPam}^{1/2}$, $K_{\text{max}} = 18 \text{ MPam}^{1/2}$ 時, $C = -0.08 \text{ mm}^{-1}$: 約 100 日 → $C = -1.2 \text{ mm}^{-1}$: 約 5 日），数多くのデータ取得が可能となることである。

3.3.2 K_{\max}^c 試験疲労き裂進展試験

試験システム・試験片 実験装置は図 8 の ΔK 制御疲労き裂進展試験システムを使用した。CT 試験片の形状・寸法を図 9 に、供試材 (SS400) の化学成分および機械的性質をそれぞれ表 1, 表 2 に示す。

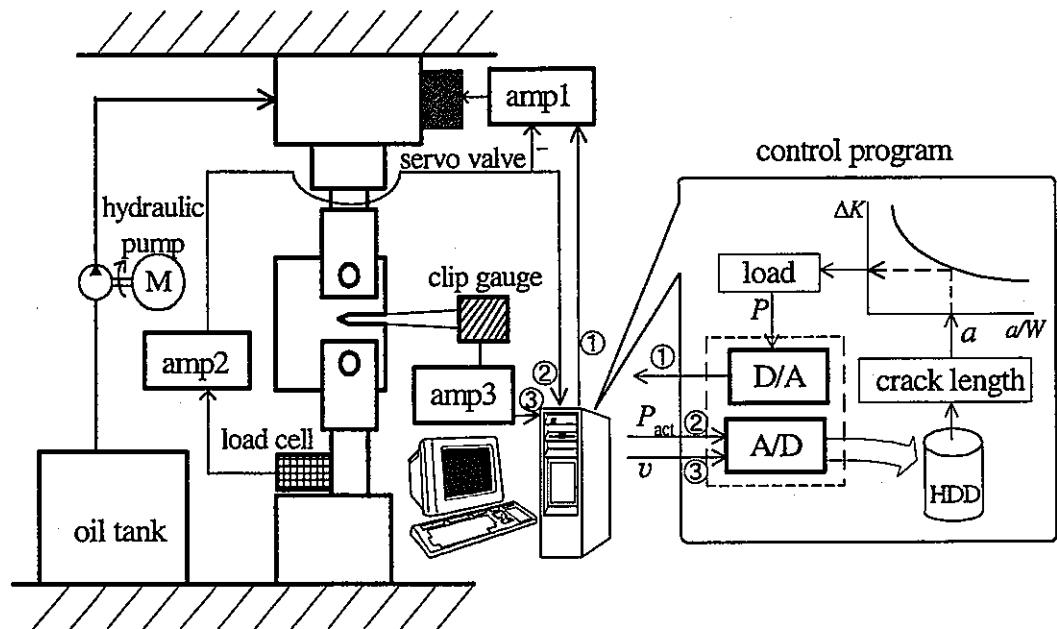


図 8 試験システム

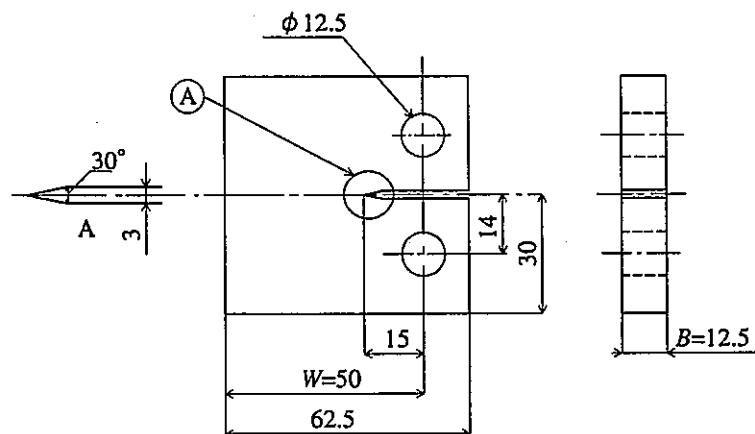


図 9 試験片形状

表 3 供試材の化学成分(wt.%, SS400)

C	Si	Mn	P	S	Fe
0.12	0.23	0.57	0.014	0.015	Bal.

表 4 供試材の常温強度 (SS400)

Yield Point MPa	Tensile Strength MPa	Elongation %
274	435	36

ΔK 制御のためのき裂長さ測定方法は ASTM[8]に準拠しクリップゲージ法を用い、顕微鏡（き裂長さ計測能：0.005 mm）によるき裂長さの目視も行った。今回の試験に用いた $\Delta K - a/W$ 関係を図 10に示す。 K_{\max} の決定については、試験機が安定して負荷できる範囲を考慮して選定した結果、 $K_{\max}=18 \text{ MPam}^{1/2}$ とした (ΔK の初期 $\Delta K_0=12 \text{ MPam}^{1/2}$ である。 $K_{\min}-a/W$ 関係も図 10より定まる)。その他の試験条件として、試験温度：常温、試験片は全て同一ロット材から L-T 方位に採取し試験を行った。

疲労予き裂導入に関しては ASTM[8]に準拠し $a_0/W = 0.36$ にて $K_{\max}=18 \text{ MPam}^{1/2}$ かつ $a/W = 0.30$ にて $K_{\max}=15 \text{ MPam}^{1/2}$ となるように K_{\max} が a/W に対し直線的に変化するよう選定した。この間 $\Delta K=12 \text{ MPam}^{1/2}=$ 一定となるよう K_{\min} を選定した。目視き裂長さの表裏平均値が 18 mm ($a_0/W \approx 0.36$)になった時点で本試験を開始した。

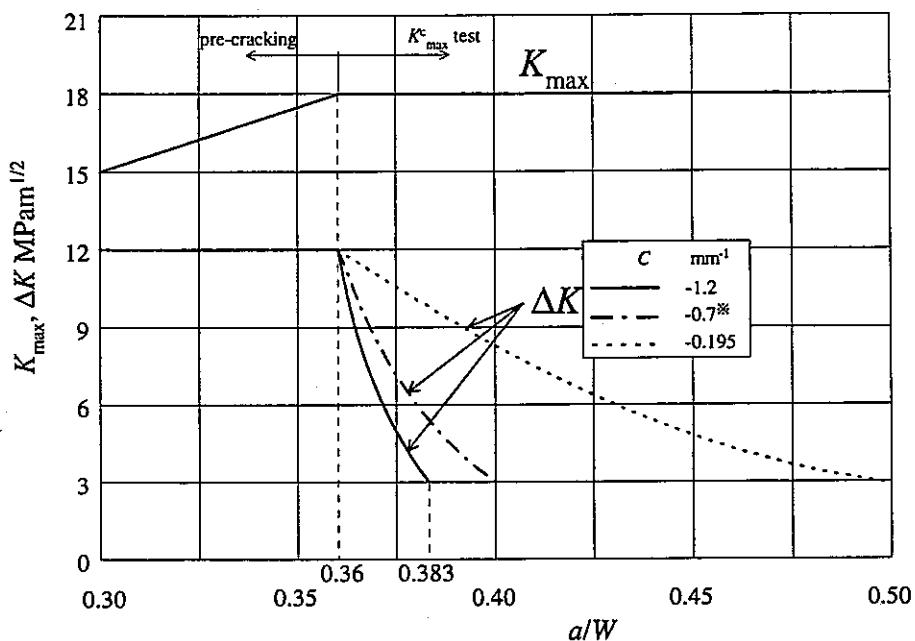


図 10 K_{\max}^c 試験の計画 ΔK - a/W

Cの選定 通常のトラベルマイクロスコープ（読み取り顕微鏡）の計測能は 0.01 mm であるが、今回 |C|を大きくするために計測能 0.005 mm のトラベルマイクロスコープを購入した（市販されているものの中で最高の分解能 × 2 台）。 $n = 25$ として C の制限値を $dl = 10 \times$ 計測能として試算した結果を表 5 に示す。

表 5 トラベルマイクロスコープの分解能と C ($n = 25$)

Precision (mm)	Reading period	C (mm^{-1})
0.01	0.1	-0.18
0.005	0.05	-0.35

$n = 25$ とすると、このように高精度のトラベルマイクロスコープを購入したとしても $C = -0.35 \text{ mm}^{-1}$ 程度と、Hertzberg らの実績がある [7] $C = -1.2 \text{ mm}^{-1}$ の試験を行うことが出

来ない計算になる。しかし、実際に Hertzberg らが $C = -1.2 \text{ mm}^{-1}$ にて試験を行っていることを考え（Hertzberg らの計測機器の分解能不明）、まずは $C = -1.2 \text{ mm}^{-1}$ にて試験を行うことにした（図 10、注： $C = -0.195 \text{ mm}^{-1}$ は実績値である）。

実験結果 今回行った K_{\max}^c 試験 ($C = -1.2 \text{ mm}^{-1}$) の ΔK 計画値と実績値を比較した例を図 11に、試験結果を図 12に示す。

図 11からわかるように本研究に用いた試験システムによる ΔK は計画値との差が最大でも 5.4 %と十分な精度が得られている。

図 12では ASTM に準拠し ΔK_{th} を 10^{-7} mm/cycle 相当の ΔK として決定した結果、 $C = -1.2 \text{ mm}^{-1}$ に対する ΔK_{th} の値はそれぞれ 2.9, 3.1, 3.2 $\text{MPam}^{1/2}$ が得られている。これは、同一ロットに対し行った $C = -0.195 \text{ mm}^{-1}$ の試験（図 12中①； $\Delta K_{th} = 3.1 \text{ MPam}^{1/2}$ ）とほぼ同じ値であるといえ、 C が ΔK_{th} に及ぼす影響が小さいといえる。

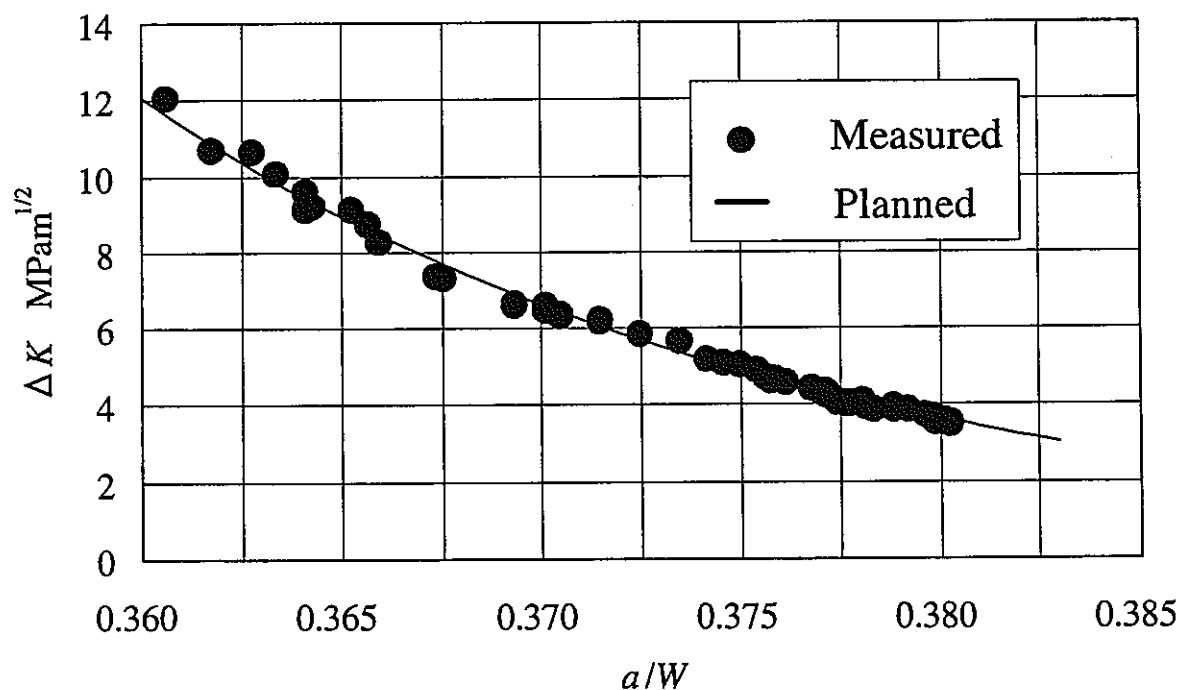


図 11 ΔK 制御実績 ($C = -1.2 \text{ mm}^{-1}$, Test #②)

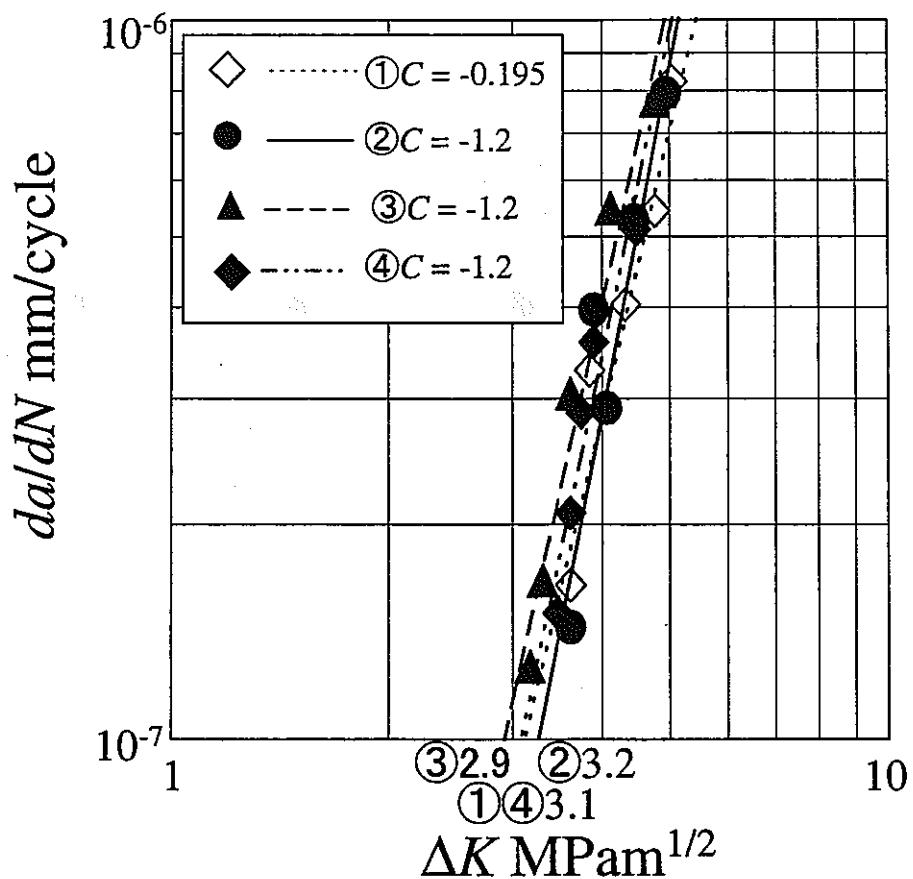


図 12 K_{\max}^c 試験結果

3.3.3 考 察

3.3.2においては Saxena らと同様, $n = 25$ として C の制限値を分解能 0.005 mm (光学機器としてはベスト) のマイクロスコープを使うことにして -0.35 mm^{-1} が得られた。一方実際の実験では, Hertzberg らの実績を参考にこれを大幅に上まわる $C = -1.2 \text{ mm}^{-1}$ での計測を実現できている。以下この差を考察する。

実験結果 (図 12) によると $da/dN = 10^{-7} \sim 10^{-6} \text{ mm/cycle}$ の範囲であっても, $n = 25$ の勾配は得られない。しかも今回のデータでは $da/dN = 10^{-7} \sim 10^{-6} \text{ mm/cycle}$ の範囲に $\log da/dN - \log \Delta K$ 関係を二直線近似した方がよいと思われる。そこでこの範囲の 5 点およびそのうち da/dN が小さい 2 点のデータから各々 n を求め, そして式(6)より C を評価し

た結果を表 6にまとめた. $dl = 0.005 \times 10 \text{ mm}$ としている.

表 6 試験結果による n と $dl = 0.05 \text{ mm}$ に対応する C

Test No.	● ②	▲ ③	◆ ④
n (from all 5 da/dN data)	5.04	3.832	4.658
$C \text{ mm}^{-1}$	-1.47	-1.80	-1.56
n (from date for least 2 da/dN data)	5.97	6.69	6.83
$C \text{ mm}^{-1}$	-1.28	-1.16	-1.15

表 6より今回の計測では $da/dN = 10^{-7} \sim 10^{-6} \text{ mm/cycle}$ の範囲内にて式(3)にて仮定した指數則にあてはめると, n が Saxena らの予想値に比し小さかったことが $C = -1.2 \text{ mm}^{-1}$ の計測を可能にしたと考えられる. 10 Hz で試験を行うとして $\Delta K_0 = 12 \text{ MPam}^{1/2}$, $\Delta K_{th} = 3 \text{ MPam}^{1/2}$ として試算すると表 7のようなメリット・デメリットが考えられる.

表 7 K^c_{\max} 試験時間・コスト比較($\Delta K_0 = 12 \text{ MPam}^{1/2}$, $\Delta K_{th} = 3 \text{ MPam}^{1/2}$, 10 Hz, $n = 5$)

$C (\text{mm}^{-1})$	-1.2	-0.7	-0.08
days/data	5	7	100
Req. Precision (mm)	0.005	0.01	0.01
initial cost	+ ¥400 K	+0	base

$C = -0.7 \text{ mm}^{-1}$ 程度で試験を行うことがコストパフォーマンス的に優利であると考えられ

る。

ところで今回 $C = -1.2 \text{ mm}^{-1}$ の計測を市中で見つけうる最も高精度の光学式トラベルマイクロスコープを使用して実現した。しかしこのマイクロスコープを用いたとしても、他の材料では表 4 に対応する n が 25 程度となりうるとすると結局 $C = -1.2 \text{ mm}^{-1}$ の計測は実現できないことになる。この場合「試験の標準化」という観点からすると表 5 の C に後戻りせざるをえない。これは今後材料を種々変えていく中で $da/dN = 10^{-7} \sim 10^{-6} \text{ mm/cycle}$ の範囲に $\log da/dN - \log \Delta K$ 曲線の勾きが変わることがありうるかを確認していくこととなる。

またこの勾配が変わる現象は $da/dN = 10^{-7} \text{ mm/cycle}$ 相当の ΔK を ΔK_{th} とすることが必ずしも適切でないことを示唆していると言える。ただし、この場合でも ΔK_{th} を小さく評価することになるので、実用的には問題にならないと考えられる。

3.3.4 まとめ

今回 K^c_{max} 試験を $C = -1.2 \text{ mm}^{-1}$ の条件下行った結果、 $C = -0.195 \text{ mm}^{-1}$ の場合とほぼ同等の ΔK_{th} の値が得られた。これによって K^c_{max} 試験における C が ΔK_{th} および低荷重域の疲労き裂進展特性に及ぼす影響が小さいことが確認できた。

4. 結 言

FBR プラント維持基準立案の一環として、(a) JSME 規格を FBR プラントに適用した場合に今後必要となるき裂進展評価技術の抽出・情報収集 (b) 熱応力下疲労き裂進展挙動の把握に資するべく大容量高速疲労き裂進展試験システムを開発、その後データ取得を行った。その結果、今後 FBR プラントの維持規格立案に向け具体的展開を図るべく、以下の項目に関する研究が必要であるとの結果を得た。

(1) 亀甲状欠陥の強度評価手法の開発

クリープ域にて想定される亀甲状欠陥は複数の欠陥が近接して亀の甲状に発生する状況を総称したものである。非クリープ域においては一般に欠陥が単独で発生することを想定すればよく、これに対応した従来の欠陥評価手法では亀甲状欠陥に対しどのような検査データを取得するべきかについても必ずしも明らかではない。また従来の欠陥評価手法では検査の結果得られた欠陥を単独き裂としてモデル化することになるので亀甲状欠陥に対し適切な評価ができるかという点についての知見が不足している。そこで亀甲状欠陥をき裂としてモデル化する手法、およびモデル化後の健全性評価手法を開発する必要がある。

(2) 低荷重域疲労き裂進展挙動の評価

熱応力対策が十分に施された FBR プラントを念頭に置いた熱応力下疲労き裂進展挙動を精度よく推定するためには、特に低荷重域の疲労き裂進展特性（材料特性）を明らかにする必要がある。ところが疲労き裂停留に対応すると言われている材料抵抗 ΔK_{th} （下限界応力拡大係数範囲）近くの低荷重域の疲労き裂進展データを取得するには一般に長時間を要する（例：荷重速度 5 Hz, 荷重漸減率 C の ASTM 標準 = -0.08 mm⁻¹ にて約 200 日）。そこで平成 12 年度に大容量高速疲労き裂進展試験機を自作し、また材料の疲労き裂進展抵抗に影響を及ぼさない C について検討した結果試験時間を約 3 日間（C = -0.7 mm⁻¹, 50 Hz）に短縮することが可能となった。

今後この設備を活用し、低荷重域において疲労き裂進展抵抗に影響を及ぼすと言われている最大応力拡大係数 K_{\max} の影響評価を中心として、各種材料に対する低荷重域疲労き裂進展データを取得し、データベースを構築する。これにより維持規格における評価不要欠陥選定の基礎データを提供することが可能となる。

以上

文 献

- [1] 日本機械学会編, JSME S NA1-2000 「発電用原子力設備規格維持規格」, (2000), 日本機械学会.
- [2] Skelton, R. P. and Nix, K. J., Crack Growth Behavior in Austenitic and Ferritic Steels during Thermal Quenching from 550 °C, *High Temperature Technology*, 5-1 (1987), 3-12.
- [3] Elber, W., Fatigue Crack Closure under Cyclic Tension, *Eng. Fract. Mech.*, 2 (1970), 37-45.
- [4] Doker, H., Bachmann, V. and Marci, G. In *Fatigue Thresholds*, EMAS, (1981), 77, Warley, UK.
- [5] Clark, T. R., Herman, W. A., Hertzberg, R. W. and Jaccard, R., The Influence of the K Gradient and K_{\max}^c Level on Fatigue Response During the K_{\max} Threshold Testing of Van 80 Steel and Astloy, *Int. J. Fatigue*, 19-2 (1997), 177-182.
- [6] Clark, T. R., Herman, W. A., Hertzberg, R. W. and Jaccard, R., Influence of Mean Stress on Fatigue in Several Aluminium Alloys Utilizing K_{\max}^c Threshold Procedures, *Fatigue Fract Engng Mater Struct.*, 19-7 (1996), 949-954.
- [7] Hertzberg, R, Herman, W.A., Clark, T. and Jaccard, R., *ASTM STP 1149* (1992), 197-220.
- [8] 1999 Annual Book of ASTM Standards, 03-01, 577-613.
- [9] Saxena, A. Hudak, S. J. Donald, J. K. and Schmidt, D.W., Computer-Controlled Decreasing Stress Intensity Technique for Low Rate Fatigue Crack Growth Testing, *Journal of Testing and Evaluation*, 6-3(1978), 167-174.
- [10] BS 186, Method for Determination of Threshold Stress Intensity Factors and Fatigue Crack Growth Rates in Metallic Materials, British Standards Institution, 1991.