

JAERI-M  
91-119

核融合実験炉のEx-LOCA時のダイバータ  
タングステン温度評価とLOVA時の  
黒鉛腐食量評価

1991年8月

小川 益郎・高津 英幸・飯田 浩正・関 泰

JAERI-M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。  
入手の間合わせは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11茨城県那珂郡東海村）  
あて、お申しこしてください。なお、このほか財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11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おこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.  
Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Division, Department  
of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun,  
Ibaraki-ken 319-11, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1991

---

編集兼発行 日本原子力研究所  
印刷 日立高速印刷株式会社

核融合実験炉のEx-LOCA時のダイバータタングステン  
温度評価とLOVA時の黒鉛腐食量評価

日本原子力研究所東海研究所高温工学部  
小川 益郎・高津 英幸<sup>+1</sup>・飯田 浩正<sup>+2</sup>・関 泰<sup>+3</sup>

(1991年7月5日受理)

本報告では、核融合実験炉において、Ex-LOCA (External Loss of Coolant Accident: 真空容器外冷却材喪失事故) 時のダイバータのタングステン温度に関する熱伝導解析について述べる。ITER (International Thermonuclear Engineering Reactor) のCDA (Conceptual Design Activity) において、本結果と他参加国の結果が合わせて検討され、最悪のケースを予測するためのレファレンスの最高温度として、 $700 \pm 100^{\circ}\text{C}$  が選択された。

また、LOVA (Loss of Vacuum Accident) 時における第一壁のアーマ材である黒鉛の腐食量評価についても述べる。真空容器内一杯分の大気による黒鉛腐食量、腐食時間、発熱量、一酸化炭素発生量を計算した。その結果、新鮮な大気が真空容器内に侵入し続けなければ、いずれの量も大きな問題ではないことがわかった。

---

東海研究所：〒319-11 茨城県那珂郡東海村白方字白根2-4

+1 那珂研究所核融合実験炉特別チーム

+2 原子力鉛研究開発室

+3 那珂研究所核融合工学部

Evaluation of Tungsten Temperature of Divertor during  
Ex-LOCA and Evaluation of Corrosion Depth of Graphite  
during LOVA in Fusion Experimental Reactor

Masuro OGAWA, Hideyuki TAKATSU<sup>+1</sup>, Hiromasa IIDA<sup>+2</sup>  
and Yasushi SEKI<sup>+3</sup>

Department of High Temperature Engineering  
Tokai Research Establishment  
Japan Atomic Energy Research Institute  
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received July 5, 1991)

This paper deals with the evaluation of tungsten temperature of divertor during external loss of coolant accident (Ex-LOCA) in connection with the safety design of nuclear fusion experimental reactor. The present result and the results of U.S.A. and EC are discussed in the conceptual design of International Thermonuclear Engineering Reactor (ITER), and reference LOCA temperature is recommended to be  $700 \pm 100^\circ\text{C}$  for divertor, lasting 7 days. Corrosion depth of graphite tile of the first wall is evaluated during loss of vacuum accident (LOVA). The corrosion depth, duration time for the corrosion, generating heat, and volume of carbon monoxide are calculated when the carbon is attacked by oxygen in the air contained in the volume of the vacuum vessel. It is found that the results are not significant if fresh air does not continue to enter the vacuum vessel.

Keywords: Fusion Experimental Reactor, LOCA, LOVA, Divertor, First wall,  
Tungsten, Temperature

- 
- +1 Fusion Experimental Reactor Team, Naka Fusion Research Establishment  
+2 Office of Nuclear Ship Research and Development  
+3 Department of Fusion Engineering Research, Naka Fusion Research  
Establishment

## 目 次

|                                     |    |
|-------------------------------------|----|
| 1. 序 .....                          | 1  |
| 2. Ex-LOCA 時のダイバータタングステンの温度評価 ..... | 2  |
| 2.1 熱伝導計算 .....                     | 2  |
| 2.2 熱放射と熱伝達 .....                   | 3  |
| 2.3 発熱量 .....                       | 6  |
| 2.4 物性値 .....                       | 7  |
| 2.5 計算条件 .....                      | 10 |
| 2.6 計算結果 .....                      | 10 |
| 2.7 検討 .....                        | 11 |
| 3. LOVA時の黒鉛腐食量評価 .....              | 12 |
| 3.1 化学反応 .....                      | 12 |
| 3.2 律速過程 .....                      | 13 |
| 3.3 黒鉛腐食量 .....                     | 13 |
| 4. まとめ .....                        | 15 |
| 参考文献 .....                          | 16 |

## Contents

|                                                                        |    |
|------------------------------------------------------------------------|----|
| 1. Introduction .....                                                  | 1  |
| 2. Evaluation of Tungsten Temperature of Divertor during Ex-LOCA ..... | 2  |
| 2.1 Thermal Conduction Calculation .....                               | 2  |
| 2.2 Thermal Radiation and Heat Transfer .....                          | 3  |
| 2.3 Heat Generation .....                                              | 6  |
| 2.4 Thermal Properties .....                                           | 7  |
| 2.5 Calculation Conditions .....                                       | 10 |
| 2.6 Calculation Result .....                                           | 10 |
| 2.7 Discussion .....                                                   | 11 |
| 3. Evaluation of Corrosion Depth of Graphite during LOVA .....         | 12 |
| 3.1 Chemical Reaction .....                                            | 12 |
| 3.2 Dominant Process for Corrosion Rate .....                          | 13 |
| 3.3 Corrosion Depth of Graphite .....                                  | 13 |
| 4. Summary .....                                                       | 15 |
| Reference .....                                                        | 16 |

## 1. 序

I T E R ( International Thermonuclear Experimental Reactor ) の安全性設計において、事故過程を明確にし、必要でかつ有効な対策を提案するという観点から選出された事故は、

- (1) 真空容器、容器内機器事故 ( Plasma chamber, In-chamber components accidents )
  - ( 1 - 1 ) 真空境界破断事故 ( L O V A : Loss of vacuum accident )
  - ( 1 - 2 ) 冷却管破断事故 ( L O C A : Loss of coolant accident )
- (2) 真空容器外事故 ( External loss of coolant and coolant flow accident ( Ex-LOCA ) )
  - ( 2 - 1 ) 冷却材喪失事故 ( L O C A )
  - ( 2 - 2 ) 冷却材流量喪失事故 ( L O F A : Loss of coolant flow accident )
- (3) トリチウム系事故 ( Tritium system accident )
- (4) 磁石系事故 ( Magnet system accident )

などである。<sup>(1)(2)</sup>

本報告では、まず、上記 ( 2 - 1 ) の真空容器外での冷却材喪失事故 ; Ex-LOCA における真空容器内のダイバータ壁の表面温度について、第一壁も含めた熱伝導解析の結果を述べる。

プラズマ真空容器外で冷却管破断による冷却材喪失事故が起きた場合の懸案事項は、短期的にはダイバータ板の溶融であり、長期的には真空容器内機器の温度上昇である。I T E R の設計での解析例では、ダイバータ板コールドレック側の冷却管が破断した場合には、ダイバータ板位置での熱除去能力はほぼ瞬時に失われ、プラズマが事故発生と同時に燃焼停止すれば短期的には問題はないが、もしプラズマが燃焼し続けたとすれば、銅合金製の冷却管の場合には 1 ~ 2 秒で、モリブデン合金製の場合には 10 ~ 20 秒でダイバータ板が溶融する、と報告されている<sup>(1)</sup>。ダイバータ板を溶融から守るためには、確実なプラズマ緊急停止手段の確立が是非必要であると言え、プラズマ緊急停止手段が確立されれば、ダイバータ板の溶融という短期的懸案事項はなくなり、残るは、長期的懸案事項ということになる。

真空容器外で冷却管破断による冷却材喪失事故が起き、同時にプラズマが燃焼停止した場合には、真空容器の外側では基本的に断熱状態に近いので、冷却能力が失われると、真空容器及び容器内機器の内部での崩壊熱 ( 定常出力の 1 % 以下とされている<sup>(4)</sup> ) により徐々に温度が上昇する。I T E R では、物理フェイズ ( physics phase ) でダイバータ板表面 ( プラズマ側 ) には C / C コンポジットが採用され、工学フェイズ ( technology phase ) でタングステンがメインオプションである。この工学フェイズでダイバータ板表面材として採用されているタングステンは、表面の放射化レベルが高く、物理フェイズにおけるトリチウムと並んで、I T E R における主な放出放射線源である。放射化したタングステンの放出形態としては、タングステンが水、水蒸気、酸素と反応し、揮発性の酸化タングステン ( WO<sub>2</sub> ) となって炉建家外に出るという形態がある。これが、公衆に最も大きな影響を与えられていると考えられている。

I T E R の安全性設計では、最大許容線量は、事故 ( 法規制に依り要求される事故 ) 時には、敷地外許容線量 = 100 mSv と仮に設定されている。今考えている事故において、極めて保守的

な評価をしても、何れも炉建家外で100mSv以下であることがITERの設計作業のなかで既に報告されている<sup>(1)</sup>。しかしながら、米国及びECが主張している「パッシブセーフティー」なる野心的目標をかかげる場合には、即ち、炉建家による放射性物質の閉じ込めを期待しなくとも敷地境界被曝線量を100mSv以下に抑えようとする場合には、炉建家の気密性（1%/day程度で洩れる。）を考えないので、放射性物質のインベントリをさらに減少させるなど、何らかの措置を採らねばならない。

しかしながら、タングステンの酸化反応は、500°C以上で顕著に進行するため、事故でタングステン表面温度がそれほど高くないなら問題ではなくなる。そこで本報告では、真空容器外での冷却材喪失事故において、事故発生と同時にプラズマは燃焼を停止したとして、第一壁も含めた体系で、ダイバータ板温度の時間変化を熱伝導解析コードを用いて調べ、放射化タングステン微粒子の生成の可能性に目安を与えることを目的としている。

次に、LOVA、即ち真空境界破断事故において、プラズマ対向機器表面の黒鉛の酸化による腐食量や、発生する可燃性気体である一酸化炭素の生成量などについて述べる。

プラズマ真空容器の計測ポートなどが破断し、真空容器外の大気が真空容器内に侵入すると、大気中の酸素とプラズマ対向機器（第一壁、ダイバータ板）のアーマ材である高温の黒鉛材（C/Cコンポジット）とが反応し、発熱すると共に、可燃性ガスである一酸化炭素が生成される。一酸化炭素の可燃限界の下限値は（大気圧、室温）12.5%である。黒鉛材の酸素などによる腐食速度は黒鉛の温度に強く依存している。ITERの設計では、第一壁の90%は1000°C以下であり、9%は1500°C以下、1%が1800°C以下であるとされており<sup>(1)</sup>、このような高温では黒鉛の腐食速度はかなり速い。

そこで、本報告では、酸素による黒鉛腐食の程度に一応の目安を与えるため、真空容器内一杯分の大気による黒鉛腐食量、一酸化炭素生成量、発熱量などを計算し、次段階における評価対象の検討にこれらのデータを資するものである。

## 2. Ex-LOCA時のダイバータタングステンの温度評価

本章では、プラズマ真空容器外での冷却管破断による冷却材喪失事故（これを以下Ex-LOCA：External loss of coolant accidentと記す。）において、この事故の発生と同時に、プラズマは燃焼を停止したとして、第一壁も含めて、ダイバータ板温度の時間変化を熱伝導解析コードを用いて調べる。

### 2.1 熱伝導計算

真空容器はドーナツ型であり、その断面は、図2.1に示すように、ほぼ「D」形状である。ここで行う熱伝導計算では、図2.2に示すように、上下にダイバータ板を、左右に第一壁を設け、これらで囲まれた長方形領域で上述の真空容器内のD形状断面を模擬する。用いた熱伝導解析コードはTRUMP<sup>(3)</sup>であり、1次元非定常計算を行った。



な評価をしても、何れも炉建家外で100mSv以下であることがITERの設計作業のなかで既に報告されている<sup>(1)</sup>。しかしながら、米国及びECが主張している「パッシブセーフティー」なる野心的目標をかかげる場合には、即ち、炉建家による放射性物質の閉じ込めを期待しなくとも敷地境界被曝線量を100mSv以下に抑えようとする場合には、炉建家の気密性（1%/day程度で洩れる。）を考えないので、放射性物質のインベントリをさらに減少させるなど、何らかの措置を採らねばならない。

しかしながら、タングステンの酸化反応は、500°C以上で顕著に進行するため、事故でタングステン表面温度がそれほど高くないなら問題ではなくなる。そこで本報告では、真空容器外での冷却材喪失事故において、事故発生と同時にプラズマは燃焼を停止したとして、第一壁も含めた体系で、ダイバータ板温度の時間変化を熱伝導解析コードを用いて調べ、放射化タングステン微粒子の生成の可能性に目安を与えることを目的としている。

次に、LOVA、即ち真空境界破断事故において、プラズマ対向機器表面の黒鉛の酸化による腐食量や、発生する可燃性気体である一酸化炭素の生成量などについて述べる。

プラズマ真空容器の計測ポートなどが破断し、真空容器外の大気が真空容器内に侵入すると、大気中の酸素とプラズマ対向機器（第一壁、ダイバータ板）のアーマ材である高温の黒鉛材（C/Cコンポジット）とが反応し、発熱すると共に、可燃性ガスである一酸化炭素が生成される。一酸化炭素の可燃限界の下限値は（大気圧、室温）12.5%である。黒鉛材の酸素などによる腐食速度は黒鉛の温度に強く依存している。ITERの設計では、第一壁の90%は1000°C以下であり、9%は1500°C以下、1%が1800°C以下であるとされており<sup>(1)</sup>、このような高温では黒鉛の腐食速度はかなり速い。

そこで、本報告では、酸素による黒鉛腐食の程度に一応の目安を与えるため、真空容器内一杯分の大気による黒鉛腐食量、一酸化炭素生成量、発熱量などを計算し、次段階における評価対象の検討にこれらのデータを資するものである。

## 2. Ex-LOCA時のダイバータタングステンの温度評価

本章では、プラズマ真空容器外での冷却管破断による冷却材喪失事故（これを以下Ex-LOCA: External loss of coolant accidentと記す。）において、この事故の発生と同時に、プラズマは燃焼を停止したとして、第一壁も含めて、ダイバータ板温度の時間変化を熱伝導解析コードを用いて調べる。

### 2.1 熱伝導計算

真空容器はドーナツ型であり、その断面は、図2.1に示すように、ほぼ「D」形状である。ここで行う熱伝導計算では、図2.2に示すように、上下にダイバータ板を、左右に第一壁を設け、これらで囲まれた長方形領域で上述の真空容器内のD形状断面を模擬する。用いた熱伝導解析コードはTRUMP<sup>(3)</sup>であり、1次元非定常計算を行った。

以下に、熱伝導計算を行った形状について述べる。

第一壁は、プラズマ側から、黒鉛層－ステンレス鋼層－冷却材流路を有するステンレス鋼層－ステンレス鋼層の4層から成っている。これらの各層を、厚み方向にさらにいくつかのメッシュに分割している。これについては後述する。黒鉛材は、図2.3に示すように、ステンレス鋼に機械的に取り付けられる設計となっているが、図2.2に示したように、黒鉛材とステンレス鋼間の熱的なつながりは、熱放射だけとした。ステンレス鋼内の冷却材流路については、ITERの設計では図2.3に示したような横並びの冷却材流路であるが、これらをひとまとめで、図2.2に示したように、ステンレス鋼の層を2つに分割し、一方をステンレス鋼、他方を冷却材流路とした。Ex-LOCA 時に対応させて、この冷却材流路に冷却材は存在しないとして、熱的には、冷却材流路の対面する面間に熱放射による熱輸送を考えた。図2.2では、真空容器内を2次元的に描いて、熱伝導や熱放射などによる熱輸送が行われる面積を合わせて示している。ITERの通常運転後のEx-LOCAでは、図2.2のように、左側の第一壁の表面積を80m<sup>2</sup>、真空側黒鉛表面の初期温度を1800°Cとし、右側を各々720m<sup>2</sup>、1000°Cとした。

上下のダイバータは、真空側から、タングステン層－銅層－冷却材流路を有する銅層－銅層－ステンレス鋼層－冷却材層－ステンレス鋼層の7層で模擬し、第一壁と同様に、各層をさらに細くメッシュに分割して切っており、Ex-LOCA時には、上のダイバータの銅層内の冷却材流路は、第一壁と同様に、冷却材が存在しないとした。一方、下のダイバータの銅層内の冷却材流路には、冷却材があり、かつ流れもあるとしたので、冷却材と銅間には熱伝達による熱的なつながりを考えた。上・下のダイバータでは、タングステン／銅接合材は、ステンレス鋼の上に機械的に取り付けられているとして、熱的なつながりは熱放射だけであるとした。ステンレス鋼層の間の冷却系は、ダイバータシールドの冷却系を模擬したものである。

左右の第一壁と上下のダイバータに囲まれた長方形領域が真空容器内のプラズマ領域に相当し、これらの面間の熱輸送としては熱放射によるものだけとした。第一壁及びダイバータの外側は断熱であるとした。

第一壁及びダイバータの各層内のメッシュを図2.4に示す。図中の番号は、ノード番号を示している。

## 2.2 熱放射と熱伝達

一般に、n面から成る閉空間系において、面iから出る熱放射による総伝熱量 $Q_i$ は、黒体放射系の場合、

$$Q_i = \sigma \sum_{k=1}^n (T_i^4 - T_k^4) A_i F_{ik} \quad (2-1)$$

灰色体放射系の場合には、

$$Q_i = \sum_{k=1}^n (G_i - G_k) A_i F_{ik} \quad (2-2)$$

と表わされる。ここで、 $\sigma$ は、ステファン・ボルツマン常数 ( $= 5.6687 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}^4$ ) であり、 $T$ は絶対温度、 $A$ は面積、 $F$ は形態係数、 $G$ は射度である。灰色体では、 $i$ 面の射度 $G_i$ は、 $i$ 面が単位面積あたりに受ける外来照射量 $J_i$ と、

$$Q_i = (G_i - J_i) A_i \quad (2-3)$$

$$G_i = \epsilon_i \sigma T_i^4 + (1 - \alpha_i) J_i \quad (2-4)$$

なる関係があり、式(2-3)と(2-4)から $J_i$ を消去すると、

$$Q_i = (\sigma T_i^4 - G_i) A_i \frac{\epsilon_i}{1 - \epsilon_i} \quad (2-5)$$

が得られる。ここで、 $\epsilon$ は射出率であり、 $\alpha$ は吸収率である。灰色体であるので $\epsilon = \alpha$ である。式(2-2)と(2-5)を連立させて、各面における $Q_i$  ( $i=1, 2, 3, \dots, n$ )を求めることができる。

2面からなる灰色体放射系の場合には、式(2-2)と(2-5)より、

$$\left. \begin{aligned} Q_1 &= (G_1 - G_2) A_1 F_{12} \\ Q_2 &= (G_2 - G_1) A_2 F_{21} \\ Q_1 &= (\sigma T_1^4 - G_1) A_1 \frac{\epsilon_1}{1 - \epsilon_1} \\ Q_2 &= (\sigma T_2^4 - G_2) A_2 \frac{\epsilon_2}{1 - \epsilon_2} \end{aligned} \right\} \quad (2-6)$$

であり、これから、式(2-1)と同様の形にすると、

$$Q_1 = \sigma (T_1^4 - T_2^4) A_1 F^* \quad (2-7)$$

$$F^* = \frac{F_{12}}{1 + F_{12} \frac{1 - \epsilon_1}{\epsilon_1} + F_{21} \frac{1 - \epsilon_2}{\epsilon_2}} \quad (2-8)$$

となる。一方、閉空間における形態係数には、

$$\sum_{k=1}^n F_{ik} = 1 \quad (2-9)$$

なる総和関係と、

$$A_i F_{ik} = A_k F_{ki} \quad (2-10)$$

なる相互関係がある。したがって、平行平板の場合には、自己形態係数 $F_{11} = F_{22} = 0$ であり、 $A_i = A_k$ であるから、

$$F_{12} = F_{21} = 1$$

となって、式(2-8)の $F^*$ は、

$$F^* = \frac{1}{\frac{1}{\varepsilon_1} + \frac{1}{\varepsilon_2} - 1} \quad (2-11)$$

となる。

さて、TRUMPでは、灰色体放射系の式(2-2)及び(2-5)ではなく、黒体放射系の式(2-1)の形で熱放射による伝熱を組み入れるようになっている。そこで、ここでは、多面灰色体放射系における熱放射による伝熱量を近似的に、式(2-7)の形と同様に、

$$Q_i = \sigma (T_i^4 - T_k^4) A_i F^* \quad (2-12)$$

で与える。 $F^*$ は、式(2-8)と同様に、

$$F^* = \frac{F_{ik}}{1 + F_{ik} \frac{1 - \varepsilon_i}{\varepsilon_i} + F_{ki} \frac{1 - \varepsilon_k}{\varepsilon_k}} \quad (2-13)$$

で与える。形態係数 $F_{ik}$ において、 $n$ 面から成る閉空間では、 $\{n(n-1)/2 - (r+p)\}$ 個の形態係数の値を知れば、他の形態係数は、式(2-9)及び(2-10)から求まる。ここで、 $r$ は自己形態係数を持たぬ面、即ち平面もしくは凸面であり、 $p$ は、互いに見合わない2面の組み合わせ数である。図2.2に示したような4面から成る長方形閉空間では、 $n=4$ 、 $r=4$ 、 $p=0$ であるから、決めなければならない形態係数の数は、上記の式より、2個である。

真空容器内の表面積が $80\text{m}^2$ の第一壁を「1」、もう一方の第一壁を「2」、上のダイバータを「3」、下のダイバータを「4」と番号付ける。実際の第一壁とダイバータの位置関係においても、それぞれの第一壁から上・下ダイバータへの形態係数； $F_{13}$ と $F_{14}$ 、 $F_{23}$ と $F_{24}$ は、ほぼ等しいと考えられる。式(2-9)及び(2-10)にこの2つの条件を加えると、すべての形態係数を一意的に決めることができ、

$$\left. \begin{aligned} F_{12} = F_{21} = F_{34} = F_{43} = 1 \\ (\text{他の形態係数}) = 0 \end{aligned} \right) \quad (2-14)$$

となる。これでは、第一壁とダイバータ間の熱放射による伝熱を考慮できないので、ここでは、面と面の角度、平面度、形態係数の総和関係と相互関係を無視し、大胆に面積比だけで形態係数を決める。即ち、

$$F_{ik} = \frac{A_k}{\sum_{l=1}^4 A_l} \quad (2-15)$$

とする。故に、 $A_1 = 80\text{m}^2$ 、 $A_2 = 720\text{m}^2$ 、 $A_3 = A_4 = 100\text{m}^2$  の場合には、

$$\left. \begin{aligned} F_{12} &= 0.783, F_{13} = F_{14} = 0.109, \\ F_{21} &= 0.286, F_{23} = F_{24} = 0.357, \\ F_{31} &= F_{41} = 0.0889, F_{32} = F_{42} = 0.8, \\ F_{34} &= F_{43} = 0.111 \end{aligned} \right\} \quad (2-16)$$

とし、 $A_1 = A_2 = 400 \text{ m}^2$ 、 $A_3 = A_4 = 100 \text{ m}^2$  の場合には、

$$\left. \begin{aligned} F_{12} &= F_{21} = 0.667, F_{34} = F_{43} = 0.111, \\ F_{13} &= F_{14} = F_{23} = F_{24} = 0.167, \\ F_{31} &= F_{32} = F_{41} = F_{42} = 0.444 \end{aligned} \right\} \quad (2-17)$$

とする。射出率については、2.4で述べる。

次に、ダイバータ冷却系の熱伝達率を算出する。下側ダイバータの冷却系は、事故後も非常用電源設備によって通常運転時の10%の冷却水流量を確保できると、ここでは仮定している。通常運転時の冷却について、水温を約  $100^\circ\text{C}$ 、冷却管内直径を  $15 \text{ mm}$ 、冷却水流速を  $20 \text{ m/s}$  とすると、レイノルズ数  $Re$  は約  $1 \times 10^6$  (動粘性係数  $\nu = 2.97 \times 10^{-7} \text{ m}^2/\text{s}$ 、密度  $\rho = 958.4$ ) である。これより事故時に  $Re = 1 \times 10^5$  とし、円管内の発達した乱流の熱伝達式

$$Nu = 0.023 \times Re^{0.8} \times Pr^{0.4} \quad (2-18)$$

より、熱伝達率  $h$  を求めると、 $h = 2080 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$  ( $= 0.05 \text{ cal/cm}^2 \cdot \text{s}$ ) となる。ここで、 $Nu$  はヌッセルト数 ( $= \frac{h}{\lambda} d$ )、 $Pr$  はプラントル数であり、熱伝導率  $\lambda$  には  $0.682$ 、 $Pr$  には  $1.76$  を用いた。

第一壁の冷却が自然循環によって行われる場合には、長方形 ( $10 \text{ mm} \times 5 \text{ mm}$ ) 管内層流の一樣熱流束条件での熱伝達式： $Nu = 4.11$  より、熱伝達率  $h = 420 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$  ( $0.0101 \text{ cal/cm}^2 \cdot \text{s}$ ) を計算コード TRUMP に与える。

### 2.3 発熱量

プラズマの燃焼が停止しても、通常運転時の約1%の崩壊熱が、プラズマ対向機器材内に発生する。この崩壊熱は、材料の深さ方向に減衰し、また、時間と共に減衰する。TRUMP熱伝導計算コードでは、このような空間的かつ時間的に変化する発熱を扱うことが可能である。しかしながら、本報告では、発熱量の時間的な変化だけを取り扱う。なぜならば、一つには、本温度評価のターゲットが、ダイバータ坂の表面温度の時間変化であるので、幾かのメッシュから成る各領域に空間的平均崩壊熱を与えれば、大きな誤差とはならないことと、もう一つには、真空容器やプラズマ対向機器の形状の単純化、熱放射における仮定など、本計算が全体的な特性をおさえるための第一次評価の色彩を有するものであるため、たとえ一次元と云えども、すべてのメッシュごとに値の異なる崩壊熱を入力するというような、一部だけ詳細に扱う理由がないからである。

以下に、ここで用いた崩壊熱量について述べる。試計算では、タングステン、銅、ステンレス鋼の崩壊熱を、空間的な平均値として、それぞれ、 $0.8\text{ W/cc}$ 、 $0.5\text{ W/cc}$ 、 $0.2\text{ W/cc}$ と事故開始直後の値を与え、時間的減衰を考慮しなかった。この試計算の結果、タングステンの温度上昇速度は速く、タングステンの表面温度が $800^\circ\text{C}$ になるまでの時間は、2～5時間（後述のCASE 1～5に対して）であり、定常温度は約 $1100^\circ\text{C}$ であった。図 2.5 と 2.6 に、CASE 1, 3, 4, 5 における第一壁及びダイバータ板の表面温度の時間変化を示す。これらの計算では、崩壊熱の時間的減衰を考慮しないと、表面温度は最終的に約 $1100^\circ\text{C}$ まで上昇する。そこで、以下の計算では、時間的に減少する崩壊熱を与えた。表 2.1 に崩壊熱の時間変化を示す。ステンレス鋼と銅の崩壊熱は、 $3\text{ MW}\cdot\text{a}/\text{m}^2$ （ $1\text{ MW}/\text{m}^2$  で3年間運転した）後の値であり、一次元核計算によって得られたものである。しかしながら、工学フェイズでは、ダイバータで約 $0.4\text{ MW}/\text{m}^2$  であるため、ダイバータでは、まず、表 2.1 のステンレス鋼と銅の崩壊熱を0.4倍した。タングステンの崩壊熱は、 $0.4\text{ MW}/\text{m}^2$  に対する値である。ステンレス鋼の場合には、崩壊熱の空間的減衰が、ステンレス鋼の厚さが7 cm の所では $1/3$ に、15 cm の所では $1/10$ であり、本計算ではダイバータでのステンレス鋼の厚さが7 cm であるので、空間的平均値として、ダイバータでのステンレス鋼の崩壊熱を0.7倍した。さらに、ダイバータでは、ステンレス鋼の手前にタングステンと銅と水が存在するので、0.7の減衰率をかけた。したがって、ダイバータのステンレス鋼の崩壊熱は、表 2.1 に与えた値の $0.4 \times 0.7 \times 0.7$ （約0.2）倍した値を用いた。尚、第一壁のステンレス鋼の崩壊熱は、表 2.1 の値をそのまま用いた。銅の崩壊熱の空間的減衰は、銅の厚さが5 cm の所で $1/2$ に、10 cm の所で $1/5$ である。本計算では、銅の厚さは、 $3\text{ mm} + 10\text{ mm}$ （冷却部）+  $3\text{ mm}$  であり、銅の崩壊熱の空間的減衰を考慮しなかった。

以上のように、第一壁のステンレス鋼の崩壊熱とダイバータ板のタングステンの崩壊熱には表 2.1 に示した値を用い、ダイバータ板の銅の崩壊熱とステンレス鋼の崩壊熱には、それぞれ、表 2.1 に示した値の0.4倍と約0.2倍した値を用いた。図 2.7 にダイバータ用の崩壊熱の時間変化を示す。

## 2.4 物性値

TRUMP 計算コードに必要な物性値は、密度  $\rho$ 、定圧比熱  $c_p$ 、熱伝導率  $\lambda$ 、射出率  $\epsilon$  である。表 2.2 にステンレス鋼、銅、タングステン、黒鉛の  $\rho$ 、 $c_p$ 、 $\lambda$  の温度依存性を示す。以下に、本計算で物性値の温度依存性を考慮する必要があるかどうか考える。非定常熱伝導解析では、エネルギー保存式において、物性値は、温度拡散率  $\alpha$  ( $= \lambda / \rho c_p$ )（温度伝導率とも呼ばれる）の形で1つのパラメータとなる。表 2.2 からわかるように、ステンレス鋼の温度拡散率が最も小さい。そこで、ステンレス鋼において、熱伝導、熱放射、熱伝達による熱移動速度を比較してみる。単位面積、単位時間当りの熱量を熱移動速度とすると、これは、熱流束である。熱伝導における熱流束  $q_c$  は、

$$q_c = \lambda \frac{dT}{dx} \quad (2-19)$$

熱伝達における熱流束  $q_h$  は、

$$q_h = h \Delta T \quad (2-20)$$

熱放射における熱流束  $q_r$  は、

$$q_r = F^* \sigma (T_i^4 - T_j^4) \quad (2-21)$$

である。対象物としてダイバーク板の基板のステンレス鋼（片側が冷却水に接し、片側は、銅と相面し、熱放射による熱移動を考えている。）を考えると、厚みは 20mm であり、式（2-19）を  $q_c = 13 \Delta T / 0.02 = 650 \Delta T$  と書ける。式（2-20）の熱伝達率  $h$  を  $Nu = 20$ （円管内水流なら、 $Re$  数が約 3000 の場合に相当：乱流の下限に相当する熱除去能力）とすると、100°C の水の場合には、式（2-20）は、 $q_h = 910 \Delta T$  となる。射出率と形態係数を共に最大値である 1 とすると式（2-21）の  $F^*$  は 1 となる。熱放射をする 2 面間の温度を 100°C と 1000°C とすると、式（2-21）は、 $q_r = F^* \sigma (T_i^2 + T_j^2)(T_i + T_j) \Delta T = 164 \Delta T$  となる。以上のように、熱伝導率及び熱伝達率は低目に見積り、熱放射の係数は高目に見積っても、熱移動速度は、それぞれ、

$$q_r = 164 \Delta T, q_c = 650 \Delta T, q_h = 910 \Delta T \quad (2-22)$$

となり、熱放射による熱移動速度が最も遅く、温度変化は、熱放射による熱移動速度に支配されると考えられる。

TRUMP 熱伝導計算コードでは、物性値の温度依存性を考慮することができるが、上述のように、熱放射による熱輸送が支配的であるため、ステンレス鋼、銅、タングステン、黒鉛の  $\rho, c_p, \lambda$  が、表 2.2 に示した程度、温度と共に変化しようとも、求めようとするダイバーク板表面の温度の時間変化には大きく影響しない。したがって、ここでは、各材料の  $\rho, c_p, \lambda$  には一定値を与える。各物性値には以下の値を用いた。

ステンレス鋼、

$$\rho = 7820 \text{ kg/m}^3, c_p = 460 \text{ J/kg} \cdot \text{K}, \lambda = 18.2 \text{ W/m} \cdot \text{K}$$

銅、

$$\rho = 8960 \text{ kg/m}^3, c_p = 415 \text{ J/kg} \cdot \text{K}, \lambda = 370 \text{ W/m} \cdot \text{K}$$

タングステン、

$$\rho = 19300 \text{ kg/m}^3, c_p = 145 \text{ J/kg} \cdot \text{K}, \lambda = 200 \text{ W/m} \cdot \text{K}$$

黒鉛、

$$\rho = 2270 \text{ kg/m}^3, c_p = 540 \text{ J/kg} \cdot \text{K}, \lambda = 65 \text{ W/m} \cdot \text{K}$$

水、

$$\rho = 958 \text{ kg/m}^3, \quad c_p = 4220 \text{ J/kg} \cdot \text{K}, \quad \lambda = 0.682 \text{ W/m} \cdot \text{K}$$

射出率  $\epsilon$  は、温度と表面状態に依存する。表 2.3 に各材料の  $\epsilon$  を示す。表 2.3 からわかるように、研磨面と酸化面では、 $\epsilon$  は大きく違っている。酸化面の  $\epsilon$  は、ほとんど温度の影響を受けていない。このように、 $\epsilon$  は温度と表面状態に依存しているが、ここでは、

|        |   |                  |
|--------|---|------------------|
| タングステン | ; | $\epsilon = 0.3$ |
| 銅      | ; | $\epsilon = 0.3$ |
| ステンレス鋼 | ; | $\epsilon = 0.3$ |
| 黒鉛     | ; | $\epsilon = 1.0$ |

とした。このように一定値を与えたのは、1 つには、熱放射による伝熱量を 2 面間の灰色体系の熱放射の式 (2-12) で与えるという仮定を置いたこと、さらに、式 (2-12) の係数  $F^*$  を決めるのに必要な形態係数  $F_{ik}$  の値についても、既に述べたように単純化したモデルに対する概略値であることなど、一連の単純化した取り扱いに対応させたものである。

式 (2-16)、(2-17) の形態係数  $F_{ik}$  と上記の射出率  $\epsilon$  を用いて、式 (2-13) によって  $F^*$  を求めた。例えば、第一壁の黒鉛材とステンレス鋼材の間の  $F^*$  は、

$$F^* = 0.3$$

であり、ステンレス鋼材とステンレス鋼材間、ダイバータ板の銅と銅の間、銅とステンレス鋼材の間の  $F^*$  は、

$$F^* = 0.176$$

となる。また、第一壁の表面積が  $80\text{m}^2$  と  $720\text{m}^2$  の場合 (CASE 1~3 用) と、 $400\text{m}^2$  と  $400\text{m}^2$  の場合 (CASE 4, 5 用) との  $F^*$  は、それぞれ

|             | $80\text{m}^2 / 720\text{m}^2$   | $400\text{m}^2 / 400\text{m}^2$ |
|-------------|----------------------------------|---------------------------------|
| 第一壁と第一壁     | 0.783                            | 0.8                             |
| 第一壁とダイバー壁   | 0.0906<br>(第一壁 $80\text{m}^2$ )  | 0.0517                          |
|             | 0.0387<br>(第一壁 $720\text{m}^2$ ) |                                 |
| ダイバータとダイバータ | 0.074                            | 0.103                           |

である。



## 2.5 計算条件

表 2.4 に計算条件を示す。CASE 1～3 は、通常運転後に事故が起きた場合であり、CASE 4, 5 は、コンディショニング後に事故が起きた場合である。

コンディショニングとは、運転途中に、アーマ材である黒鉛材内に吸蔵されたガスを追い出すために、この黒鉛材全体を加熱することを言う。このとき、真空容器内は真空に保たれたままであり、加熱した水をプラズマ対向機器の冷却配管に流し、プラズマ対向機器全体を 200～250°C までゆっくりと昇温する。現時点では、コンディショニング中の Ex-LOCA により炉建家内の圧力上昇が、水温が 200～250°C の場合には大きくなり過ぎるため、コンディショニングを 150°C で行うことが望ましいとされている。なお、コンディショニングでは、放電洗浄なども行われる。また、真空を破ったあとに行われるベーキングでは、プラズマ対向機器の冷却系の水の代わりにガスを流し、350°C 程度まで真空中で黒鉛材を昇温し、脱気させる。CASE 1～3 は、ダイバータ板の初期表面（タングステン表面）温度をパラメータとしており、CASE 1～3 の初期表面温度は、それぞれ、600°C、800°C、1000°C である。CASE 1～3 いずれも、第一壁の初期表面温度は、表面積が 80m<sup>2</sup> の第一壁では 1800°C、表面積が 720m<sup>2</sup> の第一壁では 1000°C とした。第一壁とダイバータ板の初期温度分布は、プラズマから第一壁の熱流束を 0.6MW/m<sup>2</sup>、ダイバータ板への熱流束を 10MW/m<sup>2</sup> とし、熱伝導計算によって、各材料のメッシュ位置における温度を計算して与えた。

冷却材条件については、すべての CASE に対して、第一壁と上側ダイバータで LOCA が起こり、これらの冷却材流路は真空であると仮定した。下側ダイバータについては、LOPA（Loss of power accident）が起こったが、すぐに非常用電源が作動し、通常運転時の 10% の冷却材流量が確保できたと仮定して、冷却材温度を 100°C とした。

CASE 4, 5 では、第一壁、ダイバータ板の初期温度をパラメータとしており、CASE 4 では 150°C、CASE 5 では 250°C とし、すべて一様に与えた。また、CASE 5 では、第一壁に黒鉛アーマ材がない場合についても計算した。

## 2.6 計算結果

TRUMP コードを用いて、メッシュ総数が 134 の本一次元形状で非定常計算をさせた場合、 $3 \times 10^6$  s（約 2.5 日）まで計算させると、計算時間は約 16 秒であり、 $2 \times 10^6$  s（約 23 日）まで計算させると、約 20 秒を要した。

発熱量などに関してまず安全側に評価して計算を行った。例えば、2.3 で述べたように、各部での崩壊熱が時間的に減衰しない、即ち事故直後の発熱量のまま一定であるとか、空間的減衰を考慮せず各材料の表面における最大発熱量を用いるなど、安全側に評価して計算を行った。しかしながら、これらの結果は、いずれも、タングステン表面温度が、短時間のうちに 800°C を超え、さらにそのまま上昇し続けるというものであった。そこで、発熱量、各材料の厚みなど、現段階で現実的と考えられる条件、即ち、2.1～2.4 で述べた条件のもとで計算を行った。

図 2.8 に、CASE 1, 2, 3 におけるダイバータ表面温度（タングステン表面温度）の時

間変化を示す。下側ダイバータの表面温度は、冷却が行われているため、ほとんど水温（100℃）のままである。崩壊熱の除去には、通常運転時の10%の冷却材流量でも十分であることがわかる。しかしながら、上側ダイバータの表面温度は、約10時間後にいずれも800℃に達しており、下降し始めるのは、約15時間後以降である。上側ダイバータの表面温度が下降するのは、下側ダイバータへの熱放射によって熱が除去されるためであるが、熱放射速度が遅いため、上側ダイバータ温度は、この図のように、なかなか下がらない。いずれのCASEにおいても、上側ダイバータ表面温度は、事故開始後、いったん急激に低下する。これは、空間的に一様でない初期温度分布が、熱伝導によって一様に平均化されるためであり、上側ダイバータ表面の高温側ではこのような急激な温度低下となる。その後については、熱伝導による熱輸送速度に比べ、熱放射によるそれが、ここでは遅いため、各所の熱放射が温度の上昇・下降に支配的となっている。

図2.9に、CASE 1, 2, 3における第一壁表面温度（黒鉛表面温度）の時間変化を示す。第一壁の表面積が720m<sup>2</sup>で、初期表面温度が1000℃の表面温度の時間変化だけを示した。第一壁の表面積が80m<sup>2</sup>で、初期表面温度が1800℃の表面温度は、図中のほぼ全時刻において、表面積が720m<sup>2</sup>の表面温度に比べて、20℃程低くだけであり、同じような時間変化を示す。事故開始直後の急激な温度降下は、図2.7の上側ダイバータ表面温度の場合と同様に、熱伝導による平均化によるものである。

図2.10に、CASE 4, 5における上側ダイバータ表面温度の時間変化を示す。図中の破線は、CASE 5において、第一壁の黒鉛アーマ材を取り除いて、第一壁の表面をステンレス鋼にした場合である。CASE 4は、前述したように、すべてのメッシュで150℃であり、CASE 5は、すべてのメッシュで250℃である。CASE 4の場合、CASE 5に比べて、表面温度が最高値に達する時間は、約16時間後とCASE 5の約10時間後に比べて6時間程遅くなっているが、最高温度の絶対値は各々、約830℃と約850℃とたいして変わらない。また、表面温度が600℃以上である時間も約15時間とあまり変わらない。したがって、初期温度が低いからと言っても、表面温度が高温になる事が緩和されるわけではないのがこの図からわかる。もちろん、CASE 5の場合には、事故後に何らかの対策を施す時間的余裕という観点からは、CASE 4より幾分厳しい条件であると言える。CASE 4, 5の場合には、CASE 1, 2, 3と比べると、到達最高温度はどちらの場合も850～860℃であるが、600℃以上である時間は、CASE 1, 2, 3が約1日あまりであるのに対し、CASE 4, 5では約15時間と約10時間程短い。この分だけ、CASE 1, 2, 3の方がより厳しい結果を出している。

図2.11に、CASE 4, 5における第一壁表面温度（黒鉛表面温度）の時間変化を示す。合わせて、CASE 5の黒鉛アーマ材がない場合のステンレス鋼の表面温度を示す。

## 2.7 検討

前節において、通常運転後にEx-LOCAが起こったとして、事故直後のダイバータ表面温度を600℃、800℃、1000℃としたCASE 1, 2, 3、並びに、コンディショニング後にEx-LOCAが起こったとして、事故直後の第一壁とダイバータが一様に150℃と250℃とし

たCASE 4, 5 に対して, ダイバータ表面温度の時間変化を調べた。放射性物質である酸化タングステンが大量に気化しないよう, ダイバータ表面温度は, 500°C 以下であることが望ましい。しかしながら, 本計算結果は, すべてのCASEにおいて, ダイバータ表面温度が500°C以上となり, しかも, 1日のオーダで, 500°C以上を保ち続けることを示している。ダイバータ表面温度の到達最高温度は, CASE 3の約860°Cであり, すべてのCASEで830~860°Cとなっている。事故開始後, ダイバータ表面温度が最高になるのは, 10~13時間後である。したがって, 炉建家による放射性物質の閉じ込めを期待しなくとも敷地境界被曝線量を100 mSv以下に抑えようとする場合には, ダイバータの非常冷却系を設けるなどの措置が必要であることを示唆している。一方で, 本解析に用いた仮定が, 例えば, 周囲と全くの断熱状態であるという仮定など, かなり保守的であったことにも注意を要する。

本計算を行った結果, 500°Cを越える時間や最高到達温度などを決める主要因子は, プラズマ対向機器材の表面間における熱放射による熱輸送速度, 即ち射出率や形態係数であることがわかった。本計算では, 実際には, 第一壁の高温部は, 局所的に, かつあちこちに分散すると予測されているが, それを高温部と低温部の2カ所に分割するという単純化を行った。上述のように, 熱伝導より熱放射が律速である場合には, このような2分割にするという仮定は, 最高到達温度に対してほとんど影響しない。

本解析結果をITERの安全性解析部内で報告した。同様の解析は, 米国(テキサス大学)とEC(NETチーム)からも報告されている。図2.12にそれらの結果を示す<sup>(2)</sup>。たて軸がダイバータタングステン温度であり, 横軸が時間である。米国の解析では, 第一壁温度を500°Cに固定している。ECの解析では, すべてのダイバータ冷却系でLOCAが起これ, 第一壁冷却系は健全であり, 容器内エネルギー交換モデルを用いている。図からわかるように, 本解析結果が一番保守的な結果となっている。ITERの設計では, これら三者の結果を考え合わせて, 現時点では, 最悪のケースを予測するためのレファレンスの最高温度として, 700 ± 100°Cが選択されている<sup>(2)</sup>。

### 3. LOVA時の黒鉛腐食量評価

#### 3.1 化学反応

黒鉛と酸素もしくは水蒸気との化学反応を表3.1に示す。酸素による黒鉛の酸化に関する化学反応は, 4種類であり, そのうち, 3種類が不均質反応であり, 残り一つが一酸化炭素の燃焼である均質反応である。黒鉛の水蒸気による腐食に関する化学反応は5種類であり, そのうち3種類が不均質反応であり, 残り2種類は均質反応である。これらの反応のうち, 表3.1の各反応式の右側に正の数値を持つ反応は発熱反応であり, 黒鉛と酸素の反応, 黒鉛と水素の反応, 一酸化炭素と水素の燃焼反応, 一酸化炭素と水蒸気の反応が発熱反応である。可燃性気体である一酸化炭素と水素は, 黒鉛と酸素の反応, 黒鉛と二酸化炭素の反応, 黒鉛と水蒸気の反応, 一酸化炭素と水蒸気の反応によって生成される。

たCASE 4, 5 に対して, ダイバータ表面温度の時間変化を調べた。放射性物質である酸化タングステンが大量に気化しないよう, ダイバータ表面温度は, 500°C 以下であることが望ましい。しかしながら, 本計算結果は, すべてのCASEにおいて, ダイバータ表面温度が500°C以上となり, しかも, 1日のオーダで, 500°C以上を保ち続けることを示している。ダイバータ表面温度の到達最高温度は, CASE 3の約860°Cであり, すべてのCASEで830~860°Cとなっている。事故開始後, ダイバータ表面温度が最高になるのは, 10~13時間後である。したがって, 炉建家による放射性物質の閉じ込めを期待しなくとも敷地境界被曝線量を100 mSv以下に抑えようとする場合には, ダイバータの非常冷却系を設けるなどの措置が必要であることを示唆している。一方で, 本解析に用いた仮定が, 例えば, 周囲と全くの断熱状態であるという仮定など, かなり保守的であったことにも注意を要する。

本計算を行った結果, 500°Cを越える時間や最高到達温度などを決める主要因子は, プラズマ対向機器材の表面間における熱放射による熱輸送速度, 即ち射出率や形態係数であることがわかった。本計算では, 実際には, 第一壁の高温部は, 局所的に, かつあちこちに分散すると予測されているが, それを高温部と低温部の2カ所に分割するという単純化を行った。上述のように, 熱伝導より熱放射が律速である場合には, このような2分割にするという仮定は, 最高到達温度に対してほとんど影響しない。

本解析結果をITERの安全性解析部内で報告した。同様の解析は, 米国(テキサス大学)とEC(NETチーム)からも報告されている。図2.12にそれらの結果を示す<sup>(2)</sup>。たて軸がダイバータタングステン温度であり, 横軸が時間である。米国の解析では, 第一壁温度を500°Cに固定している。ECの解析では, すべてのダイバータ冷却系でLOCAが起これり, 第一壁冷却系は健全であり, 容器内エネルギー交換モデルを用いている。図からわかるように, 本解析結果が一番保守的な結果となっている。ITERの設計では, これら三者の結果を考え合わせて, 現時点では, 最悪のケースを予測するためのレファレンスの最高温度として, 700 ± 100°Cが選択されている<sup>(2)</sup>。

### 3. LOVA時の黒鉛腐食量評価

#### 3.1 化学反応

黒鉛と酸素もしくは水蒸気との化学反応を表3.1に示す。酸素による黒鉛の酸化に関する化学反応は, 4種類であり, そのうち, 3種類が不均質反応であり, 残り一つが一酸化炭素の燃焼である均質反応である。黒鉛の水蒸気による腐食に関する化学反応は5種類であり, そのうち3種類が不均質反応であり, 残り2種類は均質反応である。これらの反応のうち, 表3.1の各反応式の右側に正の数値を持つ反応は発熱反応であり, 黒鉛と酸素の反応, 黒鉛と水素の反応, 一酸化炭素と水素の燃焼反応, 一酸化炭素と水蒸気の反応が発熱反応である。可燃性気体である一酸化炭素と水素は, 黒鉛と酸素の反応, 黒鉛と二酸化炭素の反応, 黒鉛と水蒸気の反応, 一酸化炭素と水蒸気の反応によって生成される。

本章では、LOVA時に黒鉛が酸素と反応する場合について、黒鉛腐食量の概略値を計算する。

### 3.2 律速過程

多孔質である黒鉛の腐食速度と温度の関係は、三つの領域に区分され、各領域において異なる律速過程に支配されていることは良く知られている。低温領域は、化学反応支配領域と呼ばれ、腐食速度は化学反応速度に等しい。腐食性気体は黒鉛多孔質内に一様に分布し、黒鉛材は、その表面及び内部で一様に腐食される。原子炉級の等方性黒鉛の場合、約400°C以下の温度領域であり、腐食量は、他の領域に比べ著しく少ない。中温領域は、多孔質内拡散支配領域と呼ばれ、腐食速度は、腐食性気体の多孔質内拡散過程に支配されている。黒鉛材は、その表面と表面近傍の内部領域で腐食される。原子炉級の等方性黒鉛では、約900°C以上の高温領域は、物質伝達支配領域であり、腐食速度は、黒鉛材周囲の流体中の腐食性気体の物質伝達過程に支配されている。黒鉛材は、ほとんど表面だけが腐食され、黒鉛内部は健全なまま残される。事故時に黒鉛材の腐食量が問題となるのは、上記三つの領域のうち、多孔質内拡散支配領域と物質伝達支配領域である。図3.1に各支配領域の黒鉛腐食速度と黒鉛内の腐食性気体の濃度分布を示す。

### 3.3 黒鉛腐食量

ここでは、酸素による黒鉛腐食量などの概略値を計算する。計算に際しては、以下の仮定を置いた。

- (1) 黒鉛の温度は、1600 Kと一定とする。
- (2) 真空容器内一杯分の空気（大気圧，300 K）の含む酸素と反応する。
- (3) 物質伝達支配領域として扱う。
- (4)  $C + \frac{1}{2}O_2 \rightarrow CO$ と $C + O_2 \rightarrow CO_2$ の2種類の反応だけを考え、CO生成反応だけの場合と、CO<sub>2</sub>生成反応だけの場合について計算する。

腐食による黒鉛材の損耗量を腐食厚さ $\Delta x$ として表わすと、

$$\Delta x = \frac{M_c}{M_{O_2}} \frac{2(1+f)}{2+f} V \rho_{Air} W_{O_2} \frac{1}{s \cdot \rho_G} \quad (3-1)$$

となる。ここで、Mは分子量(kg/mole)であり、 $M_c = 0.012$ 、 $M_{O_2} = 0.032$ 、fは一酸化炭素と二酸化炭素のモル分率比であり、CO生成反応では $2(1+f)/(2+f) = 2$ 、CO<sub>2</sub>生成反応では $2(1+f)/(2+f) = 1$ 、Vは真空容器内プラズマ領域の容積(m<sup>3</sup>)、 $\rho$ は密度(kg/m<sup>3</sup>)、Wは質量分率、sは黒鉛材の腐食される表面積(m<sup>2</sup>)である。添字cは炭素、O<sub>2</sub>は酸素、Airは空気、Gは黒鉛を示している。

$$\begin{aligned}
 V &= 615 \text{ m}^3, \quad S = 470 \text{ m}^2, \\
 \rho_{\text{Air}} &= 1.16 \text{ kg/m}^3, \quad \rho_G = 2000 \text{ kg/m}^3, \\
 W_{\text{O}_2} &= 0.2315
 \end{aligned}$$

とすると,

$$\begin{aligned}
 \Delta x &= 0.13 \text{ mm} \quad (\text{CO生成反応だけ}) \\
 \Delta x &= 0.065 \text{ mm} \quad (\text{CO}_2\text{生成反応だけ})
 \end{aligned}$$

となる。

腐食に要する時間については,

$$V \rho_{\text{Air}} \frac{dW_{\text{O}_2}}{dt} = S \rho_{\text{Air}} \beta W_{\text{O}_2} \quad (3-2)$$

より,

$$W_{\text{O}_2} = W_{\text{O}_2}^{(0)} \exp\left(-\frac{S}{V} \beta t\right) \quad (3-3)$$

ここで,

$$\beta = \text{Sh} \frac{D}{d} \quad (3-4)$$

$$\text{Sh} = 0.11 \left(\frac{\nu_{\text{Air}}}{\nu_w}\right)^{0.22} (\text{Gr Sc})^{1/3} \quad (3-5)$$

ここで,  $\beta$  は物質伝達率 ( $\text{m/s}$ ),  $t$  は時間 ( $\text{s}$ ),  $W_{\text{O}_2}^{(0)}$  は酸素の初期質量分率,  $\text{Sh}$  はシャーウッド数,  $D$  は空気中の酸素の2成分拡散係数 ( $\text{m}^2/\text{s}$ ),  $d$  は等価直径 ( $\text{m}$ ),  $\nu$  は動粘性係数 ( $\text{m}^2/\text{s}$ ),  $\text{Gr}$  はグラスホフ数,  $\text{Sc}$  はシュシット数であり, 酸素の質量分率が,

$$\frac{W_{\text{O}_2}}{W_{\text{O}_2}^{(0)}} = 0.01$$

となるまでの時間を式(3-4)~(3-5)より求める。物質伝達関係式(3-5)は, 物質伝達と熱伝達とにアナロジーが成り立つと仮定して, 垂直平板の乱流自然対流における熱伝達関係式(一様伝熱面温度, 一様周囲流体温度)

$$\text{Nu} = 0.11 \left(\frac{\nu_{\infty}}{\nu_w}\right)^{0.22} (\text{Gr Pr})^{1/3} \quad (3-6)$$

の各々の無次元数を対応する物質伝達における無次元数に書き直した ( $\text{Nu} \rightarrow \text{Sh}$ ,  $\text{Pr} \rightarrow \text{Sc}$ ) 式である。

$$\text{Gr} = 5.83 \times 10^{13}, \quad \text{Sc} = 0.36,$$

$$\frac{\nu_{\text{Air}}}{\nu_w} = 0.544, \quad d = 7 \text{ m}, \quad D = 1.60 \times 10^{-4} \text{ m}^2/\text{s}$$

すると、

$$t = 99.1 \text{ s}$$

となる。

発熱量は、

$$Q = 1.1 \times 10^9 \text{ J} \quad (\text{CO 生成反応})$$

$$Q = 2.0 \times 10^9 \text{ J} \quad (\text{CO}_2 \text{ 生成反応})$$

となり、黒鉛表面での熱流束  $q$  を

$$q = \frac{Q}{t \cdot s}$$

とすると、 $q = 43 \text{ kW/m}^2$  (CO<sub>2</sub>生成反応) となる。黒鉛材の厚みを 20mm とすると、CO<sub>2</sub>生成反応における発熱量による黒鉛材の温度上昇は、約 43 K となる。この発熱量が真空容器内の空気の温度上昇に使われたとすると、温度上昇は約 2600 K となる。尚、ビオー数  $Bi (= hd/\lambda)$  は、式 (3-6) を用いると、 $Bi \approx 3.1$  となる。

CO 生成反応における CO 生成量は、酸素がすべて反応すると、約 290 kg となり、真空容器内に CO と N<sub>2</sub> の混合気ができる。もし、この混合気にこの混合気と同容積以上の空気を混ぜると、混合後の CO のモル分率は、CO の可燃限界の下限值 (大気圧, 室温) であるモル分率 = 0.125 を超えることになる。

CO<sub>2</sub>生成反応では、反応による体積膨張によって、真空容器外が大気圧であるとする、真空容器外へ約 50 kg の CO<sub>2</sub> が放出される。これを容積に換算すると、約 28 m<sup>3</sup> であり、真空容器の容積 615 m<sup>3</sup> の約 5% にあたる。

以上の結果から、真空容器内一杯分の大気による黒鉛材の腐食に関しては、腐食厚さ、発熱量などは問題となる程大きな値ではないことがわかる。可燃性気体である一酸化炭素の生成量については、新鮮な酸素が供給される場合、即ち、真空容器の破断口を通じて真空容器の内・外気が入れ替わるような場合には、より正確な計算が必要である。また、そのような場合には、一酸化炭素の爆発だけでなく、粉塵爆発や真空容器内の放射性物質の放出などの問題も生じる。したがって、破断口を通しての置換流量を評価する必要がある。

#### 4. ま と め

まず、真空容器内のダイバータの表面温度について、第一壁も含めて熱伝導計算を行った。ダイバータのタングステンの温度が約 500°C 以上になると、タングステンの酸化反応が顕著に進行するようになり、放射化したタングステンが揮発性の酸化タングステンとなって真空容器外に放出される。このような放射性物質の放出の可能性に目安を与えるため、ダイバータ表面温度を評価した。例えば一次元熱伝導計算のように、問題をできる限り単純化し、また、事故条件に関しては、かなり保守的な条件を与えた。その結果、ダイバータ表面温度は、1日のオ

すると、

$$t = 99.1 \text{ s}$$

となる。

発熱量は、

$$Q = 1.1 \times 10^9 \text{ J} \quad (\text{CO 生成反応})$$

$$Q = 2.0 \times 10^9 \text{ J} \quad (\text{CO}_2 \text{ 生成反応})$$

となり、黒鉛表面での熱流束  $q$  を

$$q = \frac{Q}{t \cdot s}$$

とすると、 $q = 43 \text{ kW/m}^2$  ( $\text{CO}_2$  生成反応) となる。黒鉛材の厚みを  $20 \text{ mm}$  とすると、 $\text{CO}_2$  生成反応における発熱量による黒鉛材の温度上昇は、約  $43 \text{ K}$  となる。この発熱量が真空容器内の空気の温度上昇に使われたとすると、温度上昇は約  $2600 \text{ K}$  となる。尚、ビオー数  $Bi (= hd/\lambda)$  は、式 (3-6) を用いると、 $Bi \approx 3.1$  となる。

CO 生成反応における CO 生成量は、酸素がすべて反応すると、約  $290 \text{ kg}$  となり、真空容器内に CO と  $\text{N}_2$  の混合気ができる。もし、この混合気にこの混合気と同容積以上の空気を混ぜると、混合後の CO のモル分率は、CO の可燃限界の下限值 (大気圧, 室温) であるモル分率  $= 0.125$  を超えることになる。

$\text{CO}_2$  生成反応では、反応による体積膨張によって、真空容器外が大気圧であるとすると、真空容器外へ約  $50 \text{ kg}$  の  $\text{CO}_2$  が放出される。これを容積に換算すると、約  $28 \text{ m}^3$  であり、真空容器の容積  $615 \text{ m}^3$  の約  $5\%$  にあたる。

以上の結果から、真空容器内一杯分の大気による黒鉛材の腐食に関しては、腐食厚さ、発熱量などは問題となる程大きな値ではないことがわかる。可燃性気体である一酸化炭素の生成量については、新鮮な酸素が供給される場合、即ち、真空容器の破断口を通じて真空容器の内・外気が入れ替わるような場合には、より正確な計算が必要である。また、そのような場合には、一酸化炭素の爆発だけでなく、粉塵爆発や真空容器内の放射性物質の放出などの問題も生じる。したがって、破断口を通しての置換流量を評価する必要がある。

#### 4. ま と め

まず、真空容器内のダイバータの表面温度について、第一壁も含めて熱伝導計算を行った。ダイバータのタングステンの温度が約  $500^\circ\text{C}$  以上になると、タングステンの酸化反応が顕著に進行するようになり、放射化したタングステンが揮発性の酸化タングステンとなって真空容器外に放出される。このような放射性物質の放出の可能性に目安を与えるため、ダイバータ表面温度を評価した。例えば一次元熱伝導計算のように、問題をできる限り単純化し、また、事故条件に関しては、かなり保守的な条件を与えた。その結果、ダイバータ表面温度は、1日のオ



ーダで 500°C 以上を保ち続け、到達最高温度は八百数十度となった。本結果は、ITER の CDA において、米国と EC の結果と合わせて検討され、現時点では、最悪のケースを予測するためのレファレンスの最高温度として、700 ± 100°C が選択された。

次に、真空境界破断事故 (LOVA) 時における第一壁アーマ材である黒鉛材の酸化による腐食量や一酸化炭素の生成量などについて評価した。真空容器外の大気が真空容器内に侵入したとして、真空容器一杯分の大気による黒鉛腐食量、腐食時間、発熱量、一酸化炭素発生量に関して、いくつかの仮定のもとに、それらの概略値を計算した。その結果から、真空容器一杯分の大気ではあまり大きな問題とはならないことがわかった。しかしながら、新鮮な大気が真空容器内に供給され続けると、一酸化炭素の爆発以外に、粉塵爆発や放射性物質の放出などの問題も生じると考えられ、真空容器の破断口を通しての混合気の置換現象を検討する必要がある。

## 参 考 文 献

- (1) 飯田他, ITER: 工学設計 (安全性, プラント), 核融合研究, 65 (1991) 312.
- (2) J. Reader and S. Piet (Ed.), IAEA/ITER/DS/36, (1990).
- (3) A. L. Edwards, UCRL-14753, Rev. I, (1968).

ーダで 500°C 以上を保ち続け、到達最高温度は八百数十度となった。本結果は、ITER の CDA において、米国と EC の結果と合わせて検討され、現時点では、最悪のケースを予測するためのレファレンスの最高温度として、700 ± 100°C が選択された。

次に、真空境界破断事故 (LOVA) 時における第一壁アーマ材である黒鉛材の酸化による腐食量や一酸化炭素の生成量などについて評価した。真空容器外の大気が真空容器内に侵入したとして、真空容器一杯分の大気による黒鉛腐食量、腐食時間、発熱量、一酸化炭素発生量に関して、いくつかの仮定のもとに、それらの概略値を計算した。その結果から、真空容器一杯分の大気ではあまり大きな問題とはならないことがわかった。しかしながら、新鮮な大気が真空容器内に供給され続けると、一酸化炭素の爆発以外に、粉塵爆発や放射性物質の放出などの問題も生じると考えられ、真空容器の破断口を通しての混合気の置換現象を検討する必要がある。

## 参 考 文 献

- (1) 飯田他, ITER: 工学設計 (安全性, プラント), 核融合研究, 65 (1991) 312.
- (2) J. Reader and S. Piet (Ed.), IAEA/ITER/DS/36, (1990).
- (3) A. L. Edwards, UCRL-14753, Rev. I, (1968).

表 2.1 崩壊熱の時間変化

| 時間 (s)                    | 316 ステンレス銅<br>の崩壊熱(W/cc) | 銅の崩壊熱(W/cc) | 時間 (s)              | タングステンの<br>崩壊熱(W/cc)  |
|---------------------------|--------------------------|-------------|---------------------|-----------------------|
| 0                         | 0.396                    | 1.042       | 0                   | 0.397                 |
| 1                         |                          | 1.041       |                     |                       |
| 10                        |                          | 1.031       |                     |                       |
| 60 (1分)                   |                          | 0.979       |                     |                       |
| 100                       | 0.375                    |             |                     |                       |
| 1800                      |                          |             | 1760                | 0.392                 |
| 3600 (1時間)                | 0.289                    | 0.265       | 3560                | 0.386                 |
| 10800 (3時間)               |                          |             | 10760               | 0.365                 |
| 28800 (8時間)               |                          |             | 28760               | 0.317                 |
| 57600 (16時間)              |                          |             | 57560               | 0.254                 |
| 86400 (1日)                | 0.108                    | 0.0933      | 86360               | 0.204                 |
| 259200 (3日)               |                          |             | 259160              | 0.06                  |
| 604800 (1週間)              |                          | 0.0307      | 604760              | 0.0145                |
| $2.592 \times 10^6$ (1カ月) | 0.0837                   | 0.0304      | $2.592 \times 10^6$ | $8.75 \times 10^{-3}$ |

(3 MW・a/m<sup>2</sup>)

(0.4 MW/m<sup>2</sup>)

(ダイバータに対しては、(銅の崩壊熱) = (表の値) × 0.4  
(ステンレス銅の崩壊熱) = (表の値) × 0.196) を用いた。

表 2.2 ステンレス鋼，銅，タングステン，黒鉛  
の物性値 (密度，定圧比熱，熱伝導率)

ステンレス鋼 (SUS 316)

| 温度 (K) | 密度 (kg/m <sup>3</sup> ) | 定圧比熱 (J/kg K) | 熱伝導率 (W/m K) | 温度拡散率 (m <sup>2</sup> /s) |
|--------|-------------------------|---------------|--------------|---------------------------|
| 300    | 7890                    | 510           | 13.0         | $3.23 \times 10^{-6}$     |
| 1300   | 7440                    | 645           | 29.1         | $6.06 \times 10^{-6}$     |

銅

|      |      |     |     |                        |
|------|------|-----|-----|------------------------|
| 300  | 8840 | 385 | 398 | $1.17 \times 10^{-4}$  |
| 1300 | 7920 | 523 | 334 | $0.806 \times 10^{-4}$ |

タングステン

|      |       |     |     |                        |
|------|-------|-----|-----|------------------------|
| 300  | 20100 | 134 | 178 | $0.662 \times 10^{-4}$ |
| 1300 | 19400 | 155 | 113 | $0.375 \times 10^{-4}$ |

黒鉛 (等方性黒鉛)

|      |      |      |     |                       |
|------|------|------|-----|-----------------------|
| 300  | 2270 | 540  | 120 | $0.98 \times 10^{-4}$ |
| 1300 | 2270 | 1420 | 40  | $0.12 \times 10^{-4}$ |

(温度拡散率 = 熱伝導率 / (密度・定圧比熱))

表 2.3 各材料の射出率  $\epsilon$

| 材 質    |                  | 温 度 (°C) |      |      |      |      |      |
|--------|------------------|----------|------|------|------|------|------|
|        |                  | 38       | 149  | 260  | 538  | 1093 | 2760 |
| タングステン | 研 摩 面            | 0.04     | 0.05 | 0.06 | 0.08 | 0.15 | 0.39 |
|        | 長く使用した<br>フィラメント | 0.32     | 0.32 | 0.32 | 0.32 | 0.33 | 0.35 |
| 銅      | 研 摩 面            | 0.02     | -    | 0.02 | 0.04 | -    | -    |
|        | 酸 化 面            | 0.50     | 0.50 | 0.50 | 0.50 | -    | -    |
| 鋼      | 研 摩 面            | 0.07     | 0.08 | 0.10 | 0.14 | 0.23 | -    |
|        | 酸 化 面            | 0.79     | 0.79 | 0.79 | 0.79 | -    | -    |
| 黒鉛     | 研 摩 面            | 0.42     | -    | 0.97 | 0.97 | -    | -    |

表 2.4 計算条件の一覧表

\* : 第一壁全表面積に対する割合

| CASE 番号 | 事故開始前の<br>運 転 条 件 | 冷 却 状 態 |       |      | 初 期 表 面 温 度 (°C)           |               |
|---------|-------------------|---------|-------|------|----------------------------|---------------|
|         |                   | 第一壁     | ダイバータ |      | 第一壁                        | ダイバータ         |
|         |                   |         | 上 側   | 下 側  |                            |               |
| 1       | 通常運転              | LOCA    | LOCA  | LOPA | 1800 (*10%)<br>1000 (*90%) | 600           |
| 2       | 通常運転              | LOCA    | LOCA  | LOPA | 1800 (*10%)<br>1000 (*90%) | 800           |
| 3       | 通常運転              | LOCA    | LOCA  | LOPA | 1800 (*10%)<br>1000 (*90%) | 1000          |
| 4       | コンディショニング         | LOCA    | LOCA  | LOPA | 150<br>(一様分布)              | 150<br>(一様分布) |
| 5       | コンディショニング         | LOCA    | LOCA  | LOPA | 250<br>(一様分布)              | 250<br>(一様分布) |

(LOPA : 通常運転時の10%の冷却水流量が確保されている)

表 3.1 固体炭素の化学反応一覧表 : 反応式と吸・発熱量

正 : 発熱反応

|       | 酸素との反応                                                         | 水蒸気との反応                                                                                                                                |
|-------|----------------------------------------------------------------|----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| 不均質反応 | • $C + O_2 \rightarrow CO_2 + 393.51$                          | • $C + H_2O \rightleftharpoons CO + H_2 - 131.31$                                                                                      |
|       | • $C + \frac{1}{2}O_2 \rightarrow CO + 110.52$                 |                                                                                                                                        |
|       | • $C + CO_2 \rightleftharpoons 2CO - 172.47$<br>(Boudouard 反応) | • $C + CO_2 \rightleftharpoons 2CO - 172.47$<br>(Boudouard)<br>• $C + 2H_2 \rightleftharpoons CH_4 + 74.85$<br>(メタン生成反応)               |
| 均質反応  | • $2CO + O_2 \rightarrow 2CO_2 + 565.98$<br>(CO 燃焼)            | • $2H_2 + O_2 \rightarrow 2H_2O + 483.66$<br>(H <sub>2</sub> 燃焼)<br>• $CO + H_2O \rightleftharpoons CO_2 + H_2 + 41.16$<br>(水-気体シフト反応) |

(単位 : kJ/mole)

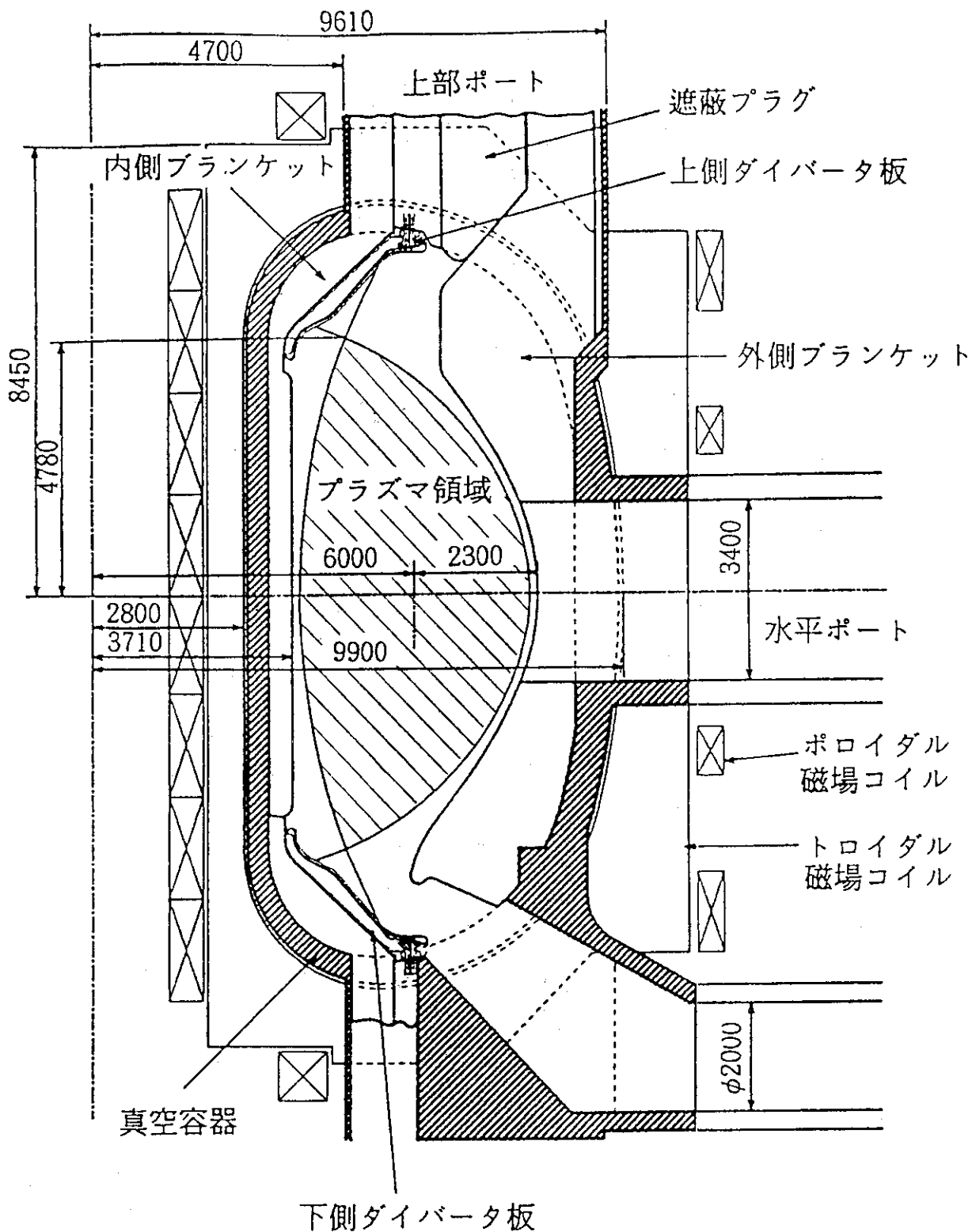


図 2.1 ITERの縦断面図 (単位 mm)

上側ダイバータ板

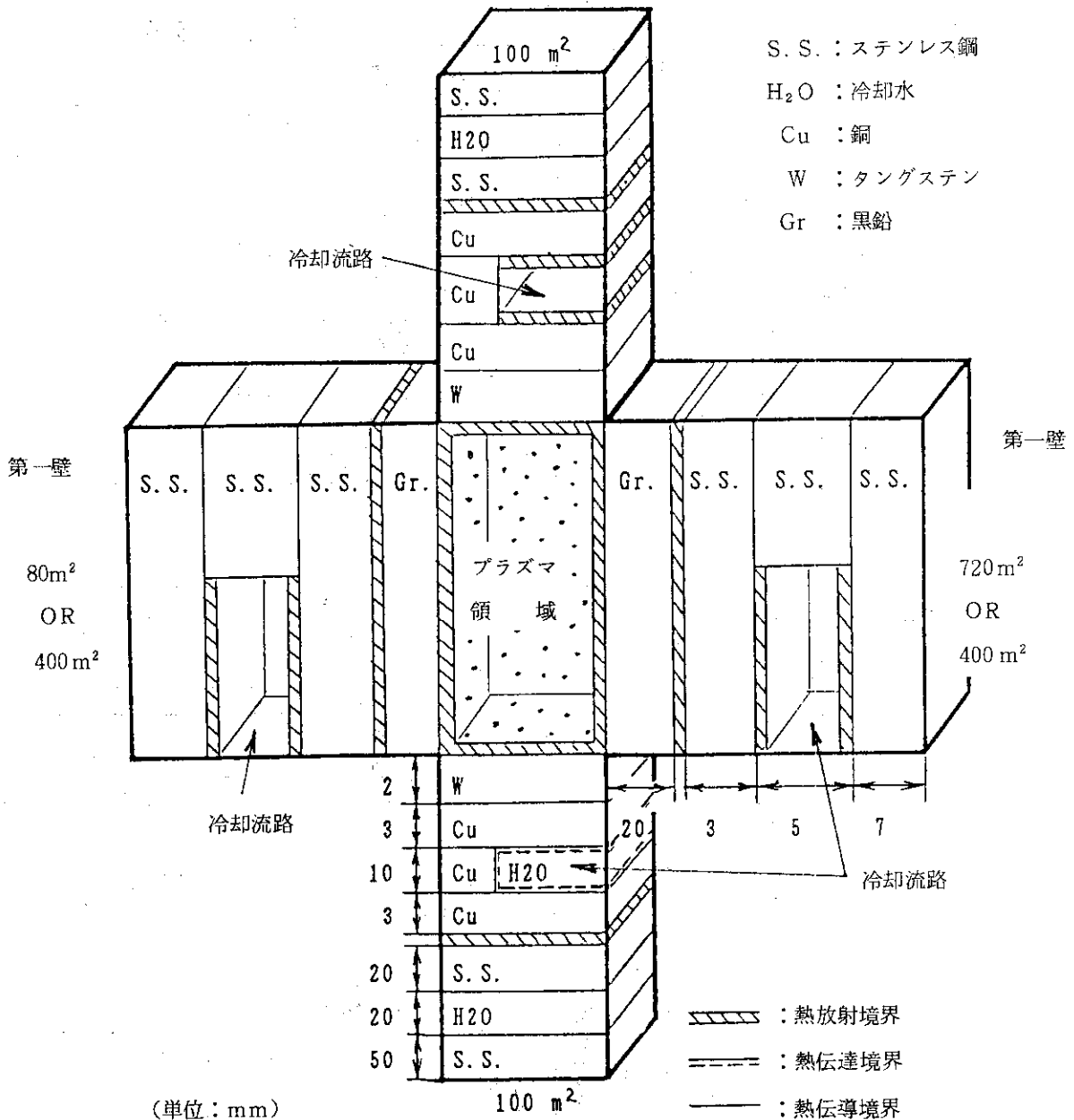


図 2.2 熱伝導計算用モデル

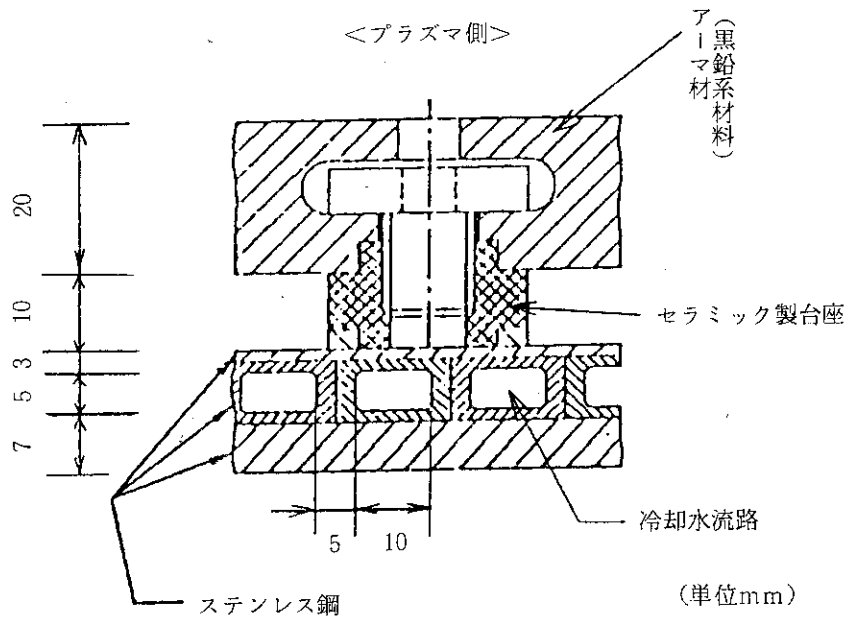


図 2.3 熱放射冷却型第一壁の構造の概略 (ITER 物理フェーズ用)

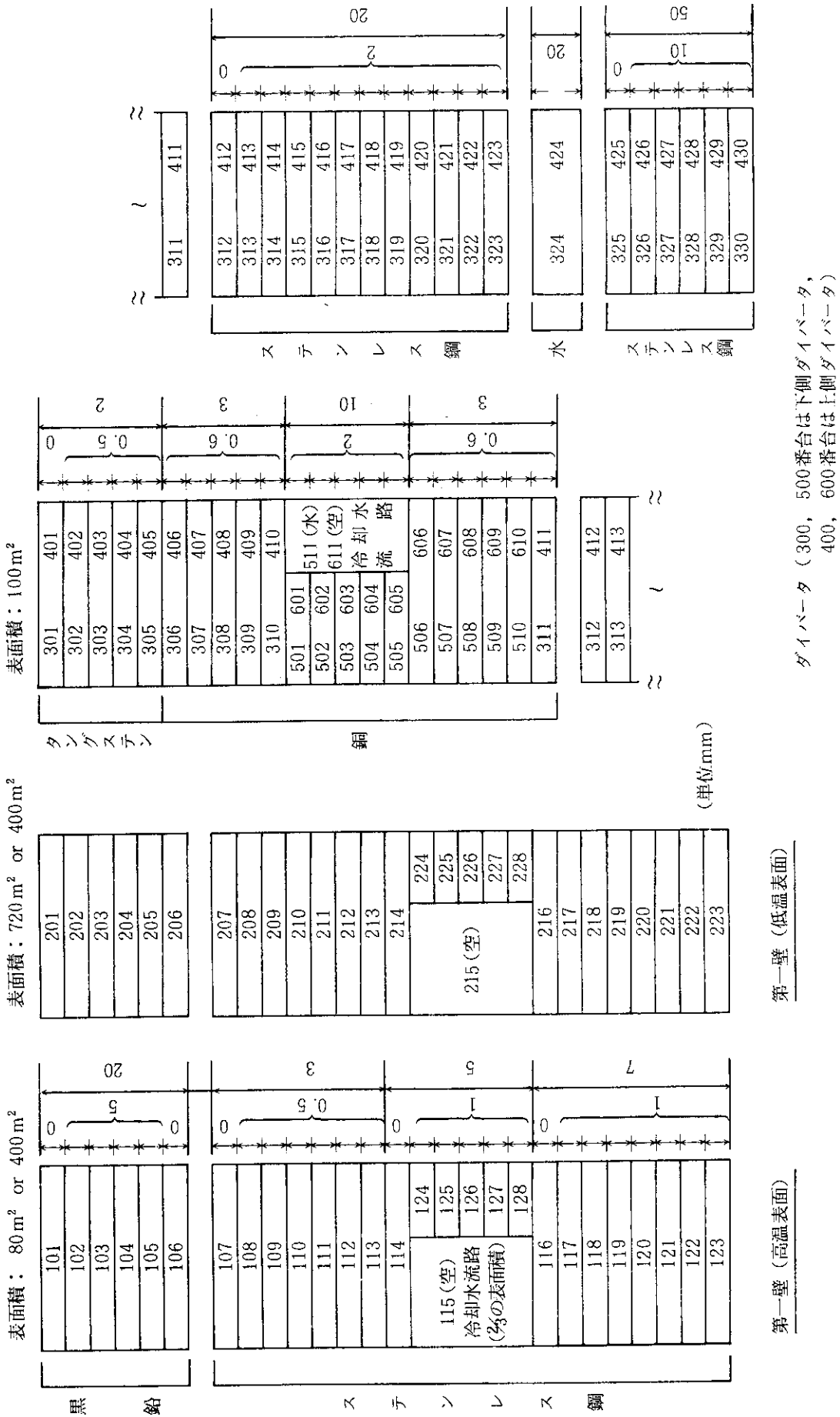


図 2.4 熱伝導計算におけるメッシュ分割



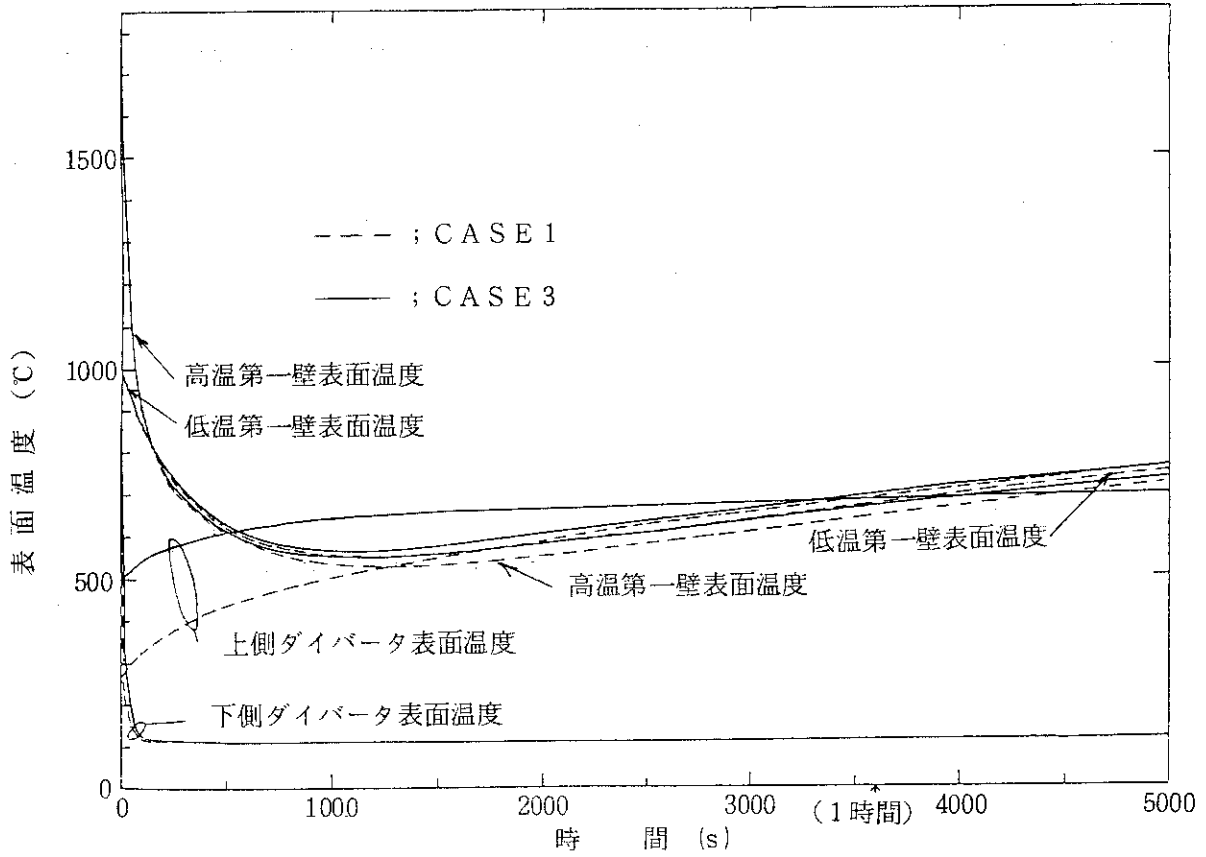


図 2.5 CASE 1 と 3 における第一壁とダイバータ表面温度の時間変化  
(崩壊熱：時間的に一定)

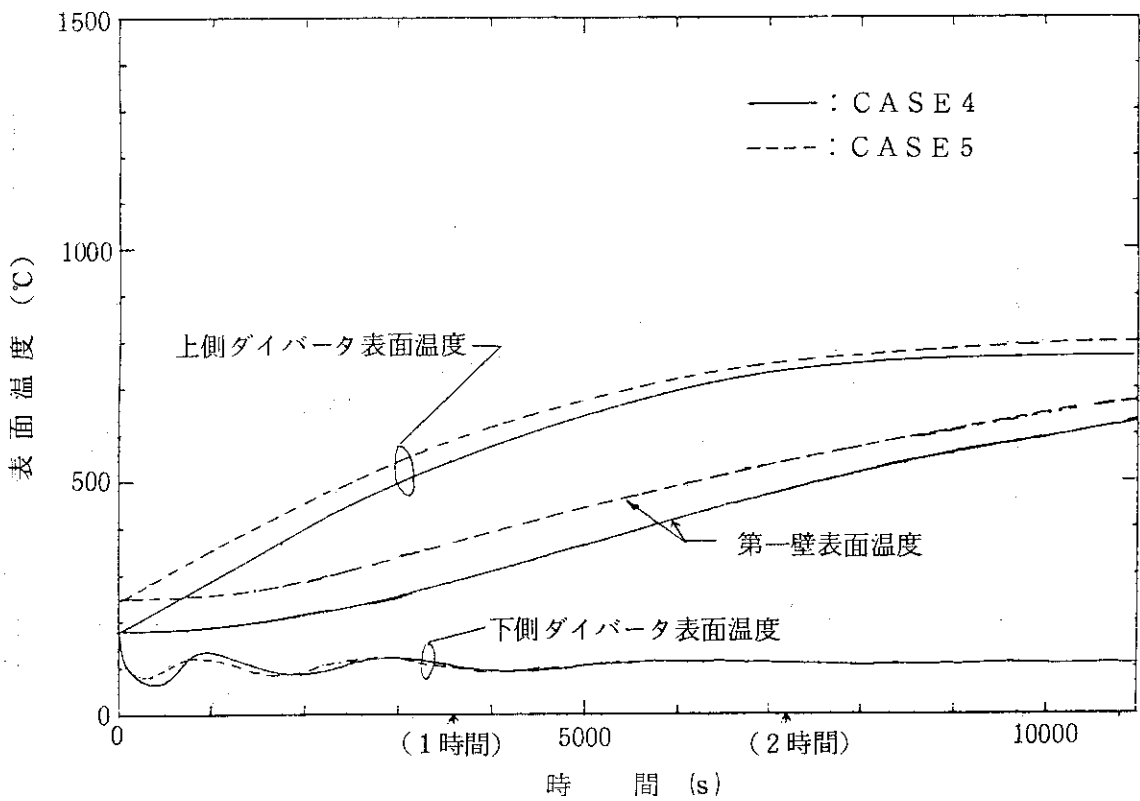


図 2.6 CASE 4 と 5 における第一壁とダイバータ表面温度の時間変化  
(崩壊熱：時間的に一定)

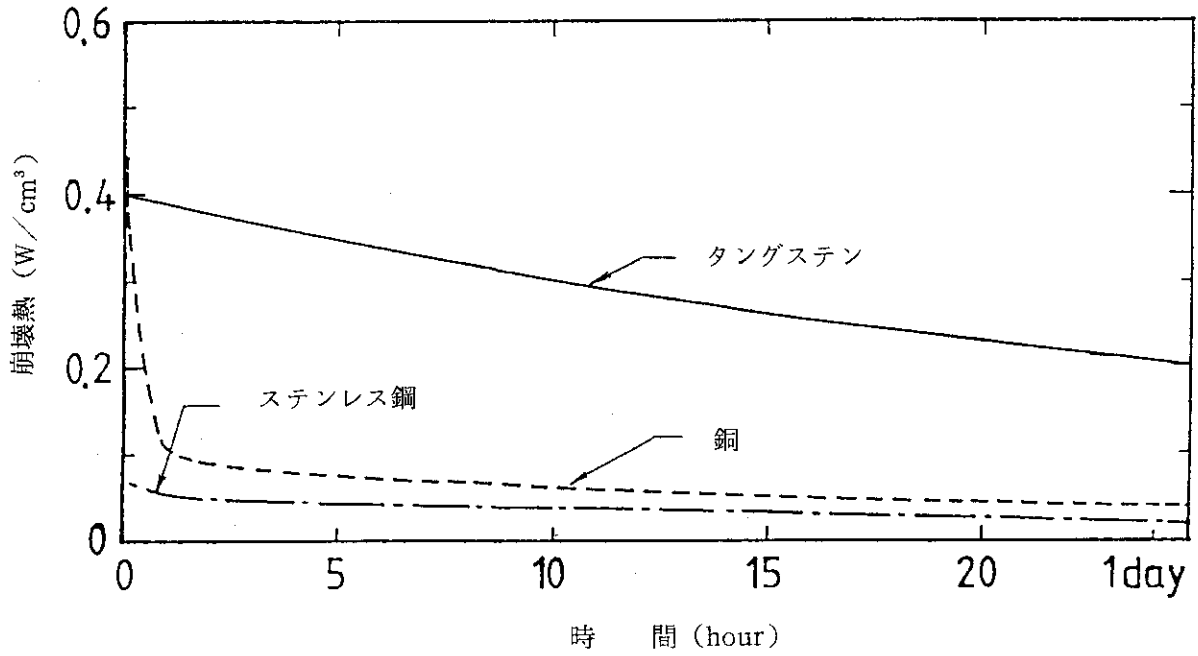


図 2.7 ダイバータ用崩壊熱の時間変化

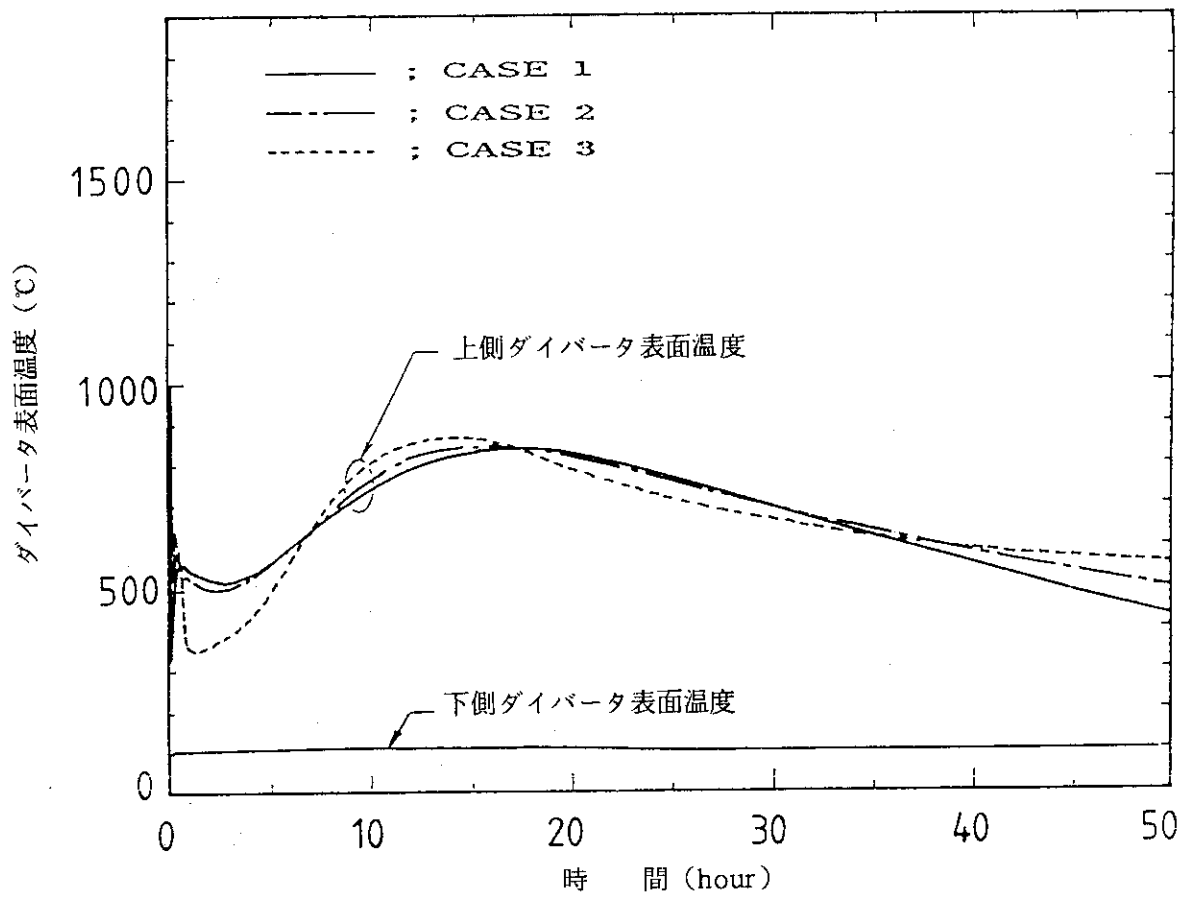


図 2.8 CASE 1, 2, 3におけるダイバータ表面温度の時間変化

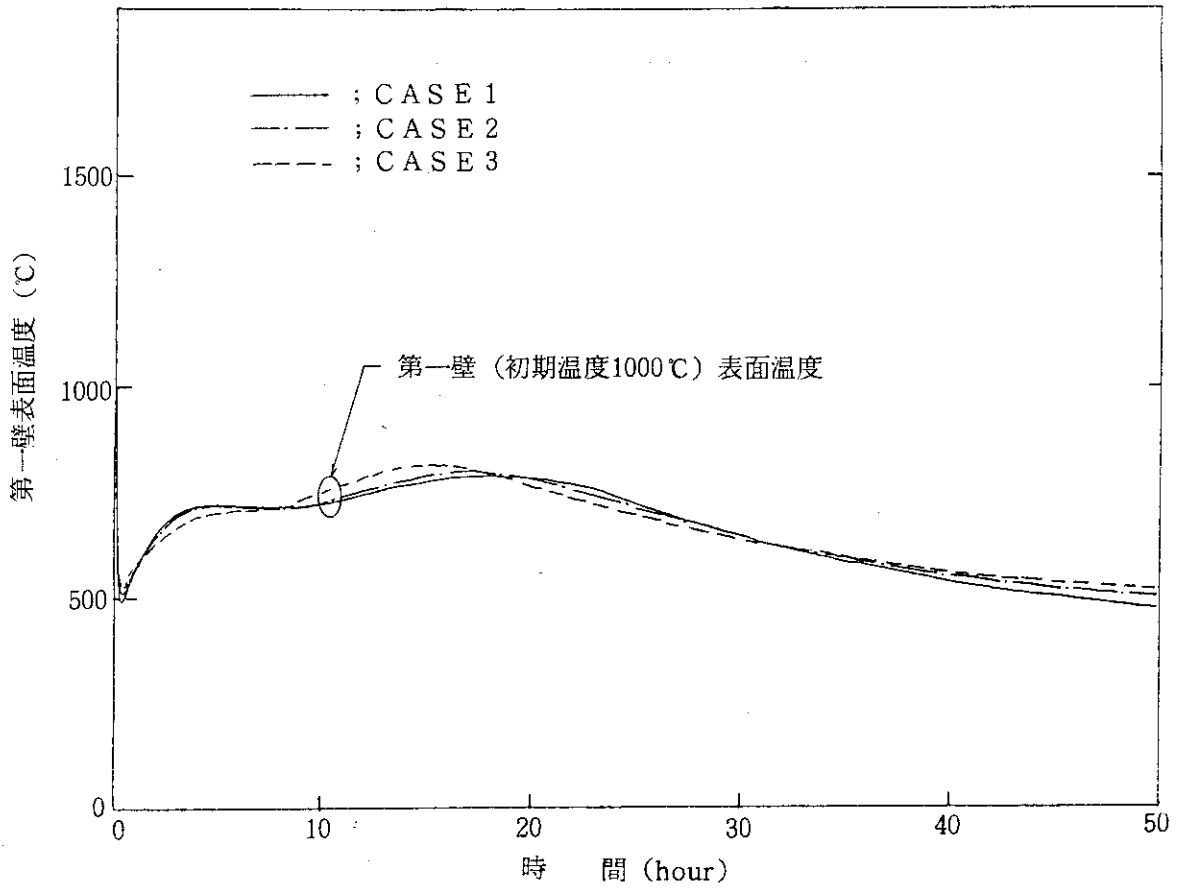


図 2.9 CASE 1, 2, 3 における第一壁 (初期温度 1000 °C) 表面温度の時間変化

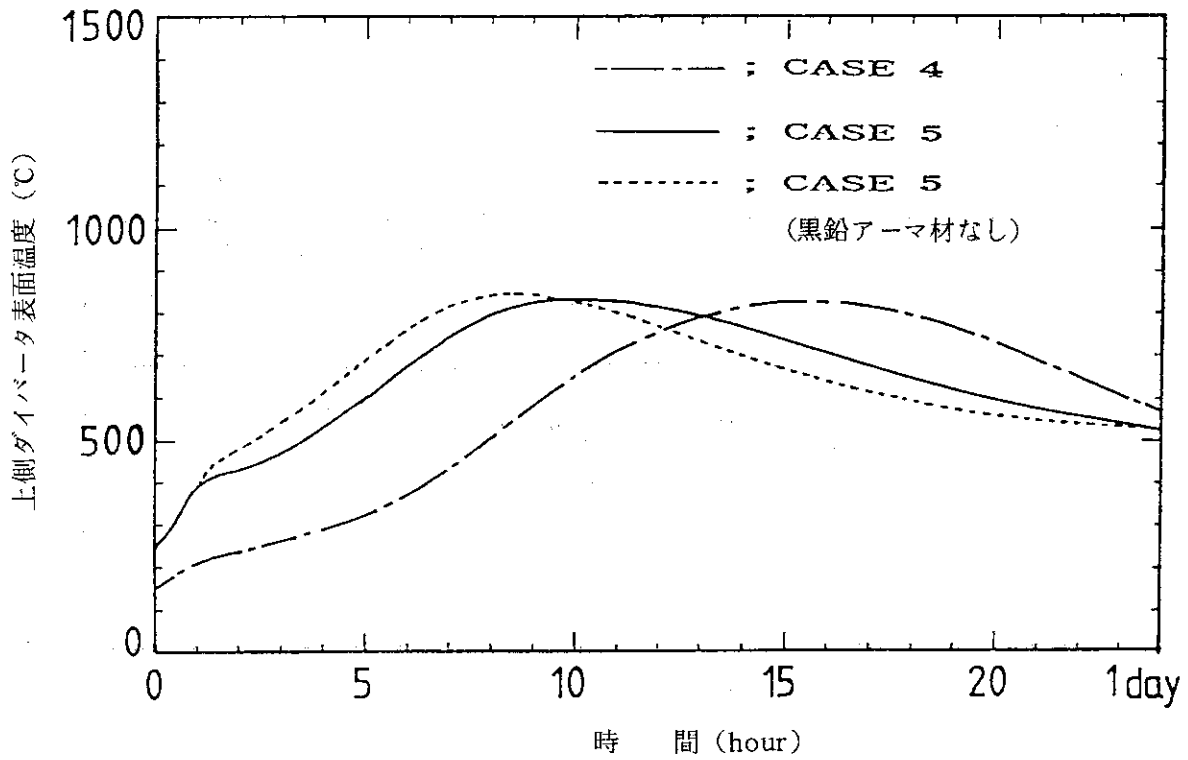


図 2.10 CASE 4, 5 における上側ダイバータ表面温度の時間変化

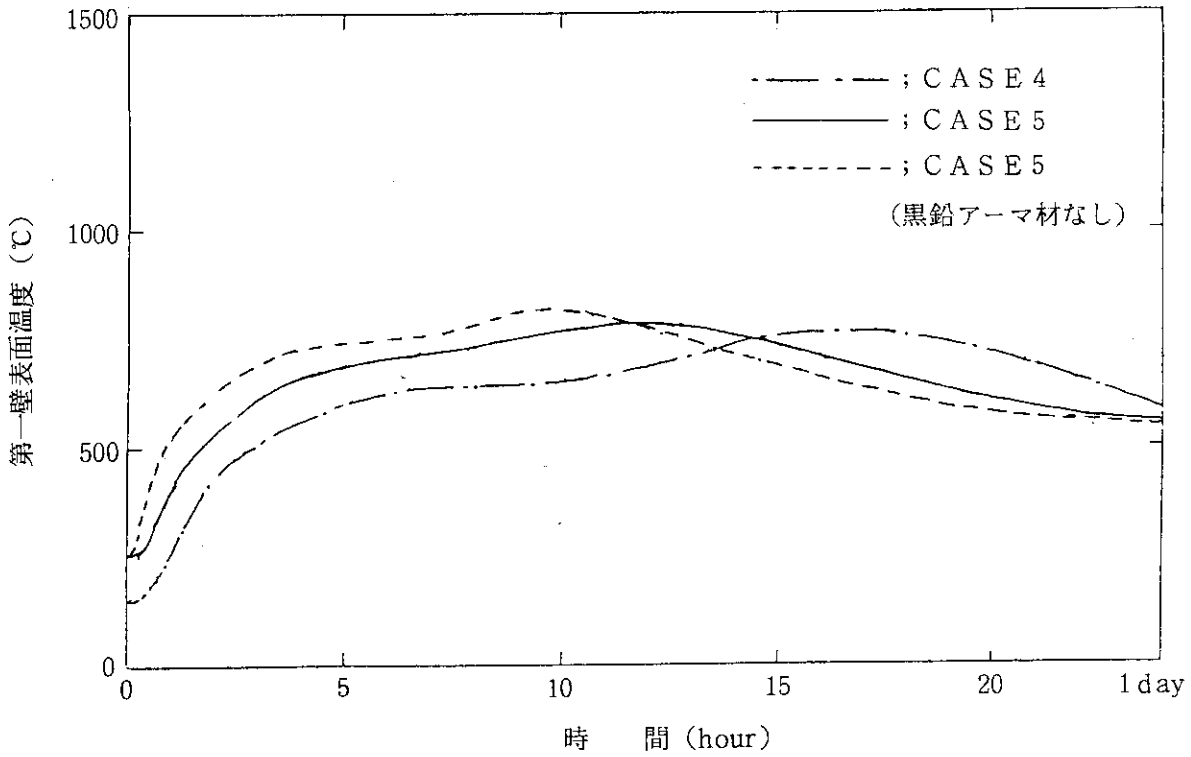


図 2.11 CASE 4, 5 における第一壁表面温度の時間変化

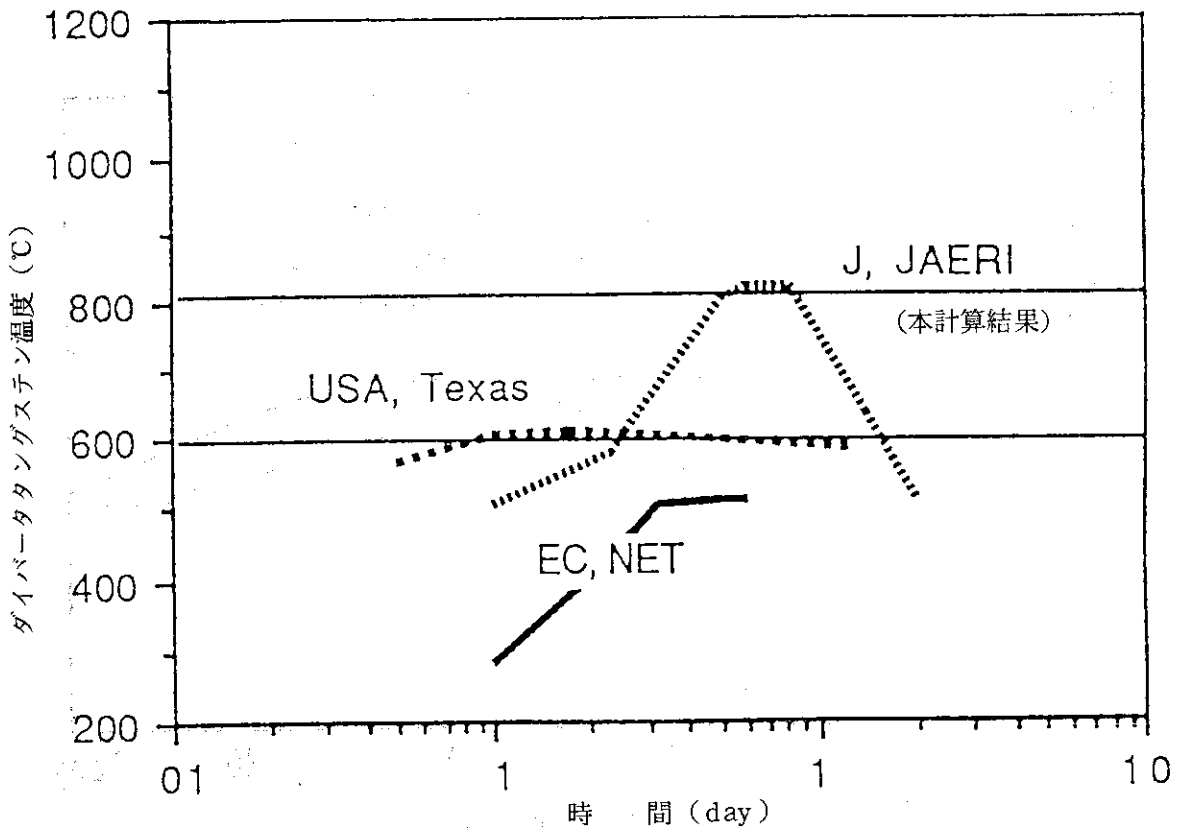


図 2.12 ITERのCDAでまとめられたダイバータLOCA後のダイバータタングステン温度の時間変化

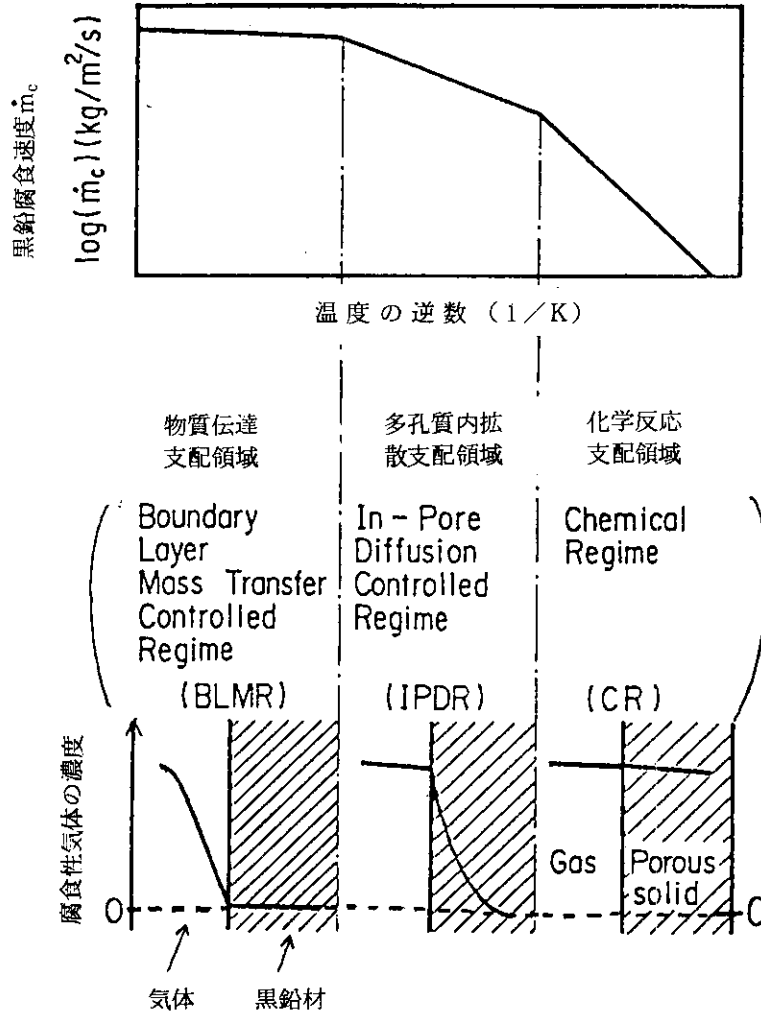


図 3.1 各支配領域における黒鉛腐食速度と、黒鉛内の腐食性気体の濃度分布