

JAERI-Research

2005-030



JP0550506



核融合装置二重壁真空容器設計の合理化と実用化に関する研究

2005年9月

中平 昌隆

日本原子力研究所  
Japan Atomic Energy Research Institute

本レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。

入手の問合わせは、日本原子力研究所研究情報部研究情報課(〒319-1195 茨城県那珂郡東海村)あて、お申し越し下さい。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター(〒319-1195 茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内)で複写による実費頒布を行っております。

This report is issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Research Information Division, Department of Intellectual Resources, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 〒319-1195, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 2005

編集兼発行 日本原子力研究所

核融合装置二重壁真空容器設計の合理化と実用化に関する研究

日本原子力研究所那珂研究所 ITER 開発室

中平 昌隆

(2005年8月12日受理)

ITER の真空容器は供用中非破壊検査が困難なため、全く新しい安全確保の考え方を構築する必要がある。また、二重壁構造の閉止溶接の裏側へのアクセスが不可能であるため、従来の構造技術基準では対応できない。更に高さ 10 m 以上の大型構造体であるが $\pm 5$  mm 以下の高精度で製作する必要があり、複雑形状で大型なため合理的な溶接変形予測手法を構築する必要がある。

本研究では、微小な水リークによる核融合反応停止という性質に着目し、トカマク型の核融合装置が反応停止に関わる固有の安全性を有することを証明した。これにより、安全性を損なわず供用中非破壊検査が不要とする大幅な合理化の提案ができた。また、二重壁構造を合理的に構築する部分溶込みT字溶接継手を提案し、継手強度ならびにすきま腐食感受性を定量的に把握し受容性を確認した。更に、合理的な溶接変形予測手法を提案すると共に、実大での溶接試験結果と比較してその有効性を確認し、大型の複雑形状をもつ溶接構造物の溶接変形を簡易的に、かつ十分な精度で評価できる手法を提案した。

**Rationalization and Utilization of Double-wall Vacuum Vessel  
for Tokamak Fusion Facility**

**Masataka NAKAHIRA**

**Department of ITER Project  
Naka Fusion Research Establishment  
Japan Atomic Energy Research Institute  
Naka-shi, Ibaraki-ken**

**(Received August 12, 2005)**

Vacuum Vessel (VV) of ITER is difficult to apply a non-destructive in-service inspection (ISI) and then new safety concept is needed. Present fabrication standards are not applicable to the VV, because the access is limited to the backside of closure weld of double wall. Fabrication tolerance of VV is  $\pm 5\text{mm}$  even the structure is huge as high as 10m. This accuracy requires a rational method on the estimation of welding deformation.

In this report, an inherent safety feature of the tokamak is proved closing up a special characteristic of termination of fusion reaction due to tiny water leak. A rational concept not to require ISI without sacrificing safety is shown based on this result. A partial penetration T-welded joint is proposed to establish a rational fabrication method of double wall. Strength and susceptibility to crevice corrosion is evaluated for this joint and feasibility is confirmed. A rational method of estimation of welding deformation for large and complex structure is proposed and the efficiency is shown by comparing analysis and experimental results of full-scale test.

**Keywords: ITER, Vacuum Vessel, Inherent Safety, Crack Mouth Opening Displacement, LBB, Partial Penetration, T-joint, Crevice Corrosion, Welding Deformation, Fusion**

## 目 次

|       |   |    |
|-------|---|----|
| 1     | 序論 .....  | 1  |
| 1. 1  | 研究の背景と課題 .....                                    | 1  |
| 1.1.1 | 安全確保に関する真空容器の技術課題 .....                           | 11 |
| 1.1.2 | 製作と継手構造に関する真空容器の技術課題 .....                        | 13 |
| 1.1.3 | 組立精度の確保に関する真空容器の技術課題 .....                        | 17 |
| 1. 2  | 研究の目的と概要 .....                                    | 19 |
| 2     | 二重壁真空容器の構造安全性とトカマク型核融合装置の固有の安全性に関する研究 .....       | 24 |
| 2. 1  | 核融合反応を停止するリーク量の評価 .....                           | 24 |
| 2. 2  | 微小水リークと貫通き裂の解析モデル .....                           | 25 |
| 2.2.1 | 貫通き裂からのリークと流れのモデル .....                           | 25 |
| 2.2.2 | 貫通き裂の開口変位のモデル .....                               | 28 |
| 2.2.3 | 貫通き裂におけるリーク経路の幾何形状モデル .....                       | 35 |
| 2. 3  | 貫通き裂から真空中への水リーク計測試験 .....                         | 39 |
| 2.3.1 | 試験装置の構成 .....                                     | 39 |
| 2.3.2 | 試験方法 .....  | 41 |
| 2.3.3 | 試験結果 .....  | 41 |
| 2. 4  | 核融合反応を停止させる限界き裂長さおよび真空容器が不安定破壊を起こす限界き裂長さの評価 ..... | 49 |
| 2.4.1 | 核融合反応を停止させる限界き裂長さ .....                           | 49 |
| 2.4.2 | 真空容器が不安定破壊を起こす限界き裂長さ .....                        | 50 |
| 2. 5  | 第2章のまとめ .....                                     | 56 |
| 3     | 真空容器における特殊構造の構造技術基準受容性に関する研究 .....                | 61 |
| 3. 1  | 真空容器の構造上の特徴と特殊構造 .....                            | 61 |
| 3. 2  | 特殊なT字継手の継手効率および疲労強度減少係数 .....                     | 64 |
| 3. 3  | 特殊なT字継手のすきま腐食感受性評価 .....                          | 71 |
| 3.3.1 | すきま腐食感受性評価試験の概要 .....                             | 71 |
| 3.3.2 | ITER 真空容器の設計運転条件 .....                            | 72 |
| 3.3.3 | 局部腐食の基礎 .....                                     | 75 |
| 3.3.4 | 試験方法 .....  | 83 |
| 3.3.5 | 試験結果および考察 .....                                   | 90 |

|       |                                    |     |
|-------|------------------------------------|-----|
| 3.3.6 | すきま腐食感受性評価 .....                   | 150 |
| 3.3.7 | 特殊なT字継手のすきま腐食感受性評価試験のまとめ .....     | 153 |
| 3. 4  | 第3章のまとめ .....                      | 154 |
| 4     | 真空容器の高精度製作のための溶接変形予測手法に関する研究 ..... | 157 |
| 4. 1  | ITER 真空容器の現地溶接 .....               | 157 |
| 4. 2  | 溶接部の解析モデル .....                    | 157 |
| 4. 3  | 真空容器のFEMモデル .....                  | 164 |
| 4. 4  | 解析結果 .....                         | 167 |
| 4. 5  | 簡易溶接変形解析を用いた傾向分析 .....             | 169 |
| 4. 6  | 第4章のまとめ .....                      | 174 |
| 5     | 結論 .....                           | 177 |
| 5. 1  | 研究のまとめ .....                       | 177 |
| 5. 2  | 今後の課題 .....                        | 180 |
|       | 謝辞 .....                           | 182 |

## Contents

|  |           |
|--|-----------|
| <b>1 Introduction .....</b>  | <b>1</b>  |
| <b>1.1 Background and Issues of Vacuum Vessel .....</b>  | <b>1</b>  |
| 1.1.1 Safety Issues .....  | 11        |
| 1.1.2 Issues of Fabrication and Joint Configuration.....   | 13        |
| 1.1.3 Issues of Assembly Tolerance .....   | 17        |
| <b>1.2 Objective and Outline .....</b>   | <b>19</b> |
| <br>   |           |
| <b>2 Study on Structural Safety of a Double-wall Vacuum Vessel and<br/>  Inherent Safety of a Tokamak-type Fusion Facility .....</b> | <b>24</b> |
| <b>2.1 Evaluation of the Leak Rate to Terminate Fusion Reaction .....</b>  | <b>24</b> |
| <b>2.2 Analytical Model of a Small Water Leak and a Through Crack .....</b>  | <b>25</b> |
| 2.2.1 Through Crack Leak and Flow Model .....  | 25        |
| 2.2.2 Crack Mouth Opening Displacement Model of Through Crack .....  | 28        |
| 2.2.3 Geometrical Model on Leak Path of a Through Crack .....  | 35        |
| <b>2.3 Measurement Test of Water Leak Through Crack to Vacuum .....</b>  | <b>39</b> |
| 2.3.1 Test Device .....  | 39        |
| 2.3.2 Test Methods .....   | 41        |
| 2.3.3 Test Results .....   | 41        |
| <b>2.4 Evaluation of Critical Crack Length to Terminate Fusion Reaction and for<br/>    Unstable Fracture of VV .....</b>            | <b>49</b> |
| 2.4.1 Critical Crack Length to Terminate Fusion Reaction.....  | 49        |
| 2.4.2 Critical Crack Length for Unstable Fracture of VV.....   | 50        |
| <b>2.5 Summary of Chapter 2 .....</b>  | <b>56</b> |
| <br>   |           |
| <b>3 Study on Acceptability of Unique Structural Configuration of VV ...</b>   | <b>61</b> |
| <b>3.1 Unique Structural Features and Configuration .....</b>  | <b>61</b> |
| <b>3.2 Joint Efficiency and Fatigue Strength Reduction Factor of a Special<br/>    T-joint .....</b>                                 | <b>64</b> |
| <b>3.3 Evaluation of Susceptibility on Crevice Corrosion for the Special T-joint .....</b>   | <b>71</b> |
| 3.3.1 Outline of Susceptibility Test on Crevice Corrosion .....  | 71        |
| 3.3.2 Design Operation Condition of ITER VV .....  | 72        |
| 3.3.3 Basic Information of Localized Corrosion .....   | 75        |
| 3.3.4 Test Method .....  | 83        |
| 3.3.5 Results of Test and Considerations .....   | 90        |

|          |   |            |
|----------|---|------------|
| 3.3.6    | Evaluation of Susceptibility on Crevice Corrosion .....   | 150        |
| 3.3.7    | Summary of the Susceptibility on Crevice Corrosion for Special<br>T-joint .....                   | 153        |
| 3.4      | Summary of Chapter 3 .....  | 154        |
| <b>4</b> | <b>Study on Estimation Method of Welding Deformation for Accurate<br/>Fabrication of VV .....</b> | <b>157</b> |
| 4.1      | Field Welding Joint of ITER VV .....  | 157        |
| 4.2      | Analytical Model of Weld joint .....  | 157        |
| 4.3      | FEM Model of VV .....   | 164        |
| 4.4      | Analysis Results .....  | 167        |
| 4.5      | Assessment of Welding Deformation of VV Using Rational Method .....                               | 169        |
| 4.5      | Summary of Chapter 4 .....  | 174        |
| <b>5</b> | <b>Conclusion .....</b>   | <b>177</b> |
| 5.1      | Summary of the Study .....  | 177        |
| 5.2      | Future Issues .....   | 180        |
|          | <b>Acknowledgement .....</b>  | <b>182</b> |



# 1 序論

## 1. 1 研究の背景と課題

核融合国際共同実験装置である ITER は、日本、欧州、ロシア、米国の 4 極共同作業により工学設計活動(EDA)として設計と R&D を実施してきた。核融合装置としては、磁場閉じ込め型のトカマク装置が現在では最も技術が進んでおり、実用装置に最も近い位置を占める。トカマクとは、ロシア語で電流を表す TOK、容器を表す KAMERA、磁気を表す MAGNITNUE、コイルを表す KATUSHKI を組み合わせて造られた造語で、磁場により荷電粒子を閉じ込める容器を形成するという意味合いが込められている。実際には、図 1.1 に示すようにリング状の複数のコイルを立てた状態でドーナツ状に配置し、トーラス形状の磁場を形成する。更に気体(燃料)の温度を上げて電子と原子核が乖離したプラズマ状態になった荷電粒子をトランスの原理で一方向に駆動し電流を流し(プラズマ電流)、この時発生する磁場によりトーラス状の磁場をらせんを描くドーナツ状に形成する。このため、トカマク型装置は全体がドーナツ状の形となる。ITER は重水素-三重水素(D-T)を燃料とするトカマク型核融合装置で、既存の JT-60 のような大型トカマクと比較してもプラズマ体積で 20 倍以上という設計がされている<sup>1)</sup>。燃料のトリチウムは、水素の同位体であり、半減期 12 年でβ崩壊する放射性物質である。ITER の本体を構成する真空容器は、このトリチウムや放射化ダストを閉じ込める安全障壁を構成するため、安全上最も重要な機器である。ITER 真空容器はドーナツ状構造のトーラス形状をもち、主半径(装置中心からプラズマ中心までの距離)約 6 m、断面は高さ約 11 m、幅約 6.5 m の D 型構造物である<sup>1)</sup>。図 1.2 にトーラス形状をもつ ITER 真空容器の全体図を示す。また、真空容器には、プラズマが消滅し核融合反応が停止するとき発生する電磁力や冷却水圧力等の荷重に耐える構造的健全性が要求されると共に、プラズマの安定性や制御性等を確保するため、真空容器の電気抵抗をある一定以上に保持する必要がある。このため、真空容器の板厚を増加させることなく電気抵抗と強度を確保するために、内外壁とリブから構成されたダンボール状の二重壁構造を採用している。図 1.3 に内壁、外壁、リブから成る二重

This is a blank page.

壁構造の断面図を示す。この二重壁構造を構造的に強固なものとして健全性を確保するため、リブ付き二重壁を構成する全ての継手は溶接で接合する。真空容器の現地における最終組立時には、真空容器を円周方向に 18 分割したセクター構造物を溶接する必要がある。現地における溶接部の強度を十分に確保するためには、溶接箇所的位置ずれを許容値 ( $\pm 5 \text{ mm}$ ) 以下にする必要があり、高さ 10 m 以上の大型構造体である真空容器の各セクターの現地溶接部を全線に沿って  $\pm 5 \text{ mm}$  以下の高精度で製作する必要がある。このため、真空容器の開発は、ITER の工学設計活動 (EDA) における最重要課題と位置づけられ、7 大工学 R&D の 1 つとして多極間の国際協力の下で実規模のセクターモデルの試作が実施された<sup>2,3,4)</sup>。

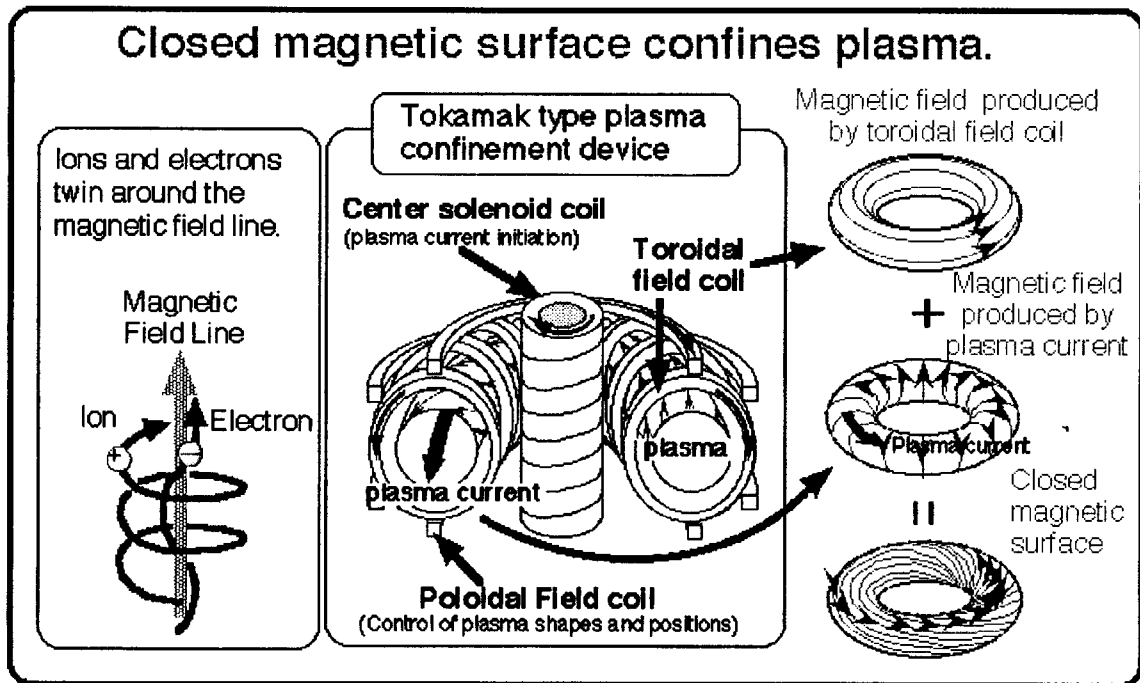


Fig. 1.1 Concept of "TOKAMAK"

This is a blank page.

核融合装置の運転手順は、まず真空容器内を高真空にしなければならない。このため、真空引きを行いながら真空容器壁に吸着されたガスを追い出すため、ベーキングという昇温運転を行う。この時には核融合反応は起こさず、プラズマは存在しない。十分にベーキングを行って脱ガスを行った後、運転温度に下げて高真空を維持し、燃料を注入してプラズマを点火し、通常のプラズマ運転に入る。一度ベーキングを行ってプラズマが点火すると、その後の運転は容器を点検等で大気解放しない限りベーキングする必要はない。

真空容器に作用する主な荷重は、重力、圧力、そして核融合に特有な電磁力である。圧力は、内圧、外圧、冷却水圧力に分類できる。内圧は真空容器内壁に作用し、プラズマ運転時は真空、容器内機器からの水漏れ等により昇圧されたときはITERでは0.2MPaまで上昇する。0.2MPaを超える圧力は、圧力逃がし機構により外部へ気体を導き防ぐ。外圧は、真空容器外壁に作用し、ITERの場合超伝導コイルの断熱のためプラズマ運転時には真空であり、コイルから冷媒であるヘリウムの漏洩等が生じた場合には、内圧と同様0.2MPaまで上昇する。冷却水圧力は、ベーキング時と通常のプラズマ運転時で異なり、ITERではそれぞれ2.4MPa、1.1MPaとなっている。図1.4に重力と圧力のITER真空容器への作用の仕方を概念的に示す。

電磁力は主として通常のプラズマ運転時のプラズマ電流あるいはコイルに流れる電流が不純物の混入や磁場制御の失敗等により消滅する際に自己の持つエネルギーを解放することにより作用する。作用原理は電磁誘導により構造物内で渦電流が発生し、この渦電流とコイルの磁場とのカップリングにより構造物に電磁力が作用する。プラズマ電流は主としてトーラスの周方向となるトロイダル方向に、真空容器に最も近接したTFコイルの電流は主として断面の周方向となるポロイダル方向に流れており、これらが消滅したときの渦電流も同じ方向に流れ、それぞれ直交する方向の磁場、すなわちポロイダル磁場およびトロイダル磁場とカップリングして電磁力となる。プラズマ電流が容器の中心付近で消滅する現象を中心ディスラプション(Center Disruption, CD)と呼び、TFコイルの電流が消滅する時は保護系で急速放電するため、TFコイル急速放電(TF Coil Fast Discharge, TFCFD)と称している。この他に、プラズマが上下方向に制御の失敗等で移動し、構造物に触れてプラズマ電流が直接構造物に流入する現象

を垂直移動現象(Vertical Displacement Event, VDE)と称しており、このときが最も電磁力が大きくなり、CD や TFCFD の 3～4 倍である。CD や TFCFD は面圧に換算して 1.5MPa 程度であるから、内外圧や冷却水圧力に比べても大きい。ITER 真空容器に作用する電磁力の概念図を図 1.5 に示す。

電磁力は、発生する渦電流に比例するが、渦電流は電流源からの距離の自乗に反比例する。このため、真空容器に発生する電磁力は一様でなく、強い局所性をもつ。また、電磁力は渦電流と磁場に垂直に作用し、真空容器壁はおおよそ磁場に沿うように設計されているが厳密な意味では異なるため、電磁力の作用方向は必ずしも真空容器壁面に垂直ではない。しかし、大まかに主構造部分を論じるときには、電磁力は壁に垂直に近い方向に作用することも確かである。電磁力のもう一つの特徴として、作用する時間が極めて短いことが挙げられる。作用時間はプラズマ電流あるいは構造物に流れる渦電流の消滅時間に等しいため、インダクタンスや電気抵抗に依存するが、ITER の設計では 50ms 程度の時定数となる。しかし、この程度の速度では、材料のひずみ速度依存性による耐力向上の効果は無く、設計上積極的に利用されてはいない。また、渦電流誘導時の表皮効果もステンレス鋼の場合数十 cm となり、真空容器の板厚 60mm より十分大きいいため板の厚み内や内壁と外壁間で極端な差が生じることもない。これらのことは、電磁力は本来体積力であり、板厚方向にも面内方向にも分布を持つ複雑な荷重であるが、大まかに評価を行う際には電磁力を分布圧力と置き換えて評価することで極端な差異は生じないことを示唆している。

上述より大観すると、真空容器に作用する荷重は、電磁力が支配的であるが、概ね分布をもつ圧力荷重として考えることが出来る。従って、詳細には有限要素法等による解析結果を参照すべきであるが、その変形挙動は概ね二重壁が一体となった膨張あるいは圧縮であり、これは内壁あるいは外壁において、膜応力が支配的であることを示唆する。

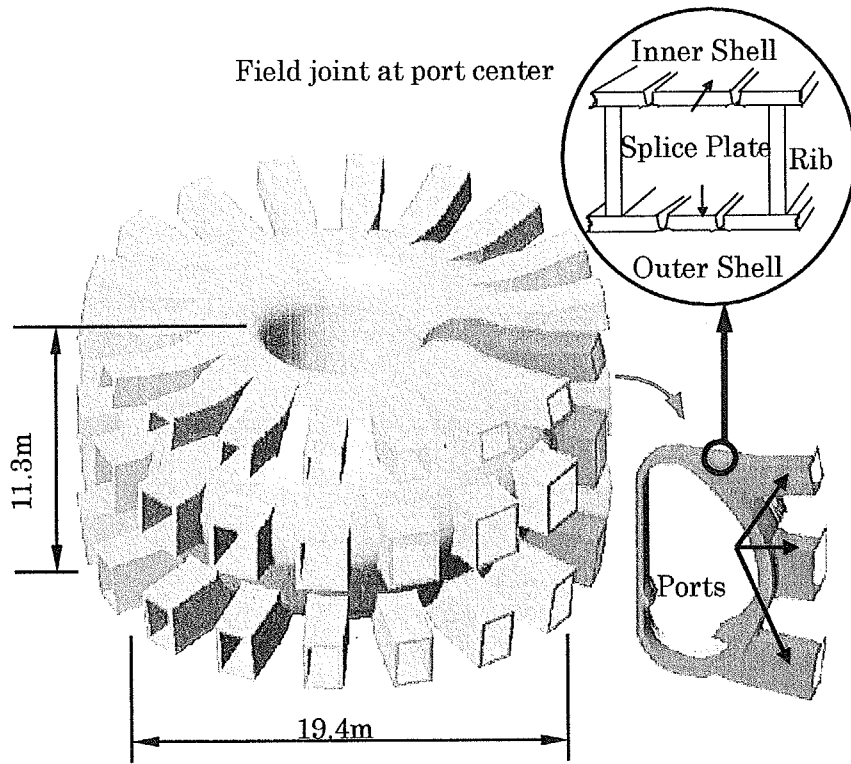


Fig. 1.2 Overall configuration of ITER VV

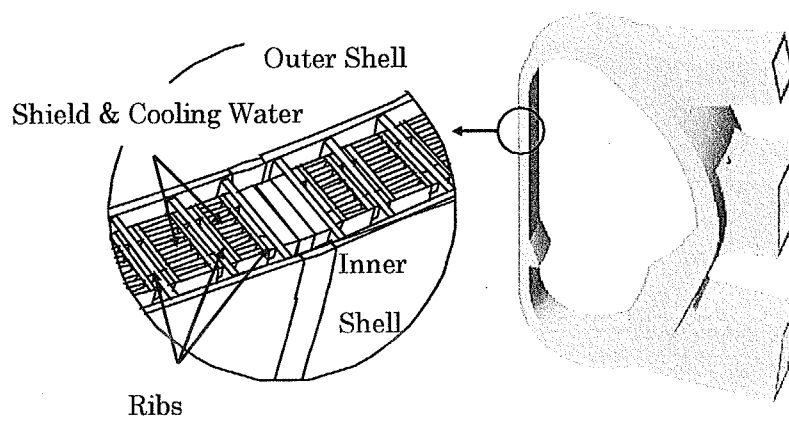


Fig. 1.3 Double wall and shielding structure

This is a blank page.



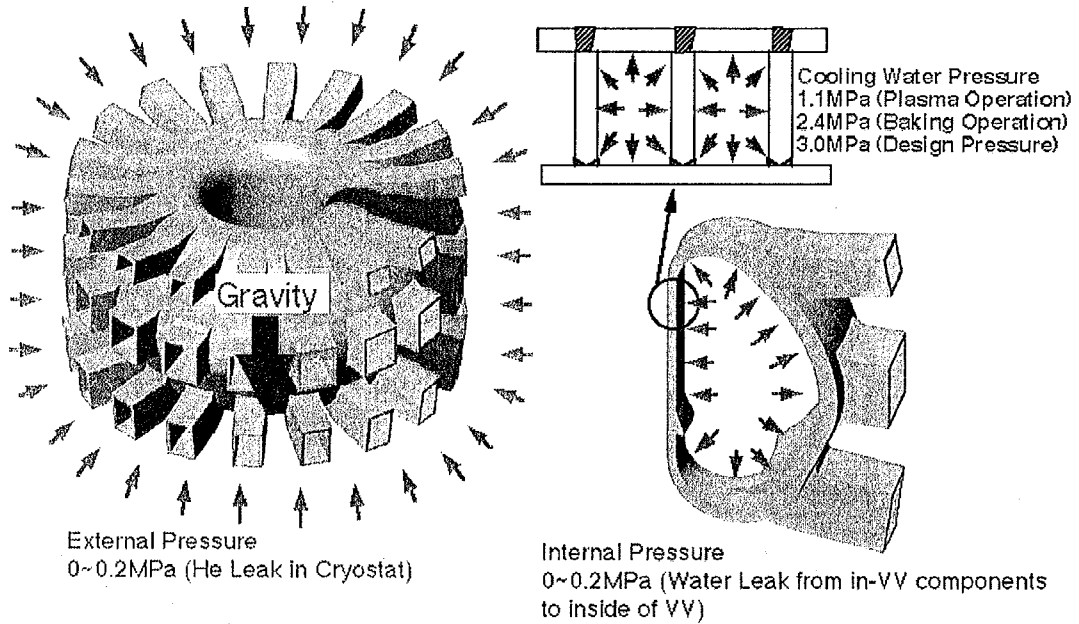


Fig. 1.4 Pressure and gravity loads affecting on ITER VV

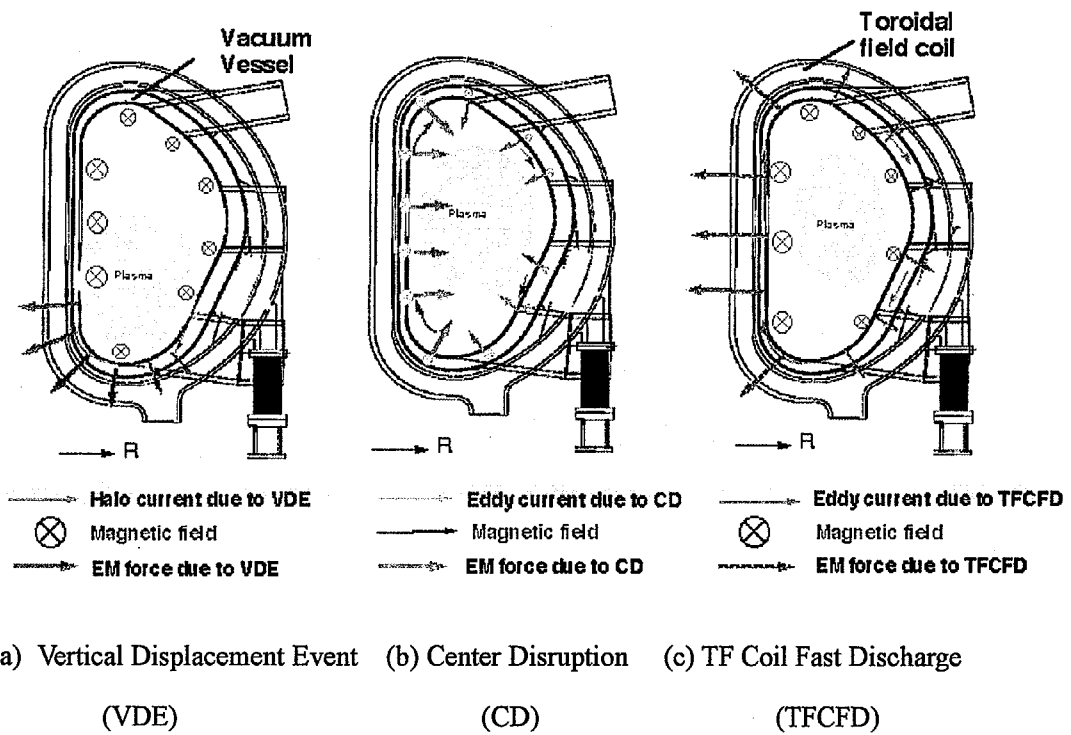


Fig. 1.5 Electromagnetic (EM) loads affecting on ITER VV

This is a blank page.

### 1. 1. 1 安全確保に関する真空容器の技術課題

安全障壁である真空容器の周囲はブランケット等の容器内機器や熱シールドに完全に覆われているため、軽水炉等で実施されている容器の供用中非破壊検査が困難となる。このため、安全性を損なわずに真空容器の供用中非破壊検査を不要とする全く新しい安全確保の考え方を構築することが必要となる。また安全障壁となる真空容器の製作において、従来の軽水炉の構造技術基準では対応できない場合、核融合特有の原理や要求に基づいて、ITERに適用可能な新たな構造技術基準を策定する必要がある。

トカマク型の核融合装置は、核融合反応停止に関わる固有の安全性を有する可能性があると言われている。核融合反応は、圧力や密度などの物理制限から自己終息性を有する。従って、プラズマは貫通き裂からの微小な冷却水リークにより反応を停止する。この微小な水リークによる核融合反応停止という性質は、構造安全性を保証する上で有効である。安全性を保証するための最も基本的な要件は、放射性物質の予期しない放出を防止するため、放射性物質を閉じ込める物理障壁の構造的健全性を保証することである。ITERのようなトカマク型の核融合装置における構造的健全性に関する要求は、従来の軽水炉等におけるものとは異なり、この物理障壁は制御不良などが原因であってもプラズマディスラプションによる電磁力を設計条件とし、かつ貫通き裂の存在を前提とした上でこれに耐えなければならない。また、ITERの特殊性として真空容器の供用中非破壊検査 (In-Service Inspection (ISI)) の実施が困難であり実質的に不可能であるため、冷却水の漏洩による電磁力をも含めて考慮する必要がある。このとき、設計上は発生しないよう十分に考慮されているが、構造安全性を保証するための安全設計としては、貫通き裂の存在を仮定する必要がある。

適切な規格・基準に基づいて設計、製作、検査等を行うことによって機器の破損を防止するという立場に立てば、従来のISIはそのような破損防止対策の補完であり、破損に関する深層防護の考え方を踏襲したものである。例えば、不安定破壊が生じ易い高応力領域や幾何学的に複雑な溶接部 (例えば、T継手部) 等では、従来の材料力学に基づいた強度設計のみで破損を防止しようとするのは深層防護の考え方に矛盾するから破損 (拡大) 防止用の何らかのバックアップが必要であるという考え方である。このバックアップの方法として、事故が

波及しないような障壁の設置や、ISIの完備などが行われている。ISIの実施が合理的でない場合には軽水炉の配管に関する安全性確保では破断前漏洩 (leak-before break (LBB)) のような概念を適用している。軽水炉の分野でのLBB概念は1980年代に盛んに研究されたが、それはあくまでも適切な基準で保証した (大規模) 破損防止対策の補完であると位置付けられていた。

トカマク型核融合装置では、障壁のき裂より生じるわずかな水リークにより、装置の運転を安全に停止させることが出来る可能性もあるが、プラズマディスラプションが発生する。プラズマディスラプションは、障壁に作用する電磁力を発生させる。ただしこのリークによる電磁力は、プラズマが消滅してしまうので一度しか作用しない。もし障壁が貫通き裂を有した状態で電磁力に耐え、不安定破壊を起こさないとしたら、障壁の構造安全性は保証でき、固有の安全性を示すことが出来る。

ITERにおける放射性物質を閉じ込めるための物理障壁は、真空容器である。真空容器は、二重壁構造をもち、二重壁間は加圧した冷却水で満たされている<sup>1)</sup>。真空容器の材料は、SUS316Lというステンレス鋼で延性が高く、脆性破壊はまず生じない。また、真空容器は安全性機器であると同時に真空機器でもあり、高性能の真空計測装置が設置されているため、トカマク型核融合装置においては軽水炉の場合と同じようにLBB概念を単なる破損の拡大防止に限定するのは必ずしも合理的ではない。核融合炉においてLBB概念を拡張して損傷許容設計や破壊制御設計まで踏み込むのは現状では受け入れ難いが、次の事項を目指すことには理解が得られ易い。

- (1) 真空容器冷却材 (ベーキング時: 200°C - 2.4MPa<sup>1)</sup>) の減圧沸騰の回避。
- (2) 裕度を合理化した応力基準設計の導入。
- (3) 冷却材漏洩の連続監視による NDI 主体の ISI の低減。

その根拠は次の通りである。

(a) ITER・EDA 真空容器では  $10^{-8} \text{Pam}^3/\text{s}$  以上のリーク検出器の設置が要求されている<sup>1)</sup>が、これは 200°Cの水換算で  $4.6 \times 10^{-11} \text{g/s}$  の漏洩量に相当する。これは軽水炉における最小リーク検出能力 40~220g/s に比べてはるかに小さい。

(b) ITER・EDA 真空容器の構造材料は SUS316L 系であり、材料延性は高く、

かつ、14MeV 中性子によるはじき出し損傷も 1dpa 以下に制限されている<sup>1)</sup>ので応力腐食割れ (SCC) 感受性は小さく、かつ、脆性的な破壊は極めて生じ難い。

(c) 支配的な荷重源である電磁力によって真空容器に生じる応力の非均一性が大きい<sup>2)</sup>ため、損傷領域は局所的である。たとえば、真空容器ポートの全周が一気に破損に至ることは考え難い。

(d) ITER・EDA 真空容器は多数のリブで補強された構造であり、き裂進展の停留、ないし遅延が期待される。

水リークは、軽水炉の配管に関する安全性確保のために使用されている LBB 概念においてよく研究されている<sup>3)</sup>。この中で扱うリーク量は約 10 g/s 程度であり、2相臨界流モデルが用いられている<sup>6)</sup>。しかしながら、トカマク装置においては粘性流のみでなく、極めて小さな分子流量域のリークについても考慮する必要がある。

### 1. 1. 2 製作と継手構造に関する真空容器の技術課題

ITER においては、安全規制および規格基準は、ITER が建設される国 (サイト国) によるとされている。これは、安全規制が国により異なることによる。ただし、国際プロジェクトとしての柔軟性を確保するため、検査機関や組織などは各国の既存のものを利用する計画である。一方、D-T 燃料を用いる核融合装置の中でとりわけ磁場閉じ込め型装置である ITER は、特有の構造を持つため解決すべき基準上の課題が挙げられる。従って、建設を控えた ITER としては、独自の構造技術基準の策定が急務であり、同時に既存の枠組みを利用しつつも特有の課題を解決するような新しいルールづくりが必要となる。

ITER 真空容器は溶接接合によるリブ付き二重壁構造を採用しているため、二重壁を閉じるための最終的な接合も溶接により行われる。この最終溶接は、図 1.6 に示すように二重壁の外側からのみ可能となるため、溶接の健全性を評価するための初層の裏側は閉鎖された二重壁の内部となる。このため、外部から初層裏側へのアクセスができないことからその検査は実質的に不可能となる。検査ができない場合の既存の構造技術基準では、溶接の継手効率が 0.6 と大幅に低い値が定められており、二重壁真空容器の設計は困難となる。このため、

新しい溶接継手の提案とその成立性を評価すると共に、この継手に適用可能な新しい構造技術基準を策定する必要がある。

真空容器の製作手順としては、周方向に分割されたセクター単位で工場製作され、現地でトロイダルフィールドコイル(TFコイル)と組み合わせた後、内壁および外壁をスプライスプレートを用いて溶接接続し、トーラス形状を形成する。真空容器セクターは、基本的に大型の板材を溶接により接続して製作する。基本製作手順として、二重壁の部分構造(セグメント)を製作し、これらを溶接接続して真空容器形状を作成する計画である。この手順は、各セグメントを製作する段階で、製作誤差を抑えあるいは調整し、取り扱い重量を低減する事が出来る上複数セグメント製作の並行作業が可能で製作工程を短縮することが出来る<sup>1)</sup>。

二重壁セグメント製作の典型的な製作手順では、まず内壁とリブを接続し、次に二重壁間の空間に中性子遮蔽体を挿入し、最終段階で外壁をリブに溶接する。この手順により、内壁と内壁-リブの接続は両側アクセスにより高品質の溶接が可能で、放射性物質の物理障壁でもあり、高真空を確保する上で最も重要な内壁の機能要求を十分に確保することが出来る。一方、外壁とリブを接続するT字溶接継手については、裏側へのアクセスが不可のため片側からの溶接となる。

従来のようにリブをT字に加工し、外壁を突き合わせ溶接とするには、図1.7(a)に示すように大型で3次元形状をもつ部品の開先を全線にわたって確保しなければならず、組立精度を考えると現実的ではなく、図1.7(b)のようにリブに外壁を乗せてしまうような形状が望まれる。また外壁が膜応力主体であり、外壁の板厚方向には未溶着部を回避すべきことから、図1.8に示すようにリブの厚み方向に部分溶け込みとする継手とした。継手の接触面積が減少していることから、継手に十分な強度があることを確認する必要がある。併せて溶接方法は、十分な引張強度と疲労強度を確保できる方法を選択する。

この継手は、冷却水に接触し、その接触する部分に図1.8に示すようにすき間部が存在する。材料のSUS316Lはもともと応力腐食割れ(SCC)に耐性があり、真空容器の中性子照射量は低いため照射誘起応力腐食割れ(IASCC)は発生せず、腐食耐性に関する課題は主にすきま腐食となる。

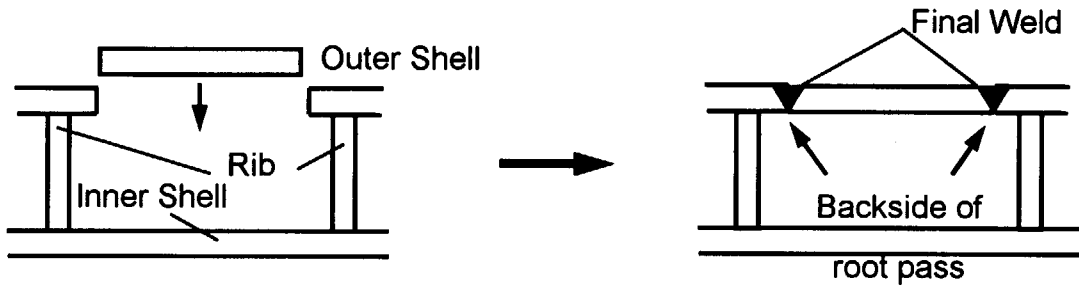
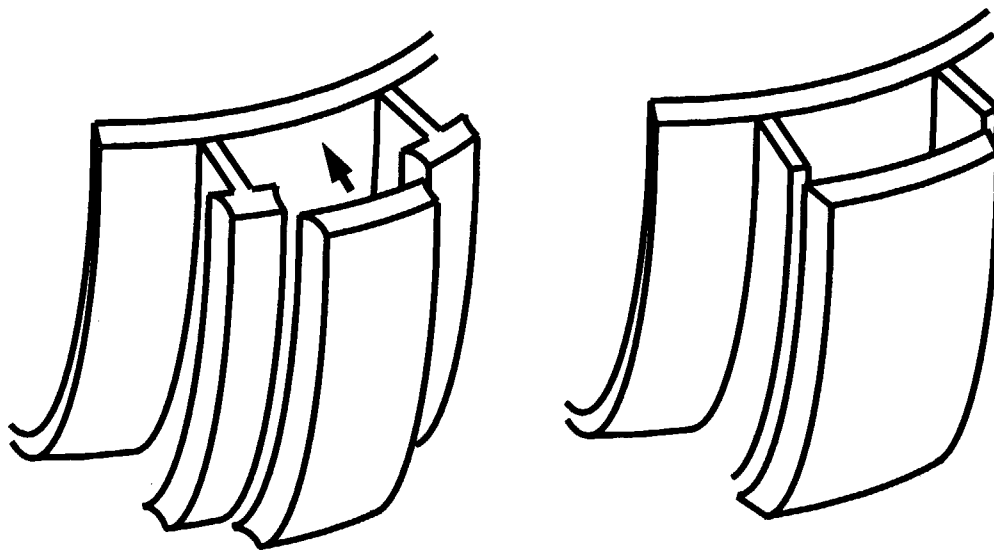


Fig. 1.6 Schematic view of final weld to close double wall



(a) Traditional T-shape rib

(b) Configuration to simplify fitting

Fig. 1.7 Schematic view of 3D-shape fitting of outer shell and ribs

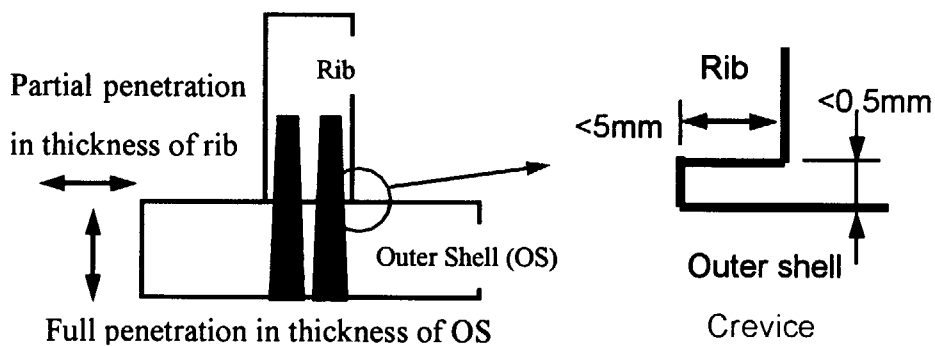


Fig. 1.8 Schematic view of new T-welded joint

金属材料のすきま腐食については、特定の環境/材料の組み合わせごとに腐食の生起に対する臨界電位が存在し、これよりも高い電位域では腐食生起の可能性はあるが、より低い電位域ではその可能性がない。したがって、当該材料/環境系における局部腐食臨界電位と定常腐食電位とを比較することにより、局部腐食に対する材料の可使用条件範囲を定量的に明らかにすることができる。すきま腐食の場合は、定常法(定電位保持法)で求めたすきま腐食臨界電位( $V_{C,CREV}$ )と、動電位法で求めた  $V'_{C,CREV}$  とが一致しない( $V'_{C,CREV} > V_{C,CREV}$ )。しかし、すでに進展しつつあるすきま腐食の進展が停止する電位として定義される腐食すきま再不働態化電位( $E_{R,CREV}$ )は  $V_{C,CREV}$  と一致する( $E_{R,CREV} = V_{C,CREV}$ )ため、 $E_{R,CREV}$  により臨界電位を代表できる<sup>9)</sup>。腐食すきま再不働態化電位測定は、複雑な電位操作の繰り返しであることから、マイクロコンピュータによる自動測定が広く行われている。腐食すきま再不働態化電位の意義、測定法などについては腐食防食協会の文献<sup>10)</sup>に詳しくまとめられている。

一方、ステンレス鋼の腐食電位は、局部腐食の発生がない限り時間と共に上昇し、長時間後に極めて貴な値の  $E_{SP}$  になり安定する。この  $E_{SP}$  が定常腐食電位と呼ばれるもので、室温で pH 依存性を示すが、合金種あるいは温度依存性は小さい<sup>11)</sup>。また、70℃の中性塩化物水溶液環境における 304 鋼の腐食すきま再不働態化電位( $E_{R,CREV}$ )の測定は既往の研究<sup>12)</sup>で実施されており、70℃における可使用限界塩化物イオン濃度は  $[Cl]_{CREV} = 20 \sim 30 \text{ ppm}$  と判定される。このように腐食すきま再不働態化電位  $E_{R,CREV}$  と定常腐食電位は  $E_{SP}$  を比較することにより、すきま腐食発生の下限界塩化物イオン濃度を求めることができる。また、ステンレス鋼の腐食すきま再不働態化電位は温度依存性があるが、本質的に環境の pH の影響を受けない<sup>13)</sup>。

従って、実際の計測では、すきま腐食臨界電位概念に基づき、適切な温度条件の下に加速のために濃度を高めた中性塩化物イオン環境下における継手すきま部のすきま腐食感受性を評価することが適切である。

この継手に関しては、従来の基準では認められていないため、特に受容性の観点からの判断が急務であり、設計にとっても重点項目となる。



### 1. 1. 3 組立精度の確保に関する真空容器の技術課題

ITER真空容器では、真空容器をトラスに溶接接続する際には、接続線は上下方向に並んだ3つのポートの中央部となり、現地で溶接される。リブと内壁あるいは外壁との接続は全て工場ですべて終了しており、この現地溶接は内壁と外壁の突き合わせ溶接となる。溶接終了後の全体の製作・組立精度要求は $\pm 20$  mmが要求されている<sup>1)</sup>。この溶接部の強度を確保するためには、高さ10 m以上の18個のセクターの現地溶接部の開先位置を $\pm 5$  mm以下の高精度で製作する必要がある。この精度は工場製作時にはセクター組立後の最終的な機械加工で得られるため、1mm以下の精度が確保できるが、現地溶接を実施した際の解放端は溶接による断面変形の影響を受ける。しかし、真空容器はSUS316Lで製作されるため一般的な炭素鋼に比べて約1.5倍溶接変形が大きくなる。また、工場製作時と異なり、現地組立時には真空容器のすぐ外側は超伝導コイルと熱シールドが完全に覆うため、溶接作業は容器内側からのみに制約を受ける。この制約から生じる片側溶接は、両側溶接に比べて変形量が多くなり、更に非対称のD型断面、ポートにより分割された溶接線など変形を複雑にする要因が存在する。このように巨大さと溶接に関する短所を有するため、高精度な製作が重要な課題となる。真空容器の高精度な製作を達成するためには、溶接変形の低減が最も重要となる。

溶接変形については、木原・増淵・小椋ら<sup>14),15),16),17)</sup>は、基本的溶接継手として円輪型拘束試験体およびスリット型拘束試験体を用い、実験的に溶接部の平均収縮が単位溶接長さあたりの溶着金属量の対数に比例するという“対数法則”を発見した。この研究では、拘束と収縮の関係を定量化するために拘束係数なる概念を導入している。

一方、溶接変形の収縮変形に関する理論的研究は渡辺・佐藤<sup>18)</sup>により進められた。この研究では溶接条件を溶接熱に関する要因と被溶接物の形状と大きさに関する要因および継手に作用する外的拘束による要因とに分類し、溶接部に固有変形なる概念を導入して収縮変形を溶接部の固有収縮、被溶接物の形状と寸法によって定まるある種の関数、外的拘束の状態を表す関数の積となることを示した。そしてこれらの関数をそれぞれの要因を表すパラメータによって整理し、その具体的な形を決定することにより、溶接における収縮発生に及

ばす各種溶接施工条件の影響の定量的関係を明らかにした。この研究は更に継続されて溶接継手の収縮変形の機構を熱伝導論的に説明しようとする方向へ進められた<sup>19)</sup>。これらはどちらかというとも溶接割れと関連して行われ、溶接割れ防止対策の具体的研究へと発展する。

しかし、10 m 以上の複雑な構造である真空容器をmmレベルで溶接変形を予測する場合、平板などの簡単な形状での一般式による概略計算<sup>17)</sup>は、精度の観点から適用できない。また、詳細な溶接条件を解析に含めた複雑なFEM解析<sup>20)</sup>は、単純な構造に対しては適用可能であるが、ITER真空容器のような大型複雑構造体では姿勢や形状によって種々に異なる溶接条件を用い、更に実際の溶接施工はその場で溶接者の判断に基づいて微妙に変更するのが通常であり、溶接変形解析への実際的な適用は困難となる。また、実際の溶接変形は、理論的な数値化が困難な溶接機の個性や溶接施工者の技量も影響する。

## 1. 2 研究の目的と概要

本研究の目的は、本研究は、核融合装置の二重壁真空容器に対する合理的な安全確保の手法ならびに特殊なT字継手構造および溶接変形評価手法の実用化の開発を目的として行った研究をまとめたものである。各章の内容を要約すると以下のようになる。

第1章「序論」では、トカマク型核融合装置とこれに用いる二重壁真空容器の物理的および構造的な特徴に関する工学的な研究背景と技術課題を紹介する。その上でトカマク型核融合装置の安全上の特徴および構造上の特徴を生かした構造安全性確保の手法、二重壁の特殊継手構造、溶接変形等の二重壁真空容器の安全設計から実際の製作までの合理的な技術課題の解決方法および実用化を目指した本研究の概要を述べる。

第2章「二重壁真空容器の構造安全性とトカマク型核融合装置の固有の安全性に関する研究」では、構造安全性を保証するための体系的な手法を提案する。新しい貫通き裂と冷却水のリークに関する解析モデルとして、(1)き裂先端の塑性域の影響を考慮したき裂開口幅<sup>7)</sup>、(2)貫通き裂の経路における凹凸の影響<sup>8)</sup>を導入した。

(1)については、疲労き裂の残留開口量の同定に必要な配慮であり、これは稼働中に冷却水リークを検知し、炉を止めてリーク個所を同定する場合には貴重な情報量となる。真空機器では稼働中にリークが検出されても運転休止中にはリークが検出限界を下回ることはよく経験することである。

(2)については、これまで疲労き裂をリーク経路とするLBB研究はなされている<sup>9)</sup>が、乱流領域の損失係数やリーク経路の実長を修正するのが目的であり、したがって、この既往の研究では疲労き裂面の幾何形状としては粗さとアンジュレーションがこのために考察された。しかし、水の微小リーク（典型的に、 $10^3$  g/s以下）では水（液体）の流れのロッキング問題を扱う必要があるため、粗さやアンジュレーションによる圧損や経路長のみでの考察では十分とは言えない。

本解析モデルについては、疲労貫通き裂を付与した小型試験片による真

空中への水リーク試験により検証を行った。また、本解析モデルにより ITER 真空容器における、核融合反応を停止させるリーク量に相当するき裂長さを算出し、最終的に真空容器が不安定破壊を起こす限界き裂長さと比較することにより、その構造安全性を立証した。

第3章「真空容器における特殊構造の構造技術基準受容性に関する研究」では、二重壁真空容器の特殊構造である部分溶け込みT字継手に関する構造技術基準策定の基盤を確立するために実施した受容性評価のための試験結果について述べる。

まず、機械的強度の確認のために最も必要な継手効率と疲労強度減少係数を取得した試験結果ならびに使用した溶接方法の評価を述べる。試験に際しては、その形状効果が大きく影響するため、大型の非平滑試験片を用いて実施した。

更に、機械的強度のみでなく腐食耐性を確認するため、すきま腐食感受性評価試験を実施し、その発生の可能性を評価した。ITER真空容器には、SCC (Stress Corrosion Crack) 感受性が低いSUS316Lを採用している。また、運転中の中性子照射も $10^{21}$  n/m<sup>2</sup>とIASCC (Irradiation Assisted SCC) を誘起するしきい値より3桁低い条件であるため、SUS316Lは十分な腐食耐性を持つ。しかし、溶接継手として新たに考案した非溶着部を持つ特殊溶接継手には、長さ5mm以下、間隔0.5mm以下のすき間が存在する。すき間部においては冷却水中の不純物が濃縮される可能性があるため、腐食耐性に関する感受性を定量的に評価する必要がある。このため、ITER真空容器内の3種類の冷却水条件

- 1) 冷却水温度150°Cの通常運転時
- 2) 冷却水温度200°Cでのベーキング時
- 3) 保守点検等で冷却水を乾燥させた後の冷却水通水時 (不純物の濃縮環境)

について、すき間腐食感受性試験を実施した。不純物による腐食は主に塩素イオンによって発生することから、塩素イオン濃度をパラメータとして試験を実施した。従来、すき間腐食試験片として板にワッシャをボルトで締め付けた接触型すき間試験片を用いるのが一般的である。このため、まずこの従来の接触型試験片と実際の非溶着部 (すき間部) を持つ溶接型試験片について、試験に

より各々のすき間腐食感受性を比較し、その等価性を確認した。次に試験によりすき間腐食が発生する下限界塩素イオン濃度を求め、ITERの水質条件と比較してすき間腐食発生の有無を明らかにした。

第4章「真空容器の高精度製作のための溶接変形予測手法に関する研究」では、製作上の課題となる溶接変形に着目し、合理的な評価手法を提案すると共に、実規模セクターモデルでの現地溶接試験結果と比較してその有効性について述べる。

ITER真空容器では、巨大さと溶接に関する短所を有するため、高精度な製作が重要な課題となる。真空容器の高精度な製作を達成するためには、溶接変形の低減が最も重要となる。このため、溶接変形を容易に予測できる新たな解析手法の開発を必要とした。構造物の溶接変形は、

- 1) 溶接による熱変形（温度差による変形）
- 2) 構造体の形状・拘束の剛性による復元変形

の2つに分離でき、両者の釣合いによって決定される。本研究では、この点に着目し、溶接による熱変形量を簡単な要素試験から取得すると共に、真空容器の形状や拘束の剛性をFEM解析用にモデル化することにより、新しい簡易溶接変形解析法を考案した。

本解析手法は、実規模で製作した真空容器セクターモデルの現地溶接試験の結果<sup>21)</sup>と比較し、精度を把握すると共にその有効性を確認した。

第5章「結論」では、本研究の成果についてまとめ、今後の課題について述べる。

## 参考文献

- 1) ITER Technical Basis, ITER EDA Documentation Series No. 24, IAEA, Vienna, (2002).
- 2) M. Nakahira, K. Koizumi, K. Oka, Y. Itou, H. Takahashi, E. Tada, K. Ioki, G. Johnson, M. Onozuka, Y. Utin, G. Sannazzaro, K. Takahashi, B. Nelson, J. Maslakowski, V. Krylov, E. Kuzmin “Integration test of ITER full-scale vacuum vessel sector”, 17th IAEA Fusion Energy Conference, IAEA-CN-69/ITERP1/24 (1998)
- 3) K. Koizumi, M. Nakahira, K. Oka, Y. Itou, H. Takahashi, E. Tada, K. Ioki, G. Johnson, M. Onozuka, Y. Utin, G. Sannazzaro, F. Elio, K. Takahashi, “Fabrication and Assembly of Full-scale Sector Models for ITER Vacuum Vessel”, Proc. of 13th Topical meeting on the Technology of Fusion Energy (ANS), pp.586-590 (1998)
- 4) M. Nakahira, H. Takahashi, K. Koizumi, M. Onozuka, K. Ioki, “Progress and achievements of R&D activities for the ITER vacuum vessel”, Nuclear Fusion Vol. 41 No. 4, pp. 375-380 (2001)
- 5) 柴田勝之, 磯崎敏邦, 植田脩三, 栗原良一, 鬼沢邦雄, 鴻坂厚夫, “軽水炉 1 次冷却系配管信頼性実証試験の成果概要”, 日本原子力学会誌, **35**[10], 923 (1993).
- 6) F.J. Moody, “Maximum Two-Phase Vessel Blowdown from Pipes”, Trans. ASME, J.Heat Transfer, 285(1966).
- 7) J.N. Goodier and F.A. Field, “Plastic Energy Dissipation in Crack Propagation”, Metallurgical Soc. Confs., **20**, 103(1962).
- 8) T. Narabayashi, M. Fujii, K. Matsumoto, et al., Experimental study on leak flow model through fatigue crack in pipe, Nucl. Engng. Des., **128**, 17(1991).
- 9) 辻川茂男, 久松敬弘, “防食技術”, 29, 37 (1980).
- 10) 第48回腐食防食シンポジウム資料, “腐食すきまの評価法”, 腐食防食協会 (1983).
- 11) 中山 元, 福田敬則, 明石正恒, “腐食防食’93講演集”, p.415 (1993).
- 12) 明石正恒, 稲見英昭, “第34回腐食防食討論会講演集”, 腐食防食協会, p.173 (1987).

- 13) 腐食防食協会編, “金属の腐食・防食Q&A”, 丸善, p.160 (1988).
- 14) 木原, 増淵, 造船協会論文集, No.95, p.181(1954); No.96, p.99(1955); No.97, p.95(1955)
- 15) 木原, 松山, 増淵, 小椋, 造船協会論文集, No.98, p.123(1956); No.99, p.123(1956); No.100, p.130(1957)
- 16) 木原, 増淵, 小椋, 造船協会論文集, No.99, p.111(1956); No.100, p.151(1957)
- 17) 増淵興一, “運輸技術研究所報告”, 8,12 (1959)
- 18) 渡辺, 佐藤, 溶接学会誌, Vol.25, No.4, p.211; No.6, p.343; No.8, p.455; No.9, p.502(1956); Vol.26, No.4, p.213; No.6, p.399; No.7, p.459; No.9, p.591(1957)
- 19) 佐藤, 松井, 小林, 溶接学会誌, Vol.35, No.3, p.246; No.4, p.345; No.6, p.413(1966); Vol.36, No.3, p.299(1967)
- 20) 藤本二男, “溶接残留応力・溶接変形の解析”, 産報出版, p.97-109 (1997)
- 21) K. Koizumi, M. Nakahira, K. Oka, Y. Itou, H. Takahashi, E. Tada, K. Ioki, G. Johnson, M. Onozuka, Y. Utin, G. Sannazzaro, F. Elio, K. Takahashi, “Fabrication and Assembly of Full-scale Sector Models for ITER Vacuum Vessel”, Proc. of 13th Topical meeting on the Technology of Fusion Energy (ANS), pp.586-590 (1998)

## 2 二重壁真空容器の構造安全性とトカマク型 核融合装置の固有の安全性に関する研究

### 2. 1 核融合反応を停止するリーク量の評価

はじめに、ITERのプラズマ運転に関する特性から、核融合反応を停止させる水リーク量の同定を行った。使用したプラズマパラメータは表2. 1にまとめる<sup>1)</sup>。ここでは、プラズマ運転中に漏洩した水が分離して発生する酸素不純物の影響について検討する。検討に当たっての仮定を以下に示す。

- ・ プラズマが良好な閉じ込め状態を保つHモードから、不純物放射の増大により閉じ込めの悪い状態であるLモードに戻る (H-L遷移) 条件を核融合反応の停止の基準とする。
- ・ 粒子がプラズマ周辺領域(SOL, Scrape-off layer)を横切るのに必要なパワーは、SOL領域を加熱するパワーとなり、閉じ込めの良否に影響を与えるため、LモードからHモードに遷移する (L-H遷移) しきい値が存在する。H-L遷移パワー $P_{H-L}$ はL-H遷移パワー  $P_{L-H}$ の1/2、すなわちITERの場合25MWとする<sup>2)</sup>。
- ・ リークした水の酸素がプラズマに混入する割合は10%とする<sup>2)</sup>。
- ・ 不純物の閉じ込め時間 $\tau_{imp}$ は、JT-60の経験上エネルギー閉じ込め時間 $\tau_E$ の5倍、すなわち17秒とする。
- ・ 真空容器内の酸素の量は、リーク量と排気量が釣り合う定常状態、すなわちリークした分を常に排気している状態とする。

Table 2.1 Main plasma parameters in ITER for allowable leak study

| Parameters                                | Symbol       | Value                |
|---|--------------|----------------------|
| Fusion power                              | $P_{FUS}$    | 500 MW               |
| Alpha heating power                       | $P_{\alpha}$ | ~100 MW              |
| Loss power flow into the scrape-off layer | $P_{LOSS}$   | ~100 MW              |
| H-mode power threshold                    | $P_{L-H}$    | ~50 MW               |
| Average ion density                       | $n_i$        | $\sim 10^{20} / m^3$ |
| Plasma volume                             | $V_p$        | 831 $m^3$            |
| Energy confinement time                   | $\tau_E$     | 3.4 s                |



酸素の電離・励起および再結合の放射量（不純物放射量）は、平均イオン温度  $T_i = 10\text{keV}$  の核融合プラズマでは水素イオン密度の4%でアルファ加熱パワーの50%に達すると見積もられている<sup>3,4)</sup>。この値はITERの標準運転では50MWに相当する。従って、酸素不純物が1%増加すると放射損失が約12MW増加することになる。プラズマ周辺部を横切るパワー  $P_{\text{LOSS}}$  がH-L遷移パワー  $P_{\text{H-L}}$  を下回ると、プラズマはHモードからLモードに戻る。 $P_{\text{LOSS}}$  はプラズマから逃走する粒子エネルギーの総和であり、これはプラズマ周辺のスクレイプオフ層（Scrape-off layer (SOL)) を加熱し、閉じ込めに貢献しており、ITERでは約100MWである。従って、 $P_{\text{LOSS}}$  が不純物放射によって75 MW減じ、 $P_{\text{H-L}}$  (25 MW) 以下になればプラズマはLモードになる。このパワー減少量は、酸素濃度として約6%に相当する。このとき酸素のリーク量  $L_{O_2}$  は、平均イオン密度  $n_i$ 、プラズマ体積  $V_p$ 、不純物の閉じ込め時間  $\tau_{\text{imp}}$  により以下のように計算される。

$$L_{O_2} = \frac{n_i \cdot V_p \cdot 0.06 \times 16}{\tau_{\text{imp}} \cdot 0.1 \times 6.022 \times 10^{23}} \quad (1)$$

$$= 0.078 \text{ g/s}$$

従って核融合反応を停止させる水のリーク量は、0.088 g/s (0.078 x 18/16) となる。これは従来のLBB研究で扱われた10~100 g/sと比して極めて小さく、また真空中へのリークであるから従来の粘性流に加えて分子流を扱うモデルが必要となる。

## 2. 2 微小水リークと貫通き裂の解析モデル

### 2. 2. 1 貫通き裂からのリークと流れのモデル

ここでは、引張り応力下にある平板における貫通き裂より真空中への水リークを考察する。き裂を通した流れのモデルを図 2.1 に示す。簡単のため、き裂表面は水流が層流となるに十分に滑らかであり、冷却水の温度は蒸発による相変化時においても一定であると仮定する。また、き裂開口形状は楕円と仮定する。このモデルでは、水と上記の境界における圧力平衡と流れの連続性を取り扱う。

き裂中の水の表面張力が水圧と平衡を取るに十分なほど大きければ、水と蒸気の界面はき裂中に留まる。この場合、界面での圧力平衡はき裂内の水圧

$P_l$ 、き裂内の蒸気圧力  $P_s$ 、表面張力  $S$ 、き裂半長  $a$ 、き裂半幅  $\delta$  により次式で表される。

$$P_l - P_s = S \cdot \left( \frac{1}{a} + \frac{1}{\delta} \right) \quad (2)$$

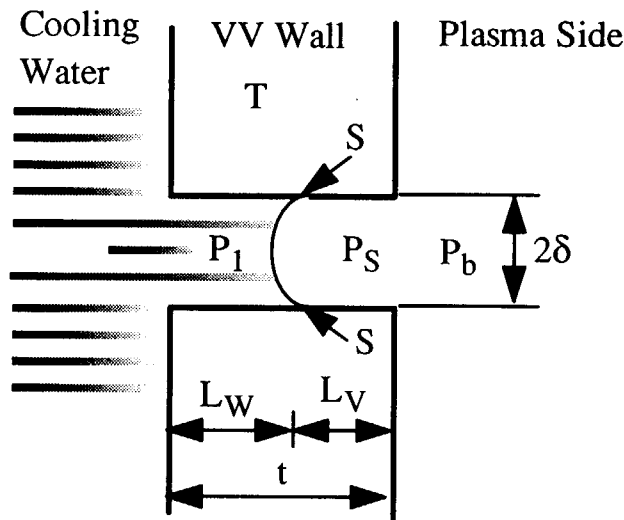


Fig.2.1 Flow model for small leak through crack

また、流れの連続性は水の質量流量  $G_w$  と蒸気の質量流量  $G_v$  の釣り合いにより以下の式で表される。

$$G_w(P_0, P_l, \mu_w, \zeta) = G_v(P_s, P_b, \mu_v) \quad (3)$$

水の質量流量は、水の密度  $\rho$  および水の体積流量  $Q_w$  によりスリット内の流れの式を用いて次式で表される<sup>5)</sup>。

$$G_w = \rho \cdot Q_w \quad (4)$$

ここで

$$Q_w = \frac{\Delta P_w}{S_1} \quad \text{for } L_w \gg Le \quad (5a)$$

$$= \frac{-S_1 + S_2}{2 \cdot S_2} \quad \text{for others} \quad (5b)$$

$$\Delta P_w = P_0 - P_l$$

$$S_1 = \frac{12 \cdot L_w \cdot \mu_w}{A \cdot B^3}$$

$$S_2 = \frac{\zeta \cdot \rho}{2 \cdot A_R^2}$$

$$S_S = \sqrt{S_1^2 + 4 \cdot S_2 \cdot \Delta P_w}$$

$Le = 0.04 \cdot B \cdot Re$  : 助走区間

$A, B$  : 楕円の周長と面積が等しい矩形の長辺(A)および短辺(B)

$A_R$  : き裂開口面積(A x B)

$L_w$  : 水の流路長

$P_0$  : 冷却水圧力

$P_l$  : き裂内の水圧

$Re$  : レイノルズ数

$\mu_w$  : 水の粘性係数

$\zeta$  : 水流路の圧損係数

蒸気の質量流量は、次式で表される<sup>6)</sup>。

$$G_V = \frac{A_R \cdot C \cdot \Delta P_V}{T_V \cdot R} \quad (6)$$

ここで

$$C = \frac{A \cdot B^3 \cdot P_{av}}{12L_V \cdot \mu_V} \quad \text{for viscous flow} \quad (7a)$$

$$= 36.4 \sqrt{\frac{T_V}{M}} \quad \text{for molecular flow} \quad (7b)$$

$$\Delta P_V = P_S - P_b$$

$$P_{av} = \frac{P_S + P_b}{2}$$

$A_R$  : き裂開口面積

$L_V$  : 蒸気の流路長

$M$  : 分子量

$P_b$  : 真空圧

$P_S$  : き裂内の蒸気圧

$R$  : 気体定数

$T_V$  : 蒸気の温度

$\mu_V$  : 蒸気の粘性係数

冷却水の大きな空間への蒸発速度  $m$  [kg/m<sup>2</sup> s] は次式で表される。<sup>6)</sup>

$$m = 437 \times 10^{-3} P_s \sqrt{\frac{M}{T_v}} \quad (8)$$

本モデルでは、2種類のリークパターンを考慮できる。き裂開口変位が小さく、水と蒸気の界面がき裂内に留まる場合、真空容器内には蒸気リークが発生する。この場合、リーク率は式(8)を超えることはない。水と蒸気の界面の位置は、圧力平衡と流れの連続性の両立から決まる。一方、き裂開口変位が大きく冷却水の直接流出が起こる場合は、式(4)が支配的となる。

式(3)は非線形であるが、簡単な収束計算により解を求めることが出来る。従って、式(2)と(3)の連立により、リーク率を運転温度、圧力、付加応力、き裂サイズおよび板厚の関数として求めることが出来る。

## 2. 2. 2 貫通き裂の開口変位のモデル

### (1) き裂開口変位のモデル

き裂開口面積  $A_R$  は、き裂開口変位 (Crack mouth opening displacement (CMOD)) に直接的に相関がある<sup>7)</sup>。本論文で取り扱うき裂の形状を図 2.2 に示す。これは、成長したき裂が、き裂底面で部分的に貫通部を持った状態を模擬している。一般にき裂長さは板の厚さ方向で一様ではないが、ここでは板厚内の任意点でのき裂開口変位はその位置でのき裂長さで決まるものとし、貫通き裂長さが板厚方向で一様な場合の式を適用する。線形理論に基づくき裂開口変位  $2\delta_c$  は、付加応力  $\sigma_{ap}$ 、ヤング率  $E$ 、き裂半長  $a$  により次式で与えられる<sup>8)</sup>。

$$2\delta_c(\xi) = \frac{4\sigma_{ap} \cdot a}{E} \sqrt{1-\xi^2} \quad (9)$$

ここで

$$\xi = \frac{x}{a} \quad (0 < x < a).$$

一方、一般降伏理論に基づくき裂開口変位は Dugdale モデルを元にした次の Goodier and Field<sup>9)</sup>の式で与えられる。

$$2\delta_p(\xi) = \frac{2\sigma_y \cdot a}{\pi \cdot E} \sec \theta_2 \cdot \left[ \cos \theta \cdot \ln \left( \left( \frac{\sin(\theta_2 - \theta)}{\sin(\theta_2 + \theta)} \right)^2 \right) + \cos \theta_2 \cdot \ln \left( \left( \frac{\sin \theta_2 + \sin \theta}{\sin \theta_2 - \sin \theta} \right)^2 \right) \right] \quad (10)$$

ここで

$$\theta_2 = \frac{\pi \sigma_{ap}}{2\sigma_y}$$

$$\theta = \cos^{-1}(\xi \cos \theta_2)$$

$\sigma_y$  : 降伏応力

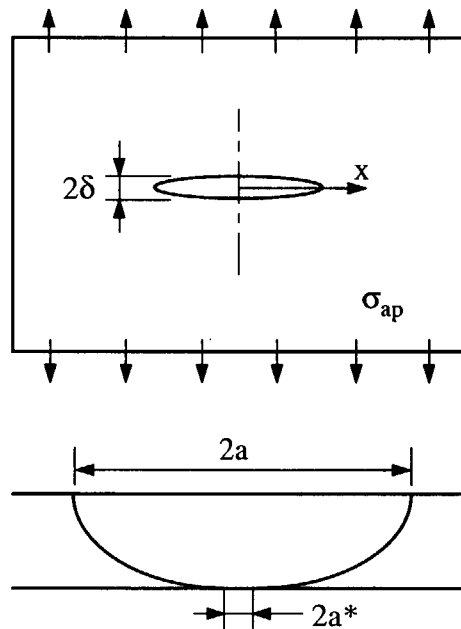


Fig. 2.2 Crack profile

式(9)と式(10)の計算結果を付加応力と降伏応力の比を横軸としてプロットすると、図 2.3 のようになる。この図から解るように、付加応力が大きく、板全体が降伏に至るような状態では式(10)は発散する。また付加応力が小さく、き裂端部の塑性効果が小さい場合には両式の計算結果は一致する。従って、式(9)と式(10)の差はき裂端部の塑性領域の効果であり、除荷後の残留き裂開口変位  $2\delta$  は、以下で表される。

$$2\delta = 2\delta_p(0) - 2\delta_e(0) \quad (11)$$

この残留き裂開口変位を表す式(11)は、運転後に点検などで電磁力等の力が作

用しない状態を評価する際に必要である他に、試験片の開口を評価する際に用いた。すなわち、試験片は疲労き裂導入時に応力付加状態にあるが、リーク試験時にはこれは除荷されているため、リーク量の計算には残留開口量を用いる必要があるためである。一方、ITER 真空容器の評価をする際には、運転時に付加される全荷重を考慮することが重要であるため、式(10)を使用している。

## (2) き裂開口変位のモデルの計測値との比較

このき裂開口変位の計算では、板厚内の任意点でのき裂開口変位はその位置でのき裂長さで決まるものという仮定を置き、貫通き裂長さが板厚方向で一様な場合の式を適用した。この仮定を検証するため、リーク試験で用いる試験片の貫通き裂の表面側と裏面側の実測値との比較を行った。供試材として、板厚2mmおよび4mmのSUS316L冷間圧延材を用いた。その化学成分を表2.2に、また室温での機械的特性を表2.3に示す。溶体化処理温度は、1080℃（水冷）であり、保持時間は板厚2mm の材料は2分、板厚4mm の材料は4分である。試験片は幅約50mm、板厚2mmおよび4mmの板材に貫通疲労き裂を付与した。図2.4に実験に使用した試験片を示す。

**Table 2.2 Chemical compositions of SUS316L cold-rolled sheet (wt%)**

| Thickness [mm] | C     | Si   | Mn   | P     | S     | Ni    | Cr    | Mo   |
|----------------|-------|------|------|-------|-------|-------|-------|------|
| 2              | 0.016 | 0.62 | 1.01 | 0.031 | 0.002 | 12.87 | 17.78 | 2.62 |
| 4              | 0.015 | 0.69 | 0.95 | 0.032 | 0.001 | 12.16 | 17.44 | 2.16 |

**Table 2.3 Mechanical properties of SUS316L cold-rolled sheet**

| Thickness [mm] | 0.2% yield strength [MPa] | Tensile strength [MPa] | Elongation [%] |
|----------------|---------------------------|------------------------|----------------|
| 2              | 324                       | 579                    | 48             |
| 4              | 324                       | 579                    | 48             |

き裂を付与する際には、試験片裏面にき裂が貫通したことを検出するための真空フランジを取り付け、板の反対側は大気解放のまま油拡散ポンプにより真空引きを行いながら負荷をかけた。この際のフランジ穴は、2つと4つの2種類を候補とし、試験により十分なシール性能が得られることを確認した上で2つ穴を選択した。また、真空フランジに設けたOリングの溝は、JIS規格に規定されたものより0.5mm浅く加工し、フランジが直接試験片に接触して影響を

及ぼすことが無いように、試験片と真空フランジの間に0.25mmのすきまを設け、リングのみが接触する状態に管理してボルトを取り付けた。

初期切り欠きは、放電加工(EDM)により導入した。その形状を図2.5に示す。形状1および3は、き裂深さを $b$ 、表面き裂長さを $2a$ としたときのアスペクト比 $b/(2a)$ が0.2、形状2はアスペクト比 $b/(2a)$ が0.5となる。これらの切り欠きのスリット幅は全て約0.2mmである。

貫通き裂の導入は、荷重容量98kNの電気油圧サーボ式疲労試験機を用い、応力比0.05で荷重制御により繰り返し荷重を与えて実施した。制御波形は正弦波、周波数は0.1~10Hzとした。

疲労き裂導入後、(1)最初にき裂表面側に付与したEDMによる深さ約1mmの初期ノッチを研削により除去し、(2)次に円周上に $\phi 4.5$ mmのボルト穴を6つ追加加工し、(3)最後に付与した貫通き裂を中心に直径約40mmの円盤状に削りだし、試験片とした。図2.4にこの過程を示す。作成した試験片への加重条件およびき裂の形状を表2.4に示す。

Table 2.4 Main parameters of crack propagation process and results of the crack

| Test Piece | Thickness $t$ [mm] | Width $W$ [mm] | Stress $\sigma_{ap}$ [MPa] | Front $2a$ [mm] | Back $2a^*$ [mm] |          | CMOD (front) [ $\mu$ m] | CMOD (back) [mm] |
|------------|--------------------|----------------|----------------------------|-----------------|------------------|----------|-------------------------|------------------|
| 2A         | 2.17               | 50.10          | 162.4                      | 4.60            | 2.65             | Measured | 3.57                    | 0.70             |
|            |                    |                |                            |                 |                  | Analyzed | 0.95                    | 0.54             |
| 2B         | 1.91               | 50.01          | 239.2                      | 2.33            | 0.78             | Measured | -                       | 0.26             |
|            |                    |                |                            |                 |                  | Analyzed | 2.02                    | 0.68             |
| 2C         | 1.91               | 50.00          | 239.3                      | 4.14            | 1.90             | Measured | -                       | 1.54             |
|            |                    |                |                            |                 |                  | Analyzed | 3.59                    | 1.65             |
| 4A         | 3.89               | 50.05          | 205.1                      | 4.30            | 3.15             | Measured | 2.03                    | 1.17             |
|            |                    |                |                            |                 |                  | Analyzed | 2.02                    | 1.48             |
| 4B         | 3.86               | 50.06          | 206.6                      | 6.73            | 3.41             | Measured | -                       | 1.56             |
|            |                    |                |                            |                 |                  | Analyzed | 3.25                    | 1.65             |

Note) Thickness and width are measured data during crack propagation process

これらの試験片のき裂計測結果と、Goodier and Field<sup>9)</sup>の式による残留開口変位の式(11)を用いた計算結果を図2.6に示す。横軸は、試験片の表面(初期ノッチ側)あるいは裏面(非初期ノッチ側)のき裂開口長さとし、図中に各々の試験片番号と表面または裏面の区別を記入した。例えば、「2A(front)」は試験片2Aの表面側の開口変位の値を表す。また、以下の式(12)に示すRiceの式<sup>10)</sup>による計算結果も参考として同図にプロットした。

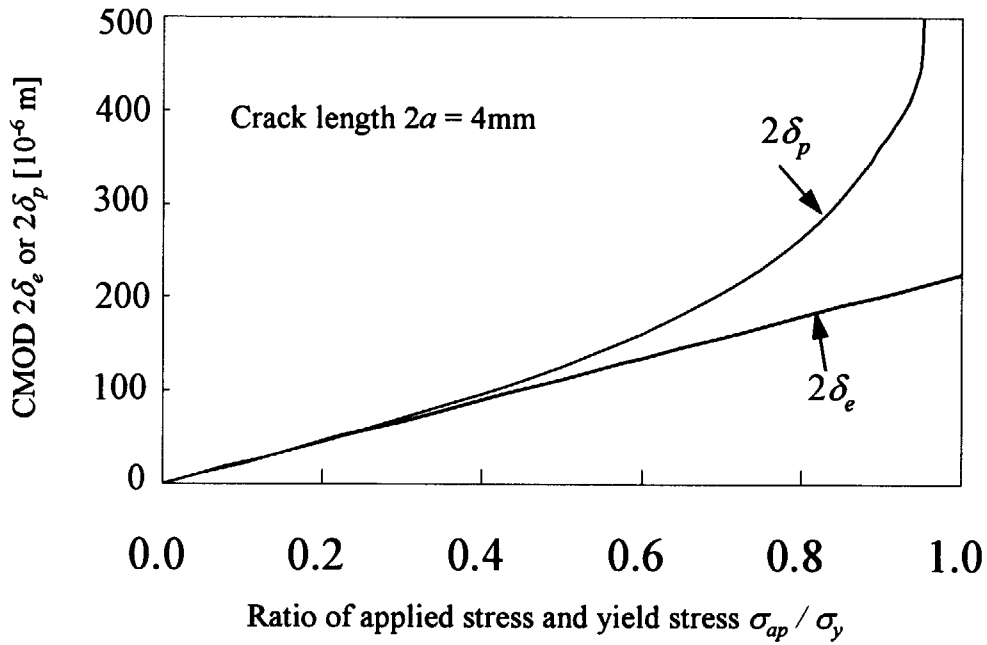


Fig. 2.3 Comparison of CMODs calculated by elastic and elastic/plastic theories

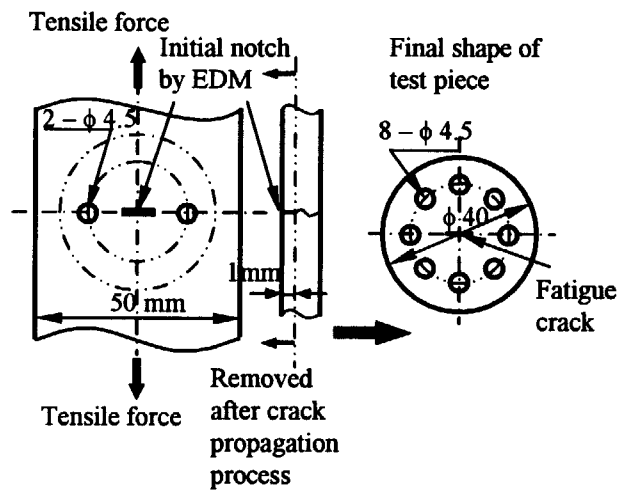


Fig. 2.4 Test piece for water leak in vacuum environment



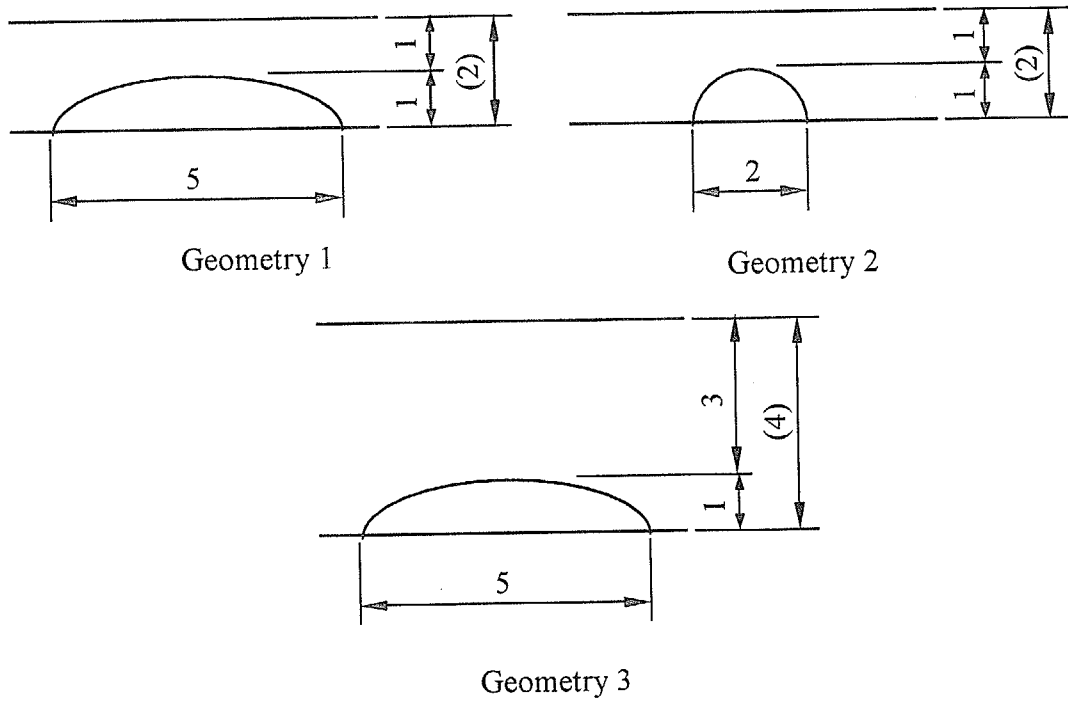


Fig. 2.5 Initial notch geometries

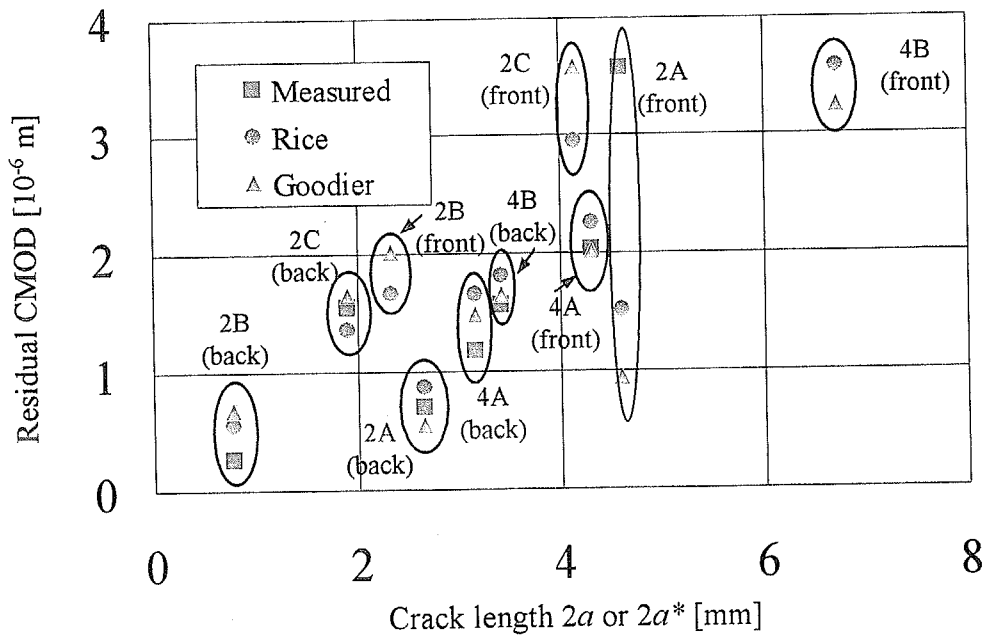


Fig. 2.6 Comparison of CMOD measured and analyzed values

**This is a blank page.**

$$2\delta_R = \frac{\pi \cdot a \cdot \sigma_{ap}^2}{2 \cdot E \cdot \sigma_y} \quad (12)$$

図から解るようにGoodier and Field<sup>9)</sup>の式を用いた式(11)は実測値と良い一致を示し、以下の解析ではこの式を用いることとする。

### 2. 2. 3 貫通き裂におけるリーク経路の幾何形状モデル

現実的なリーク経路は、凹凸のある疲労き裂と考えられる。このリーク経路に沿った凹凸は、細かな表面粗さと、大きなうねりであるアンジュレーションからなり、表面粗さは主に壁面の摩擦圧損に影響し、アンジュレーションの影響は、実経路長、有効き裂開口変位、エルボ効果による圧損を考える上で重要となる。Narabayashiら<sup>11)</sup>は、SUS304 平板、SUS316 管に疲労き裂を導入し、き裂面の表面粗さ、アンジュレーションを計測し、臨界二層流の乱流領域における圧損係数と流路長の補正を行っている。文献<sup>11)</sup>では、疲労き裂の表面粗さを計測し、これにフィッティングする形でアンジュレーションカーブを求めている。この方法を踏襲し、表 2.4 に示した試験片 4B のき裂に関するアンジュレーションカーブを図 2.7 に示すように求めた。アンジュレーションピッチ  $L_\lambda$  は、大きなうねりの半波長分である。また、計測したき裂面の粗さと形状に関するパラメータを表 2.5 にまとめる。計測したき裂面粗さおよび式(11)から算出した表面と裏面のき裂開口変位（具体的な値は表 2.4 参照。）から、リーク経路を図示すると、図 2.8 のようになる。ここでは、板厚方向におけるき裂開口変位は線形に変化すると仮定している。

図 2.8 より容易に理解されるように、リーク量を左右するき裂開口変位が最も小さくなるのは方向余弦が最小となる箇所であり、表面張力が最大となることからき裂内で水/蒸気の界面が留まるかどうかはここで判断できる。従って、有効き裂開口変位  $2\delta^*$  は、最小方向余弦  $\psi$  と見かけのき裂開口変位  $2\delta$  より次式のように求められる。

$$2\delta^* = \psi \cdot 2\delta \quad (13)$$

実経路長  $L_{effeci}$  は、経路の凹凸に沿った実際のリーク経路の長さであり、板厚  $t$  および、表面粗さ  $R_{max}$  と平均アンジュレーションピッチ  $L_{\lambda,ave}$  から定義されるエルボの角度  $\theta_{elbow}$  により次式のように求められる。

$$L_{effect} = \frac{t}{\cos \theta_{elbow}} \quad (14)$$

ここで

$$\theta_{elbow} = \arctan\left(\frac{2R_{max}}{L_{\lambda,ave}}\right), \text{ エルボの角度}$$

エルボの角度は、表 2.5 のアンジュレーションピッチ  $L_{\lambda}$  の最大値および最小値から最大、最小を求めるとそれぞれ 6.3 度および 3.4 度となり、エルボとしてはなだらかな形状であり、一般的に用いられている式で対応可能なことが解る。このエルボによる圧損係数  $\zeta_{elbow}$  は以下のように算出できる。

$$\zeta_{elbow} = N_{elbow} \cdot (0.946 \cdot \sin^2 \theta_{elbow} + 2.05 \cdot \sin^4 \theta_{elbow})^5 \quad (15)$$

ここで

$$N_{elbow} = \frac{t}{L_{\lambda}}, \text{ き裂内のエルボの数}$$

Table 2.5 Main parameters of leak path (TP4B)

| Parameters                                 | Value              |
|--|--------------------|
| Maximum height of irregularities $R_{max}$ | 15.0 $\mu\text{m}$ |
| Center line average height $R_a$           | 2.2 $\mu\text{m}$  |
| Maximum undulation pitch $L_{\lambda}$     | 0.50 mm            |
| Minimum undulation pitch $L_{\lambda}$     | 0.27 mm            |
| Average undulation pitch $L_{\lambda,ave}$ | 0.37 mm            |
| Maximum direction cosine                   | 1.00               |
| Minimum direction cosine $\psi$            | 0.71               |
| Average direction cosine                   | 0.97               |

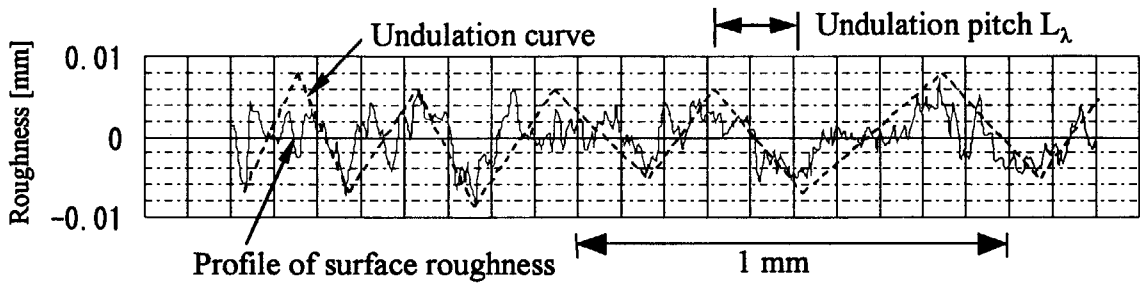


Fig. 2.7 Undulation curve of a crack on test piece 4B

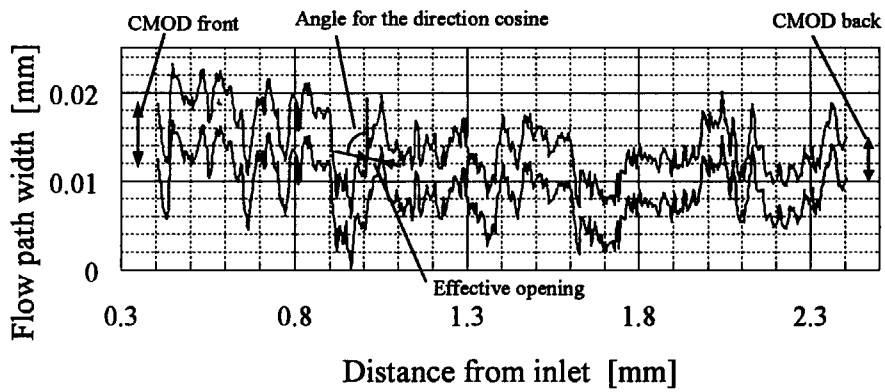


Fig. 2.8 Leak path of a crack on test piece 4B

**This is a blank page.**

## 2. 3 貫通き裂から真空中への水リーク計測試験

### 2. 3. 1 試験装置の構成

構築した新しいき裂とリークのモデルについて、貫通き裂から真空中への水リーク量を検証するため、き裂長さ1mmから7mmの複数の貫通疲労き裂を付与した試験片により水リーク量を実測する実験を実施した。図2.9に試験装置を示す。また装置の主な仕様を表2.6に示す。水の導入は、真空チャンバとICFフランジで取り合うステンレス製のシリンダー先端に、円盤状の試験片を固定するためのボルト穴とOリング溝を設けた試験片ホルダを用いた。この試験片ホルダと水ポンプの間は、ステンレス製のパイプをスウェジロックで締結し、これらの内部の真空引きを行うために真空対応のバルブを設け、専用のターボ分子ポンプ (TMP) とロータリーポンプ (RP) を接続した。真空チャンバ内は別の専用TMPとRPで真空引きを行った。

2. 2. 2 節(2)で述べた試験片を真空チャンバ内の試験片ホルダ先端に設置し、水圧をかけてチャンバ内の圧力を真空ゲージにより計測した。

微小リークを検出するための計測器は、B-A型電離真空計、ピラニー真空計、四重極質量分析器 (Qマス) を用いた。これらの計測データは、デジタル式記録装置のメモリ上に記録され、これをフロッピーディスクに写し取りPC上でデータ解析を行った。

Table 2.6 Main parameters of test devices

| Parameters                                       | Value                             |
|--|-----------------------------------|
| Volume of chamber                                | $3.94 \times 10^{-2} \text{ m}^3$ |
| Volume of holder                                 | $3.77 \times 10^{-4} \text{ m}^3$ |
| Volume of vacuum                                 | $3.91 \times 10^{-2} \text{ m}^3$ |
| Surface area of vacuum                           | $0.884 \text{ m}^2$               |
| Pumping speed of TMP                             | $0.3 \text{ m}^3/\text{s}$        |
| Effective pumping speed for $\text{N}_2$         | $0.09 \text{ m}^3/\text{s}$       |
| Effective pumping speed for $\text{H}_2\text{O}$ | $0.105 \text{ m}^3/\text{s}$      |

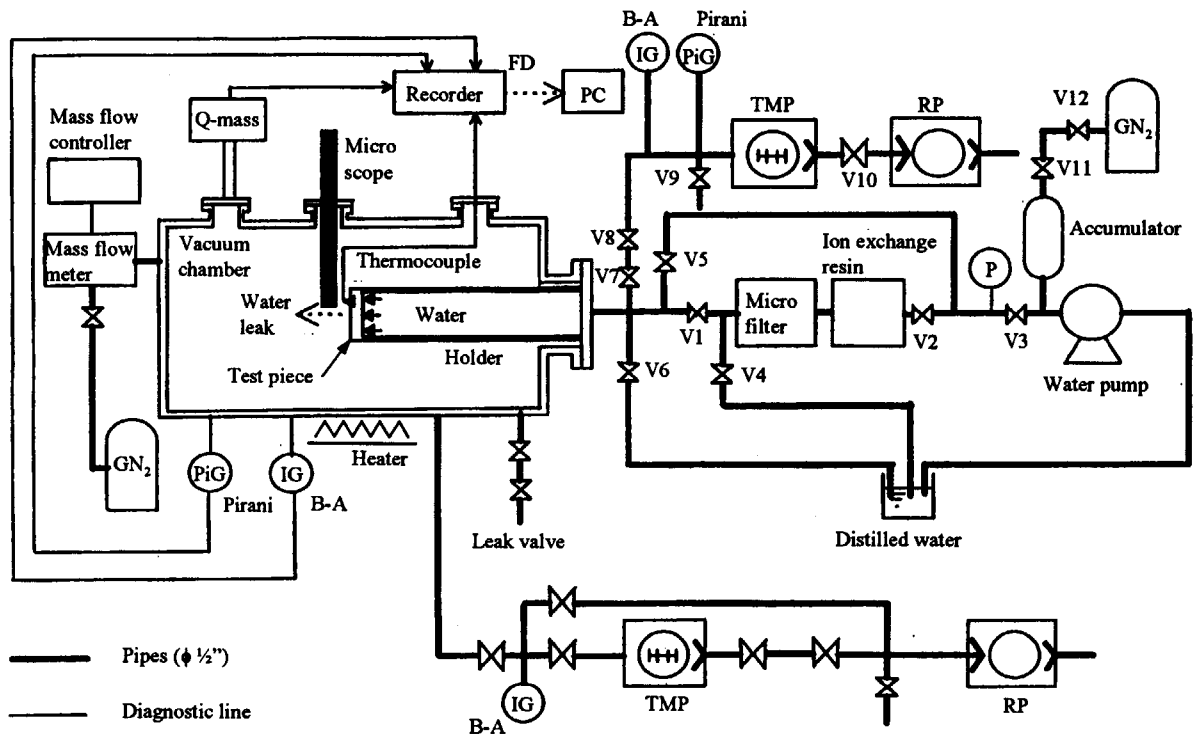


Fig. 2.9 Overview of test devices for water leak in vacuum environment



### 2. 3. 2 試験方法

水リークの計測試験は、真空排気法で行った。手順は以下の通りである。

- (1) 図2.9に示すバルブV1, V5, V6, V9 (真空対応バルブ) を閉めた状態で、水の導入経路と真空チャンバ内の真空引きを行う。この際、真空チャンバは設定温度150℃でベーキングを行う。
- (2) (1)の状態ではバルブV11, V12を閉め、水ポンプを動作し、フィルタに水を通して循環させる。(フィルタは耐圧仕様でないので、試験時にはバイパスする。)
- (3) バルブV2, V4を閉め、V11, V12を開いてアキュムレータに定圧を作用させる。
- (4) バルブV7, V8を閉め、配管系真空ポンプを停止した後、真空チャンバ内の圧力計測を開始する。
- (5) バルブV5を開けて試験片ホルダに水を供給し、真空チャンバ内の圧力が十分落ち着く(到達圧力をPとする)まで電離真空計およびピラニー真空系の指示値を記録する。
- (6) 表2.6に示す系の実効体積および実効排気速度を用いて、次式から水のリーク流量を求める。

$$Q = Ve \cdot \frac{dP}{dt} + Se \cdot P \quad (16)$$

### 2. 3. 3 試験結果

試験に関する主なパラメータおよび結果として得られたリーク率をまとめて表2.7に示す。き裂長さにおける表面または裏面という記述は、それぞれ初期ノッチ側またはその反対側という意味を表す。実機では冷却水側と真空側にそれぞれ相当する。なお、試験2C-2は、2. 3. 2節の試験方法に依らず、最初から試験片ホルダ内に水を満たし、この状態からチャンバ内を真空引きして計測した。

図2.10から図2.16に計測した真空チャンバ内の圧力の時間変化を示す。図から解るように、試験片ホルダへの水の導入直後に圧力の急な上昇が観察されるが、これは初期に試験片ホルダ内に残留した空気または蒸気がき裂を通して流出したものと考えられる。しかし、実機では流路は冷却水に満たされた状態でき裂が進展するため、き裂が貫通した時点で残留空気や蒸気が流出するこ

とは考えられない。従って、この実験体系に特有の初期の影響を除くため、表 2.7 では十分時間が経過してリーク量が安定したと考えられる時点の値を式 (16) により算出し、記載した。

Table 2.7 Main parameters of test cases and results of the leak rates

| Test Piece | Test No. | Wall temp [°C] | Water pressure [MPa] | Vacuum pressure [Pa]  | Leak rate [g/s]      | Time to evaluate [s] |
|------------|----------|----------------|----------------------|-----------------------|----------------------|----------------------|
| 2A         | 2A-1     | 150            | 0.20                 | $1.48 \times 10^{-2}$ | $1.2 \times 10^{-5}$ | 200                  |
| 2B         | 2B-1     | 150            | 0.28                 | $1.21 \times 10^{-3}$ | $9.1 \times 10^{-7}$ | 200                  |
|            | 2B-2     | 150            | 0.36                 | $1.06 \times 10^{-3}$ | $7.9 \times 10^{-7}$ | 200                  |
| 2C         | 2C-1     | 150            | 0.36                 | $2.46 \times 10^{-2}$ | $2.1 \times 10^{-5}$ | 200                  |
|            | 2C-2     | 150            | 0.33                 | $9.68 \times 10^{-4}$ | $7.3 \times 10^{-7}$ | 20000                |
| 4A         | 4A-1     | 150            | 0.98                 | $2.00 \times 10^{-5}$ | $1.5 \times 10^{-8}$ | 200                  |
| 4B         | 4B-1     | 150            | 0.20                 | $1.88 \times 10^{-4}$ | $1.5 \times 10^{-7}$ | 200                  |

また、定常リークとなることを予想していたが、試験結果は単調な時間減少が観察された。これは、き裂内に固形物が析出し、き裂開口の閉塞を引き起こしていることが考えられる。試験後のき裂開口部の走査型電子顕微鏡 (SEM) による撮影結果を図 2.17 に示す。写真から微小な析出物がき裂内に観察されることが解る。電子線マイクロアナライザによる解析 (EPMA) によると、これらの析出物からは Al, Ti, Pb, および O といった元素が見つかった。これらの元素は、バルブや真空ポンプの作動油に含まれる。一方、蒸発潜熱により水表面が冷却され、氷結する現象もき裂開口閉塞の原因として考察しておく必要がある。氷結温度 (273K) における蒸発潜熱による除去熱量は次式により表される。

$$\begin{aligned}
 q_{lh} &= 2.44 \cdot m \\
 &= 1.7 \text{ [MW/m}^2\text{]}
 \end{aligned}
 \tag{17}$$

環境 (試験条件では 300K) からの熱の流入量  $q_h$  は次式により表される。

$$q_h = \frac{\lambda_h \cdot \Delta T}{\delta^*}
 \tag{18}$$

もし  $q_{lh} > q_h$  ならば、水は凍ることになる。この条件では、き裂開口変位  $\delta^*$  は  $9.7 \mu\text{m}$  以上になる。しかしこれは、水/蒸気界面がき裂内に留まるには大きすぎ、水が直接真空エリアに流出してしまう。この場合、水は真空エリアで膨張し、Joule 効果により凍る可能性があるが、き裂開口の閉塞には結びつかない。また、き裂内での Joule-Thomson 効果を考えると、係数は  $10^{-7}$  [K/Pa] のオーダーであり、影響が大きいとは考えられない。従って、本試験では水の凍結

があったとは考えにくい。これらの考察は極めて簡単なもので試験片や試験片ホルダ、チャンバなどの熱容量や、ベーキングヒーターからの熱輻射の影響などを無視している。しかし、ITERの運転条件を考えると、冷却水温度は100-200℃であり、プラズマ側の内壁はこの暖かい水に完全に接触している。加えてプラズマや容器内機器からの輻射熱は、試験条件よりはるかに大きい。従って、蒸発による冷却水の凍結が起こる可能性はかなり低いと言える。

以上き裂開口閉塞の原因究明には更なる研究が必要であるが、現象を完全に模擬するのは大変に困難である。ここでは、き裂開口閉塞現象を簡単に考慮に入れるため、試験結果に合わせたフィッティングパラメータを導入することにする。

式(13)の $\psi$ をこのき裂開口変位の減少を表すパラメータとして使用する事とした。図 2.6 に示した結果から、試験片 2C と 4B がき裂開口変位の計算に対して誤差が少ないため、これらをフィッティングパラメータの同定に用いた。図 2.18 にフィッティングパラメータ $\psi$ を変数としてリーク率を計算した結果を示す。この図では、実験結果は水平の直線で示し、試験 2C-1, 2C-2 および 4B-1 のリーク率は表 2.7 にまとめたようにそれぞれ  $2.1 \times 10^{-5}$ ,  $7.3 \times 10^{-7}$  および  $1.5 \times 10^{-7}$  [g/s]である。図 2.18 から解るように、パラメータ $\psi$ が 0.25 から 0.3 のときに計算結果が試験結果とよく一致するため、 $\psi = 0.27$  とし次節に示す核融合反応を停止するき裂長さの計算に用いた。

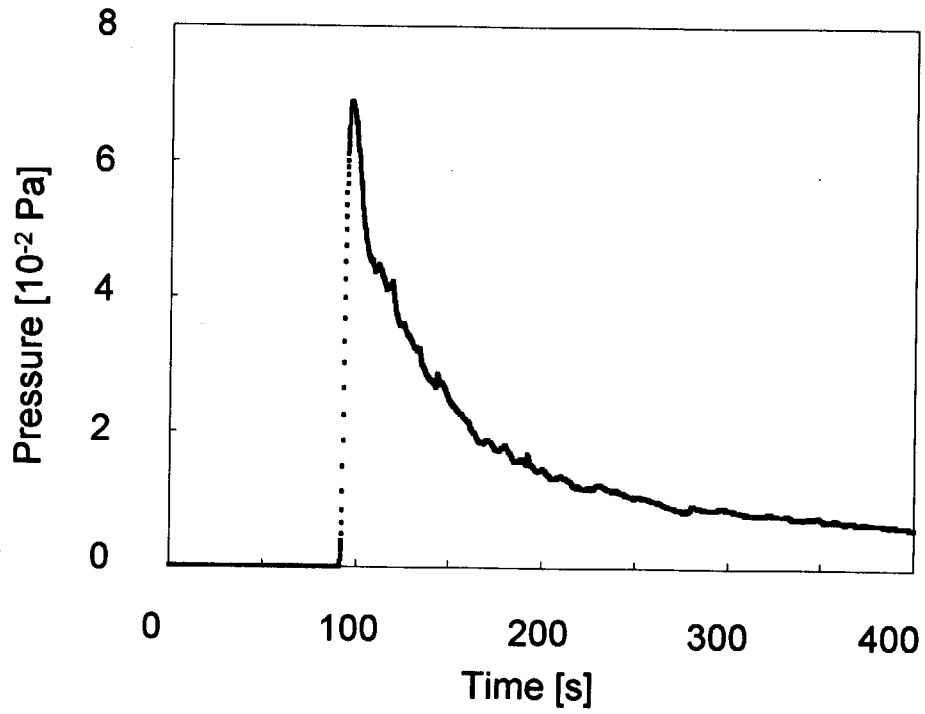


Fig. 2.10 Measured pressure of test No. 2A-1

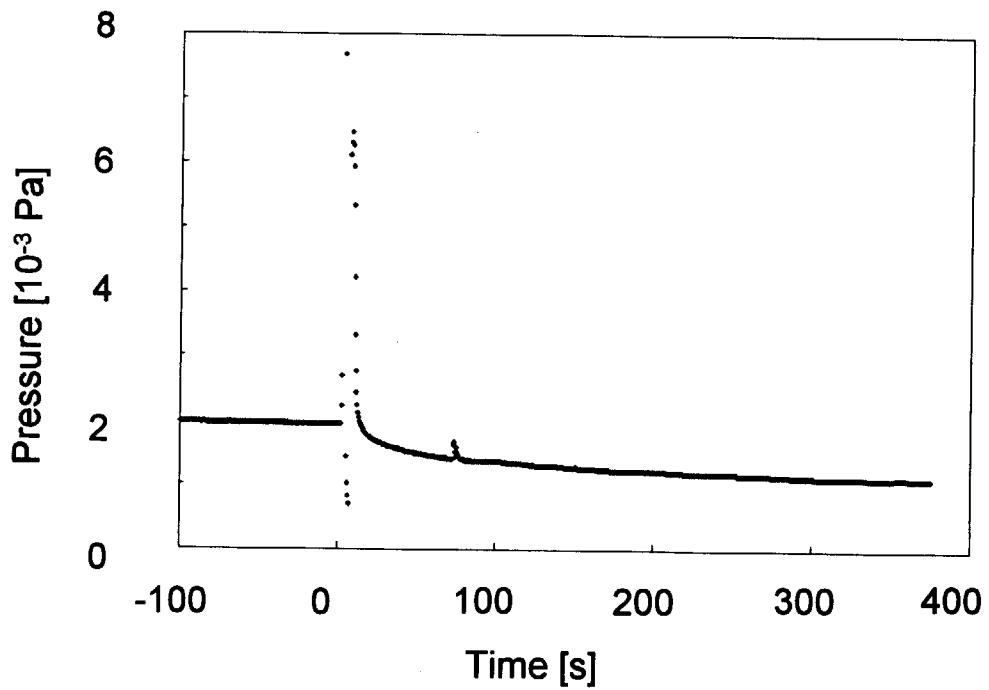


Fig. 2.11 Measured pressure of test No. 2B-1

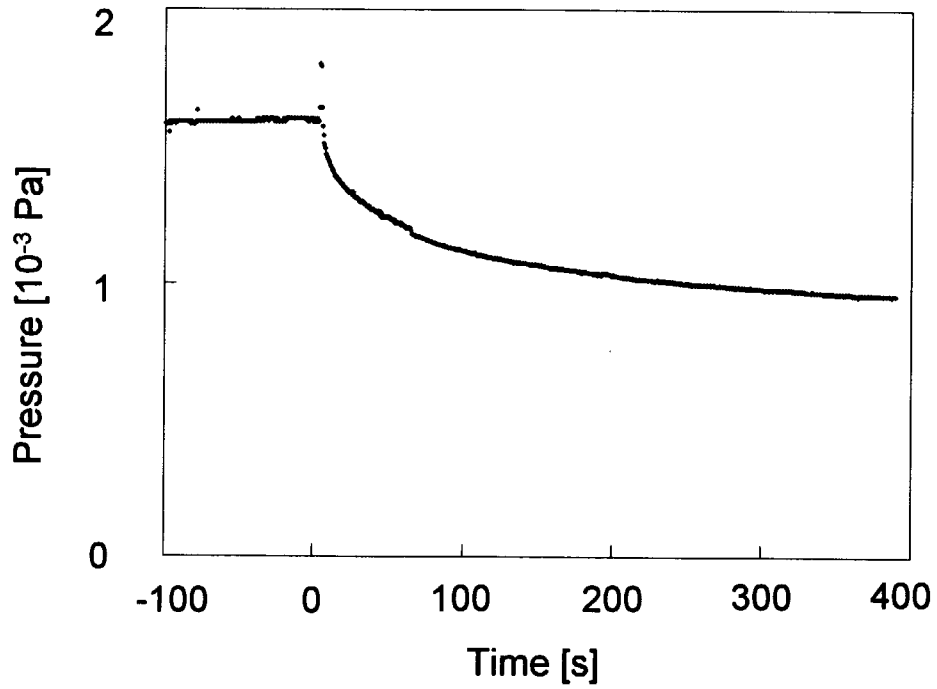


Fig. 2.12 Measured pressure of test No. 2B-2

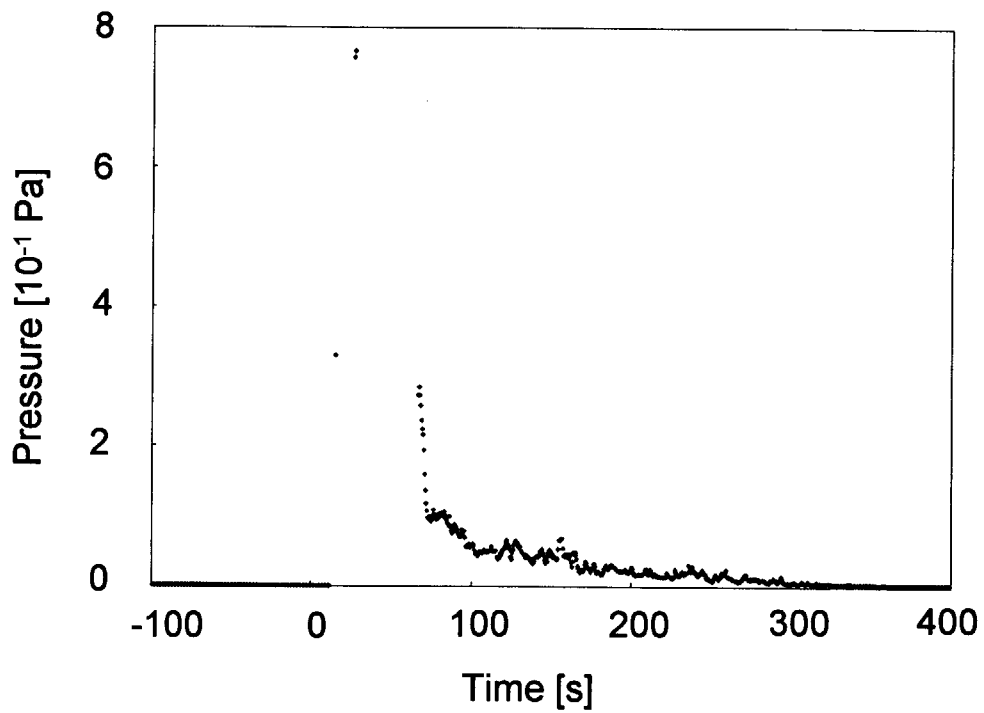


Fig. 2.13 Measured pressure of test No. 2C-1

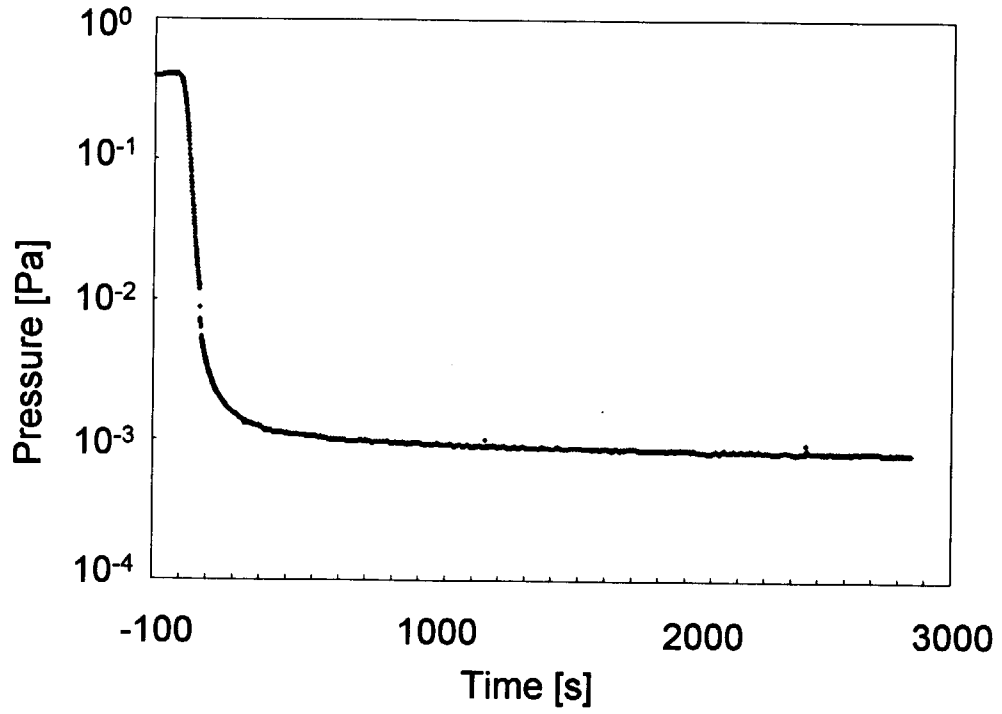


Fig. 2.14 Measured pressure of test No. 2C-2

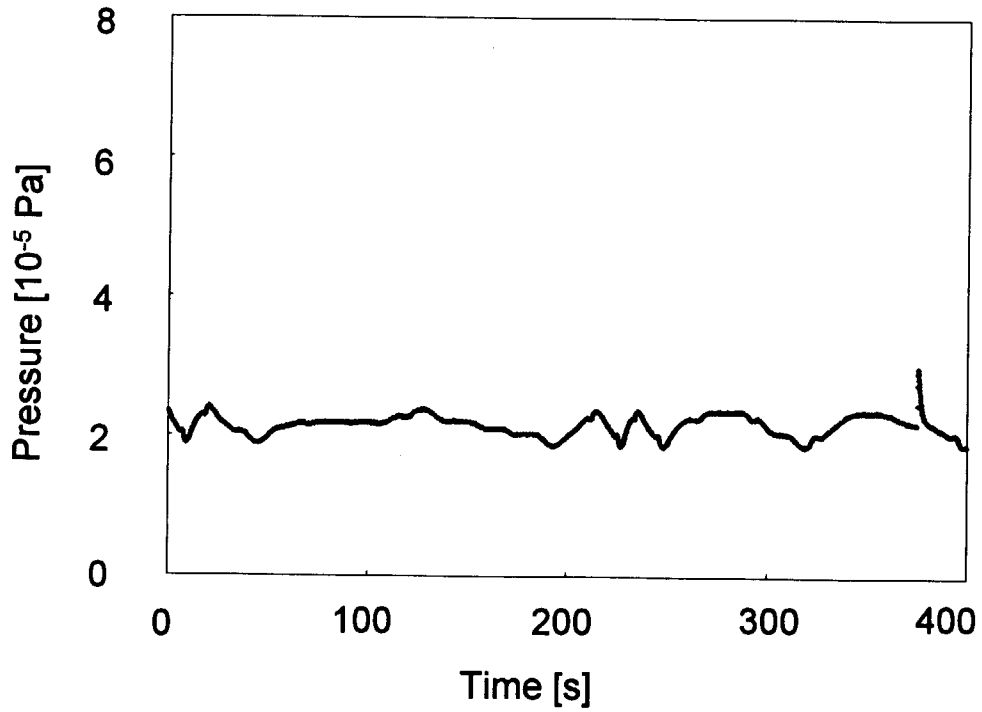


Fig. 2.15 Measured pressure of test No. 4A-1

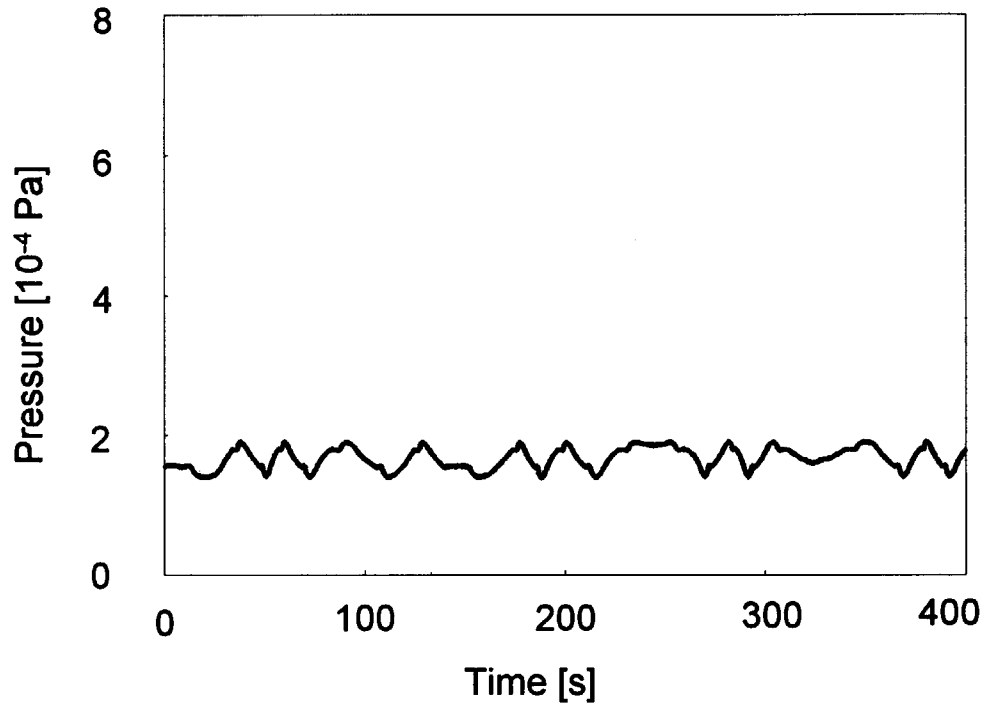


Fig. 2.16 Measured pressure of test No. 4B-1

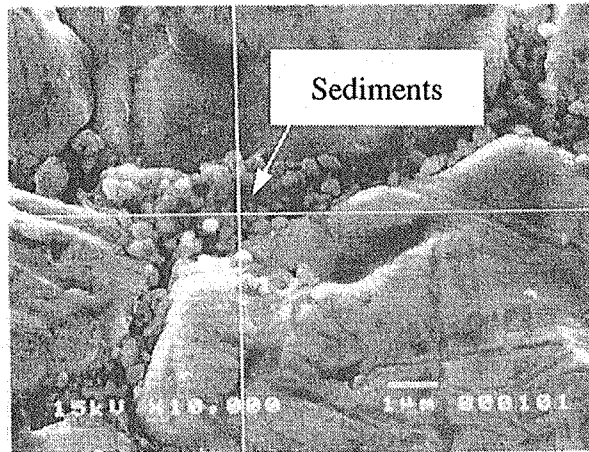


Fig. 2.17 Scanning electron microscope (SEM) image of crack area (Test piece 4A)

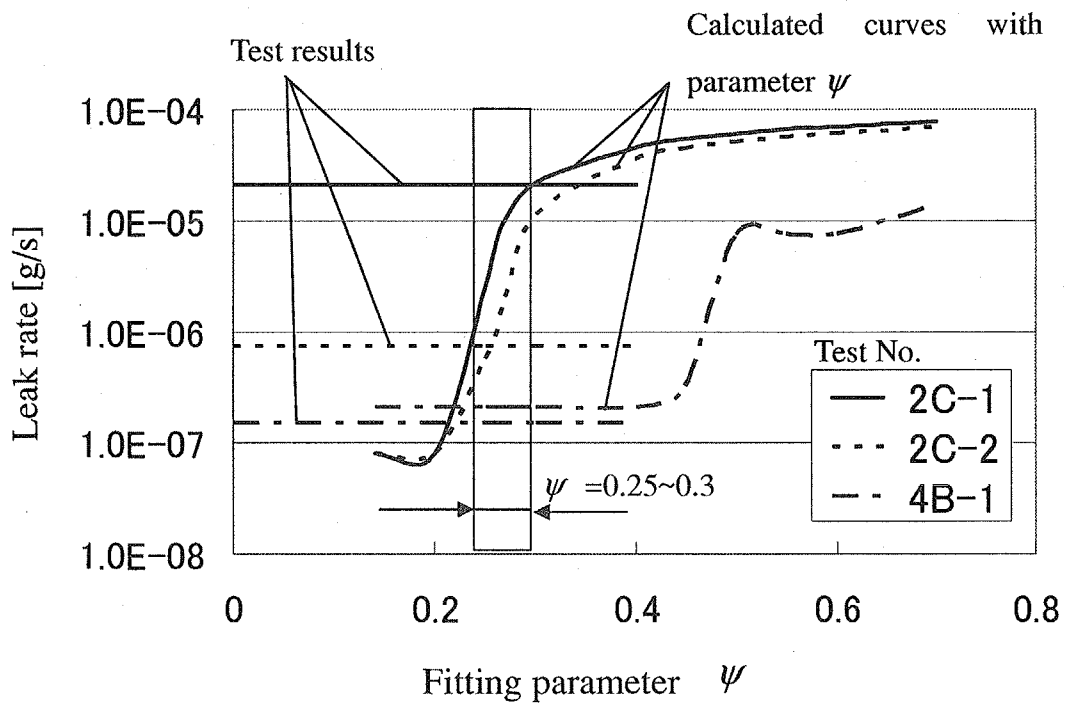


Fig. 2.18 Relation of leak rate and fitting parameter  $\psi$



## 2. 4 核融合反応を停止させる限界き裂長さおよび真空容器が不安定破壊を起こす限界き裂長さの評価

### 2. 4. 1 核融合反応を停止させる限界き裂長さ

これまで示してきたモデルを用いて、ITER 真空容器の貫通き裂によるリーク率を同定した。計算に使用した ITER の条件を表 2.8 に示す。最低限の荷重条件として、重力、冷却水圧力と地震の組合せを考え、電磁力は除外した。これは、核融合反応を停止させるのに必要なリークが発生するのに、小さな応力の方が長いき裂を必要とするからである。板が引張応力状態にある場合、き裂が十分に成長すると表面側のき裂長さは板厚の3倍程度になることは良く知られている<sup>12)</sup>。従って、計算に用いた水側のき裂半長は90mm (板厚 60 mm x 3 / 2) とし、貫通側 (プラズマ側) のき裂半長  $a^*$  を変数として扱った。解析結果から、図 2.19 に示すように貫通き裂半長が約 1mm のときにリーク率は 0.088 g/s を超えることが明らかとなった。従って、プラズマを消滅させるき裂の全長は、約 2mm と結論される。

**Table 2.8 Parameters for assessment of water leak rate of ITER vacuum vessel**

| Parameters                              | Value                   |
|---|-------------------------|
| Water temperature                       | 373 K                   |
| Water pressure                          | 1.1 MPa                 |
| Vacuum pressure                         | $1.0 \times 10^{-5}$ Pa |
| Young's modulus                         | 186 GPa                 |
| Yielding stress                         | 234 MPa                 |
| Applied stress                          | 100 MPa                 |
| Fitting parameter                       | 0.27                    |
| Half crack length at front (water) side | 90 mm                   |
| Half crack length at back (vacuum) side | parameter               |

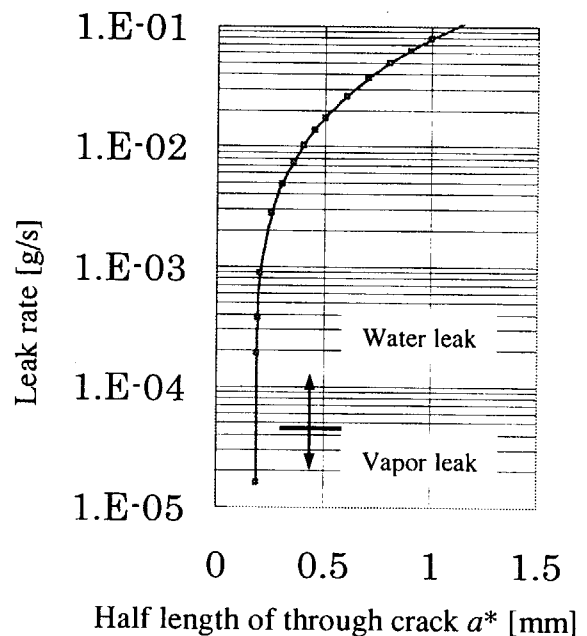
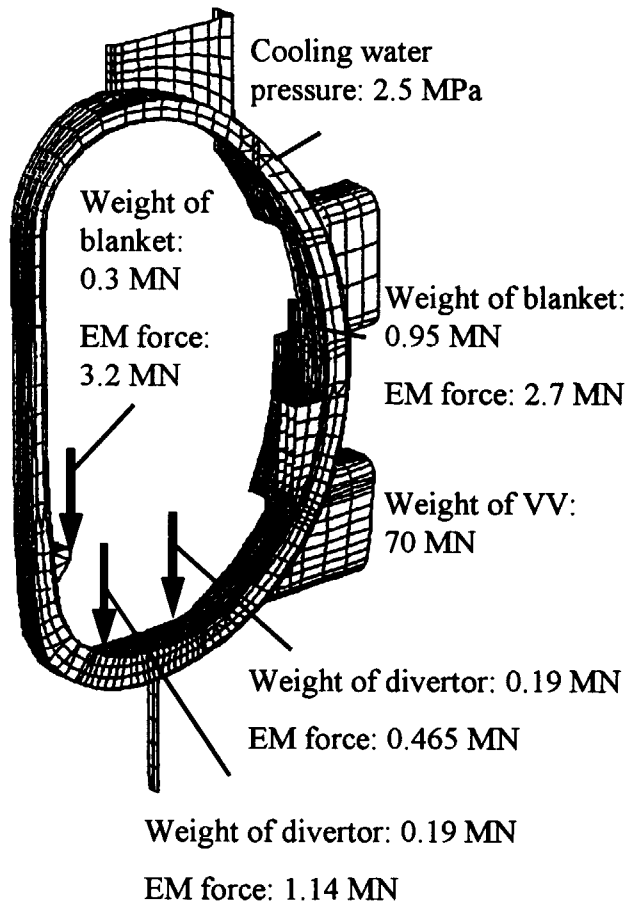


Fig. 2.19 Evaluation of leak rate under present ITER design conditions

## 2. 4. 2 真空容器が不安定破壊を起こす限界き裂長さ

ITER 真空容器のトロイダル方向に 1/40 分割した 3 次元 FEM モデルを用いて、最も厳しい VDE 時の電磁力を考慮した応力解析を実施した<sup>13)</sup>。解析モデルと荷重条件を図 2.20 に示す。荷重の組合せは、結果が保守的に得られるように最も厳しい条件を選択し、自重、冷却水圧、真空容器および容器内機器に VDE 時に発生する電磁力を同時に付加した。この図中に示されるブランケットおよびダイバータとは、容器内機器の名称である<sup>14)</sup>。解析結果から、図 2.21 に示すように最大応力として 138MPa が下部ポートの付け根に発生している。簡単のため、き裂が図 2.21 に示した最大応力点 P1 に発生し、評価ラインに沿って進展すると仮定する。評価ライン上の内壁の応力分布も併せて図 2.21 に示す。これから解るように、発生応力は膜応力が支配的であり、曲げ成分は小さい。ここでは、リブ等の不連続構造によりき裂の進展が拘束される影響は無視する。また、引張応力が支配的であるため、引張による開口モードのみを考慮し、曲げによる影響は考慮しない。

このときのき裂先端における応力拡大係数について、き裂長さを代表長さである隣接ポートまでの距離 1.77m (図 2.21 参照) で除した値で整理した結果を図 2.22 に示す。応力拡大係数の算出には、Dugdale モデルを基礎とし、境界要素法等の離散化手法により求めた応力拡大係数を多項式近似した、任意の位置に集中荷重が作用する帯板の端部き裂の式<sup>15)</sup>を参考とし、集中荷重を評価ラインに沿った応力に置き換え、これを評価ラインに沿って積分するという方法を用いた。応力拡大係数が材料の破壊靱性値に達すると、材料は破壊に至る。真空容器の材料である SUS316L 系は破壊靱性値が高く、100℃程度では母材で  $300 \sim 400 \text{MPa} \cdot \text{m}^{0.5}$ 、TIG 溶接部においても 1 割程度の低下が見られるのみである。図 2.22 から理解されるように、き裂が大きくなると応力拡大係数が急激に増大する傾向があるため、十分に保守的に図の変曲点付近となる  $150 \text{MPa} \cdot \text{m}^{0.5}$  を限界値であるとして評価を行った。これは破壊靱性値の半分以下の値である。極めて保守的に応力拡大係数がこの限界値に達するとき裂は急激に進展し破壊に至ると考え、真空容器が不安定破壊を起こす限界き裂長さは約 400mm (き裂長さ/代表長さ=0.22) 以上と結論する。



Performed for 1998 FDR model (1/40 sector)

Fig. 2.20 Analysis model and loading conditions of ITER VV

**This is a blank page.**

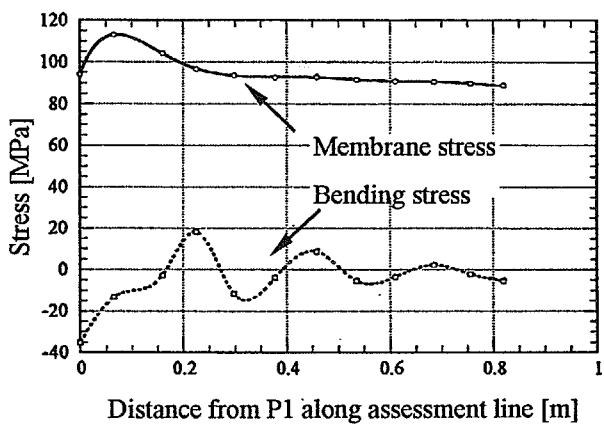
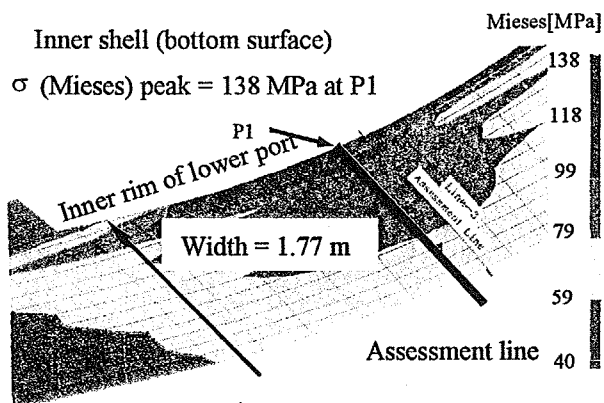


Fig. 2.21 Location of the maximum membrane stress and assessment line

This is a blank page.

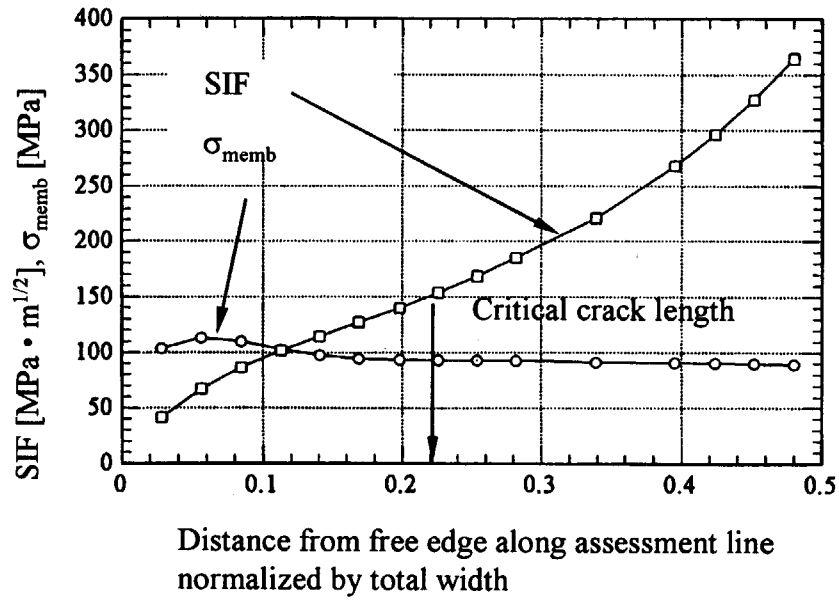


Fig. 2.22 Estimated stress intensity factor at the tip of the crack along the assessment line

## 2. 5 第2章のまとめ

ITER のようなトカマク型の核融合装置は核融合反応停止に関わる固有の安全性を有する可能性がある。プラズマは貫通き裂からの微小な冷却水リークにより自然に消滅する。加えて、トリチウムや放射化物質の閉じ込め障壁である ITER 真空容器は、高い延性を持つ材料で製作される。これらの有利な特徴を利用し、放射性物質の予期しない放出を防止するため、放射性物質を閉じ込める真空容器の構造的健全性を保証することを試みた。障壁のき裂より生じるわずかな水リークにより、プラズマディスラプションが発生する。プラズマディスラプションは、真空容器に作用する電磁力を発生させる。ただしこのリークによる電磁力は、プラズマが消滅してしまうので一度しか作用しない。真空容器が貫通き裂を有した状態で一度の電磁力に耐え、不安定破壊を起こさないとしたら、障壁の構造安全性は保証でき、固有の安全性を示すことが出来る。

このため、プラズマを消滅させるき裂長ささと真空容器が不安定破壊を起こすき裂長ささを比較し、真空容器の構造安全性を評価した。核融合反応を停止させるリーク率は 0.088 g/s と算出された。このような小さなリーク量を発生させる貫通き裂のき裂長ささを同定するために、き裂開口変位算出のためにき裂先端での塑性挙動を考慮し、リーク経路のアンジュレーションの効果も取り入れた新しいモデルを提案した。このモデルはき裂長さ 1mm から 7mm の複数の貫通疲労き裂を付与した試験片により貫通き裂から真空中への水リーク量を実測する実験により検証した。このモデルによりプラズマを消滅させるき裂長さは約 2mm であることが明らかとなった。一方、ITER 真空容器が不安定破壊するき裂長さは約 400mm であることを示した。これらの結果から、核融合反応を停止させるき裂長さは、障壁の不安定破壊を起こすき裂長さよりはるかに小さいことが理解できる。従って、ITER 真空容器は、貫通き裂が存在しても水リークにより核融合反応は自動的に停止し、その状態で発生するプラズマディスラプションおよび派生する電磁力にも破壊することなく耐えることが結論される。これにより、ITER 真空容器の構造安全性は保証でき、核融合反応停止に関わる固有の安全性があることが示された。

この固有の安全性の立証により、従来軽水炉等で必要とされた供用中非破壊検査が不要となり、核融合装置の維持管理について大幅な合理化の提案が可能。他、核融合装置のハザードポテンシャルの低さを示す一つの重要な特徴として安全確保の考え方も合理化することができた。ここで提案した貫通き裂



からのリーク率の解析モデルと、評価手法は真空容器の構造安全性を保証する上で大変有効である。本論文で示したような人為的な運転停止操作を伴う必要のない真空容器の安全性確保の手法を、従来は能動的な運転停止措置を伴う概念として配管のためにのみ用いられてきた LBB 手法の一種として位置づけることを最後に提案したい。

**Nomenclature**

|                   |   |
|-------------------|---|
| $A$               | : crack opening length approximated as a rectangular slit       |
| $A_R$             | : crack opening area ( $A \cdot B$ )                            |
| $B$               | : crack opening displacement approximated as a rectangular slit |
| $E$               | : Young's modulus   |
| $G_V$             | : mass flow rate of vapor                                       |
| $G_W$             | : mass flow rate of water                                       |
| $L_e$             | : entrance length   |
| $L_{effect}$      | : effective leak path length                                    |
| $L_{O_2}$         | : leak rate of oxygen into plasma                               |
| $L_V$             | : flow length of vapor (See Fig. 2.1)                           |
| $L_W$             | : flow length of water (See Fig. 2.1)                           |
| $L_\lambda$       | : undulation pitch  |
| $L_{\lambda,ave}$ | : average undulation pitch                                      |
| $M$               | : molecular weight (18 g/mol for water)                         |
| $N_{elbow}$       | : number of elbows in crack formed by undulation                |
| $P$               | : pressure in test chamber                                      |
| $P_0$             | : pressure of cooling water (See Fig. 2.1)                      |
| $P_b$             | : vacuum pressure (See Fig. 2.1)                                |
| $P_l$             | : water side pressure at water / vapor interface (See Fig. 2.1) |
| $P_S$             | : saturation vapor pressure (See Fig. 2.1)                      |
| $Q$               | : leak rate of water or vapor                                   |
| $Q_W$             | : volume flow rate of the water                                 |
| $R$               | : gas constant (461.5 J/kg•K for water)                         |
| $Re$              | : Reynolds number   |
| $R_{max}$         | : maximum height of irregularities                              |
| $Se$              | : effective pumping speed for water                             |
| $S$               | : surface tension of water (See Fig. 2.1)                       |
| $T_V$             | : temperature of vapor  |
| $Ve$              | : effective volume in test chamber                              |
| $V_p$             | : plasma volume   |
| $2a$              | : crack length of front side (See Fig. 2.2)                     |

- $2a^*$  : crack length of back side (See Fig. 2.2)  
 $m$  : evaporation rate  
 $n_i$  : average ion density  
 $q_h$  : heat flow from environment to water / vapor interface  
 $q_{lh}$  : latent heat removed by evaporation  
 $t$  : thickness of the wall (See Fig. 2.1)  
 $x$  : position in crack along length of the crack (See Fig. 2.2)  
 $\Delta T$  : temperature difference  
 $2\delta$  : crack mouth opening displacement (CMOD) defined by Eq. (10) or (11)  
 (See Fig. 2.2)  
 $2\delta_e(\xi)$  : crack mouth opening displacement (CMOD) at position  $x$  by elastic theory  
 $2\delta_p(\xi)$  : CMOD at position  $x$  calculated by Goodier's equation  
 $2\delta_R$  : crack opening displacement calculated by Rice's equation  
 $2\delta^*$  : effective CMOD in the crack  
 $\lambda_h$  : thermal conductivity of water  
 $\mu_w$  : coefficient of viscosity of water  
 $\mu_v$  : coefficient of viscosity of vapor  
 $\theta_{elbow}$  : angle of elbow in crack  
 $\rho$  : density of the cooling water  
 $\sigma_{ap}$  : applied tensile stress (See Fig. 2.2)  
 $\sigma_y$  : yielding stress  
 $\tau_{imp}$  : impurity confinement time  
 $\psi$  : the direction cosine of crack profile  
 $\zeta$  : pressure loss coefficient in water flow region

## 参考文献

- 1) ITER Technical Basis, ITER EDA Documentation Series No. 24, IAEA, Vienna, (2002).
- 2) N.A. Uckan, S. Putvinski, J. Wesley, et al., "ITER Physics-safety Interface : Models and Assessment", Fusion Technology, **30**, 551(1996).
- 3) 池上英雄, 山中龍彦, 宮本健郎他, "核融合研究 I", 名古屋大学出版会, 25(1996).
- 4) D.E. Post, R.V. Jensen, C.B. Tarter, et al., "Steady-State Radiative Cooling Rates for Low-Density, High-Temperature Plasmas", Atomic Data and Nuclear Data Tables, **20**[5], 397(1977).
- 5) 機械工学便覧, 日本機械学会, A5-40(1987)
- 6) 熊谷寛夫, 富永五郎, 辻泰, 堀越源一, "真空の物理と応用", 裳華房, 東京 (1970)
- 7) M.D. German and V. Kumar, ASME, Journal of Pressure Vessel Technology, **105**, 290(1983).
- 8) E. Smith, "Leakage through an Irregular Crack in a Pressurized Component", Int. J. Pres. Ves. & Piping **38**, 333(1989) 333-339.
- 9) J.N. Goodier and F.A. Field, "Plastic Energy Dissipation in Crack Propagation", Metallurgical Soc. Confs., **20**, 103(1962).
- 10) J.R. Rice, Journal of Applied Mechanics, Transactions, American Society of Mechanical Engineers Series E, **35**, 379(1968).
- 11) T. Narabayashi, M. Fujii, K. Matsumoto, et al., Experimental study on leak flow model through fatigue crack in pipe, Nucl. Engng. Des., **128**, 17(1991).
- 12) 矢川元基編, "破壊力学", 培風館, 東京(1988)
- 13) Y. Neyatani, D. Tsuru, M. Nakahira, et al., "Study of decay heat removal and structural assurance by LBB concept of tokamak components", Proc. 18<sup>th</sup> IAEA Fusion Energy Conf., Sorrento, Italy, IAEA-CN-77/SEP/01 (2000).
- 14) ITER Final Design Report Cost Review and Safety Analysis, ITER EDA Documentation Series No. 14, IAEA, Vienna, (1999).
- 15) 豊貞雅宏, 丹羽敏男, "鋼構造物の疲労寿命予測", 共立出版, 東京(2001)

### 3 真空容器における特殊構造の構造技術基準

#### 受容性に関する研究

##### 3. 1 真空容器の構造上の特徴と特殊構造

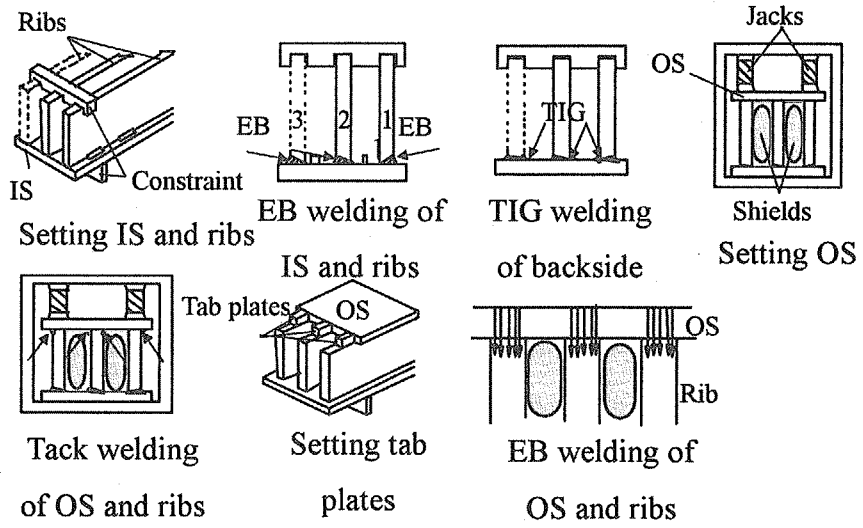
真空容器のリブ付き二重壁構造は、電磁力に対する構造強度と、プラズマの制御性のためのトロイダル方向の1周電気抵抗の双方を同時に確保するために採用している。真空容器は、周方向に分割されたセクター単位で工場製作され、現地でトロイダルフィールドコイル(TFコイル)と組み合わせた後、内壁および外壁をスプラインプレートを用いて溶接接続し、トーラス形状を形成する。

真空容器は、基本的に大型の板材を溶接により接続して製作する。基本製作手順として、二重壁の部分構造(セグメント)を製作し、これらを溶接接続して真空容器形状を作成する計画である。この手順は、各セグメントを製作する段階で、製作誤差を抑えあるいは調整し、取り扱い重量を低減する事が出来る上複数セグメント製作の並行作業が可能で製作工程を短縮することが出来る<sup>1)</sup>。

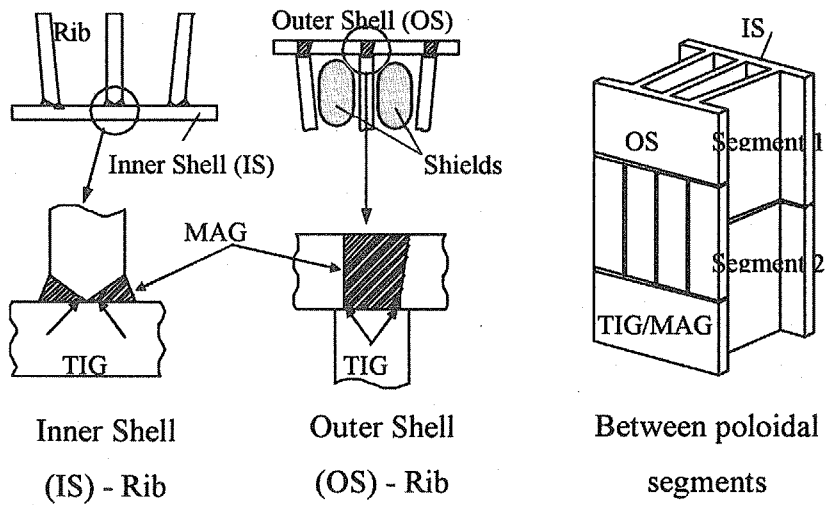
図3.1に2種類の異なる溶接法、電子ビーム(EB)溶接およびTIG溶接による二重壁セグメント製作の典型的な製作手順を示す。両手順ともまず内壁とリブを接続し、次に二重壁間の空間に中性子遮蔽体を挿入し、最終段階で外壁をリブに溶接する。この手順により、内壁と内壁-リブの接続は両側アクセスにより高品質の溶接が可能で、放射性物質の物理障壁でもあり、高真空を確保する上で最も重要な内壁の機能要求を十分に確保することが出来る。一方、外壁とリブを接続するT字溶接継手については、裏側へのアクセスが不可のため片側からの溶接となり、リブをT字として突き合わせとするには大型で3次元形状をもつ部品の組立精度を考えると現実的ではない。また、第2章の図2.21内壁の応力を示しているが、外壁にも同様な傾向で応力が発生するため、外壁も膜応力主体であり、外壁の板厚方向には未溶着部を回避すべきである。更に、万一リブが部分的に外壁から外れたとしても、(1)冷却流路間の水の漏洩であり、放射性物質が外に出ることはない、(2)第1章の1.1節で説明したように、電磁力は一様でなく、局所的にしか強い力は働かないため、リブが長手方向に連続的に破壊することはない、ということが出来る。これらを総合的に判断してリブ

の厚み方向に部分溶け込みとする継手とした。

図3.2に種類の異なる溶接方法による部分溶け込み型T字溶接継手の例を示す。双方とも非溶着部の長さは5mm以下に制御している。これらの継手は外壁側から超音波（UT）により検査を実施する。このため、検査性を改善するためにEB溶接による継手に見られる中央部の非溶着部は、EBにより溶け込ませるか、リブ先端形状を凸型として中央部に非溶着部を設けない構造をとる計画である。溶接方法は、十分な引張強度と疲労強度を確保できる方法を選択する。このため、この継手形状の受容性の評価のために継手効率や疲労強度減少係数を明らかにすることが重要となる。また、すきま腐食に対する感受性の特性評価が必要となる。



(a) Procedure using Electron Beam (EB) welding



(b) Procedure using TIG / MAG welding

Fig. 3.1 Fabrication procedure of double-wall structure

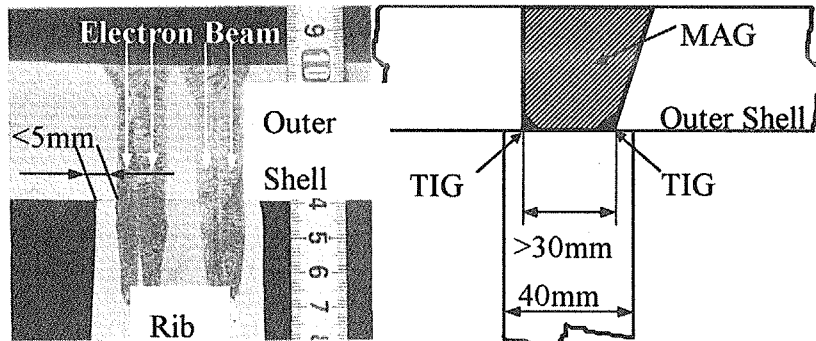


Fig. 3.2 Example of partial penetration T-welded joint

### 3. 2 特殊なT字継手の継手効率および疲労強度減少係数

真空容器の実規模セクターモデルの製作が行われ、図3.3に示す溶接継手を適用した。実規模モデルの製作の目的は、巨大なトーラス形状容器セクターの製作・組立手順の実証と製作精度の確認である<sup>2,3)</sup>。同時にT字継手の引張および疲労試験を実施し、採用候補となる溶接手順や開先形状の成立性を確認するために図3.4に示すような大型の非平滑試験片を用いて継手効率および疲労強度減少係数を取得した。通常の平滑試験片を用いなかったのは、部分溶け込み溶接継手に関しては形状効果が大きいためであり、更に条件を実機に合わせるため実大の試験片とした。材料は真空容器に使用するSUS316Lステンレス鋼を用いた。試験片は板厚や溶接部の板厚方向については機械加工せず、受け入れ材のままの状態で行った。T字継手に関しては、図3.4(b)に示すように溶接部の反対側に把持部である補助板を溶接し、試験体に供した。強度試験は、溶接継手がT字であり、非溶け込み部がリブの板厚方向にあることから、リブの板厚方向に垂直に引っ張る方向で実施した。溶接手法のスクリーニングとして、継手形状の“a1”、“ae”、“ce1” および母材について引張試験を実施し、継手形状“ae”、“ce1” および“d1”について引張疲労試験<sup>4)</sup>を実施した。継手“a1”および“ae”は完全溶け込み溶接の継手であり、“a1”は初層をTIG溶接、残層をMAG溶接した継手（TIG/MAG継手）、“ae”は電子ビーム（EB）溶接による継手である。継手“ce1”は外壁を貫通するように電子ビームを撃った部分溶け込み溶接で、壁貫通EB溶接継手である。また継手“d1”は、TIG/MAG溶接による部分溶け込み溶接継手である。これらの継手形状は、新規開発技術である部分溶け込み溶接継手の成立性を確認するために選択した。MAG溶接は、TIG溶接に比べて品質が劣ることが解っているが、溶着速度が大きく、工程短縮とコスト削減に有利であるため試験には取り入れた。

引張試験はクロスヘッド速度一定で行い、試験温度は室温、200℃、300℃とした。試験結果を表3.1に示す。継手効率は全断面で評価した引張り強さを、JIS G 4305に規定されている規格材料SUS316Lの最小引張り強さで除して求めた。また絞りは、のど部の断面で評価を行っている。これらの詳細定義は、表3.1に併記した。継手“a1”および“ae”は、継手効率100%以上と十分な強度を示した。また、継手“ce1”は、非溶け込み率が30%すなわち、溶け込み部の面積がおよそ70%しか無いにも関わらず、継手効率は93%と高い強度を示した。従って、これらの継手は全て実用に際して極めて有望であると言える。



疲労試験は、継手“ce1” および “d1” については非溶け込み部からのき裂伝播が支配的であるため、応力比 $R=0$ で片振りの荷重制御により実施した。これは、実際の荷重形態にも一致し、疲労評価上も安全側の評価となる。一方完全溶け込み継手の“ae”は、試験機への過負荷を避けるため、応力比 $R=-1$ で完全両振りの変位制御で実施した。試験温度は全て室温である。通常疲労強度は平均応力の影響を除くように、修正グッドマン線図を用い補正して評価するが、本試験においては得られたデータをそのまま使用して設計曲線(design curve)との比較を行った。これは、修正グッドマン線図による補正は本来平滑試験片に対して用いられるものであり、今回のような大型非平滑試験片に直接適用はできないためである。また、平均応力が存在する場合疲労強度は低下するため、補正を行わないことは保守的な評価を与える。加えて、大型非平滑試験片による疲労試験の場合は、標準試験片データの最適曲線(best fit curve)上になく、設計曲線の4～5倍程度で破損したと言われており、これは形状効果や表面効果によるものと考えられる<sup>5)</sup>。

試験結果から、継手“ae”、“ce1”、“d1”に対する疲労強度減少係数 $K_f$ は、それぞれ2, 5, 6と求められた。 $K_f$ は、試験結果から得られたプロット点に対し、応力(縦軸)方向に係数を乗じ、設計曲線よりも上に来るような係数を求めることにより得た。設計曲線は、SUS316L母材の平滑試験片による最適曲線から、ASME Sec.III Appendix III Article III-2200に従い、応力方向に係数2、疲労回数方向に係数20の余裕をとり、安全側に評価されるように求めたものである。図3.5に試験結果にこれらの $K_f$ を乗じた後のプロットと、設計曲線および最適曲線を示す。試験片が非平滑大型試験片であることを考慮すると、適切な溶接品質の元ではこれらの部分溶け込み溶接継手の $K_f$ は4～5程度と見込まれるため、“ae”は十分、“ce1”は境界線上、“d1”は不採用と結論づけられる。応力比による試験の保守性を考慮すると、“ce1”は候補として確保する価値が十分あると考えられる。

結論として、MAG溶接はその溶接品質が向上しない限り真空容器への適用を見送るべきであろうと考えるが、部分溶け込み溶接自体は、十分な強度を有していると言える。

Table 3.1 Tensile test results of T-welded joints

| Type            | Elongation* <sup>1</sup><br>(%) | Reduction of<br>area* <sup>2</sup> (%) | Maximum load<br>(kN) | Tensile<br>strength* <sup>3</sup><br>(MPa) | Joint<br>efficiency* <sup>4</sup><br>(%) |
|-----------------|---------------------------------|--|----------------------|--|--|
| Base            | 92.3                            | 74                                     | 879                  | 538  | -  |
|                 | 93.4                            | 73                                     | 890                  | 545  |  |
|                 | 92.4                            | 73                                     | 886                  | 542  |  |
| a <sub>1</sub>  | 66.6                            | 75                                     | 897                  | 555  | 116                                      |
|                 | 64.3                            | 76                                     | 894                  | 556  |  |
|                 | 66.0                            | 75                                     | 893                  | 555  |  |
| a <sub>e</sub>  | 88.8                            | 74                                     | 889                  | 546  | 114                                      |
|                 | 92.8                            | 75                                     | 890                  | 548  |  |
|                 | 90.5                            | 76                                     | 891                  | 548  |  |
| c <sub>e1</sub> | 35.3                            | 42                                     | 672                  | 451  | 93                                       |
|                 | 26.2                            | 48                                     | 668                  | 449  |  |
|                 | 25.6                            | 40                                     | 670                  | 450  |  |

Temp = RT.

Ratio of non-penetration on c<sub>e1</sub> was about 30%.

\*<sup>1</sup> Elongation (%) = (L2-L1)/L1

L1 : Gauge length before test

L2 : Gauge length after test

\*<sup>2</sup> Reduction of area (%) = (A1-A2)/A1

A1 : Neck area (mm<sup>2</sup>)

A2 : Fracture section area (mm<sup>2</sup>)

\*<sup>3</sup> Tensile strength = Maximum load (N) / A0

A0 : Total section area (mm<sup>2</sup>)

\*<sup>4</sup> Joint efficiency = Ave(tensile strength) / Su

Su : Minimum tensile strength of base metal defined in the JIS G4305

| Location                                     | Type | Joint                            |
|--|------|----------------------------------|
| IS-Rib<br>Factory                            | a1   | TIG<br>(+MAG)*<br>TIG<br>(+MAG)* |
|  | a2   | TIG<br>(+MAG)*<br>TIG            |
|  | ae   | EB<br>TIG                        |
| IS-IS<br>Factory                             | b1   | TIG<br>TIG                       |
|  | b2   | TIG(+MAG)*                       |
| OS-Rib<br>Factory                            | c1   | TIG(+MAG)*                       |
|  | c2   | TIG(+MAG)*                       |
| Fabrication<br>of each<br>block              | ce1  | EB                               |
|  | ce2  | EB                               |
| OS-Rib<br>Factory<br>Connection<br>of blocks | d1   | TIG(+MAG)*                       |
|  | d2   | TIG(+MAG)*                       |

| Location                | Type | Joint             |
|-------------------------|------|-------------------|
| OS-OS<br>Factory        | e    | TIG(+MAG)*        |
| Rib-Rib<br>Factory      | f    | MAG<br>MAG        |
| OS-Port<br>Factory      | g1   | TIG(+MAG)*        |
|                         | g2   | TIG(+MAG)*<br>TIG |
| IS-Port<br>Factory      | h1   | TIG(+MAG)*        |
|                         | h2   | TIG(+MAG)*<br>TIG |
| IS/OS<br>Field          | i    | NG-TIG            |
| IS/OS-<br>Port<br>Field | e    | TIG(+MAG)*        |

(\*) MAG is used with TIG at the first layer or several layers. MAG can be used if it has a equivalent or better quality compared with TIG or MIG.

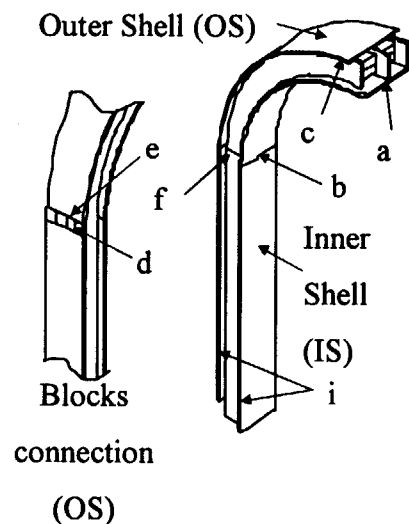
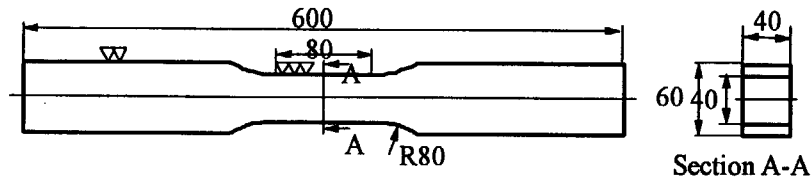
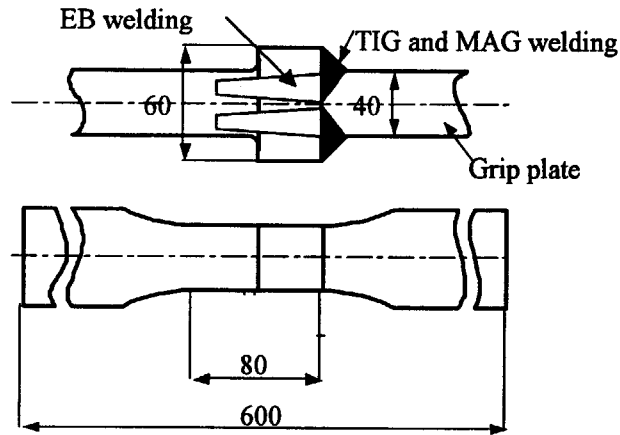


Fig. 3.3 Welding joints used for a mockup fabrication

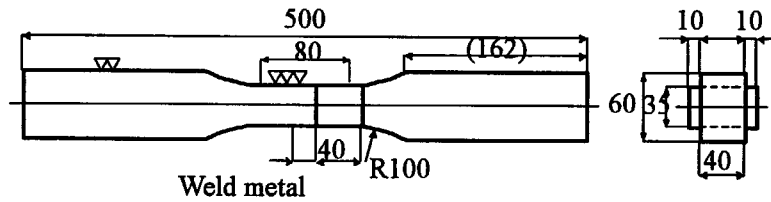
This is a blank page.



(a) Tensile test piece of base metal



(b) Tensile and fatigue test piece of partial penetration T-joint



(c) Fatigue test piece of full penetration joint

Fig. 3.4 Test pieces for tensile and tensile fatigue tests

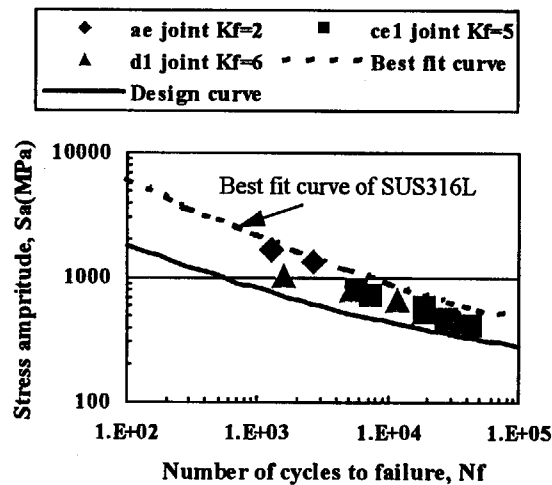


Fig. 3.5 Fatigue reduction factor for T-welded joints

This is a blank page.

### 3.3 特殊なT字継手のすきま腐食感受性評価

#### 3.3.1 すきま腐食感受性評価試験の概要

ITER 真空容器は、二重壁構造となっており、二重壁内部に冷却水を使用することが想定されている。この二重壁の外壁と補強リブの溶接継手には、部分溶け込み溶接が採用される予定であるが、この継手の冷却水に接する部分に、溶接に起因する、長さ5mm以下、すきま0.5mm以下のすきまが生じる。冷却水の水質などの環境条件によっては、このすきま部にすきま腐食の発生が懸念されている。したがって、この溶接継手すきま部の、すきま腐食感受性を評価する必要がある。

金属材料の局部腐食については、特定の環境/材料の組み合わせごとに孔食、すきま腐食、応力腐食割れのそれぞれの局部腐食の生起に対する臨界電位( $V_c$ )が存在し、これよりも高い(貴な)電位域では局部腐食生起の可能性があるが、より低い(卑な)電位域ではその可能性がない。したがって、当該材料/環境系における局部腐食臨界電位( $V_c$ )と定常腐食電位( $E_{SP}$ )とを比較することにより、局部腐食に対する材料の可使用条件範囲を定量的に明らかにすることができる。すなわち、 $E_{SP}$ が $V_c$ よりも高い領域(高塩化物イオン濃度領域)では局部腐食生起の可能性があるが、 $E_{SP}$ が $V_c$ よりも低い領域(低塩化物イオン濃度領域)ではその可能性がない。

局部腐食臨界電位( $V_c$ )は、定電位保持試験で局部腐食が発生しなくなる下限界の電位として本来定義される。したがって、局部腐食の発生/進展に対応して腐食電流が急激に立ち上がる電位としての動電位法局部腐食発生電位( $V'_c$ )とは区別される。ただし、孔食の場合には、動電位法における電位送り速度が十分遅ければ、 $V_{c,PIT}=V'_{c,PIT}$ が成立するから、通常は $V'_{c,PIT}$ で代表できる。一方、すきま腐食の場合は、定常法(定電位保持法)で求めたすきま腐食臨界電位( $V_{c,CREV}$ )と、動電位法で求めた $V'_{c,CREV}$ とが一致しない( $V'_{c,CREV}>V_{c,CREV}$ )が、すでに進展しつつあるすきま腐食の進展が停止する電位としての腐食すきま再不働態化電位( $E_{R,CREV}$ )は $V_{c,CREV}$ と一致する( $E_{R,CREV}=V_{c,CREV}$ )から、 $E_{R,CREV}$ をもって臨界電位を代表できる<sup>6)</sup>。

ここでは、すきま腐食臨界電位概念に基づき、ITERの通常運転中の冷却条件である150℃の運転温度、200℃でのベーキング温度および異常時点検用の乾燥後の通水プロセスなどの環境を模擬し、加速のために濃度を高めた複数の塩化物イオン環境下において、実機溶接すきま部のすきま腐食感受性を評価した。具体的に

は、SUS316L 材から金属すきま試験片を作成し、上記条件のもとで、腐食すきま再不働態化電位 ( $E_{R,CREV}$ ) の測定を実施した。得られた塩化物イオン濃度依存性データと、当該環境の定常腐食電位の推定値から局部腐食臨界電位概念に基づき、ITER 溶接部のすきま腐食感受性を評価した。

### 3.3.2 ITER 真空容器の設計運転条件

#### (1) 構造材料

ITER 真空容器の構造材料としては、低炭素オーステナイト系ステンレス鋼 Type316-IG 材の使用が検討されている。その化学組成例を表 3.2 に示す。一般的に低炭素オーステナイト系ステンレス鋼は腐食に対する耐性が高く、特に 316L 系は応力腐食割れ(SCC)に対する感受性が低いとされている。しかし、すきまが存在する場合は不純物濃度が局所的に極めて高くなる可能性があり、その局所腐食感受性については別途評価する必要がある。

Table 3.2 Chemical composition of type 316 stainless steel  
planned to apply for ITER vacuum vessel

| Material   | Chemical composition (wt%) |      |      |        |       |               |               |         |    |               |    |
|------------|----------------------------|------|------|--------|-------|---------------|---------------|---------|----|---------------|----|
|            | C                          | Si   | Mn   | P      | S     | Ni            | Cr            | Mo      | Nb | N             | Co |
| SUS316L-IG | <0.03                      | <1.0 | <2.0 | <0.045 | <0.03 | 12.0-<br>15.0 | 16.0-<br>18.0 | 2.0-3.0 | -  | 0.06-<br>0.08 | -  |

#### (2) 水質条件

ITER の真空容器冷却系加圧水の水質はBWRと同程度に厳しく管理されることが予定されている。想定されている水質条件を表 3.3 に示す。



Table 3.3 ITER vacuum vessel cooling water chemical specifications

| Parameters                               | Specification |
|--|---------------|
| pH (at RT)                               | neutral       |
| Hydrogen (cm <sup>3</sup> /kg)           | 25            |
| Oxygen (ppm)                             | < 0.1         |
| Chloride and/or fluoride (ppm)           | < 0.005       |
| Hardness (Ca, Mg, etc.) (ppm)            | < 0.005       |
| Sulfate (ppm)                            | < 0.005       |
| Iron (ppm)                               | < 0.005       |
| Copper (ppm)                             | < 0.005       |
| Conductivity ( $\mu$ Siemens/cm at 20°C) | < 0.3         |
| Oil products, organic (ppm)              | < 0.1         |

## (3) 冷却水温度／圧力及び流速条件

表 3.4 に ITER の冷却水運転条件を示す。通常運転時は水温 100～150°C となるが、一般的に温度が高くなるに連れて  $E_{R,CREV}$  は卑化する(下がる)ので、試験としてはより高い温度を設定する。

Table 3.4 ITER vacuum vessel cooling water operation conditions

| Parameters                           | Specification |
|--------------------------------------|---------------|
| <b>1. Plasma operation</b>           |               |
| Inlet / outlet temperature (°C / °C) | 100 / 150     |
| Inlet pressure (MPa)                 | 2             |
| Flow speed (m/s)                     | 0.001–0.005   |
| <b>2. Baking</b>                     |               |
| Inlet temp x duration (°C x hrs)     | 200×100       |
| Inlet pressure (MPa)                 | 2.5           |
| Flow speed (m/s)                     | TBD           |

#### (4) ベーキング条件

ベーキングは2.4MPaの入口圧力下で200℃の水を使用して実施される。20年間の運転期間について下記条件が定められている。

ベーキング回数:10回/年で合計200回

ベーキング時間:10日(wall condition)/回

このベーキング運転において、溶接すきまのすきま腐食感受性に最も関わると想定されるのは温度条件であり、一般的に温度が高くなるに連れて $E_{R,CREV}$ は卑化する(下がる)ことから、通常運転よりは、すきま腐食が生起しやすい条件と考えられる。したがって、通常運転時の150℃条件と併せて、200℃条件における種々の塩化物イオン濃度環境での $E_{R,CREV}$ 測定によって、そのすきま腐食感受性を評価する必要がある。

#### (5) 乾燥後の通水プロセス

ITERシステムに何らかの異常が認められた場合に実施することが想定されている数種のプロセスがある。まず水抜きプロセスにおいては、ITER冷却水はを室温の乾燥窒素(あるいは空気)で置換される。また、乾燥プロセスでは、同様に約160℃の窒素ガスで置換される。また、リークテストの際には、室温のヘリウムガスが充填される。

このようなプロセスが実施された場合、考えられるケースとしては、乾湿繰り返しによる塩化物イオンの濃縮である。すなわち、乾湿繰り返しにより溶接すきま内部には高濃度塩化物イオン溶液、接するバルク溶液としての冷却水は低濃度塩化物イオン溶液という環境が成立する可能性がある。一般の室温環境においては、 $E_{R,CREV}$ はすきま内ではなくバルク溶液の塩化物イオン濃度によって支配されるから、すきま内塩化物イオン濃縮の影響は小さいものと考えられる。しかしながら、200℃条件下でのこれらの検討例はないから、人為的にすきま内塩化物イオン濃度を濃縮させたすきま付与試験片について $E_{R,CREV}$ 測定を実施し、通常のすきま付与試験片での結果と比較検討することによって、その影響の有無を確認しておく必要がある。

## (6) 真空容器の中性子照射条件と核発熱条件

真空容器の中性子照射条件と核発熱条件を表3.5にまとめる。腐食現象として注意しなければならないのは照射誘起応力腐食割れ(IASCC)であるが、これは軽水炉と同程度の水質で低炭素ステンレス鋼においては中性子フラックスが  $10^{24}$  n/m<sup>2</sup> 以下では著しく感受性が低くなり、ほとんど発生しないと言って良い。

Table 3.5 Neutron irradiation and nuclear heating of ITER vacuum vessel

|  |  |
|--|--|
| Neutron flux ( $E \geq 0.1$ MeV) (fluence) | $3 \times 10^{22}$ n/m <sup>2</sup> (3MWa/m <sup>2</sup> ) |
| $\gamma$ - ray                             | $< 3 \times 10^5$ R/h                                      |
| Nuclear heating                            | $< 1 \times 10^{-4}$ W/cc                                  |

## 3.3.3 局部腐食の基礎

## (1) 不働態と局部腐食

ここでは、ステンレス鋼を例として、代表的な局部腐食形態としての孔食及びすきま腐食について述べる。ステンレス鋼あるいは Ti 合金のように、通常の水環境で不働態域にある金属、合金を耐食金属材料と呼ぶ。すなわち、耐食金属材料は不働態にあるような環境を選んで、保護皮膜(不働態皮膜)との複合体として使用されるべきものであって、材料/環境の組み合わせを誤れば、耐食材料といえども激しい侵食を受けることがある。

このような適切な使用においても、なおかつ現れる環境側の攻撃が、孔食、すきま腐食、応力腐食割れなどの「局部腐食(localized corrosion)」である。水環境に必ず含まれる塩化物イオン(Cl<sup>-</sup>)はステンレス鋼にこのような局部腐食をもたらす代表的な有害イオンである。

金属材料の局部腐食については、特定の環境/材料の組み合わせごとに孔食、すきま腐食、応力腐食割れのそれぞれの局部腐食の生起に対する臨界電位、 $V_c$  が存在し、これよりも高い(貴な)電位域では局部腐食生起の可能性があるが、より低い(卑な)電位域ではその可能性がない。したがって、図 3.6 に模式的に示すように、当該材料/環境系における局部腐食臨界電位( $V_c$ )と定常腐食電位( $E_{sp}$ )とを比較す

ることにより、局部腐食に対する材料の可使用条件範囲を定量的に明らかにすることができる。すなわち、 $E_{SP}$  が  $V_c$  よりも高い領域(高塩化物イオン濃度領域)では局部腐食生起の可能性があるが、 $E_{SP}$  が  $V_c$  よりも低い領域(低塩化物イオン濃度領域)ではその可能性がない。

自然水環境である中性付近の水溶液中では、孔食臨界電位の pH 依存性は小さいから、図 3.7<sup>7,8)</sup>では横軸を pH の代わりに塩化物イオン濃度とした電極電位-[Cl<sup>-</sup>]濃度図上に室温の 304 鋼の孔食臨界電位を  $V'_{c,PIT}$  として描いた。孔食はすきまの内自由表面に生じる孔あき腐食であるが、実環境では往々にして構造上の、あるいは付着物下のすきま部における“すきま腐食”が問題になる。そのすきま腐食臨界電位も  $V'_{R,CREV}$  として併掲した。このように、一般にすきま腐食臨界電位は孔食臨界電位に比べてはるかに低い。そのうえ、実際の構造物にあっては、特殊な場合を除いて構造上の、あるいは付着物下のすきま構造の存在は不可避であるから、孔食よりもすきま腐食が問題になる。

局部腐食臨界電位( $V_c$ )は、図 3.8(a)に模式的に示すように、定電位保持試験で局部腐食が発生しなくなる下限界の電位として本来定義される。したがって、図 3.8(b)に示す動電位分極曲線において、局部腐食の発生/進展に対応して腐食電流が急激に立ち上がる電位としての動電位法局部腐食発生電位、 $V'_c$  とは区別される。ただし、孔食の場合には、動電位法における電位送り速度が十分遅ければ(例えば 20mV/min)、 $V_{c,PIT}=V'_{c,PIT}$  が成立するから、通常は  $V'_{c,PIT}$  で代表できる。一方、すきま腐食の場合は、定電位法(定電位保持法)で求めたすきま腐食臨界電位( $V_{c,CREV}$ )と、動電位法で求めた  $V'_{c,CREV}$  とが一致しない( $V'_{c,CREV}>V_{c,CREV}$ )。しかし、すでに進展しつつあるすきま腐食の進展が停止する電位として定義される腐食すきま再不働態化電位( $E_{R,CREV}$ )は  $V_{c,CREV}$  と一致する( $E_{R,CREV}=V_{c,CREV}$ )ため、 $E_{R,CREV}$  により臨界電位を代表できる<sup>6)</sup>。

腐食すきま再不働態化電位( $E_{R,CREV}$ )は図 3.9 に示すように、すきま試験片の往復分極実験から求められる。すなわち、ポテンシヨスタット(定電位電解装置)を用いて試験片を、自然浸漬状態からアノード方向(貴方向)に適当な電位送り速度(例えば 30mV/min)で分極し、腐食すきまの発生、進展に対応する腐食電流が観察されれば、定電位あるいは定電流保持により腐食すきまを適当に(例えば 200  $\mu$  A で 2h 保持)進展させる。その後は、逆のカソード方向(卑方向)に十分遅い速度で階段状分極(例え

ば 10mV/2h)する。この際、腐食すきまの進展に対応する電流の再増が認められたときは直ちに次の電位に移り、所与の保持時間(例えば 2h)の間に電流増加が認められなくなる電位をもって腐食すきま再不働態化電位( $E_{R,CREV}$ )と決定される。腐食すきま再不働態化電位測定は、複雑な電位操作の繰り返しであることから、マイクロコンピュータによる自動測定が広く行われている。腐食すきま再不働態化電位の意義、測定法などについては腐食防食協会の文献<sup>9)</sup>に詳しくまとめられている。

一方、ステンレス鋼の腐食電位は、局部腐食の発生がない限り時間と共に上昇し、長時間後に極めて貴な値の  $E_{SP}$  になり安定する。この  $E_{SP}$  は定常腐食電位と呼ばれるもので、その温度および pH 依存性を図 3.10 に示しておく<sup>10)</sup>。 $E_{SP}$  は、室温で -0.059V/decade の pH 依存性を示すが、合金種あるいは温度依存性は小さい。

70°C の中性塩化物水溶液環境における 304 鋼の腐食すきま再不働態化電位( $E_{R,CREV}$ )の測定例を図 3.11 に示す<sup>11)</sup>。図 3.10 に示したように、中性(pH=7)におけるステンレス鋼の定常腐食電位は  $E_{SP}=0.32V$  vs SHE であるから、両者の比較から 70°C における可使用限界塩化物イオン濃度は  $[Cl]_{CREV}=20\sim 30ppm$  と判定される。このように腐食すきま再不働態化電位  $E_{R,CREV}$  と定常腐食電位は  $E_{SP}$  を比較することにより、すきま腐食発生の下限界塩化物イオン濃度を求めることができる。また、ステンレス鋼の腐食すきま再不働態化電位は本質的に環境の pH の影響を受けない<sup>12)</sup>。

## (2) 局部腐食機構

水環境における不働態化ステンレス鋼の不働態皮膜は、塗覆装のような静的なものではなく、特に塩化物イオンなどの存在下では、局所的破壊と修復が繰り返されながら動的に維持されているものである。この皮膜破壊と修復による軽微な腐食速度は不働態保持電流として観察し得るが、通常は無視できるほど小さい。図 3.12 に概念図を示すように、すきま腐食の開始過程は(1)溶存酸素の消費、(2)これに伴う通気差電池の成立、(3)塩化物イオン濃度の上昇と pH の  $pH_d$ (脱不働態化 pH)以下への低下からなる。不働態保持電流に見合うカソード反応としての溶存酸素還元反応の進行は、当初はすきま内外とも同じであるが、狭い入口を通しての物質移動が制限されるすきま内部では沖合からの溶存酸素の補給が制限されるため、酸素は結局消費尽くされる。その後は、カソード反応はすきま外表面でのみ起こることになって、アノード(すきま内)とカソード(外表面)との場所的分離が成立する。これを必要条件として、す

すきま内塩化物イオン濃度が上昇すると同時に、すきま入口を通しての物質移動が制限されるために、金属イオンはすきま内にさらに蓄積し、加水分解反応を起こして水素イオンを放出し、すきま内溶液の pH を低下せしめる。これらが進行すると、ついにはすきま内で当該材料が脱不働態化するような高塩化物イオン濃度かつ低 pH の液性条件が達成され、すきま内における継続的アノード溶解を外表面のカソード反応が支えるという図式が成立し、すきま腐食と呼ばれる局部腐食が起きることになる。

結局、図 3.13 に模型を示すが、すきま内の脱不働態化条件の維持の成否は、すきま内への金属イオンの溶出速度としてのすきま内活性態溶解速度  $I_w$  とすきま入口を通しての沖合への物質移動との競合で決まることになる。 $I_w$  と電極電位とは単調な正の相関があるから、すきま構造(すきまの閉塞度)に応じて、必要な  $I_w$  を保証する電極電位としてのすきま腐食臨界電位が存在することになる。

上述の機構に従うと、すきま腐食臨界電位はすきまの閉塞度が緩いほど高くなり、無限に緩いすきまが自由表面の孔食ということになる。すなわち、孔食の生起過程では、自由表面における不働態皮膜が塩化物イオンの攻撃によって局所的に破壊されたときに生じる小孔がすきまとして働き得ることを保証するほどに高い電極電位を必要とすることになる。このように、すきまの閉塞度の観点から見ると、孔食は、幅広い閉塞度条件をもちうるすきま腐食の一つの特定な場合といえることができる。

### (3) 局部腐食対策

以上、ステンレス鋼を例にして局部腐食の概要を述べてきたが、Ti 合金<sup>13~16)</sup>あるいはアルカリ塩化物水溶液環境における炭素鋼<sup>17)</sup>の場合も同様である。

ひとたび局部腐食が生起すると、その進展速度は概して大きいから、局部腐食に対してはその発生の防止が肝要である。上述のように、 $E_{sp}$  と局部腐食臨界電位  $V_c$  との比較により可使用条件範囲を決定できるから、 $E_{sp} < V_c$  となるような材料/環境の組み合わせを選択することが第一義的に重要である。このために、高級材料の選定による高  $V_c$  化、脱気あるいはカソード防食による低  $E_{sp}$  化などの対策が現実にとられている。また、すきま腐食に対してはすきま構造、ガスケット材質の変更などによりすきまの閉塞度を軽減して、高  $E_{R,CREV}$  化を図る対策もとられている。

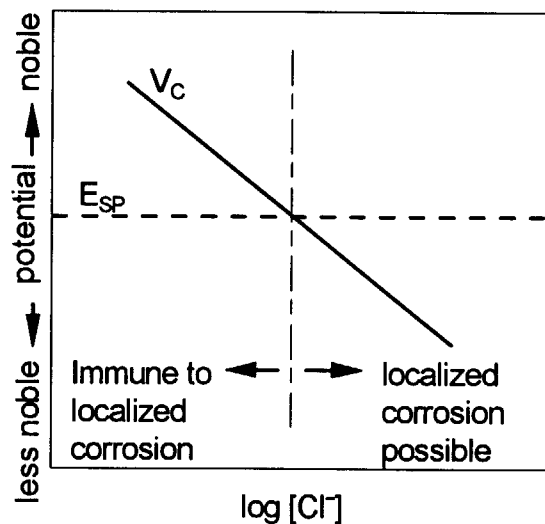


Fig. 3.6 Schematic view of localized corrosion immunity identification by comparison of critical potential for localized corrosion,  $V_C$ , and steady-state corrosion potential in the pertinent environment of the target material,  $E_{SP}$ .

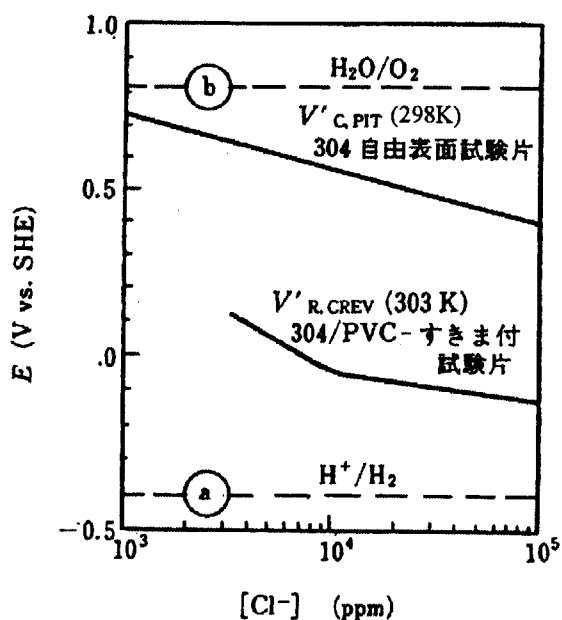


Fig. 3.7 Example of measured results of critical potential for pit,  $V'_{C,PIT}$ , and critical potential for crevice,  $V'_{R,CREV}$ , about type 304 stainless steel

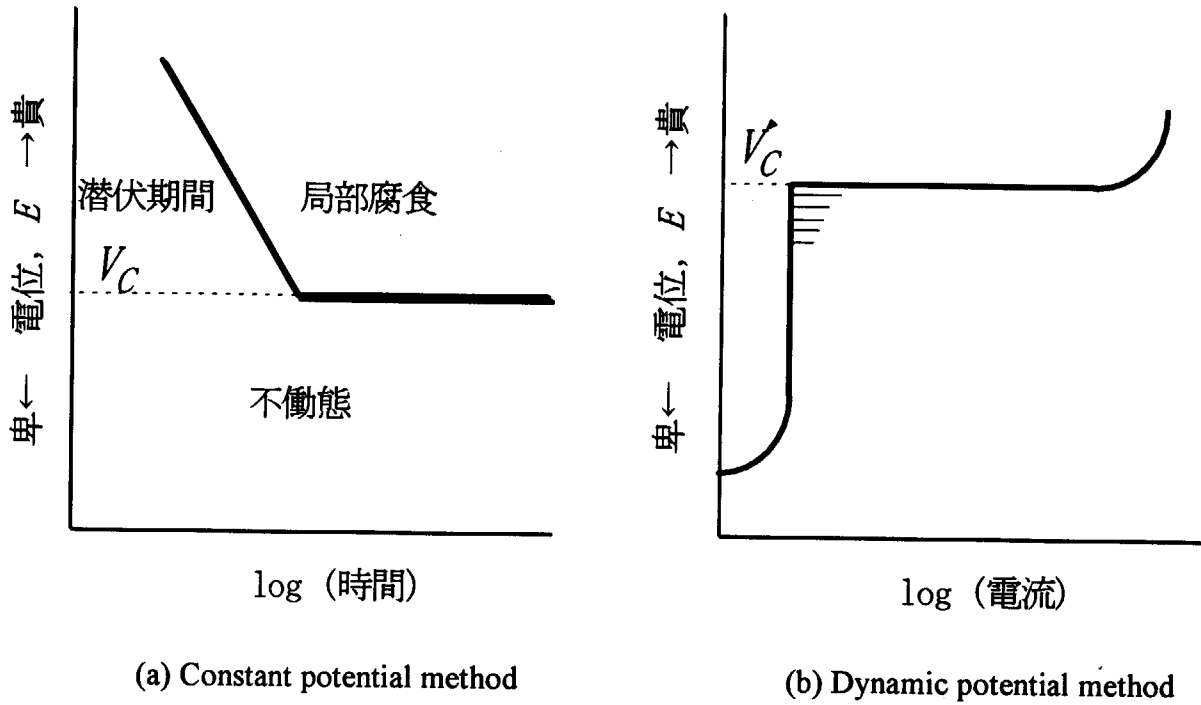


Fig. 3.8 Identification of critical potential for localized corrosion,  $V_c$

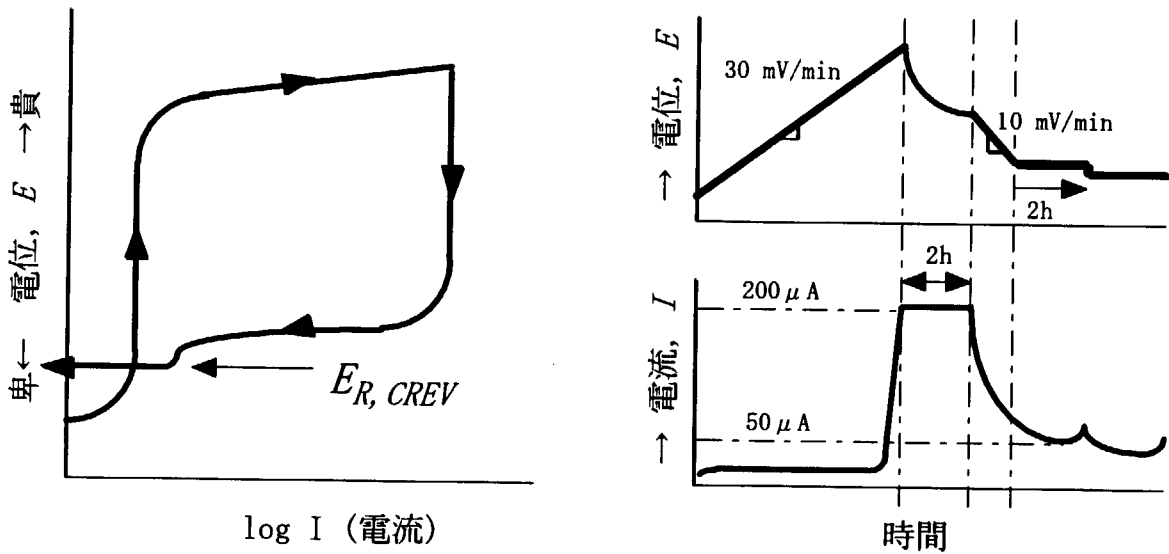


Fig. 3.9 Schematic view of identification of corrosion-crevice repassivation potential,  $E_{R,CREV}$ , by bi-directional polarization test



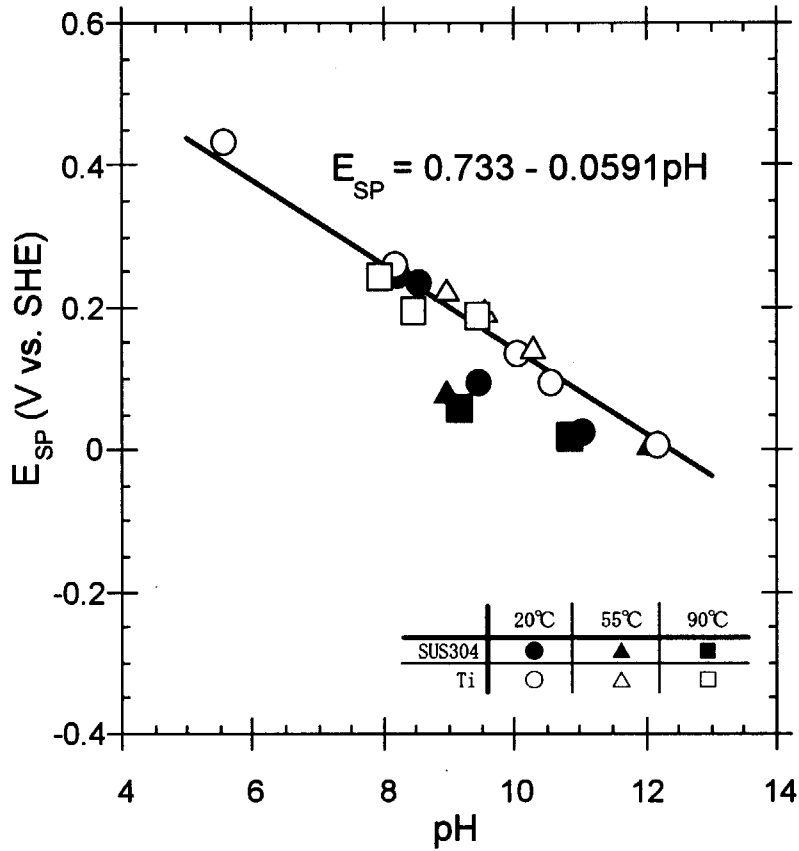


Fig. 3.10 Relation of  $E_{SP}$  of stainless steel and titanium to temperature and pH

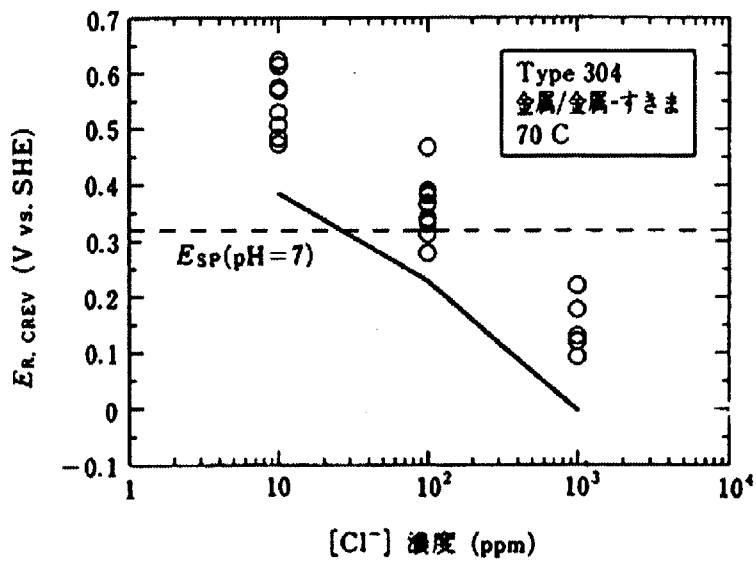
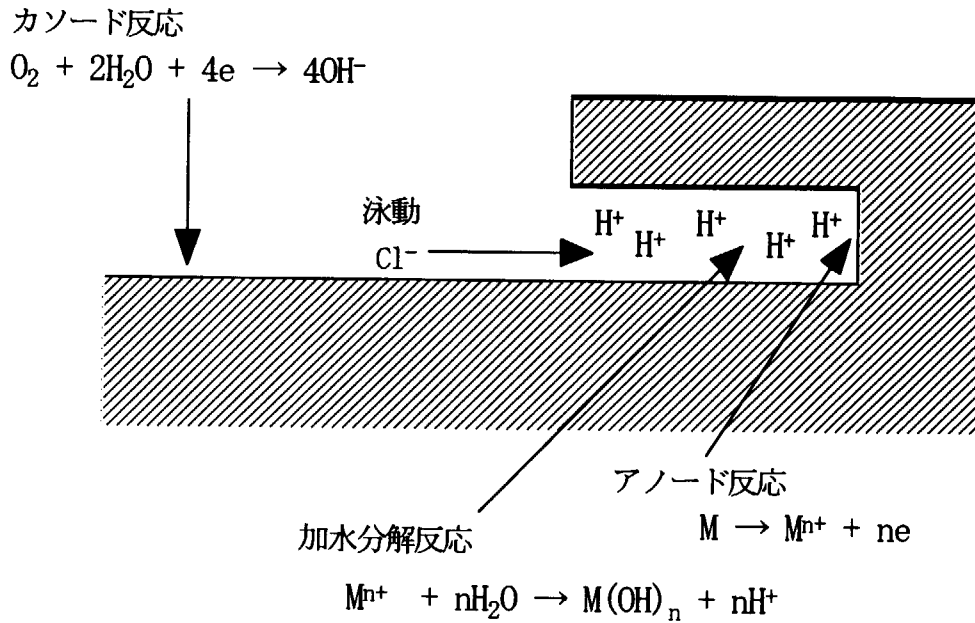


Fig. 3.11 Example of measured results of corrosion-crevice repassivation potential,  $E_{R,CREV}$ , of type 304 stainless steel under the neutral chloride water solution of 70° C



- (1) すきま内での $O_2$ 枯渇
- (2) アノード/カソードの場所的分離
- (3) すきま内 $[Cl^-]$ 濃度の上昇とpH低下

Fig. 3.12 Schematic model of crevice corrosion process

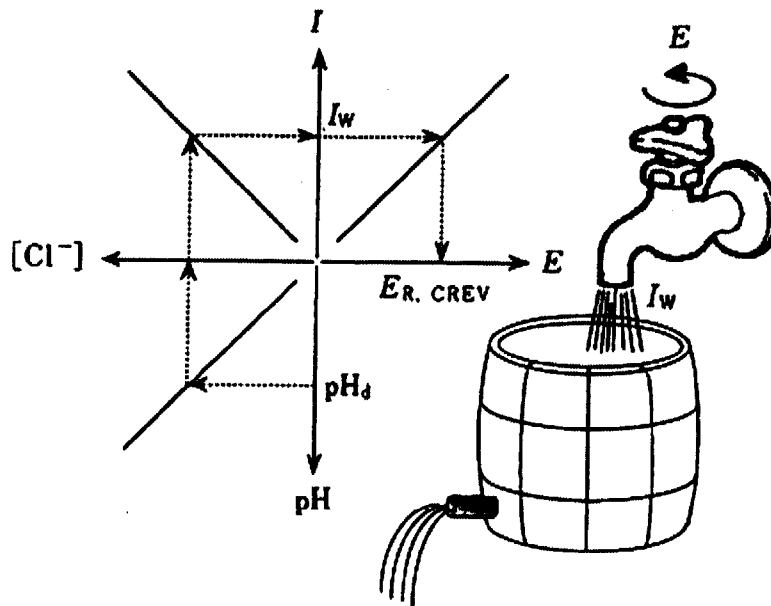


Fig. 3.13 Cartoon to simulate the crevice corrosion to explain critical potential

### 3.3.4 試験方法

以下の条件で、腐食すきま再不働態化電位、 $E_{R,CREV}$  を測定する。この測定値が、定常腐食電位、 $E_{SP}$  より高い場合はすきま腐食が発生しないことに着目して、当該環境における、すきま腐食生起下限界[Cl<sup>-</sup>]濃度を明らかにして、ITER 溶接部のすきま腐食感受性を評価する。

#### (1) 供試材

供試材としては、市販の SUS316L 材を用いた。その化学成分を表 3.6 に示す。すきま試験片としては、a)溶接すきま付き試験片、ならびに b)Metal/Metal すきま試験片の 2 種を試験に供した。

Table 3.6 Chemical composition of material used for test

|                              | Chemical composition (%) |       |       |        |        |                  |                  |                |
|------------------------------|--------------------------|-------|-------|--------|--------|------------------|------------------|----------------|
|                              | C                        | Si    | Mn    | P      | S      | Ni               | Cr               | Mo             |
| SUS316L                      | 0.013                    | 0.47  | 0.89  | 0.023  | 0.001  | 12.07            | 17.54            | 2.14           |
| Standard<br>(JIS G4304-1991) | <0.030                   | <1.00 | <2.00 | <0.045 | <0.030 | 12.00 -<br>15.00 | 16.00 -<br>18.00 | 2.00 -<br>3.00 |

#### a) 溶接すきま試験片

下記の Metal/Metal すきま試験片(金属すきま試験片)による試験結果を検証するために、比較用試験片として溶接すきま試験片を試験に供した。上述の供試材について図 3.4 に示した実機と同様の実物大の電子ビームによる部分溶け込み溶接継手を作製した後、機械加工により図 3.14 に示すような 20×30×10t (mm)の旗部を持ち、柄の長さが 200mm の旗型試験片を作製した。同図にみるように、本試験片は下面から 10mm の位置に 20mm×5mm の溶接すきま部を有する。この溶接すきま付き試験片について、試験前に表面を#600 まで湿式研磨した後、アルコール脱脂を行い、柄の先端に SUS 製 1φリード線を接続し、図 3.15 に示すように、試験面以外を熱収縮チューブで被覆したものを試験に供した。なお、試験前には使用する

試験溶液に浸し、すきま部に試験溶液を浸透させてから、試験セル(オートクレーブ)に設置した。

#### b) Metal/Metal すきま試験片(金属すきま試験片)

ごく一般的な Metal/Metal すきま試験片(金属すきま試験片)を試験に供した。すきま幅の制御が困難な溶接すきま試験片に対し、本試験片はボルトで金属同士を閉め込むことにより、最も密着度が高い状態をつくることができる。一般的にすきま幅は小さいほど腐食感受性が高くなるため、すきまの幅に関しては最も保守的に評価が可能となる。供試材は表 3.6 に示す材料から切り出し、溶接すきま付き試験片と同材とした。機械加工により、図 3.16 に示すような  $24 \times 30 \times 2t$  (mm)の旗部を持ち、柄の長さが 180mm の旗型試験片を作製した。また、同じ供試材から図 3.17 に示すような  $20 \phi \times 3t$  (mm)の SUS316L 製ワッシャを機械加工により作製した。これらの、旗型試験片およびワッシャを試験前に #600 まで湿式研磨およびアルコール脱脂した後、試験溶液で濡らした状態で図 3.18 に示すように Ti-Gr.1 製の M4 六角ボルト・ナットで両者を締め付け、旗部/ワッシャ間にすきまを形成させた。締め付けトルクについては、その値にかかわらず安定な  $E_{R,CREV}$  が測定でき、かつ十分に保守的な評価となる設定値として  $0.4\text{kgf}\cdot\text{m}^{18)}$ を選定した。柄の先端に SUS316L 製  $1 \phi$ リード線を接続し、試験面以外を熱収縮チューブで被覆したものを試験に供した。

#### (2) 塩化物濃縮を模した SUS316L 金属すきま試験片

乾燥後の通水プロセス条件でのすきま腐食感受性を評価するための、塩化物濃縮を模した SUS316L 金属すきま試験片は次のようにして作製した。

3.3.4 (1) b)の Metal/Metal すきま試験片と同様に、供試材から SUS316L 旗型試験片ならびに SUS316L ワッシャを切り出し、#600 まで湿式研磨した後アルコール脱脂した。室温において、飽和 NaCl 水溶液を別途作製し、マイクロピペットを使用して、旗型試験片試験面とワッシャとの併せ部分に  $10 \mu\text{L}$ (リットル)塗布した後、ワッシャを併せた。次いでもう一方の併せ面にも同様に飽和 NaCl 水溶液を  $10 \mu\text{L}$  塗布してワッシャを併せ、Ti-Gr.1 製の M4 六角ボルト・ナットで両者を締め付けることにより、旗部/ワッシャ間に塩化物濃縮を模したすきまを形成させた。これを一旦乾燥させた後、オートクレーブにセットした。締め付けトルクは 4.1 b)項と同様に  $0.4\text{kgf}\cdot\text{m}$ とした。

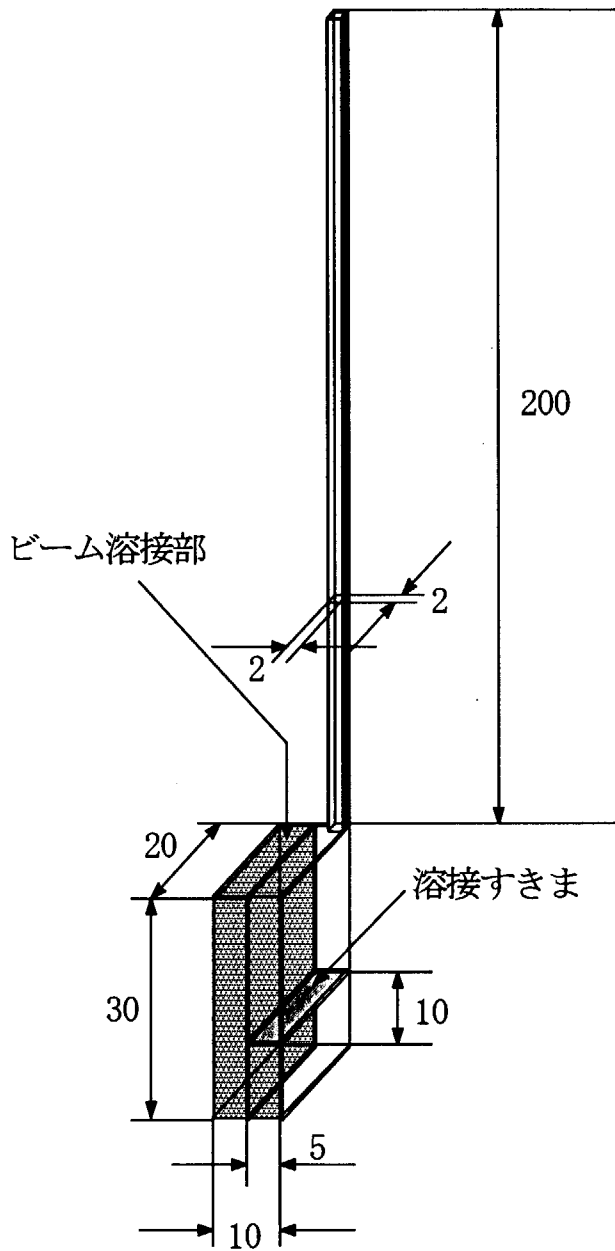


Fig. 3.14 Welded crevice test piece

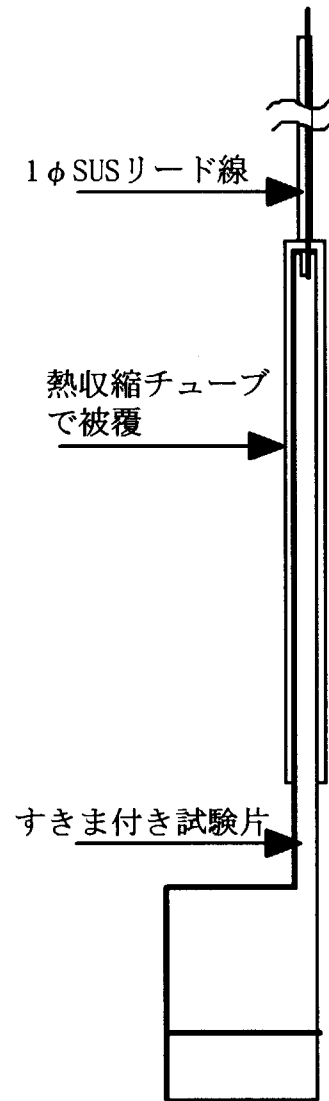


Fig. 3.15 Preparation applied to the test piece

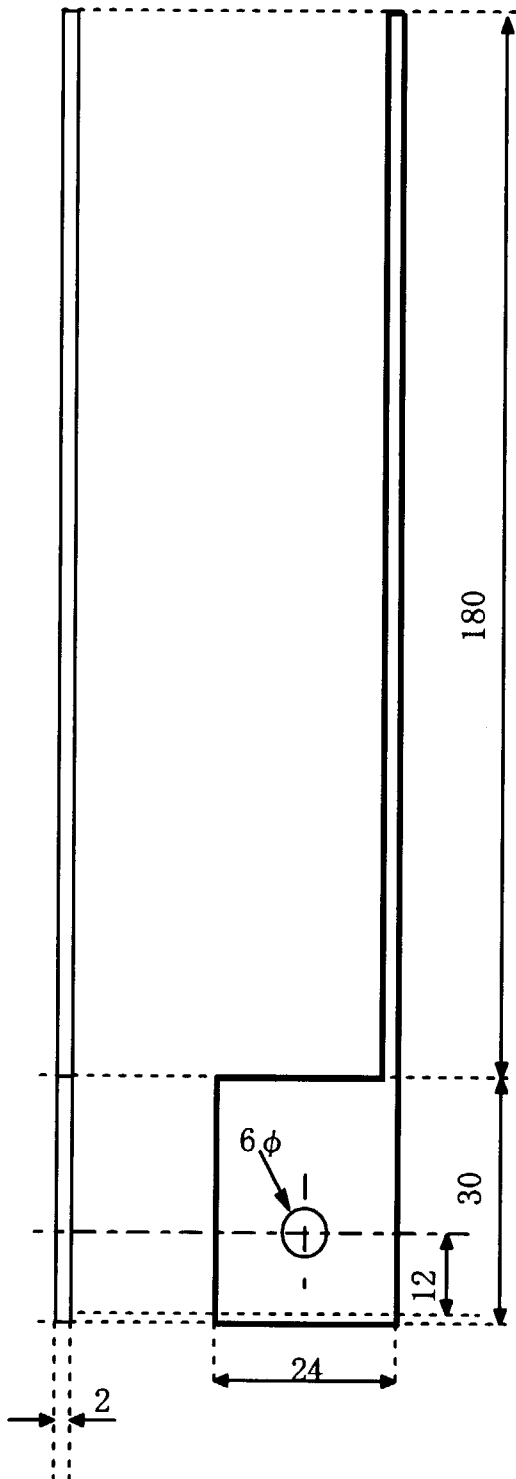


Fig. 3.16 Flag-shaped test piece as a part of metal/metal-crevice made of SUS316L

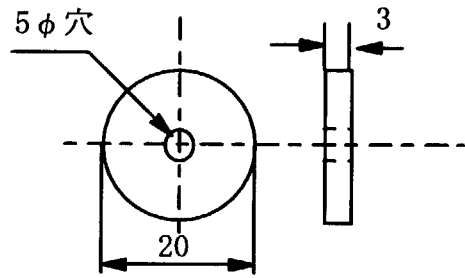


Fig. 3.17 Washer used as metal/metal-crevice test piece made of SUS316L

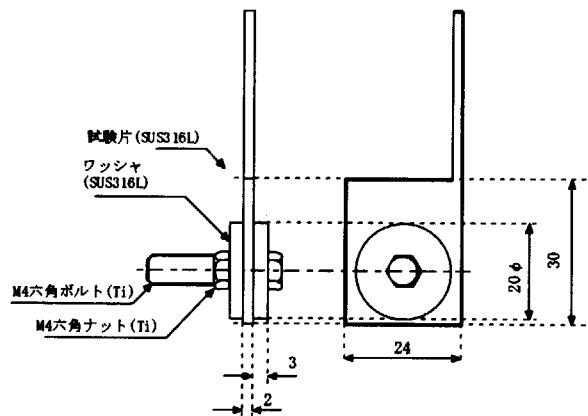


Fig. 3.18 Metal/metal-crevice test piece

## (3) 試験溶液および試験温度

試験溶液は塩化ナトリウム(NaCl)水溶液とした。塩化物イオン濃度は 5, 100, 1000, 10000ppm の 4 種類で試験を実施した。試験溶液はイオン交換水に試薬特級塩化ナトリウム(NaCl)を所定量加えることにより作製した。なお、5ppm[Cl<sup>-</sup>]条件については、電気化学測定に必要な電気伝導度を試験溶液に付与するために、支持塩として Na<sub>2</sub>SO<sub>4</sub>を[SO<sub>4</sub><sup>2-</sup>]=1000ppm となるように添加した。

試験温度は 150°C 及び 200°C とし、静水型のオートクレーブを用いて試験を実施した。試験中はオートクレーブを密封するが、150°C におけるオートクレーブ内の内圧は 5kgf/cm<sup>2</sup> 程度、200°C におけるオートクレーブ内の内圧は 15kgf/cm<sup>2</sup> 程度である。

## (4) 試験手順

試験は基本的に以下の手順で実施した。

- ① すきま付き試験片を、対極としての白金電極と共に、オートクレーブ蓋部ホルダーにセットする。
- ② オートクレーブ釜部に、所定の濃度の試験溶液を 425mL 注入した後、オートクレーブ蓋部と接続し、ボルト締めをする
- ③ オートクレーブ内の試験溶液に、窒素ガスを 2 時間吹き込むことにより溶液の脱酸素(脱気)を行う。
- ④ オートクレーブを密封して 200°C まで加熱する。
- ⑤ 自然腐食電位を所定時間測定した後、試験片の電位を自然腐食電位からアノード方向(貴な方向)に所定の電位送り速度(例えば 30mV/min)で、動電位分極する。(以下、phase1 と称する)
- ⑥ 腐食すきまの発生、進展に対応する電流が観測され、その電流値が所定の値(例えば 200 μ A)に達したら、その電流値で定電流保持(例えば 200 μ A/2h 保持)することにより、腐食すきまを進展させる。(以下、phase2 と称する)
- ⑦ その後は、逆のカソード方向(卑な方向)に、十分遅い速度で階段状分極(例えば 10mV/2h)する。この際、腐食すきまの進展に対応する電流の再増が認められたときは直ちに次の電位に移り、所与

の保持時間(例えば 2h)の間に電流増加が認められなくなる電位をもって腐食すきま再不働態化電位、 $E_{R,CREV}$  と決定する。(以下、phase4 と称する)

- ⑧ 終了後の試験片を観察し、目的とする溶接部すきま以外に腐食が生起していないことを確認し、 $E_{R,CREV}$  値を確定する。

なお、一般的に試験の種類や条件によっては、phase2 の定電流保持の後に、試験片の電位をカソード方向(卑な方向)に所定の電位送り速度(例えば 10mV/min)で、動電位分極する(phase3 と称する)こともあるが、本試験においては phase3 は使用していない。また、本試験での phase1~4 は、予備検討により各々を適切な設定にして試験を実施した。

図 3.19 に腐食すきま再不働態化電位測定に用いた試験装置概要図を示す。



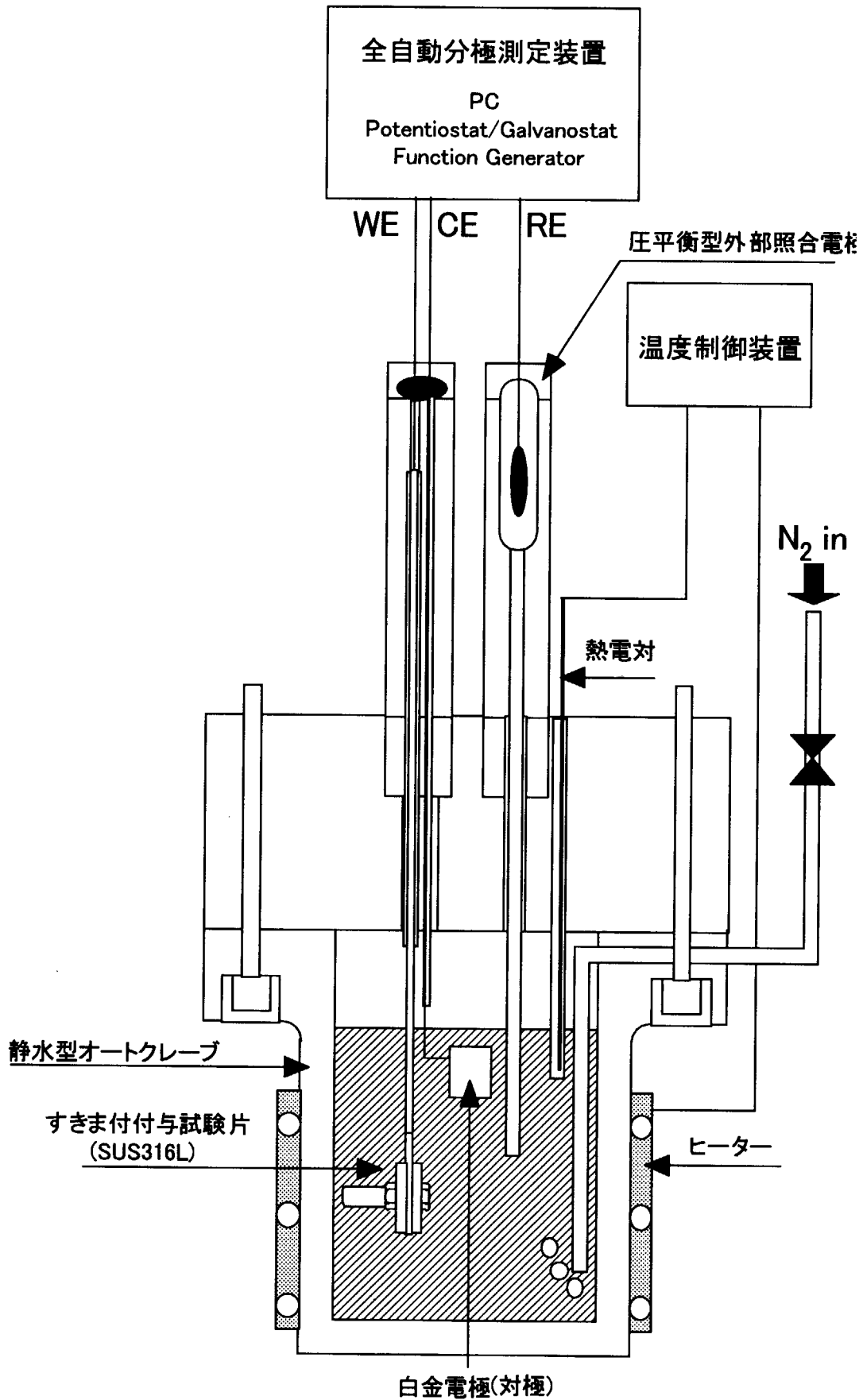


Fig. 3.19 Schematic view of test device for measuring corrosion-crevice repassivation potential

### 3.3.5 試験結果および考察

#### (1) 溶接すきま試験片の品質確認

はじめに作製した溶接すきま試験片についての調査を実施した。作製した試験片は計26本(A-1～A-13, B-1～B-13)である。A,Bの区別は、板をT字型に電子ビーム溶接した際にリブの左右にすきまが出来るが、この左右のすきまを区別したものである。

まず、試験片のすきま部の目視および光学顕微鏡観察を実施した。すきま部の明瞭さに関して、明瞭な順に○△×で表3.7に示した。表に見るように、大半の試験片は初期状態ではすきま部が確認できず、すきま部がつぶれてしまっているものが多かった。しかしながら、粗めの研磨紙(#320 程度)によって再度研磨をしていくことにより、徐々にすきま開口部が確認されるようになった。代表例として、No.A-8の試験片を再研磨し、すきま開口部を明瞭にした状態外観写真を図3.20に示した。また、すきま開口部の拡大写真(x50)を図3.21および図3.22に示した。すきま開口幅は60～100 $\mu$ m程度であった。

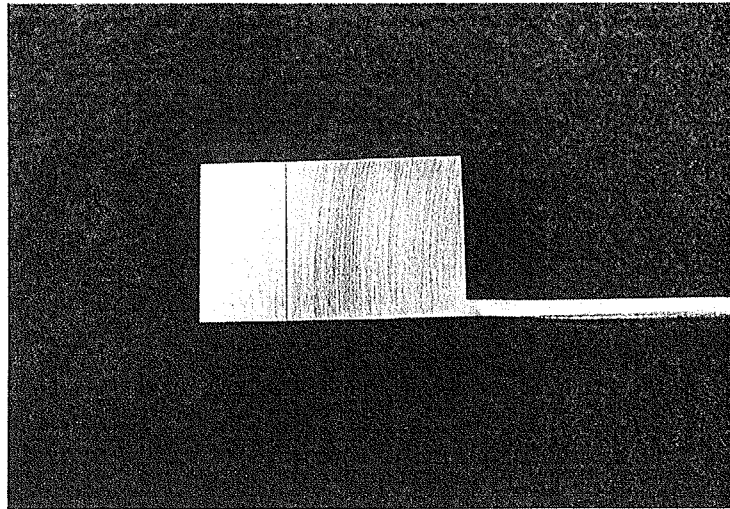
なお、表3.7で初期状態で表面および側面のいずれにもすきま開口部が確認されなかったものは、加工不良のためすきま開口部が存在しないと判断し、試験には用いなかった。また、A-7およびB-12は、初期状態でわずかにすきま開口部が確認されたものの、再研磨してもそれ以上明瞭になることはなかったため、試験には用いなかった。試験に用いなかった試験片は表3.7に網がけの上NGと表記した。

Table 3.7 Result of quality check about welded test piece

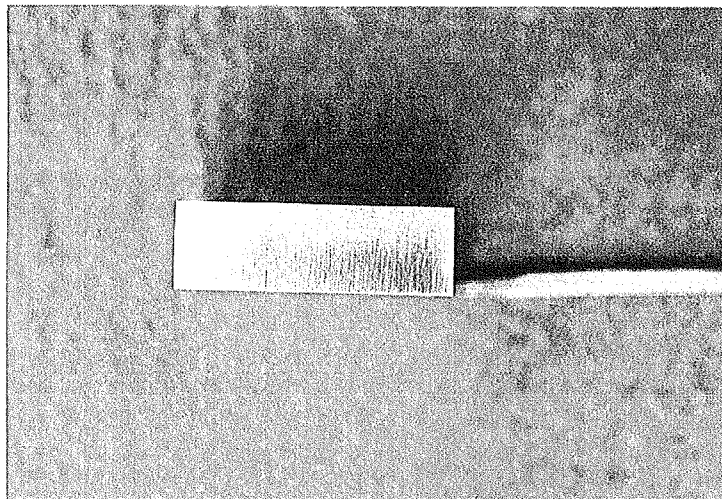
| Lot No. | Length (mm) | Visual check result of initial crevice opening on front surface | Visual check result of initial crevice opening on side surface | Remark |
|---------|-------------|---|--|--------|
| A-1     | 4.9         | ○   | ○  |        |
| A-2     | 5.0         | △   | ○  |        |
| A-3     | 5.0         | △   | ○  |        |
| A-4     | 4.9         | ○   | ○  |        |
| A-5     | 4.9         | ○   | ○  |        |
| A-6     | 4.9         | ○   | ○  |        |
| A-7     | 5.3         | ×   | △  | NG     |
| A-8     | 5.4         | ×   | ○  |        |
| A-9     | 5.7         | △   | △  |        |
| A-10    | 5.7         | ×   | △  |        |
| A-11    | 5.6         | △   | △  |        |
| A-12    | -           | ×   | ×  | NG     |
| A-13    | 5.9         | ×   | ○  |        |
| B-1     | -           | ×   | ×  | NG     |
| B-2     | 5.9         | ×   | ○  |        |
| B-3     | -           | ×   | ×  | NG     |
| B-4     | -           | ×   | ×  | NG     |
| B-5     | 5.1         | ×   | ○  |        |
| B-6     | -           | ×   | ×  | NG     |
| B-7     | -           | ×   | ×  | NG     |
| B-8     | -           | ×   | ×  | NG     |
| B-9     | 5.0         | ×   | △  |        |
| B-10    | -           | ×   | ×  | NG     |
| B-11    | -           | ×   | ×  | NG     |
| B-12    | 5.0         | ×   | △  | NG     |
| B-13    | -           | ×   | ×  | NG     |

This is a blank page.

Front view



Side view 1



Side view 2

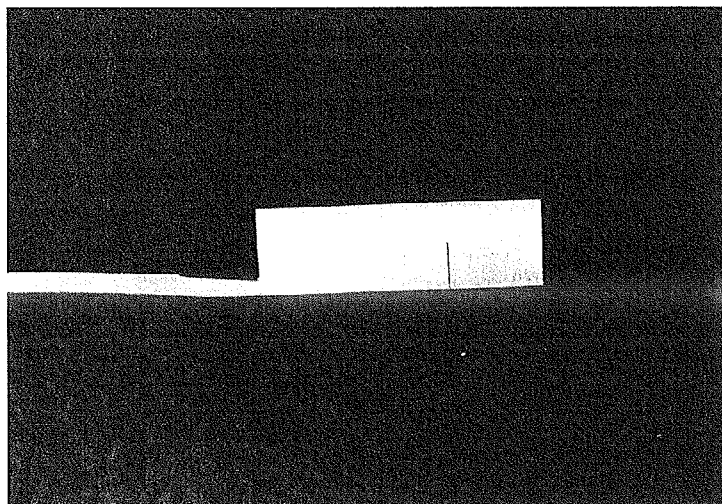


Fig. 3.20 Photo showing welded crevice test piece on opening surface (A-8, before test, polished with #600 paper)

This is a blank page.

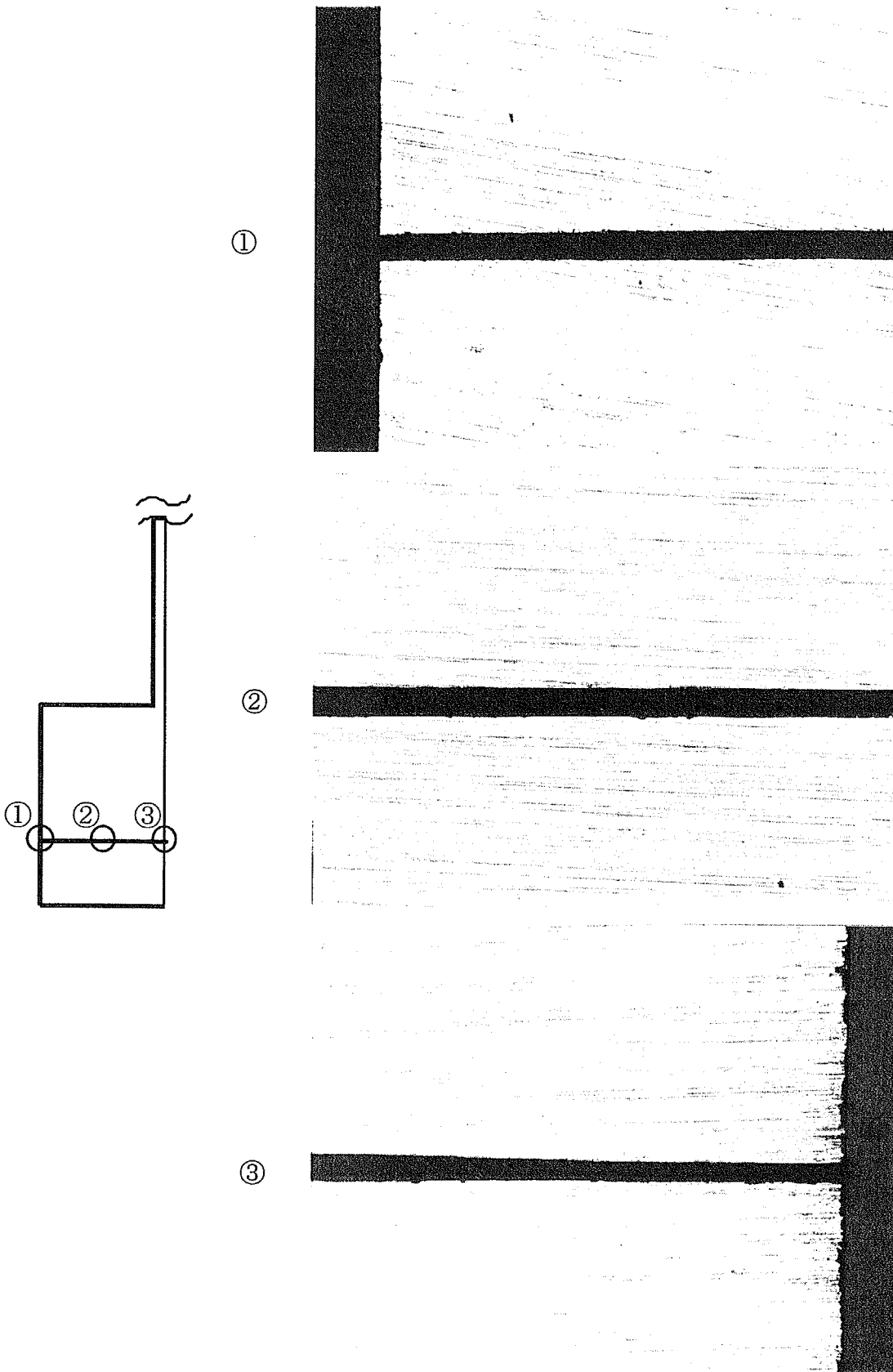


Fig. 3.21 Photo of magnified view of crevice opening on opening surface (A-8, x50)

This is a blank page.



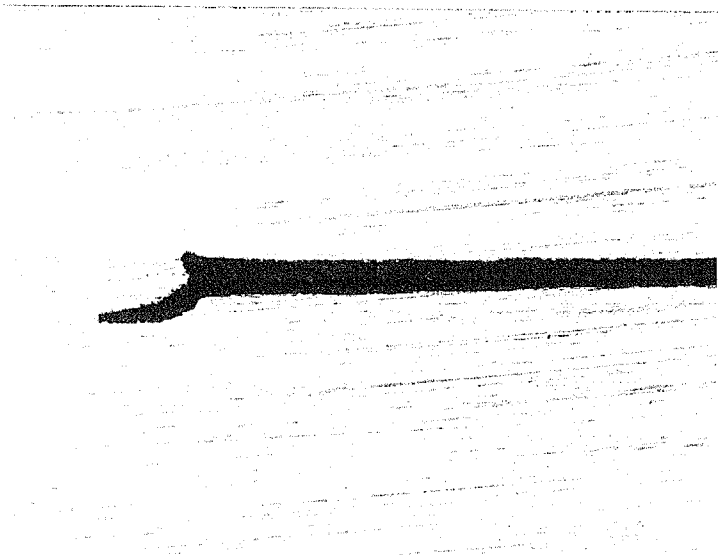
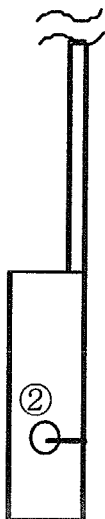
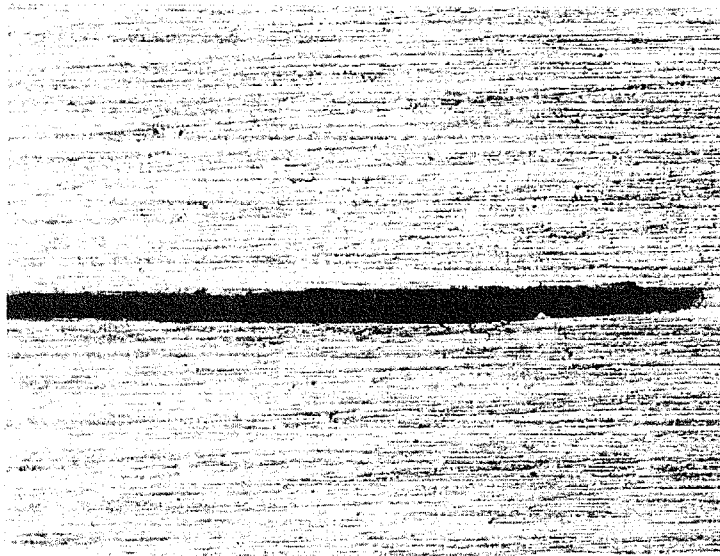


Fig. 3.22 Photo of magnified view of crevice opening on side surface (A-8, x50)

This is a blank page.

## (2) 溶接すきま試験片の腐食すきま再不働態化電位測定(通常運転条件)

まず、溶接すきま試験片について、150°C、1000ppm条件での腐食すきま再不働態化電位測定を実施した。図3.23に、脱気した1000ppm[Cl<sup>-</sup>]水溶液環境での溶接すきま試験片(A-9)の腐食すきま再不働態化電位測定操作時の電位挙動および電流挙動の経時変化を併せて示す。測定操作としては、まず、試験片の電位を自然腐食電位からアノード方向(貴な方向)に30mV/minの電位送り速度で、動電位分極した(phase1)。腐食すきまの発生、進展に対応する電流が観測され、その電流値が200 $\mu$ Aに達したら、直ちに定電流モードに切り替え、200 $\mu$ Aで5hの定電流保持を施して、腐食すきまを進展させた(phase2)。次いで、再び定電位モードに切り替え、定電流保持(phase2)終了時の電位で2hの定電位保持を施した。2h経過後、保持電位を10mV下げて、再び2hの定電位保持をした。以後、電流値が20 $\mu$ Aを下回るまで、この操作を繰り返した(phase4)。以上の試験条件をまとめて表3.8に示す。

Table 3.8 Test condition on welded crevice test piece under 150°C, 1000ppm[Cl<sup>-</sup>]

| Test piece                                 |        | Welded crevice, A-9        |
|--|--------|----------------------------|
| Chloride water solution                    |        | 1000 ppm[Cl <sup>-</sup> ] |
| E <sub>R,CREV</sub> measuring<br>condition | phase1 | 30 mV/min                  |
|  | phase2 | 200 $\mu$ A/5h             |
|  | phase3 | —                          |
|  | phase4 | 10 mV/2h                   |

図3.23にみるように、-0.280Vで電流は200 $\mu$ Aに達し、その後200 $\mu$ A/5hの定電流保持状態では、電位は0.1~0.2V程度を推移した。電流の挙動を見やすくするために、phase4の一部を拡大したものを図3.24に示した。図にみるように、0.069Vまでの電流挙動は、上下動を繰り返しているが、0.059V以下になると電流は緩やかに減少傾向に入った。若干不明瞭ではあるが、本試験での電流増加が認められなくなった腐食すきま再不働態化電位、E<sub>R,CREV</sub>としては、上述の0.059Vと決定した。

試験終了後の、試験片表面の外観、および溶接すきま内部の写真を図3.25に示す。外観写真にみるように、溶接すきま開口部に多くのさび汁の発生が見られている。すきま内部は、全体的に褐色の様相を呈しており、所々に侵食跡(中央部およ

び右端部など)が見られた。これらの侵食跡について、初期状態におけるすきま内部表面の仕上げ状態が明らかではないため、すきま腐食によるものと断定することは難しいが、さび汁の発生などから考えてもすきま腐食が生起していたものと思われる。なお、これらの観察中におけるすきま内のさびの色は、時間と共に薄緑色→褐色→茶褐色の順に変化していった。すきま腐食の機構の章でも述べたように、すきま内は溶存酸素が消費尽くされて還元性雰囲気となっており、その結果、試験中は還元雰囲気ですきま腐食が生じており、その後、試験片を切断してすきま内が大気に触れると、さびは酸化するため、褐色→茶褐色と変化していったものと思われる。

図 3.23 に示した電流挙動が若干不明瞭であったため、同じ 1000ppm[Cl<sup>-</sup>]条件で再現試験を実施した。試験条件を表 3.9 に示す。脱気した 1000ppm[Cl<sup>-</sup>]水溶液環境での溶接すきま試験片(A-11)の腐食すきま再不働態化電位測定操作時の電位挙動および電流挙動の経時変化を図 3.26 に示す。また、phase4 の一部を拡大したものを図 3.27 に示す。

Table 3.9 Test condition on welded crevice test piece  
under 150°C, 1000ppm[Cl<sup>-</sup>] as repeatability test

| Test piece                                 |        | Welded crevice, A-11       |
|--|--------|----------------------------|
| Chloride water solution                    |        | 1000 ppm[Cl <sup>-</sup> ] |
| E <sub>R,CREV</sub> measuring<br>condition | phase1 | 30 mV/min                  |
|  | phase2 | 200 μA/24h                 |
|  | phase3 | —                          |
|  | phase4 | 10 mV/2h                   |

図 3.26 にみるように、-0.312V で電流は 200 μA に達し、その後の 200 μA/24h の定電流保持状態では、1 回目測定と同様に、電位は 0.1~0.2V 程度を推移した。図 3.27 にみるように、30~40h の範囲での電流挙動には、<電流が徐々に上昇→10mV ステップダウン→電流が一旦下降後、再び徐々に上昇>といったすきま腐食の進展に特有の電流挙動が観測された。その後、0.034V 保持以降は電流の再増は見られなくなり、電流は緩やかに減少していった。すなわち、E<sub>R,CREV</sub> は 0.034V と決定さ

れ、1回目測定の0.059Vとほぼ一致し、良い再現性を示した。

試験終了後の、試験片表面の外観、および溶接すきま内部の写真を図 3.28 に示す。外観写真にみるように、溶接すきま開口部にはさび汁の発生が見られている。また、すきま内部は、全体的に褐色で、所々に侵食跡が確認された。すなわちすきま腐食が生起してもと思われる。

次に、溶接すきま試験片について 10000ppm[Cl<sup>-</sup>]条件での試験を実施した。試験条件を表 3.10 に示す。脱気した 10000ppm[Cl<sup>-</sup>]水溶液環境での溶接すきま試験片(A-2)の腐食すきま再不働態化電位測定操作時の電位挙動および電流挙動の経時変化を図 3.29 に示す。また、phase4 の一部を拡大したものを図 3.30 に示す。

Table 3.10 Test condition on welded crevice test piece under 150°C, 10000ppm[Cl<sup>-</sup>]

| Test piece                                 |        | Welded crevice, A-2         |
|--|--------|-----------------------------|
| Chloride water solution                    |        | 10000 ppm[Cl <sup>-</sup> ] |
| E <sub>R,CREV</sub> measuring<br>condition | phase1 | 30 mV/min                   |
|  | phase2 | 200 μA/24h                  |
|  | phase3 | —                           |
|  | phase4 | 10 mV/2h                    |

図 3.29 にみるように、0.052V で電流は 200 μA に達し、その後の 200 μA/24h の定電流保持状態では、電位は-0.1~0V 程度を推移した。図 3.30 にみるように、25~35h の範囲での電流挙動には、すきま腐食の進展に特有の電流の上下動が明確に観測された。-0.144V 保持において、電流は急激に減少し、すきま腐食の進展が止まったことを示した。したがって、E<sub>R,CREV</sub>は-0.144Vと決定された。

試験終了後の、試験片表面の外観、および溶接すきま内部の写真を図 3.31 に示す。外観写真にみるように、溶接すきま開口部にはさび汁の発生が見られている。また、すきま内部については、開口部から 2~3mm 程度の範囲にすきま腐食による深い侵食が確認された。

次に、溶接すきま試験片について 100ppm[Cl<sup>-</sup>]条件での試験を実施した。試験条件を表 3.11 に示す。脱気した 100ppm[Cl<sup>-</sup>]水溶液環境での溶接すきま試験片 (A-10)の腐食すきま再不働態化電位測定操作時の電位挙動および電流挙動の経時変化を図 3.32 に示す。また、phase4 の一部を拡大したものを図 3.33 に示す。

Table 3.11 Test condition on welded crevice test piece under 150°C, 100ppm[Cl<sup>-</sup>]

| Test piece                                 |        | Welded crevice, A-10      |
|--|--------|---------------------------|
| Chloride water solution                    |        | 100 ppm[Cl <sup>-</sup> ] |
| E <sub>R,CREV</sub> measuring<br>condition | phase1 | 30 mV/min                 |
|  | phase2 | 500 μ A/24h               |
|  | phase3 | —                         |
|  | phase4 | 10 mV/2h                  |

図 3.32 にみるように、0.292V で電流は 500 μ A に達し、その後の 500 μ A/24h の定電流保持状態では、電位は 0.6V 程度を推移した。図 3.33 にみるように、110~130h 程度の範囲での電流挙動には、すきま腐食の進展に特有の電流の上下動が明確に観測された。0.132V 保持以後は電流の再増挙動は見られなかった。したがって、E<sub>R,CREV</sub> は 0.132V と決定された。

試験終了後の、試験片表面の外観、および溶接すきま内部の写真を図 3.34 に示す。外観写真にみるように、溶接すきま開口部にはさび汁の発生が見られている。また、すきま内部については、全体的に黒褐色の様相を呈しており、開口部付近に若干の侵食が確認された。

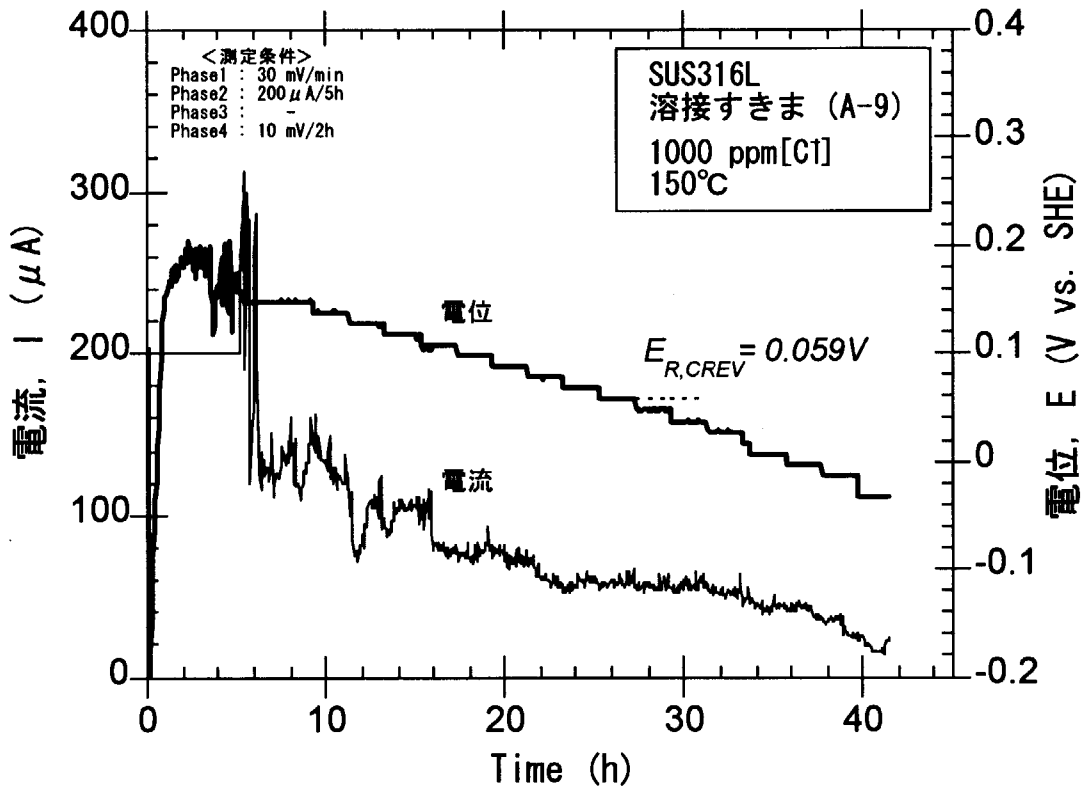


Fig. 3.23 Measured potential and current for identification of corrosion-crevice repassivation potential,  $E_{R,CREV}$ , on welded crevice test piece A-9 under the degassed water solution with chloride of 1000ppm, 150° C

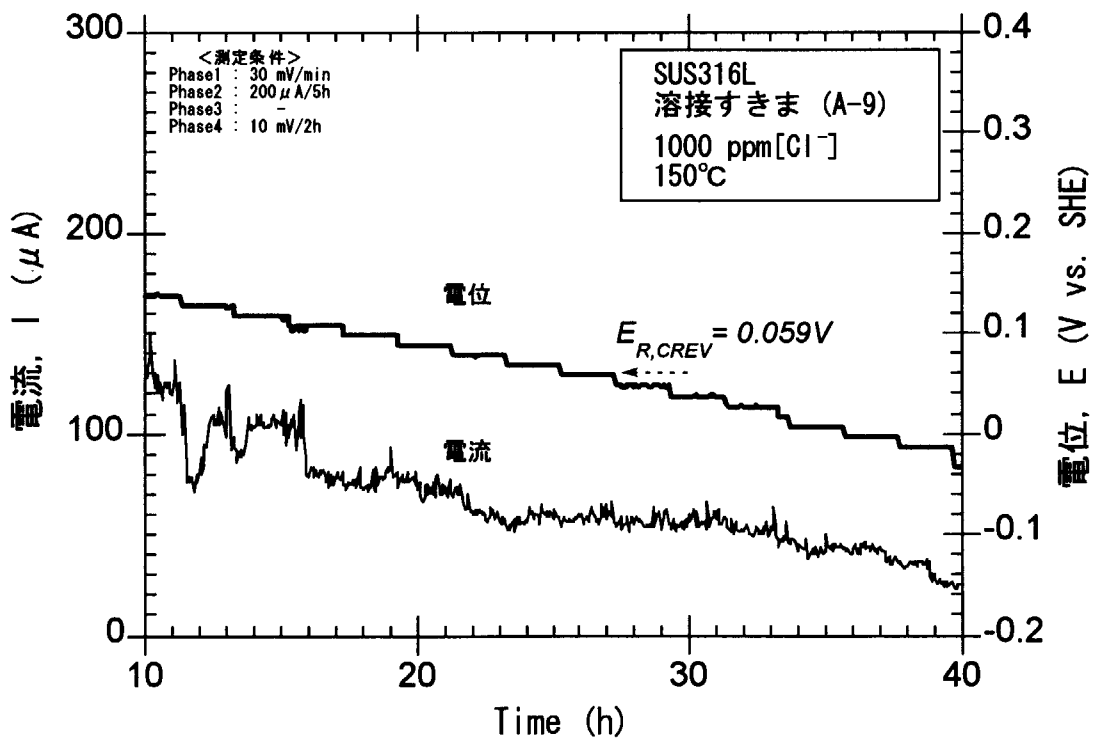


Fig. 3.24 Magnified view at phase 4 of measured potential and current for identification of corrosion-crevice repassivation potential,  $E_{R,CREV}$ , on welded crevice test piece A-9 under the degassed water solution with chloride of 1000ppm, 150° C

This is a blank page.



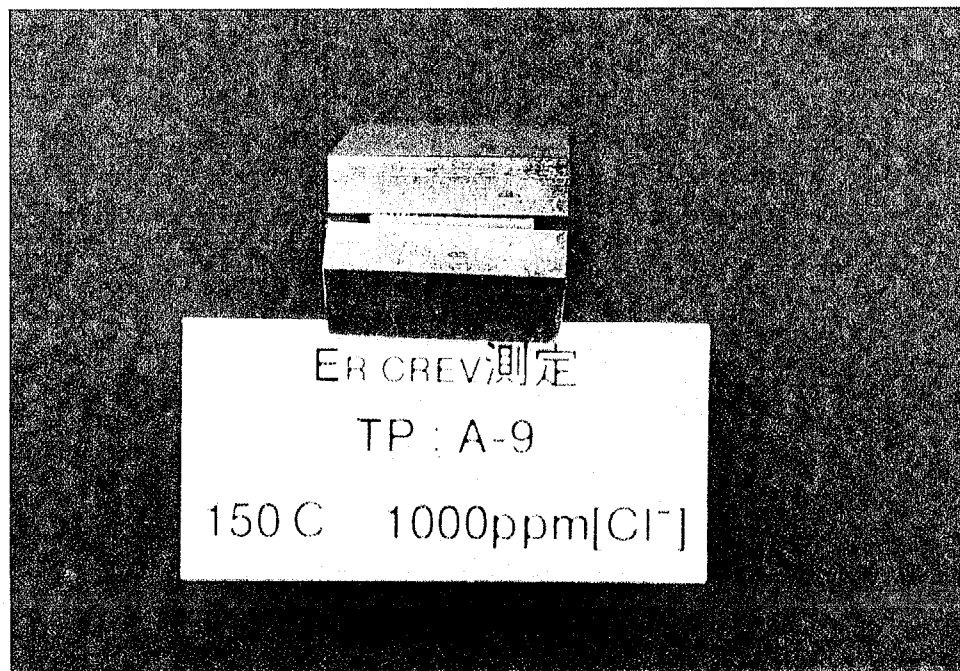
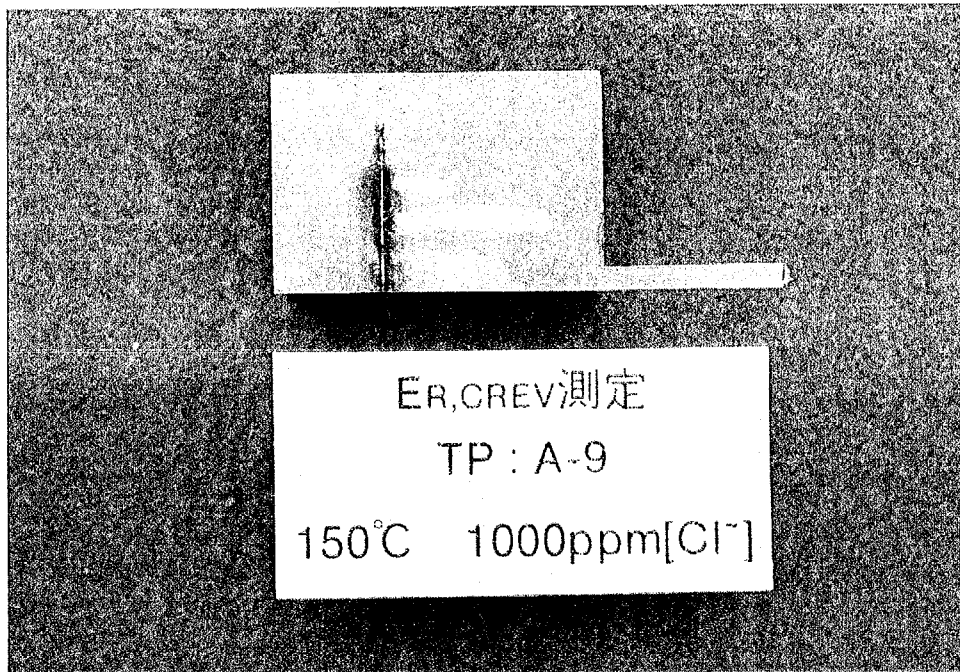


Fig. 3.25 Photo of crevice opening surface and internal surfaces of the crevice with cutting the test piece, about welded crevice test piece A-9 after test

This is a blank page.

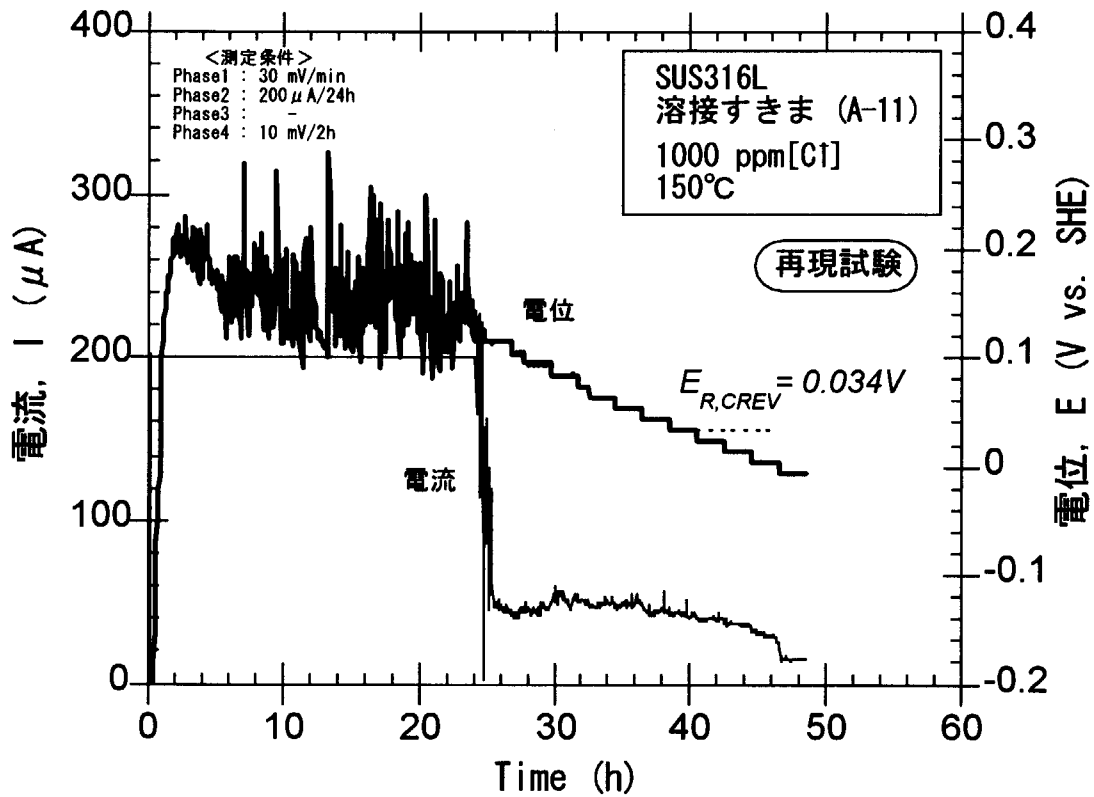


Fig. 3.26 Measured potential and current for identification of corrosion-crevice repassivation potential,  $E_{R,CREV}$ , on welded crevice test piece A-11 under the degassed water solution with chloride of 1000ppm, 150° C (repeatability test)

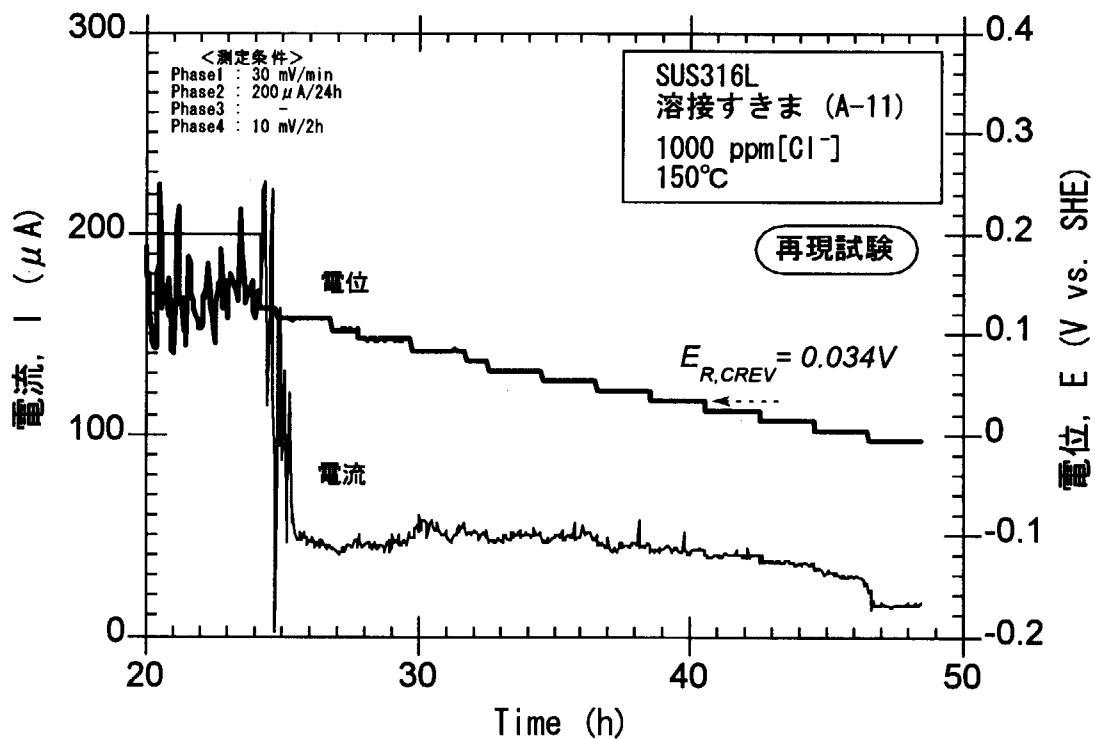


Fig. 3.27 Magnified view at phase 4 of measured potential and current for identification of corrosion-crevice repassivation potential,  $E_{R,CREV}$ , on welded crevice test piece A-11 under the degassed water solution with chloride of 1000ppm, 150° C (repeatability test)

This is a blank page.

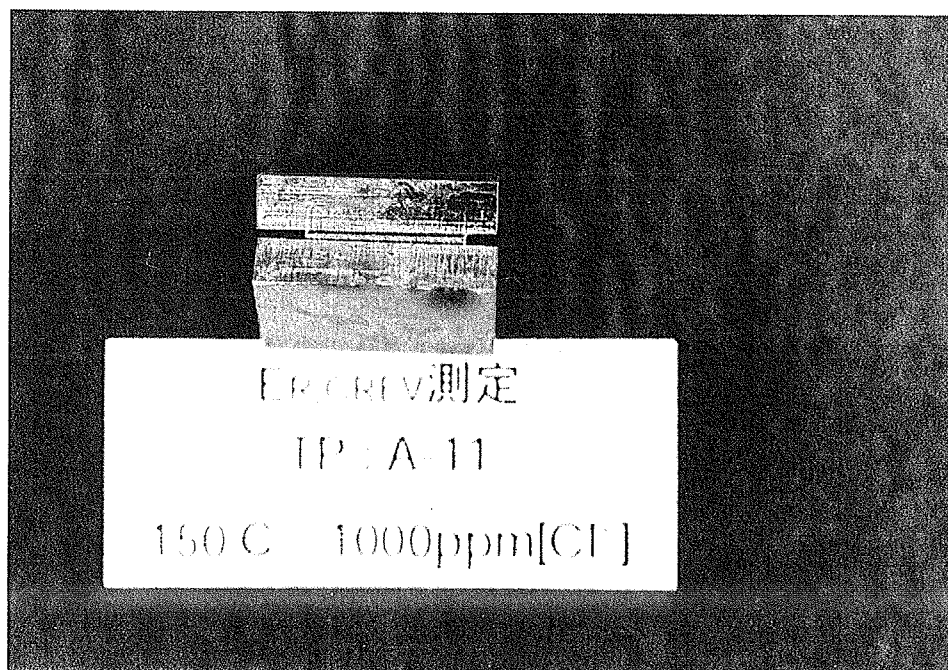
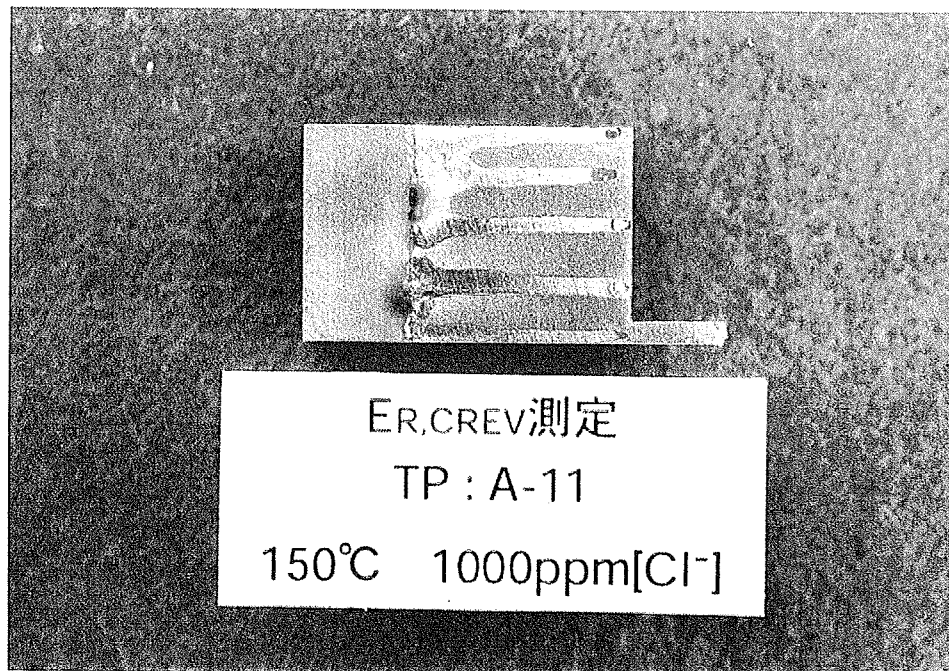


Fig. 3.28 Photo of crevice opening surface and internal surfaces of the crevice with cutting the test piece, about welded crevice test piece A-11 after test (repeatability test)

This is a blank page.

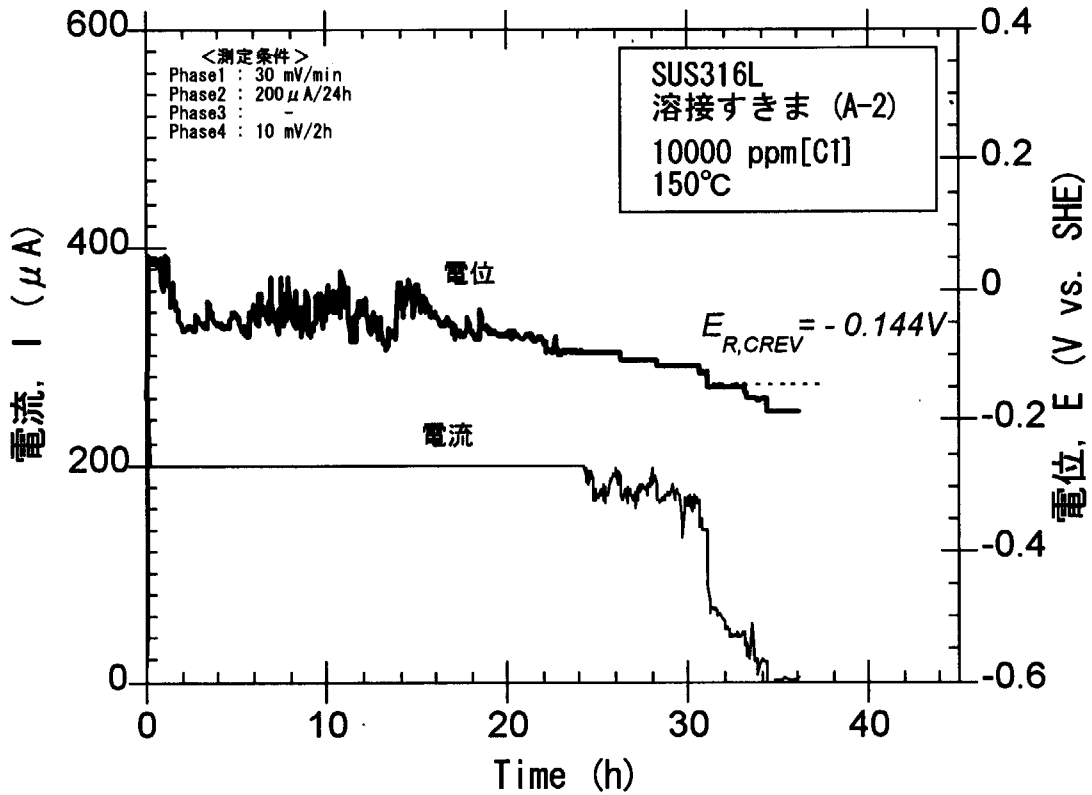


Fig. 3.29 Measured potential and current for identification of corrosion-crevice repassivation potential,  $E_{R,CREV}$ , on welded crevice test piece A-2 under the degassed water solution with chloride of 10000ppm, 150° C

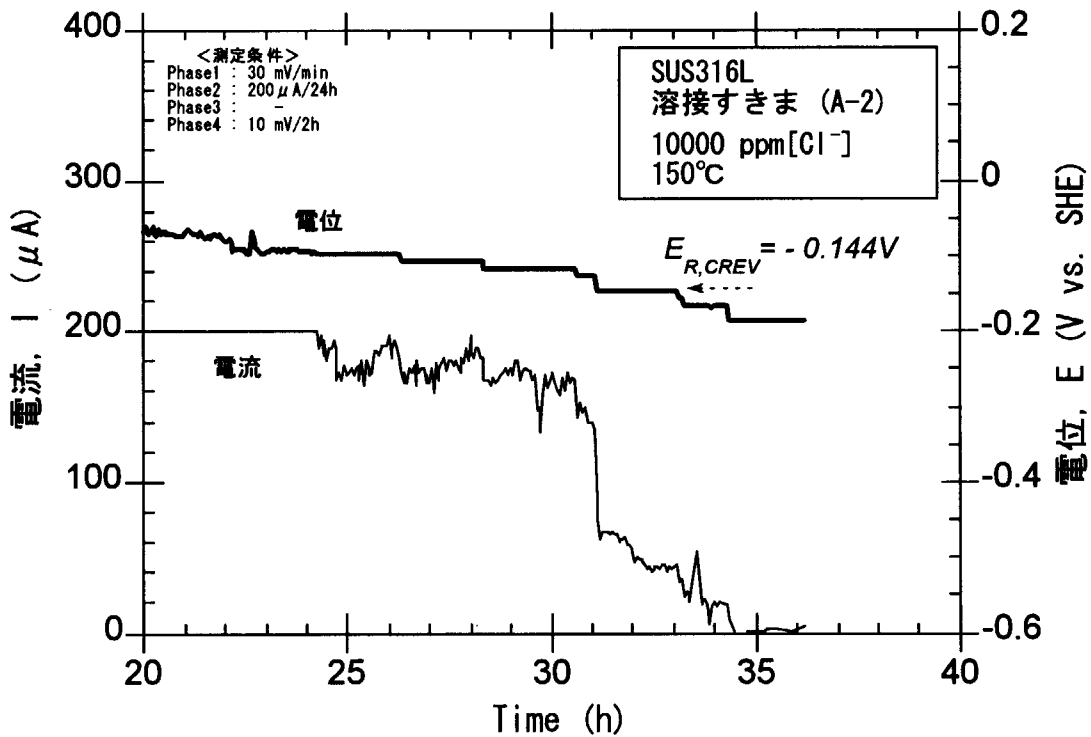


Fig. 3.30 Magnified view at phase 4 of measured potential and current for identification of corrosion-crevice repassivation potential,  $E_{R,CREV}$ , on welded crevice test piece A-2 under the degassed water solution with chloride of 10000ppm, 150° C

This is a blank page.



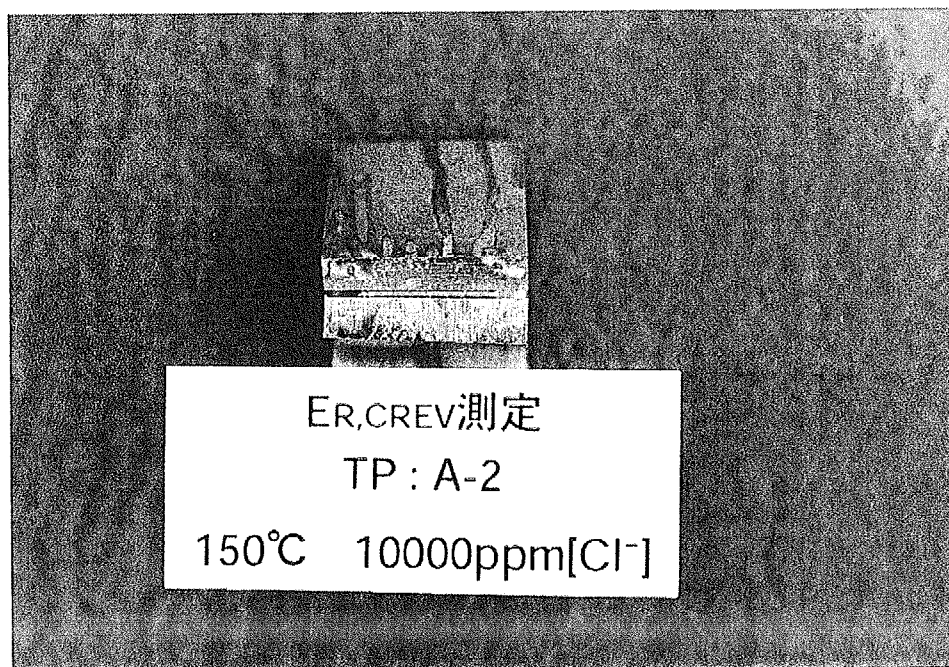


Fig. 3.31 Photo of crevice opening surface and internal surfaces of the crevice with cutting the test piece, about welded crevice test piece A-2 after test

This is a blank page.

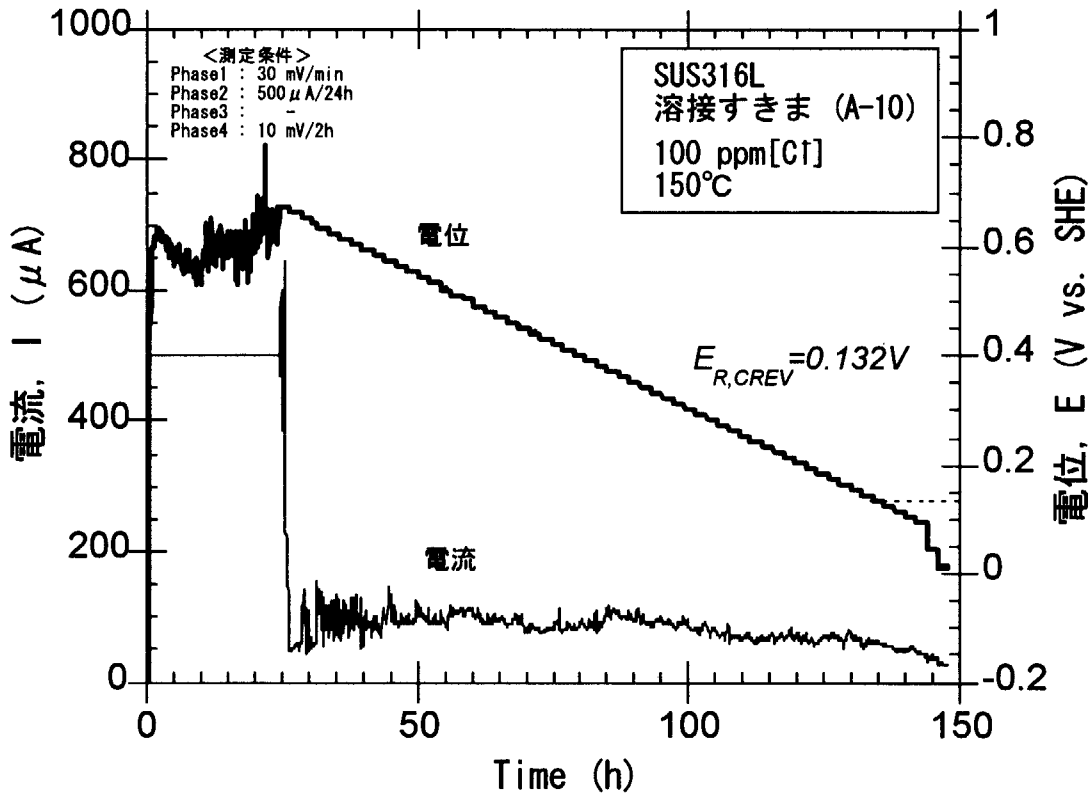


Fig. 3.32 Measured potential and current for identification of corrosion-crevice repassivation potential,  $E_{R,CREV}$ , on welded crevice test piece A-10 under the degassed water solution with chloride of 100ppm, 150° C

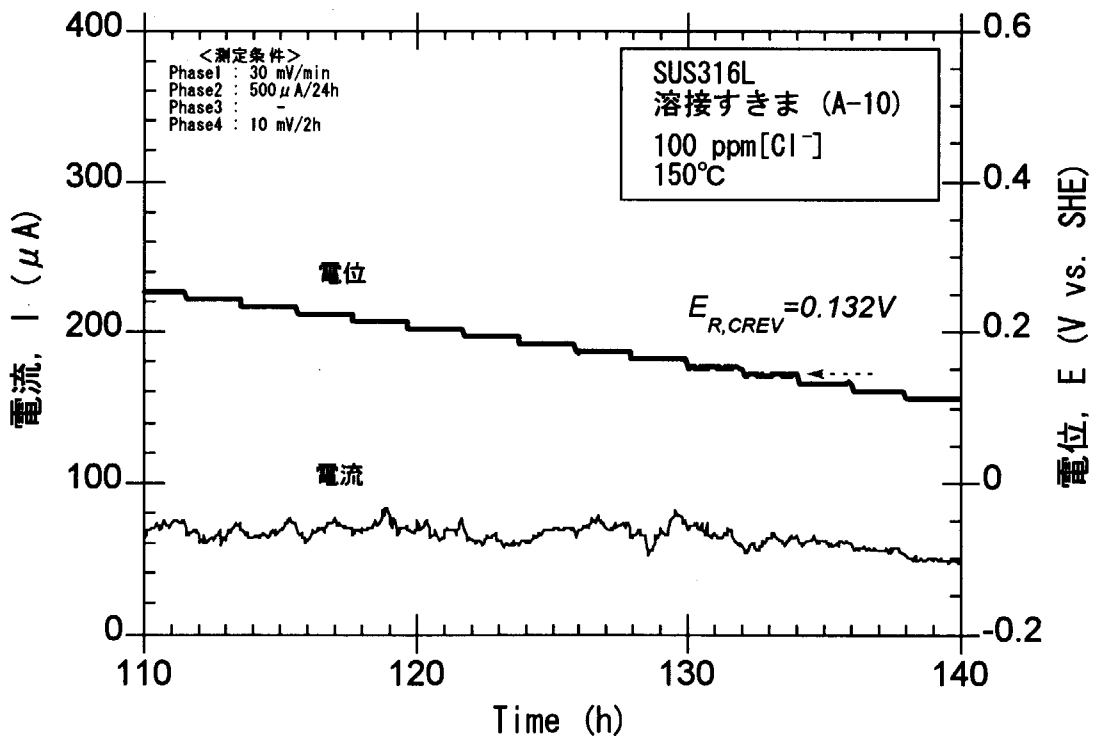


Fig. 3.33 Magnified view at phase 4 of measured potential and current for identification of corrosion-crevice repassivation potential,  $E_{R,CREV}$ , on welded crevice test piece A-10 under the degassed water solution with chloride of 100ppm, 150° C

**This is a blank page.**

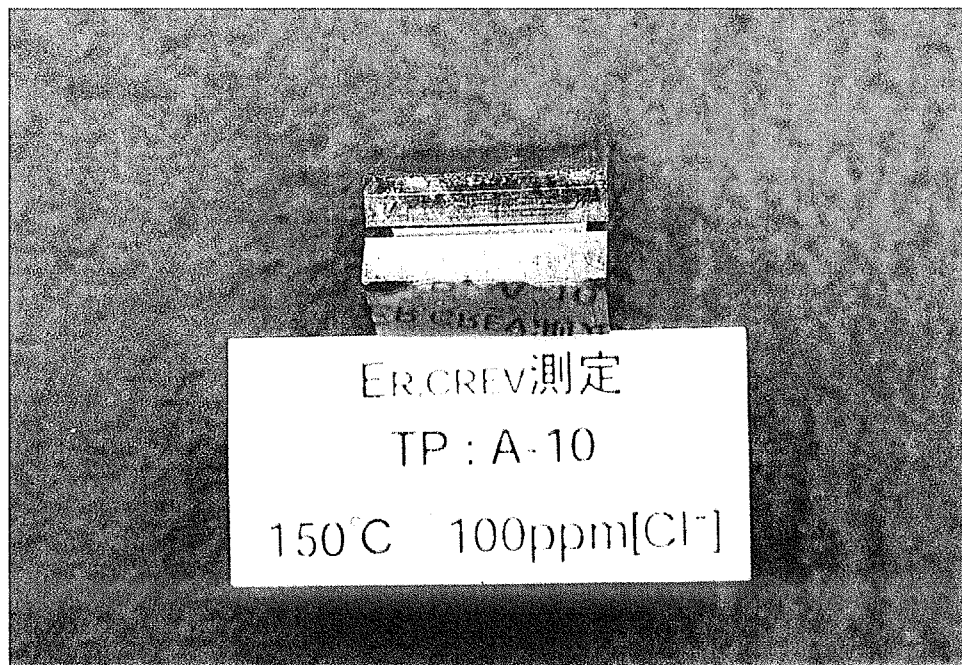
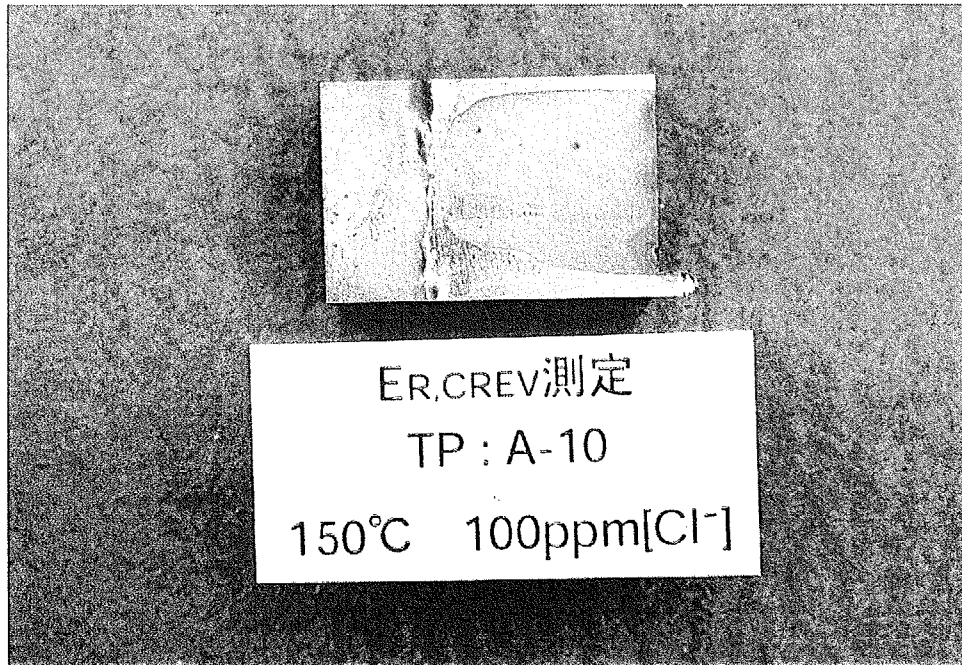


Fig. 3.34 Photo of crevice opening surface and internal surfaces of the crevice with cutting the test piece, about welded crevice test piece A-10 after test

This is a blank page.

## (3) Metal/Metal すきま試験片の腐食すきま再不働態化電位測定(通常運転条件)

次に、溶接すきま試験片と同じ SUS316L 材からごく一般的な Metal/Metal すきま試験片を作製し、腐食すきま再不働態化電位測定を実施した。まず、Metal/Metal すきま試験片について 1000ppm[Cl<sup>-</sup>]条件での試験を実施した。試験条件を表 3.12 に示す。脱気した 1000ppm[Cl<sup>-</sup>]水溶液環境での Metal/Metal すきま試験片の腐食すきま再不働態化電位測定操作時の電位挙動および電流挙動の経時変化を図 3.35 に示す。また、phase4 の一部を拡大したものを図 3.36 に示す。

Table 3.12 Test condition on metal/metal crevice test piece  
under 150°C, 1000ppm[Cl<sup>-</sup>]

| Test piece                                 |        | Metal/metal crevice        |
|--|--------|----------------------------|
| Chloride water solution                    |        | 1000 ppm[Cl <sup>-</sup> ] |
| E <sub>R,CREV</sub> measuring<br>condition | phase1 | 30 mV/min                  |
|  | phase2 | 500 μ A/24h                |
|  | phase3 | —                          |
|  | phase4 | 10 mV/2h                   |

図 3.35 にみるように、0.346V で電流は 500 μ A に達し、その後の 500 μ A/24h の定電流保持状態では、電位は 0.5~0.6V 程度を推移した。図 3.36 にみるように、70~110h の範囲での電流挙動には、すきま腐食の進展に特有の電流の上下動が明確に観測された。100h 付近で一旦電流が急増/下降をした後、120h 付近で再度電流は急増/下降し、0.043V 保持において電流は急激に減少した。したがって、E<sub>R,CREV</sub> は 0.043V と決定され、溶接すきま試験片での値(1st:0.059V, 2nd:0.034V)と良く一致した。

試験終了後、Metal/Metal すきま試験片を解体した後のすきま面写真を図 3.37 に表面、裏面を併せて示す。図にみるように、すきま内部には、明確なすきま腐食による侵食が確認された。

この Metal/Metal すきま試験片での結果と、同条件の溶接すきま試験片との結果を比較すると、腐食すきま再不働態化電位、E<sub>R,CREV</sub> は、ほぼ一致していることに加えて、溶接すきま試験片の場合は、すきま内部の侵食状況の判別が難しかったが、

Metal/Metal すきま試験片においては明確なすきま腐食が発生している。したがって、溶接すきま内の侵食はすきま腐食によるものだったと推測できる。

次に、Metal/Metal すきま試験片について 100ppm[Cl<sup>-</sup>]条件での試験を実施した。試験条件を表 3.13 に示す。脱気した 100ppm[Cl<sup>-</sup>]水溶液環境での Metal/Metal すきま試験片の腐食すきま再不働態化電位測定操作時の電位挙動および電流挙動の経時変化を図 3.38 に示す。また、phase4 の一部を拡大したものを図 3.39 に示す。

Table 3.13 Test condition on metal/metal crevice test piece under 150°C, 100ppm[Cl<sup>-</sup>]

| Test piece                                 |        | Metal/metal crevice       |
|--|--------|---------------------------|
| Chloride water solution                    |        | 100 ppm[Cl <sup>-</sup> ] |
| E <sub>R,CREV</sub> measuring<br>condition | phase1 | 30 mV/min                 |
|  | phase2 | 200 μA/24h                |
|  | phase3 | —                         |
|  | phase4 | 10 mV/2h                  |

図 3.38 にみるように、0.114V で電流は 200 μA に達し、その後の 200 μA/24h の定電流保持状態では、電位は 0.8V 程度を推移した。図 3.39 にみるように、170~200h の範囲での電流挙動には、すきま腐食の進展に特有の電流の上下動が観測されるが、0.110V 保持以降は電流は緩やかな減少傾向に転じた。したがって、E<sub>R,CREV</sub>は 0.110V と決定され、同条件での溶接すきま試験片結果(0.132V)とほぼ一致した。試験終了後、Metal/Metal すきま試験片を解体した後のすきま面写真を図 3.40 に表面、裏面併せて示す。図にみるように、すきま内部には、明確なすきま腐食による侵食が確認された。

次に、Metal/Metal すきま試験片について 5ppm[Cl<sup>-</sup>]条件での試験を実施した。なお、本試験については電気化学測定に必要な電気伝導度を溶液に付与するために、支持塩として Na<sub>2</sub>SO<sub>4</sub>を[SO<sub>4</sub><sup>2-</sup>]=1000ppm となるように添加している。試験条件を表 3.14 に示す。脱気した 5ppm[Cl<sup>-</sup>]水溶液環境での Metal/Metal すきま試験片の腐食すきま再不働態化電位測定操作時の電位挙動および電流挙動の経時変化を図 3.41



に示す。また、phase4の一部を拡大したものを図3.42に示す

Table 3.14 Test condition on metal/metal crevice test piece under 150°C, 5ppm[Cl<sup>-</sup>]

| Test piece                                 |        | Metal/metal crevice  |
|--|--------|--|
| Chloride water solution                    |        | 5 ppm[Cl <sup>-</sup> ] (+1000ppm[SO <sub>4</sub> <sup>2+</sup> ]) |
| E <sub>R,CREV</sub> measuring<br>condition | phase1 | 1 mV/min   |
|  | phase2 | 200 μA/5h  |
|  | phase3 | —  |
|  | phase4 | 10 mV/2h   |

図3.41にみるように、0.412Vで電流は200 μAに達し、その後の200 μA/5hの定電流保持状態では、電位は0.4V程度を推移した。図3.42にみるように、20~35hの範囲での電流挙動には、すきま腐食の進展に特有の電流の上下動が観測されるが、0.300V保持以降は電流は緩やかな減少傾向に転じた。したがって、E<sub>R,CREV</sub>は0.300Vと決定された。

試験終了後、Metal/Metal すきま試験片を解体した後のすきま面写真を図3.43に表面、裏面を併せて示す。図にみるように、すきま内部には、明確なすきま腐食による侵食が確認された。

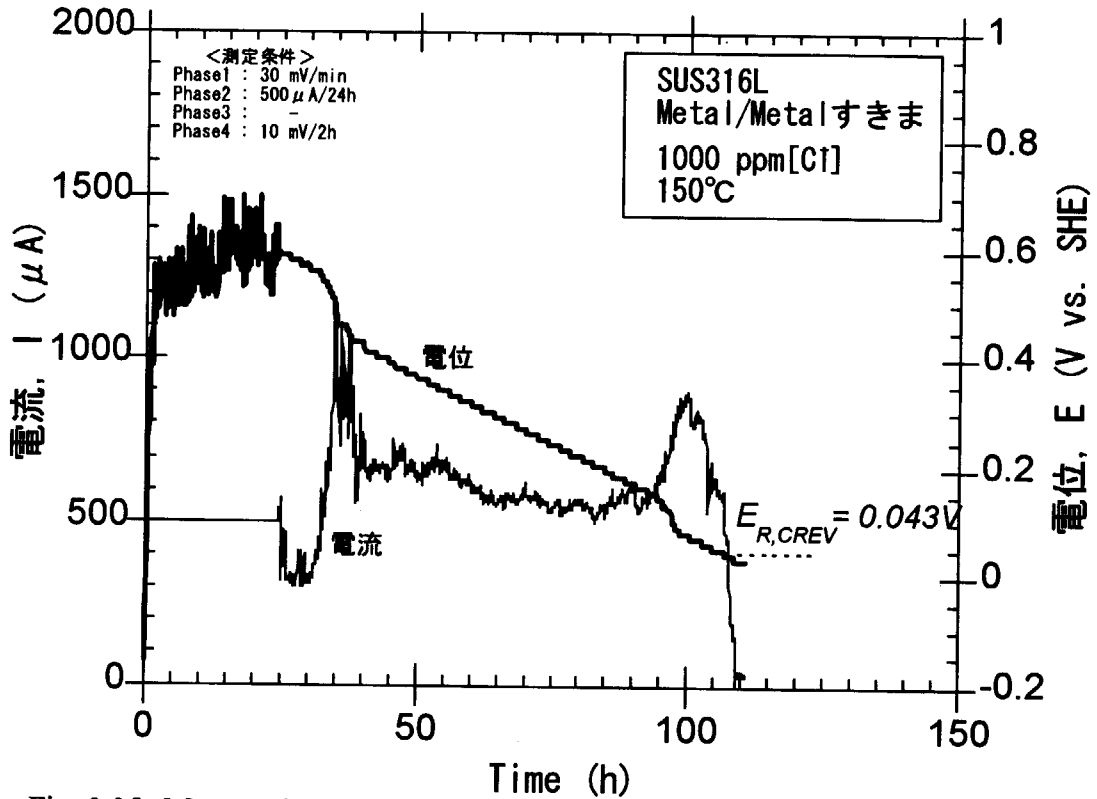


Fig. 3.35 Measured potential and current for identification of corrosion-crevice repassivation potential,  $E_{R,CREV}$ , on metal/metal crevice test piece under the degassed water solution with chloride of 1000ppm, 150° C

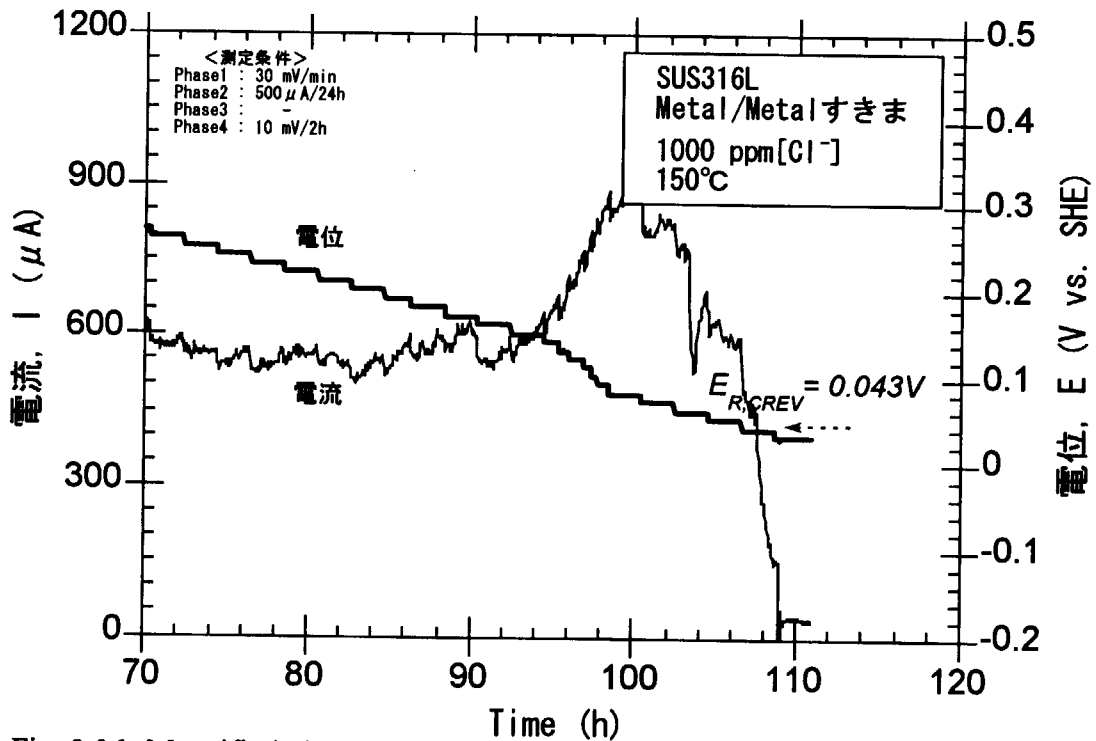


Fig. 3.36 Magnified view at phase 4 of measured potential and current for identification of corrosion-crevice repassivation potential,  $E_{R,CREV}$ , on metal/metal crevice test piece under the degassed water solution with chloride of 1000ppm, 150° C

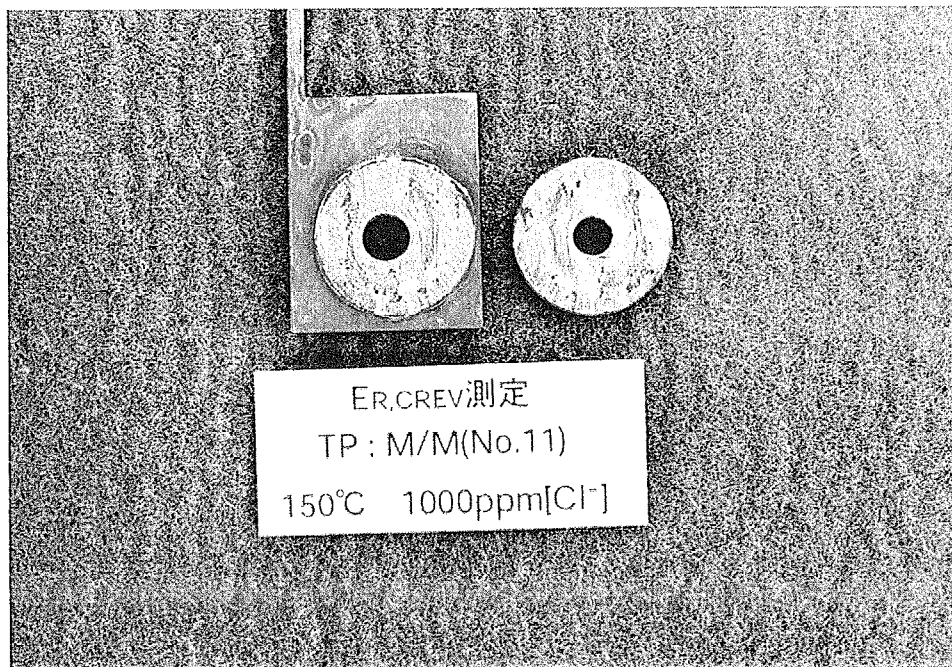
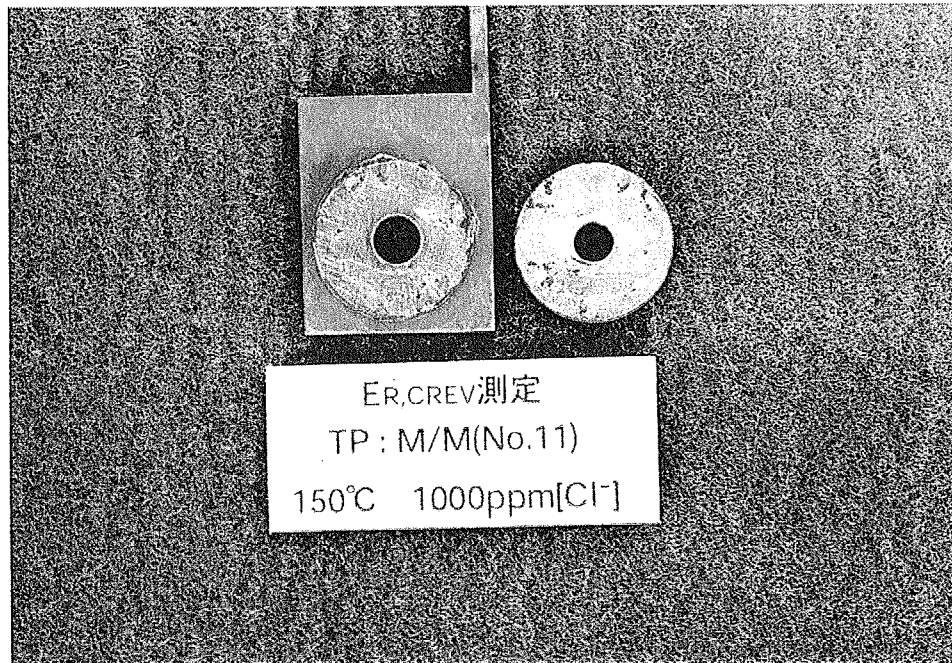


Fig. 3.37 Photo of internal surfaces of the crevice with disassembling the test piece, about metal/metal crevice test piece after test under the degassed water solution with chloride of 1000ppm, 150° C

This is a blank page.

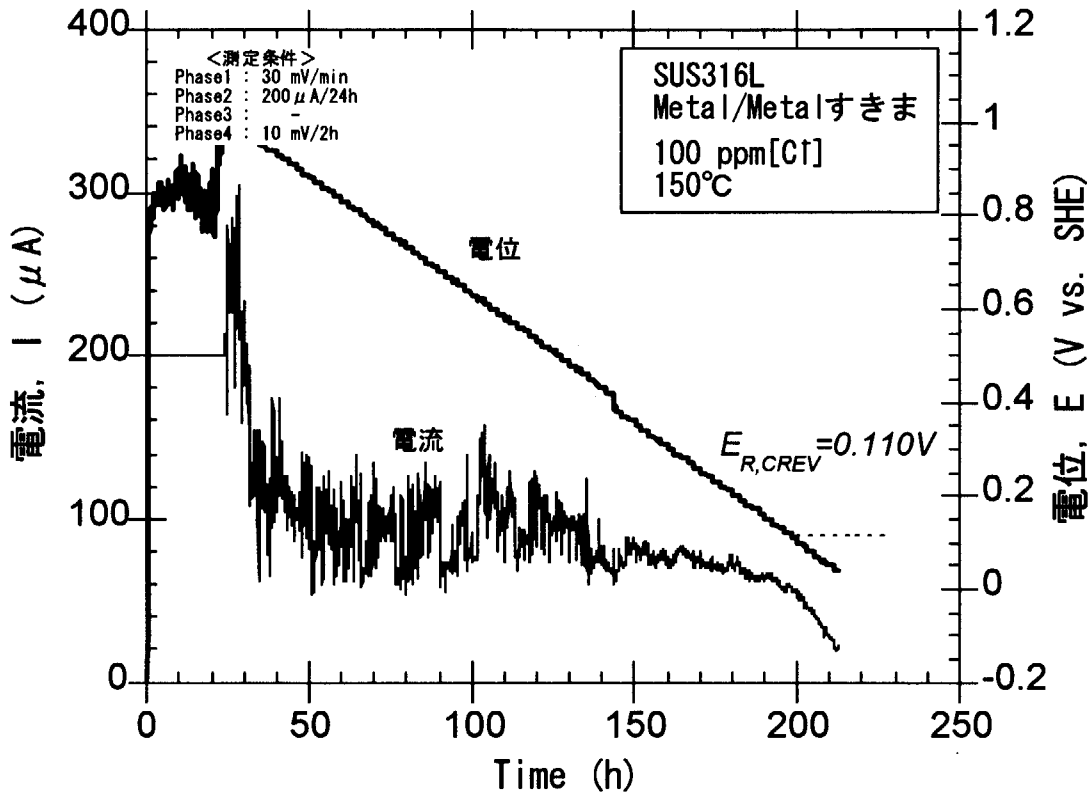


Fig. 3.38 Measured potential and current for identification of corrosion-crevice repassivation potential,  $E_{R,CREV}$ , on metal/metal crevice test piece under the degassed water solution with chloride of 100ppm, 150° C

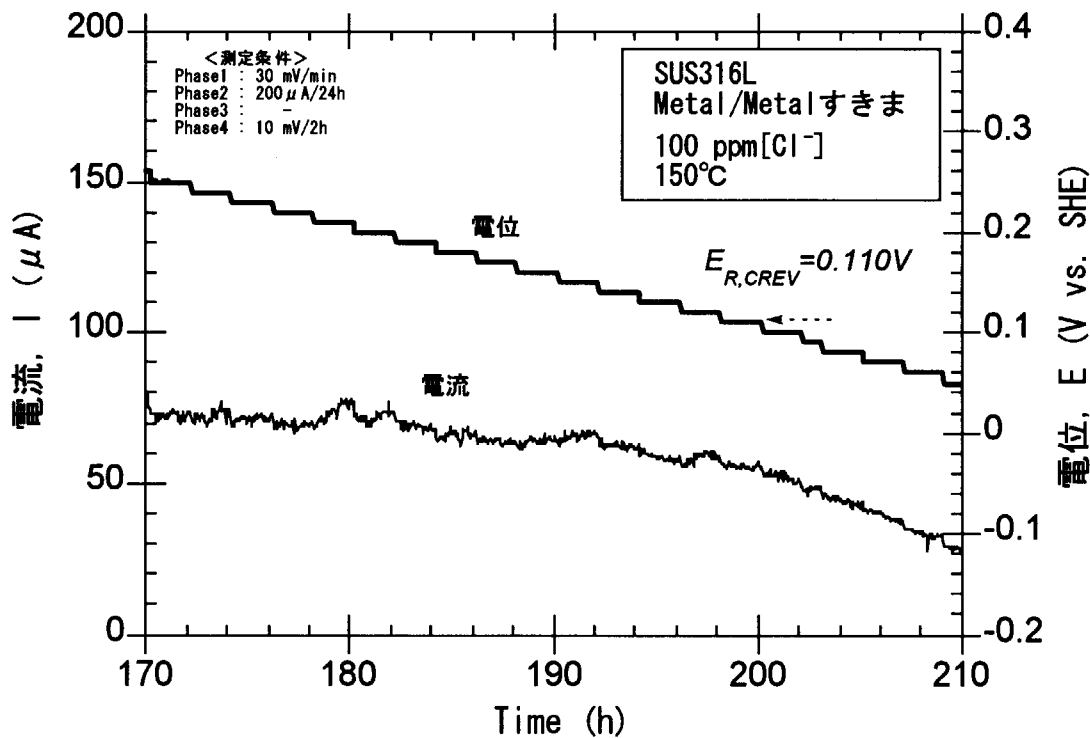


Fig. 3.39 Magnified view at phase 4 of measured potential and current for identification of corrosion-crevice repassivation potential,  $E_{R,CREV}$ , on metal/metal crevice test piece under the degassed water solution with chloride of 100ppm, 150° C

**This is a blank page.**

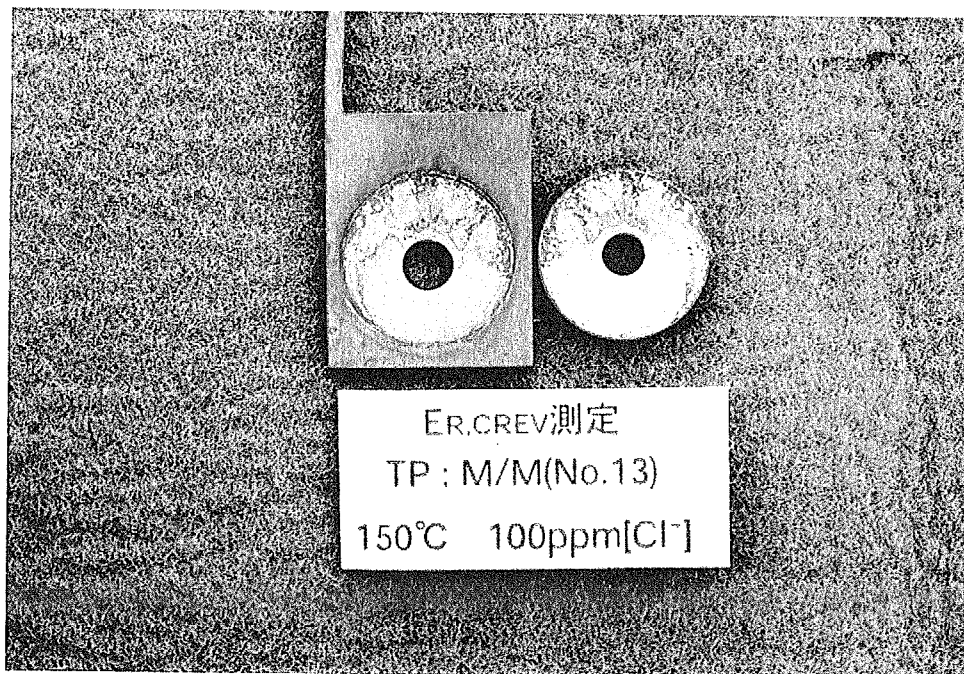
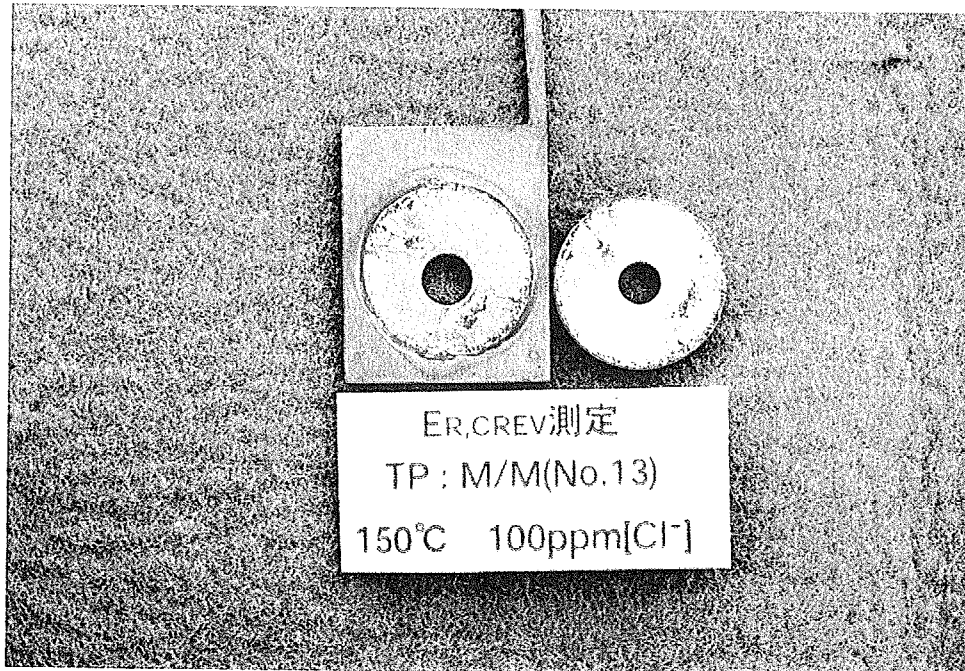


Fig. 3.40 Photo of internal surfaces of the crevice with disassembling the test piece, about metal/metal crevice test piece after test under the degassed water solution with chloride of 100ppm, 150° C

This is a blank page.



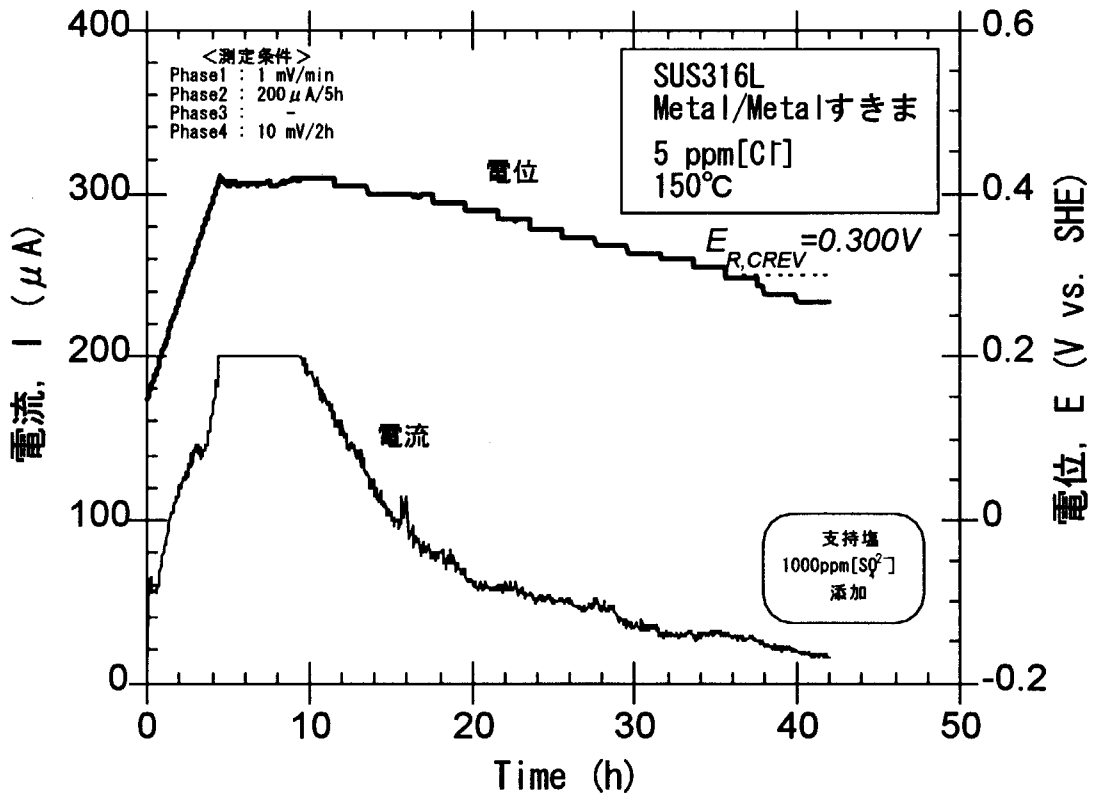


Fig. 3.41 Measured potential and current for identification of corrosion-crevice repassivation potential,  $E_{R,CREV}$ , on metal/metal crevice test piece under the degassed water solution with chloride of 5ppm, 150° C

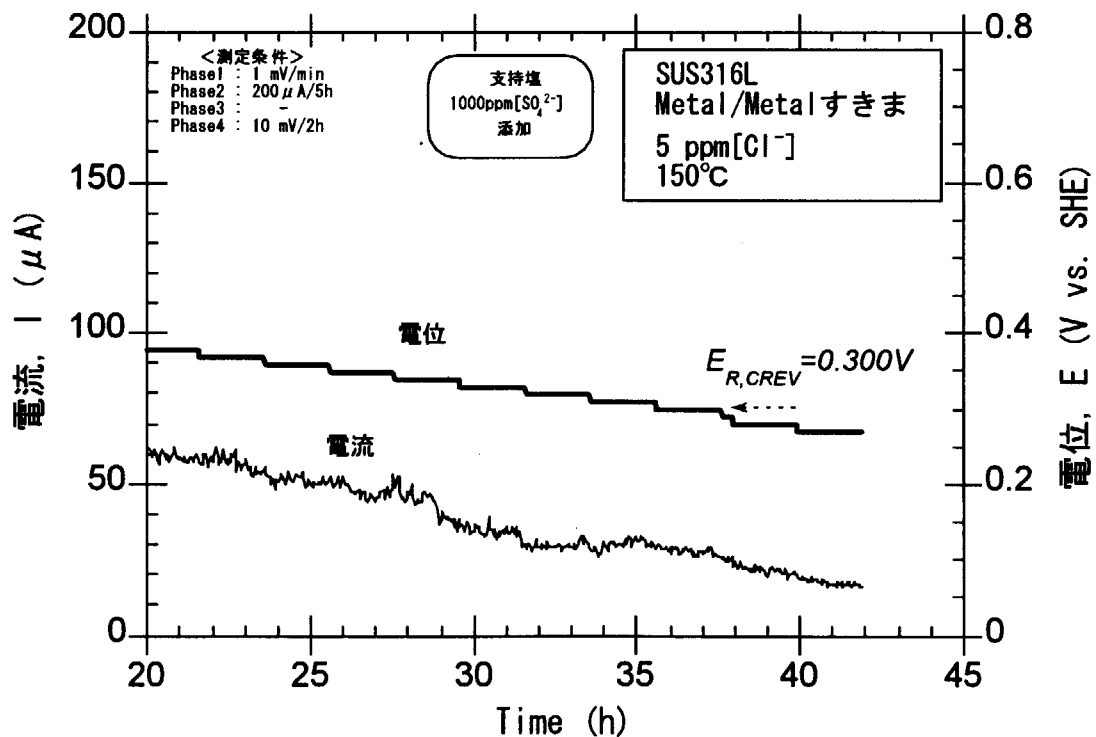


Fig. 3.42 Magnified view at phase 4 of measured potential and current for identification of corrosion-crevice repassivation potential,  $E_{R,CREV}$ , on metal/metal crevice test piece under the degassed water solution with chloride of 5ppm, 150° C

This is a blank page.

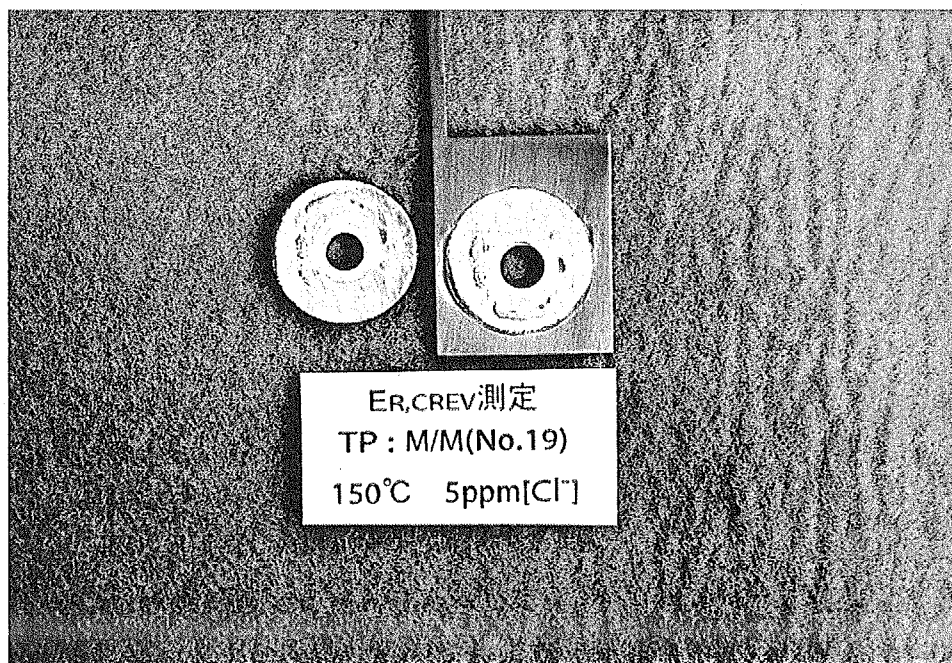
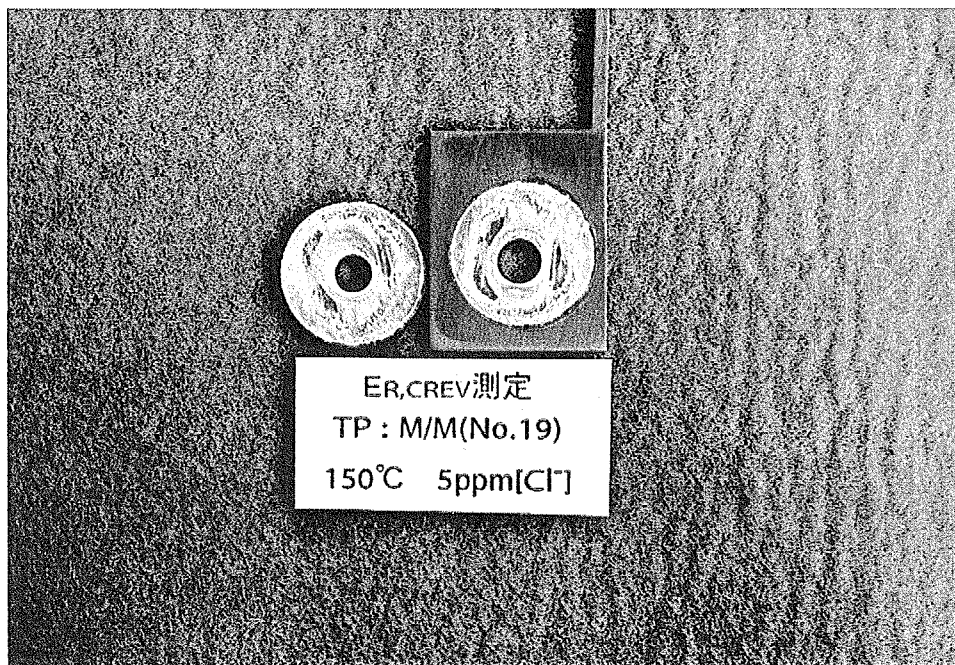


Fig. 3.43 Photo of internal surfaces of the crevice with disassembling the test piece, about metal/metal crevice test piece after test under the degassed water solution with chloride of 5ppm, 150° C

This is a blank page.

## (4) Metal/Metal すきま試験片の腐食すきま再不働態化電位測定(ベーキング運転条件)

まず、通常の金属すきま試験片について、10000ppm 条件での腐食すきま再不働態化電位測定を実施した。図 3.44 に、脱気した 10000ppm[Cl]水溶液環境での金属すきま試験片の腐食すきま再不働態化電位測定操作時の電位挙動および電流挙動の経時変化を併せて示す。測定操作としては、まず、試験片の電位を自然腐食電位からアノード方向(貴な方向)に 5mV/min の電位送り速度で、動電位分極した(phase1)。腐食すきまの発生、進展に対応する電流が観測され、その電流値が 3000  $\mu$  A に達したら、直ちに定電流モードに切り替え、3000  $\mu$  A で 2h の定電流保持を施して、腐食すきまを進展させた(phase2)。次いで、再び定電位モードに切り替え、定電流保持(phase2)終了時の電位で 2h の定電位保持を施した。2h 経過後、保持電位を 10mV 下げて、再び 2h の定電位保持をした。以後、電流値が十分に小さくなるまで、この操作を繰り返した(phase4)。以上の試験条件をまとめて表 3.15 に示す。

Table 3.15 Test condition on metal/metal crevice test piece  
under 200°C, 10000ppm[Cl]

| Test piece                                 |        | Metal/metal crevice |
|--|--------|---------------------|
| Chloride water solution                    |        | 10000 ppm[Cl]       |
| E <sub>R,CREV</sub> measuring<br>condition | phase1 | 5 mV/min            |
|  | phase2 | 3000 $\mu$ A/2h     |
|  | phase3 | —                   |
|  | phase4 | 10 mV/2h            |

図 3.44 にみるように、-0.070V で電流は 3000  $\mu$  A に達し、その後 3000  $\mu$  A/2h の定電流保持状態では、最初は電位は-0.1V 付近を推移したが、途中で若干上昇し、0.2V 付近で安定した。電流の挙動を見やすくするために、phase4 の一部を拡大したものを図 3.45 に示した。図にみるように、0.067V までの電流挙動には、<電流が徐々に上昇→10mV ステップダウン→電流が一旦下降後、再び徐々に上昇>といったすきま腐食の進展に特有の電流挙動が観測された。その後、0.057V 保持以降は電流の再増は見られなくなり、電流は緩やかに減少していった。したがって電流の上昇が認められなくなった腐食すきま再不働態化電位、E<sub>R,CREV</sub> を 0.057V と決定した。こ

の値は、150°Cの同濃度[Cl<sup>-</sup>]条件の結果(-0.144V)に比して0.2Vほど貴な値である。

試験終了後、金属すきま試験片を解体したすきま面の写真を図 3.46 に表面、裏面を併せて示す。図にみるように、すきま内部には、明確なすきま腐食による変色が確認された。

次に、通常の金属すきま試験片について、1000ppm 条件での腐食すきま再不働態化電位測定を実施した。図 3.47 に、脱気した 1000ppm[Cl<sup>-</sup>]水溶液環境での金属すきま試験片の腐食すきま再不働態化電位測定操作時の電位挙動および電流挙動の経時変化を併せて示す。測定操作は表 3.16 にまとめるように、10000ppm 条件と同様である。

Table 3.16 Test condition on metal/metal crevice test piece  
under 200°C, 1000ppm[Cl<sup>-</sup>]

| Test piece                                 |        | Metal/metal crevice        |
|--|--------|----------------------------|
| Chloride water solution                    |        | 1000 ppm[Cl <sup>-</sup> ] |
| E <sub>R,CREV</sub> measuring<br>condition | phase1 | 5 mV/min                   |
|  | phase2 | 3000 μ A/2h                |
|  | phase3 | —                          |
|  | phase4 | 10 mV/2h                   |

図 3.47 にみるように、0.617V で電流は 3000 μ A に達し、その後の 3000 μ A/2h の定電流保持状態では、電位は 0.5~0.6V 程度を推移した。電流の挙動を見やすくするために、phase4 の一部を拡大したものを図 3.48 に示した。図にみるように、0.191V までの電流挙動には、すきま腐食の進展に特有の電流挙動が観測されたが、0.181V 保持以降は電流の再増は見られなくなり、電流は緩やかに減少していった。したがって電流の上昇が認められなくなった腐食すきま再不働態化電位、E<sub>R,CREV</sub> を 0.181V と決定した。この値は、150°Cの同濃度[Cl<sup>-</sup>]条件の結果(0.04V 程度)に比して0.14Vほど貴な値である。

試験終了後、金属すきま試験片を解体したすきま面の写真を図 3.49 に表面、裏面を併せて示す。図にみるように、すきま内部には、10000ppm 条件と同様の明確なすきま腐食による変色が確認された。

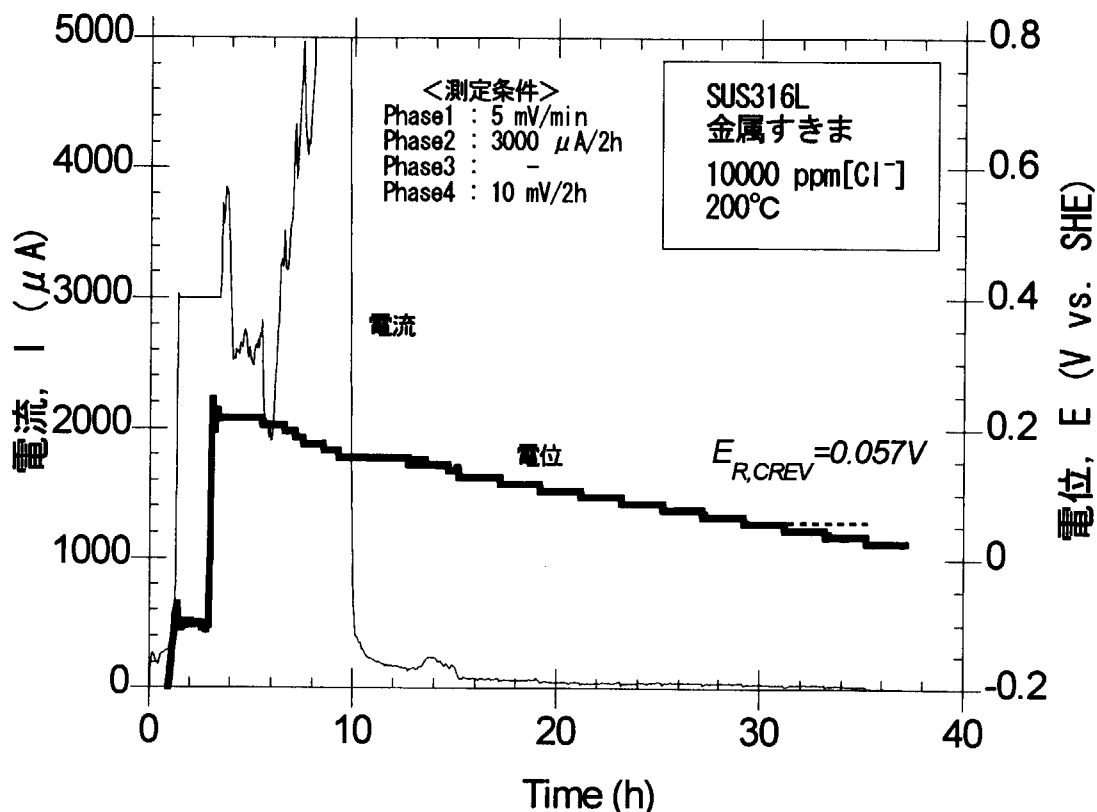


Fig. 3.44 Measured potential and current for identification of corrosion-crevice repassivation potential,  $E_{R,CREV}$ , on metal/metal crevice test piece under the degassed water solution with chloride of 10000ppm, 200° C

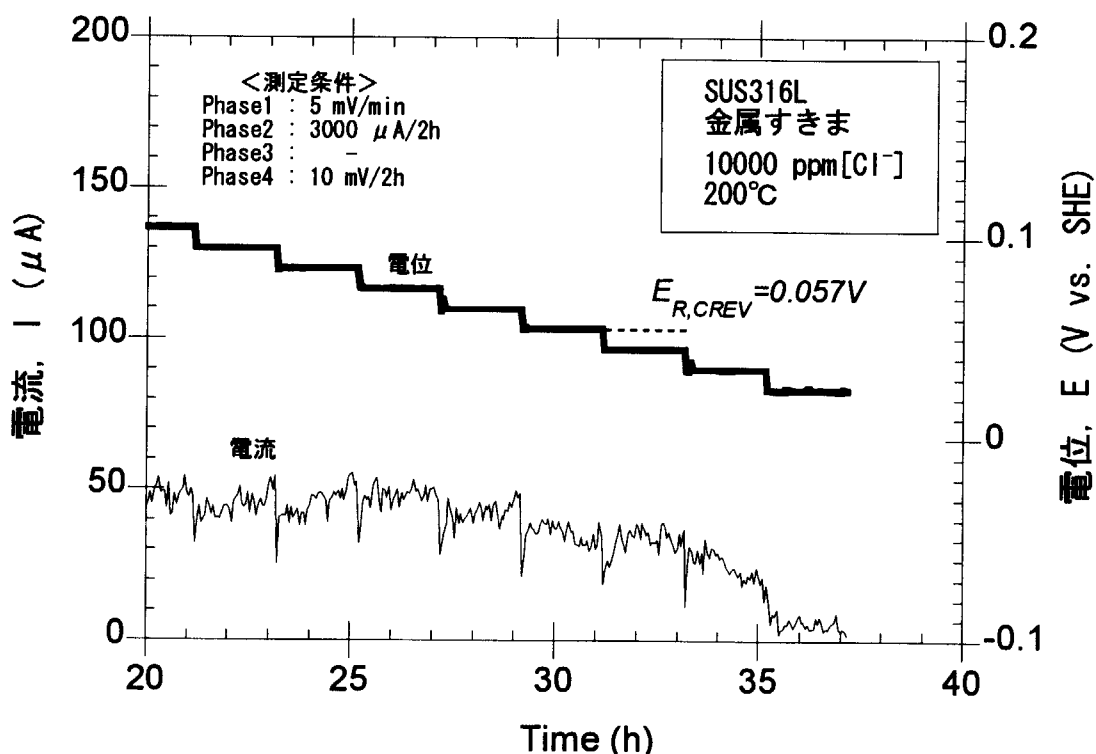
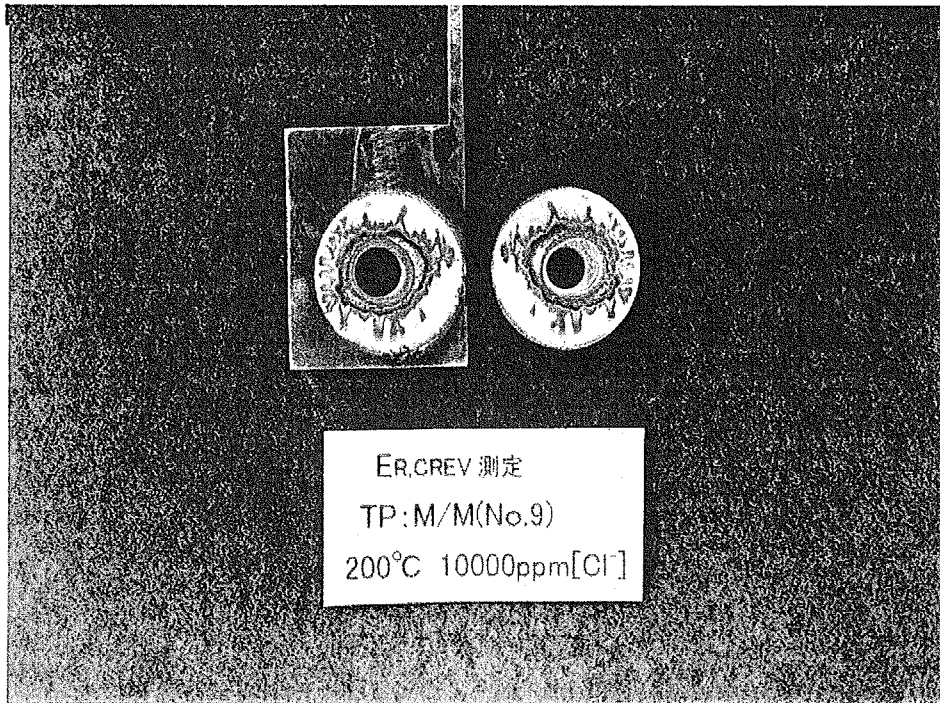


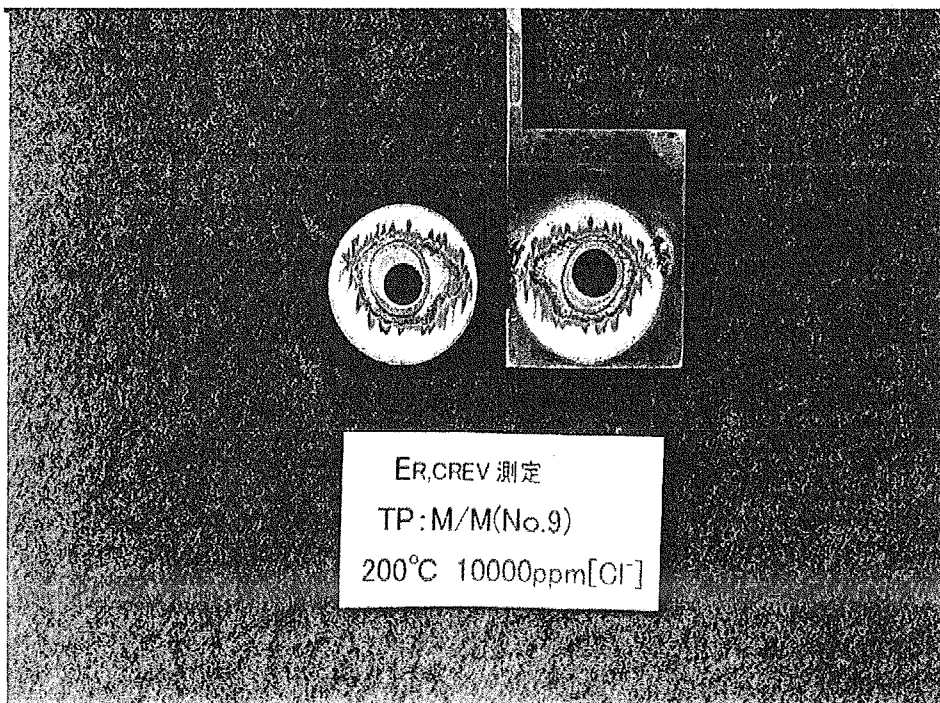
Fig. 3.45 Magnified view at phase 4 of measured potential and current for identification of corrosion-crevice repassivation potential,  $E_{R,CREV}$ , on metal/metal crevice test piece under the degassed water solution with chloride of 10000ppm, 200° C

This is a blank page.





ER,CREV 測定  
TP:M/M(No.9)  
200°C 10000ppm[Cl<sup>-</sup>]



ER,CREV 測定  
TP:M/M(No.9)  
200°C 10000ppm[Cl<sup>-</sup>]

Fig. 3.46 Photo of internal surfaces of the crevice with disassembling the test piece, about metal/metal crevice test piece after test under the degassed water solution with chloride of 10000ppm, 200° C

This is a blank page.

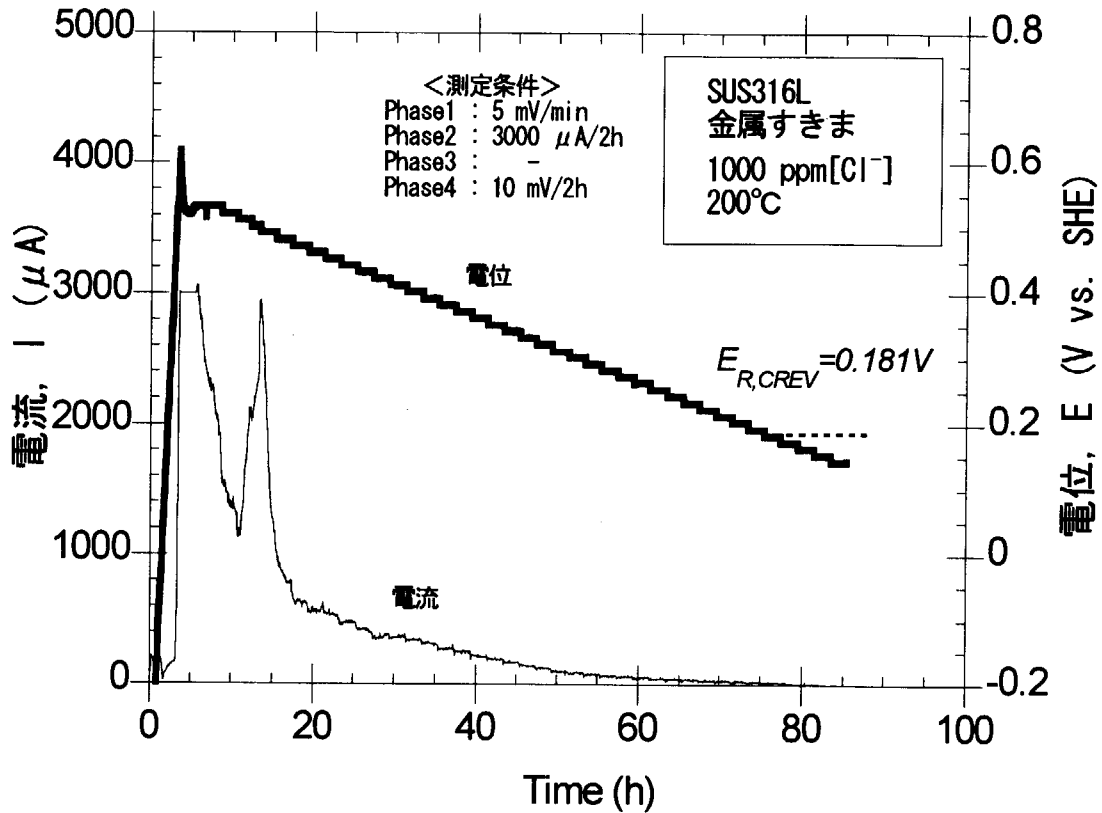


Fig. 3.47 Measured potential and current for identification of corrosion-crevice repassivation potential,  $E_{R,CREV}$ , on metal/metal crevice test piece under the degassed water solution with chloride of 1000ppm, 200° C

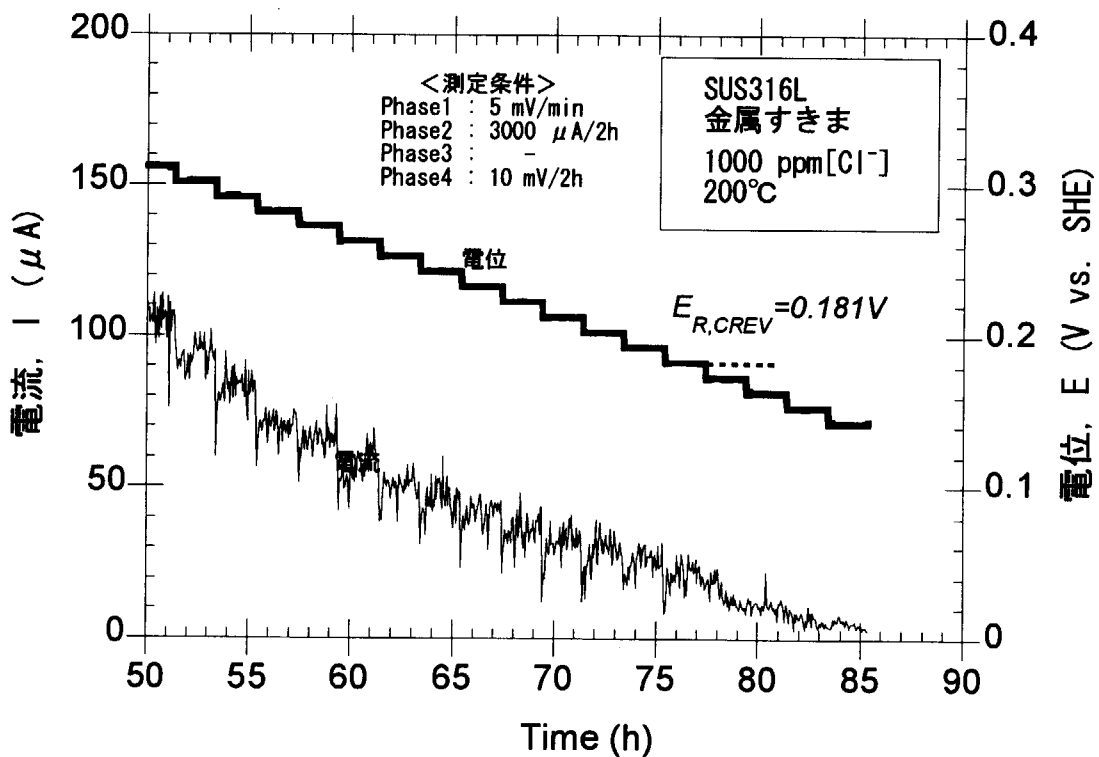


Fig. 3.48 Magnified view at phase 4 of measured potential and current for identification of corrosion-crevice repassivation potential,  $E_{R,CREV}$ , on metal/metal crevice test piece under the degassed water solution with chloride of 1000ppm, 200° C

This is a blank page.

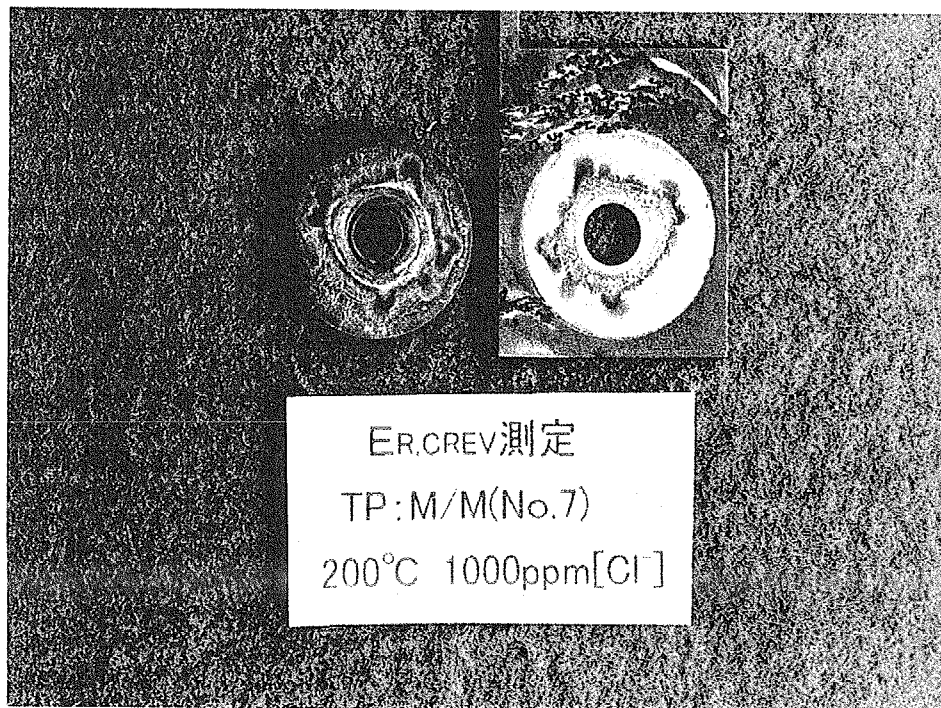
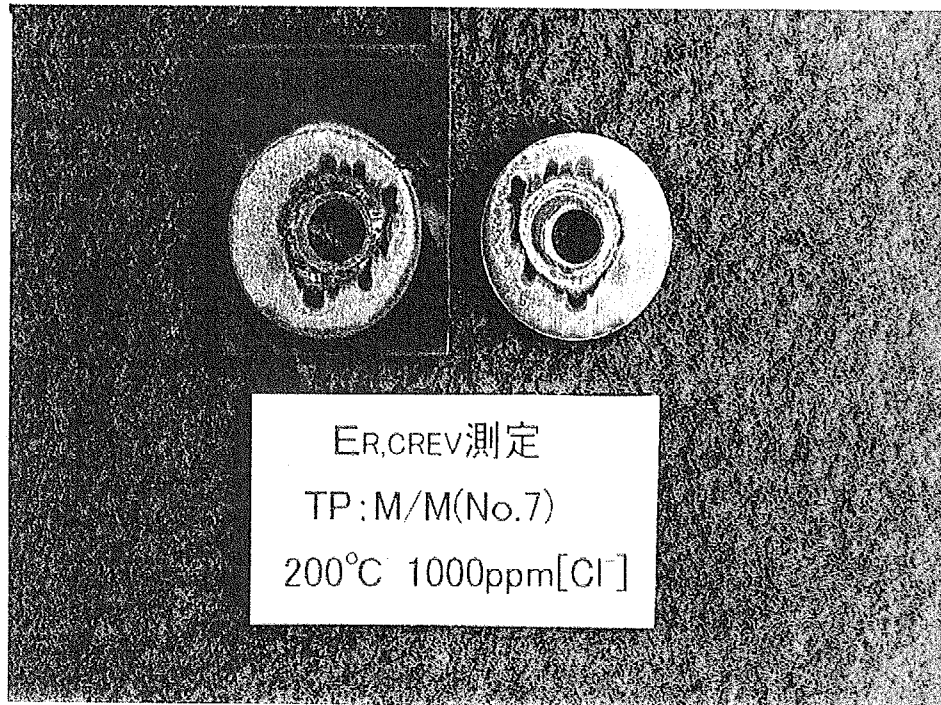


Fig. 3.49 Photo of internal surfaces of the crevice with disassembling the test piece, about metal/metal crevice test piece after test under the degassed water solution with chloride of 1000ppm, 200° C

**This is a blank page.**

## (5) 塩化物濃縮型すきま試験片の腐食すきま再不働態化電位測定(ベーキング運転条件)

すきま内の塩化物濃縮を模した金属すきま試験片について、1000ppm 条件での腐食すきま再不働態化電位測定を実施した。図 3.50 に、脱気した 1000ppm[Cl<sup>-</sup>] 水溶液環境での塩化物濃縮型金属すきま試験片の腐食すきま再不働態化電位測定操作時の電位挙動および電流挙動の経時変化を併せて示す。測定操作は表 3.17 にまとめるように、これまでと同様である。

Table 3.17 Test condition on condensed chloride metal/metal crevice test piece under 200°C, 1000ppm[Cl<sup>-</sup>]

| Test piece                              |        | Condensed chloride metal/metal crevice |
|---|--------|--|
| Chloride water solution                 |        | 1000 ppm[Cl <sup>-</sup> ]             |
| E <sub>R,CREV</sub> measuring condition | phase1 | 5 mV/min                               |
|   | phase2 | 3000 μA/2h                             |
|   | phase3 | —                                      |
|   | phase4 | 10 mV/2h                               |

図 3.50 にみるように、0.08V で電流は 3000 μA に達し、その後の 3000 μA/2h の定電流保持状態では、試験片電位は最初に徐々に卑化していった後、上昇し 0.4~0.5V 程度で推移した。電流の挙動を見やすくするために、phase4 の一部を拡大したものを図 3.51 に示した。図にみるように、0.193V までの電流挙動には、すきま腐食の進展に特有の電流挙動が観測されたが、0.183V 保持以降は電流の再上昇傾向があいまいになり、電流は緩やかな減少傾向を示している。したがって電流の上昇が認められなくなった腐食すきま再不働態化電位、E<sub>R,CREV</sub> を 0.183V と決定した。この値は、通常の金属すきま試験片を用いた試験での結果とほぼ一致している。

試験終了後、金属すきま試験片を解体したすきま面の写真を図 3.52 に表面、裏面を併せて示す。図にみるように、すきま内部には、明確なすきま腐食による変色が確認された。

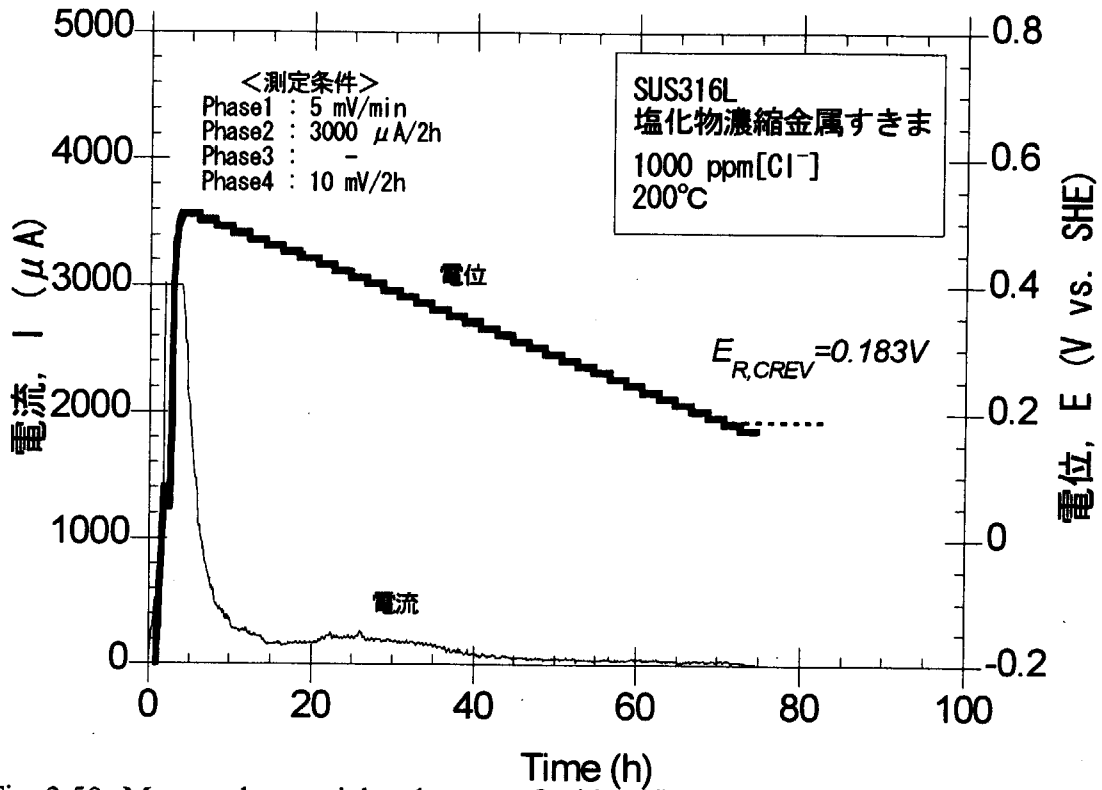


Fig. 3.50 Measured potential and current for identification of corrosion-crevice repassivation potential,  $E_{R,CREV}$ , on condensed chloride metal/metal crevice test piece under the degassed water solution with chloride of 1000ppm, 200° C

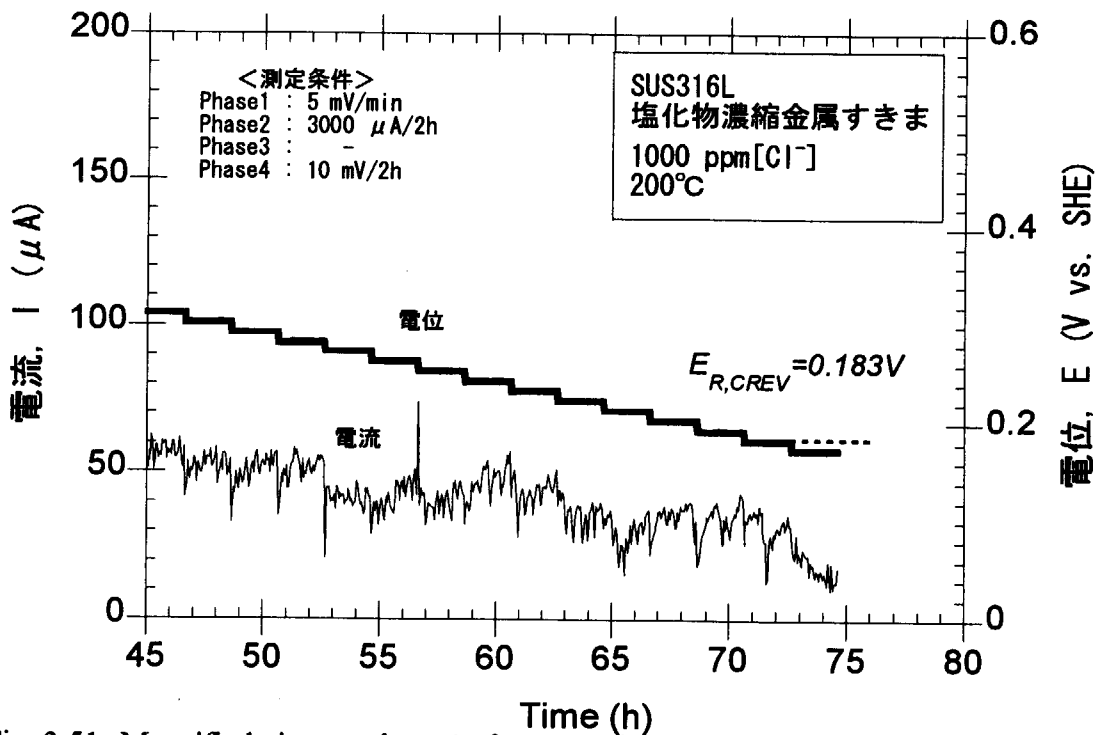


Fig. 3.51 Magnified view at phase 4 of measured potential and current for identification of corrosion-crevice repassivation potential,  $E_{R,CREV}$ , on condensed chloride metal/metal crevice test piece under the degassed water solution with chloride of 1000ppm, 200° C



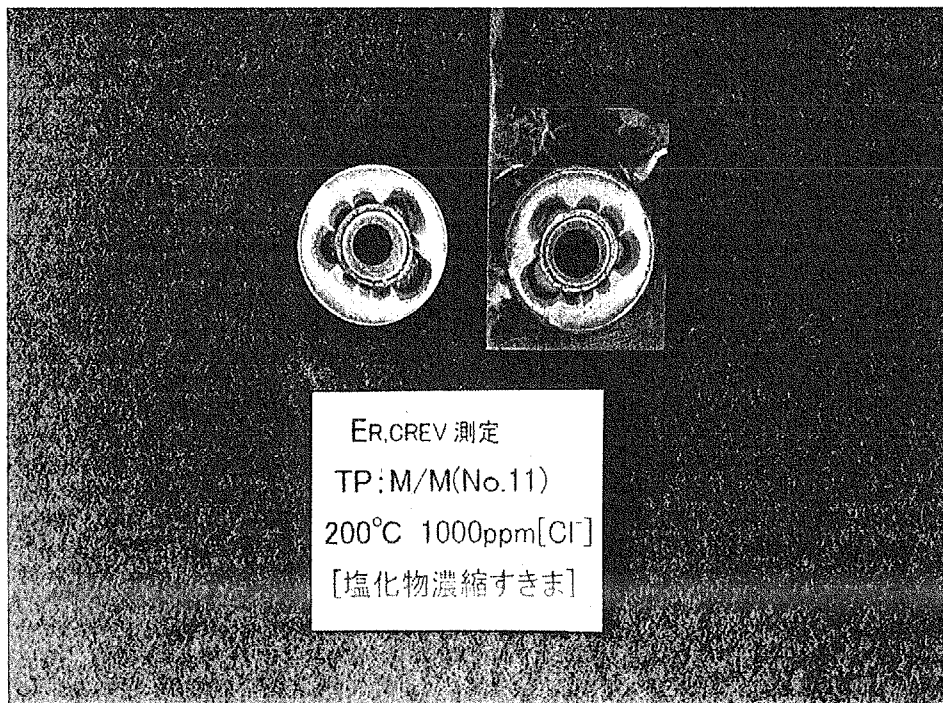
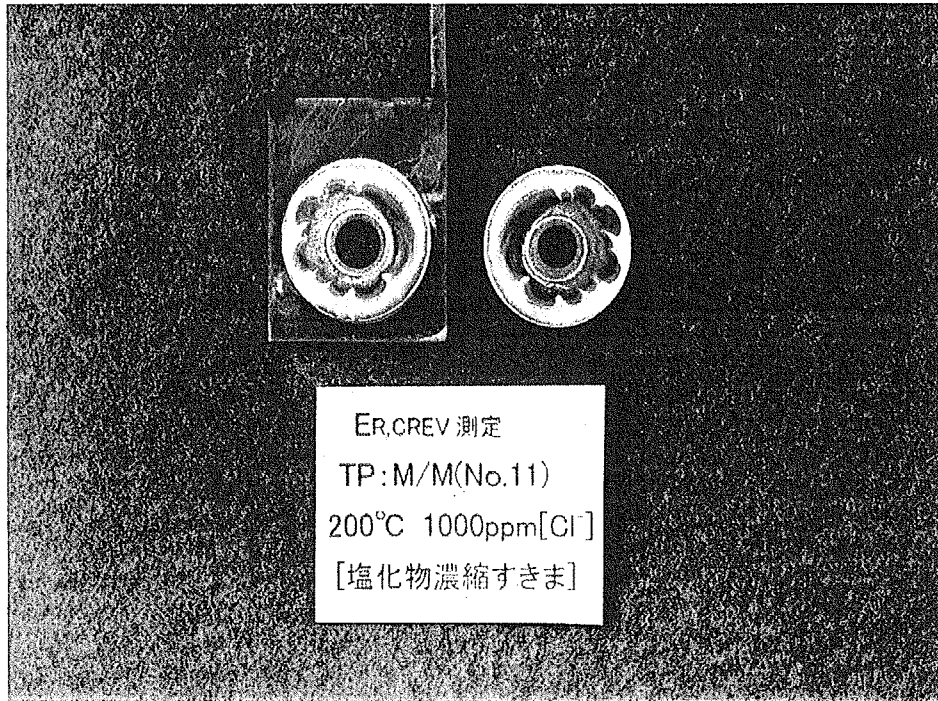


Fig. 3.52 Photo of internal surfaces of the crevice with disassembling the test piece, about condensed chloride metal/metal crevice test piece after test under the degassed water solution with chloride of 1000ppm, 200° C

This is a blank page.

(6) 定常腐食電位( $E_{SP}$ )の推定

局部腐食臨界電位概念に基づいてすきま腐食感受性を評価するためには、当該環境における定常腐食電位、 $E_{SP}$  データが必要である。しかしながら、現時点では真空容器材料である SUS316L 鋼の 150°C および 200°C における同データは見当たらないため、ここでは、ほぼ同様な水質条件である BWR 一時冷却水系におけるステンレス鋼 SUS304 のデータを用いて、ITER 環境の定常腐食電位( $E_{SP}$ )を類推する。SUS316L 鋼は、SUS304 鋼よりも腐食耐性が高いため、SUS304 鋼の  $E_{SP}$  を評価に用いることは安全側となる。

図 3.53 に、288°C の模擬 BWR 環境において十分に不働態化させた SUS304 鋼の定常腐食電位測定結果<sup>19)</sup>を示す。伝導度は  $0.1 \mu S$  (ジーメンズ= $\Omega^{-1}$ ) 以下で、溶存酸素濃度は 0.25~0.35ppm 程度である。図にみるように、288°C における SUS304 鋼の定常腐食電位( $E_{SP}$ )は 0.08V 程度である。

一方、25°C での SUS304 の定常腐食電位( $E_{SP}$ )は主として溶液 pH に依存し、図 3.54 に示すように pH=7 においては 0.319V 程度となる<sup>9)</sup>。

以上の 25°C および 288°C の定常腐食電位、 $E_{SP}$  データを図 3.55 にアレニウスプロットとして示した。図から、150°C および 200°C におけるステンレス鋼の定常腐食電位を類推すると、それぞれ 0.168V および 0.130V 程度となる。そこで、本研究では、150°C および 200°C 条件下での SUS316L 鋼の定常腐食電位( $E_{SP}$ )を暫定的にそれぞれ 0.168V および 0.130V としてすきま腐食感受性評価を実施した。なお、これらの定常腐食電位は、過酸化水素の溶存などにも影響を受けるが、これらの詳細な検討については今後の課題である。

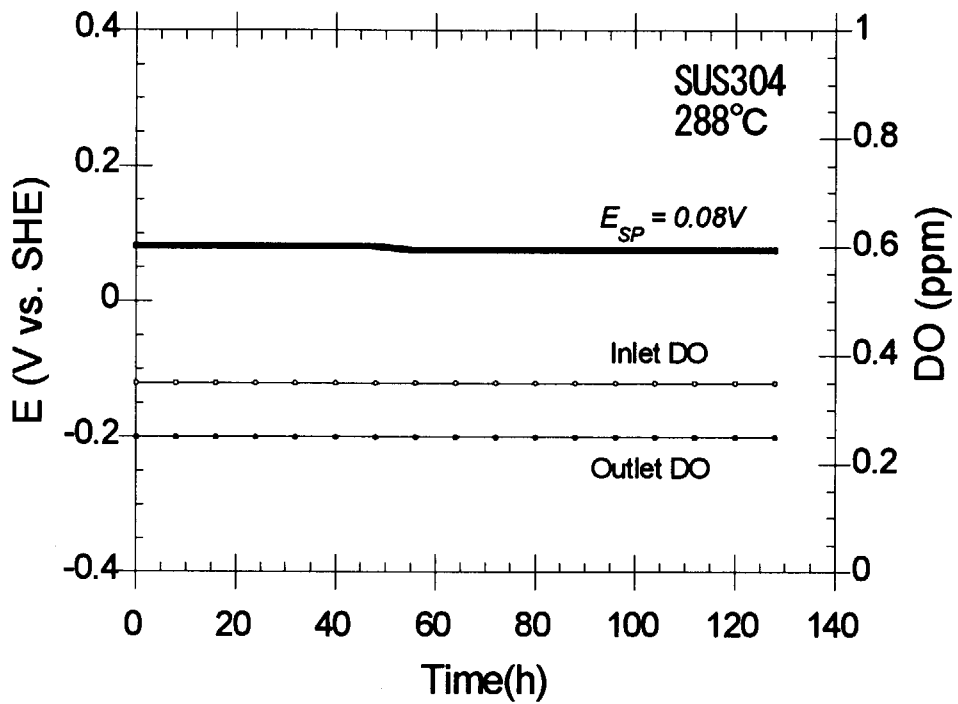


Fig. 3.53 Steady-state corrosion potential,  $E_{SP}$ , of type 304 stainless steel under the environment simulating boiled water reactor with 288° C

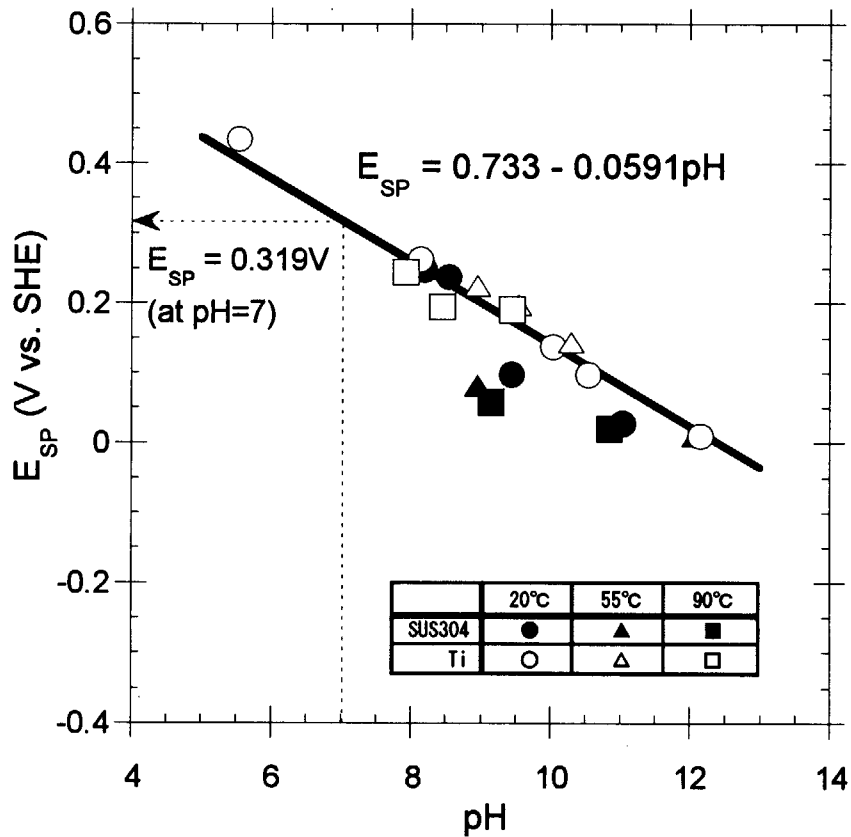


Fig. 3.54 Estimation of the steady-state corrosion potential,  $E_{SP}$ , of type 304 stainless steel under water temperature of 25° C

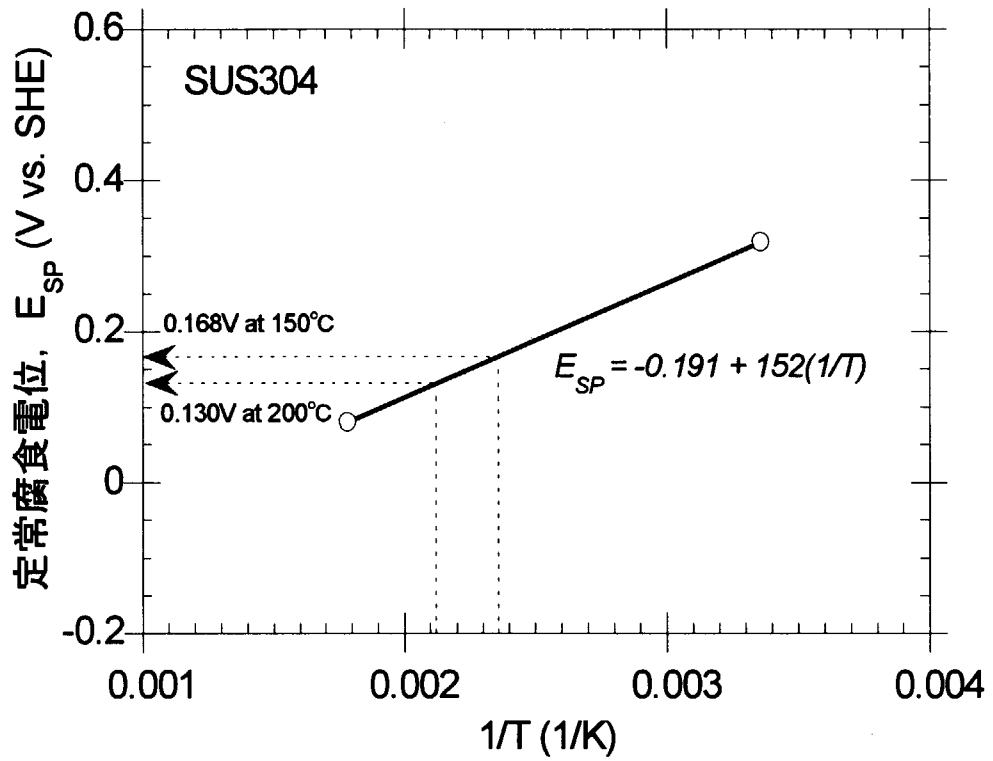


Fig. 3.55 Estimation of steady-state corrosion potential,  $E_{SP}$ , of type 316L stainless steel under water temperature of 150° C and 200° C

### 3.3.6 すきま腐食感受性評価

図 3.56 に、本試験で求めたすべての条件下での腐食すきま再不働態化電位( $E_{R,CREV}$ )の値を塩化物イオン濃度条件に対してプロットした。図中には、比較のため、20～80℃の塩化物環境で測定された SUS304/ポリサルフォンすきま試験片の  $E_{R,CREV}$  データ<sup>20)</sup>、55℃の塩化物環境で測定された SUS316/ポリサルフォンすきま試験片の  $E_{R,CREV}$  データ<sup>19)</sup>を併せて示した。図で、同じ塩化物イオン濃度条件での  $E_{R,CREV}$  が高いということは、それだけすきま腐食が生起しにくいということ、すなわちすきま腐食感受性が小さいことを示している。

図にみるように、まず SUS304 と SUS316(L)の結果を比較すると、SUS316(L)の 55℃ならびに 150℃の  $E_{R,CREV}$  は、それぞれ SUS304 の 20℃ならびに 80℃の  $E_{R,CREV}$  と同レベルであるから、SUS316(L)の方がよりすきま腐食感受性が小さいことがわかる。また、これらの温度条件範囲での  $E_{R,CREV}$  は温度の上昇とともに低くなる傾向が認められる。

しかしながら、本試験で求めた 200℃条件での通常の SUS316L 金属すきま試験片の  $E_{R,CREV}$  は、いずれも 150℃条件よりも高くなり、55℃条件の水準程度まで上昇する。ステンレス鋼の不働態皮膜は、室温付近では薄い nm オーダーの不働態皮膜であるが、BWR 環境のような高温条件では、厚い  $\mu\text{m}$  オーダーの酸化物皮膜になることが知られている。したがって、本試験において、150℃条件に比して 200℃条件の  $E_{R,CREV}$  がむしろ高くなった実験事実は、この皮膜性状の違いに起因すると考えられる。この 150～200℃の挙動の詳細な検討については、今後の課題である。

より保守的に評価するため、測定された 150℃の  $E_{R,CREV}$  の最も卑な結果を結んだ場合の直線は次式；

$$E_{R,CREV} = 0.364 - 0.127\log[\text{Cl}^-] \quad (1)$$

で与えられる

また、200℃での 1000ppm 条件および 10000ppm 条件のプロットに直線をあてはめて、 $E_{R,CREV}$  の塩化物濃度依存性の実験式として次式；

$$E_{R,CREV} = 0.553 - 0.124\log[Cl^-] \quad (2)$$

を得た。

図 3.57 に、(1)、(2)式と、2.6.2 項で類推した 200°Cにおける定常腐食電位、 $E_{SP}$  値との関係を、150°C条件と併せてまとめた。

図にみるように、(1)式と、150°Cの定常腐食電位、 $E_{SP}=0.168V$  との交点の塩化物イオン濃度 $[Cl^-]$ は 35ppm、(2)式と、200°Cの定常腐食電位、 $E_{SP}=0.130V$ との交点の塩化物イオン濃度 $[Cl^-]$ は 2578ppm となり、これより $[Cl^-]$ が大きいと  $E_{R,CREV}$  よりも  $E_{SP}$  の方が高くなるため、当該環境ですきま腐食が生じることが予想されるが、これよりも $[Cl^-]$ が小さい場合は、 $E_{SP}$ は  $E_{R,CREV}$ に達しないため、すきま腐食は生じない。すなわち、当該環境におけるすきま腐食生起下限界 $[Cl^-]$ 条件は 35ppm 程度と見積もられた。

表 3.3 に示したように、ITER の水質条件としては 0.005ppm $[Cl^-]$ 程度での運転が想定されており、この濃度は上述した下限界 $[Cl^-]$ 条件に比してはるかに小さい。すなわち実機 ITER 環境においては、すきま腐食が生起・進展する可能性はないものと結論される。

また、乾燥後の通水プロセスを模擬して、予めすきま内に塩化物を濃縮させた塩化物濃縮型金属すきま試験片の 1000ppm 条件での  $E_{R,CREV}$ は、0.183V であり、通常の金属すきま試験片のそれとほぼ一致した。したがって、初期状態におけるすきま内の塩化物イオン濃度は  $E_{R,CREV}$  に寄与せず、あくまでバルク溶液の塩化物イオン濃度が  $E_{R,CREV}$  を支配するものと考えられる。したがって、乾燥後の通水プロセスによって、初期状態で仮にすきま内に塩化物が濃縮していたとしても、バルク溶液の塩化物イオン濃度が、運転条件どおりの 0.005ppm 程度であれば、すきま腐食が生起・進展する可能性はないものと結論された。

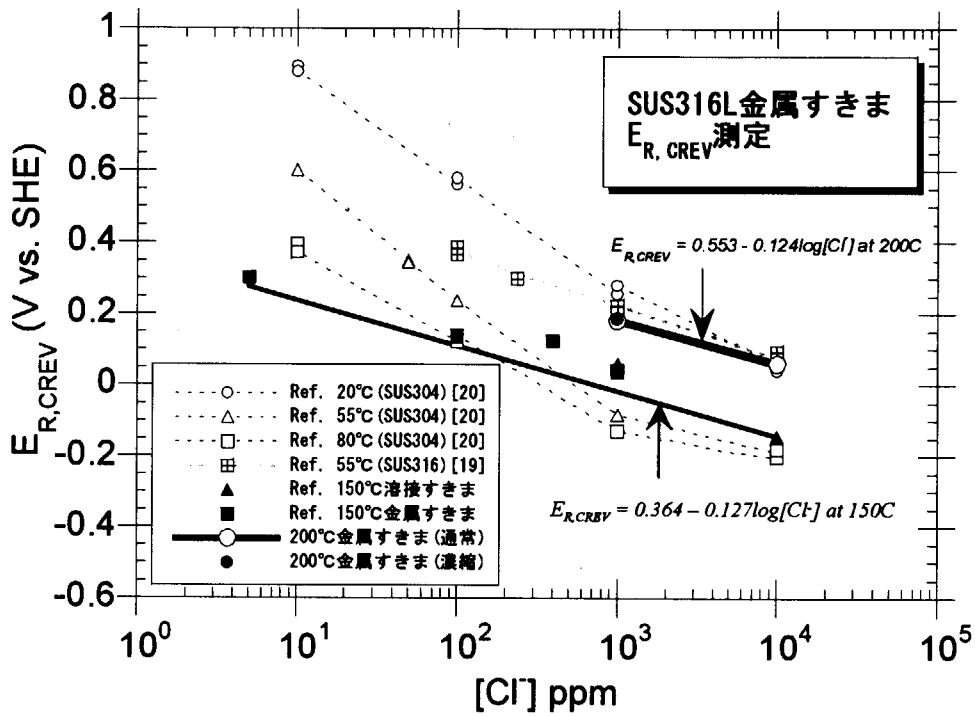


Fig. 3.56 Relation of corrosion-crevice repassivation potential,  $E_{R,CREV}$ , to chloride ion density

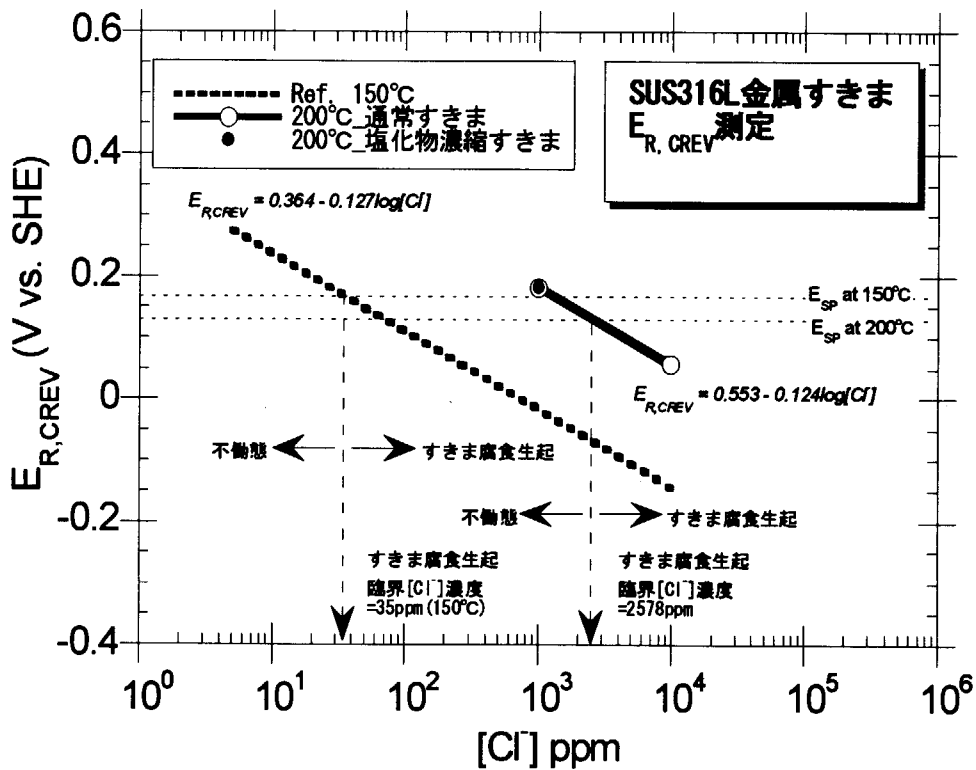


Fig. 3.57 Estimation of critical chloride ion density from comparison of corrosion-crevice repassivation potential,  $E_{R,CREV}$ , and steady-state corrosion potential,  $E_{SP}$



## 3.3.7 特殊なT字継手のすきま腐食感受性評価試験のまとめ

ITER 真空容器溶接部に生じる金属すきまについて、150°Cの通常運転、200°Cで行われるベーキング運転、ならびに乾燥後の通水プロセスの環境条件でのすきま腐食感受性を評価するために、腐食すきま再不動態化電位測定を実施した。得られた知見を以下にまとめる。

- ① 溶接すきま試験片の  $E_{R,CREV}$  結果は、一般的な Metal/Metal すきま試験片のそれとほぼ同様であり、それは塩化物イオン濃度の対数と良い直線関係を示した。
- ② 実験で得られた  $E_{R,CREV}$  の塩化物イオン濃度依存性と、既存データから類推した当該環境における SUS316L の定常腐食電位、 $E_{SP}$  データから、150°C条件ですきま腐食が生起する下限界[Cl<sup>-</sup>]濃度は 35ppm 程度と見積もられた。
- ③ 200°C条件での通常の SUS316L 金属すきま試験片の  $E_{R,CREV}$  は、150°C条件に比してむしろ高い値となった。
- ④ 実験で得られた 200°C条件における  $E_{R,CREV}$  の塩化物イオン濃度依存性と、既存データから類推した当該環境における SUS316L の定常腐食電位、 $E_{SP}$  データから、すきま腐食が生起する下限界[Cl<sup>-</sup>]濃度は 2578ppm 程度と見積もられた。
- ⑤ ITER の水質条件としては 0.005ppm 程度での運転が想定されており、その濃度は上述した下限界[Cl<sup>-</sup>]条件 35ppm に比してはるかに小さい。したがって、実機 ITER がベーキング運転をしたとしても、すきま腐食が生起・進展する可能性は極めて少ないものと結論された。
- ⑥ 事前にすきま内に塩化物を濃縮させた塩化物濃縮型金属すきま試験片の  $E_{R,CREV}$  は、通常の金属すきま試験片の  $E_{R,CREV}$  とほぼ一致した。すなわち、200°C条件において、金属すきま試験片の  $E_{R,CREV}$  は、あくまでバルク溶液の塩化物濃度に依存すると考えられ、乾燥後の通水プロセスを行っても、すきま腐食が生起・進展する可能性はないものと結論された。
- ⑦ 150~200°Cの範囲での  $E_{R,CREV}$  の挙動については、ステンレス鋼表面に発生する不動態皮膜の温度依存性等の詳細な検討を実施することが今後の課題である。

### 3.4 第3章のまとめ

ITER真空容器は溶接接合によるリブ付き二重壁構造を採用しているため、二重壁を閉じるための最終的な接合も溶接により行われる。この最終溶接は、二重壁の外側からのみ可能となるため、溶接の健全性を評価するための初層の裏側は閉鎖された二重壁の内部となる。このため、外部から初層裏側へのアクセスができないことからその検査は実質的に不可能となる。検査ができない場合の既存の構造技術基準では、溶接の継手効率が0.6と大幅に低い値が定められており、二重壁真空容器の設計は困難となる。このため、新しい溶接継手の提案とその成立性を評価すると共に、この継手に適用可能な新しい構造技術基準を策定する必要がある。

また、この最終溶接に関して従来のようにリブをT字に加工し、外壁を突き合わせ溶接とするには、ITER真空容器の大型で3次元形状をもつ部品の開先を全線にわたって確保しなければならず、組立精度を考えると現実的ではなく、リブに外壁を乗せてしまうような形状が望まれる。また外壁が膜応力主体であり、外壁の板厚方向には未溶着部を回避すべきことから、リブの厚み方向に部分溶け込みとする継手とした。この二重壁構造に起因する検査性や製作性の合理化を図ることが可能な部分溶け込みT字溶接部の構造技術基準への受容性を確認するため、強度と腐食耐性に関する特性を評価した。

強度特性データとして、継手効率と疲労強度減少係数を求めた。試験片としては、実大の非平滑大型試験片を用い、形状効果が直接現れるようにした。この結果、継手効率は部分溶け込み溶接でも90%以上の値となり、十分使用に耐えると判断した。しかし、疲労強度に関しては溶接手法により結果が異なり、電子ビーム溶接による継手は疲労強度減少係数5となり、非平滑大型試験片であることを加味して使用可能と判断したが、MAG溶接による試験片は疲労強度減少係数が6となり、溶接品質がTIGやMIG並に確保できない限り真空容器への使用は避けるべきであるとの結論に達した。

腐食耐性に関しては、材料がSUS316Lと、もともとSCC耐性に優れ、また真空容器の中性子照射量も小さいことからIASCCも誘起されにくいことから、特に部分溶け込みT字溶接継手のすきま腐食に関する耐性を確認した。結果として、すき間腐食が発生する下限界塩素イオン濃度は35ppmと判断され、ITERの水質条件0.005ppmはこ

れよりはるかに小さいため、すき間腐食は発生しないと言うことを明らかにした。

以上から、この部分溶け込みT字溶接継手は十分に実用性があることを証明でき、これにより真空容器設計および製作において大幅な合理化をすることが可能となる。

## 参考文献

- 1) *ITER Technical Basis*, ITER EDA Documentation Series, No. 24, IAEA, Vienna, (2002)
- 2) K. Koizumi, M. Nakahira, Y. Itou, N Kanamori, K. Kitamura, E. Tada, G. Johnson, K. Shimizu, G. Sannazzaro, K. Takahashi, Y. Utin and K. Ioki, "Development of Full-scale Sector Model for ITER Vacuum Vessel", *Fusion Technol. 1996 Proc. 19<sup>th</sup> Symp. on Fusion Technol.*, Lisbon, Portugal, Sept. 16-20, 1996, Vol.2, 1347-1350 (1997)
- 3) K. Koizumi, M. Nakahira, Y. Itou, H. Takahashi, E. Tada, K. Ioki, G. Johnson, M. Onozuka, Y. Utin, G. Sannazzaro, F. Elio, and K. Takahashi, "Fabrication of Full-scale Sector Model for ITER Vacuum Vessel", *Proc. of 17th IEEE/NPSS Symp. Fusion Eng.*, San Diego, U.S.A., Oct. 6-10, 1997, Vol.2, 933-936 (1998)
- 4) H. Nishi, M. Eto, K. Tachibana, and M. Nakahira, "Fatigue strength reduction factor of partial penetration weldments for ITER vacuum vessel", *Trans. 16<sup>th</sup> Int. Conf. on Structural Mech. In Reactor Technol. (SmiRT)*, Washington D.C., U.S.A., Aug. 12-17, 2001, No.1626(CD-ROM) (2001)
- 5) *Criteria of the ASME boiler and pressure vessel code for design by analysis in sections III and VIII, division2*, ASME (1969)
- 6) 辻川茂男, 久松敬弘 : 防食技術, 29, 37 (1980).
- 7) 塩原國雄, 森岡 進 : 日本金属学会誌, 36, 385 (1972).
- 8) 塩原國雄, 川口明廣 : 第48回腐食防食シンポジウム資料, 腐食防食協会, p.44 (1983).

- 9) 第48回腐食防食シンポジウム資料, “腐食すきまの評価法”, 腐食防食協会 (1983).
- 10) 中山 元, 福田敬則, 明石正恒 : 腐食防食'93講演集, p.415 (1993).
- 11) 明石正恒, 稲見英昭 : 第34回腐食防食討論会講演集, 腐食防食協会, p.173 (1987).
- 12) 腐食防食協会編 : “金属の腐食・防食Q&A”, 丸善, p.160 (1988).
- 13) 梶岐史章, 辻川茂男 : 鉄と鋼, 72, 292 (1986).
- 14) 貴堂高德, 辻川茂男 : 鉄と鋼, 75, 1332 (1989).
- 15) S. Tsujikawa and Y. Kojima : Mat. Res. Soc. Symp. Proc., 212, 261 (1991).
- 16) T. Fukuda and M. Akashi : CORROSION/92, NACE, Paper No.92 (1992).
- 17) G. Nakayama and M. Akashi : Mat. Res. Soc. Symp. Proc., 212, 279 (1991).
- 18) 福田敬則, 明石正恒 : 腐食防食'96講演集, 腐食防食協会, p.083 (1996).
- 19) 深谷祐一, 明石正恒 : private communication
- 20) M. Akashi, G. Nakayama, T. Fukuda : “Initiation Criteria for Crevice Corrosion of Titanium Alloys Used for HLW Disposal Overpack,” CORROSION/98, NACE International, Paper No. 158 (1998).

## 4 真空容器の高精度製作のための溶接変形

### 予測手法に関する研究

#### 4. 1 ITER真空容器の現地溶接

真空容器セクターモデルの製作時における二重壁の内壁と外壁の板厚は、約40mmであり、部分的に底部の支持部近傍は60mmに補強している<sup>1)</sup>。真空容器には、保守時などに内部へのアクセスするためや計測系の引き出し、プラズマの加熱、あるいは排気のためのポートがあり、大型開口となっている。また、真空容器は周方向に分割したセクターから構成され、分割線は上下方向に並んだ3つのポートの中央部となり、現地で溶接接続される。リブと内壁あるいは外壁との接続は全て工場ですべて終了しており、この現地溶接は内壁と外壁の突き合わせ溶接となる。工場製作時と異なり現地組立時には、真空容器のすぐ外側は超伝導コイルと熱シールドが完全に覆うため、溶接作業は容器内側からのみに制約を受ける。この制約から生じる片側溶接は、両側溶接に比べて変形量が多くなり、更に非対称のD型断面、ポートにより分割された溶接線など変形を複雑にする要因が存在する。また、材料であるオーステナイトステンレス鋼は、一般的に構造材として用いられる炭素鋼の約1.5倍の熱収縮率を持ち、溶接変形しやすい材料である。このように巨大さと溶接に関する短所を有しながら、一方で溶接終了後の全体の製作・組立精度要求は±20 mm と極めて厳しい。また、現地溶接部の開先位置は±5 mm 以下の高精度で製作する必要がある。この精度は工場製作時にはセクター組立後の最終的な機械加工で得られるため、1mm以下の精度が確保できるが、現地溶接を実施した際の解放端は溶接による断面変形の影響を受ける。従って溶接変形の予測はITERの要求精度を満足する上で極めて重要となる。

#### 4. 2 溶接部の解析モデル

溶接変形については、木原・増淵・小椋ら<sup>2), 3), 4), 5)</sup>は、基本的溶接継手として円輪型拘束試験体およびスリット型拘束試験体を用い、実験的に溶接部の

平均収縮が単位溶接長さあたりの溶着金属量の対数に比例するという“対数法則”を発見した。この研究では、拘束と収縮の関係を定量化するために拘束係数なる概念を導入している。

一方、溶接変形の収縮変形に関する理論的研究は渡辺・佐藤<sup>6)</sup>により進められた。この研究では溶接条件を溶接熱に関する要因と被溶接物の形状と大きさに関する要因および継手に作用する外的拘束による要因とに分類し、溶接部に固有変形なる概念を導入して収縮変形を溶接部の固有収縮、被溶接物の形状と寸法によって定まるある種の関数、外的拘束の状態を表す関数の積となることを示した。そしてこれらの関数をそれぞれの要因を表すパラメータによって整理し、その具体的な形を決定することにより、溶接における収縮発生に及ぼす各種溶接施工条件の影響の定量的関係を明らかにした。この研究は更に継続されて溶接継手の収縮変形の機構を熱伝導論的に説明しようとする方向へ進められた<sup>7)</sup>。これらはどちらかというとも溶接割れと関連して行われ、溶接割れ防止対策の具体的研究へと発展する。

しかし、10 m 以上の複雑な構造である真空容器をmmレベルで溶接変形を予測する場合、簡単な形状での一般式による概略計算<sup>5)</sup>は、精度の観点から適用できない。また、詳細な溶接条件を解析に含めた複雑なFEM解析<sup>8)</sup>は、単純な構造に対しては適用可能であるが、ITER真空容器のような大型複雑構造体では溶接条件は姿勢や形状によって種々に異なるものを用い、更に実際の溶接施工はその場で溶接者の判断に基づいて微妙に変更するのが通常であり、溶接変形解析への実際的な適用は困難となる。また、実際の溶接変形は、理論的な数値化が困難な溶接機の個性や溶接施工者の技量も影響する。ここでは、ある程度の精度を確保しつつ、溶接条件や治具の配置等を検討する上で有効となるパラメータスタディ用の簡易溶接変形解析手法を考案する。すなわち、労力を注いで精度を徹底的に追及するのではなく、ツールとして繰り返し計算が容易に行えるように合理的な方法を構築することが目的である。

溶接変形は、①溶接施工に関する要因と、②形状・補強構造の剛性に関する要因とを分離可能である。ここで、数値化が困難で煩雑な溶接条件、作業者の技量は、材料と使用する溶接機や作業する作業員を実機と同一にして無拘束平板を溶接する簡易試験によって全て含めた形で溶接変形量として取得し、

FEMモデルに熱変形のソースとして入力することとした。また、形状・補強構造はFEMにより詳細に模擬し、これらの剛性による反力と、溶接変形のソースとの釣り合いにより、最終的な溶接変形量を求める。

このような考え方の下、真空容器セクターモデルの現地溶接に伴う溶接変形<sup>9), 10), 11)</sup>の解析をFEMにより実施した。セクターモデルの現地溶接は、外壁に1本、内壁にはスプライス板の両側で2本の溶接線から構成される。内壁側のスプライス板は外壁を溶接する際のアクセス空間としても必要である。実機では、スプライス板は外壁にも適用し、隣接するセクターとの位置調整のためにも使用する<sup>9), 10), 11)</sup>。内壁、外壁、リブは単純な1枚板としてシェル要素でモデル化し、溶金の幅と等しい幅(16mm)で溶接線に沿って溶接部の要素を設け、溶接部要素に表面と裏面で異なる温度条件を与えた。図4.1に溶接部モデルの概念を示す。熱膨張係数は、溶接線方向と溶接線に垂直な方向とで異なる値とし、簡易溶接試験結果と一致するよう設定した。表と裏の温度差は、簡易溶接試験の角変形を模擬するように設定した。

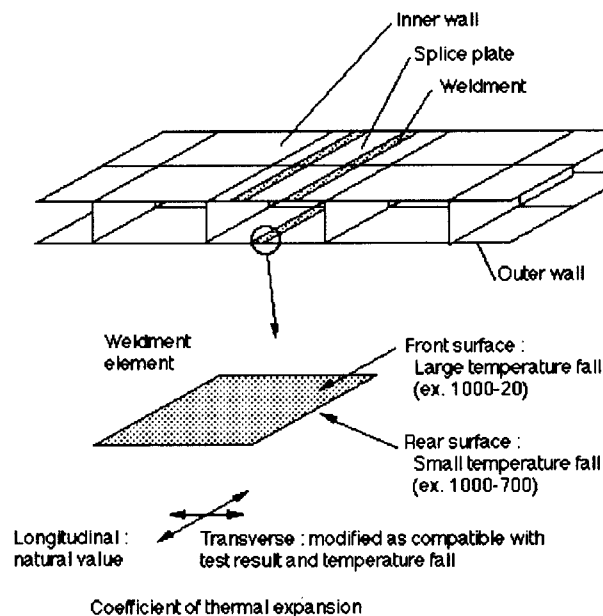


Fig. 4.1 Analysis model of welded part

溶接部への熱変形条件を得るために、実際に真空容器セクタモデルに使用する溶接機と操作員を用い、セクタモデルと同一の材料から現地溶接部の開先形状を加工した平板により簡易溶接変形試験を実施した。図4.2に簡易溶接

変形試験片の外形を示す。また試験における主なパラメータを表4.1にまとめる。表4.2と図4.3には、得られた溶接縮みの結果を示す。角変形の角度は、水平面からの値を示す。溶接変形と溶接条件は実規模真空容器セクターモデルを模倣するように設定した。実規模モデルでの溶接は、狭開先TIGであり、ホットワイヤスイッチング技術を用いた。図4.4に平板試験ならびに実規模真空容器セクターモデルで用いた溶接機を示す。平板溶接時の溶接条件は表4.3にまとめる。

Table 4.1 Main parameters of flat plate welding test

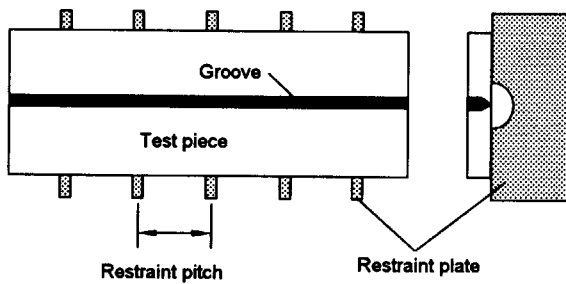
(Unit: mm)

| Test piece | Size (each)      | Material | Restraint plate | Measured point    |
|------------|------------------|----------|-----------------|-------------------|
| Free1      | 900 x 200 x 40t  | SUS316   | none            | 40 mm from center |
| Free2      | 900 x 200 x 40t  | SUS316   | none            | Groove edge       |
| Medium1    | 900 x 200 x 40t  | SUS316   | 145 x 300 x 30t | 40 mm from center |
| Medium2    | 900 x 200 x 40t  | SUS316   | 145 x 300 x 30t | Groove edge       |
| Strong1    | 1470 x 290 x 40t | SUS316L  | 200 x 700 x 30t | Groove edge       |
| Strong2    | 1470 x 290 x 40t | SUS316L  | 200 x 700 x 30t | Groove edge       |

Method: Narrow gap oscillating TIG

Position: Flat

Restraint pitch: 250 mm

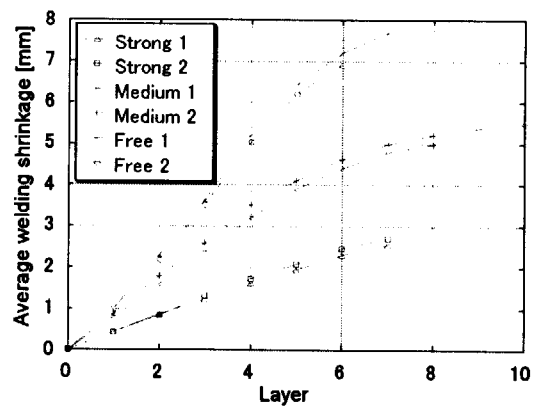


Method: Narrow Gap Oscillating TIG

Position: Flat

Restraint pitch: 250mm

Fig. 4.2 Test piece of welding deformation



Layers: 9 (50 g/min after 4th layer)

(Layer 10 shows the data at restraint removal.)

Fig. 4.3 Results of welding shrinkage



Table 4.2 Summary of the welding deformation

| Test piece | Welding shrinkage [mm] | Angular distortion [deg] |
|------------|------------------------|--------------------------|
| Free1      | 7.7                    | 3.1                      |
| Free2      | 6.9                    | 3.1                      |
| Medium1    | 5.5                    | 1.5                      |
| Medium2    | 5.2                    | 1.6                      |
| Strong1    | 2.5                    | No data                  |
| Strong2    | 2.7                    | No data                  |

Table 4.3 Summary of the welding condition

| Layer | Welding speed [g/min] | Travelling speed [mm/min] |
|-------|-----------------------|---------------------------|
| 1     | 6.3                   | 90                        |
| 2     | 15.3                  | 80                        |
| 3     | 30.2                  | 110                       |
| 4     | 50.1                  | 160                       |
| 5     | 50.1                  | 160                       |
| 6     | 50.1                  | 160                       |
| 7     | 50.1                  | 160                       |
| 8     | 50.1                  | 160                       |
| 9     | 50.1                  | 160                       |

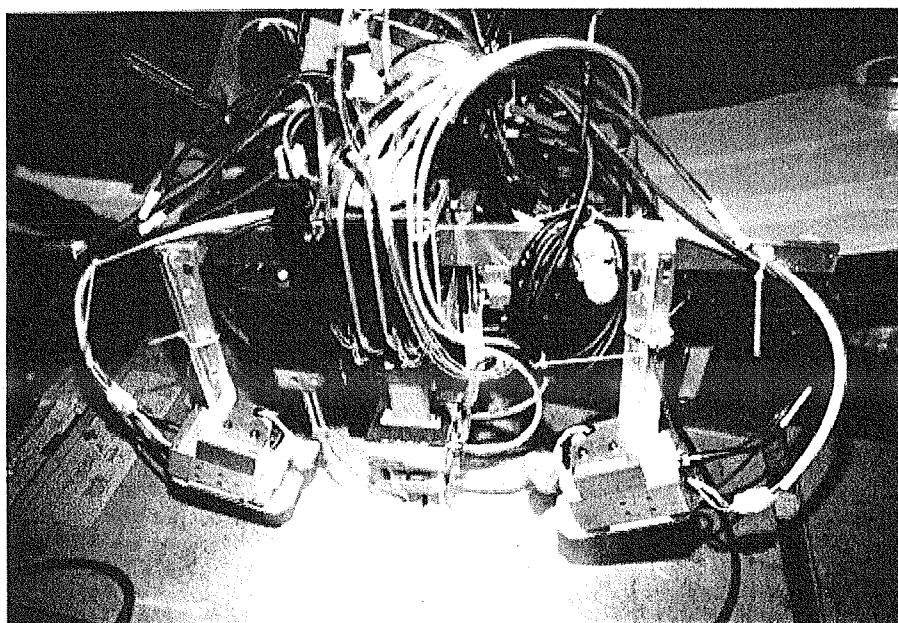


Fig. 4.4 Configuration of Automatic TIG Welding Head for VV welding test

This is a blank page.

溶接線に沿った方向の縮み量は、ほとんど 0 であったため、溶接線に沿った方向の熱膨張係数は、融点(1380°C)と室温(20°C)の中間の程度の温度(600°C)での材料物性とし、 $1.887 \times 10^{-5} /K$  を使用した。

この変形データを利用して、解析を実施した。この際、溶接縮みの板厚の異なる場合への外挿には以下の式<sup>5)</sup>を用いた。

$$\Delta x = C \cdot \frac{A}{h^2} \cdot \log \frac{w}{w_0} + x_0 \quad (1)$$

ここで

$\Delta x$  : Welding shrinkage

C: Constant

A: Area of groove section

h: Plate thickness

w: Weight of weld metal

$w_0$ : Weight of weld metal at the first layer

$x_0$ : Welding shrinkage at the first layer

係数 C の値は、溶接変形試験のうち、無拘束である「Free1」の結果にフィットするように定め、31 を用いた。この式を用い、最終溶接層である 9 層目での収縮量は 8.2mm と求めた。ここで、この収縮は幅が 16mm (初期ギャップ 12mm + 溶け込み領域片側 2mm × 2) の表面側で発生し、温度差は融点の 1380°C から常温の 20°C に変化した結果であると仮定した。従って、試験で得られた溶接縮み量に等しくなるように、溶接線直行方向の熱膨張係数を  $3.77 \times 10^{-4} /K$  とした。

角変形量は、溶接層数が増えても飽和する傾向にあるため、実測した 40mm 無拘束平板の 7 層目に当たる最大値 (両側合わせて 6.2 度) を 60mm の板を使用している部分に対しても直接用いることとした。これから、裏側の温度差は 1380°C から 737.8°C と決定した。

#### 4. 3 真空容器のFEMモデル

真空容器のFEMモデルは、18度セクターの半分を2つポート中央に設けられた現地溶接部で接続することを模擬するように作成した。真空容器実規模セクターモデルの内部に設けられた変形防止治具は、実規模モデルと等価な剛性をもつはり要素でモデル化した。図4.5にFEMモデルの全体図を示す。また、図4.6 および図4.7に現地溶接試験を実施した実規模セクターモデルを示す。40mmの板厚に対する無拘束時の平板の溶接縮みは、前述のように9層目までの値を式(1)により予測して用いた。

このモデルの主な諸元を以下に示す

Analysis code: ANSYS ver.5.4

Method: Elastic-plastic analysis

Nodes: 9818

Elements: 10945

Inner wall thickness: 40 mm

Outer wall thickness: 40 mm

Rib thickness: 40 mm

Weld width: 16 mm

Total height: 14461

Total width: 8819

Free welding deformation: 8.2 mm

Free angular distortion: 6.2 deg

Transversal thermal coefficient: 3.77E-04

Longitudinal thermal coefficient: 1.887E-5

Front surface temperature fall: 1380 - 20 deg

Rear surface temperature fall: 1380 - 737.8 deg

Condition of the analysis: welding 2 halves of a sector

(9 deg x 2)

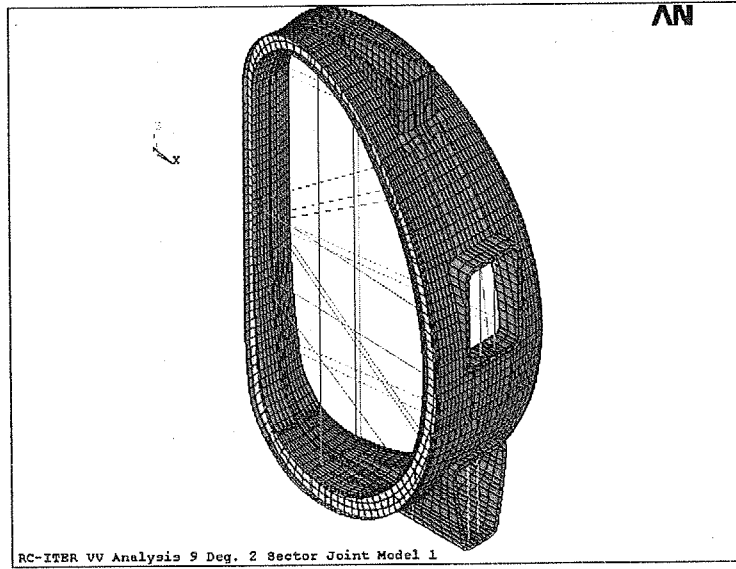


Fig. 4.5 FEM model of an ITER VV sector

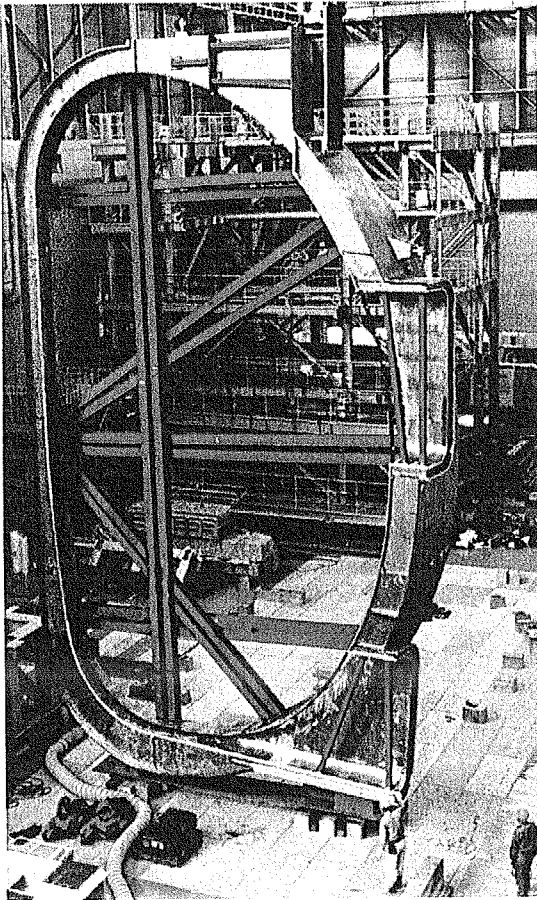


Fig. 4.6 Sector A of the full scale VV

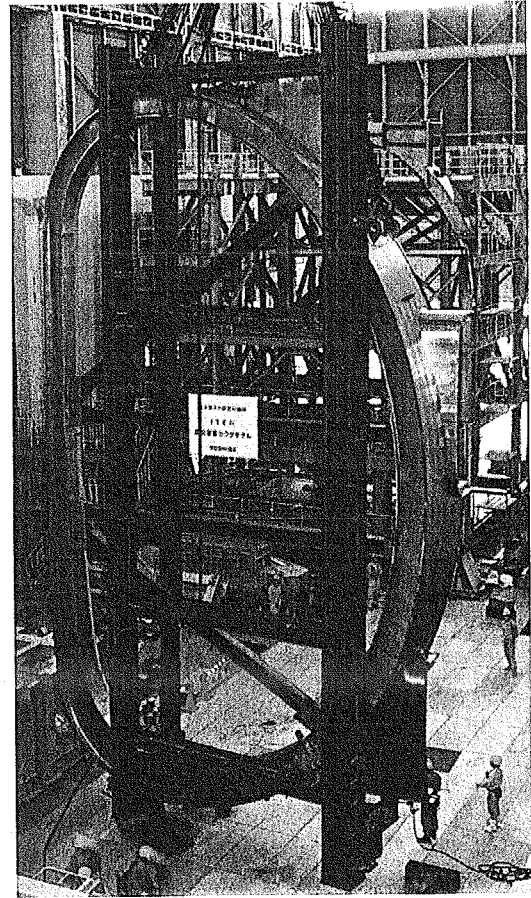


Fig. 4.7 Sector B of the full scale VV

This is a blank page.

#### 4. 4 解析結果

解析結果を表 4.4 と 表 4.5 に示す。表 4.4 中の A から J は、実規模モデルの溶接縮みを計測した位置を示し、解析モデル上では最も近いノードを選択した。表 4.5 中の H1 と W1 はそれぞれ全高、全幅の長さを示す。セクター A と B とは、実規模試験における 2 つの半セクターである。真空容器のポートがある側、すなわちドーナツの外周側をアウトボード側と呼ぶが、このアウトボード側から見て右側がセクター A、左側がセクター B である。計測点の位置は、図 4.8 に示す。

これらの結果から、解析の精度が評価できる。表 4.4 と表 4.5 には、解析の誤差を併せて示した。誤差は、解析値と実測値の差の絶対値で表した。トロイダル縮みの解析の誤差は、約 1~3mm であり、変形量としては概ね大きめの評価が行われた。トロイダル断面の変形は誤差として 3mm 程度であり、変形方向などの傾向が一致した。断面の変形は、拘束治具を完全に模擬することの困難さや、解析では考慮されていない他の溶接部の残留応力の影響を強く受けることから、一般的に精度良く予測することは困難である。加えて、トロイダル縮みが 10mm 程度であったのに対し断面変形は数 mm と小さく、計測方法もトロイダル縮みの測定の場合、測定対象が 100mm 程度と短く、計測装置も 0.5mm 以下の精度が確保できるノギスだが、断面変形の場合には計測対象が 10m オーダーであり、計測装置は巻き尺を用いたため計測誤差は 1mm 程度と見込まれる。この断面変形量としては解析結果では小さく評価されてしまうため、計測誤差も含めて 3mm 程度は解析結果から実際の変形量を予測する際に安全側になるように考慮すべきである。

また、許容値と比較した場合、現地開先位置に必要な  $\pm 5\text{mm}$  の精度は、主に断面変形に対する精度であり、今回の解析結果から得られた誤差 3mm を加えて値を求めると 4mm 程度となり、 $\pm 5\text{mm}$  に対して裕度は小さいが要求精度を満足する。また、全体仕上がり精度の  $\pm 20\text{mm}$  に対しては、上記断面変形は許容値内であり、トロイダル方向縮みも 10mm 強であるため、誤差を考慮しても要求精度を満足する。なお、セクター現地接続はスプライス板を用いてその都度スプライス板の幅をフィッティングし誤差吸収するため、トロイダル方向縮みが複数セクターで累積することは考慮しなくても良い。すなわち、考慮すべき誤差は

セクタ間の溶接1つ分に限って良いことになる。

以上を総合的に評価すると、実測と解析を組み合わせることにより、構造物組立時の溶接変形を予測し、組立手順や治工具の配置等の最適化を定性的に評価できる簡易手法を提案した。これを ITER の真空容器セクタモデルの現地組立に適用した例では、10m 規模の真空容器の溶接変形を数 mm の精度で評価可能なことを示した。

Table 4.4 Toroidal welding shrinkage at inner wall of L3 test and analysis (Unit: mm)

|                    | A      | B      | C      | D      | E      | F      | G      | H      | I     | J     |
|--------------------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|-------|-------|
| Inner wall welding | -5.12  | -4.42  | -4.79  | -4.18  | -5.46  | -4.35  | -4.88  | -5.37  | -3.36 | -4.33 |
| Outer wall welding | -5.15  | -4.57  | -5.17  | -4.43  | -4.88  | -4.28  | -4.54  | -4.72  | -4.34 | -4.28 |
| Total shrinkage    | -10.27 | -8.99  | -9.96  | -8.61  | -10.34 | -8.63  | -9.42  | -10.09 | -7.70 | -8.61 |
| Analysis results   | -11.76 | -11.38 | -11.73 | -11.54 | -11.97 | -10.12 | -11.23 | -12.03 | -9.63 | -7.47 |
| Error of analysis  | 1.49   | 2.39   | 1.77   | 2.93   | 1.63   | 1.49   | 1.81   | 1.94   | 1.93  | 1.14  |

Measured at  $\pm 200$  mm from splice plate center

+: Expansion, -: Shrinkage

Table 4.5 Poloidal welding deformation of L3 test and analysis (Unit: mm)

|                                | W1   | H1   |
|--------------------------------|------|------|
| Test result at sector A        | 2.25 | 0.00 |
| Test result at sector B        | 4.00 | 1.50 |
| Analysis result at sector A    | 0.86 | 0.60 |
| Analysis result at sector B    | 0.87 | 0.56 |
| Error of analysis for sector A | 1.39 | 0.60 |
| Error of analysis for sector B | 3.13 | 0.94 |

Measured at  $\pm 150$  mm from splice plate center

+: Expansion, -: Shrinkage



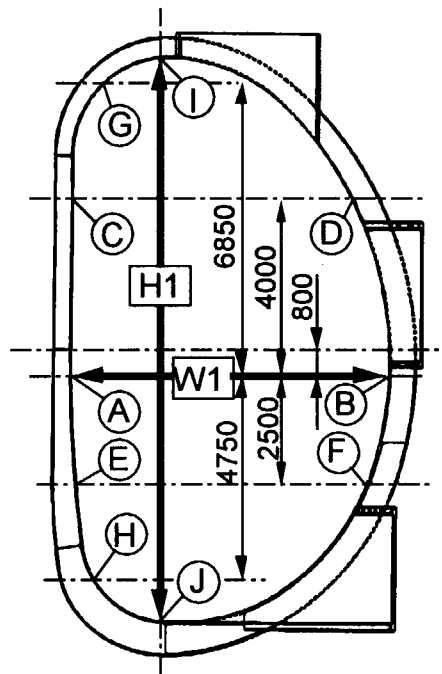


Fig. 4.8 Measured points of welding deformation

#### 4. 5 簡易溶接変形解析を用いた傾向分析

真空容器セクタモデルの現地溶接試験では計測点が限られており、任意の断面の変形や全体の傾向をつかむには十分ではない。従って、本論で提案している簡易溶接変形解析法を用いて、真空容器セクタモデルの変形傾向分析と治具の有効性を検討した。

図4.9に簡易溶接変形解析法により解析した、真空容器セクタモデルの全体変形図を示す。変形の傾向が解りやすいように、真空容器を真上から見下ろした視点での変形図を図4.10に示す。図4.10から解るように、断面変形の主要因は溶接部の角変形であり、溶接線に沿った断面が外側に膨出する傾向となる。逆に端部は内側に収縮する傾向が見て取れる。

溶接変形解析から、溶接後の端部の最大変形量が得られる。図4.11(a)は、図4.8に示した計測点での断面を示す。図4.11(b)は、次のセクタの溶接接続部となる端面の変形を示す。図4.11(c)は同じ端面の変形だが、真空容器内部の拘束治具を除いた場合の結果である。これらから、拘束治具により溶接変形が約1/3に抑えられることが解る。このように、拘束治具の配置や剛性をパラメータ

This is a blank page.

として解析を繰り返すことにより、最小限で合理的な治具計画を立てることが可能となる。

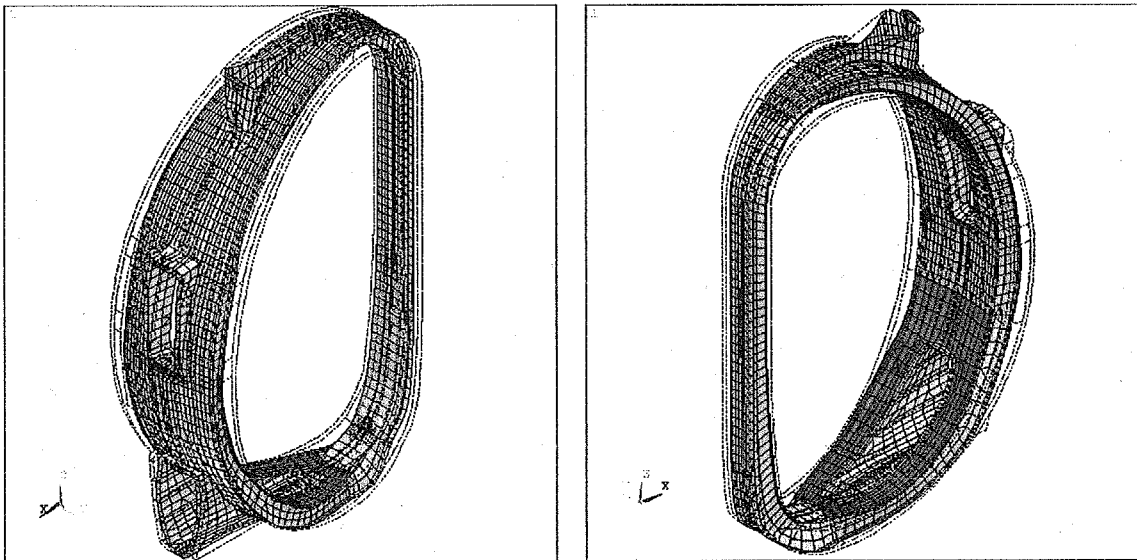


Fig. 4.9 Overview of a result of welding deformation analysis

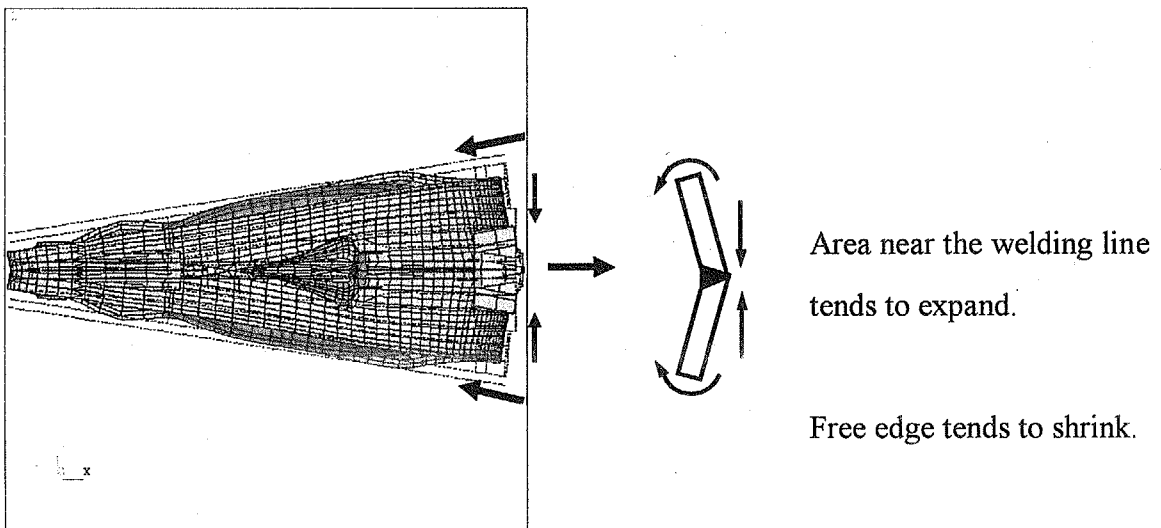
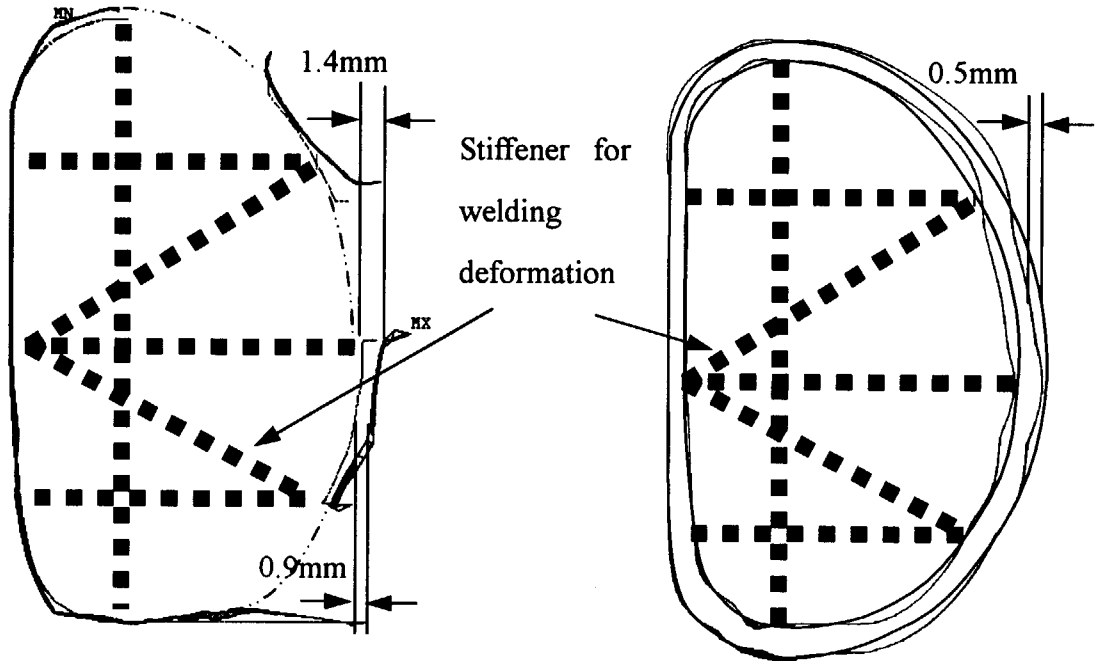


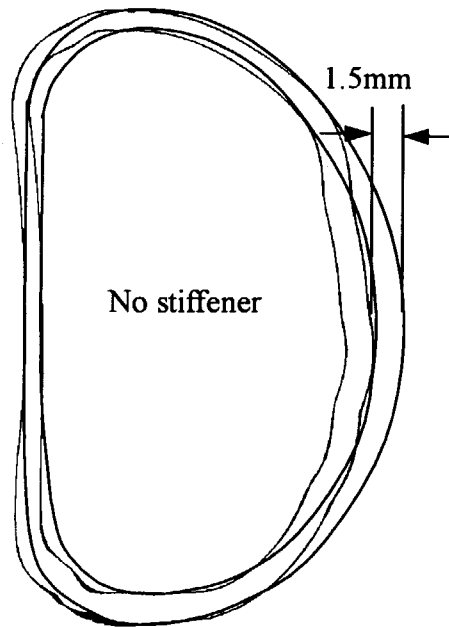
Fig. 4.10 Tendency of deformation of VV due to field joint welding

This is a blank page.



(a) Maximum deformation near welding

(b) Maximum deformation at free edge



(c) Maximum deformation at free edge without stiffener

Fig. 4.11 Maximum deformation obtained by deformation analysis

## 4. 6 第4章のまとめ

ITER真空容器では、真空容器をトラスに現地で溶接する。溶接終了後の全体の製作・組立精度要求は $\pm 20$  mmが要求されており、高さ10 m以上の18個のセクターの現地溶接部の開先位置を $\pm 5$  mm以下の高精度で製作する必要がある。しかし、材料のSUS316Lは一般的な炭素鋼に比べて約1.5倍溶接変形が大きく、真空容器のすぐ外側は超伝導コイルと熱シールドが完全に覆うため、容器内側からの片側溶接となり両側溶接に比べて変形量が多く、更に非対称のD型断面、ポートにより分割された溶接線など変形を複雑にする要因が存在する。このように巨大さと溶接に関する短所を有するため、高精度な製作を達成するためには、溶接変形の低減が最も重要となる。しかし、従来的一般式による概略計算は、精度の観点から適用できず、詳細な溶接条件を解析に含めた複雑なFEM解析は、ITER真空容器のような大型複雑構造体の溶接変形解析への実際的な適用は困難となる。

従ってITER真空容器に合理的に適用可能な新しい溶接変形予測手法を開発した。構造物の溶接変形は、

- 1) 溶接による熱変形（温度差による変形）
- 2) 構造体の形状・拘束の剛性による復元変形

の2つに分離でき、両者の釣合いによって決定される。本研究では、この点に着目し、溶接による熱変形量を簡単な要素試験から取得すると共に、真空容器の形状や拘束の剛性をFEM解析用にモデル化することにより、新しい簡易溶接変形解析法を考案した。溶接部は1枚のシェル要素でモデル化し、表面と裏面に異なる温度条件を与え、この時に用いたパラメータは、無拘束平板の溶接試験により得た。解析結果は真空容器実規模モデルの結果と比較し、トロイダル方向縮みおよび断面変形は約3mmの誤差で予測できることが明らかとなった。

また、許容値との比較として、現地開先位置に必要な $\pm 5$ mmの精度は、主に断面変形に対する精度であり、今回の解析結果に3mmを加算して値を求めると4mm程度となり裕度は小さいが要求精度を満足する。また、全体仕上がり精度の $\pm 20$ mmに対しては、上記断面変形は許容値内であり、トロイダル方向縮みも10mm強であるため、誤差3mmを考慮しても要求精度を満足する。

ここに提案した手法は、溶接変形を扱う手法として、簡易的に変形の傾向をつかむことができ、ITER真空容器のように10m規模の構造物に対し、数mmの精度で適用可能と言える。この手法により、拘束治具の配置や剛性をパラメータとして解析を繰り返すことにより、最小限で合理的な治具計画を立てることが可能となる。更に、計算機のリスタート機能を利用して、溶接手順を検討することも原理的に可能であるが、現在のところ解析上60mmの板厚を単層で溶接する形となっており、正確に模擬するためには溶接部を多層のシェルで模擬するなどが必要であり、今後の課題である。なおこの場合ツールとしての軽快さが損なわれる恐れがあり、可能な限り合理化が図れるよう工夫が必要である。本手法において重要な情報源である溶接試験は、簡単に実施することが可能であるため、溶接機や作業員、溶接条件の変更等の実際に対応に迫られることにも柔軟に対処できる。このように、極めて合理的に溶接変形を予測し、溶接変形を低減するための対処法の検討が可能なツールとして、組立手順や治具の配置等の最適化を定性的に評価できる方法を提案した。

## 参考文献

- 1) “TECHNICAL BASIS FOR THE ITER FINAL DESIGN REPORT, COST REVIEW AND SAFETY ANALYSIS”, ITER EDA Documentation Series No.16, IAEA, Vienna (1998)
- 2) 木原,増淵, 造船協会論文集, No.95, p.181(1954); No.96, p.99(1955); No.97, p.95(1955)
- 3) 木原,松山,増淵,小椋, 造船協会論文集, No.98, p.123(1956); No.99, p.123(1956); No.100, p.130(1957)
- 4) 木原,増淵,小椋, 造船協会論文集, No.99, p.111(1956); No.100, p.151(1957)
- 5) 増淵興一, “運輸技術研究所報告”, 8,12 (1959)
- 6) 渡辺,佐藤, 溶接学会誌, Vol.25, No.4, p.211; No.6, p.343; No.8, p.455; No.9, p.502(1956); Vol.26, No.4, p.213; No.6, p.399; No.7, p.459; No.9, p.591(1957)
- 7) 佐藤,松井,小林, 溶接学会誌, Vol.35, No.3, p.246; No.4, p.345; No.6, p.413(1966); Vol.36, No.3, p.299(1967)
- 8) 藤本二男, “溶接残留応力・溶接変形の解析”, 産報出版, p.97-109 (1997)
- 9) M. Nakahira, K. Koizumi, K. Oka, Y. Itou, H. Takahashi, E. Tada, K. Ioki, G. Johnson, M. Onozuka, Y. Utin, G. Sannazzaro, K. Takahashi, B. Nelson, J. Maslakowski, V. Krylov, E. Kuzmin “Integration test of ITER full-scale vacuum vessel sector”, 17th IAEA Fusion Energy Conference, IAEA-CN-69/ITERP1/24 (1998)
- 10) K. Koizumi, M. Nakahira, K. Oka, Y. Itou, H. Takahashi, E. Tada, K. Ioki, G. Johnson, M. Onozuka, Y. Utin, G. Sannazzaro, F. Elio, K. Takahashi, “Fabrication and Assembly of Full-scale Sector Models for ITER Vacuum Vessel”, Proc. of 13th Topical meeting on the Technology of Fusion Energy (ANS), pp.586-590 (1998)
- 11) M. Nakahira, H. Takahashi, K. Koizumi, M. Onozuka, K. Ioki, “Progress and achievements of R&D activities for the ITER vacuum vessel”, Nuclear Fusion Vol. 41 No. 4, pp. 375-380 (2001)



## 5 結論

### 5. 1 研究のまとめ

ITER の本体を構成する真空容器は、トリチウムや放射化ダストを閉じ込める安全障壁を構成するため、安全上最も重要な機器である。しかし、真空容器の周囲はブランケット等の容器内機器や熱シールドに完全に覆われているため、軽水炉等で実施されている容器の供用中非破壊検査が困難となる。また、真空容器には、荷重に耐える構造的健全性が要求されると共に、電気抵抗をある一定以上に保持する必要がある。このため、内外壁とリブから構成されたダンボール状の二重壁構造を採用している。二重壁構造を合理的に製作するためには、新しい継手構造が必要となる。更に、ITER 真空容器は高い製作精度が要求されるが、ドーナツ状構造で、D型の断面を持つ大型の複雑構造物であり、材料のオーステナイトステンレスは熱膨張率が大きく変形しやすい。

これらの技術課題を解決するため、本研究では、安全性を損なわずに真空容器の供用中非破壊検査を不要とする全く新しい安全確保の考え方を構築すること、新しい溶接継手の提案とその成立性を評価すること、合理的な溶接変形予測手法を構築することに着目し、核融合装置の持つ安全上の特徴を生かした合理的な真空容器の設計、製作、維持に関する考え方の技術的根拠を示した。

まず、合理的な安全確保の体系的な手法を提案するため、新しい貫通き裂と冷却水のリークに関する解析モデルを構築し、ITER に適用して手法の成立性を定量的に評価した。新しい貫通き裂と冷却水のリークに関する解析モデルとして、(1)き裂先端の塑性域の影響を考慮したき裂開口幅、(2)貫通き裂の経路における凹凸の影響を導入した。

本解析モデルについては、疲労貫通き裂を付与した小型試験片による真空中への水リーク試験により検証を行った。また、本解析モデルにより ITER 真空容器における、プラズマの反応を停止させるリーク量に相当するき裂長さを算出し、最終的に真空容器が不安定破壊を起こす限界き裂長さと比較することにより、その構造安全性を保証することを試みた。この結果プラズマを消滅させるき裂長さは約 2mm、ITER 真空容器が不安定破壊するき裂長さは約 400mm で

あることを明らかにし、プラズマの反応を停止させるき裂長さは、障壁の不安定破壊を起こすき裂長さよりはるかに小さいことを確認した。従って、ITER 真空容器は、貫通き裂が存在しても水リークによりプラズマは反応を停止し、その状態で発生するプラズマディスラプションおよび派生する電磁力にも破壊することなく耐えることが結論され、これにより ITER 真空容器の構造安全性は保証でき、プラズマ停止に関わる固有の安全性があることを示した。

この固有の安全性の立証により、従来軽水炉等で必要とされた供用中非破壊検査が不要となり、核融合装置の維持管理について大幅な合理化の提案が可能な他、核融合装置のハザードポテンシャルの低さを示す一つの重要な特徴として安全確保の考え方も合理化することができた。

二重壁真空容器の特殊構造である部分溶け込みT字継手に関しては、従来の基準では認められていないため、特に受容性の観点からの判断が急務であり、設計にとっても重点項目となる。本研究では、受容性の評価のためにまず必要なデータとして、継手強度、特に継手効率と疲労強度減少係数ならびにすきま腐食に対する感受性に着目し、これらの特性を定量的に把握し、特殊継手の構造基準への受容性を評価した。

まず、機械的強度の確認のために最も必要な継手効率と疲労強度減少係数を取得した試験結果ならびに使用した溶接方法の評価を述べる。試験に際しては、その形状効果が大きく影響するため、大型の非平滑試験片を用いて実施した。この結果、継手効率は部分溶け込み溶接でも90%以上の値となり、十分に使用に耐えると判断した。一方、疲労強度に関しては溶接手法により結果が異なり、電子ビーム溶接による継手は疲労強度減少係数5となり、非平滑大型試験片であることを加味して使用可能と判断したが、MAG溶接による試験片は疲労強度減少係数が6となり、溶接品質がTIGやMIG並に確保できない限り真空容器への使用は避けるべきであるとの結論に達した。

更に、機械的強度のみでなく腐食耐性を確認するため、すきま腐食感受性評価試験を実施し、その発生の可能性を評価した。結果として、すき間腐食が発生する下限界塩素イオン濃度は35ppmと判断され、ITERの水質条件0.005ppmはこれよりはるかに小さいため、すき間腐食は発生しないということを明らかにした。

以上の結果より、安全障壁であるITER真空容器への構造強度、電気特性、良好な製作性等の要求を同時に満足するが、従来の基準にない新たな部分溶け込み溶接継手の構造技術基準への受容性を確認し、合理的な新しい継手構造を提案することができた。

溶接変形の予測はITERの要求精度を満足する上で極めて重要となる。本研究では、この溶接変形予測手法に着目し、合理的な評価手法を提案すると共に、実規模セクターモデルでの現地溶接試験結果と比較してその有効性について確認した。

構造物の溶接変形は、

- 1 溶接による熱変形（温度差による変形）
- 2 構造体の形状・拘束の剛性による復元変形

の2つに分離でき、両者の釣合いによって決定される。本研究では、この点に着目し、溶接による熱変形量を簡単な要素試験から取得すると共に、真空容器の形状や拘束の剛性をFEM解析用にモデル化することにより、新しい簡易溶接変形解析法を考案した。

本解析手法は、実規模で製作した真空容器セクターモデルの現地溶接試験の結果と比較し、トロイダル方向縮み、断面変形としては3mm程度の誤差であり、得られた結果から誤差を考慮して変形量を予測しても要求精度の範囲に収まり、溶接変形を扱う手法として、その有効性を確認した。このため、従来評価が困難であった大型の複雑形状をもつ溶接構造物の溶接変形に対し、実測と解析を組み合わせることにより、組立手順や治工具の配置等の最適化を定性的に評価できる手法を提案できた。

本研究により、ITER真空容器の設計・製作・維持に関する技術課題を解決すると共に、これらの技術課題を生ぜしめている構造上の特徴を逆に効果的に利用し、従来のものから一步前進した合理的な考え方、構造、手法を提案した。これにより、ITER真空容器の製作実現性に明るい見通しを示した上、将来の核融合装置の工学的考え方の基礎となる重要な提案を行った。

## 5. 2 今後の課題

本研究において、核融合装置の真空容器に関する設計・製作・維持の合理化について必要なことは押さえることが出来たと考えるが、更なる合理化のために以下の提案をしておきたい。

### 1. リークのオンラインモニタリングと損傷許容

本研究では安全上の問題を議論したため、プラズマの消滅が重要で能動的なモニタと運転停止の措置が不要であることが固有の安全性に結びついている。しかし、実際の運転上はプラズマが停止する前にリークのモニタを行い、ディスラプションが起きないように制御をすることが装置の財産保護の意味で重要となる。このためには、本研究で提案したき裂長さとのリークの相関をもとにモニタ系における信号の遅れとき裂進展量を評価し、その成立性を確認すると共に、高精度のモニタリング技術の開発が必要となる。

更にこの発展として、リークモニタによるき裂長さ同定の高精度化により、損傷許容設計の導入が可能となる。リークがある値になるまでは、運転の続行が可能とする考え方である。この場合、オンタイムでリークモニタを行うため、定期非破壊検査のみでなく、漏洩検査等も含めて定期検査そのものが不要とすることができる。すなわち、商用の核融合装置を考えた際の運転効率が飛躍的に向上することが期待でき、研究の価値が大変高いと言える。

### 2. 非破壊検査技術の高精度化と新規開発

本研究では触れなかったが、非破壊検査手法により、更に設計・製作の合理化が可能である。二重壁構造のようにアクセス性に制限があり、かつ複雑な溶接構造物で溶接線が多い場合、検査の制約から構造に制限が必要となる他、検査手法によっては検査時間が膨大となり、コストの上で影響が大きい。現在は体積検査は片側からの垂直、斜角の超音波検査、表面検査は浸透探傷を採っているが、例えばECTの開先内部の溶接ビード面への適用が可能となれば、体積検査の代替として各層ECTに依ることが出来、各層浸透探傷に比べて溶接への悪影響がなく、検査速度も飛躍的に速くなることが期待できる。

また、レーザー技術を利用した超音波探傷や、レーザー局所加熱による温度変化を利用した新しい表面検査技術も研究段階ではあるが、将来に期待できる。これらの新規技術の開発に関しては、精度の確保と基準への受容性が重要となり、数多くの試験を行って実績を示すことが必要となる。

### 3. リスクデータベースの構築と、システム化規格の導入

核融合装置は、まだ建設数も少なく、構成機器の故障確率のようなもののデータベースが無い。従って、今後ITERの運転に関してはこのようなデータベース構築も一緒に行っておくことが将来の核融合装置のために重要である。これにより、検査の重点化や工学的安全裕度の合理的な確保が可能となる。

また、朝田東大名誉教授が提案している構造規格としてのシステム化規格は、材料、設計、製作、維持を通じて考慮されている工学的安全裕度の相互補完を目的としており、装置の特徴に合わせて必要に迫られて削った安全裕度を別の工程で補う大変興味深いものである。具体的な適用には上述のようなデータベースの構築が不可欠となり、少なくともITERの運転後期には試用としての構築を試み、核融合装置が成熟するころには完全な実用化、体系化ができるよう努力していきたい。

## 謝辞

本研究は日本原子力研究所核融合工学部 旧炉構造研究室並びに ITER 開発室 ITER トカマク本体開発室においてなされた研究をまとめたものであり、研究の遂行にあたり、ご指導いただきました松田慎三郎理事（当時那珂研究所長）、関昌弘那珂研究所長（当時核融合工学部長）および常松俊秀 ITER 開発室長の各氏に深く感謝いたします。本研究の全般に関し、終始ご指導とご鞭撻をいただいた ITER 国際チームの多田栄介リーダ（当時の炉構造研究室室長）、日本原子力研究所 ITER トカマク本体開発室の柴沼清室長、ITER 計画管理室の小泉興一主任研究員（当時炉構造研究室長）、材料照射解析研究グループの羽田一彦主任研究員（当時 ITER 安全設計室）、ITER プラント開発室の関谷譲室長（当時 ITER 安全設計室）、ITER トカマク本体開発室の小原建治郎課長（当時炉構造研究室）、ブランケット工学研究室の西宏氏（当時高温材料強度研究室）の皆様、に感謝の意を表します。また、試験、解析の遂行等でご協力いただいた（株）東芝の澁井正直、柳寛氏、鈴木信之の各氏、（株）日立製作所の高橋弘行氏、石川島播磨重工業株式会社の深谷祐一、明石正恒の各氏、アイ・ティ・ジャパン（株）の井上修氏にお礼申し上げます。最後に本研究をまとめるに当たり、終始暖かい励ましとご指導、ご鞭撻いただいた筑波大学の斉藤正克教授に深く感謝の意を表します。

# 国際単位系 (SI) と換算表

表1 SI基本単位および補助単位

| 量     | 名称     | 記号  |
|-------|--------|-----|
| 長さ    | メートル   | m   |
| 質量    | キログラム  | kg  |
| 時間    | 秒      | s   |
| 電流    | アンペア   | A   |
| 熱力学温度 | ケルビン   | K   |
| 物質質量  | モル     | mol |
| 光度    | カンデラ   | cd  |
| 平面角   | ラジアン   | rad |
| 立体角   | ステラジアン | sr  |

表3 固有の名称をもつSI組立単位

| 量             | 名称     | 記号 | 他のSI単位による表現         |
|---------------|--------|----|---------------------|
| 周波数           | ヘルツ    | Hz | s <sup>-1</sup>     |
| 力             | ニュートン  | N  | m·kg/s <sup>2</sup> |
| 圧力, 応力        | パスカル   | Pa | N/m <sup>2</sup>    |
| エネルギー, 仕事, 熱量 | ジュール   | J  | N·m                 |
| 工率, 放射束       | ワット    | W  | J/s                 |
| 電気量, 電荷       | クーロン   | C  | A·s                 |
| 電位, 電圧, 起電力   | ボルト    | V  | W/A                 |
| 静電容量          | ファラド   | F  | C/V                 |
| 電気抵抗          | オーム    | Ω  | V/A                 |
| コンダクタンス       | ジーメンス  | S  | A/V                 |
| 磁束            | ウェーバ   | Wb | V·s                 |
| 磁束密度          | テスラ    | T  | Wb/m <sup>2</sup>   |
| インダクタンス       | ヘンリー   | H  | Wb/A                |
| セルシウス温度       | セルシウス度 | °C |                     |
| 光強度           | ルーメン   | lm | cd·sr               |
| 照射量           | ルクス    | lx | lm/m <sup>2</sup>   |
| 放射線能          | ベクレル   | Bq | s <sup>-1</sup>     |
| 吸収線量          | グレイ    | Gy | J/kg                |
| 線量当量          | シーベルト  | Sv | J/kg                |

表2 SIと併用される単位

| 名称      | 記号        |
|---------|-----------|
| 分, 時, 日 | min, h, d |
| 度, 分, 秒 | °, ', "   |
| リットル    | l, L      |
| トン      | t         |
| 電子ボルト   | eV        |
| 原子質量単位  | u         |

1 eV = 1.60218 × 10<sup>-19</sup> J  
 1 u = 1.66054 × 10<sup>-27</sup> kg

表4 SIと共に暫定的に維持される単位

| 名称       | 記号  |
|----------|-----|
| オングストローム | Å   |
| バーン      | b   |
| バル       | bar |
| ガリ       | Gal |
| キュリー     | Ci  |
| レントゲン    | R   |
| ラド       | rad |
| レム       | rem |

1 Å = 0.1 nm = 10<sup>-10</sup> m  
 1 b = 100 fm<sup>2</sup> = 10<sup>-28</sup> m<sup>2</sup>  
 1 bar = 0.1 MPa = 10<sup>5</sup> Pa  
 1 Gal = 1 cm/s<sup>2</sup> = 10<sup>-2</sup> m/s<sup>2</sup>  
 1 Ci = 3.7 × 10<sup>10</sup> Bq  
 1 R = 2.58 × 10<sup>-4</sup> C/kg  
 1 rad = 1 cGy = 10<sup>-2</sup> Gy  
 1 rem = 1 cSv = 10<sup>-2</sup> Sv

表5 SI接頭語

| 倍数                | 接頭語  | 記号 |
|-------------------|------|----|
| 10 <sup>18</sup>  | エクサ  | E  |
| 10 <sup>15</sup>  | ペタ   | P  |
| 10 <sup>12</sup>  | テラ   | T  |
| 10 <sup>9</sup>   | ギガ   | G  |
| 10 <sup>6</sup>   | メガ   | M  |
| 10 <sup>3</sup>   | キロ   | k  |
| 10 <sup>2</sup>   | ヘクト  | h  |
| 10 <sup>1</sup>   | デカ   | da |
| 10 <sup>-1</sup>  | デシ   | d  |
| 10 <sup>-2</sup>  | センチ  | c  |
| 10 <sup>-3</sup>  | ミリ   | m  |
| 10 <sup>-6</sup>  | マイクロ | μ  |
| 10 <sup>-9</sup>  | ナノ   | n  |
| 10 <sup>-12</sup> | ピコ   | p  |
| 10 <sup>-15</sup> | フェムト | f  |
| 10 <sup>-18</sup> | アト   | a  |

(注)

- 表1-5は「国際単位系」第5版、国際度量衡局 1985年刊行による。ただし、1 eV および 1 uの値は CODATA の1986年推奨値によった。
- 表4には海里, ノット, アール, ヘクタールも含まれているが日常の単位なのでここでは省略した。
- bar は, JISでは流体の圧力を表わす場合に限り表2のカテゴリーに分類されている。
- EC閣僚理事会指令では bar, barn および「血圧の単位」mmHgを表2のカテゴリーに入れている。

## 換算表

| 力 | N (=10 <sup>5</sup> dyn) | kgf      | lbf      |
|---|--------------------------|----------|----------|
|   | 1                        | 0.101972 | 0.224809 |
|   | 9.80665                  | 1        | 2.20462  |
|   | 4.44822                  | 0.453592 | 1        |

粘度 1 Pa·s(N·s/m<sup>2</sup>) = 10 P(ポアズ)(g/(cm·s))

動粘度 1 m<sup>2</sup>/s = 10<sup>4</sup> St(ストークス)(cm<sup>2</sup>/s)

| 圧 | MPa (=10 bar)              | kgf/cm <sup>2</sup>        | atm                        | mmHg(Torr)                | lbf/in <sup>2</sup> (psi)  |
|---|----------------------------|----------------------------|----------------------------|---------------------------|----------------------------|
|   | 1                          | 10.1972                    | 9.86923                    | 7.50062 × 10 <sup>3</sup> | 145.038                    |
| 力 | 0.0980665                  | 1                          | 0.967841                   | 735.559                   | 14.2233                    |
|   | 0.101325                   | 1.03323                    | 1                          | 760                       | 14.6959                    |
|   | 1.33322 × 10 <sup>-4</sup> | 1.35951 × 10 <sup>-3</sup> | 1.31579 × 10 <sup>-3</sup> | 1                         | 1.93368 × 10 <sup>-2</sup> |
|   | 6.89476 × 10 <sup>-3</sup> | 7.03070 × 10 <sup>-2</sup> | 6.80460 × 10 <sup>-2</sup> | 51.7149                   | 1                          |

| エネルギー・仕事・熱量 | J (=10 <sup>7</sup> erg)    | kgf·m                       | kW·h                        | cal(計量法)                    | Btu                         | ft·lbf                      | eV                         | 1 cal = 4.18605 J(計量法) |
|-------------|-----------------------------|-----------------------------|-----------------------------|-----------------------------|-----------------------------|-----------------------------|----------------------------|------------------------|
|             | 1                           | 0.101972                    | 2.77778 × 10 <sup>-7</sup>  | 0.238889                    | 9.47813 × 10 <sup>-4</sup>  | 0.737562                    | 6.24150 × 10 <sup>18</sup> | = 4.184 J (熱化学)        |
|             | 9.80665                     | 1                           | 2.72407 × 10 <sup>-6</sup>  | 2.34270                     | 9.29487 × 10 <sup>-3</sup>  | 7.23301                     | 6.12082 × 10 <sup>19</sup> | = 4.1855 J (15 °C)     |
|             | 3.6 × 10 <sup>6</sup>       | 3.67098 × 10 <sup>5</sup>   | 1                           | 8.59999 × 10 <sup>5</sup>   | 3412.13                     | 2.65522 × 10 <sup>5</sup>   | 2.24694 × 10 <sup>25</sup> | = 4.1868 J(国際蒸気表)      |
|             | 4.18605                     | 0.426858                    | 1.16279 × 10 <sup>-6</sup>  | 1                           | 3.96759 × 10 <sup>-3</sup>  | 3.08747                     | 2.61272 × 10 <sup>19</sup> | 仕事率 1 PS(仏馬力)          |
|             | 1055.06                     | 107.586                     | 2.93072 × 10 <sup>-4</sup>  | 252.042                     | 1                           | 778.172                     | 6.58515 × 10 <sup>21</sup> | = 75 kgf·m/s           |
|             | 1.35582                     | 0.138255                    | 3.76616 × 10 <sup>-7</sup>  | 0.323890                    | 1.28506 × 10 <sup>-3</sup>  | 1                           | 8.46233 × 10 <sup>18</sup> | = 735.499 W            |
|             | 1.60218 × 10 <sup>-19</sup> | 1.63377 × 10 <sup>-20</sup> | 4.45050 × 10 <sup>-26</sup> | 3.82743 × 10 <sup>-20</sup> | 1.51857 × 10 <sup>-22</sup> | 1.18171 × 10 <sup>-19</sup> | 1                          |                        |

| 放射能 | Bq                     | Ci                          |
|-----|------------------------|-----------------------------|
|     | 1                      | 2.70270 × 10 <sup>-11</sup> |
|     | 3.7 × 10 <sup>10</sup> | 1                           |

| 吸収線量 | Gy   | rad |
|------|------|-----|
|      | 1    | 100 |
|      | 0.01 | 1   |

| 照射線量 | C/kg                    | R    |
|------|-------------------------|------|
|      | 1                       | 3876 |
|      | 2.58 × 10 <sup>-4</sup> | 1    |

| 線量当量 | Sv   | rem |
|------|------|-----|
|      | 1    | 100 |
|      | 0.01 | 1   |

核融合装置二重壁真空容器設計の合理化と実用化に関する研究

**R100**

古紙配合率100%  
白色度70%再生紙を使用しています