

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 (Phase II)

平成 14 年度
(共同研究報告書)

2003 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)
2003

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(Phase II)
 平成 14 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⁾

要 旨

今年度は昨年度に引き続き 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、クリープ域にて想定すべきき裂の健全性評価手法の調査・開発および熱応力下疲労き裂進展挙動の評価（特に評価不要欠陥選定の基礎となる低荷重域のき裂進展データ取得）を実施し、き裂進展評価手法の高度化を進めた。具体的な成果は次の通りである。

(1) 亀甲状欠陥の強度評価手法の開発

本年度はモデル化した亀甲状き裂が軸方向複数き裂、周方向複数き裂各々が独立に存在する場合と同じと考えてよいことを破面調査により確認し、その後現状にて解が存在しない周方向複数き裂の軸対称曲げ荷重条件下内表面環状き裂のK値解の簡易評価法を開発し、その妥当性を有限要素解析結果を用いて評価した数値解と比較することにより確認した。

(2) クリープ疲労き裂進展評価手法の高度化

本年度は仏国規格 A16 (3rd draft, 12/31/1995 版)解説書入手できたので、この全訳(ドラフト)を作成し、この内容をもとに A16 と JNC 作成欠陥評価指針(案)の比較を行った。

(3) 热応力下疲労き裂進展挙動の評価

热応力対策が十分に施された FBR プラントを念頭におき、热応力下疲労き裂進展挙動を精度よく推定するため、昨年度に引き続き低荷重域の疲労き裂進展データを取得した。き裂閉口が生じない結果、疲労き裂進展抵抗の上限値に近いデータが得られることを期待し、ASTM E647 に準じ K_{max} = 一定試験法により実験を行った。得られたデータを JSME 軽水炉プラント維持規格の評価線図(大気中)と比較した結果、今年度のデータも昨年度同様この線図の上限にほぼ対応していることが確認できた。ただし S55C, SS400 材についてはデータを精査した結果、一部のデータが JSME 評価線図を超える場合があることがわかった。JSME 評価線図は元来原子力プラントに使用されている材料を対象としているために直ちに問題となることはないが、この評価線図の安全裕度については今後検討していく必要があると考える。

また本年度は時間を要する低荷重域疲労き裂進展データの取得を促進すべく、高温試験にも対応可能な大容量高速疲労き裂進展試験システムの開発を行った。以上

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

本報告書は、福井大学 工学部 機械工学科 飯井俊行助教授が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成果に関するものである。

契約番号 : 1402A00631

Development of Advanced Methodology for Defect Assessment in FBR Power Plants (Phase II)

(2002 Annual Report)

Toshiyuki MESHII¹⁾, Katsumi WATASHI²⁾, Motoo DOI²⁾, Takashi HASHIMOTO²⁾

Abstract

Based on the results of the Phase I of the titled research, we started Phase II scheduled to reach conclusion (develop basic methods necessary for FBR post-construction code) in three years. As the second year, the following results were obtained.

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

We first confirmed that multiple surface cracks in axial and circumferential direction inside a cylinder can be evaluated independently by investigating multiple flaws found in a cylinder due to cyclic thermal shock. Then a method to evaluate the stress intensity factors of the multiple circumferential cracks in a finite length cylinder under axisymmetric loads was developed.

(2) Improving creep-fatigue crack growth (C-FCG) assessment procedure

We reviewed the French code A16 for flaw assessment and compared it with the JNC proposal.

(3) Crack propagation assessment under thermal stresses (fatigue crack growth (FCG) resistance for small load)

To improve accuracy of FCG assessment for components in FBR power plants (designed to minimize thermal stresses) under thermal cycles, we started to obtain FCG data for near threshold. This year, we obtained data for both carbon steels (S55C, 2.25Cr1Mo) and stainless steel SUS316 by K_{\max} = constant test method. The results showed that FCG curves in the JSME post construction code (which is an extrapolation of the curves in ASME PVP code sec. XI) are valid in general. However, precise review of carbon steel data including S55C, SS400 (which we obtained last year) suggested that the JSME FCG evaluation curve may not have enough safety margin for all the carbon steels and this safety margin is a candidate for future examination.

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

2) Plant Technology Development Group, International Cooperation and Technology Development Center, Tsuruga Head Office, Japan Nuclear Cycle Development Institute

This work was performed by Fukui University under the collaborative contract with Japan Nuclear Cycle Development Institute(JNC)

The contract number:1402A00631

目 次

1. 緒 言	1
2. 亀甲状欠陥の強度評価手法の開発（経過報告）	3
2.1 概 要	3
2.2 亀甲状欠陥評価手法の開発方針	4
2.3 ATTF 試験体解体調査結果	6
2.3.1 CPTT-102	6
2.3.2 CPTT-103	6
2.3.3 まとめ	7
2.4 円筒内表面複数環状き裂K値解の導出	19
2.4.1 着眼点と考え方	19
2.4.2 円筒中環状き裂の K 値簡易評価	20
2.4.2.1 弹性支持梁の荷重と変形	20
2.4.2.2 K 値評価	24
2.4.3 有限要素解との比較	24
2.5 まとめ	27
3. クリープ疲労き裂進展評価手法の高度化（経過報告）	28
3.1 概 要	28
3.2 A16(3rd draft, 12/31/95 版)解説書[10]調査結果	28
3.3 まとめ	33
4. 热応力下疲労き裂進展挙動の評価(経過報告)	34
4.1 概 要	34
4.2 現 状	35
4.3 試験条件・結果	36
4.3.1 実験方法	36
4.3.2 実験結果	41
4.4 クリープ疲労試験機の開発	47
4.4.1 概要	47
4.4.2 遷移領域用クリープ疲労試験機の設計	48
4.4.3 まとめ	54
4.5 まとめ	55
5. 結 言	56

表 目 次

表 1 供試材の化学成分.....	3 6
表 2 供試材の機械的性質.....	3 6
表 3 選定した試験条件(K_{max}).....	4 0
表 4 試験機の仕様比較.....	4 8
表 5 主要要素の設計思想及び設計結果.....	5 2

図 目 次

図 1 亀甲状欠陥強度評価方法検討方針(注:解 → K値解を指す).....	5
図 2 Test specimen CPTT-102 [3].....	8
図 3 CPTT-102 cut position [3].....	9
図 4 Outer surface PT results for CPTT-102 [4].....	10
図 5 試験終了後の浸透探傷結果.....	11
図 6 CPTT-102C-Flow In 側ブロックー試料②の破面観察結果.....	12
図 7 CPTT-102C-Flow In 側ブロックー試料④の破面観察結果.....	13
図 8 Test specimen CPTT-103 [3].....	14
図 9 CPTT-103 Cut Position [3].....	15
図 10 CPTT-103C-Flow Out 側ブロックー試料⑧の破面観察結果(周方向と軸方向との比較) ..	16
図 11 CPTT-103C-Flow Out 側ブロックー試料⑨の破面観察結果.....	17
図 12 亀甲状欠陥強度評価方法検討方針(注:解 → K値解を指す) [5].....	18
図 13 軸対称荷重を受ける n 個の円筒環状き裂のモデル化	19
図 14 両端荷重下のき裂が入った弾性支持梁.....	22
図 15 簡易評価解と有限要素解の比較($P_1 = P_2 = 0, M_1 = M_2 = M$)	26
図 16 試験システム.....	37
図 17 試験片形状・寸法	37
図 18 選定した試験条件(K_{max})	39
図 19 ΔK 制御実績(S55C-2, 試験番号:17u).....	41
図 20 炭素鋼の疲労き裂進展抵抗の軽水炉維持規格データ [1]との比較	43
図 21 ステンレス鋼の疲労き裂進展抵抗の軽水炉維持規格データ [1]との比較	44
図 22 SUS304 鋼の疲労き裂進展抵抗の機構データ(550, 650°C)との比較	45
図 23 SUS304 鋼の疲労き裂進展特性 [16]	46
図 24 試験機組み立て図	49
図 25 既存機と開発した遷移領域用クリープ疲労試験機の比較	51
図 26 試験システム	51
図 27 組み立て完了したクリープ疲労試験機	53

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・維持されている。しかしながら、現実には機器設計荷重と実働荷重、特に熱応力の違いによりき裂が発生し破損に至ったケースが何度となく存在する。また、最近の動向として、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 のプラント維持基準を立案していく場合にも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と考え、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」を実施した。そして 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。

今年度は、昨年度に得られた成果をもとに、三年間の予定で FBR プラントの維持規格立案に向け具体的な展開を図るべく、クリープ域にて想定すべきき裂の健全性評価手法の調査・開発および熱応力下疲労き裂進展挙動の評価（特に評価不要欠陥選定の基礎となる低荷重域のき裂進展データ取得）を実施し、き裂進展評価手法の高度化を進めた。成果の概要は次の通りである。

(1) 亀甲状欠陥の強度評価手法の開発（2章）

昨年度はまず亀甲状欠陥の定義を明らかにし、そしてこれを複数欠陥としてモデル化する方針を定めた。本年度はモデル化した亀甲状き裂が軸方向複数き裂、周方向複数き裂各々が独立に存在する場合と同じと考えてよいことを破面調査により確認し、その後現状にて解が存在しない周方向複数き裂の軸対称曲げ荷重条件下内表面環状き裂のK値解の簡易評価法を開発し、その妥当性を有限要素解析結果を用いて評価した数値解と比較することにより確認した。

(2) クリープ疲労き裂進展評価手法の高度化（3章）

本年度は仏国規格 A16 (3rd draft, 12/31/1995 版)解説書を入手できたので、この全訳（ドラ

フト)を作成し、この内容をもとに A16 と JNC 作成欠陥評価指針(案)の比較を行った。A16 については不明点がいくつか指摘されたので、来年度はこれら不明点をレポートの著者に直接確認し、ファイナライズする予定である。

(3) 热応力下疲労き裂進展挙動の評価（4章）

热応力対策が十分に施された FBR プラントを念頭におき、热応力下疲労き裂進展挙動を精度よく推定するため、低荷重域の疲労き裂進展データを取得した。昨年度は第一段階として炭素鋼(S55C, HT60, SS400)、ステンレス鋼(SUS304)についてデータを得た。本年度は炭素鋼(S55C, 2.25Cr-1Mo)、ステンレス鋼(SUS316)についてデータを得た。き裂閉口が生じない結果、疲労き裂進展抵抗の上限値に近いデータが得られることを期待し、ASTM E647 に準じ K_{max} = 一定試験法により実験を行った。

得られたデータを JSME 軽水炉プラント維持規格の評価線図(大気中)と比較した結果、今年度のデータも昨年度同様この線図の上限にほぼ対応していることが確認できた。JSME 評価線図は ASME 評価線図を低荷重域へ外挿したものであったので、今回試験を行った材料についてはこの外挿が妥当であったことが確認できたことになる。ただし S55C, SS400 材についてはデータを精査した結果、一部のデータが JSME 評価線図を超える場合があることがわかった。JSME 評価線図は元来原子力プラントに使用されている材料を対象としているために直ちに問題となることはないが、この評価線図の安全裕度については今後検討していく必要があると考える。

また本年度は時間を要する低荷重域疲労き裂進展データの取得を促進すべく、高温試験にも対応可能な大容量高速疲労き裂進展試験システムの開発を行った。

来年度も引き続き試験鋼種を増やし、FBR プラント維持規格作成のための基礎データを蓄積する予定である。

2. 龜甲状欠陥の強度評価手法の開発(経過報告)

2.1 概 要

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子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ことにした。

昨年度はまず亀甲状欠陥の定義を明らかにし、そしてこれを複数欠陥としてモデル化する方針を定めた。そしてこの方針のもとに、円筒内表面の軸・周方向複数き裂の既存K値解の調査を行った結果、今後円筒内表面周方向複数き裂のK値解が必要であるとの知見を得た。本年度は ATTF 試験体の解体調査を行い亀甲状欠陥の破面解析を行うとともに、軸対称曲げ下円筒内表面複数環状き裂のK値解を導出した。

2.2 亀甲状欠陥評価手法の開発方針

昨年度に作成した検討方針は以下の通りであり、要約した結果を図 1 に示す。

1. 「亀甲状欠陥」の定義が曖昧であり、ATTF 試験結果でも確認されたような円筒内表面に発生する多くの毛細血管状の欠陥を指すとする立場と、これらが合体した後に一定の開口量を有する格子状の複数欠陥を指すとする立場がある。前者の場合にはき裂の進展経路評価を主眼とするのに対し、後者は複数き裂の強度評価を主眼とすることになる。本研究は維持規格への反映を前提としており、かつ合体後の格子状複数き裂の強度評価法が現状存在しないので、合体後の格子状欠陥(複数欠陥)を亀甲状欠陥と定義することにする。
2. この亀甲状欠陥の本数およびその配置について必ずしも規則性があるわけではなく、強度評価法はこの不規則性を考慮できる必要がある。
3. 複数欠陥の強度評価で問題となるのは、欠陥が交差している点の取り扱いである。このような点では複数き裂としてモデル化を行ったとしても K 値が定義できない。仮にこの欠陥交差位置における欠陥の深さ方向進展量が周囲の軸・周方向欠陥の深い方と同程度であれば、欠陥の交点について強度評価を行う必要がなく、交点近くの軸・周方向欠陥に対する評価を行えばよいということになる。これについては次年度以降各種亀甲状欠陥の破面調査を行い確認することにした。またこの場合には K 値が定義できるので、K 値を用いる強度評価が可能になる。
4. 3 の考え方を受け入れるならば、さらに一步進めて、図 1 に示すような亀甲状欠陥のき裂モデルを軸方向複数き裂モデル+周方向き裂モデルとして重ね合わせることが考えられる。確認は必要であるが、き裂開口の方向が直交することから軸・周方向の変形は基本的に独立であると考えられ、この場合は過去に求められた K 値解が有効活用できることにもなる。
5. 以上により、図 1 に示すように一定の深さと開口量を有する合体後の格子状欠陥を亀甲状欠陥と定義する。今後とも欠陥交差点のき裂進展量に関する情報を集めるものとするが、図 1 に示すようにモデル化した亀甲状き裂が軸方向複数き裂、周方向複数き裂々々が独立に存在する場合と同じと考えてよいことを確認する。

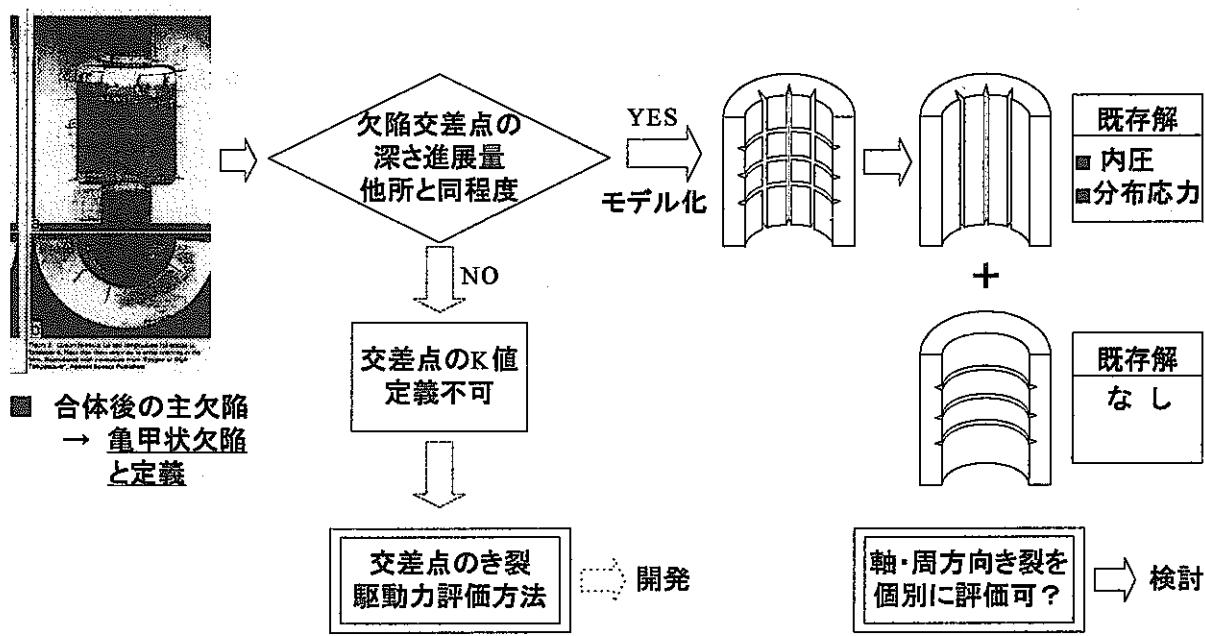


図 1 亀甲状欠陥強度評価方法検討方針(注: 解 → K値解を指す)

2.3 ATTFF 試験体解体調査結果

ATTFF 試験[3], [4]体 CPTT-102, 103 を検討対象とした。いずれの試験も試験体を 650 °C に加熱後、常温の空気により冷却する熱サイクルを繰り返している。各々の試験体形状を図 2, 図 8 に示す。これらの試験体 102, 103 の切断箇所、切断後の試料番号を各々図 3, 図 9 に示す。今回核サ殿から提供を受けた試料番号は CPTT-102 について②④の 2 個、CPTT-103 は④⑧⑨の 3 個である。CPTT-102 の解体前、一部切り出し後の PT 結果を参考まで各々図 4, 図 5 に示す。

2.3.1 CPTT-102

解体後の試験体 102 の試料②について PT をかけ、円筒内面側からの観察結果軸方向欠陥位置を確認し、次に軸方向 Flow In 側から試料を観察し、その後周方向半楕円欠陥の一部を観察し、最後にこの軸方向欠陥に沿って試料を割った(図 6)。これを見ると軸方向の欠陥も半楕円形状であり、かつ周方向欠陥が含まれる断面にて軸方向欠陥の深さは最大ではなかった。従って周・軸方向欠陥が交差する位置にて欠陥深さが周囲に比べて深くなるようなことはなかったといえる。同様のことが試料④からも読みとれた(図 7)。なお図 7 中ねじ溝は試験体を試料へ解体したときの名残である。

2.3.2 CPTT-103

解体後の試験体 103 の試料⑧について PT をかけ、円筒内面側からの観察結果周・軸方向欠陥位置を確認し、まず周方向欠陥に沿って試料を割った(図 10)。半割れのうち図中 A 側の半割れについての観察結果を図 10-2 として示す。これにより周方向欠陥形状が半楕円形であることが確認でき、またこの平面で観察される軸方向欠陥は周方向欠陥より浅いものであり、かつ軸方向欠陥の存在により当該位置の周方向欠陥深さが大きくなるということもなかった。そこで念のためこの縦方向欠陥に沿って試料を割った(図 10-3 中)。図 10-3 中矢印と「周方向破面」で周方向欠陥の位置を示し、右側の半割れについては図 10-2 中半楕円欠陥の幅端に近いこともあって一見すると周方向欠陥が紙面に垂直方向に広がっているようには見えない。この軸方向欠陥深さの軸方向分布を見ると、周方向欠陥と交差する位置近傍で特別深くなっているわけではないことがわかる。つまり今回の場合は軸・周方向欠陥深さの大きさについてかなりの差があるが、あたかも両者は独立

に存在するようであり欠陥交差位置近傍で各々の深さが有意な変化を示していなかった。

試料⑨についてはPTをかけ、円筒内面側からの観察結果周・軸方向欠陥位置を確認し、周方向欠陥に沿って試料を割った(図 11-1)。この図で着目していた軸法欠陥は、周方向欠陥上(図 11-2)で見ると浅かったので、これ以上の観察を行わないことにした。試料④についても同様である。

2.3.3 まとめ

機構殿にて実施された円筒内表面の熱応力下疲労き裂進展試験(ATTF) [3], [4]結果円筒表面に観察された亀甲状欠陥について試験体を割り、詳細な観察を行った。そして欠陥交差位置における欠陥の深さを周方向・軸方向ともに観察した結果、これが予想されるように軸・周方向欠陥があたかも独立に存在しているように欠陥交差位置近傍で各々の深さが有意な変化を示さないことを確認した。

以上により、図 12 に示すようにモデル化した亀甲状き裂が軸方向複数き裂、周方向複数き裂各々が独立に存在する場合と同じと考えてよいことを確認ができたと考える。今後現状にて解が存在しない周方向複数き裂の各種荷重条件下K値解を求めるにした。

図 2 Test specimen CPTT-102 [3]

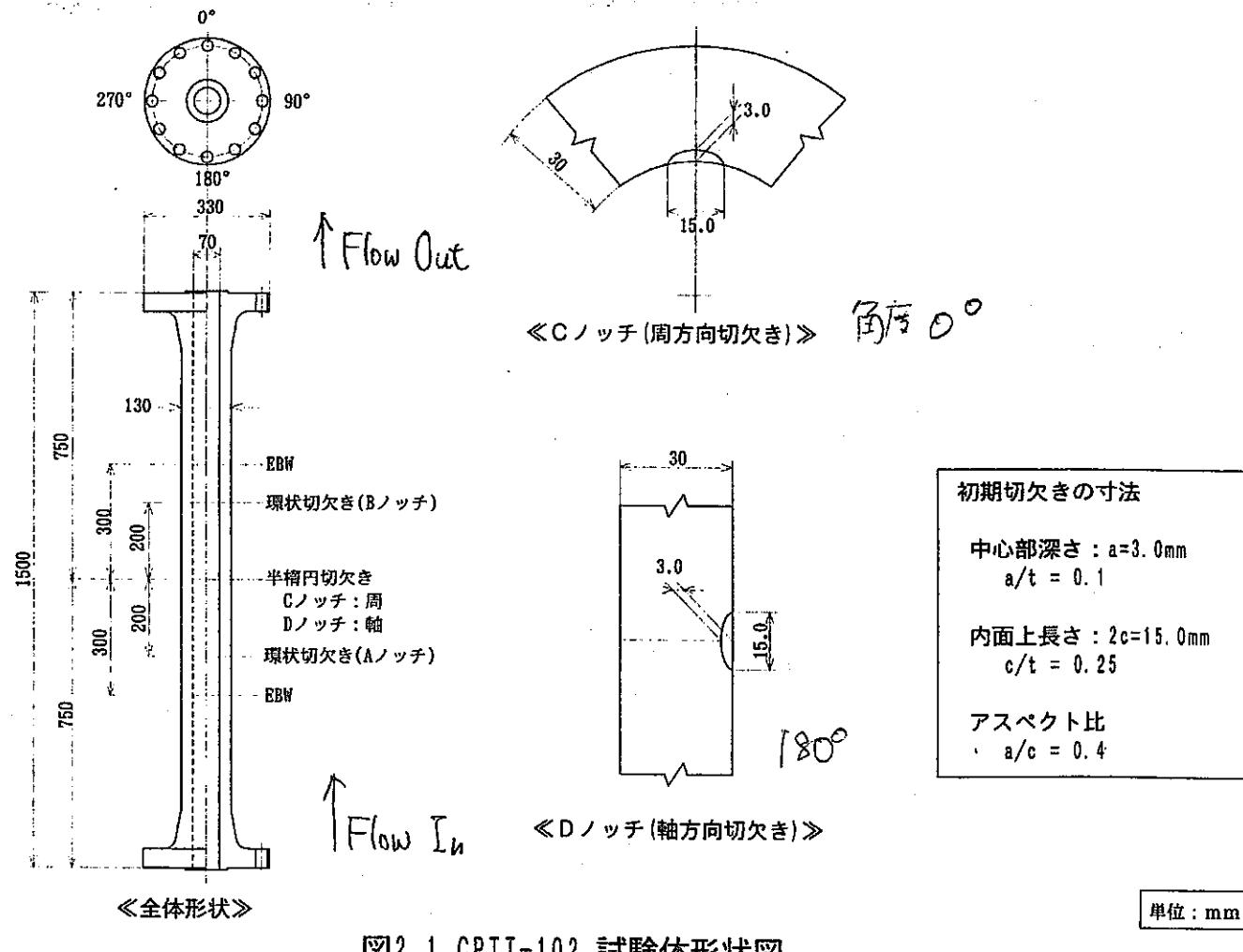
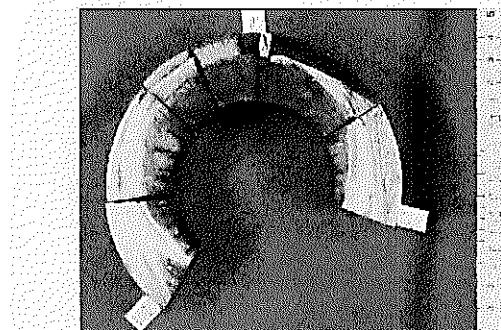


図2.1 CPTT-102 試験体形状図



FlowOut側より見る

切断方法
B: バンドソー、W: ワイヤーカット

図4.1 CPTT-102 試験体 試験後解体切断位置(表面き裂分)

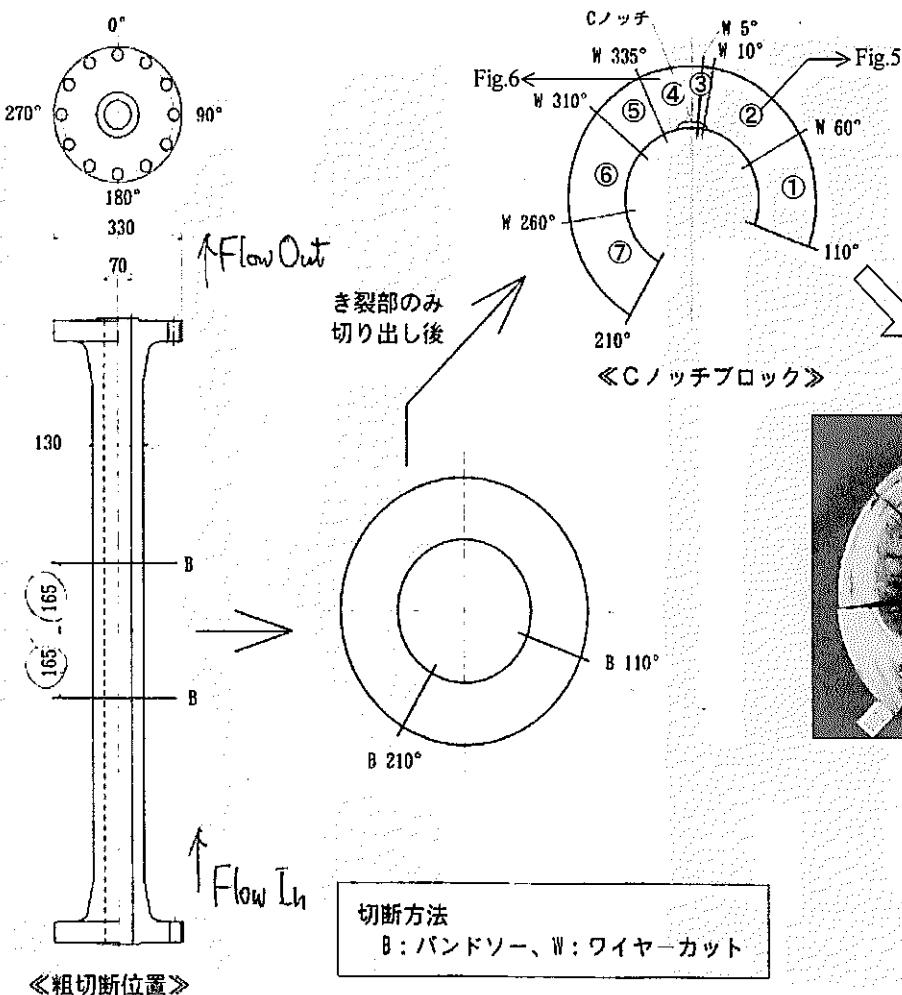


図 3 CPTT-102 cut position [3]

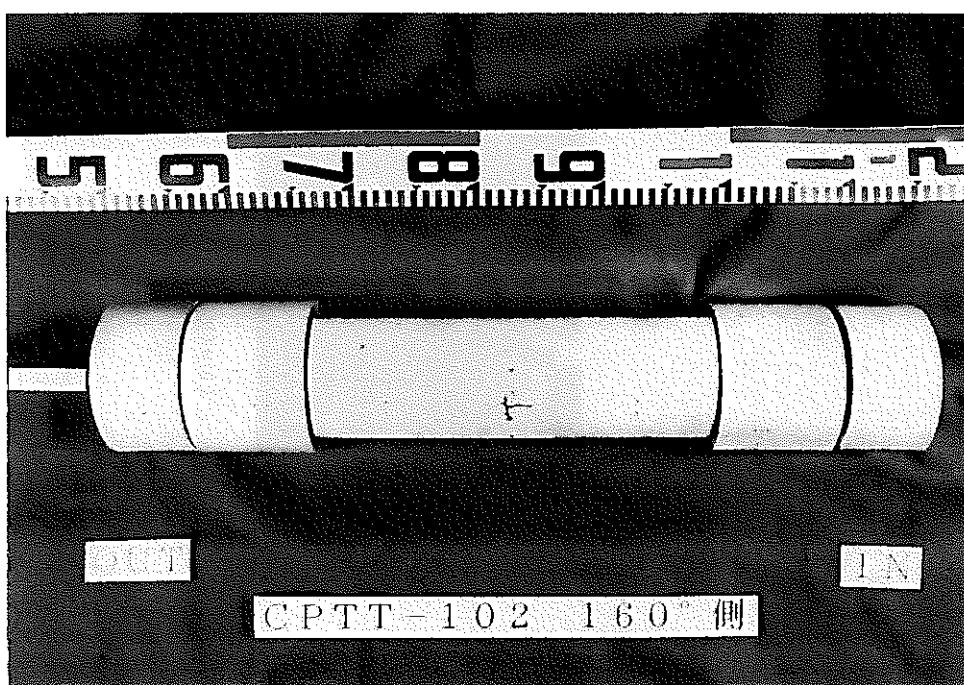


写真 4.1 試験終了後の浸透探傷結果

CPTT-102 試験体 160° 側

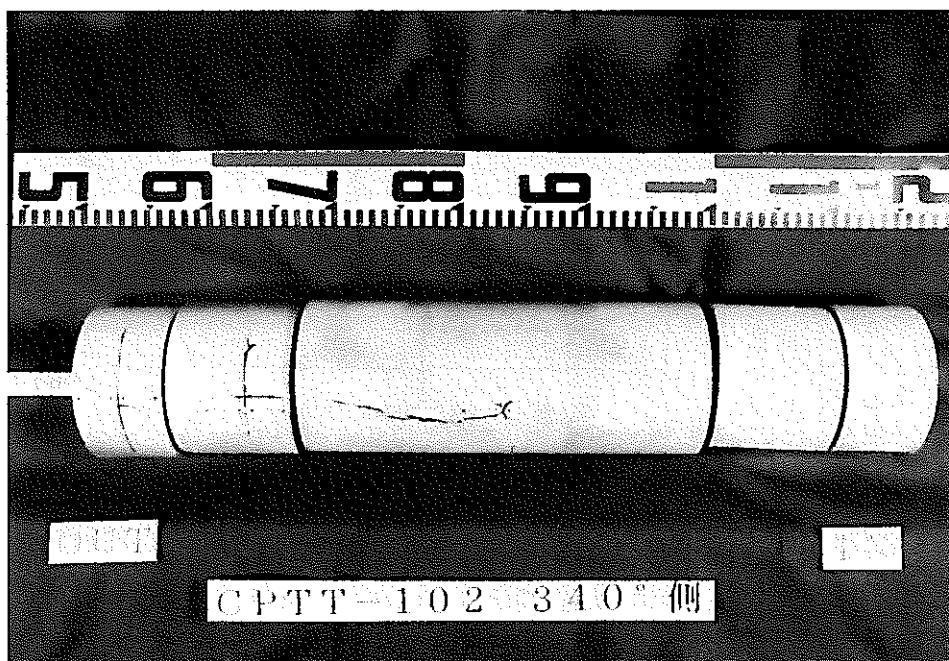


写真 4.2 試験終了後の浸透探傷結果

CPTT-102 試験体 340° 側

図 4 Outer surface PT results for CPTT-102 [4]

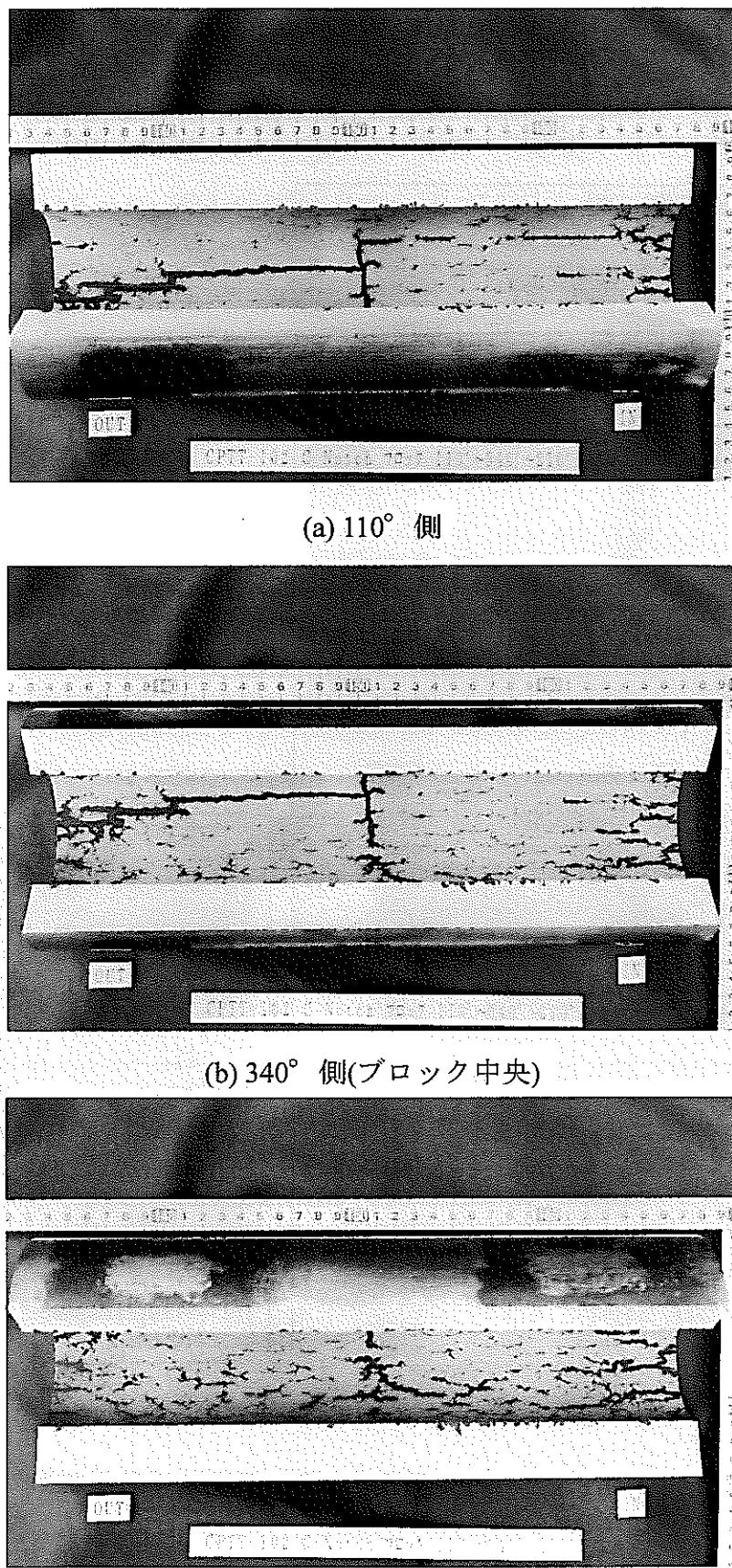


図 5 試験終了後の浸透探傷結果
CPTT-102 試験体 C ノッチブロック [4]

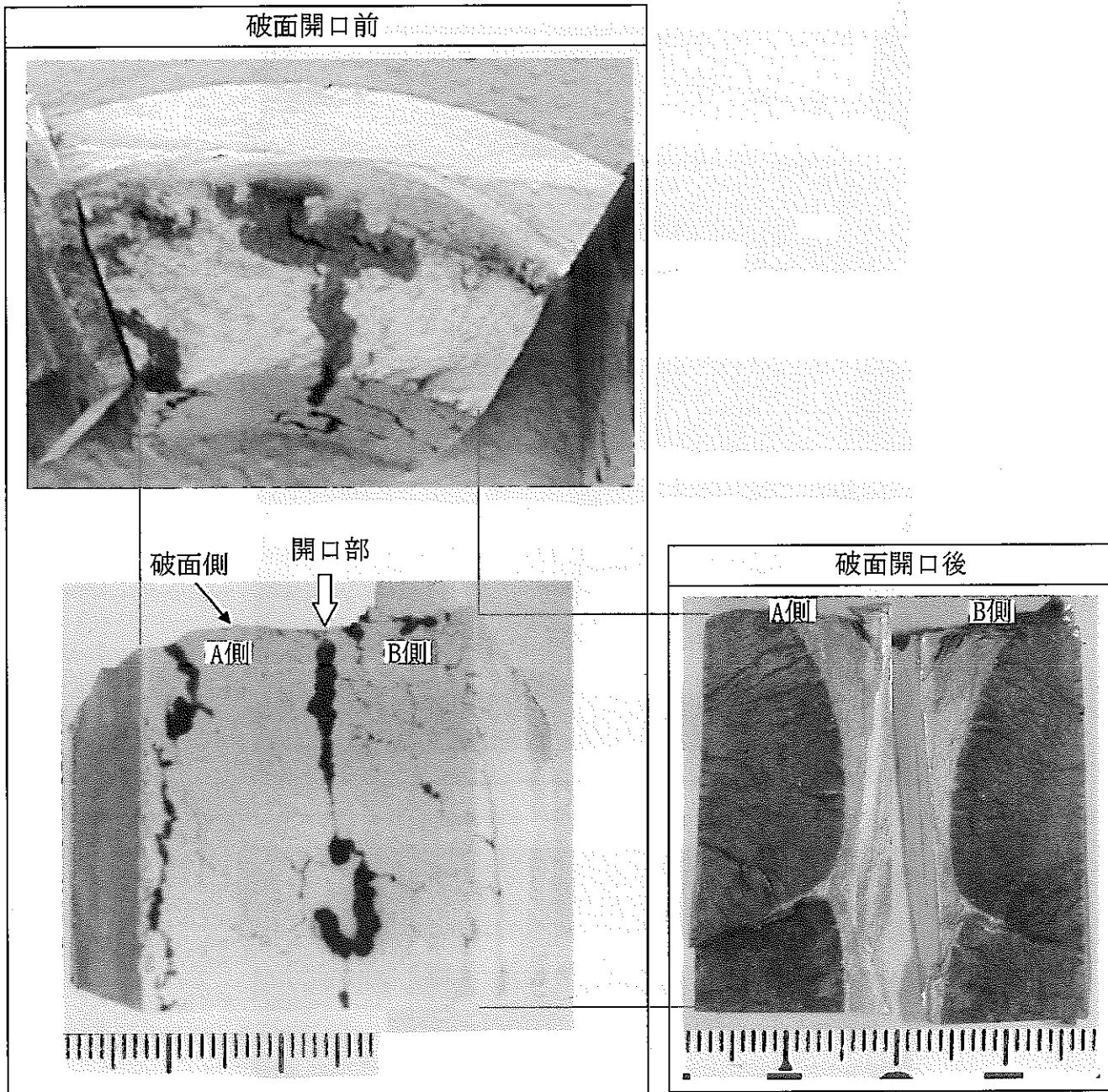


図 6 CPTT-102C-Flow In 側ブロック一試料②の破面観察結果

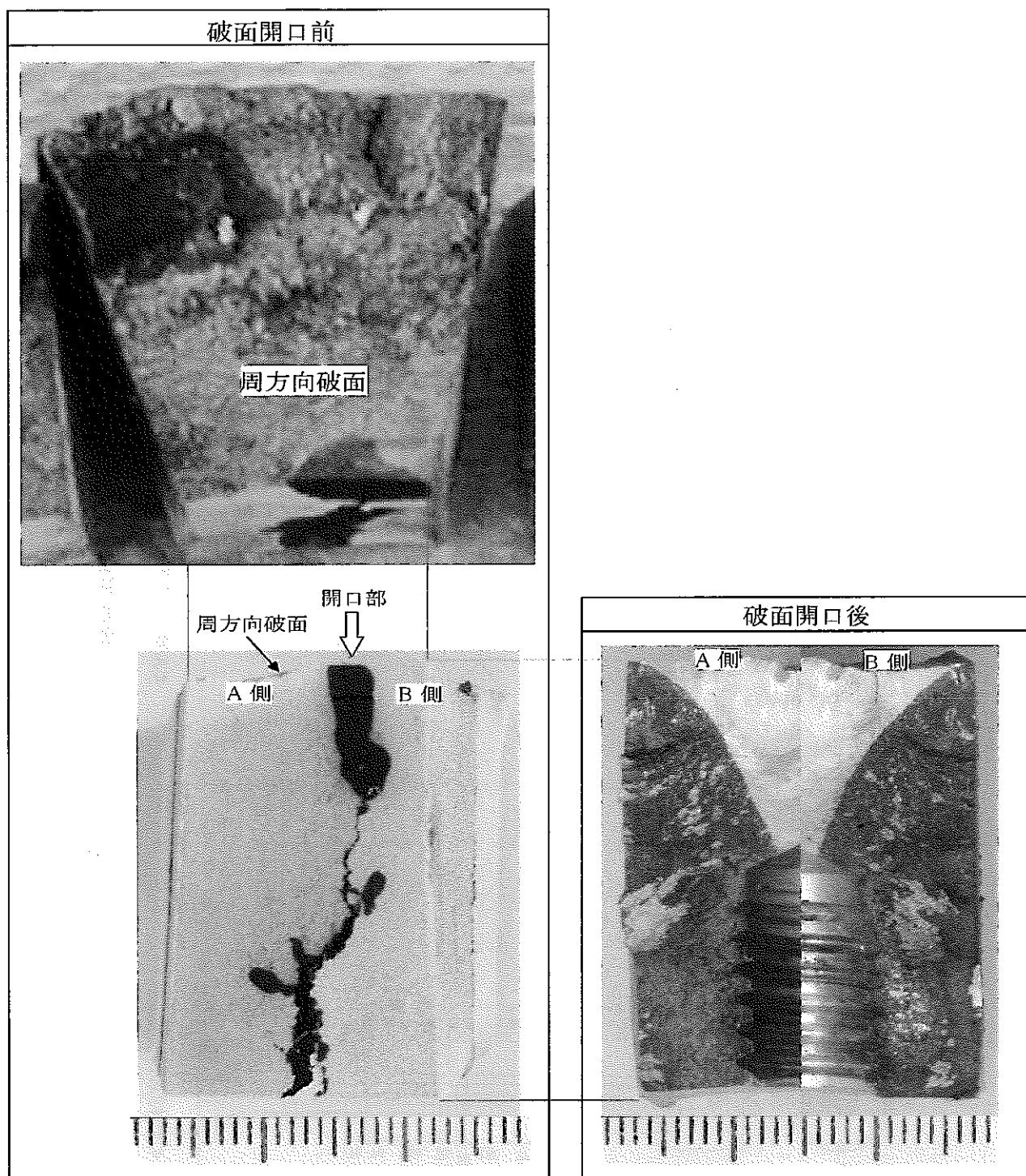


図 7 CPTT102C-Flow In 側ブロックー試料④の破面観察結果

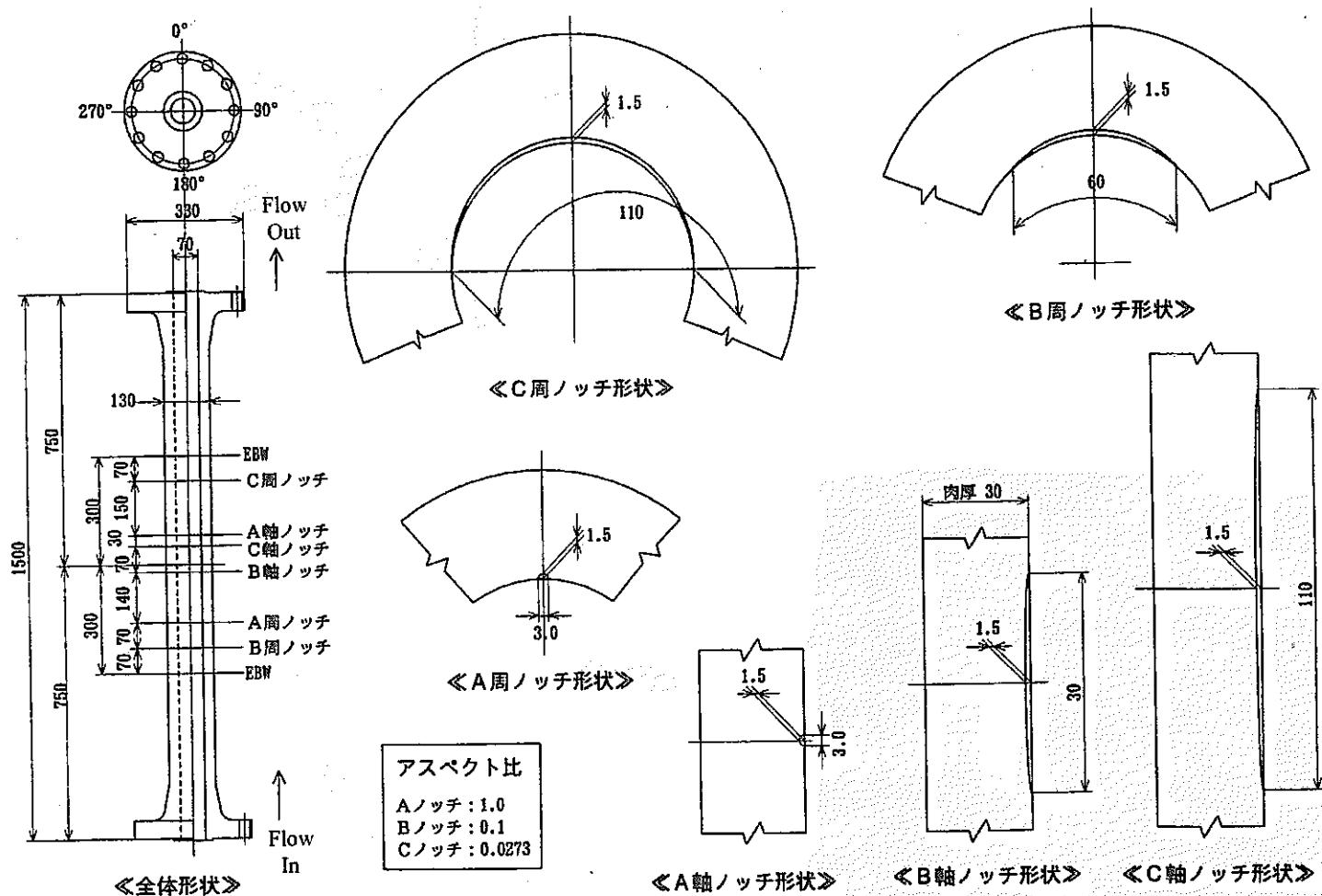


図 8 Test specimen CPTT-103 [3]

図2.2 CPTT-103 試験体形状図

単位: mm

図 9 CPTT-103 Cut Position [3]

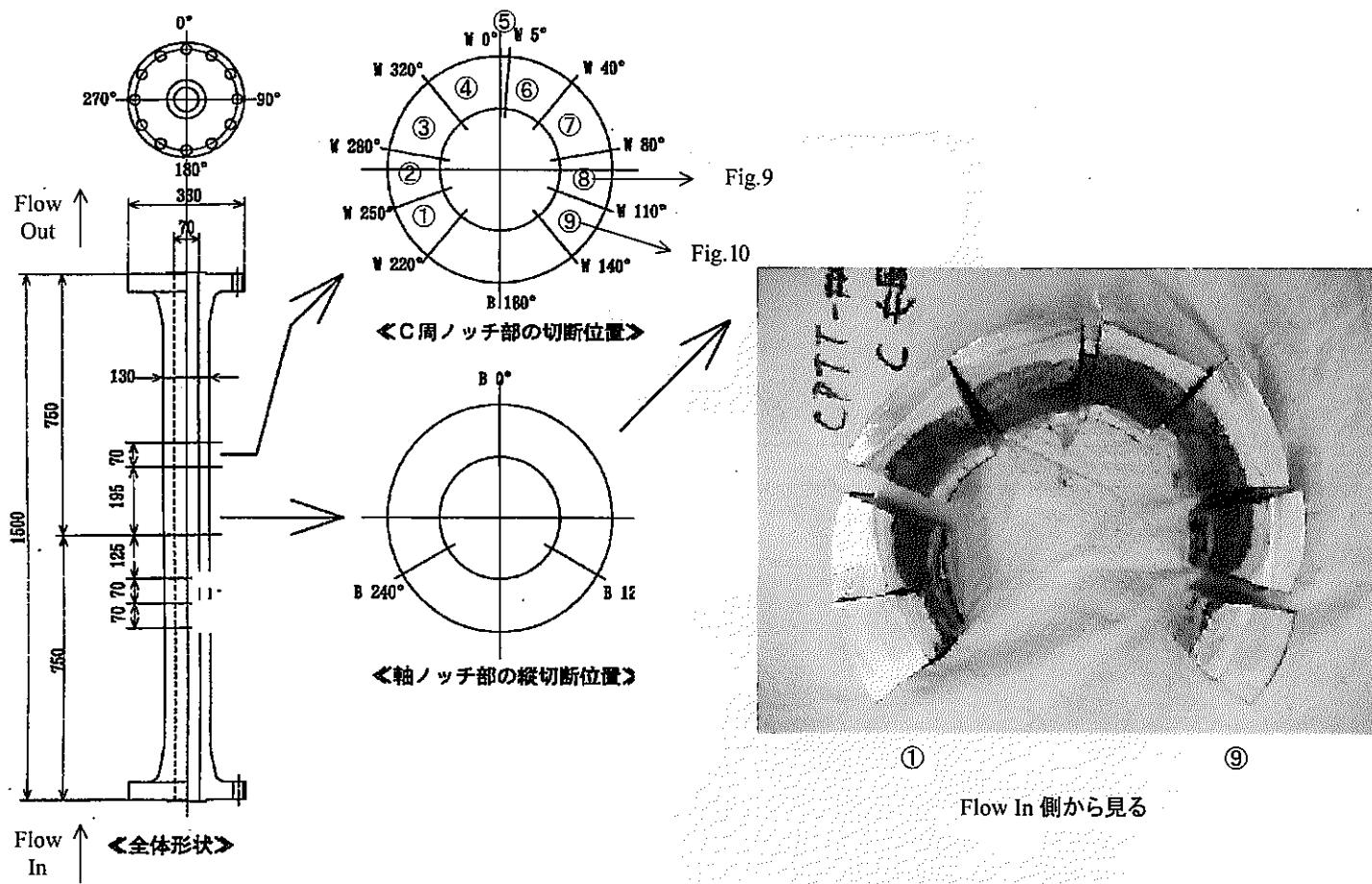


図 2 CPTT-103試験体 試験後解体 切断位置

図 10 CPTT-103C-Flow Out 側ブロックー試料⑧の破面観察結果(周方向と軸方向との比較)

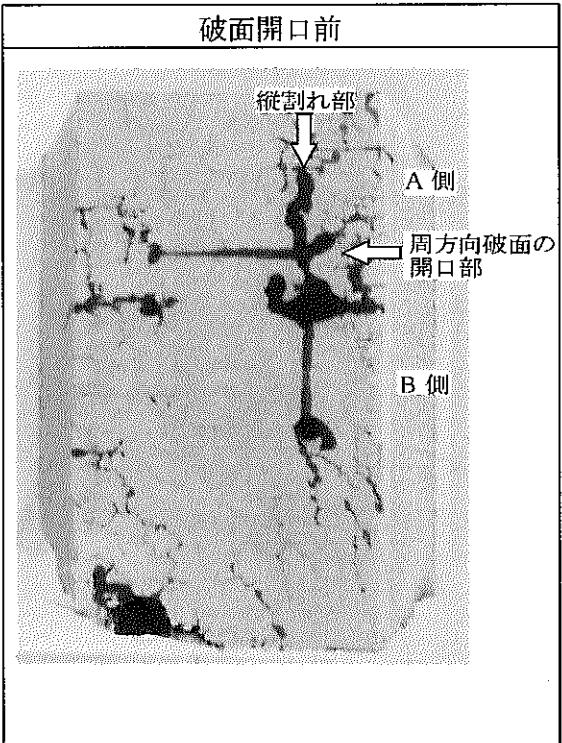


Fig.9-1

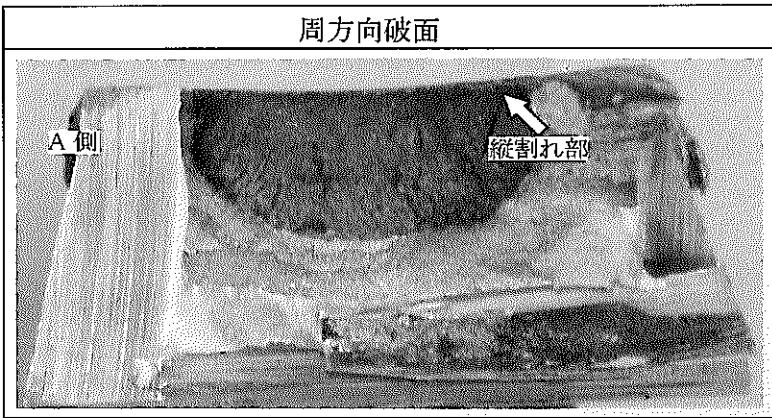


Fig.9-2

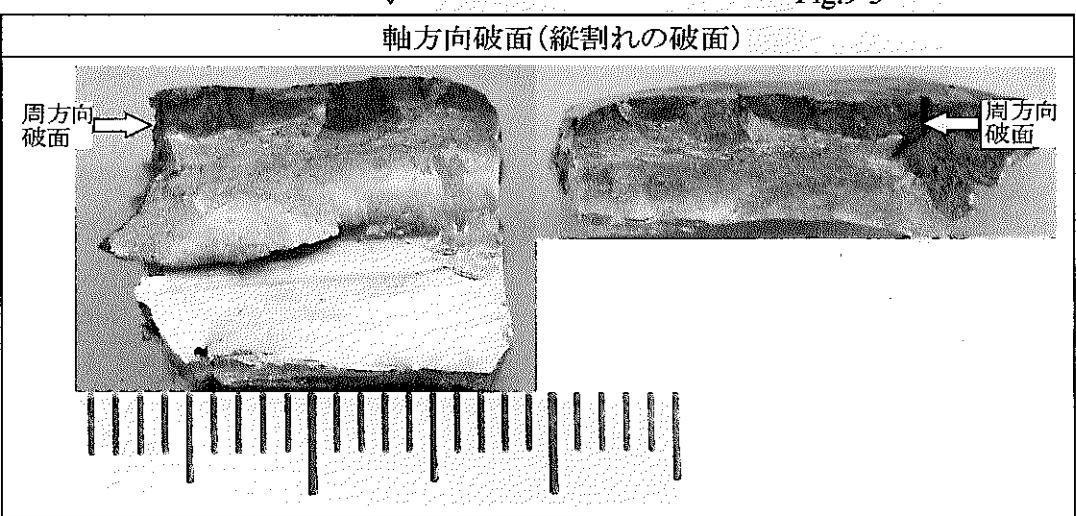
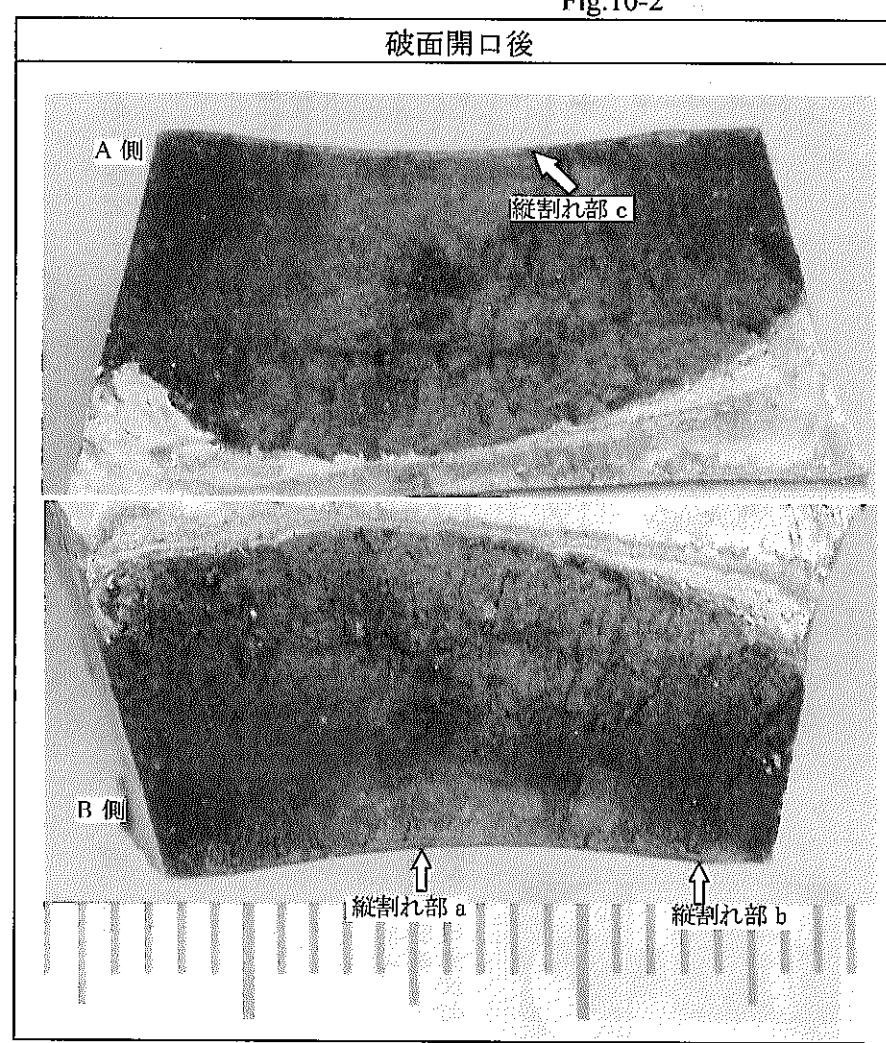
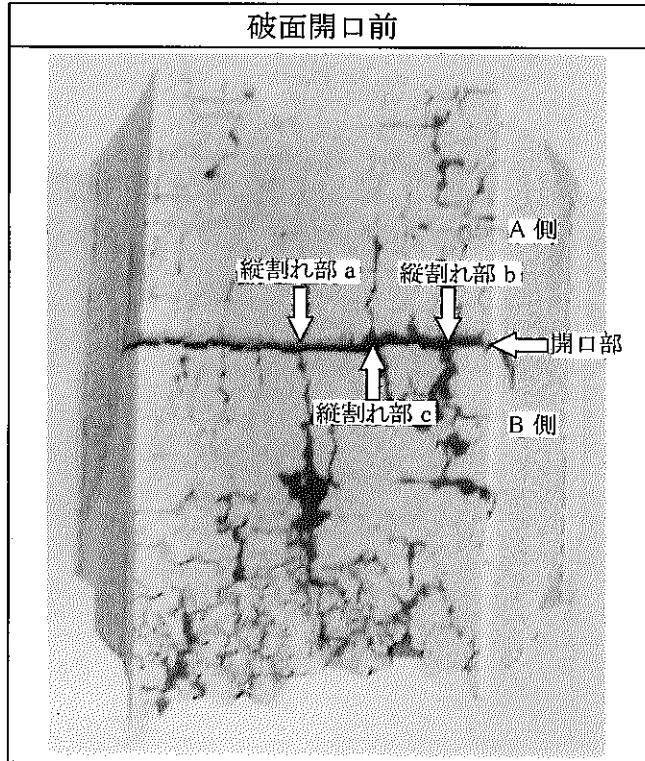


Fig.9-3

図 11 CPTT-103C-Flow Out 側ブロック—試料⑨の破面観察結果



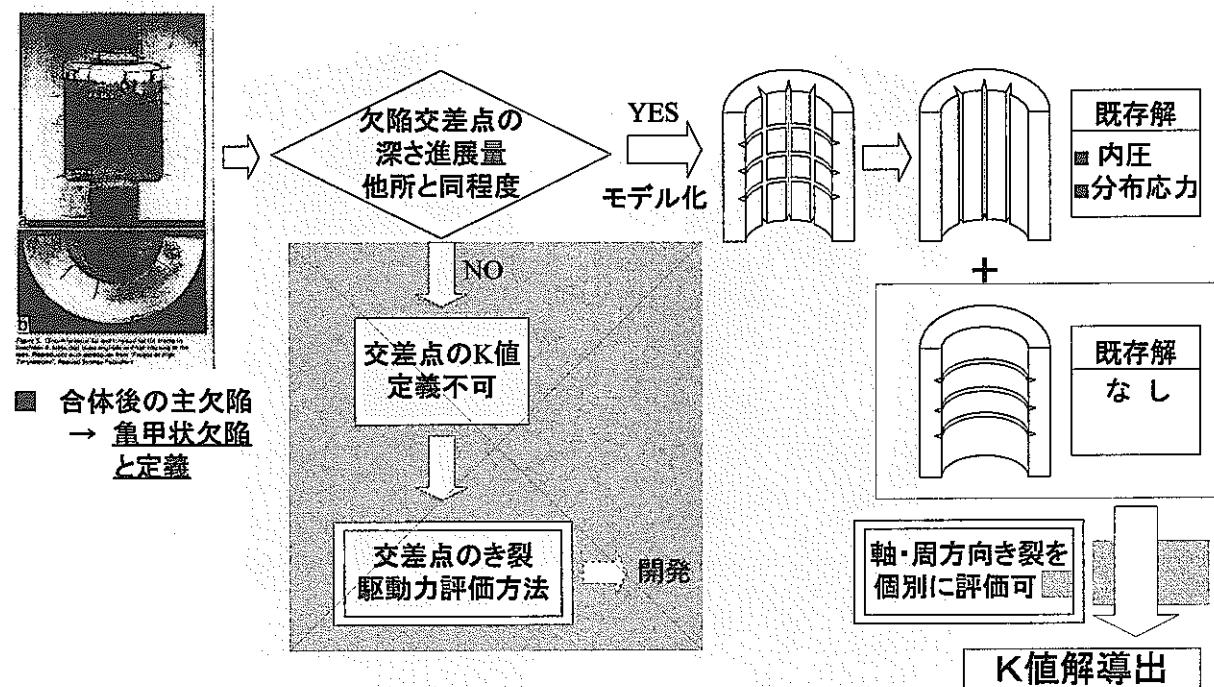


図 12 亀甲状欠陥強度評価方法検討方針(注: 解 → K値解を指す) [5]

2.4 円筒内表面複数環状き裂K値解の導出

2.4.1 着眼点と考え方

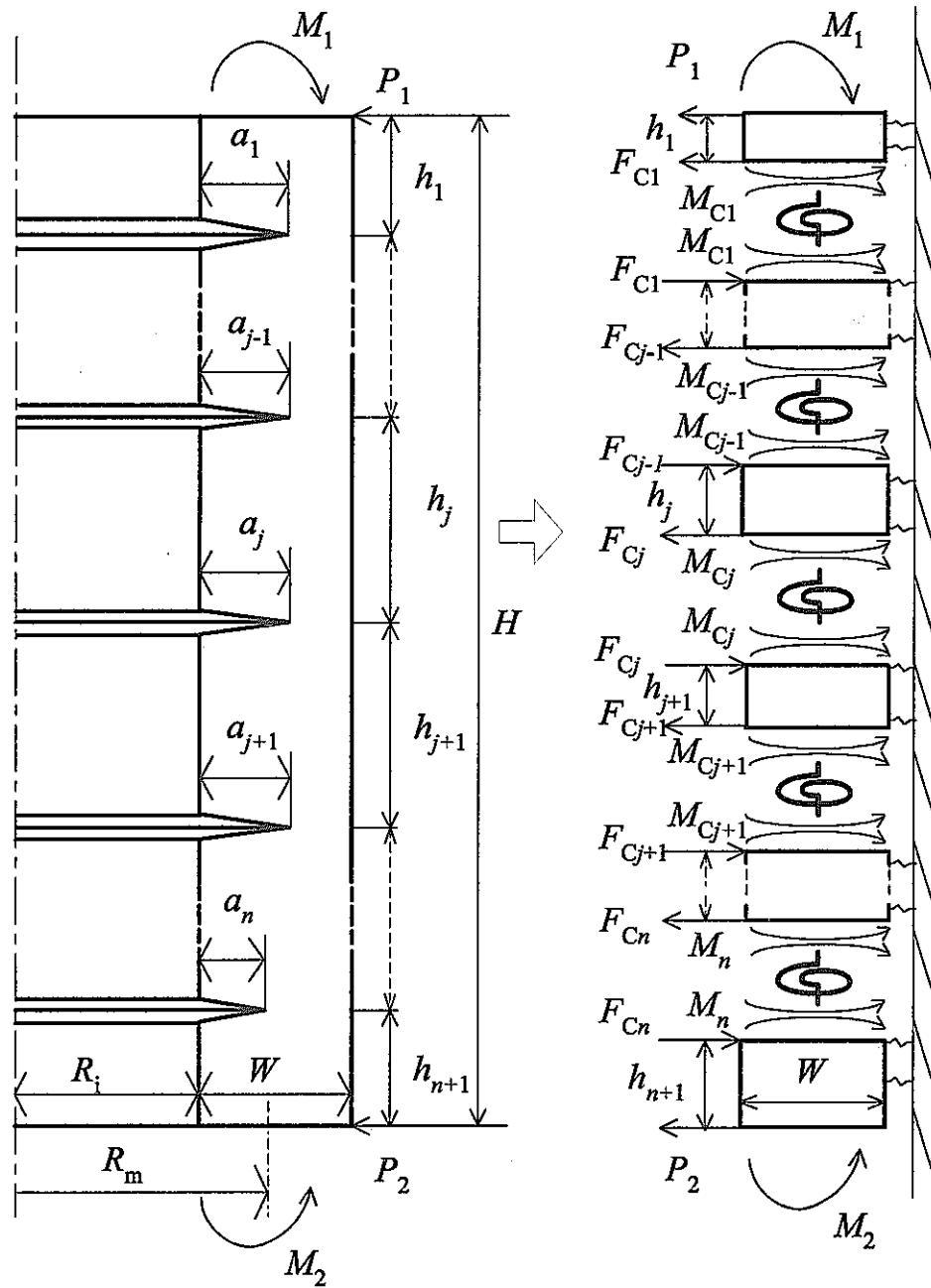


図 13 軸対称荷重を受ける n 個の円筒環状き裂のモデル化

ここでは目標とするK値簡易評価法を導くにあたっての着眼点、基本的な考え方について述べる[6]。

まず「軸対称荷重を受ける薄肉円筒の問題は弾性支持梁の問題として扱うことができる」という事実がある。

次に「何らかの方法で支持された片側き裂を有する梁が任意の横荷重と端部における曲げ荷重を受けるとき、その変形は、近似的に二本の梁がき裂部で長さのない適切なコンプライアンス(バネ定数の逆数)を有する回転バネで接続された問題として扱うことができる」ということに注目し純曲げを受ける単位厚さの片側き裂梁を考える。

ここで述べたのは任意の横荷重と端部における曲げ荷重を受ける片側き裂梁の変形についてであるが、K値については、次のように考えられる。

「長手方向に分布する曲げモーメントを生じるような荷重を受ける片側き裂梁のK値は、バネ部に生じる曲げモーメントとして評価された値がき裂断面に近い断面に曲げモーメントとして作用する場合の、すなわち結局は片側き裂梁がその値の純曲げを受ける場合のK値によって近似的に与えられる」と考えられることになる。

以上述べてきた三つの着眼点を組み合わせると、図 13 左に示すような複数環状き裂を有する円筒が端部で半径方向荷重と曲げ荷重を受ける場合のK値は、図 13 右に示す弾性支持された二つの梁を回転バネで接続したモデルに置き換えて長手方向のそれぞれのモーメント分布を求め、バネ部のモーメントに等しい曲げ荷重が働く純曲げ下の片側き裂梁のK値として近似的に求まることになる。

2.4.2 円筒中環状き裂のK値簡易評価

ここでは 2.4.1 の考え方から、検討対象問題を弾性支持梁の問題におきかえて、所用のK値を簡易評価する方法を具体的に示す。

2.4.2.1 弾性支持梁の荷重と変形

まず、基本となる長さ h の弾性支持梁の左端に荷重 P_1 , M_1 右端に P_2 , M_2 を受ける場合を考える。このとき、左端 A から x , 右端 B から x' の位置 X における荷重 P による変位 y と回転角 θ に関する関係式は、

するコンプライアンスを λ_{yP} , $\lambda_{\theta P}$ また荷重 M による y , θ に関するコンプライアンスを λ_{yM} , $\lambda_{\theta M}$ としてそれぞれ定義した場合に、荷重 P , M が同時に作用するときの位置 X における y , θ は、

$$\begin{bmatrix} y(x,x') \\ \theta(x,x') \end{bmatrix} = \Lambda(x,x') \cdot \begin{bmatrix} P_1 \\ M_1 \end{bmatrix} + \Lambda_*(x,x') \cdot \begin{bmatrix} P_2 \\ M_2 \end{bmatrix} \dots \quad (1)$$

として与えられ、ここに

$$\Lambda(x,x') = \begin{bmatrix} \lambda_{yP}(x,x') & \lambda_{yM}(x,x') \\ \lambda_{\theta P}(x,x') & \lambda_{\theta M}(x,x') \end{bmatrix}; \Lambda_*(x,x') = \begin{bmatrix} \lambda_{yP}^*(x,x') & \lambda_{yM}^*(x,x') \\ \lambda_{\theta P}^*(x,x') & \lambda_{\theta M}^*(x,x') \end{bmatrix} \dots \quad (2)$$

であり、 Λ , Λ^* には次の関係がある[7]。

$$\begin{bmatrix} \lambda_{yP}^*(x,x') & \lambda_{yM}^*(x,x') \\ \lambda_{\theta P}^*(x,x') & \lambda_{\theta M}^*(x,x') \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \lambda_{yP}(x',x) & \lambda_{yM}(x',x) \\ -\lambda_{\theta P}(x',x) & -\lambda_{\theta M}(x',x) \end{bmatrix} \dots \quad (3)$$

これらのコンプライアンスの具体式は文献[6]を参照されたい。

次に、対象としている図13右の「二本の弾性支持梁が長さのないコンプライアンスを有する回転バネで接続される問題」について考える。このとき、き裂相当位置における境界条件について考えると、この問題は「二本の弾性支持梁が接続部で変位の食い違いは許されず、回転角の食い違いが許される問題」となる。さてここでバネの位置をC点、C点に働くせん断力 F_C を、曲げモーメントを M_C とし、バネをはさんでの両側それぞれ図14に示すような荷重を受ける二つの梁AC, CBに分けて考える。このときC点における変位、回転角は、梁ACについては式(1)において、 $h=h_1$, $x=h_2$, $x'=0$ とおくことにより、また梁については、 $h=h_2$, $x=0$, $x'=h_2$ とおくことにより次のように求まる。

$$\begin{bmatrix} y_C \\ \theta_{C1} \end{bmatrix} = \Lambda(h_1, 0) \cdot \begin{bmatrix} P_1 \\ M_1 \end{bmatrix} + \Lambda_*(h_1, 0) \cdot \begin{bmatrix} F_C \\ M_C \end{bmatrix} \dots \quad (4)$$

$$\begin{bmatrix} y_C \\ \theta_{C2} \end{bmatrix} = \Lambda(0, h_2) \cdot \begin{bmatrix} -F_C \\ M_C \end{bmatrix} + \Lambda_*(0, h_2) \cdot \begin{bmatrix} P_2 \\ M_2 \end{bmatrix} \dots \quad (5)$$

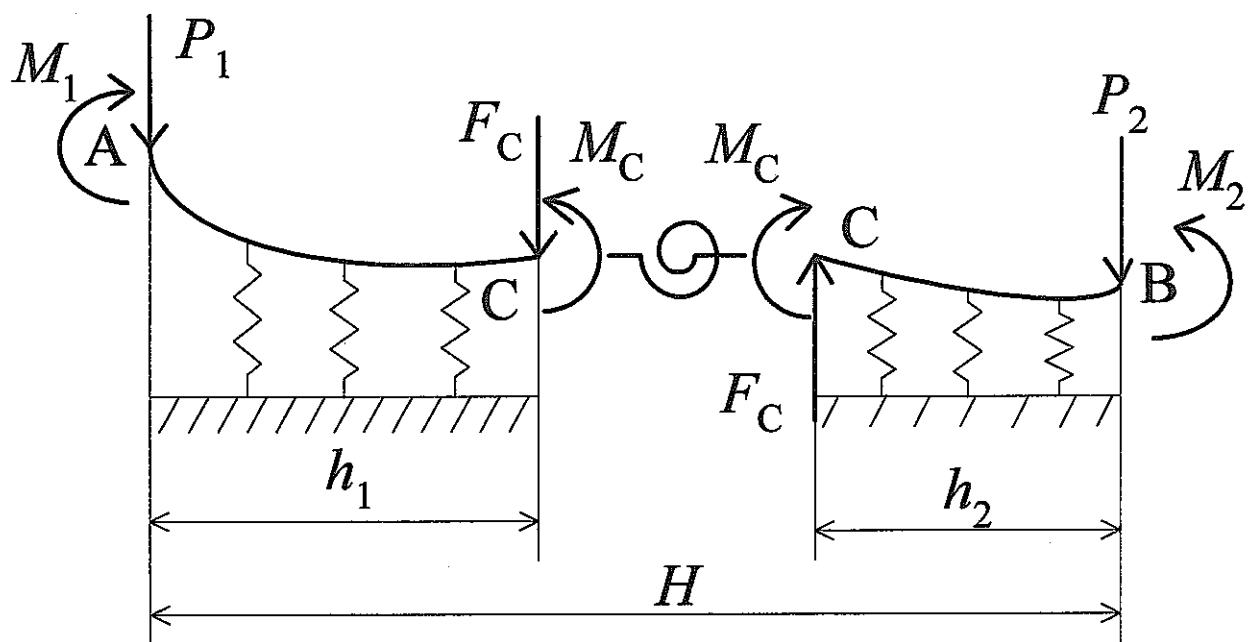


図 14 両端荷重下のき裂が入った弾性支持梁

ここで変位についてはその食い違いを許さないので両方の梁に対して等しい値 y_C とし、回転角に関しては食い違いを考えて各々 θ_{C1} , θ_{C2} としている。回転角の食い違いについては、回転バネのコンプライアンス Δz を用い、 M_C との間に次の関係が成り立つ[6]。

式(4)～(6)を n 個のき裂に対し順次適用し、これを整理すると解くべきは次式となる。

$$\mathbf{F}_{Cg,n} = \mathbf{C}_{gn}^{-1} \times \mathbf{B}_{gn} \times \mathbf{P} \quad \dots \dots \dots \quad (7)$$

ここに F_{Cgn} は

であり j 番目のき裂の K 値評価に必要な M_{Qj} を含むベクトル列からなる行列である。他は 0 を 5×5 の零行列として、

$$C_{gn} = \begin{bmatrix} K(1) & S(2) & O & \dots & O & O \\ T(2) & K(2) & S(3) & \dots & O & O \\ O & T(3) & K(3) & \dots & O & O \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & S(n-1) & O \\ O & O & O & T(n-1) & K(n-1) & S(n) \\ O & O & O & O & T(n) & K(n) \end{bmatrix}; S(j) = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \lambda_{yP}^*(0, h_j) & \lambda_{yM}^*(0, h_j) & 0 & 0 & 0 \\ \lambda_{\theta P}^*(0, h_j) & \lambda_{\theta M}^*(0, h_j) & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix};$$

$$\mathbb{K}(j) = \begin{bmatrix} \lambda_{yP}^*(h_j, 0) & \lambda_{yM}^*(h_j, 0) & -1 & 0 & 0 \\ \lambda_{\theta P}^*(h_j, 0) & \lambda_{\theta M}^*(h_j, 0) & 0 & -1 & 0 \\ -\lambda_{yP}(0, h_{j+1}) & \lambda_{yM}(0, h_{j+1}) & -1 & 0 & 0 \\ -\lambda_{\theta P}(0, h_{j+1}) & \lambda_{\theta M}(0, h_{j+1}) & 0 & 0 & -1 \\ 0 & -2\Delta\lambda(\xi_j) & 0 & 1 & -1 \end{bmatrix}; \mathbf{T}(j) = \begin{bmatrix} -\lambda_{yP}(h_j, 0) & \lambda_{yM}(h_j, 0) & 0 & 0 & 0 \\ -\lambda_{\theta P}(h_j, 0) & \lambda_{\theta M}(h_j, 0) & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (9)$$

$$\mathbf{B}_{gi} = \begin{bmatrix} -\lambda_{yP}(h_1, 0) & -\lambda_{yM}(h_1, 0) & 0 & 0 \\ -\lambda_{\theta P}(h_1, 0) & -\lambda_{\theta M}(h_1, 0) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\lambda_{yP}(0, h_{nH}) & -\lambda_{yM}(0, h_{nH}) \\ 0 & 0 & -\lambda_{\theta P}(0, h_{nH}) & -\lambda_{\theta M}(0, h_{nH}) \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}; \xi_j = a_j / W \quad \dots \dots \dots \quad (10)$$

B_{gn} は $5n \times 4$ の行列である。

$$\mathbf{P} = \begin{bmatrix} P_1 & M_1 & P_2 & M_2 \end{bmatrix}^t \dots \quad (11)$$

2.4.2.2 K値評価

式(6)～(11)により、 j 番目の回転バネ部のモーメント M_{Cj} を求めることができれば、無限長片側き裂梁の純曲げ下のK値計算式にモーメント M_{Cj} を適用することより、所用のK値 K_{Mj} を求めるこ
とができる。

$$K_{Mj} = M_{Gj} \sqrt{\pi a_j} \cdot F_M(\xi_j = a_j/W) / Z \quad \dots \dots \dots \quad (12)$$

ここに、 $Z = W/6$ 、 F_M は純曲げ下K値評価式における有限幅の補正係数である。

2.4.3 有限要素解との比較

ここでは両端に等しい曲げ荷重 M が働く場合につき導いた手法にて K 値を求め、これを有限要素解と比較することによりその精度の確認を行う。

具体的には、 H/W , h_1/H , h_2/H をパラメータとして円筒の両端に等しい曲げ荷重をかける軸対称有限要素解析を行い、変位法によって K 値を評価した。円筒半径肉厚比 $R_m/W = 10.5$ 材料定数はヤング率 $E = 206 \text{ GPa}$ ポアッソン比 $\nu = 0.3$ とした。この解析結果 K_{FEA} と式(12)による結果を次式にて定義する $K_{M\text{beam}_i}$ で基準化し図 15 に比較した。

$$K_{M_{beam}} = M \sqrt{\pi a_i} \cdot F_M(\xi_i = a_i/W) / Z \quad \dots \dots \dots \quad (13)$$

$K_{Mbeam,j}$ は曲げ荷重を受ける無限長片側き裂梁の純曲げ下K値である。なお対称性より $h_1/H = 0.25$, $h_2/H = 0.5$ の場合の Crack no $j = 1, 2$ の K 値は一致する。

この図より、同じ R_m/W の円筒に対し、

1. 梁理論に基づくため、 h_1 , h_2 , $h_3 H$ に比べ W が小さい程良好な精度が期待できると考えられるが、 $h_1 = h_3 = W$ となっている $H/W = 4$, $h_1/H = 0.25$ の場合でも解は有限要素解析とほぼ一致するものになっており、式(12)の簡易評価式は h_1/W , h_2/W , h_3/W が 1 程度以上であれば実用上十分な精度をもって K 値を与えるものと判断される。

2. 円筒が長くなると所用のK値 K_M は小さくなる。
3. き裂位置が円筒中央から端部に偏るに従い、 K_M は大きくなる。
4. 以上より、両端に軸対称曲げ荷重を受ける円筒複数環状き裂のK値を評価する際に、円筒長さ、およびき裂の軸方向位置を適切に考慮に入れる必要があることがわかる。
なお純曲げを受ける無限長梁の有限幅の補正係数 F_M については式(14) [8]、またき裂が入ることによるコンプライアンスの増分として(15) [9]を用いて評価している。

$$F_M(\xi_j) = \sqrt{\frac{2}{\pi\xi_j} \tan \frac{\pi\xi_j}{2}} \cdot \frac{0.923 + 0.199 \{1 - \sin(\pi\xi_j/2)\}^4}{\cos(\pi\xi_j/2)} \quad \dots \dots \dots \quad (14)$$

$$\Delta\lambda(\xi_j) = \frac{\pi(1.1215)^2}{2E} \cdot \frac{\xi_j^2}{(1-\xi_j)^2(1+2\xi_j)^2} \times \{1 + \xi_j(1-\xi_j)(0.44 + 0.25\xi_j)\} \left(\frac{6}{W}\right)^2 \quad \dots \dots \dots \quad (15)$$

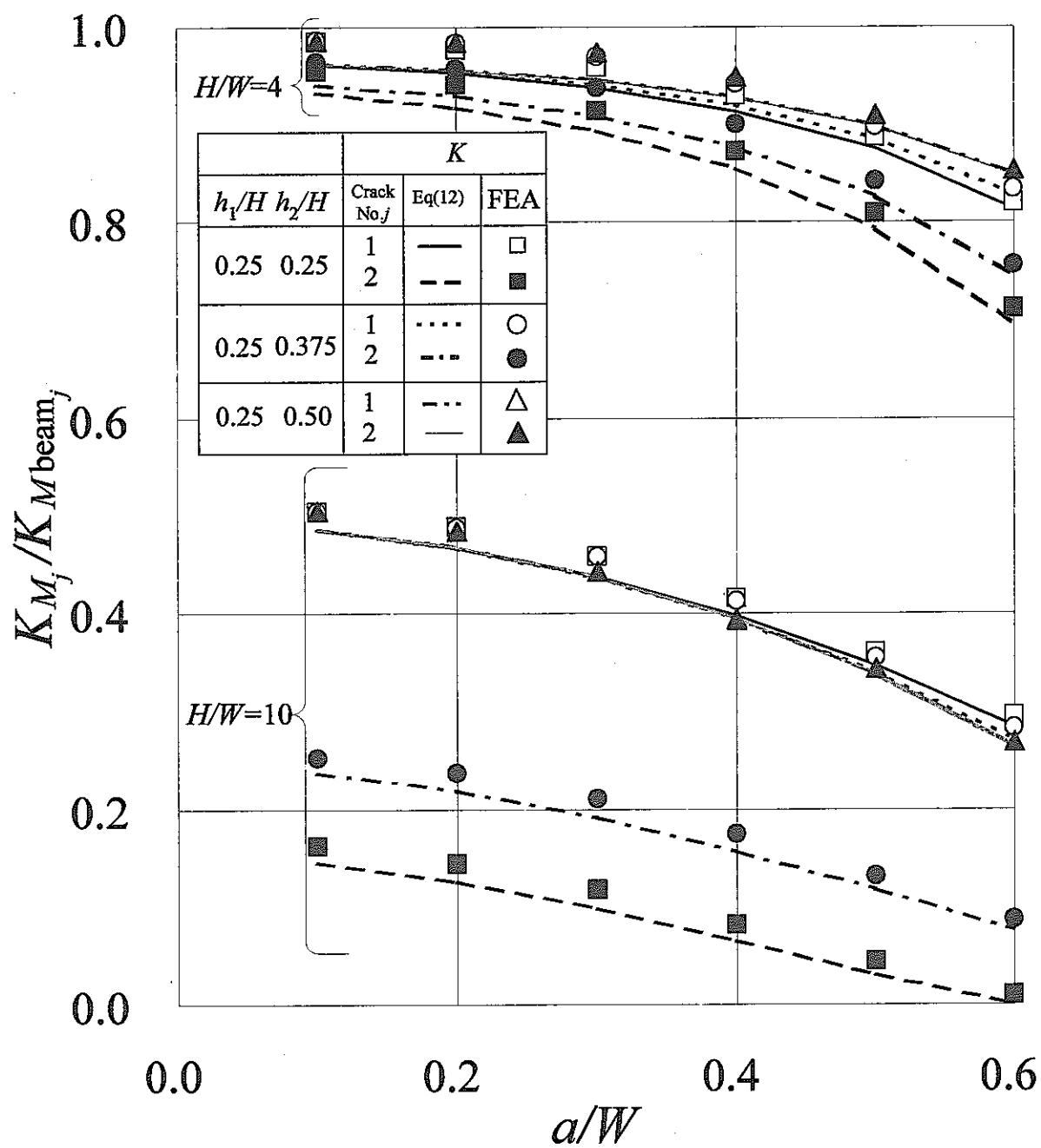


図 15 簡易評価解と有限要素解の比較($P_1 = P_2 = 0, M_1 = M_2 = M$)

2.5 まとめ

本年度はモデル化した亀甲状き裂が軸方向複数き裂、周方向複数き裂各々が独立に存在する場合と同じと考えてよいことを破面調査により確認し、その後現状にて解が存在しない周方向複数き裂の軸対称曲げ荷重条件下内表面環状き裂のK値解の簡易評価法を開発し、その妥当性を有限要素解析結果を用いて評価した数値解と比較することにより確認した。

3. クリープ疲労き裂進展評価手法の高度化（経過報告）

3.1 概 要

H12年度よりFBRプラント向けの維持規格作成準備の一環として文献調査を開始し、H12年度にはJSME S NA-1 2000 [1]をFBR向けに適用する場合の要検討項目を抽出し、H13年度はクリープ・疲労き裂進展評価手法に絞った調査を開始し、手始めに機構作成の「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）」[2]を維持規格にしていく場合の問題点について検討した。本年度は仏国規格A16(3rd draft, 12/31/1995版)解説書[10]を入手できたので、これを和訳するとともにその豊富な例題の数値計算過程を追うことにより規格の適用方法を詳細に理解することにした。そして疑問点については一部をレポートの著者に問い合わせた。

3.2 A16(3rd draft, 12/31/1995版)解説書[10]調査結果

全訳結果をドラフトとしてまとめた。細部については今後さらに著者と連絡を取り来年度にファイナライズする予定である。

このレポートはA16[11]のみならず、R5[12]やJNC作成欠陥評価指針（案）[2]との比較も含んでいる。本報告書の本文にはA16とJNC作成欠陥評価指針（案）の比較を要約した結果を以下の表としてまとめた。

	JNC, CRIEPI(不安定)のき裂評価法	A16 のき裂評価法
1. クリー プの取 扱い	構造等の技術基準による（鋼種毎に温 度を定める）	温度と使用時間を、 $1.5 \text{ S m} \rightarrow 1.2 \text{ S m}$ へ緩和する過程 で生じる Robinson-平の時間消耗則によるクリープ 損傷で、材料ごとに規定。
2. き裂発 生計算 法	<p>疲労き裂発生 一般的には、疲労損傷を最適疲労破 損式、構造等の技術基準に定められる K_c と弾性解析によるミーゼス型応力 強さによるひずみ範囲を用いた使用分 数和 1 で a_i の深さのき裂が発生すると 考える。 配管係数 C_2 を用いた構造等の技術 基準に定める強度評価方法などでは、 疲労き裂発生に対する強度低減係数を 別途定める必要がある。</p> <p>クリープき裂発生 変動荷重下のクリープも含めて、 Robinson-平の時間消耗則による。荷重 の反転がある場合にはクリープ疲労と して取り扱う。</p> <p>クリープ疲労き裂発生 構造等の技術基準に定める相互作用 設計許容曲線による。</p>	<p>基本的には、応力集中部先端 1 結晶粒離れた場所の K_I モードに対応する主応力が、き裂発生に責任があ るとする考え方（オーステナイト系ステンレス鋼に対 しては D'Escatha (4th ICPVT)、Pineau (ミルン大学)、 Creager (リ一大学) が原点）。 き裂発生（クリープが顕著でない場合）</p> <p>ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_d/T$、設計用疲労曲線からマイナ ー則を用いて線形累積損傷和が 1 でき裂発生とする。 ここで、T は実験から得られた係数で、316L では 1.5。 ひずみ算出は繰り返し応力ひずみ曲線に基づく。 $\Delta \varepsilon_d = \Delta \varepsilon_1 + \Delta \varepsilon_2 + \Delta \varepsilon_3 + \Delta \varepsilon_4$ $\Delta \varepsilon_1 : \Delta \sigma_{ed} \text{に対する弾性計算結果}$ $\leftarrow \Delta \sigma_{ed} = \Delta K_I / \sqrt{2\pi d}$ $\Delta \varepsilon_2 : \text{繰り返し一次荷重による塑性ひずみ範囲}$ $\Delta \varepsilon_3 : \text{繰り返し二次荷重による塑性ひずみ範囲}$ $\Delta \varepsilon_4 = (K_v - 1) \cdot \Delta \varepsilon_1$ <p>き裂発生（クリープが顕著な場合）</p> $\Delta \varepsilon_d = \Delta \varepsilon_1 + \Delta \varepsilon_2 + \Delta \varepsilon_3 + \Delta \varepsilon_4 + (\Delta \varepsilon_d)_c$ $\leftarrow (\Delta \varepsilon_d)_c = f(\sigma_{kd}, \theta, t_h)$ $= \int_0^{T^*} \dot{\varepsilon}_c dt$ $\leftarrow \dot{\varepsilon} = \frac{C_r}{E} (0.5 \cdot \Delta \sigma^* - \dot{\sigma})$ <p>ここで、$\Delta \sigma^*$ は $\Delta \varepsilon_d$ に対応して繰り返し応力ひず み曲線からもとまる応力、C_r は弾性追従等に対応す る係数。保持時間中一定と仮定する応力は下式によ る。</p> $\sigma_{kd} = 0.5 \cdot \Delta \sigma^*$ <p>疲労損傷を $\Delta \varepsilon_d/T$ と設計用疲労曲線、クリープ損 傷を σ_{kd} と設計用クリープ破断曲線から求め、き裂 発生の判断基準は (0.3, 0.3) の相互作用線図による。</p> </p>

	JNC, CRIEPI(不安定)のき裂評価法	A16 のき裂評価法
3. 応力の計算方法	$\sigma_e = F_{net} \cdot (p_m \cdot \sigma_m + p_b \cdot \sigma_b)$ <p>ピーク応力の取り扱い要調査（第3回EJCC資料134）に応力拡大係数算出におけるピーク応力の取り扱いがある。</p> $\sigma_e = F_m \cdot \sigma_m + F_b \cdot \sigma_m b + F_p \cdot \sigma_p$ $\sigma_e = \sigma_0 \cdot i_0 + \sigma_1 \cdot i_1 \cdot \left(\frac{a}{t}\right)$ <p>SMiRT 15 G03/1&g03/3 にベンチマークの結果</p>	$\Delta\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{\Delta\sigma_b}{3}} + \sqrt{\left(\frac{\Delta\sigma_b}{3}\right)^2 + \Delta\sigma_m^2}$ $\Delta\sigma_m = \frac{\Delta F}{2w \cdot t - (\pi \cdot a \cdot c / 2)}$ $\Delta\sigma_b = \frac{6\Delta F \cdot L}{2w \cdot t^2}$
4. き裂進展計算	$\left(\frac{da}{dN}\right)_f = C_f \cdot \Delta J_f^{m_f}$ $\Delta J_f = f_{ep} \cdot \Delta J_e$ $\leftarrow f_{ep} = \frac{\sigma_{ref}^3}{2 \cdot \sigma_y^2 \cdot E \cdot \varepsilon_{ref}} + \frac{E \cdot \varepsilon_{ref}}{\sigma_{ref}}$ $\leftarrow \Delta J_e = \{q_w \cdot (K_{max} - K_{min})\}^2 / E^*$ $q_w = (1 - R)^{n-1},$ $n = \begin{cases} 1 & \text{for } R \geq 0 \\ 0 & \text{for } R < 0 \end{cases}$ $\left(\frac{da}{dN}\right)_c = C_c \cdot \Delta J_c^{m_c}$ $\Delta J_c = \int_0^{t_h} J_c(t) \cdot dt$ $= f_c(t_h) \cdot J_e$ $\leftarrow f_c(t) = \frac{E \cdot \dot{\varepsilon}_{cref}(t)}{\sigma_{cref}}$ <p>繰り返し応力ひずみ曲線、弾性的に計算した応力（強さ？）S_m、再配分係数q_{ep}からSIF計算用応力σ_mを求める。</p>	$\left(\frac{da}{dN}\right)_f = C_f \cdot \Delta K_{eff}^{m_f}$ $\Delta K_{eff} = q_r \cdot \sqrt{E^* \cdot \Delta J_{sA16}}$ $\leftarrow \Delta J_{sA16} = \Delta J_{el} \cdot k_{1A16} \cdot k_{2A16}$ $\leftarrow \Delta J_{el} = (K_{max} - K_{min})^2 / E^*$ $\leftarrow k_{1A16} = (\Delta\sigma_{nor} / \Delta\sigma_{no})^2$ $\leftarrow k_{2A16} = \frac{1}{2} \cdot \frac{\Delta\sigma_{ref}^2}{\Delta\sigma_{ref}^2 + (2\sigma_y)^2} + \frac{E \cdot \Delta\varepsilon_{ref}}{\Delta\sigma_{ref}}$ $\leftarrow E^* = \begin{cases} E & \text{for plane stress} \\ E/(1-\nu^2) & \text{for plane strain} \end{cases}$ $\leftarrow q_r = \begin{cases} 1/(1-0.5R) & R \geq 0 \\ (1-0.5R)/(1-R) & R < 0 \end{cases}$ $\left(\frac{da}{dN}\right)_c = \int_0^{t_h} \dot{a}(C_{sA16}^*(a)) dt$ $C_{sA16}^*(a) = \frac{K_{eq}^2}{E^*} \cdot k_{1A16} \cdot k_C^*$ $\leftarrow k_C^* = \frac{\dot{\varepsilon}_{ref}}{\sigma_{ref} / E}$ $\leftarrow \sigma_{ref} = \frac{\sigma_{ref}^A + \sigma_{ref}^B}{2} + 0.5 \cdot \Delta\sigma_{ref}$ <p>C E Aではクリープき裂進展を過大に見積もり過ぎるので、き裂進展の積分範囲を初期クリープを含める方法（A16）から定常クリープのみを取り扱う方法（Polvoraの学位論文）へと変更予定。</p>

	JNC, CRIEPI(不安定)のき裂評価法	A16 のき裂評価法
5. 詳細解析方法	<p>弾性</p> $\Delta J_{fCANIS} = J_{\max} - J_{\min} = J_{\max}$ <p>弾塑性</p> $\begin{aligned}\Delta J_{fCANIS} &= \Delta K^2 / E \\ &= (K_{\max} - K_{\min})^2 / E \\ &\geq J_{\max} = \Delta J_{CASTEM}\end{aligned}$ <p>クリープ</p> $\Delta J_{cCANIS} = J_{\max} + J_{\min}$	$\begin{cases} J = \int_s w ds - \int_s n \sigma \frac{\partial U}{\partial x} ds & \text{for plasticity} \\ C^* = \int_s \dot{w} ds - \int_s n \sigma \frac{\partial \dot{U}}{\partial x} ds & \text{for creep} \end{cases}$ <p>弾性</p> $\Delta J_{CASTEM} = J_{\max} - J_{\min} = J_{\max}$ <p>弾塑性</p> $\Delta J_{CASTEM} = J_{\max} - J_{\min} = J_{\max}$ <p>$\because J_{\min} \ll J_{\max}$, & J_{\min} は値自体が小さく積分経路依存性</p> <p>クリープ</p> <p>不明</p>
6. 安定性評価	<p>(1)不安定破壊評価</p> <p>正味断面塑性崩壊基準 (SMiRT-15 G04/3)</p> <p>$Z \cdot \sigma_a < \sigma_f \cdots$ 不安定破壊は生じない</p> <p>$Z \cdot \sigma_a \geq \sigma_f \cdots$ 不安定破壊が生じる</p> <p>Z: 応力の割り増し係数、 σ_a: 想定負荷における実断面応力であり、下式による。</p> <p>σ_f: 流動応力</p> $\sigma_a = \max \left\{ \sigma_{ref}^{EP}, P_{ref} \right\}$ <p>ここで、σ_{ref}^{EP} は弾塑性参考応力、P_{ref} は一次応力に対する参考応力であり、下記の文献[1]の付録E及び付録Cにそれぞれ与えられている。</p> <p>[1]: 平成12年度発電用新型炉技術確証試験（高速増殖炉技術確証試験）調査報告書 別冊 高温構造健全性評価指針(案)平成13年3月、電中研</p>	<p>クリープが顕著でない場合</p> <p>(1)リガメントに対する一次応力 $S_0 = (C/C_L)R_L$ の制限</p> <ul style="list-style-type: none"> - レベル A : $S_0 \leq S_m$ - レベル C : $S_0 \leq \text{Min} \{1.35S_m, S_y\}$ - レベル D : $S_0 \leq \text{Min} \{2.4S_m, 0.7S_u\}$ <p>ここで、C は荷重、C_L は降伏強さ R_L を有する弾完全塑性材料に対して得られたき裂付き構造物の極限荷重である。</p> <p>(2)安定性</p> <p>J_R 曲線による。</p> $\frac{\partial J}{\partial a} = \frac{\partial J_R}{\partial a}$ <p>(3)ティアリング</p> <p>$J(C', a_f) \leq J_R(0.2mm)$</p> <p>$C'$: 延性ティアリング破壊の解析用の荷重 a_f : 最終欠陥寸法 $J_R(0.2mm)$: A16 の表で与えられる材料特性</p> <p>クリープが顕著な場合</p> <p>(1)リガメント塑性不安定と短時間延性ティアリング破壊</p> <p>クリープが顕著でない場合と同じ。</p>

JNC, CRIEPI(不安定)のき裂評価法	A16 のき裂評価法
	<p>(2)保持中のクリープ破断と延性ティアリング破壊</p> <p>1)き裂付き構造の保持中のクリープ破断の防止 - レベル A : $S_0 \leq S_t$ - レベル C 及び D : $S_0 \leq S_r$</p> <p>2)保持時間中の延性ティアリング破壊の防止 クリープが顕著でない場合の手順と同一。 Jの計算には保持時間中のクリープひずみ ϵ_c を 加えた ϵ_{el+pl} を用いる。</p>

3.3 まとめ

本年度は仏国規格 A16 (3rd draft, 12/31/1995 版)解説書[10]入手できたので、この全訳（ドラフト）を作成し、この内容をもとに A16 と JNC 作成欠陥評価指針（案）の比較表を作成した。来年度は細部をレポートの著者に確認し、ファイナライズする予定である。

4. 熱応力下疲労き裂進展挙動の評価(経過報告)

4.1 概 要

熱応力対策が十分に施された FBR プラントを念頭において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する(例:荷重速度 5 Hz, 荷重漸減率 C の ASTM 標準 [13] = -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 1 週間程度($C = -0.7 \text{ mm}^{-1}$, 50 Hz)に短縮することが可能となった。平成 13 年度はこの設備を活用し、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、SUS304, S55C, HT60, SS400 に対する低荷重域疲労き裂進展データを取得した。

本年度は引き続き SUS316, 2.25Cr1Mo についてデータを取得すると同時に、昨年実施した S55C 鋼(以下、S55C-1 と称する)については K_{max} 増による ΔK_{th} 減現象が確認できたので、今年は現象の再現性確認のために強度が異なる別ロット材(以下、S55C-2 と称する)に対し試験を行った。

また本年度は時間を要する低荷重域疲労き裂進展データの取得を促進すべく、高温試験にも対応可能な大容量高速疲労き裂進展試験システムの開発を行った。以下、結果を示す。

4.2 現状

◎ 完了 ○ 実施中 △ 未着手 - 対象外

材 料	試験片準備状況		試験実施状況				
	素 材	加 工	引 張	シャルピー	靭 性	da/dN	
炭 素 鋼	SS400	○	○	○	○	○	○
	S55C-1	○	○	○	○	○	○
	S55C-2	○	○	○	○	○	○
	S50C	○	○	○	○	△	○
	HT60	○	○	○	○	-	○
	HT80	○	○	○	○	-	△
低 合 金 鋼	2.5Cr-1Mo	○	○	○	○	○	○
	SCM440	○	○	○	○	△	△
ス テ ン レ ス 鋼	SUS304	○	○	○	○	○	○
	SUS316	○	○	○	○	○	○
	SUS321	○	○	○	△	△	△
	T91	○	○	△	△	△	△
超 合 金	Inconel718	○	○	○	△	△	△

備考：薄墨にて昨年度の状況、その他は本年度更新分を示す。

4.3 試験条件・結果

4.3.1 実験方法

ΔK 漸減型の ΔK 制御疲労き裂進展試験をASTM E647 [13]に準拠し、CT試験片を用いて行った。供試材の化学成分および機械的性質一覧をそれぞれ表1、表2に、試験システムを図16に、CT試験片の形状・寸法を図17に示す。閉口が生じない結果、疲労き裂進展抵抗の上限値に近いものが得られることを期待し、 K_{max} 一定試験法を採用した。本年度は表1、2中S55C2, 2.25Cr1Mo, SUS316材について試験を行った。昨年実施したS55C-1については K_{max} 増による ΔK_{th} 漸減現象が確認できたので、今年は現象の再現性確認のために強度が異なる別ロット材に対し試験を行った。

表1 供試材の化学成分

	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Nb	B	Fe
S55C-1	0.53	0.20	0.66	0.007	0.003	0.01	0.02	0.02	-	-	Bal.
S55C-2	0.56	0.20	0.84	0.015	0.010	0.01	0.03	0.15	-	-	Bal.
HT60	0.12	0.25	1.45	0.008	0.003	0.01	0.02	0.03	0.02	0.0001	Bal.
SUS304	0.05	0.59	1.02	0.028	0.008	-	9.11	18.35	-	0.0001	Bal.
SS400	0.12	0.22	0.58	0.021	0.017	-	-	-	-	-	Bal.
2.25Cr-1Mo	0.15	0.28	0.5	0.011	0.005	0.07	0.14	2.38	0.005	0.0002	Bal.
SUS316	0.01	0.59	0.84	0.26	0.003	0.26	11.19	16.87	0.001	0.0006	Bal.

表2 供試材の機械的性質

	Yield Point MPa	Tensile Strength MPa	Elongation %
S55C-1	375	724	-
S55C-2	481	808	28
HT60	520	631	28
SUS304	225	608	61
SS400	275	438	36
2.25Cr-1Mo	430	615	30
SUS316	263	566	63

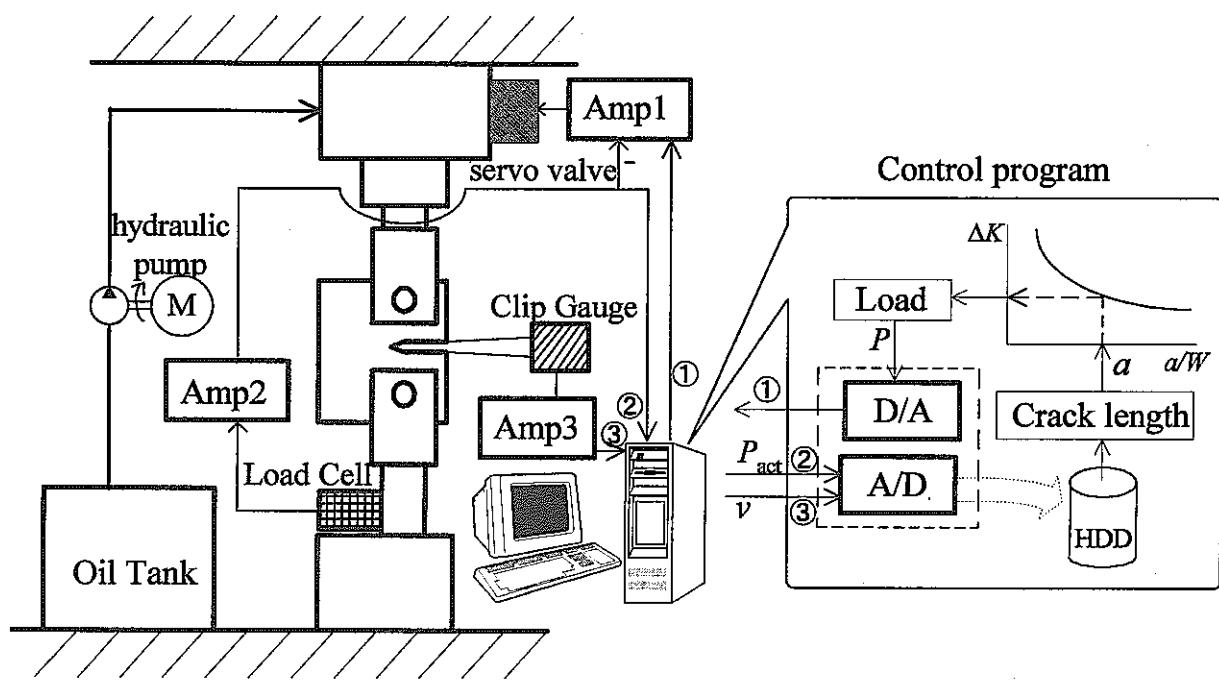


図 16 試験システム

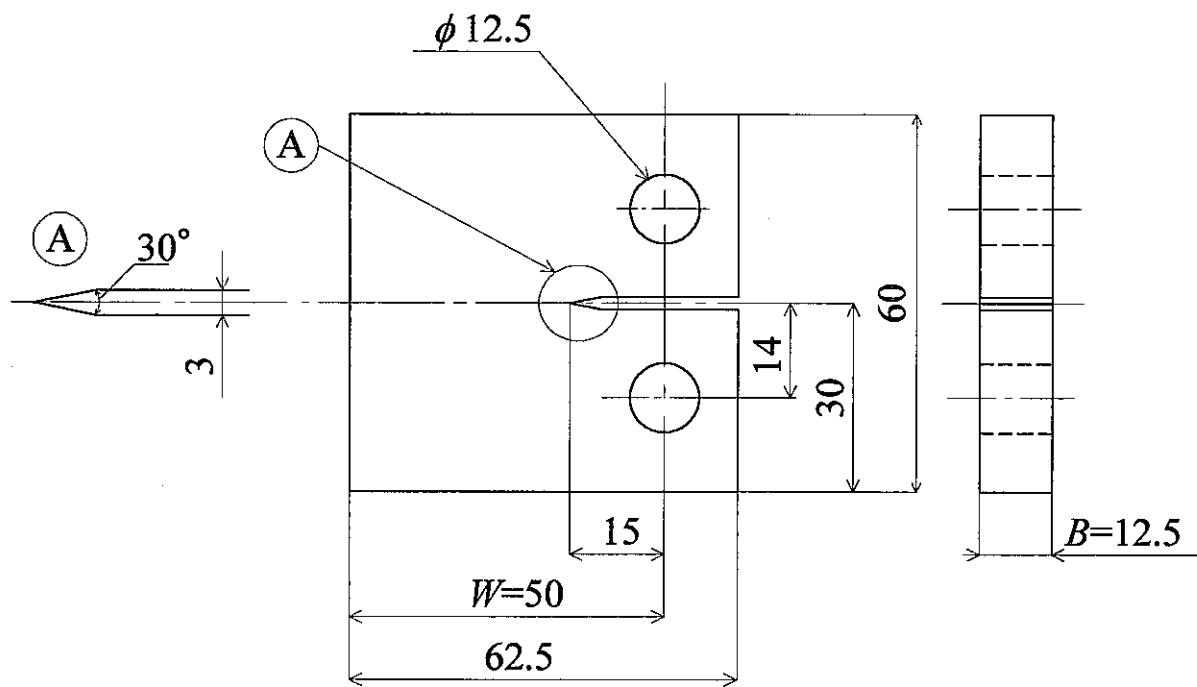


図 17 試験片形状・寸法

試験に用いた ΔK - a の関係は ASTM E647 [13]に従い

とした。ここに ΔK_0 は初期き裂長さ $a_0 (= 15 + \text{予き裂 } 3 = 18 \text{ mm})$ に対応する ΔK であり、 C は $(d(\Delta K)/da)/\Delta K$ として定義される ΔK 漸減率であり昨年度の成果を反映し $C = -0.7 \text{ mm}^{-1}$ とした[14]。 ΔK_0 は材料および K_{\max} によらず $12 \text{ MPam}^{1/2}$ とした。これは多くの鉄鋼材料の ΔK_{th} がほぼ $3 \text{ MPam}^{1/2}$ となることを念頭におき、 $a = 20 \text{ mm}$ にて $\Delta K_{th} = 3 \text{ MPam}^{1/2}$ となるようにしたのである。

各材料毎に数種の K_{max} 条件下で試験を行っている。これについては ASTM E647 [13] の小規模降伏条件に対応する制約 ($W \cdot a \geq (4/\pi)(K_{max}/\sigma_{YS})^2$) の下で実現可能な最大 K_{max} 以下としている。具体的な K_{max} の選定状況を図 18 に示す。図中の記号 \(\backslash\) が小規模降伏に対応する制約を表す。

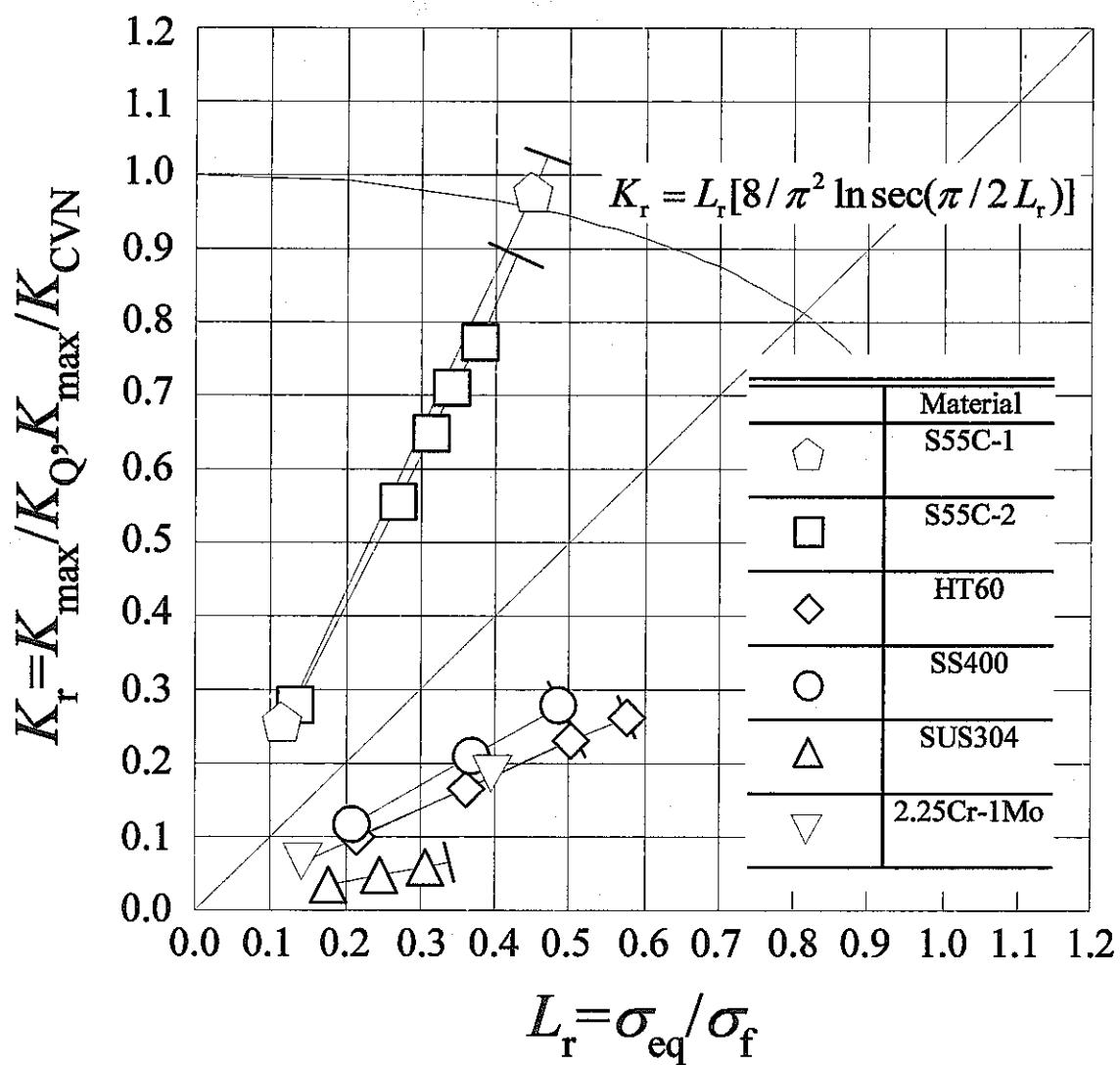


図 18 選定した試験条件(K_{\max})

表 3 選定した試験条件(K_{\max})

	W	B	a	$K_{\max SSY}$	K_{\max}	CVN	K_{CVN}	K_{IC}	K_r	σ_{YS}	σ_B	σ_f	σ_{eq}	L_r	
	mm	mm	mm	MPam ^{1/2}	MPam ^{1/2}	J	MPam ^{1/2}	MPam ^{1/2}		MPa	MPa	MPa	MPa		
S55C-1	50	12.5	20.000	58		21	64.76	~	0.889	375	724	550	236	0.429	
	50	12.5	20.715		50	21	64.76	75.5	0.772	375	724	550	208	0.379	
	50	12.5	20.103		46	21	64.76	82.4	0.710	375	724	550	189	0.343	
	50	12.5	20.017		42	21	64.76	80.0	0.649	375	724	550	172	0.313	
	50	12.5	20.045		36	21	64.76	80.5	0.556	375	724	550	148	0.268	
	50	12.5	19.933		18	21	64.76	80.5	0.278	375	724	550	74	0.134	
S55C-2	50	12.5	20.000		74	21.4	71.97	~	1.026	481	808	645	302	0.469	
	50	12.5	20.453		70	21.4	71.97	88.3	0.973	481	808	645	289	0.449	
	50	12.5	20.159		18	21.4	71.97	109.7	0.250	481	808	645	74	0.115	
HT60	50	12.5	20.000		80	281	304.40	~	0.262	520	631	576	327	0.568	
	50	12.5	20.577		80	281	304.40	~	0.263	520	631	576	332	0.576	
	50	12.5	20.385		70	281	304.40	~	0.230	520	631	576	289	0.502	
	50	12.5	20.634		50	281	304.40	~	0.164	520	631	576	208	0.361	
	50	12.5	20.553		30	281	304.40	~	0.099	520	631	576	124	0.216	
SS400	50	12.5	20.000		42	132	151.54	~	0.278	275	438	357	173	0.485	
	50	12.5	20.162		42	132	151.54	~	0.277	275	438	357	173	0.484	
	50	12.5	20.116		32	132	151.54	~	0.211	275	438	357	131	0.368	
	50	12.5	20.113		18	132	151.54	~	0.119	275	438	357	74	0.207	
SUS304	50	12.5	20.000		35	~	~	533	0.065	225	608	417	141	0.339	
	50	12.5	20.403		31	~	~	533	0.058	225	608	417	128	0.307	
	50	12.5	20.341		25	~	~	533	0.047	225	608	417	103	0.248	
	50	12.5	20.139		18	~	~	533	0.034	225	608	417	74	0.177	
2.25Cr-1Mo	50	12.5	20.000		66.02	278.5	276.06	~	0.239	430.22	615.44	523	270	0.517	
	50	12.5	20.594			50	278.5	276.06	~	0.181	430.22	615.44	523	207	0.397
	50	12.5	20.427			18	278.5	276.06	102.5	0.065	430.22	615.44	523	74	0.142

4.3.2 実験結果

今回行った K_{\max} 一定試験の ΔK 計画値と実績値を比較した例(S55C-2, 試験番号:17u)を図 19 に示す。

図 19 から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 ΔK_{th} 近傍において最大でも 5.7 % であり良好な制御が実現できている。また他の試験についてもこの差は同様であり良好な制御が実現できている。

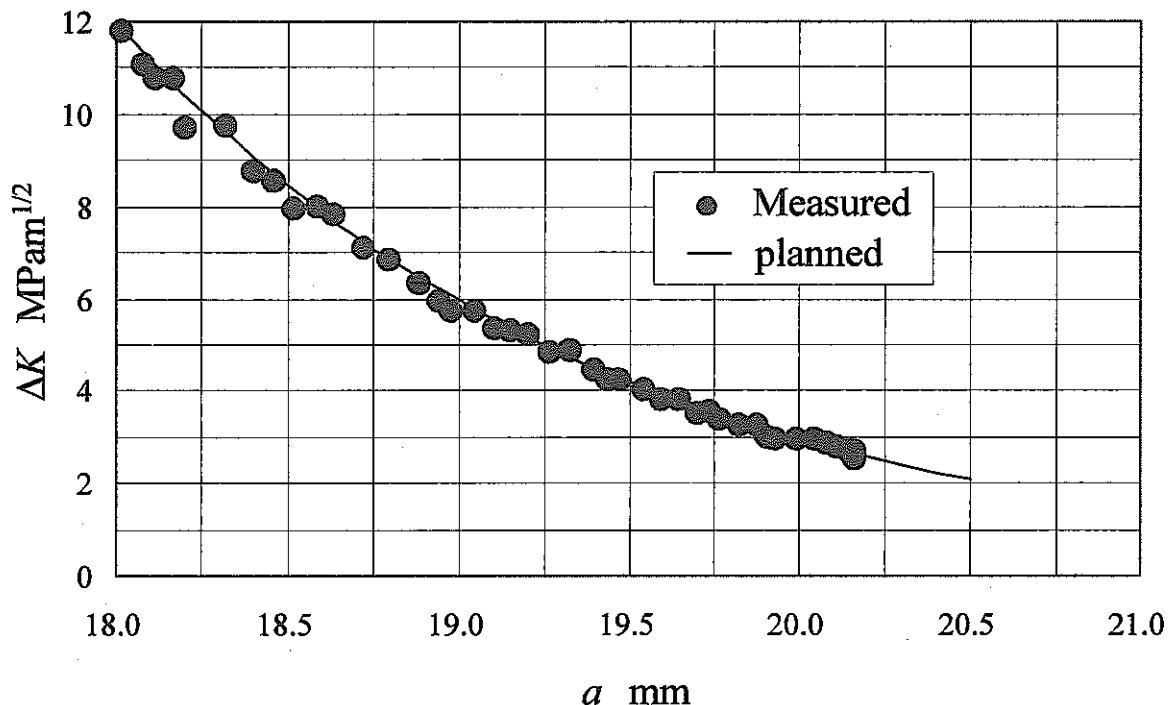


図 19 ΔK 制御実績(S55C-2, 試験番号:17u)

今回得られた S55C-2, 2.25Cr1Mo, SUS316 鋼のデータを各々今回得られたデータを日本機械学会(JSME)の軽水炉プラント維持規格 [1] の疲労き裂進展評価線図にプロットしたものを図 20(炭素鋼)、図 21(ステンレス鋼)に示す。これらの図では K_{\max} を特に区別せずに材料毎に記号を変えてプロットしてある。

炭素鋼、ステンレス鋼とともに JSME のデータは ASME Sec XI [15]を引用したものであり、この ASME のオリジナルカーヴでは $da/dN \geq 25.4 \times 10^{-10} \text{ m/cycle}$ ($1 \times 10^{-7} \text{ in/cycle}$) の範囲しか規定していないが、JSME のものは $da/dN \geq 1 \times 10^{-10} \text{ m/cycle}$ までカバーするよう外挿したものとなっている。今回 K_{\max} = 一定条件下、主として $1 \times 10^{-10} \text{ m/cycle} \leq da/dN \leq 100 \times 10^{-10} \text{ m/cycle}$ の範囲について試験を行い、き裂閉口が生じない結果応力比 R を変化させた da/dN データの上限値に近いものが得られると考えられたが、ASME→JSME データの外挿(ΔK 範囲の拡張)が妥当であることがステンレス鋼については確認できた。ただし炭素鋼のうち S55C, SS400 については JSME カーヴを超えるデータが得られており、JSME の炭素鋼カーブが原子力プラントで使用されている材料以外については十分な安全率を有しているとは必ずしも言えないことが読みとれる。JSME 評価線図は元来原子力プラントに使用されている材料を対象としているために直ちに問題となることはないが、この評価線図の安全裕度については今後検討していく必要があると考える。

また SUS304 データについては機構の高温(550, 650 °C)データとの比較を行った(図 22)。機構データは図に斜線部として示した弾塑性疲労き裂進展データであり、今回のデータを $\Delta J = (\Delta K)^2/E$, により換算してプロットしている。ここに、 E は $E = 196 \text{ GPa}$ をヤング率、ポアソン比 $\nu = 0.3$ として $E = E/(1 - \nu^2)$ である。今回のデータは機構データと同じロットの材料、かつ K_{\max} = 一定試験法に拠ったが ΔK_{th} が現れる範囲を除けばほぼ機構データの平均値を外挿したものが得られている。三好ら[16]が $R = 1$ 一定試験法により求めたデータ(常温, 500 °C)によると、高温疲労き裂進展速度は常温の場合より大きくなるとの結果が得られており、一方今回の試験データについて da/dN が機構の高温データより若干小さく出ていることを考えると、今後高温において低荷重域データを取得する必要性があるとも考えられる。ところが、下限界近傍における高温疲労き裂進展速度は酸化スケールがき裂先端にくさび効果を発揮するため、 ΔK_{eff} が小さくなる結果 da/dN が常温より小さくなるとの結果が得られている(図 23 にイメージを示す)ので、き裂進展評価に機構データを低 ΔJ 側へ外挿することにより安全側の評価が可能であると考えられる。

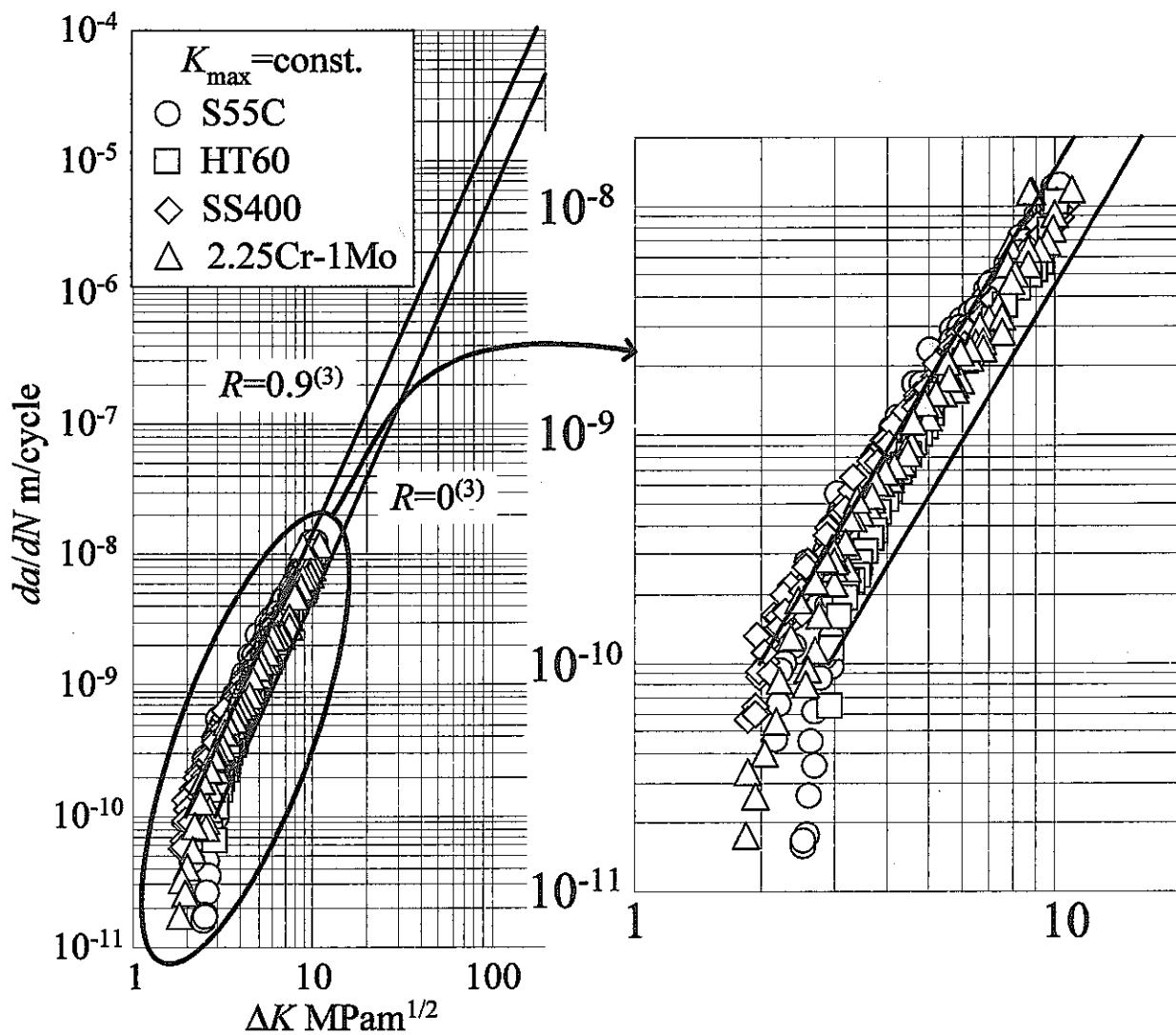


図 20 炭素鋼の疲労き裂進展抵抗の軽水炉維持規格データ [1]との比較

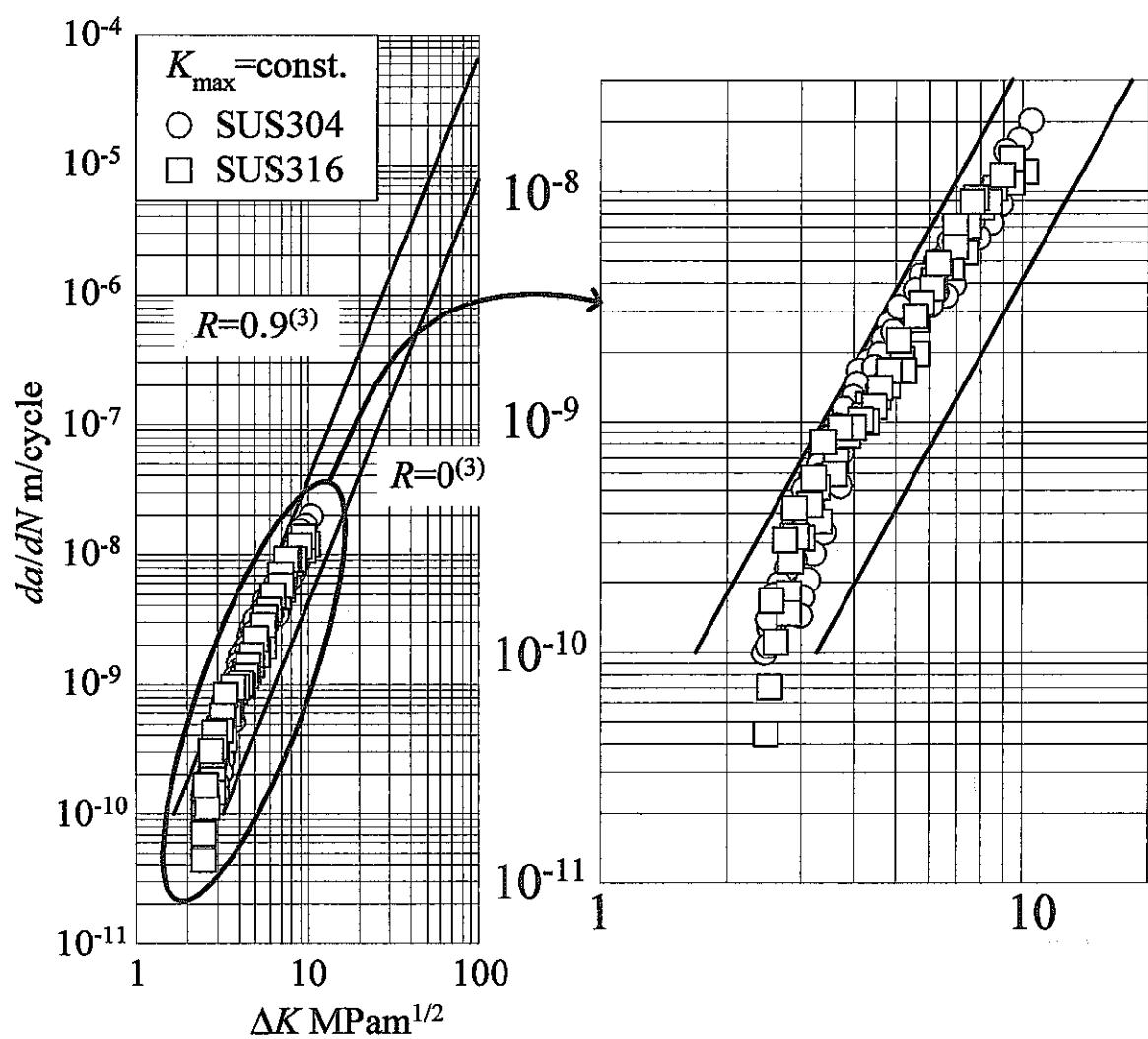


図 21 ステンレス鋼の疲労き裂進展抵抗の軽水炉維持規格データ [1]との比較

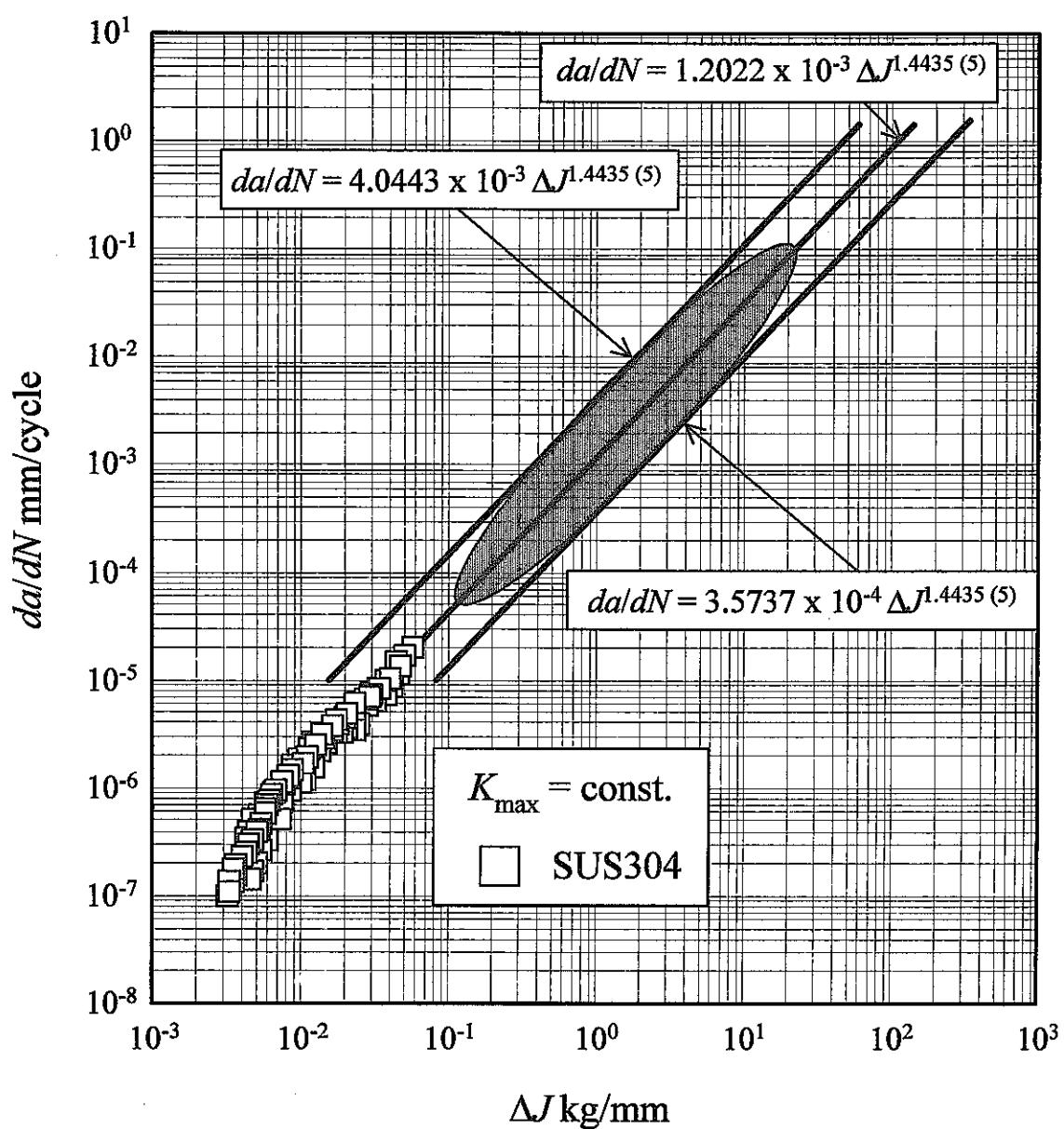


図 22 SUS304 鋼の疲労き裂進展抵抗の機構データ(550, 650°C)との比較

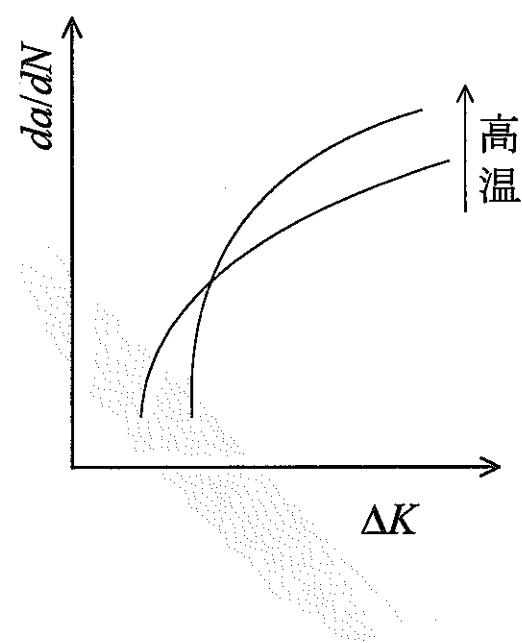


図 23 SUS304 鋼の疲労き裂進展特性 [16]

4.4 クリープ疲労試験機の開発

4.4.1 概要

FBR の炉心出口では、燃料集合体からの高温ナトリウムと制御棒等非発熱部からの低温ナトリウムが混合し、炉心上部機構の構造材にサーマルストライピングが発生する可能性が指摘されている。このサーマルストライピングに伴う熱応力によるき裂進展挙動自体に関しては必ずしも十分に解明されているとは言えない。その理由としてサーマルストライピングは 0.1 Hz~10 Hz の範囲で起こる高サイクル熱疲労であり、一方中高温の FCG データは試験周波数により時間依存型（試験周波数低）と繰返し数依存型（試験周波数高）に分かれ各々の FCG データは多数取得されているが、サーマルストライピングに対応するこの中間の周波数帯（遷移領域）については、それほど多くの低荷重域 FCG データが取得されていないことが理由の一つとして考えられる。

これまで熱応力対策が十分に施された FBR プラントを念頭において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り、まずは常温の 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してきたが、今後サーマルストライピングを念頭に置くと中高温データの取得も必要になると想え、本年度は時間を要する低荷重域疲労き裂進展データの取得を促進すべく、中高温試験にも対応可能な大容量高速疲労き裂進展試験システムの開発を行った。以下、結果を示す。

4.4.2 遷移領域用クリープ疲労試験機の設計

高温時に周波数 50 Hz・負荷容量 20 kN (2 ton) で、常温時は平成 12 年度に開発した試験機（既存機）と同等の試験周波数 50 Hz・負荷容量 50 kN (5 ton) を有する遷移領域用クリープ疲労試験にも対応可能な試験機を開発することにした。（表 4）

表 4 試験機の仕様比較

	既存機	新設計		メーカ製	
負荷容量 ton	5	5 常温	2 650 °C	5 常温	2 650 °C
荷重周波数 Hz	50	50		1	
最高温度 °C	常温	800 °C		800 °C	
常用温度 °C	常温	650 °C		650 °C	

図 24 に開発した試験機の全体図を、図 25 に既存機と開発した遷移領域用クリープ疲労試験機の比較を、図 26 にシステムを示す。

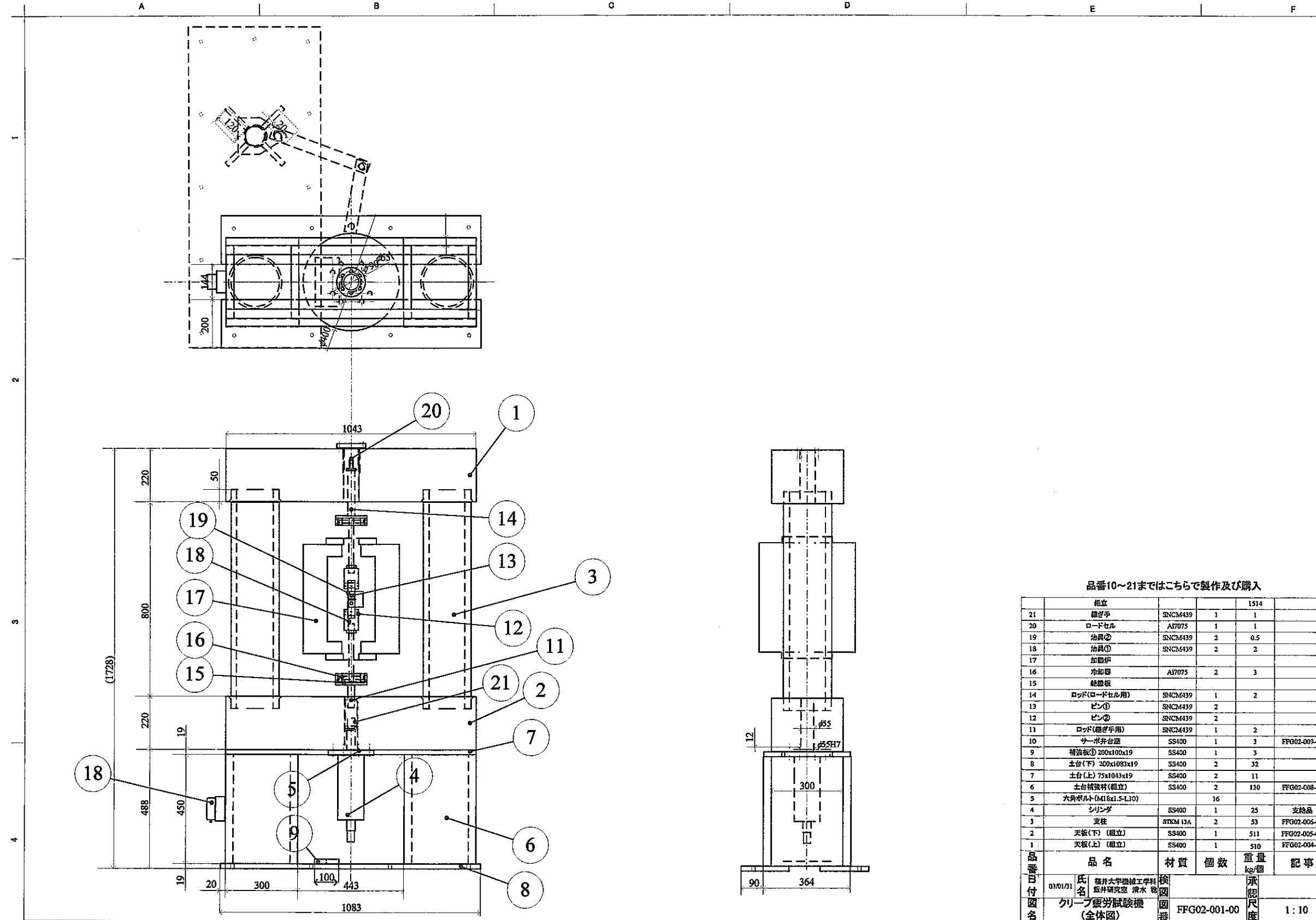


図 24 試験機組み立て図

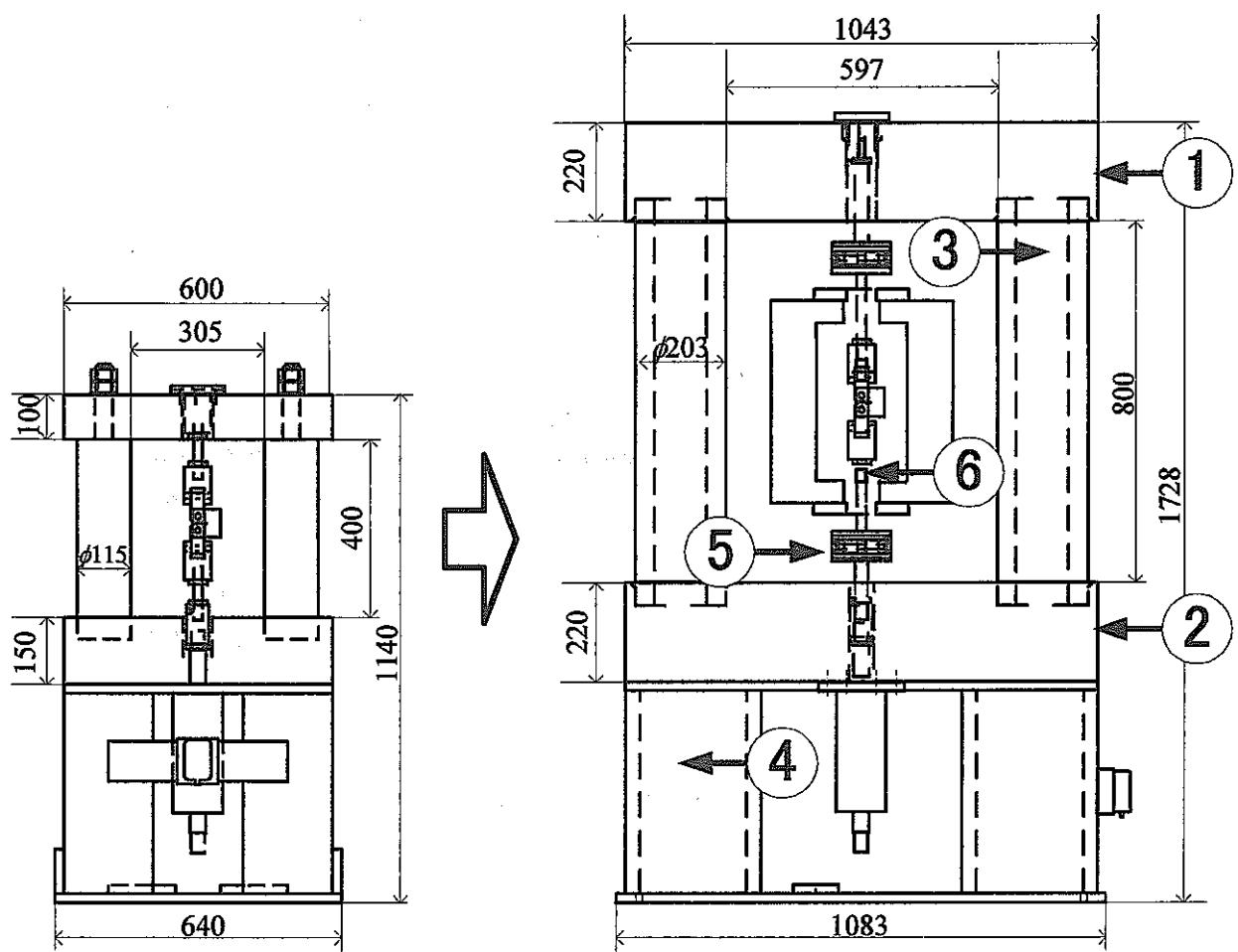


図 25 既存機と開発した遷移領域用クリープ疲労試験機の比較

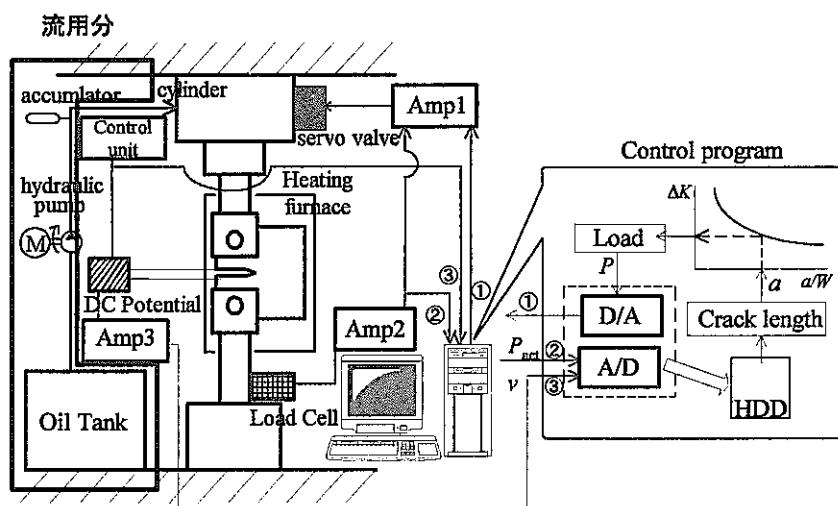


図 26 試験システム

そして前記の試験機開発目標を達成するため、図 25 中主要要素①～⑥を表 5 のような思想で選定・設計した。結果も併せて示す。

表 5 主要要素の設計思想及び設計結果

		設計思想	設計結果
①	天板（上）	たわみ：シリンダ振幅の1/10以下 (0.03 mm) 固有振動数： $50 \times 20 =$ 1000 Hz以上	たわみ：0.009 mm 固有振動数：1600 Hz
②	天板（下）	たわみ：シリンダ振幅の1/10以下 (0.03 mm) 固有振動数： $50 \times 20 =$ 1000 Hz以上	たわみ：0.009 mm 固有振動数：1600 Hz
③	支柱	固有振動数： $50 \times 5 =$ 250 Hz以上	固有振動数：300 Hz
④	土台	固有振動数： $50 \times 20 =$ 1000 Hz以上	固有振動数：1600 Hz
⑤	冷却器	冷却器フランジ 温度：45 °C以下	冷却器フランジ 温度：41.5 °C 材料：7075-T6
⑥	フレキシブルロッド	最大応力：6.5 kgf/mm ² 座屈荷重： 既存試験機同程度 (26000 kgf)	最大応力：4.4 kgf/mm ² 座屈荷重：26100kgf 材料：SUS304



図 27 組み立て完了したクリープ疲労試験機

4.4.3 まとめ

高温時に周波数 50 Hz・負荷容量 20 kN (2 ton) で、常温時は既存試験機と同等の試験周波数 50 Hz・負荷容量 50 kN (5 ton) の遷移領域用クリープ疲労試験機を開発した。現在試験機は試運転中であるが、平成 15 年度のデータ取得に供する予定である。

4.5 まとめ

熱応力対策が十分に施された FBR プラントを念頭におき、熱応力下疲労き裂進展挙動を精度よく推定するため、低荷重域の疲労き裂進展データを取得した。昨年度は第一段階として炭素鋼(S55C, HT60, SS400)ステンレス鋼(SUS304)についてデータを得た。本年度は炭素鋼(S55C, 2.25Cr-1Mo)ステンレス鋼(SUS316)についてデータを得た。き裂閉口が生じない結果、疲労き裂進展抵抗の上限値に近いデータが得られることを期待し、ASTM E647 に準じ K_{max} = 一定試験法により実験を行った。

得られたデータを JSME 軽水炉プラント維持規格の評価線図(大気中)と比較した結果、今年度のデータも昨年度同様この線図の上限にほぼ対応していることが確認できた。JSME 評価線図は ASME 評価線図を低荷重域へ外挿したものであったので、今回試験を行った材料についてはこの外挿が妥当であったことが確認できたことになる。ただし S55C, SS400 材についてはデータを精査した結果、一部のデータが JSME 評価線図を超える場合があることがわかった。JSME 評価線図は元来原子力プラントに使用されている材料を対象としているために直ちに問題となることはないが、この評価線図の安全裕度については今後検討していく必要があると考える。

また本年度は時間を要する低荷重域疲労き裂進展データの取得を促進すべく、高温試験にも対応可能な大容量高速疲労き裂進展試験システムの開発を行った。

来年度も引き続き試験鋼種を増やし、FBR プラント維持規格作成のための基礎データを蓄積する予定である。

5. 結 言

今年度は平成13年度に引き続き 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、クリープ域にて想定すべきき裂の健全性評価手法の調査・開発および熱応力下疲労き裂進展挙動の評価(特に評価不要欠陥選定の基礎となる低荷重域のき裂進展データ取得)を実施し、き裂進展評価手法の高度化を進めた。具体的な成果は次の通りである。

(1) 亀甲状欠陥の強度評価手法の開発

昨年度はまず亀甲状欠陥の定義を明らかにし、そしてこれを複数欠陥としてモデル化する方針を定めた。本年度はモデル化した亀甲状き裂が軸方向複数き裂、周方向複数き裂各々が独立に存在する場合と同じと考えてよいことを破面調査により確認し、その後現状にて解が存在しない周方向複数き裂の軸対称曲げ荷重条件下内表面環状き裂の K 値解の簡易評価法を開発し、その妥当性を有限要素解析結果を用いて評価した数値解と比較することにより確認した。

(2) クリープ疲労き裂進展評価手法の高度化

本年度は仏国規格 A16 (3rd draft, 12/31/95 版)解説書を入手できたので、この全訳 (ドラフト) を作成し、この内容をもとに A16 と JNC 作成欠陥評価指針 (案) の比較を行った。A16 については不明点がいくつか指摘されたので、来年度はこれら不明点をレポートの著者に直接確認し、ファイナライズする予定である。

(3) 热応力下疲労き裂進展挙動の評価

热応力対策が十分に施された FBR プラントを念頭におき、热応力下疲労き裂進展挙動を精度よく推定するため、低荷重域の疲労き裂進展データを取得した。昨年度は第一段階として炭素鋼(S55C, HT60, SS400)ステンレス鋼(SUS304)についてデータを得た。本年度は炭素鋼(S55C, 2.25Cr-1Mo)ステンレス鋼(SUS316)についてデータを得た。き裂閉口が生じない結果、疲労き裂進展抵抗の上限値に近いデータが得られることを期待し、ASTM E647 に準じ $K_{max} = \text{一定}$ 試験法により実験を行った。

得られたデータを JSME 軽水炉プラント維持規格の評価線図(大気中)と比較した結果、今年

度のデータも昨年度同様この線図の上限にほぼ対応していることが確認できた。JSME 評価線図は ASME 評価線図を低荷重域へ外挿したものであったので、今回試験を行った材料についてはこの外挿が妥当であったことが確認できたことになる。ただし S55C, SS400 材についてはデータを精査した結果、一部のデータが JSME 評価線図を超える場合があることがわかった。JSME 評価線図は元来原子力プラントに使用されている材料を対象としているために直ちに問題となることはないが、この評価線図の安全裕度については今後検討していく必要があると考える。

また本年度は時間を要する低荷重域疲労き裂進展データの取得を促進すべく、高温試験にも対応可能な大容量高速疲労き裂進展試験システムの開発を行った。

来年度も引き続き試験鋼種を増やし、FBR プラント維持規格作成のための基礎データを蓄積する予定である。

以上

文 献

- [1] 日本機械学会編、発電用原子力設備維持規格 JSME S NA1-2000 (2001) 日本機械学会
- [2] 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）—クリープ疲労き裂進展評価手法の整備—、JNC TN9400 2001-078 (2000) 核燃料サイクル開発機構
- [3] 町田・若井・堀切、ATTF 環状き裂の熱疲労き裂進展解析、PNC TN9410 93-145(1993)
- [4] 小林・堀切、構造要素熱過渡き裂進展試験—表面き裂進展試験の試験後解体検査結果— JNC TN9450 2000-005 (2000)
- [5] 飯井俊行、亀甲状き裂評価法検討方針、FFG2001-14 (2001)
- [6] 飯井俊行・渡邊勝彦、軸対称荷重を受ける円筒の任意位置環状き裂の応力拡大係数簡易評価、機論, 63- 610, A(1999), 1205-1212
- [7] Hétenyi, M., Beams on Elastic Foundation, 2nd Edition (1971), The University of Michigan Press
- [8] 例えさ、Murakami, Y. et al., Stress Intensity Factors Handbook, (1987), Pergamon Press
- [9] 高橋淳、エネルギー原理に基づく構造物の線形および非線形破壊力学解析に関する研究 (1991) 東京大学学位論文
- [9] L. Laiarinandrasana and B. Drubay, A16: A French proposal for fracture assessment methods at elevated temperature, CEA Report, (1999), CEA
- [10] CEA, A16: Guide for defect assessment and leak for break analysis, Rapport DMT 96.06 (1995), Commissariat à l' Energie Atomique
- [11] Nuclear Electric, An assessment procedure for the high temperature response of structures, Nuclear Electric Report R5 Issue 1, (1990), Berkeley Technology Center
- [12] ASTM, 1999 Annual Book of ASTM Standards, 03-01, 577-613
- [13] 飯井俊行・渡士克己・土井基尾・橋本貴司・浅山泰、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(H12 年度共同研究報告書)JNC TY 4400 2001-001 (2001) 核燃料サイクル機構
- [14] ASME, editors, Boiler and Pressure Vessel Code Section XI, Appendix C, ASME, 1995
- [15] 小倉敬二・三好良夫・西川出、SUS304 鋼切欠材の疲労き裂進展・停留挙動、機論、52-474, A(1986), 275-283