

加速器駆動未臨界システム用加速器における  
許容ビームトリップ頻度の評価と  
現状との比較

Estimation of Acceptable Beam Trip Frequencies  
of Accelerators for ADS and Comparison  
with Performances of Existing Accelerators

武井 早憲 西原 健司 辻本 和文 古川 和朗  
矢野 喜治 小川 雄二郎 大井川 宏之

Hayanori TAKEI, Kenji NISHIHARA, Kazufumi TSUJIMOTO, Kazuro FURUKAWA  
Yoshiharu YANO, Yujiro OGAWA and Hiroyuki OIGAWA

J-PARCセンター  
J-PARC Center

September 2009

Japan Atomic Energy Agency

日本原子力研究開発機構

本レポートは独立行政法人日本原子力研究開発機構が不定期に発行する成果報告書です。  
本レポートの入手並びに著作権利用に関するお問い合わせは、下記あてにお問い合わせ下さい。  
なお、本レポートの全文は日本原子力研究開発機構ホームページ (<http://www.jaea.go.jp>)  
より発信されています。

独立行政法人日本原子力研究開発機構 研究技術情報部 研究技術情報課  
〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根 2 番地 4  
電話 029-282-6387, Fax 029-282-5920, E-mail:ird-support@jaea.go.jp

This report is issued irregularly by Japan Atomic Energy Agency  
Inquiries about availability and/or copyright of this report should be addressed to  
Intellectual Resources Section, Intellectual Resources Department,  
Japan Atomic Energy Agency  
2-4 Shirakata Shirane, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-1195 Japan  
Tel +81-29-282-6387, Fax +81-29-282-5920, E-mail:ird-support@jaea.go.jp

© Japan Atomic Energy Agency, 2009

## 加速器駆動未臨界システム用加速器における許容ビームトリップ頻度の 評価と現状との比較

日本原子力研究開発機構

J-PARC センター

武井 早憲、西原 健司<sup>+1</sup>、辻本 和文、古川 和朗\*、矢野 喜治\*、  
小川 雄二郎\*、大井川 宏之<sup>+2</sup>

(2009年7月1日 受理)

大強度陽子ビームなどを加速する加速器では、経験的にビームトリップ事象が頻繁に発生することが知られており、加速器駆動未臨界システム（ADS）の構造物に熱疲労による強度的な影響を与え、材料の寿命低下を招くおそれがある。このため、工学的成立性の高いADSの設計や加速器の信頼性向上の目標設定に資することを目的に、ビームトリップ事象がADS未臨界炉部に与える熱疲労損傷を評価した。この評価ではADS未臨界炉部における代表的な四カ所の部位、すなわち、ビーム窓、燃料被覆管、内筒、原子炉容器を対象とした熱過渡解析を実施した。その結果、許容ビームトリップ頻度はビームトリップ時間に依存し、年間50~ $2 \times 10^4$ 回となった。さらに、ADSプラントはビームトリップ時間が5分を超えるビームトリップ事象によって再起動すると仮定した場合、ADSプラントの年間稼働率は70%となった。

次に、ADS用大強度陽子加速器で生じるビームトリップ頻度を減らす方法を検討するため、許容ビームトリップ頻度と既存加速器の運転データから推定したADS用大強度陽子加速器のビームトリップ頻度を比較した。その結果、現状の加速器の技術レベルにおいても、すでに停止時間が10秒以下のビームトリップ頻度は許容値を満足していた。また、停止時間が5分を超えるビームトリップ頻度は、現状の加速器の技術レベルから推定されるビームトリップ頻度に比べて30分の1程度に減少させれば良いという方針が得られた。

---

J-PARC センター：〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根 2-4

+1 原子力基礎工学研究部門 核工学・炉工学ユニット

+2 経営企画部

\* 大学共同利用機関法人 高エネルギー加速器研究機構

## **Estimation of Acceptable Beam Trip Frequencies of Accelerators for ADS and Comparison with Performances of Existing Accelerators**

Hayanori TAKEI, Kenji NISHIHARA<sup>+1</sup>, Kazufumi TSUJIMOTO,  
Kazuro FURUKAWA\*, Yoshiharu YANO\*, Yujiro OGAWA\* and Hiroyuki OIGAWA<sup>+2</sup>

J-PARC Center  
Japan Atomic Energy Agency  
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received July 1, 2009)

Frequent beam trips as experienced in existing high power proton accelerators may cause thermal fatigue problems in ADS components which may lead to degradation of their structural integrity and reduction of their lifetime. Thermal transient analyses were performed to investigate the effects of beam trips on the reactor components, with the objective of formulating ADS design that had higher engineering possibilities and determining the requirements for accelerator reliability. These analyses were made on the thermal responses of four parts of the reactor components; the beam window, the cladding tube, the inner barrel and the reactor vessel. Our results indicated that the acceptable frequency of beam trips ranged from 50 to  $2 \times 10^4$  times per year depending on the beam trip duration. As the beam trips for durations exceeding five minutes were assumed to make the plant shut down and restart, the plant availability was estimated to be 70 %.

In order to consider measures to reduce the frequency of beam trips on the high power accelerator for ADS, we compared the acceptable frequency of beam trips with the operation data of existing accelerators. The result of this comparison showed that for typical conditions the beam trip frequency for durations of 10 seconds or less was within the acceptable level, while that exceeding five minutes should be reduced to about 1/30 to satisfy the thermal stress conditions.

Keywords: Transmutation, Accelerator Driven System (ADS), High Power Proton Accelerator, Acceptable Beam Trip Frequency, Reliability, Thermal Transient Analysis, Reactor Components

---

+1 Division of Nuclear Data and Reactor Engineering, Nuclear Science and Engineering Directorate

+2 Policy Planning and Administration Department

\* High Energy Accelerator Research Organization

## 目 次

1. 緒言	1
2. 加速器駆動未臨界システムの概要	5
2.1 プラント仕様	5
2.2 冷却系統	6
3. 許容ビームトリップ頻度の評価	11
3.1 評価対象部位の選定	11
3.2 ビーム窓	12
3.2.1 はじめに	12
3.2.2 熱伝導・熱応力解析の条件	12
3.2.3 熱伝導・熱応力解析の結果	13
3.2.4 許容ビームトリップ頻度の算出	14
3.3 燃料被覆管	14
3.3.1 熱伝導・熱応力解析の条件	14
3.3.2 熱伝導解析の結果	16
3.3.3 熱応力解析の結果	17
3.3.4 許容ビームトリップ頻度の算出	19
3.3.5 他のパラメータによる燃料被覆管の健全性評価	19
3.3.6 燃料被覆管に関するまとめ	22
3.4 内筒	22
3.4.1 熱伝導・熱応力解析の条件	22
3.4.2 熱伝導解析の結果	23
3.4.3 熱応力解析の結果	24
3.4.4 許容ビームトリップ頻度の算出	24
3.5 原子炉容器	25
3.5.1 熱伝導・熱応力解析の条件	25
3.5.2 熱伝導・熱応力解析の結果	27
3.5.3 許容ビームトリップ頻度の算出	28
3.6 ビームトリップ時間に依存した許容ビームトリップ頻度の算出	29
4. 現状の加速器運転データに基づくビームトリップ回数の見積もり	71
4.1 LANSCE 加速器施設とイオン源での年間ビームトリップ回数 $N_{inj}$ の評価	71

4.2 KEK 電子・陽電子線形加速器と高周波系での年間ビームトリップ回数 $N_{tr}$ の評価	73
5. 考察	87
5.1 許容ビームトリップ頻度と加速器運転データの比較	87
5.1.1 加速器運転データに基づくビームトリップ時間の分布	87
5.1.2 ADS プラントの稼働率からの考察	87
5.1.3 ビームトリップ頻度を減少させる方策	89
6. 結言	93
謝辞	94
参考文献	95
付録 A 信頼性工学	99
付録 B 打切りデータと Kaplan・マイヤー推定法	105
付録 C ワイブル分布で近似した累積トリップ率	109

## Contents

1. Introduction		1
2. Outline of accelerator-driven system		5
2.1 Plant specification		5
2.2 Cooling system		6
3. Estimation of the acceptable frequency of beam trips		11
3.1 Selection of evaluating components in the reactor		11
3.2 Beam window		12
3.2.1 Introduction		12
3.2.2 Conditions of heat transfer and heat stress analysis		12
3.2.3 Results of heat transfer and heat stress analysis		13
3.2.4 Calculation of the acceptable frequency of beam trips		14
3.3 Fuel cladding tube		14
3.3.1 Condition of heat transfer and heat stress analysis		14
3.3.2 Results of heat transfer analysis		16
3.3.3 Results of heat stress analysis		17
3.3.4 Calculation of the acceptable frequency of beam trips		19
3.3.5 Evaluation of the structural integrity based on other parameters		19
3.3.6 Summary		22
3.4 Inner barrel		22
3.4.1 Condition of heat transfer and heat stress analysis		22
3.4.2 Results of heat transfer analysis		23
3.4.3 Results of heat stress analysis		24
3.4.4 Calculation of the acceptable frequency of beam trips		24
3.5 Reactor vessel		25
3.5.1 Condition of heat transfer and heat stress analysis		25
3.5.2 Results of heat transfer and heat stress analysis		27
3.5.3 Calculation of the acceptable frequency of beam trips		28
3.6 Estimation of the acceptable frequency of beam trips depending on beam trip duration		29
4. Estimation of the beam trip frequency based on the current operating data		71
4.1 LANSCE accelerator facility and estimation of the beam trip frequency $N_{inj}$ caused by		

the injector -----	71
4.2 KEKB injector linac and estimation of the beam trip frequency $N_{rf}$ caused by the RF system -----	73
5. Discussion -----	87
5.1 Comparison of the acceptable frequency of beam trips with the operation data of existing accelerators -----	87
5.1.1 Distribution of the beam trip duration based on the current operating data -----	87
5.1.2 Viewpoint of system availability for ADS plant -----	87
5.1.3 Measures to reduce the frequency of beam trips -----	89
6. Conclusions -----	93
Acknowledgment -----	94
References -----	95
Appendix A Reliability engineering -----	99
Appendix B Censored data and Kaplan-Meier estimation -----	105
Appendix C Approximation of the cumulative trip rate as a Weibull distribution -----	109

## 表リスト

<b>Table 2-1</b>	ADS の基本仕様	7
<b>Table 3-1</b>	ビーム窓に関する基本仕様	30
<b>Table 3-2</b>	ビームトリップ時のビーム窓座屈圧力 (板厚: 最大値)	31
<b>Table 3-3</b>	燃料被覆管・燃料ペレット・冷却材の基本仕様	31
<b>Table 3-4</b>	燃料ピンにおけるピーキング係数と線出力	32
<b>Table 3-5</b>	燃料被覆管の熱伝導・熱応力解析に関して設定したその他の解析条件	32
<b>Table 3-6</b>	定常状態における最高温度	32
<b>Table 3-7</b>	高速炉に適用される設計許容応力など	33
<b>Table 3-8</b>	定常状態における累積クリープ損傷係数 $D_c$ の値	33
<b>Table 3-9</b>	ビームトリップによる内筒の相当歪み範囲と許容繰返し数	33
<b>Table 3-10</b>	ビームトリップによる上部プレナム内 LBE の最低温度と液面低下量	34
<b>Table 3-11</b>	原子炉容器におけるビームトリップ時の応力評価 (ビームトリップ時間 120 秒)	34
<b>Table 3-12</b>	原子炉容器におけるビームトリップ時の応力評価 (ビームトリップ時間 300 秒)	36
<b>Table 3-13</b>	原子炉容器におけるビームトリップ時の応力評価 (ビームトリップ時間 400 秒)	38
<b>Table 3-14</b>	原子炉容器におけるビームトリップによる応力強さ	40
<b>Table 3-15</b>	ビームトリップによる原子炉容器の応力強さと許容繰返し数	40
<b>Table 3-16</b>	評価対象部位毎の許容ビームトリップ頻度	41
<b>Table 3-17</b>	ビームトリップ時間に依存した許容ビームトリップ頻度	41
<b>Table 4-1</b>	LANSCE、KEK 入射器、および ADS 用超伝導加速器における クライストロンの仕様	80
<b>Table 4-2</b>	KEK 入射器におけるクライストロンの運転データ (抜粋)	80
<b>Table 4-3</b>	典型的なクライストロン (番号 KL_B1) における運転データ (抜粋)	81
<b>Table 4-4</b>	カプラン・マイヤー推定法によるクライストロン系 1 系統当たりの 平均トリップ間隔 (MTBF)	82
<b>Table 5-1</b>	LANSCE におけるビームトリップ事象および KEK 入射器における トリップ事象の停止時間分布	90
<b>Table 5-2</b>	ADS 用超伝導加速器におけるビームトリップ事象の停止時間分布	90
<b>Table 5-3</b>	ADS プラント稼働率の比較	91
<b>Table A-1</b>	指数分布およびワイブル分布における故障率関数等の定義	104
<b>Table B-1</b>	<b>Fig. B-1</b> の運転データを用いたカプラン・マイヤー推定法に基づく 累積故障率	107

## 図リスト

<b>Fig. 2-1</b>	熱出力 800 MWt のタンク型鉛ビスマス冷却 ADS の概念図	8
<b>Fig. 2-2</b>	ADS プラント全体のヒートバランス	9
<b>Fig. 2-3</b>	ビームトリップ時間をパラメータとする炉心入口における LBE 温度の時間変化	9
<b>Fig. 2-4</b>	ビームトリップ時間をパラメータとする蒸気ドラムおよびタービン入口 における圧力の時間変化	10
<b>Fig. 2-5</b>	ビームトリップ時間をパラメータとする発電量の時間変化	10
<b>Fig. 3-1</b>	ビームトリップによる ADS 未臨界炉心の温度変化	42
<b>Fig. 3-2</b>	モデル化するビーム窓冷却流路案内管の断面	43
<b>Fig. 3-3</b>	長円型ビーム窓の断面	44
<b>Fig. 3-4</b>	定格出力運転時におけるビーム窓冷却流路案内管内 LBE 領域 の発熱分布	45
<b>Fig. 3-5</b>	定格出力運転時におけるビーム窓の発熱分布	45
<b>Fig. 3-6</b>	定格出力運転時における LBE 流路側面流速のコンター図	46
<b>Fig. 3-7</b>	定格出力運転時における LBE 流路側面の温度分布	46
<b>Fig. 3-8</b>	ビーム窓における定格出力運転時の温度分布	47
<b>Fig. 3-9</b>	ビームトリップ時間を 5 秒と仮定した場合の温度変化	48
<b>Fig. 3-10</b>	改良 9Cr-1Mo 鋼における繰返し回数と許容歪み範囲の関係	49
<b>Fig. 3-11</b>	モデル化された燃料ペレットと燃料被覆管の断面	50
<b>Fig. 3-12</b>	定常状態における半径方向の温度分布	50
<b>Fig. 3-13</b>	定常状態における計算体系の温度および線出力の軸方向の分布	51
<b>Fig. 3-14</b>	ビーム停止後の LBE の温度変化	52
<b>Fig. 3-15</b>	ビームトリップ時間を 10 秒と仮定した場合の温度変化	52
<b>Fig. 3-16</b>	ガスプレナムと内外圧の関係	53
<b>Fig. 3-17</b>	燃料被覆管に影響を及ぼす内圧と外圧の大きさ	53
<b>Fig. 3-18</b>	燃料被覆管外面におけるミーゼス等価応力の分布	54
<b>Fig. 3-19</b>	燃料被覆管外面における相当歪み	55
<b>Fig. 3-20</b>	ビーム停止直前における半径を関数とした相当歪みと燃料被覆管温度 の関係	56
<b>Fig. 3-21</b>	燃料被覆管におけるビームトリップ時の内外面温度差と応力 の時間変化	56
<b>Fig. 3-22</b>	燃料被覆管におけるビームトリップ時の応力の時間変化 (温度を考慮しない場合)	57

<b>Fig. 3-23</b>	燃料被覆管におけるビームトリップ時の内外面温度差と応力の時間変化 (内圧および外圧を考慮しない場合) -----	57
<b>Fig. 3-24</b>	材料温度を関数とした改良 9Cr-1Mo 鋼の設計クリープ破断応力強さ ( $S_R$ )、設計引張強さ ( $S_u$ )、および設計応力強さ ( $S_m, S_t$ ) -----	58
<b>Fig. 3-25</b>	累積クリープ疲労損傷を特徴付ける係数 ( $D_f, D_c$ ) と燃料被覆管での 評価値の関係 -----	58
<b>Fig. 3-26</b>	上部プレナム部内流況概念図 -----	59
<b>Fig. 3-27</b>	炉心出口におけるビームトリップ時の温度変化 -----	60
<b>Fig. 3-28</b>	モデル化された内筒の断面 -----	60
<b>Fig. 3-29</b>	内筒 内面および外面におけるビームトリップ時の温度変化 -----	61
<b>Fig. 3-30</b>	内筒におけるビームトリップ時の内外面温度差の変化 -----	61
<b>Fig. 3-31</b>	ビーム停止後 24.4 秒における内筒の相当歪み -----	62
<b>Fig. 3-32</b>	内筒におけるビームトリップ時の周方向応力の時間変化 -----	62
<b>Fig. 3-33</b>	内筒におけるビームトリップ時のミーゼス等価応力の時間変化 -----	63
<b>Fig. 3-34</b>	内筒におけるビームトリップ時の相当歪みの時間変化 -----	63
<b>Fig. 3-35</b>	ビームトリップ時間をパラメータとする SG 入口での LBE 温度 の時間変化 -----	64
<b>Fig. 3-36</b>	モデル化された原子炉容器壁の断面 -----	64
<b>Fig. 3-37</b>	原子炉容器壁 $r$ 方向の温度勾配による原子炉容器壁 内面および外面の温度変化 -----	65
<b>Fig. 3-38</b>	原子炉容器壁 $r$ 方向の温度勾配による原子炉容器壁内外面温度差の変化 -----	65
<b>Fig. 3-39</b>	原子炉容器壁 $r$ 方向の温度勾配による周方向応力の時間変化 -----	66
<b>Fig. 3-40</b>	原子炉容器壁 $r$ 方向の温度勾配によるミーゼス等価応力の時間変化 -----	66
<b>Fig. 3-41</b>	ビームトリップによる原子炉容器壁 $z$ 方向の温度分布 -----	67
<b>Fig. 3-42</b>	原子炉容器壁 $z$ 方向の温度勾配による周方向応力の分布 -----	68
<b>Fig. 3-43</b>	原子炉容器壁 $z$ 方向の温度勾配によるミーゼス等価応力の分布 -----	69
<b>Fig. 4-1</b>	クライストロンの停止開始時刻が入った区間の分布 -----	82
<b>Fig. 4-2</b>	クライストロンの運転データの解析結果 -----	83
<b>Fig. 4-3</b>	典型的なクライストロン (番号 KL_B1) における累積事象数と 累積停止事象数の時間分布 -----	84
<b>Fig. 4-4</b>	典型的なクライストロン (番号 KL_B1) における累積トリップ率 の時間分布 -----	84
<b>Fig. 4-5</b>	カプラン・マイヤー推定法による各クライストロン系の平均トリップ間隔 -----	85
<b>Fig. 5-1</b>	ADS 用超伝導加速器で許容されるビームトリップ頻度と加速器運転データ から推定されるビームトリップ頻度の関係 -----	91
<b>Fig. B-1</b>	或る装置における運転データの抽出例 -----	108

<b>Fig. C-1</b>	ワイブル分布における尺度パラメータと形状パラメータの関係 -----	111
<b>Fig. C-2</b>	ワイブル分布を用いた累積トリップ率の近似 -----	112
<b>Fig. C-3</b>	典型的なクライストロン（番号 KL_B1）における運転データから得られた カプラン・マイヤー推定法の累積トリップ率とワイブル分布で近似した累 積トリップ率の関係 -----	113
<b>Fig. C-4</b>	運転データから得られた累積トリップ率とワイブル分布で近似した 累積トリップ率の相関係数 -----	113
<b>Fig. C-5</b>	カプラン・マイヤー推定法で評価された平均トリップ間隔とワイブル分布で 評価された平均トリップ間隔の関係 -----	114

## 1. 緒 言

原子力発電に伴い排出される使用済燃料中の高レベル放射性廃棄物の地層処分の負担を軽減することを目的として、近年、世界各地で核変換処理の研究が行われている。我が国では、群分離・消滅処理技術研究開発長期計画（オメガ計画）<sup>1),2)</sup>に基づき、大別して原子炉と加速器を利用した二つの核変換システム概念について検討が行われている。このうち、加速器を用いた核変換システムとして、陽子加速器を用いた核破碎中性子源と未臨界炉心を組み合わせた加速器駆動未臨界システム（ADS, Accelerator Driven System）が提案・検討されている。ADSによる核変換処理は、大量のマイナーアクチノイド（MA）を集中的に核変換処理することが可能であり、また未臨界状態でシステムを運転するため、臨界炉よりも臨界事故に至る可能性が低いという特徴を有する。我が国における ADS の研究開発は、主に旧日本原子力研究所および日本原子力研究開発機構（原子力機構）を中心に行われてきたが<sup>3),4)</sup>、ADSによる核変換処理の実現には、多くの技術的課題の克服が必要である。このうち、大強度陽子ビームなどを加速する加速器については、経験的に**ビームトリップ事象**<sup>1</sup>（第 A.2 節参照）が頻繁に発生することが知られており、ADS の構造物に熱疲労損傷を生じさせることが課題とされている。この熱疲労損傷により ADS の構造物、特に未臨界炉部の構造物に強度的な影響を与え、材料の寿命低下を招くおそれがあるため、ADS 用加速器ではビームトリップ事象の頻度を少なくすることが重要となる。

一般に、ビームトリップ事象は、加速器の機器を保護するインターロックシステム（MPS, Machine Protection System）が作動した場合や加速器設備の機器が故障した場合などによって生じる。ビームトリップ事象による加速器の停止時間は、停止理由にも依存するが、数秒から数日と長くなることがある。また、ADS の場合、停止時間が数分以上になると、発電の停止も含めた強制的なプラント停止が必要となるため、加速器を早く復帰させることが重要となる。一方、プラント停止に至らないまでも、加速器の出力が低下した状態でプラントを運転した場合、炉心温度の変化に伴う実効増倍率（ $k_{eff}$ ）の変化などのいろいろな影響が想定される。従って、ビームトリップ事象がプラントへ影響を与えるため、ビームトリップ事象の解決がこれまでの原子炉では想定する必要がなかった ADS 特有の技術課題となる。

機器の故障により発生するビームトリップ事象の頻度を事前評価した例として、原子力機構などでは、電磁石などの各構成機器が故障する頻度と修理する時間を考慮した「故障モードとその影響の解析（FMEA, Failure Mode and Effect Analysis）」により、陽子加速器の**ビームトリップ頻度**（第 A.2 節参照）を評価した<sup>4),5)</sup>。この評価では、加速器を構成する各機器について信頼性工学に基づくパラメータ（例えば、平均故障間隔 MTBF など）を事前に入手しなければならなかった。

<sup>1</sup> 以下、本報告書ではゴシック体で書かれた用語を、主に付録 A、B で解説する。

一方、機器を修理、交換することなく加速器を復帰できるビームトリップ事象の場合、その停止時間は数秒から数分と比較的短くなる。このようなビームトリップ事象の例として、軌道を外れたビームが加速器設備に衝突することを防止するため MPS が作動した場合や加速管から反射した高周波によるクライストロン窓が破壊されることを防止するため MPS が作動した場合などが挙げられる。しかし、機器を修理、交換することなく加速器を復帰できるビームトリップ事象の頻度は加速器に依存しているため、現状では個々の加速器施設におけるビームトリップ頻度が得られているのにすぎない<sup>6)</sup>。また、機器の修理、交換を伴うビームトリップ事象の頻度と、機器を修理、交換せず、機器を保護するためのビームトリップ事象の頻度を区別せずに評価していることがあり、これらの評価値を用いて ADS 用陽子加速器のビームトリップ頻度を評価する場合、注意が必要である。

次に、ビームトリップ事象が ADS 未臨界炉部に与える熱疲労損傷の評価方法についての現状を示す。加速器による核変換システムが考えられ始めた当初から、ADS 未臨界炉部の固有な構造物であるビーム窓において、ビームトリップ事象で生じる歪み範囲を評価し、この値から許容される熱的な繰り返し回数、すなわち許容ビームトリップ回数が求められていた<sup>7,8)</sup>。しかし、この評価では、陽子ビームや中性子線が材料の機械的な強度に与える影響を考慮しなければならないが、評価に用いられる材料データは十分に得られていない状況である。このため、ADS 用加速器が満たさなければならないビームトリップ頻度の目標値は、ADS プラントの稼働率を可能な限り高くするように設定されている。例えば、欧州 EUROTRANS<sup>1)</sup>で検討されている実験炉級 ADS (XT-ADS, 50-100 MWth eXperimental facility demonstrating the technical feasibility of Transmutation on an ADS) における許容ビームトリップ頻度は、停止時間が 1 秒を超えるビームトリップ事象に対して年間 20 回未満としている<sup>9)</sup>。また、実用 ADS (EFIT, a European Facility for Industrial Transmutation) ではさらに厳しい条件となり、停止時間が 1 秒を超えるビームトリップ事象に対して年間 3 回未満としている<sup>9)</sup>。陽子加速器に対するこのような厳しい条件は、信頼性が向上した加速器を開発する目標となるが、可能な限り開発コストを削減するためにビームトリップ条件を緩和させるための未臨界炉側の工夫が必要になっている<sup>10)</sup>。

また、今後計画される加速器においてビームトリップ頻度を評価するためには、現状の加速器の運転データから必要なデータを抽出し、普遍的に利用できるデータベースを構築しなければならないが、現状では十分に検討されていない<sup>10)</sup>。すなわち、加速器の信頼性評価に利用できるデータベースがまだ構築されていないばかりか、どのような方法で運転データを収集するのか統一的な検討がなされていない。

このような現状を踏まえ、より工学的成立性の高い ADS の設計を目指すために、ビームトリップ事象が未臨界炉部にどの程度影響を与えるか、従来評価されてきたビーム窓以外

<sup>1)</sup> EUROTRANS<sup>11)</sup>は、実験炉級 ADS および実用 ADS の設計研究、加速器—中性子源—未臨界炉結合実験、核変換用燃料、液体重金属技術と関連材料、核変換に関する核データの 5 領域で構成され、32 の機関が参加している。

の部位についても評価し、ビームトリップ時間に依存する許容ビームトリップ頻度を未臨界炉側から求めることが本研究の目的の一つである。また、大強度陽子加速器で生じるビームトリップ事象を減らす方法を検討するため、現状の加速器の技術レベルを見極めることは重要である。このため、許容ビームトリップ頻度と既存加速器の運転データから推定した ADS 用加速器のビームトリップ頻度を比較し、現状の加速器の技術レベルをどの程度向上させればよいか検討することが本研究の目的でもある。このとき、加速器の信頼性評価に利用できる運転データを収集する方法として、既存加速器の運転データの評価には含まれていない**打切り事象**（第 A.2 節参照）と呼ばれる運転データも含めて評価しなければならないことを示す。

以下、第 2 章では、原子力機構でこれまで検討されている熱出力 800 MW の鉛ビスマス冷却加速器駆動未臨界システム概念について述べる。第 3 章では、ビームトリップ事象が ADS 未臨界炉部に与える熱疲労を代表的な四カ所の部位において、有限要素法により歪み範囲を求め、許容ビームトリップ頻度を評価する。第 4 章では、既存加速器の運転データを用いて ADS 用加速器の年間ビームトリップ回数を推定する。そして、第 5 章では前章までで得られた許容ビームトリップ頻度と運転データから推定したビームトリップ頻度を比較し、加速器技術の向上の方向性について議論する。また、付録では、本報告書で必要となる信頼性工学や用語の定義などについてまとめる。

なお、本研究では、ビームトリップ時間が数分程度と比較的短く、機器を修理、交換することなく加速器が復帰できるビームトリップ事象、又は機器の修理、交換に要する時間が数分程度と短く、加速器が復帰できるビームトリップ事象（以下、特に断らない限り「ビームトリップ事象」と記す。）の頻度について考察するが、停止時間が数時間以上になり、機器の修理、交換を伴う停止事象の頻度はビームトリップ事象と比較して少ない<sup>1</sup>ため別途検討することとする。

---

<sup>1</sup> 原子力機構で検討している ADS 用超伝導線形陽子加速器におけるビームトリップ事象の頻度は、第 5.1.1 項における評価では 2.9 回/時間となる。この頻度に対して、停止時間が数時間以上になり、機器の修理、交換を伴う停止事象の頻度は、予備的な評価ではあるが、約 0.17 回/時間<sup>4)</sup>となり、ビームトリップ事象と比較して約 17 分の 1 倍である。

This is a blank page.

## 2. 加速器駆動未臨界システムの概要

### 2.1 プラント仕様

許容ビームトリップ頻度の検討は、原子力機構でこれまでに検討してきた熱出力 800 MW の鉛ビスマス冷却加速器駆動未臨界システムを対象とした<sup>3),4)</sup>。

この ADS の設計では、主循環ポンプや蒸気発生器 (SG) を内蔵したタンク型を採用し、**Fig. 2-1** に示すように、鉛ビスマス共晶合金 (LBE) を核破砕ターゲットおよび一次冷却材として使用している。**Table 2-1** に ADS の基本仕様を示す。超伝導陽子加速器で加速された陽子ビームは、炉心上部に設置されたビームダクトによって炉心中心の LBE ターゲット部に導かれる。LBE ターゲット部とビームダクトの間には、ビーム窓と呼ばれる仕切りがあり、ビーム窓の先端部は炉心槽の内部に位置している。ビーム窓は通過する陽子線、ターゲットからの高エネルギー中性子線、炉心からの核分裂中性子線によって照射されている。

MA 炉心部分は 84 体のダクトレス集合体からなる。1 体の集合体を構成する 397 本のピンのうち、6 本は構造を保つためのタイロッドであり、残り 391 本には燃料を希釈するための窒化ジルコニウムが添加された窒化物燃料が封入されている。燃料の主成分は MA 窒化物とするが、燃焼反応度の経時変化を抑制するためにプルトニウム窒化物を約 40 % 加える。燃料上部にはヘリウムガスを封入したガスプレナムがある。MA 炉心の外周には構造体と LBE からなる反射体領域、および反射体にボロンを加えた遮蔽体領域が設けられている。

ADS 用陽子加速器は、20 MW を超える大強度陽子ビームが加速でき、経済性および信頼性の高い加速器が必要となる。また、陽子加速器を稼働するために必要な電力を ADS 未臨界炉部での発電で補えるだけのエネルギー効率が良いことも条件となる。これらの要求を考慮すると、超伝導線形加速器が最も有望となる。ADS 用超伝導線形陽子加速器 (以下、ADS 用超伝導加速器と記す) の加速エネルギーは、LBE 中での核破砕中性子の生成効率の点から 1.5 GeV と設定した。この値は、エネルギーをさらに高くした場合における加速器の建設費と電流をさらに高くした場合の技術的な困難さとのトレードオフで決められ、今後最適化が必要となる。また、ビーム電流は、未臨界炉部の熱出力を 800 MW に保つために、 $k_{eff}$  に依存しながら 8 ~ 18 mA (12 ~ 27 MW) の範囲で調整することとする。この  $k_{eff}$  の変化を考慮し、ADS 用超伝導加速器の最大電流を 20 mA に設定する。

ADS 用超伝導加速器におけるクライオモジュールの数、クライストロンの出力、加速器の長さなどの基本パラメータは、加速エネルギーが 100 MeV から 1.5 GeV の範囲で最適化を実施して決定した<sup>12)</sup>。その結果、ADS 用超伝導加速器は 89 台のクライオモジュールが直列に設置され、周波数 972 MHz の高周波がクライストロン 1 台からクライオモジュール 1 台に供給されることとした。合計 89 台のクライストロンは三種類のグループ、すなわち定格出力で 197, 425, 750 kW で構成される。また、ADS 用超伝導加速器の長さは、原子力機構で検討している大強度陽子加速器施設 J-PARC (Japan Proton Accelerator Research Complex)

での超伝導線形加速器における四重極電磁石、クライオモジュールなどの有効長を参考に評価した結果、472 m となった。

さて、炉心で発生する放射線によりビーム窓を始めとする炉心構造物が脆化する。この脆化により構造物が破損される可能性が照射時間と共に増えるため、構造上重要な課題となる。しかし、現時点では十分に整備された照射データがないため、その影響を評価することは困難である。このため、本報告書では放射線の影響を考慮しないこととするが、今後照射データが得られた場合、その影響を評価したい。

## 2.2 冷却系統

ADS プラントは一次 LBE 冷却系と飽和蒸気サイクルによる水／蒸気発電系で構成されている。一次 LBE 冷却系の主要機器は、4 基の SG、2 基の一次主循環ポンプ、3 基の崩壊熱除去系熱交換器から構成され、原子炉容器内に配置されている。LBE ターゲット部および未臨界炉心で発生した熱は、一次 LBE 冷却系における強制循環によって除熱され、SG を経て水／蒸気発電系へ伝熱される。

**Fig. 2-2** は、ADS プラント全体におけるヒートバランスを模式的に示したものである<sup>13)</sup>。一次 LBE 冷却材は未臨界炉部を下から上に流れ、上部プレナムに流れ込む。そして、LBE 冷却材は 4 基の SG に均等に分配される。SG の熱交換部を通過した LBE 冷却材は下部プレナムに流入する。その後、LBE 冷却材は一次主循環ポンプによって未臨界炉心へ戻される。

水／蒸気発電系は、4 基の蒸気ドラム、4 基の再循環ポンプ、1 基のタービン発電機、そして 1 基の給水ポンプで構成される。SG で発生した蒸気は直接蒸気ドラムに供給される。4 基の蒸気ドラムからの蒸気は全て一つに集められた後、タービン発電機を駆動する。そして、蒸気はタービン発電機出口にある復水器で冷却され、復水し、給水ポンプによって蒸気ドラムに戻る。**Fig. 2-2** には図示されていないが、蒸気ドラムの手前には給水ヒーターがあり、復水された水を温めている。また、再循環ポンプによって蒸気ドラム内の水は SG に供給させられる。

ビームトリップ事象によって生じる ADS プラントでの熱過渡事象について、予備的な解析を実施した<sup>13)</sup>。解析では、**Fig. 2-2** に示した一次 LBE 冷却系と水／蒸気発電系を一次元のフローネットワークとしてモデル化した。解析の結果、例えば、ビームトリップ事象による炉心入口における LBE 温度の時間変化 (**Fig. 2-3**)、蒸気ドラムおよびタービン入口における圧力の時間変化 (**Fig. 2-4**)、発電量の時間変化 (**Fig. 2-5**) などが得られた。**Fig. 2-3** より、陽子ビームの停止後約 40 秒間における炉心入口の LBE 温度は 300 °C であるが、ビームトリップ時間が 400 秒の場合、222 °C まで温度が低下する。また、ADS プラントにおける発電の可能性を判断する一つの目安である蒸気ドラム圧力は、ビームトリップ時間が 400 秒の場合、**Fig. 2-4** に示した通り、ビーム停止後 415 秒で 1.55 MPa まで低下するが、発電量は定格出力運転時の 30 % となる (**Fig. 2-5**)。さらに、ビームトリップ時間がこの制限時間 (400 秒) を超えると、蒸気ドラム圧力が 1.55 MPa よりも低くなり、タービン発電機

を駆動できなくなり、発電を続けることができない。

**Table 2-1** ADS の基本仕様

項目	仕様
(1) プラント	
熱出力	800 MWt
電気出力	270 MWe
核変換量	250 kg/300 EFPDs <sup>a)</sup>
冷却材	LBE
$k_{eff}$ の上限	0.97
運転期間	600 EFPDs/2 years (7,200 hr/year に対応)
(2) 陽子加速器	
種類	超伝導線形加速器
加速エネルギー	1.5 GeV
核破砕ターゲット材	LBE
(3) 燃料 <sup>b)</sup>	
燃料組成	MA+Pu 窒化物
希釈材	窒化ジルコニウム
燃料ピン全長	305 cm
燃料ピン発熱長	100 cm
(4) 集合体 <sup>b)</sup>	
種類	ダクトレス
集合体数	84 体
集合体全長	374 cm
(5) 冷却系統	
主循環ポンプ	2 基
蒸気発生器	4 基
崩壊熱除去系	3 系統

a) Effective Full Power Days (定格出力運転日数)

b) 他の詳細な仕様については **Table 3-3** および **Table 3-5** を参照。

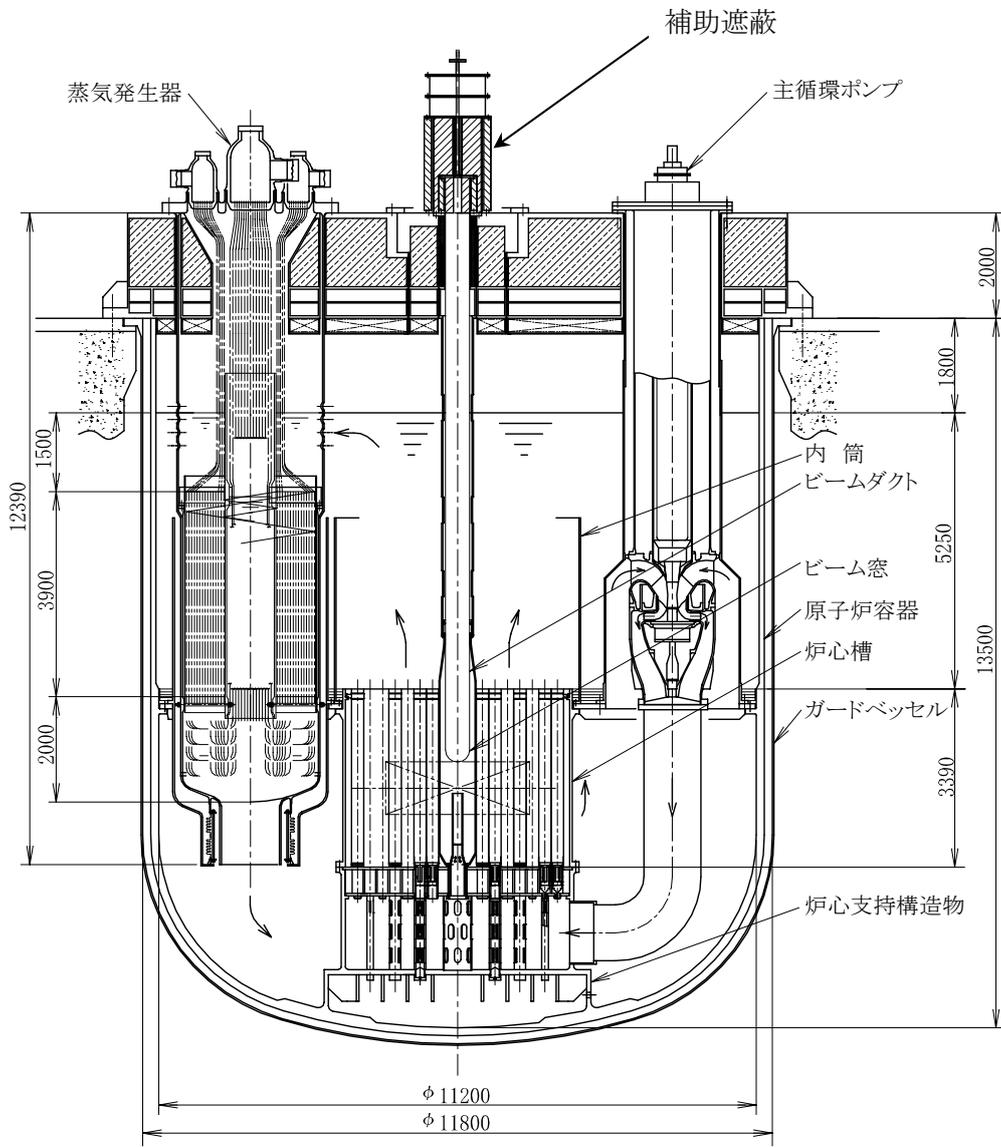


Fig. 2-1 熱出力 800 MWt のタンク型鉛ビスマス冷却 ADS の概念図

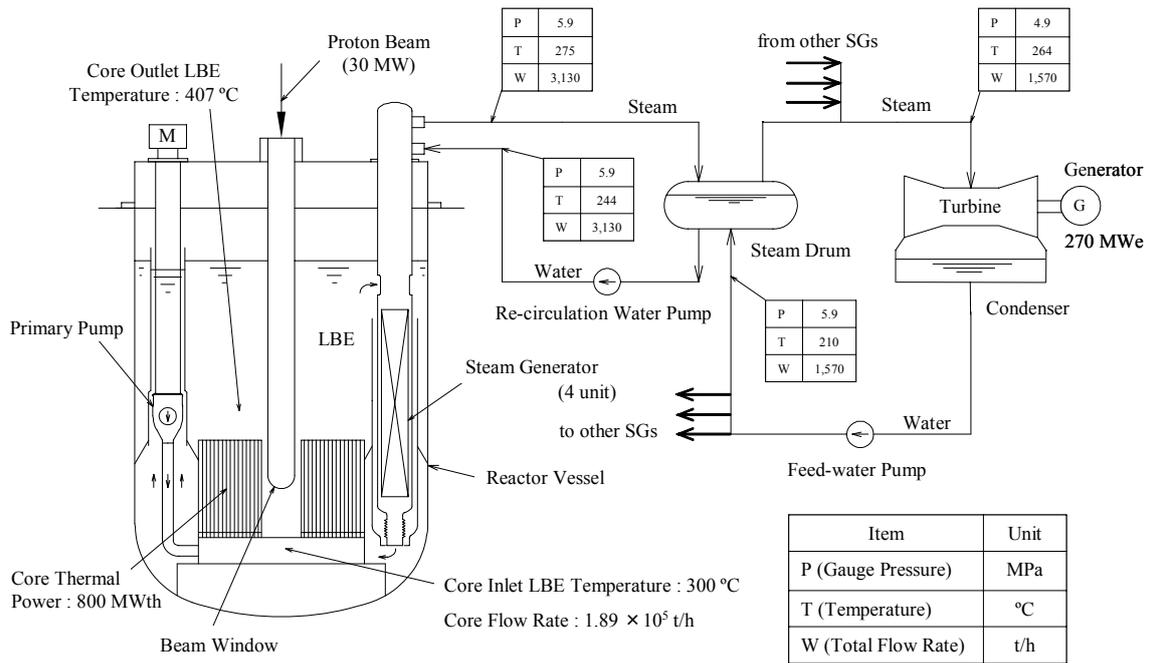


Fig. 2-2 ADS プラント全体のヒートバランス

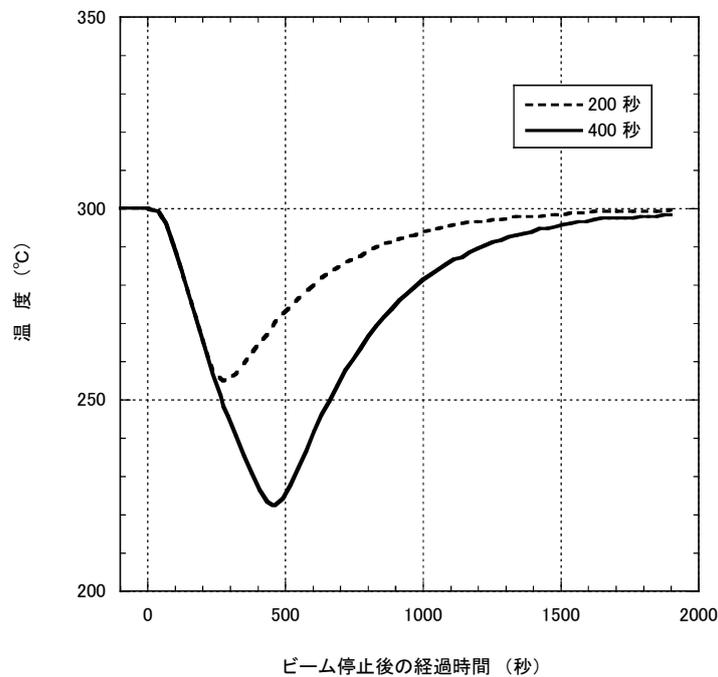
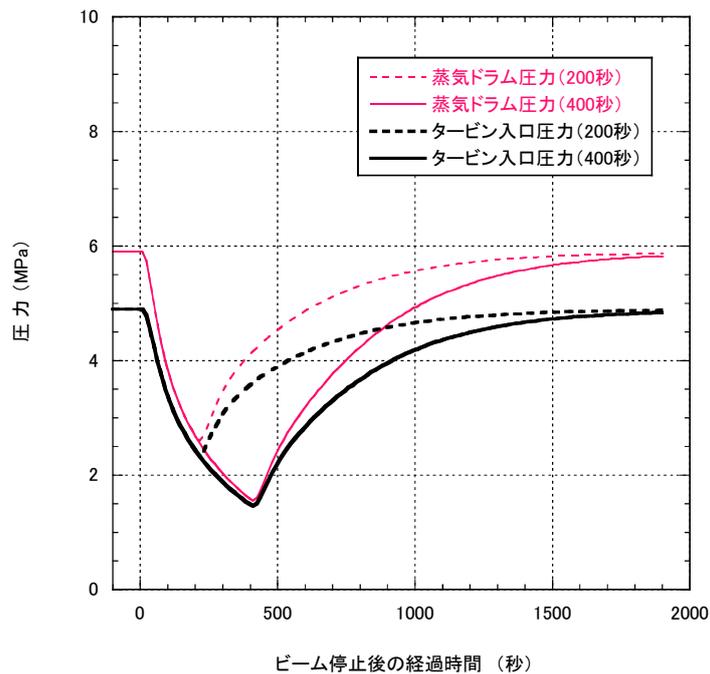
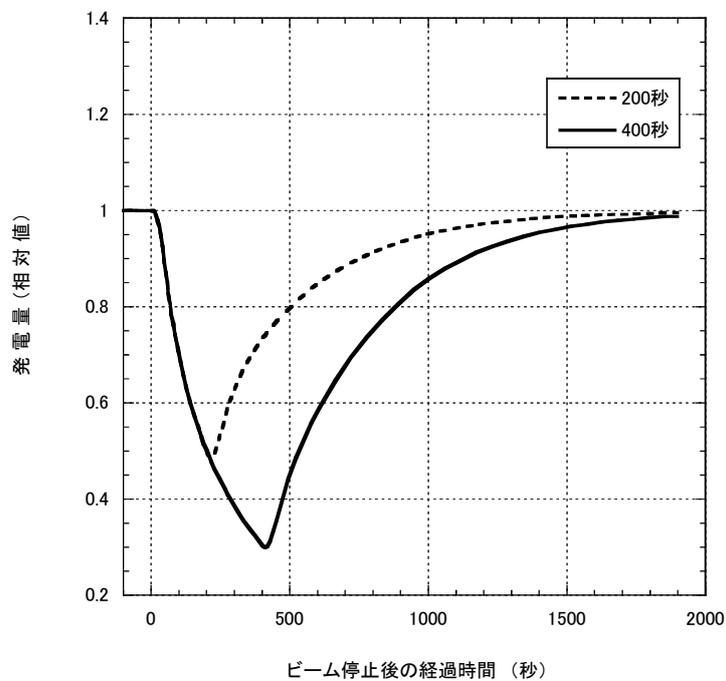


Fig. 2-3 ビームトリップ時間をパラメータとする炉心入口における LBE 温度の時間変化



**Fig. 2-4** ビームトリップ時間をパラメータとする蒸気ドラムおよびタービン入口における圧力の時間変化。括弧内の時間はビームトリップ時間を表す。



**Fig. 2-5** ビームトリップ時間をパラメータとする発電量の時間変化。ビーム停止前の発電量を1として表す。

### 3. 許容ビームトリップ頻度の評価

#### 3.1 評価対象部位の選定

##### (1) ADS 未臨界炉部における熱的な特徴

ADS 未臨界炉部は冷却材に LBE を用いているため、その材料腐食性から、ナトリウム冷却高速炉と比較して低流速でかつ低温側の設計としている。また、LBE の熱伝導率はナトリウムの約 4 分の 1 であるから、冷却材の温度変化が構造材に与える影響（温度変化など）は、ナトリウム冷却高速炉と比較して緩慢である。一方、ナトリウム冷却高速炉において、ADS 未臨界炉部と共通になる機器（原子炉容器、蒸気発生器、ポンプなどの冷却機器）に対して、通常停止、外部電源喪失などの原子炉停止事象が与える熱疲労損傷は、プラント寿命の間、問題ないと評価されている<sup>14)</sup>。従って、通常停止、外部電源喪失などの原子炉停止事象の頻度<sup>1)</sup>はビームトリップ事象の頻度と比較してかなり少ないため、ADS 未臨界炉部ではこのような原子炉停止事象を詳細に評価する必要はないと考えられる。

しかしながら、原子力機構が提案しているビーム窓を有する ADS 未臨界炉部では、ナトリウム冷却高速炉にはないビームダクトおよびその保護構造物があり、ビームダクトの先端部には陽子ビームが照射する板厚の薄いビーム窓がある。このビーム窓には LBE が流速 2 m/s で吹き付けている。仮に、ビームトリップによるビーム停止状態が 1 秒程度継続すると LBE 温度が 100 °C 以上低下し、その後ビームが復帰した場合も同じく LBE 温度が 100 °C 以上上昇する（詳細な解析結果は次節に示す）。この温度変化によりビーム窓はビームトリップ事象による熱疲労を受けると考えられる。

##### (2) 評価対象部位

このような熱的な特徴を踏まえ、ADS 未臨界炉部におけるビームトリップ事象が与える熱疲労損傷を評価することが重要となるため、まず、ビーム窓に着目した熱過渡事象を評価し、その健全性を確認することとする。また、ビームトリップ時にビーム窓と同程度の熱負荷を受けると考えられる燃料被覆管についても許容ビームトリップ頻度を評価する。

**Fig. 3-1** はビームトリップ事象による ADS 未臨界炉心の温度変化を模式的に示したもので、ビームトリップ発生後、数分で炉心は低温の LBE が占める。このようなビームトリップ事象が ADS 未臨界炉部の停止事象に加わるため、**Fig. 3-1** に示した炉心出口領域の構造物（内筒、原子炉容器）に熱的な影響を与えると予想される。このため、ビームトリップ事象が内筒および原子炉容器にどのような熱疲労を与えるか検討することとする。

<sup>1)</sup> ナトリウム冷却高速炉における通常停止および外部電源喪失などによる原子炉停止事象の回数は、高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究において、プラント寿命（60 年間）の間 639 回を想定している<sup>14)</sup>。この原子炉停止事象の回数は、炉寿命が 40 年間である ADS 未臨界炉部では 426 回と想定される。

## 3.2 ビーム窓

### 3.2.1 はじめに

原子力機構が提案しているビーム窓を有する ADS において、ビーム窓の健全性を確保することは ADS の成立にとって重要な課題の一つである。このため、定格出力運転時における座屈防止を図るようにビーム窓形状を最適化したところ、ビーム窓先端の板厚を 2.0~2.4 mm とするような長円型の概念が現在の ADS 設計概念に対して最も成立性が高いことがわかった<sup>15)</sup>。本節では、さらに検討を加え、ビームトリップ時においてビーム窓の健全性を確認するため、ビームトリップ時の歪みを求め、許容されるビームトリップ頻度を算出する。

### 3.2.2 熱伝導・熱応力解析の条件

#### (1) 解析モデル

まず、有限要素法による LBE の熱流動解析を汎用熱流動解析プログラム STAR-CD<sup>16)</sup>によって実施した。LBE ターゲット部における LBE の流れは、炉心部からの流れ込みを防ぐため、ビーム窓冷却流路案内管と呼ばれる仕切りによって炉心領域における LBE の流れと分離されている。そして、LBE は冷却材導入管下端およびビーム窓冷却流路案内管下端から LBE ターゲット部へ流入し、ビーム窓冷却流路案内管に流出している。この LBE の流況を考慮し、STAR-CD では Fig. 3-2 に示したようにビーム窓冷却流路案内管の内部を二次元軸対称モデルで取り扱うこととした。このビーム窓冷却流路案内管は Fig. 3-2(b) に示したようにヘテロ形状であるため、二次元軸対称モデルでは流路面積が等しくなるようにビーム窓冷却流路案内管の半径とした。陽子ビームによる発熱はターゲットとなる LBE 領域および Fig. 3-3 に示したビーム窓に与え、各々の発熱分布を Fig. 3-4 および Fig. 3-5 に示す。また、主な解析条件を Table 3-1 に示す。

次に、汎用非線形構造解析システム FINAS<sup>17)</sup>を用いて二次元軸対称モデルによる弾塑性座屈解析を実施した。解析では、STAR-CD により求められたビーム窓外面の LBE 温度、陽子ビームによる発熱密度、LBE による外圧などを考慮した。ここで、LBE による外圧として、ビーム窓先端部が定格出力運転時の LBE 液面より 664.0 cm の深さにあることにより生じる静圧（先端部で 0.77 MPa）のみを考慮し、LBE の流れによる動圧は最大 0.02 MPa と見積もられ、静圧より小さいため無視した。

また、ビーム窓の材質は高クロムフェライト鋼の一つの種類である改良型 9%Cr-1%Mo 鋼（以下、改良 9Cr-1Mo 鋼と記す）とし、改良 9Cr-1Mo 鋼および LBE の物性値は文献 18 および 19 を参考とした。この改良 9Cr-1Mo 鋼は、ADS の設計温度では強度が強く、熱膨張係数が小さいなどの特性を有しているが、照射の影響により延性脆性遷移温度（DBTT, Ductility Brittle Transition Temperature）が上昇し、材料特性が延性から脆性に変化することが懸念されている<sup>15)</sup>。しかし、第 2.1 節で述べたように、DBTT を始めとする照射データが整備されていないため、本報告書では放射線の影響を考慮しないこととする。なお、今後照

射データが得られた場合、その影響を考慮したい。

## (2) ビームトリップ時のビーム出力と LBE 温度

ビームトリップ時に瞬時にビーム出力をゼロまで低下させ、5 秒間その状態を保持した後、瞬時に定格出力までビーム電流を復帰させ、初期状態に戻るとした。この間、LBE は定格出力運転時と同様の流速のまま流れていると仮定する。

また、ビーム窓に吹き付ける LBE の入口温度は、第 2.2 節で述べた冷却システムの一次元フローネットワークモデルを用いて解析した炉心入口 LBE 温度 (Fig. 2-3 参照) とした。

### 3.2.3 熱伝導・熱応力解析の結果

#### (1) 定格出力運転時

定格出力運転時における LBE の流速および温度分布を Fig. 3-6 および Fig. 3-7 に示す。図より冷却材導入管から吹き出た LBE はビーム窓冷却流路案内管を直進し、ビーム窓に吹き付けることがわかる。特に、冷却材導入管から吹き出た LBE の流れは、ビーム窓近傍で流速が速くなっているため、ビーム窓の冷却能力を向上させている。また、ビーム窓の温度を Fig. 3-8 に示す。ビーム窓の最高温度はビーム窓先端の内面(真空側)で生じており、510 °C となった。また、ビーム窓先端の外面 (LBE 側) と内面の温度差は 55 °C である。

#### (2) ビームトリップ時

本項では、ビームトリップ時における熱伝導・熱応力解析の結果について考察する。本項の考察では、安全側に許容ビームトリップ頻度を評価するため、許容座屈圧力が小さくなるようにビーム窓の板厚を製作公差の最大値になるように設定した。一般に、板厚を厚くするほど、許容座屈圧力は大きくなる。しかし、ビーム窓の場合、発熱による外面と内面の温度差が板厚と共に大きくなるため、反対に許容座屈圧力は小さくなる。このため、許容ビームトリップ頻度の評価では、ビーム窓の板厚を製作公差の最大値 2.2 mm とした。この板厚において、定格出力運転時のビーム窓先端の内面における最高温度は 525 °C であり、外面との温度差は 69 °C となる。

ビームトリップ時間を 5 秒とした場合の温度変化を Fig. 3-9 に示す。図より陽子ビームが停止すると LBE 温度が急激に下がり、これに追従してビーム窓は蓄積された熱を放出し、その温度を下げる。特に、LBE が定格出力運転時と同じ流速でビーム窓に吹き付けるため、LBE およびビーム窓外面の温度が急激に低下し、ビーム窓の内外面温度差 (内面温度から外面温度を引いた値) が定格出力運転時より大きくなる。例えば、ビーム窓先端部では、ビーム停止後 0.5 秒で内外面温度差は最大になる。その後、ビーム停止後約 5 秒でビーム窓の温度は LBE 入口温度とほぼ等しくなる。また、ビーム復帰後約 4 秒でビーム窓の温度は定格出力運転時とほぼ等しくなる。

次に、ビーム停止後のミーゼス等価応力の最大値を求めるため、ミーゼス等価応力およ

び歪みを FINAS コードで計算した。計算では、ビーム窓の温度が最も高くなる部位が先端部であること、ミーゼス等価応力がビーム窓の内外面温度差にほぼ比例することに着目し、先端部におけるビーム窓の内外面温度差が最大となるビーム停止後 0.5 秒におけるミーゼス等価応力および歪みを求めた。その結果を **Table 3-2** に示すが、ミーゼス等価応力の最大値は 179 MPa である。また、ビーム停止後 0.5 秒における歪み分布から、文献 18 に示された改良 9Cr-1Mo 鋼の応力-ひずみ曲線（最小値）を用いて座屈圧力を計算したところ、2.89 MPa となり、LBE による静圧（先端部で 0.77 MPa）を想定したときの安全率は 3.75 となった。この安全率は定格出力運転時の値とほぼ同じであり、ビームトリップによる座屈は防止されていると考えられる。

一方、ビーム復帰後のミーゼス等価応力の最小値は、ビーム窓の内外面温度差がビーム復帰直前に最小値ゼロとなること、ビーム復帰直前におけるビーム窓の応力集中は全く無いことから、ゼロとなる。

### 3.2.4 許容ビームトリップ頻度の算出

前項で示されたビームトリップ時のミーゼス等価応力の時間変化から、ミーゼス等価応力の振幅は最大で 179 MPa となる。また、歪み範囲は **Table 3-2** より  $9.3 \times 10^{-4}$  となる。さらに、繰返し歪み速度の目安として、式(3.1)より、 $7.4 \times 10^{-7}$  (mm/mm/sec) となる。

$$\frac{9.3 \times 10^{-4}}{(300 \times 8.64 \times 10^4) / 21,000} = 7.4 \times 10^{-7} \quad (3.1)$$

ここで、年間の EFPD を 300 日 (**Table 2-1**)、ADS 用超伝導加速器の年間ビームトリップ回数を 21,000 回 (第 5.1.1 項参照) とした。

この歪み範囲と改良 9Cr-1Mo 鋼における繰返し回数と許容歪み範囲の関係 (**Fig. 3-10**) から、材料温度が 550 °C における許容繰返し回数は  $4 \times 10^4$  回と評価される。ここで、繰返し回数と許容歪み範囲の関係は、繰返し歪み速度が  $10^3$  mm/mm/sec 以上、 $10^6$  mm/mm/sec 以上、 $10^6$  mm/mm/sec 未満の 3 ケースについて示されている<sup>18)</sup>。今回、式(3.1)の繰返し歪み速度を参考に、最も安全側の評価となる  $10^6$  mm/mm/sec 未満の場合を用いることとした。

得られた許容繰返し回数より、ビーム窓の交換頻度を 2 年と仮定すると、年間の許容ビームトリップ頻度は年  $2 \times 10^4$  回となる。

## 3.3 燃料被覆管

### 3.3.1 熱伝導・熱応力解析の条件

本項では解析の諸条件を箇条書きで以下に示す。

- ① 燃料ペレットと燃料被覆管の長さを各々 100 cm、305 cm とし、燃料被覆管の外側に冷却材の LBE が流速 2 m/s で流れる体系とする。そして、**Fig. 3-11** に示すような二次元軸対称

でモデル化を行い、熱伝導・熱応力解析の計算体系とする。

- ② 熱伝導・熱応力解析では、ADS 未臨界炉部における出力分布は、平坦化を考慮する場合と考慮しない場合に分ける。出力分布の平坦化<sup>1)</sup>の有無により、ビーム窓先端の位置も異なる<sup>20),21)</sup>。すなわち、出力分布を平坦化しない場合、ビーム窓先端は **Fig. 3-11** の  $z = 120$  cm (定格出力運転時の LBE 液面より 664.0 cm の深さで、炉心部の上端と同じ高さ) であるが、出力分布を平坦化した場合  $z = 150$  cm (炉心部の上端から 30 cm 下がった位置) である。
- ③ 燃料ピンが三角格子状に配列しているため、LBE の流路面積は  $68.2 \text{ mm}^2$  となり、LBE 流路は  $3.83 \text{ mm} \leq r \leq 6.04 \text{ mm}$  の範囲とする。
- ④ 燃料ペレット、燃料被覆管、および冷却材における材質、形状などの条件を **Table 3-3** に示す。
- ⑤ 評価する燃料ピンは線出力が最も高くなる、最も内側のものとする。すなわち、炉心中心軸から半径方向に 27.88 cm 離れた場所にある燃料ピンを評価する。**Table 3-4** に評価する燃料ピンのピーキング係数、線出力を示す。
- ⑥ 熱伝導・熱応力解析は、汎用非線形有限要素解析プログラム ABAQUS<sup>22)</sup> (以下、ABAQUS コードと記す) を使用して実施する。この時、熱応力 (変位) は温度場に依存するが、その反対方向の依存性、すなわち変位による温度場への影響はないとする (一方向のみの連成)。このため、**Fig. 3-11** の計算体系における熱伝導解析をまず実施し、各節点における温度を求める。次に、熱伝導解析で求められた燃料被覆管の温度、LBE の静圧、およびガスパレナムの内圧を考慮した熱応力解析を燃料被覆管のみに対して実施する。
- ⑦ 熱伝導解析および熱応力解析は非定常解析とし、ビームが入射している定常状態からビームが停止し、その後ビームが再入射すると仮定する。
- ⑧ ガスパレナムは燃料ペレットの上部とし、その長さを 1.15 m とする。ガスパレナムは、初期封入された He ガス、 $\alpha$  崩壊により生成する He ガス、核分裂により生成する揮発性ガスおよび希ガス (以下、FP ガスと記す) で満たされる。
- ⑨ 燃料被覆管の内面 (すなわち、ガスパレナム、および燃料被覆管-燃料ペレット間のギャップ) に⑧で述べたガスが内圧として、また外面に LBE の静圧が外圧として燃料被覆管に加わる。
- ⑩ ガスパレナム内のガスは理想気体とする。また、安全側に考え、ガスパレナム内のガス温度は燃料被覆管最上部 ( $z=5.0$  cm) における LBE 温度に等しく、温度応答の遅れがないものとする。
- ⑪ ビームトリップ時に、ミーゼス相当歪み範囲が最も大きくなるように次のような条件を設定する。

・燃料被覆管外面の温度が最も高くなる第 2 サイクル末期 (1200 運転日目) を選定する。

<sup>1)</sup> 本報告書で「出力分布の平坦化」と記した場合、文献 20 に示した「希釈材濃度調整による 4 領域炉心」での出力分布に対応する。

このときの  $k_{eff}$  は 0.9582、未臨界炉部に入射する陽子ビームの電流は 15.8 mA である<sup>20),21)</sup>。

- ・第 2 サイクル末期における腐食量、内圧を仮定し、この状態が 1 サイクル (600 運転日) 続くと仮定する。
- ・ビームトリップ時間を 10 秒間とする。

- ⑫ 燃料被覆管の腐食は、LBE による外面の腐食のみを考え、FP ガスによる内面の侵食は考慮しない。LBE による外面腐食量は、停留鉛ピスマス中における 10,000 時間までの腐食試験から得られた評価式<sup>23)</sup>より、温度 530 °C で 14,400 時間 (600 EFPD) 浸漬した場合 84  $\mu\text{m}$  と見積もられる。この見積量をさらに安全側に評価するため、50 % の裕度を加え、外面の腐食量を 125  $\mu\text{m}$  とする。
- ⑬ 燃料被覆管-燃料ペレット間のギャップ間隔はスミア密度 95 % に相当する 84  $\mu\text{m}$  とし、熱伝導解析ではギャップ間隔は不変とする。
- ⑭ 燃料被覆管-燃料ペレット間のギャップ熱伝達率  $h_{gap}$  ( $\text{W}/\text{cm}^2/\text{K}$ ) は He-ボンドを仮定した式(3.2)とする<sup>24)</sup>。

$$h_{gap} = (27.6 + 0.048 q) / S_0 \quad (3.2)$$

ここで、 $q$  は線出力 ( $\text{W}/\text{cm}$ )、 $S_0$  は初期ギャップ ( $\mu\text{m}$ ) とする。但し、 $S_0 \leq 200 \mu\text{m}$  である。なお、今回解析した温度条件 (出力分布の平坦化および外面の腐食を共に考慮した場合) を用いて、ギャップ熱伝達率の平均値は  $0.52 \text{ W}/\text{cm}^2/\text{K}$  となる。

- ⑮ 燃料被覆管-冷却材間の熱伝達において、ヌッセルト数 ( $Nu$ ) は式(3.3)に示した Sleicher の式<sup>25)</sup>で求める。

$$Nu = 6.3 + 0.0167 Pe^{0.85} Pr^{0.08} \quad (3.3)$$

ここで、 $Pe$  は LBE のペクレ数、 $Pr$  は LBE のプラントル数である。

- ⑯ その他に設定した解析条件を **Table 3-5** に示す。

### 3.3.2 熱伝導解析の結果

#### (1) 定常状態における温度分布

**Fig. 3-12** および **Fig. 3-13** に、定常状態における計算体系の半径方向および軸方向の温度分布を示す。計算条件は出力分布の平坦化および外面の腐食の有無により三種類とする。また、**Table 3-6** にこれらの条件における評価部位の最高温度を示す。例えば、出力分布の平坦化および外面の腐食を共に考慮した場合、燃料ペレットの中心温度は  $z=170.5 \text{ cm}$  の場所で最高となり、その値は  $1,160 \text{ }^\circ\text{C}$  であった。また、燃料被覆管肉厚中心部における温度

は  $z=120.6$  cm で最高となり、その値は  $519.1$  °C であった。

ところで、今回と同様に出力分布を平坦化した場合における燃料被覆管外面の最高温度は  $493$  °C と報告されている（文献 20 表 15 “Zr-4-ZrA” の場合）。この温度は本計算結果より  $19$  °C 低い値である（Table 3-6 参照）。この温度差が生じた主な原因は燃料ピンの位置が異なっているためである。すなわち、本計算では最も内側にある燃料ピン（炉心中心軸から半径方向に  $27.88$  cm 離れた場所）を評価しているのに対して、文献 20 では炉心における最も内側にあるメッシュの場所（炉心中心軸から半径方向に  $38.38$  cm 離れた場所）を評価している。

## (2) ビームトリップ時の温度の時間変化

まず初めに、ビーム停止後の LBE の温度変化を Fig. 3-14 に示す。図に示した通りビーム停止後約 8 秒で LBE 温度は入口温度  $300$  °C にほぼ等しくなった。また、燃料被覆管の上部ほどビーム停止直前の温度を保持する時間が長くなった。これは、燃料ペレットや燃料被覆管に蓄積された熱が放出されたためと温度低下が伝搬する時間が LBE の流速に依存しているためと考えられる。

次に、ビームトリップ時間を 10 秒とした場合の温度変化を Fig. 3-15 に示す。図は典型的な例として、燃料被覆管の相当歪みが最高となる  $z=170.4$  cm（次項参照）における燃料被覆管内外面の温度と LBE 温度の変化を表している。図に示した通り、燃料被覆管の内面温度は常に外面温度よりも高いため、両者の温度差（内面温度から外面温度を引いた値）は正となる。また、内外面温度差が最も大きくなるのはビーム停止直前で、その値は  $26.9$  °C であった。

### 3.3.3 熱応力解析の結果

文献 20 を参考に、工学的に成立性が高く、かつ、実際の状況に近い条件、すなわち、出力分布の平坦化および燃料被覆管外面の腐食を考慮した温度条件を用いて、本項の解析を行うこととする。

#### (1) 熱応力分布

まず初めに、燃料被覆管に加わる内外圧を模式的に Fig. 3-16 に、また各々の絶対圧力を FP ガス放出率の関数として Fig. 3-17 に示す。図において、LBE の静圧は FP ガス放出率に依存しないため、水平な直線として表される。また、FP ガス放出率が 0 % でも、ビームの状況に応じて内圧が  $2\sim 4$  MPa と変化しているが、これは He ガスにより生じた圧力である。

次に、燃料被覆管外面におけるミーゼス等価応力を  $z$  方向位置の関数として Fig. 3-18 に示す。図の(a)はビーム停止直前（陽子ビームはまだ入射している状態である。以下、同様とする。）、(b)はビーム復帰直前（陽子ビームはまだ停止している状態である。以下、同様とする。）である。これらの図では、FP ガス放出率を変化させた時のミーゼス等価応力の分

布を示しているが、燃料被覆管に内外圧が加わらないと仮定して温度のみを与えた場合も加えた。図において、炉心部の上端および下端に対応する、燃料ペレットの上端 ( $z=120.0$  cm) および下端 ( $z=220.0$  cm) の位置でミーゼス等価応力にピークが生じている。このピークは、熱伝導解析で燃料ペレットからの熱が燃料被覆管の特定の領域 ( $120.0$  cm  $\leq z \leq 220.0$  cm) のみにしか熱が伝達しないと仮定したため、 $z$  方向における燃料被覆管の温度分布が急に变化したために生じた。すなわち、燃料被覆管の内面温度が燃料ペレットの上下端近傍を境として  $70 \sim 80$  °C 程度急に变化し、そのため半径方向および周方向応力が急激に変化する結果となった。この変化により、ミーゼス等価応力にピークが生じたことになる。

さらに、燃料被覆管におけるビームトリップの許容繰り返し回数を得るためには、ビームトリップによる歪み範囲を求める必要がある。このため、3軸応力場での変形を単軸応力状態での変形と直接比較できる相当歪み  $\bar{\varepsilon}$  を用いることとし、式(3.4)で計算する。

$$\bar{\varepsilon} = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2} \quad (3.4)$$

ここで、 $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$  は主歪みの各成分を表す。この式を用いて燃料被覆管外面における相当歪み  $\bar{\varepsilon}$  を  $z$  方向位置の関数として **Fig. 3-19** に示す。図の(a)はビーム停止直前、(b)はビーム復帰直前であり、**Fig. 3-18** と同様に FP ガス放出率を変化させた時の相当歪みを示している。図より、ビーム停止直前の相当歪みは FP ガス放出率 100 % でかつ  $z=170.4$  cm で最大となり、 $4.3 \times 10^{-4}$  である。なお、同点におけるビーム復帰直前の相当歪みは  $1.9 \times 10^{-4}$  となる。

また、**Fig. 3-20** にはビーム停止直前の相当歪みが最大となる  $z=170.4$  cm における相当歪みを、 $r$  方向位置の関数として表す。相当歪みは燃料被覆管肉厚中心部付近で最小になっていることがわかる。

## (2) ビームトリップ時の応力の時間変化

ビームトリップ時間を 10 秒とした場合の応力の時間変化を燃料被覆管内外面の温度差と共に **Fig. 3-21~23** に示す。これらの図では、ビーム停止直前の相当歪みが最大となる  $z=170.4$  cm でかつ燃料被覆管外面における応力変化を表している。**Fig. 3-21** に示した通り、ミーゼス等価応力は燃料被覆管内外面の温度差にほぼ比例するため、ビーム停止直前にミーゼス等価応力は最大となり、またビーム復帰直前に最小となった。ビームトリップ時のミーゼス等価応力の振幅は FP ガス放出率が 100 % の場合 48.6 MPa となった。

ところで、ビーム停止直後およびビーム復帰時にミーゼス等価応力が急激に変化しているが、これはガスプレナム内のガス温度が燃料被覆管最上部 ( $z=5.0$  cm) における定常状態の LBE 温度に等しく、温度応答の遅れがないと仮定したからである。このことを確かめるため、**Fig. 3-22** に内外圧のみを与えた場合、**Fig. 3-23** に燃料被覆管に内外圧が加わらないと仮定して温度のみを与えた場合の燃料被覆管の応力変化を示した。明らかに、ガスプレナ

ム内の内圧が急激に変化しているため、ビーム停止直後およびビーム復帰時にミーゼス等価応力も急激に変化していることがわかる。

### 3.3.4 許容ビームトリップ頻度の算出

前項で得られた通り、ビームトリップ時のミーゼス等価応力の振幅はビーム停止直前とビーム復帰直前の値から求められる。従って、相当歪み範囲においてもビーム停止直前とビーム復帰直前の値から得られると考えられる。**Fig. 3-19** よりビーム停止直前の相当歪みの最大値は、FP ガス放出率に依存するが、 $(3.0\sim 4.3) \times 10^{-4}$  の範囲である。またビーム復帰直前の相当歪みの最大値は  $(0.80\sim 1.9) \times 10^{-4}$  の範囲である。ビームトリップによる相当歪み範囲を安全側に評価するため、両者の最大値を単純に加算すると、相当歪み範囲は最大  $6.2 \times 10^{-4}$  となる。これより材料温度が  $550\text{ }^{\circ}\text{C}$  における許容繰返し回数は **Fig. 3-10** より  $1 \times 10^6$  回を超えると評価され、ビーム窓の許容繰返し回数  $4 \times 10^4$  回よりも多くなった。なお、**Fig. 3-10** には許容繰返し数が  $1 \times 10^6$  回を超える場合のデータが無いので、上記の通り許容繰返し回数は  $1 \times 10^6$  回よりも大きいと評価した。

また、燃料の交換頻度を 2 年と仮定すると、年間の許容ビームトリップ頻度は年  $5 \times 10^5$  回を超える。

### 3.3.5 他のパラメータによる燃料被覆管の健全性評価

ADS プラントにおける燃料被覆管の健全性を検討するために、ADS プラントの固有事象であるビームトリップによる熱過渡事象を対象に年間の許容ビームトリップ頻度を評価したが、高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究における鉛ビスマス冷却炉<sup>14)</sup>を参考に、定格出力運転時における周方向応力および累積クリープ疲労損傷について検討を加えた。

#### (1) 周方向応力による考察

高速炉における材料強度基準は **Table 3-7** に示した 7 種類の許容応力を考慮しているが、高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究における鉛ビスマス冷却炉の燃料健全性評価<sup>14)</sup>を参考に、燃料被覆管で発生する応力を設計応力強さ ( $S_m, S_t$ )、設計引張強さ ( $S_u$ )、設計クリープ破断応力強さ ( $S_R$ ) の 4 種類と比較し、燃料被覆管の健全性を評価する。ここで、燃料被覆管の応力として、最も大きな値である周方向応力を用いるものとする (**Fig. 3-10** 参照)。

まず初めに、改良 9Cr-1Mo 鋼の設計クリープ破断応力強さ  $S_R$  と設計引張強さ  $S_u$  の関係について考察する。設計クリープ破断応力強さ  $S_R$  (MPa) と破断時間  $t_R$  (hr) は、式(3.5a)で定義される Larson-Miller パラメータ (LMP) を用いて、式(3.5b)で関係付けられる<sup>18)</sup>。

$$LMP = (T + 273.15) \times [33.1803 + \log_{10}(10 \times t_R)] / 1000 \quad (3.5a)$$

$$LMP = 26.7947 + 14.058 \times \log_{10}(S_R) - 5.46172 \times (\log_{10}(S_R))^2 \quad (3.5b)$$

ここで、 $T$ は材料温度（適用範囲  $375 \text{ }^\circ\text{C} < T \leq 600 \text{ }^\circ\text{C}$ ）であり、燃料被覆管では肉厚中心部の温度とする。 $t_R$ の直前にある時間係数と呼ばれる値 10 は設計最小値であり、時間安全率 10 に該当する。この式に破断時間として 600 EFPD（14,400 時間）を代入し、燃料被覆管でクリープ破断が 600 EFPD で起こる設計クリープ破断応力強さ  $S_R$  を材料温度の関数として **Fig. 3-24** の細い実線として示す。また、同図に材料温度の関数として設計引張強さ  $S_u$  を細い点線で示す<sup>18)</sup>。図に示した設計クリープ破断応力強さ  $S_R$  において、 $S_R$  が 19.3 MPa 以上で、かつ当該温度における  $S_u$  を超えない範囲、すなわち、図の灰色の下向き矢印で表した領域が 600 EFPD でクリープ破断が起こらない領域である。

次に、材料温度の関数として改良 9Cr-1Mo 鋼の設計応力強さ ( $S_m, S_t$ ) も **Fig. 3-24** に示す<sup>18)</sup>。特に、時間に依存した設計応力強さ  $S_t$  は、評価時間を設計クリープ破断応力強さと同様に 600 EFPD（14,400 時間）として算出した。図に示した黒色の下向き矢印の領域は、許容される設計応力強さである。図における 2 種類の矢印の領域を比較すると、設計応力強さ ( $S_m, S_t$ ) を満足するように燃料被覆管の周方向応力が決められれば、600 EFPD でクリープ破断は起こらないと考えられる。

これらの領域に対して、燃料被覆管の周方向応力がどのように分布しているかを調べるため、代表的な以下の 2 点で考察した。

- ・ 周方向応力が最も高い場所 ( $z=172.4 \text{ cm}$ , **Fig. 3-24** の評価点 1)
- ・ 燃料被覆管肉厚中心部の温度が最も高い場所 ( $z=120.6 \text{ cm}$ , **Fig. 3-24** の評価点 2)

**Fig. 3-24** に図示した黒丸は上記の評価点であるが、2 点とも黒色の下向き矢印の領域内にあるため、燃料被覆管の周方向応力は設計応力強さを満足し、かつクリープ破断も起こらないと考えられる。

## (2) 累積クリープ疲労損傷の評価

ビームトリップによる繰り返し荷重を高温で受ける燃料被覆管の強度を評価するために、本項で累積クリープ疲労損傷を評価する。累積クリープ疲労損傷は、式(3.6)に基づき、累積疲労損傷係数  $D_f$  と累積クリープ損傷係数  $D_c$  の和で評価する。

$$D_f + D_c \leq D \quad (3.6)$$

ここで、制限値  $D$  は係数  $D_f$  および  $D_c$  の関数として定義され、詳細は後述する。

まず初めに、累積疲労損傷係数  $D_f$  について考察する。累積疲労損傷係数は、式(3.7)に示した通り、或る負荷事象（番号  $i$ ）に関する歪み範囲  $\epsilon_i$  を生じる負荷回数  $n_i$  と、その歪み範囲の許容繰返し数  $N_{di}$  との比を計算し、全ての負荷事象の和として表される。

$$D_f = \sum_i \frac{n_i}{N_{di}} \quad (3.7)$$

本評価におけるビームトリップによって生じる歪み範囲  $\epsilon_i$  は、前項に示した通り  $6.2 \times 10^{-4}$  であるから、許容繰返し数  $N_{di}$  は  $1 \times 10^6$  回を超える。また、ADS 用超伝導加速器の年間ビームトリップ回数が 21,000 回（第 5.2.1 項参照）、および燃料の交換頻度が 2 年であることから、予想される負荷回数  $n_i$  は  $4 \times 10^4$  回となった。従って、 $D_f$  は安全側に 0.04 と評価された。

次に、累積クリープ損傷係数  $D_c$  について考察する。累積クリープ損傷係数は、或る応力での負荷時間とその応力で破断するまでのクリープ破断時間の比（寿命比）として表される。すなわち、或る一定の周方向応力での負荷時間  $dt$ 、各時刻における周方向応力および燃料被覆管肉厚中心部の温度から計算されるクリープ破断時間  $t_R$ （式(3.5)参照）を用いて、式(3.8)で定義される。

$$D_c = 2 \int_0^{t_1} \frac{dt}{t_R} \quad (3.8)$$

ここで、 $t_1$  は高温使用時間を下回らない負荷時間であり、1 サイクルの時間（14,400 時間、600 EFPD）を仮定する。ビームトリップが生じると燃料被覆管肉厚中心部の温度が低下するため、ビーム停止時のクリープ破断時間  $t_R$  はビーム入射時の値よりかなり大きくなる。このため、ビームトリップによる温度および周方向応力の変化は  $t_R$  を大きく、そして  $D_c$  を小さくさせる方向に働く。従って、ビームが定常に入射している時の  $D_c$  を用いて累積クリープ疲労損傷を評価することとする。

陽子ビームが定常的に入射している状態において、 $D_c$  が最大になると思われる条件、すなわち **Table 3-8** に示した三種類の条件において LMP,  $D_c$  などを計算し、同表に示す。その結果、燃料被覆管肉厚中心部の温度が最大になる時  $D_c$  は最大となり、その値は  $1.1 \times 10^{-4}$  であった。

以上より、累積クリープ疲労損傷を特徴付ける係数 ( $D_f, D_c$ ) が求められたが、米国機械学会 (ASME, The American Society of Mechanical Engineers) の規格にこれらの値を適用し、ビームトリップによる繰返し荷重を高温で受ける燃料被覆管の強度を評価する。ASME の「ボイラ及び圧力容器規格 (Boiler and Pressure Vessel Code)」<sup>26)</sup>では累積クリープ疲労損傷を評価しており、**Fig. 3-25** に示す通りの制限値  $D$  が与えられている。この図では

9Cr-1Mo-V 鋼のデータが記載されていることから、改良 9Cr-1Mo 鋼がこれに準じると考え、燃料被覆管から得られた二種類の係数 ( $D_f$ ,  $D_c$ ) をこの図上で確認することとした。ASME では、この 2 点で決まる位置が包絡線の内側 (原点側) に存在すれば、累積クリープ疲労損傷は問題ないとしている。 $(D_f, D_c) = (0.04, 1.1 \times 10^{-4})$  より、9Cr-1Mo-V 鋼の包絡線より内側に位置することから、燃料被覆管において累積クリープ疲労損傷は問題にならないと考えられる。

さて、ビームトリップ事象では燃料被覆管の肉厚中心部の温度および周方向応力が過渡的に変化する。このため、 $D_c$  の評価においては、(1 次 + 2 次) 応力に伴うクリープ損傷係数  $D_{CN}$  とピーク応力に伴うクリープ損傷係数  $D_{CP}$  の和を用いなければならない<sup>26)</sup>が、改良 9Cr-1Mo 鋼に対する種々の特性は得られていない。今後、必要な改良 9Cr-1Mo 鋼の特性が得られた後、 $D_c$  を再評価する必要がある。

### 3.3.6 燃料被覆管に関するまとめ

燃料被覆管における許容ビームトリップ回数は  $1 \times 10^6$  回を超えると評価され、ビーム窓の許容繰り返し回数  $4 \times 10^4$  回よりも多くなった。また、燃料の交換頻度を 2 年と仮定すると、年間の許容ビームトリップ頻度は年  $5 \times 10^5$  回を超える。

さらに、ビームトリップによる熱過渡事象以外に燃料被覆管の健全性を評価するため、定常状態における周方向応力および累積クリープ疲労損傷を検討したところ、被覆管の周方向応力は設計応力強さを満足し、かつクリープ破断も起こらないと考えられる。また、累積クリープ疲労損傷も問題にならないと考えられる。

## 3.4 内筒

### 3.4.1 熱伝導・熱応力解析の条件

#### (1) 想定される流況と内外面に接する LBE 温度

原子炉容器上部プレナム内の LBE の流れを概念的に **Fig. 3-26** に示す。炉心から出た LBE は内筒内で混合されながら上部プレナムへ拡がり、そのまま蒸気発生器へ吸い込まれる流れと原子炉容器へ向かう流れとに分かれる。原子炉容器へ向かう流れは、原子炉容器内側を下降してから内筒外側を上昇した後に蒸気発生器へ吸い込まれるような流れとなると予想される。

内筒内面に接する LBE の温度変化は、炉心出口における LBE 温度が内筒内で混合されたものであるため、炉心出口における LBE の温度変化より若干緩やかになると考えられる。しかし、ここでは安全側に評価するため、**Fig. 3-27** に示す炉心出口における LBE 温度がそのまま内筒内面の LBE 温度に等しいと仮定する。**Fig. 3-27** は ADS プラントにおける炉心部 (燃料集合体、ターゲット部、および反射体)、一次冷却系、水・蒸気系をモデル化し、崩壊熱を考慮した上で炉心出口における LBE 温度を求めたものであり、ビームトリップ時間を 5, 10, 30, および 120 秒としたときの温度変化である<sup>4)</sup>。

一方、内筒外側に接する LBE の温度は、原子炉容器へ向かった流れが一周して数十～100 秒程度後に変化し始めると予想されるため、ここでは安全側に評価するため、ビームトリップ後 120 秒まで一定値 (407 °C) とする。

以上の考察から、内筒ではビームトリップ発生直後から 120 秒までの間について熱伝導・熱応力解析を実施する。

## (2) 熱伝達率

上記(1)で述べた上部プレナム内の流況より、内筒内面に接する LBE の平均流速は約 0.3 m/s、外面では 0.1～0.2 m/s と推定される<sup>4)</sup>。内筒内外面における  $Nu$  を式(3.9)に示した液体金属で広く用いられている Seban - Shimazaki の式で求める<sup>27)</sup>。

$$Nu = 5.0 + 0.025 (Re \cdot Pr)^{0.8} \quad (3.9)$$

ここで、 $Re$  は LBE のレイノルズ数である。407 °C における LBE の温度伝導率が  $1.0 \times 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$ 、また、代表的長さを内筒の内径 (4.55 m) とすると、LBE の平均流速が 0.3 m/s の場合  $Nu$  は 326 となる。従って、内筒内面および外面における熱伝達率は各々 1,100、770 W/m<sup>2</sup>/K となる。しかし、流況や流速の不確実性があるため、熱伝導・熱応力解析では安全側にこれらの値の 2 倍を、すなわち、内筒内面で 2,200、外面で 1,500 W/m<sup>2</sup>/K を熱伝達率として採用することとする。

## (3) 解析モデル

内径 4.55 m、板厚 30 mm、高さ 2.7 m の内筒における熱伝導・熱応力解析は、燃料被覆管と同様に ABAQUS コードを使用する。内筒は Fig. 3-28 に示すような二次元軸対称でモデル化を行い、鉛直上向きに  $z$  軸を設け、炉心上部を  $z=0$  とする。ABAQUS コードにおける要素は軸対称 8 節点ソリッド要素とし、内筒を  $r$  軸方向に 16 分割、 $z$  軸方向に 300 分割した。解析モデルの内外面には(2)で述べた熱伝達率を介して LBE の温度変化を与えた。また解析モデルにおける上下面は断熱とした。

なお、内筒の材質は燃料被覆管と同様に改良 9Cr-1Mo 鋼とする。

### 3.4.2 熱伝導解析の結果

ビームトリップ時間に応じた内筒の内面および外面の温度変化を Fig. 3-29 に示すと共に、内外面温度差 (外面温度から内面温度を引いた値) を Fig. 3-30 に示す。ビームトリップ直後、内面は速やかに温度が低下するが、一方、外面は温度が低下した内面に熱が伝導するため、20 秒過ぎから緩やかに温度が低下する。この結果、ビームトリップ時間と共に内外面の温度差は大きくなり、最大 61 °C となる。

また、ビームトリップからの復帰時においては、内面は外面と比較すると早く温度が上昇するため、内外面の温度差は一時的に負となる。

### 3.4.3 熱応力解析の結果

まず初めに、ビームトリップ時の相当歪み範囲が最大となる  $z$  方向位置を調べるために、ビームトリップ直後の相当歪みの分布を求めた。**Fig. 3-31** はビームトリップ時間が 30 秒、かつ、相当歪みが最大となる時刻（ビームトリップ後 24.4 秒）における  $z$  方向位置での相当歪み分布を表している。図に表した相当歪みは式(3.4)を用いて計算したもので、内面、外面、および肉厚中心部の値である。この結果、相当歪みは  $z=135$  cm を中心として上下対称となり、また内面における  $z=54.9$  cm（又は 215.1 cm）で相当歪みは最大となり、その値は  $6.5 \times 10^{-4}$  である。従って、内筒における許容ビームトリップ頻度は、相当歪みが最大となる内面における  $z=54.9$  cm で熱応力、相当歪み範囲等を用いて評価する。

次に、ビームトリップ時間に応じた内面および外面における周方向応力の時間変化を **Fig. 3-32** に示す。図に示した通り、ビームトリップ時間が 30 秒の場合、周方向応力は相当歪みと同様にビームトリップ後 24.4 秒、かつ、内面で最大となる。特に、ビームトリップ復帰後の内面では、ビームトリップ時と反対方向の周方向応力が作用する。但し、ビームトリップ復帰後の周方向応力の絶対値はビームトリップ時の値と比較してかなり小さくなっている。さらに、ビームトリップ時間が 5 秒および 10 秒の場合、周方向応力はビームトリップ後各々 6.6 秒、11.2 秒で最大となる。

ところで、ビームトリップ時における内筒の軸方向応力は周方向応力と 2%程度しか差がないため、ビームトリップ時のミーゼス等価応力は周方向応力の絶対値にほぼ等しくなる。**Fig. 3-33** はビームトリップ時のミーゼス等価応力を表している。図より、内面におけるミーゼス等価応力は、ビームトリップ復帰後、極大となっている。（例えば、ビームトリップ時間が 30 秒の場合、61.6 秒における極大がこれに該当する。）このようにミーゼス等価応力が変化する理由として、ビームトリップ復帰後の周方向応力がビームトリップ時と反対方向に作用し、極小となるが、ミーゼス等価応力は周方向応力の絶対値にほぼ等しいため、ミーゼス等価応力は極大となる。**Fig. 3-34** はビームトリップ時の相当歪みを表している。この相当歪みの時間変化はミーゼス等価応力の時間変化とほぼ同じように変化していることがわかる。

### 3.4.4 許容ビームトリップ頻度の算出

前項で示されたビームトリップ時の応力および相当歪みの時間変化に基づき、本項では許容ビームトリップ頻度を算出する。**Table 3-9** はビームトリップ時間に応じたビーム停止直前およびビーム復帰直前の相当歪みの最大値をまとめると共に、ビームトリップによる相当歪み範囲を示す。ビームトリップによる相当歪み範囲の算出では、ビームトリップ復帰後にビームトリップ時と反対方向に応力が作用することを考慮し、ビームトリップ時の

相当歪みの最大値にビームトリップ復帰後の相当歪みの最大値を単純に加算することとした（同表の「単純加算」の欄）。得られた相当歪み範囲に内筒溶接部の応力集中係数（1.1）<sup>18)</sup>および改良 9Cr-1Mo 鋼溶接継手のひずみ補正係数（1.3）<sup>18)</sup>を乗じ、評価用の相当歪み範囲とする。表に示した通り、ビームトリップによる相当歪み範囲は、ビームトリップ時間に応じて  $(0.61\sim 1.0) \times 10^{-3}$  となる。また、これらの値と **Fig. 3-10** に示した 400 °C における歪み範囲と許容繰返し回数の関係から、許容繰返し数は  $(0.1\sim 1) \times 10^6$  回となる。なお、**Fig. 3-10** には許容繰返し数が  $10^6$  回を超える場合（すなわち、400 °C における歪み範囲では  $8.1 \times 10^4$  以下の場合）のデータが無いので、ビームトリップ時間が 5 秒の許容繰返し数は  $1 \times 10^6$  回よりも大きいと評価した。

ところで、内筒は炉寿命（40 年間）の間交換しないため、許容ビームトリップ頻度は年  $(0.25\sim 2.5) \times 10^4$  回と評価できる。但し、ビームトリップ時間が 5 秒までは年  $2.5 \times 10^4$  回よりも大きい。

### 3.5 原子炉容器

#### 3.5.1 熱伝導・熱応力解析の条件

##### (1) 想定される流況と内面に接する LBE 温度

原子炉容器上部プレナム内の LBE の流れは、第 3.4.1 項(1)で述べたように、炉心部から上部に拡がり、混合された流れが原子炉容器壁に沿って下降流となり、原子炉容器壁の内面から冷却する。

**Fig. 3-35** は **Fig. 3-27** と同様に ADS プラントにおける炉心部（燃料集合体、ターゲット部、および反射体）、一次冷却系、水・蒸気系をモデル化し、崩壊熱を考慮した上で蒸気発生器（SG）入口における LBE 温度を求めたものであり、ビームトリップ時間を 120 秒、300 秒、および 400 秒としたときの温度変化である<sup>4)</sup>。この SG 入口における LBE 温度は原子炉容器上部プレナム内の平均温度に等しいと考えられる。**Fig. 3-35** より、原子炉容器壁内面に接する LBE 温度は、ビームトリップ後 400 秒で 250 °C 以下まで下がり、ビーム復帰後約 1,900 秒までに徐々に上昇して 407 °C へ近づく。

以上の考察から、原子炉容器ではビームトリップ時間を 120 秒、300 秒、および 400 秒とし、ビームトリップ発生直後から 1,900 秒までの間について熱伝導・熱応力解析を実施する。

##### (2) 熱伝達率

上記(1)で述べた上部プレナム内の流況より、原子炉容器壁内面に接する LBE の平均流速は約 0.1 m/s と推定される<sup>4)</sup>。原子炉容器壁内面における  $Nu$  は、式(3.9)を用い、代表的長さを原子炉容器の内径（11.3 m）とすると 280 となる。従って、原子炉容器壁の内面における熱伝達率は  $365 \text{ W/m}^2/\text{K}$  となる。しかし、内筒の場合と同様に流況や流速の不確実性を考慮し、熱伝導・熱応力解析では安全側にこの値の 2 倍を、すなわち、 $730 \text{ W/m}^2/\text{K}$  を原子炉容器壁の内面の熱伝達率として採用する。

### (3) 解析モデル

内径 11.3 m、板厚 50 mm、高さ 13.5 m の原子炉容器壁における熱伝導・熱応力解析は、燃料被覆管と同様に ABAQUS コードを使用する。原子炉容器壁は Fig. 3-36 に示すような二次元軸対称でモデル化を行い、鉛直上向きに  $z$  軸を設け、定格出力運転時の接液面を  $z=0$  cm とする。ABAQUS コードにおける要素は軸対称 8 節点ソリッド要素とし、原子炉容器壁を  $r$  軸方向に 12 分割、 $z$  軸方向に 461 分割した。解析モデルの内面には(2)で述べた熱伝達率を介して LBE の温度変化を与えた。また解析モデルにおける外面および上下面は断熱とした。なお、原子炉容器壁の材質は燃料被覆管と同様に改良 9Cr-1Mo 鋼とする。

### (4) 原子炉容器壁における $z$ 方向の温度分布

定格出力運転時、原子炉容器壁における  $z$  方向の温度は、上端 ( $z=180$  cm) が室温 (27 °C と仮定)、接液面 ( $z=0$  cm) が 407 °C である。この状態で、ビームトリップ時間が 400 秒のビームトリップが発生した場合、LBE 温度は 240 °C まで低下し、質量  $8 \times 10^6$  kg の LBE は体積比  $2.2 \times 10^{-2}$  だけ収縮、液面が約 17 cm 下がる<sup>1</sup>。このため、定格出力運転時の LBE 接液面に接していた原子炉容器壁は高温状態のまま取り残される一方、LBE は温度が下がりながら、かつ、接液面も下がり、接液部の壁を内面から冷却する。また、ビーム復帰時、 $z=0$  cm 付近の壁は引き続き高温状態であるが、ビームトリップ時に液面が下がった部分 ( $-17$  cm  $\leq z \leq 0$  cm) は高温状態となる。

従って、ビームトリップ時間が 400 秒の場合、 $z=0$  cm から  $z=-17$  cm の範囲で急勾配の温度分布が生じる。なお、Table 3-10 にビームトリップによる上部プレナム内 LBE の最低温度と液面低下量を示す。

### (5) 熱伝導・熱応力解析の方法

上記(4)で述べたように、ビームトリップ時に LBE の液面が変動するという特徴があるため、原子炉容器壁は  $r$  方向および  $z$  方向に温度勾配が生じる。このため、ビーム停止後の経過時間と共に液面が変動する現象を的確にモデル化するには、液面低下の挙動を熱流動解析により求める必要がある。しかし、ABAQUS コードでは熱流動解析を実施できないため、安全側にビームトリップによる応力振幅を求めるように応力を加算する。すなわち、 $r$  方向および  $z$  方向の温度勾配により生じる三種類の応力 ( $r$  方向応力  $\sigma_{11}$ 、 $z$  方向応力  $\sigma_{22}$ 、 $\theta$  方向応力  $\sigma_{33}$ ) をビーム停止時およびビーム復帰時共に求め、両者を加算し、応力振幅とする。このとき、応力振幅を求める位置は、 $z$  方向の温度勾配によるミーゼス等価応力が急激に変化する、定格出力運転時およびビーム復帰直前の LBE 接液面とする。

<sup>1</sup> LBE 温度が 407°C から 240°C まで低下した場合、接液面までの高さが 11.7 m の原子炉容器壁は長さが 2.6 cm しか収縮しない。この値は LBE の液面低下量と比較して小さいため、原子炉容器壁の収縮は無視した。

### 3.5.2 熱伝導・熱応力解析の結果

#### (1) $r$ 方向の温度分布による応力

ビームトリップにより生じた原子炉容器壁の内面および外面の温度変化を、ビームトリップ時間をパラメータとして **Fig. 3-37** に示すと共に、内外面温度差（外面温度から内面温度を引いた値）を **Fig. 3-38** に示す。なお、 $r$  方向の温度分布を求めるため、 $-525 \text{ cm} \leq z \leq 180 \text{ cm}$  の範囲で一様に内面に LBE の温度変化を与えた。解析の結果、ビームトリップ直後、内面は外面と比較すると早く温度が低下するが、一方、外面では熱が内面方向のみに伝導するため、100 秒過ぎから緩やかに温度が低下する。この結果、ビーム停止後の経過時間と共に内外面の温度差は大きくなり、ビームトリップ時間が 400 秒の場合、最大  $42 \text{ }^\circ\text{C}$  となる。また、ビームトリップからの復帰時においては、内面は外面より早く温度が上昇するため、内外面の温度差は一時負となる。

次に内面および外面における周方向応力の時間変化をビームトリップ時間のパラメータとして **Fig. 3-39** に示す。ここで、周方向応力を始めとする各応力は、ビームトリップによる応力振幅が最大となる、ビーム復帰直前の LBE 接液面の高さにおける値とする。図より、周方向応力は、ビームトリップ時間が 400 秒の場合、ビームトリップ後 292 秒、かつ、内面で最大となる。特に、ビームトリップ復帰後の内面では、ビームトリップ時と反対方向の周方向応力が作用する。但し、ビームトリップ復帰後の周方向応力の絶対値はビームトリップ時の値と比較してかなり小さくなっている。

ところで、ビームトリップ時における原子炉容器壁の軸方向応力は内筒と同様に周方向応力と 3%程度しか差がないため、ミーゼス等価応力は周方向応力の絶対値にほぼ等しくなる。**Fig. 3-40** はビームトリップ時のミーゼス等価応力を表している。図において、ビームトリップ復帰後、内面および外面ともミーゼス等価応力が極大となっている。（例えば、内面（400 秒）の場合、968 秒における極大がこれに該当する。）このようにミーゼス等価応力が変化する理由として、ビームトリップ復帰後の周方向応力がビームトリップ時と反対方向に作用し、内面では極小、外面では極大となるが、ミーゼス等価応力は周方向応力の絶対値にほぼ等しいため、内面および外面ともミーゼス等価応力は極大となる。

#### (2) $z$ 方向の温度分布による応力

まず初めに、第 3.5.1 項(4)で述べた、ビームトリップによる原子炉容器壁  $z$  方向の温度分布を **Fig. 3-41** に示す。図に示したビーム停止時の接液部の温度は、**Fig. 3-37** に示した原子炉容器壁内面の最低温度とする。この温度分布により原子炉容器壁に生じる周方向応力およびミーゼス等価応力を、各々 **Fig. 3-42** および **Fig. 3-43** に示す。ここで、 $z$  方向の温度分布による応力を求める際、ABAQUS コードでは定常状態による熱応力解析を実施した。また、図はビームトリップ時間が 400 秒に相当する液面低下量が 17 cm の場合を典型的な例として示したものである。図より、明らかにビーム停止時とビーム復帰時の応力分布は異なって

おり、特に LBE の接液面 ( $z=-17$  cm) では顕著に異なっている。

### (3) 応力振幅の評価

第 3.5.1 項(5)で述べた熱伝導・熱応力解析の方法に従い、安全側にビームトリップによる応力振幅 ( $\Delta\sigma_{11}, \Delta\sigma_{22}, \Delta\sigma_{33}$ ) を求めるため、(1)および(2)で求めた三種類の応力 ( $\sigma_{11}, \sigma_{22}, \sigma_{33}$ ) を以下の通り加算する。

- ① ビーム停止時における  $r$  方向の温度勾配による応力は、ビーム停止後、ミーゼス等価応力が最大になる時刻における値を採用する。また  $z$  方向の温度勾配による応力は **Fig. 3-42** に示したような停止時の応力分布とする。
- ② ビーム復帰時における  $r$  方向の温度勾配による応力は、ビーム復帰後、ミーゼス等価応力が最大になる時刻における値を採用する。また  $z$  方向の温度勾配による応力は **Fig. 3-42** に示したような復帰時の応力分布とする。
- ③ 応力振幅を求める原子炉容器壁における内面および外面の高さは、定格出力運転時およびビーム復帰直前の LBE 接液面の高さとする。

このように求めた  $r$  方向および  $z$  方向の温度勾配による応力 ( $\sigma_{11}, \sigma_{22}, \sigma_{33}$ ) を加算し、ビームトリップ時間をパラメータとして、**Table 3-11~13** の「合計 a」の欄にビーム停止時の応力を、そして「合計 b」の欄にビーム復帰時の応力を示す。

次にビーム停止時およびビーム復帰時の応力よりビームトリップによる応力振幅 ( $\Delta\sigma_{11}, \Delta\sigma_{22}, \Delta\sigma_{33}$ ) を計算し、同表の「応力振幅」の欄に示す。

### 3.5.3 許容ビームトリップ頻度の算出

前項で示されたビームトリップによる応力振幅 ( $\Delta\sigma_{11}, \Delta\sigma_{22}, \Delta\sigma_{33}$ ) に基づき、本項では許容ビームトリップ頻度を算出する。**Table 3-14** は応力振幅から求めたビームトリップによる応力強さ  $S$  を表したものである。ここで、応力強さ  $S$  は式(3.10)で定義される。

$$S = \max(|\Delta\sigma_{11} - \Delta\sigma_{22}|, |\Delta\sigma_{22} - \Delta\sigma_{33}|, |\Delta\sigma_{33} - \Delta\sigma_{11}|) \quad (3.10)$$

表より、応力強さ  $S$  は、ビーム復帰直前の接液面における内面で最も大きくなることがわかった。この応力強さに原子炉容器溶接部の応力集中係数 (1.1)、および改良 9Cr-1Mo 鋼溶接継手のひずみ補正係数 (1.3) を乗じ、評価用の応力強さが得られ、例えばビームトリップ時間が 400 秒の場合 379.1 MPa となる。400 °Cにおける改良 9Cr-1Mo 鋼の縦弾性係数が 191 GPa であるから歪み範囲は  $2.0 \times 10^{-3}$  となる。この歪み範囲より、**Fig. 3-10** に示した 400 °Cにおける歪み範囲と繰返し回数との関係から、許容繰返し数は  $3 \times 10^4$  回となる。**Table 3-15** にビームトリップ時間をパラメータとした原子炉容器の応力強さと許容繰返し数を示すが、許容繰返し数は  $(0.2 \sim 4) \times 10^4$  回となる。

ところで、原子炉容器は炉寿命（40 年間）の間交換しないため、許容ビームトリップ頻度は年  $(0.04 \sim 1) \times 10^3$  回と評価できる。

### 3.6 ビームトリップ時間に依存した許容ビームトリップ頻度の算出

第 3.2 節から前節までの考察により、4 箇所の評価対象部位における許容ビームトリップ頻度が得られた。本節ではこれまでの考察結果に基づき、ビームトリップ時間に依存した許容ビームトリップ頻度を求めることとする。

**Table 3-16** に評価対象部位毎の許容ビームトリップ頻度を表す。表中の「 $T_{max}$ 」欄はミーズス等価応力又は相当歪みが最大となるビーム停止後の時間を表しており、評価対象部位毎の熱過渡事象の時間を特徴付けるビーム停止後の経過時間である。この表を参考に、ビームトリップ時間  $T$  を(1)  $0 \leq T \leq 10$  秒、(2)  $10 \text{ 秒} < T \leq 2 \text{ 分}$ 、(3)  $2 \text{ 分} < T \leq 5 \text{ 分}$ 、(4)  $T > 5 \text{ 分}$  の 4 種類の時間領域に分け、各々の時間領域について許容ビームトリップ頻度を求めることとする。**Table 3-17** に得られた許容ビームトリップ頻度を、制限を与える評価対象部位と共に示す。この結果、制限を与える評価対象部位は、主にビーム窓と原子炉容器であり、許容ビームトリップ頻度は年  $50 \sim 2 \times 10^4$  回となった。この値については、ADS プラントの稼働率を考慮して第 5.1.2 項で再考する。

ところで、第 2.1 節で述べた通り、本検討では改良 9Cr-1Mo 鋼に関する放射線による照射データを考慮していない。今後、改良 9Cr-1Mo 鋼の照射データ、特に陽子ビームによる照射データが得られた場合、ビーム窓に対する許容繰返し数などが変化する可能性がある。このため、**Table 3-16** および **Table 3-17** よりビームトリップ時間が比較的短い時間領域（例えば  $0 \leq T \leq 10$  秒の時間領域）に放射線の影響が現れると考えられるので、その影響を評価したい。

**Table 3-1** ビーム窓に関する基本仕様

項 目	仕 様
(1) 計算コード	
コードバージョン	Star-CD, Version 3.15
乱流モデル	標準 $k-\varepsilon$ モデル
壁面境界条件	高レイノルズ数モデル
ビーム窓冷却流路案内管境界条件	断熱
ビーム窓部 内面境界条件	断熱
(2) 解析条件	
ビームによる入熱	15.7 MW
LBE 入口/出口 温度	300/430 °C
ビーム窓部 外径	470 mm
ビーム窓部 形状	長円型 (Fig. 3-3 参照)
ビーム窓冷却流路案内管 肉厚	20 mm
ビーム窓部-ビーム窓冷却流路案内管の 距離 (最大値/最小値)	95.35 mm / 11.41 mm
ビーム窓冷却流路案内管 面積等価半径	300.89 mm
冷却材導入管 内径	159 mm
冷却材導入管 肉厚	20 mm
冷却材導入管からビーム窓部先端までの 距離	600 mm
冷却材導入管入口流速	1.955 m/s
導入管と案内管の間の入口流速	0.163 m/s

**Table 3-2** ビームトリップ時のビーム窓座屈圧力（板厚：最大値）

項目	値
時点	ビーム停止後 0.5 秒
最高温度	449 °C
内外面温度差の最大値	82 °C
ミーゼス等価応力の最大値	179 MPa
熱歪みの最大値	$9.3 \times 10^{-4}$
座屈圧力 <sup>a)</sup> (MPa)	2.89
(安全率)	(3.75)

a) 応力-ひずみ関係として最小値を使用した場合

**Table 3-3** 燃料被覆管・燃料ペレット・冷却材の基本仕様

項目	仕様
(1) 燃料被覆管	
材質	改良 9Cr-1Mo 鋼
外径	7.65 mm
肉厚	0.5 mm
外面腐食量	125 μm
配列ピッチ	11.48 mm
(2) 燃料ペレット	
組成	MA+Pu 窒化物
解析で使用した物性値	比熱、密度、熱伝導率
外径	6.48 mm
スミア密度	95 %
被覆管とのギャップサイズ	84 μm
(3) 冷却材	
材質	LBE
入口温度	300 °C
流れ	乱流
流速	2 m/s
流路面積	68.2 mm <sup>2</sup>
濡れ縁長さ	24.0 mm

**Table 3-4** 燃料ピンにおけるピーキング係数と線出力

出力分布の平坦化	無	有
ピーキング係数	1.947	1.405
線出力 (kw/m)	47.4	34.2

**Table 3-5** 燃料被覆管の熱伝導・熱応力解析に関して設定したその他の解析条件

項目	仕様
被覆管の熱応力解析	
ガスプレナム長さ	1.15 m
ガスプレナム容積	39.9 cm <sup>3</sup>
EFPD	600 日
初期封入 He ガスの圧力	1.0 気圧
生成 He 量 <sup>a)</sup>	0.0216 mol
FP ガス生成率	27 %
FP ガス放出率	0, 50, 100 %
LBE 静圧	0.96 MPa (z=310 cm)
軸方向の分割数	50 分割
半径方向の分割数	
燃料ペレット	10 分割
被覆管	6 分割

a) 出力分布の平坦化を行い、全サイクル中の最大値である。

**Table 3-6** 定常状態における最高温度

評価条件	出力分布の平坦化	無	有	有
	外面の腐食	無	無	有
評価部位	燃料ペレット中心	1,456 °C	1,165 °C	1,160 °C
	燃料被覆管肉厚中心	641 °C	525 °C	519 °C
	燃料被覆管外面	621 °C	516 °C	512 °C
	冷却材	533 °C	468 °C	461 °C

**Table 3-7** 高速炉に適用される設計許容応力など

項 目	記 号
最大許容応力強さ	$S_0$
設計許容強さ (時間非依存)	$S_m$
設計許容強さ (時間依存)	$S_t$
設計降伏点	$S_y$
設計クリープ破断応力強さ	$S_R$
設計引張強さ	$S_u$
設計緩和強さ	$S_r$

**Table 3-8** 定常状態における累積クリープ損傷係数  $D_c$  の値

条 件	$z$ (cm)	LMP	$t_R$ (hr)	$D_c$
相当歪みが最高になる場所	170.4	34.59	$4.2 \times 10^{10}$	$6.8 \times 10^{-7}$
周方向応力が最高になる場所	172.4	32.98	$5.3 \times 10^8$	$5.5 \times 10^{-5}$
肉厚中心部温度が最高になる場所	120.6	33.77	$2.7 \times 10^8$	$1.1 \times 10^{-4}$

**Table 3-9** ビームトリップによる内筒の相当歪み範囲と許容繰返し数

ビームトリップ 時間	相当歪みの最大値		相当歪み範囲		許容 繰返し数
	ビーム停止 直前	ビーム復帰 直前	単純加算	評価用	
5 秒	$3.3 \times 10^{-4}$	$9.2 \times 10^{-6}$	$3.4 \times 10^{-4}$	$4.9 \times 10^{-4}$	$> 1 \times 10^6$
10 秒	$5.4 \times 10^{-4}$	$2.3 \times 10^{-5}$	$5.7 \times 10^{-4}$	$8.1 \times 10^{-4}$	$1 \times 10^6$
30 秒	$6.5 \times 10^{-4}$	$6.7 \times 10^{-5}$	$7.1 \times 10^{-4}$	$1.0 \times 10^{-3}$	$1 \times 10^5$

**Table 3-10** ビームトリップによる上部プレナム内 LBE の最低温度と液面低下量

ビームトリップ 時間	LBE 温度 の最低値	LBE 液面 の低下量
120 秒	315 °C	9 cm
300 秒	260 °C	15 cm
400 秒	240 °C	17 cm

**Table 3-11** 原子炉容器におけるビームトリップ時の応力評価  
(ビームトリップ時間 120 秒) (1/2)

(1)  $z=0$ , 内面

単位 : MPa

	温度勾配	$\sigma_{11}$	$\sigma_{22}$	$\sigma_{33}$	備考
ビーム停止時	$r$ 方向	0.03	79.5	78.5	停止後 126 秒
	$z$ 方向	-0.8	-97.4	-142.5	
	合計 a	-0.7	-17.9	-63.9	
ビーム復帰時	$r$ 方向	-0.01	-14.1	-13.9	停止後 820 秒
	$z$ 方向	-0.3	-96.8	-92.3	
	合計 b	-0.3	-110.9	-106.2	
応力振幅		$\Delta\sigma_{11}$	$\Delta\sigma_{22}$	$\Delta\sigma_{33}$	
合計 a - 合計 b		-0.5	93.0	42.3	

(2)  $z=0$ , 外面

単位 : MPa

	温度勾配	$\sigma_{11}$	$\sigma_{22}$	$\sigma_{33}$	備考
ビーム停止時	$r$ 方向	0.02	-42.7	-42.3	停止後 138 秒
	$z$ 方向	-0.7	123.1	-75.2	
	合計 a	-0.7	80.4	-117.5	
ビーム復帰時	$r$ 方向	0.0	8.0	7.9	停止後 836 秒
	$z$ 方向	-0.2	104.8	-31.2	
	合計 b	-0.2	112.8	-23.2	
応力振幅		$\Delta\sigma_{11}$	$\Delta\sigma_{22}$	$\Delta\sigma_{33}$	
合計 a - 合計 b		-0.5	-32.4	-94.3	

**Table 3-11** 原子炉容器におけるビームトリップ時の応力評価  
(ビームトリップ時間 120 秒) (2/2)

(3)  $z=-9$  cm, 内面 単位 : MPa

	温度勾配	$\sigma_{11}$	$\sigma_{22}$	$\sigma_{33}$	備考
ビーム停止時	$r$ 方向	0.03	79.2	78.4	停止後 126 秒
	$z$ 方向	0.5	-98.1	-19.1	
	合計 a	0.5	-18.9	59.3	
ビーム復帰時	$r$ 方向	0.0	-14.1	-13.9	停止後 820 秒
	$z$ 方向	0.0	-97.8	-68.9	
	合計 b	0.0	-111.8	-82.8	
応力振幅		$\Delta\sigma_{11}$	$\Delta\sigma_{22}$	$\Delta\sigma_{33}$	
合計 a - 合計 b		0.5	92.9	142.1	

(4)  $z=-9$  cm, 外面 単位 : MPa

	温度勾配	$\sigma_{11}$	$\sigma_{22}$	$\sigma_{33}$	備考
ビーム停止時	$r$ 方向	0.02	-42.4	-42.3	停止後 138 秒
	$z$ 方向	0.0	97.4	-9.9	
	合計 a	0.02	54.9	-52.2	
ビーム復帰時	$r$ 方向	0.0	8.0	8.0	停止後 836 秒
	$z$ 方向	0.0	97.4	-9.9	
	合計 b	0.0	105.3	-2.0	
応力振幅		$\Delta\sigma_{11}$	$\Delta\sigma_{22}$	$\Delta\sigma_{33}$	
合計 a - 合計 b		0.02	-50.4	-50.2	

**Table 3-12** 原子炉容器におけるビームトリップ時の応力評価  
(ビームトリップ時間 300 秒) (1/2)

(1)  $z=0$ , 内面

単位 : MPa

	温度勾配	$\sigma_{11}$	$\sigma_{22}$	$\sigma_{33}$	備考
ビーム停止時	$r$ 方向	0.04	101.7	100.4	停止後 292 秒
	$z$ 方向	-0.9	-114.3	-195.7	
	合計 a	-0.9	-12.6	-95.2	
ビーム復帰時	$r$ 方向	-0.01	-29.8	-29.4	停止後 902 秒
	$z$ 方向	-0.3	-96.8	-92.3	
	合計 b	-0.27	-126.6	-121.7	
応力振幅		$\Delta\sigma_{11}$	$\Delta\sigma_{22}$	$\Delta\sigma_{33}$	
合計 a - 合計 b		-0.6	114.0	26.5	

(2)  $z=0$ , 外面

単位 : MPa

	温度勾配	$\sigma_{11}$	$\sigma_{22}$	$\sigma_{33}$	備考
ビーム停止時	$r$ 方向	0.02	-58.3	-57.7	停止後 300 秒
	$z$ 方向	-0.8	144.9	-116.2	
	合計 a	-0.8	86.6	-173.9	
ビーム復帰時	$r$ 方向	0.0	16.9	16.7	停止後 918 秒
	$z$ 方向	-0.2	104.8	-31.2	
	合計 b	-0.2	121.7	-14.4	
応力振幅		$\Delta\sigma_{11}$	$\Delta\sigma_{22}$	$\Delta\sigma_{33}$	
合計 a - 合計 b		-0.6	-35.0	-159.5	

**Table 3-12** 原子炉容器におけるビームトリップ時の応力評価  
(ビームトリップ時間 300 秒) (2/2)

(3)  $z=-15$  cm, 内面 単位 : MPa

	温度勾配	$\sigma_{11}$	$\sigma_{22}$	$\sigma_{33}$	備考
ビーム停止時	$r$ 方向	0.04	101.1	100.1	停止後 292 秒
	$z$ 方向	0.6	-74.4	49.5	
	合計 a	0.6	26.7	149.7	
ビーム復帰時	$r$ 方向	0.0	-29.7	-29.4	停止後 902 秒
	$z$ 方向	0.0	-91.9	-54.1	
	合計 b	0.0	-121.5	-83.4	
応力振幅		$\Delta\sigma_{11}$	$\Delta\sigma_{22}$	$\Delta\sigma_{33}$	
合計 a - 合計 b		0.7	148.2	233.1	

(4)  $z=-15$  cm, 外面 単位 : MPa

	温度勾配	$\sigma_{11}$	$\sigma_{22}$	$\sigma_{33}$	備考
ビーム停止時	$r$ 方向	0.0	-57.7	-57.6	停止後 300 秒
	$z$ 方向	0.6	52.2	86.7	
	合計 a	0.6	-5.5	29.1	
ビーム復帰時	$r$ 方向	0.0	16.7	16.7	停止後 918 秒
	$z$ 方向	0.0	91.5	1.2	
	合計 b	0.0	108.3	18.0	
応力振幅		$\Delta\sigma_{11}$	$\Delta\sigma_{22}$	$\Delta\sigma_{33}$	
合計 a - 合計 b		0.6	-113.7	11.2	

**Table 3-13** 原子炉容器におけるビームトリップ時の応力評価  
(ビームトリップ時間 400 秒) (1/2)

(1)  $z=0$ , 内面

単位 : MPa

	温度勾配	$\sigma_{11}$	$\sigma_{22}$	$\sigma_{33}$	備考
ビーム停止時	$r$ 方向	0.04	101.7	100.4	停止後 292 秒
	$z$ 方向	-1.0	-123.6	-220.4	
	合計 a	-1.0	-21.9	-119.9	
ビーム復帰時	$r$ 方向	-0.01	-37.8	-37.3	停止後 968 秒
	$z$ 方向	-0.3	-96.8	-92.3	
	合計 b	-0.3	-134.6	-129.6	
応力振幅		$\Delta\sigma_{11}$	$\Delta\sigma_{22}$	$\Delta\sigma_{33}$	
合計 a - 合計 b		-0.7	112.6	9.7	

(2)  $z=0$ , 外面

単位 : MPa

	温度勾配	$\sigma_{11}$	$\sigma_{22}$	$\sigma_{33}$	備考
ビーム停止時	$r$ 方向	0.02	-58.3	-57.7	停止後 308 秒
	$z$ 方向	-0.9	156.8	-134.3	
	合計 a	-0.9	98.5	-192.1	
ビーム復帰時	$r$ 方向	-0.01	21.3	21.1	停止後 982 秒
	$z$ 方向	-0.2	104.8	-31.2	
	合計 b	-0.2	126.1	-10.0	
応力振幅		$\Delta\sigma_{11}$	$\Delta\sigma_{22}$	$\Delta\sigma_{33}$	
合計 a - 合計 b		-0.6	-27.6	-182.0	

**Table 3-13** 原子炉容器におけるビームトリップ時の応力評価  
(ビームトリップ時間 400 秒) (2/2)

(3)  $z=-17$  cm, 内面 単位 : MPa

	温度勾配	$\sigma_{11}$	$\sigma_{22}$	$\sigma_{33}$	備考
ビーム停止時	$r$ 方向	0.04	101.1	100.1	停止後 292 秒
	$z$ 方向	0.7	-62.4	79.0	
	合計 a	0.7	38.7	179.1	
ビーム復帰時	$r$ 方向	-0.01	-37.5	-37.2	停止後 968 秒
	$z$ 方向	-0.02	-89.5	-49.5	
	合計 b	-0.03	-127.0	-86.7	
応力振幅		$\Delta\sigma_{11}$	$\Delta\sigma_{22}$	$\Delta\sigma_{33}$	
合計 a - 合計 b		0.8	165.7	265.8	

(4)  $z=-17$  cm, 外面 単位 : MPa

	温度勾配	$\sigma_{11}$	$\sigma_{22}$	$\sigma_{33}$	備考
ビーム停止時	$r$ 方向	0.02	-57.6	-57.6	停止後 308 秒
	$z$ 方向	0.6	37.7	108.0	
	合計 a	0.7	-19.9	50.4	
ビーム復帰時	$r$ 方向	0.0	21.1	21.1	停止後 982 秒
	$z$ 方向	0.0	89.1	4.3	
	合計 b	0.0	110.2	25.4	
応力振幅		$\Delta\sigma_{11}$	$\Delta\sigma_{22}$	$\Delta\sigma_{33}$	
合計 a - 合計 b		0.7	-130.2	25.0	

**Table 3-14** 原子炉容器におけるビームトリップによる応力強さ

(1) ビームトリップ時間 120 秒

単位：MPa

	内 面	外 面
$z=0$ cm	93.5	93.8
$z=-9$ cm	141.6	50.4

(2) ビームトリップ時間 300 秒

単位：MPa

	内 面	外 面
$z=0$ cm	114.6	158.9
$z=-15$ cm	232.4	124.9

(3) ビームトリップ時間 400 秒

単位：MPa

	内 面	外 面
$z=0$ cm	113.3	181.4
$z=-17$ cm	265.1	155.1

**Table 3-15** ビームトリップによる原子炉容器の応力強さと許容繰返し数

ビームトリップ 時間	応力強さ (MPa)		歪み範囲	許容 繰返し数
	Table 3-14	評価用		
120 秒	141.6	202.5	$1.1 \times 10^{-3}$	$4 \times 10^4$
300 秒	232.4	332.3	$1.7 \times 10^{-3}$	$4 \times 10^3$
400 秒	265.1	379.1	$2.0 \times 10^{-3}$	$2 \times 10^3$

**Table 3-16** 評価対象部位毎の許容ビームトリップ頻度

評価対象部位	交換頻度	$T_{max}$ <sup>a)</sup>	許容ビームトリップ回数 <sup>b)</sup>	許容ビームトリップ頻度 (回/年)
ビーム窓	2年	0.5秒	$4 \times 10^4$	$2 \times 10^4$
燃料被覆管	2年	0秒	$> 1 \times 10^6$	$> 5 \times 10^5$
内筒	40年	24.4秒	$> 1 \times 10^6$ (5秒)	$> 2.5 \times 10^4$
			$1 \times 10^6$ (10秒)	$2.5 \times 10^4$
			$1 \times 10^5$ (30秒)	$2.5 \times 10^3$
原子炉容器	40年	293秒	$4 \times 10^4$ (120秒)	$1 \times 10^3$
			$4 \times 10^3$ (300秒)	$1 \times 10^2$
			$2 \times 10^3$ (400秒)	$5 \times 10^1$

a)  $T_{max}$  はミーゼス等価応力又は相当歪みが最大となるビーム停止後の経過時間を表す。

b) 括弧内の時間はビームトリップ時間を表す。

**Table 3-17** ビームトリップ時間に依存した許容ビームトリップ頻度

ビームトリップ時間	許容ビームトリップ頻度 (回/年)	制限を与える部位
$0 \leq T \leq 10$ 秒	$2 \times 10^4$	ビーム窓
$10 \text{ 秒} < T \leq 2$ 分	$1 \times 10^3$	原子炉容器
$2 \text{ 分} < T \leq 5$ 分	$1 \times 10^2$	原子炉容器
$T > 5$ 分	50	原子炉容器

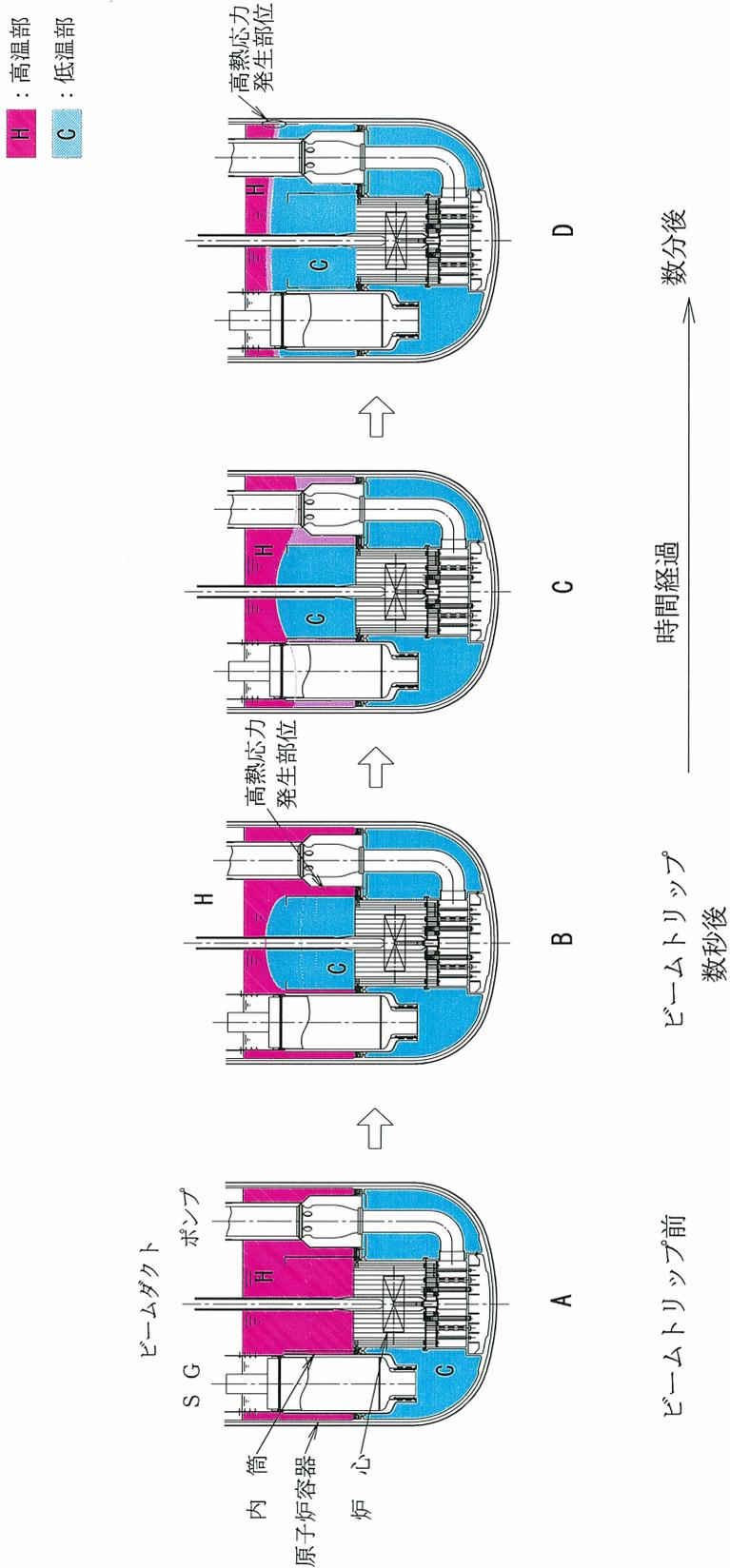


Fig. 3-1 ビームトリップによるADS未臨界炉心の温度変化

(a) ビーム軸方向の断面図

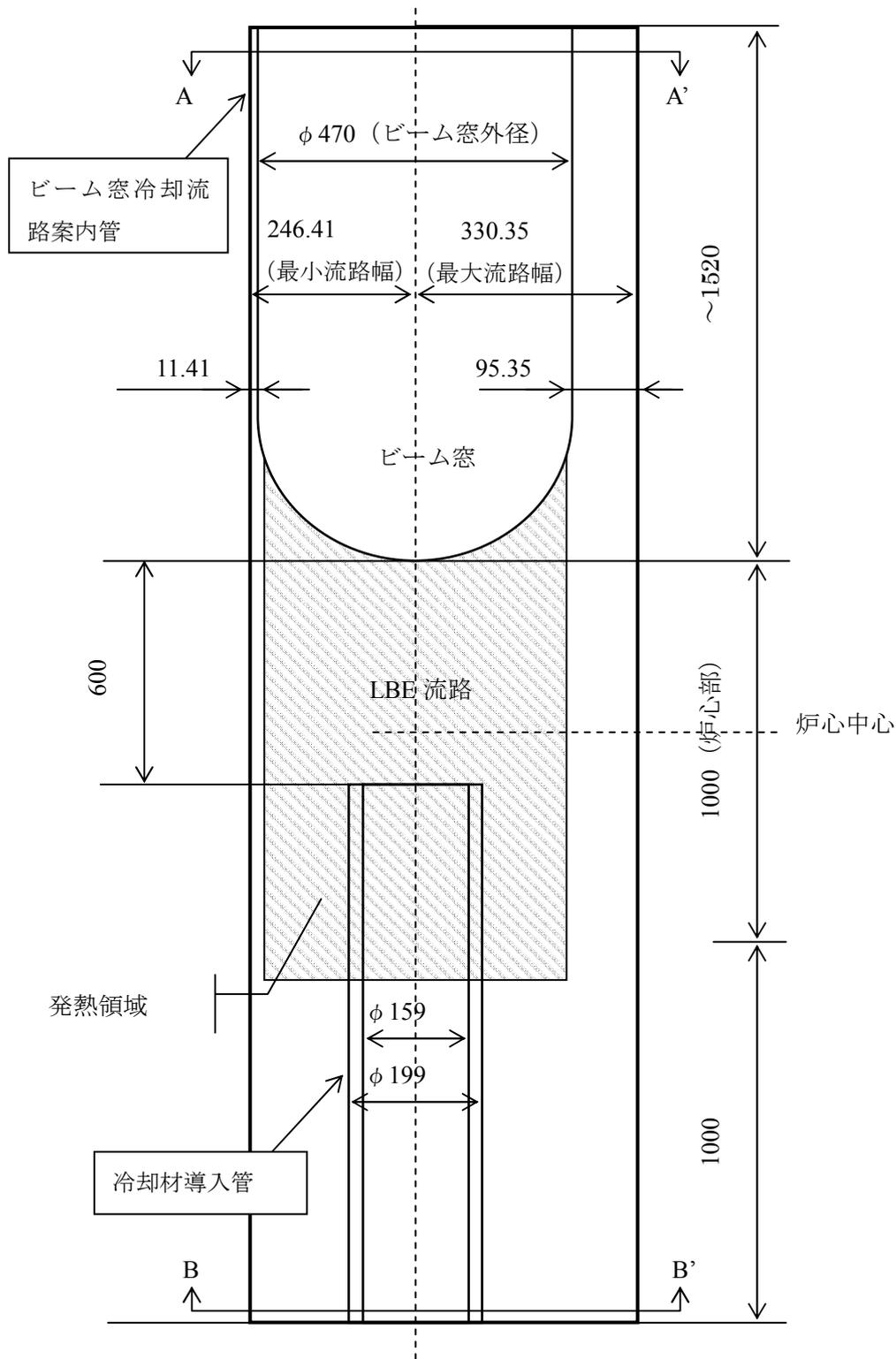


Fig. 3-2 モデル化するビーム窓冷却流路案内管の断面 (1/2)

(b) ビーム軸と水平方向の断面図

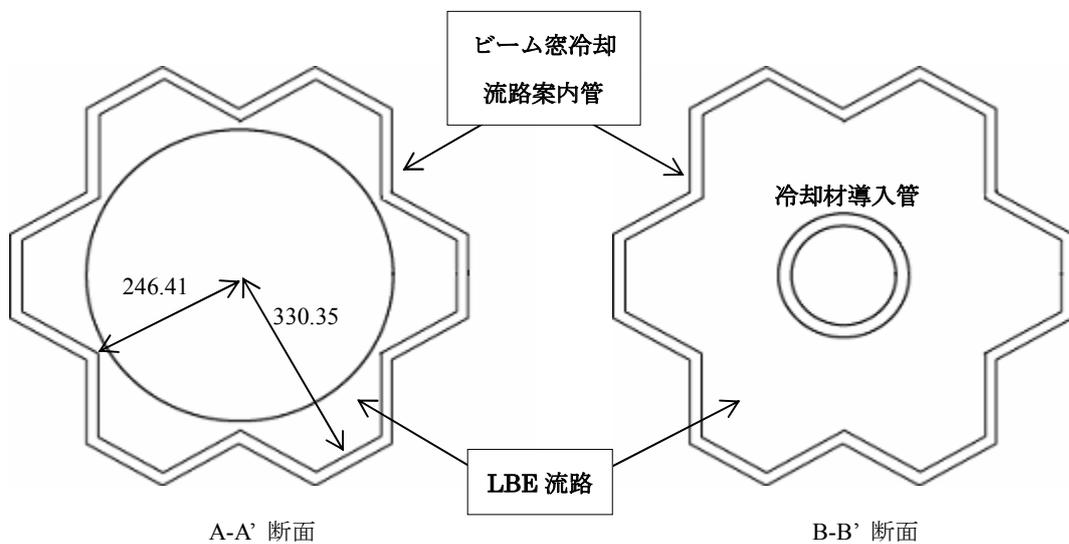


Fig. 3-2 モデル化するビーム窓冷却流路案内管の断面 (2/2)

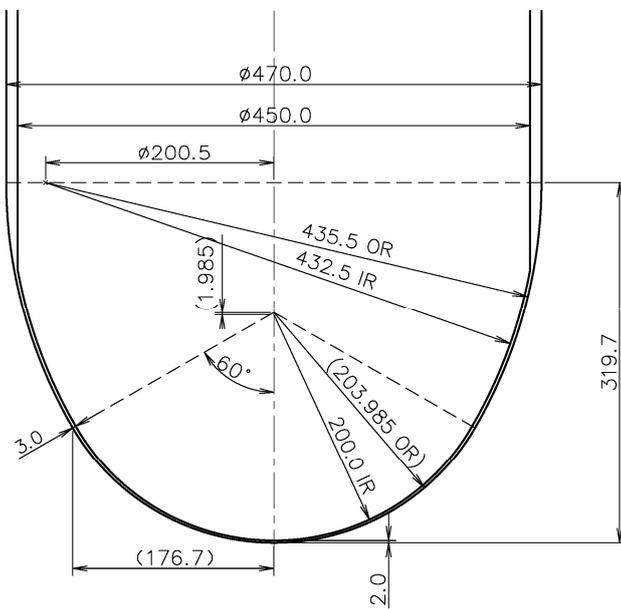


Fig. 3-3 長円型ビーム窓の断面

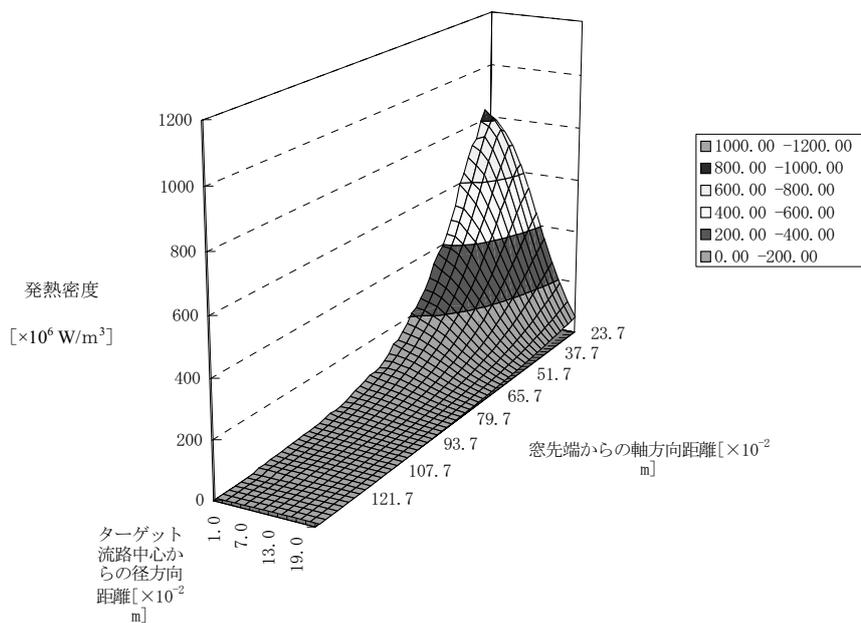


Fig. 3-4 定格出力運転時におけるビーム窓冷却流路案内管内 LBE 領域の発熱分布

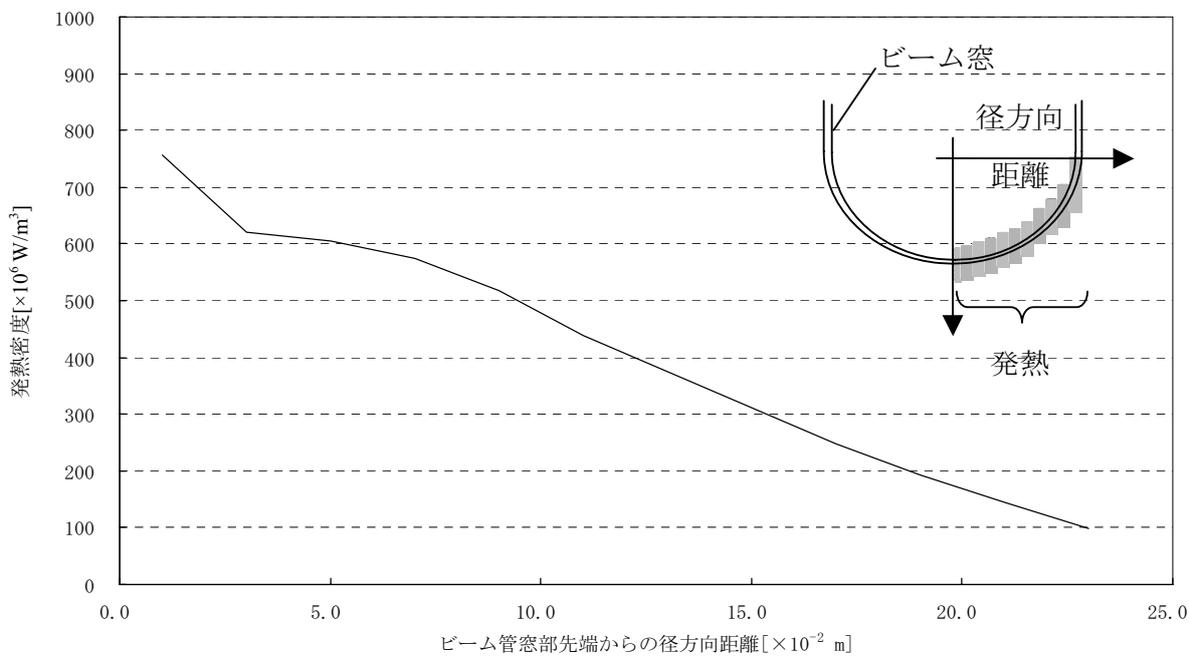
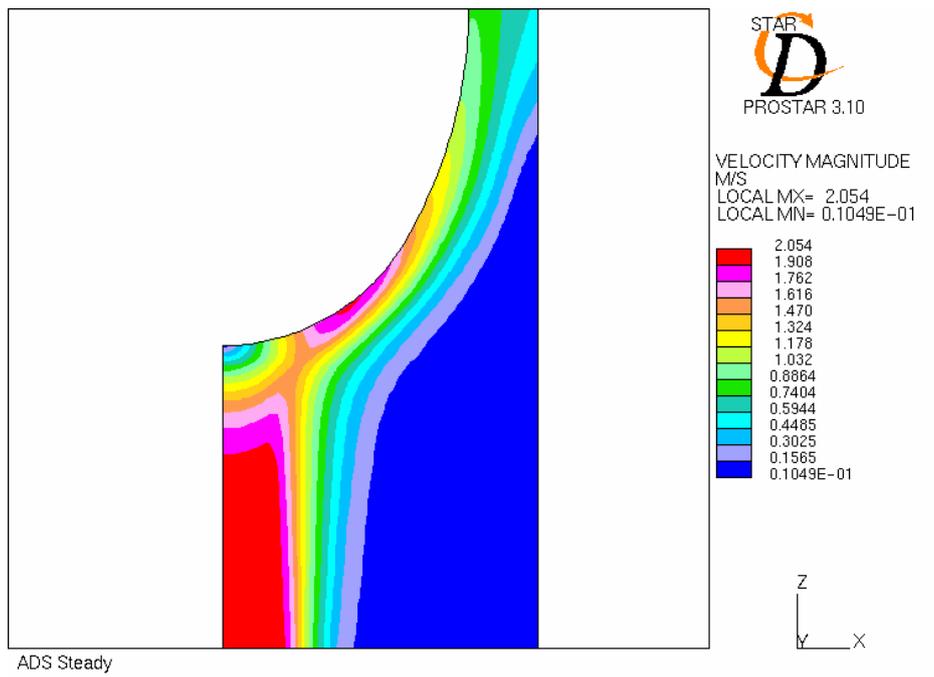
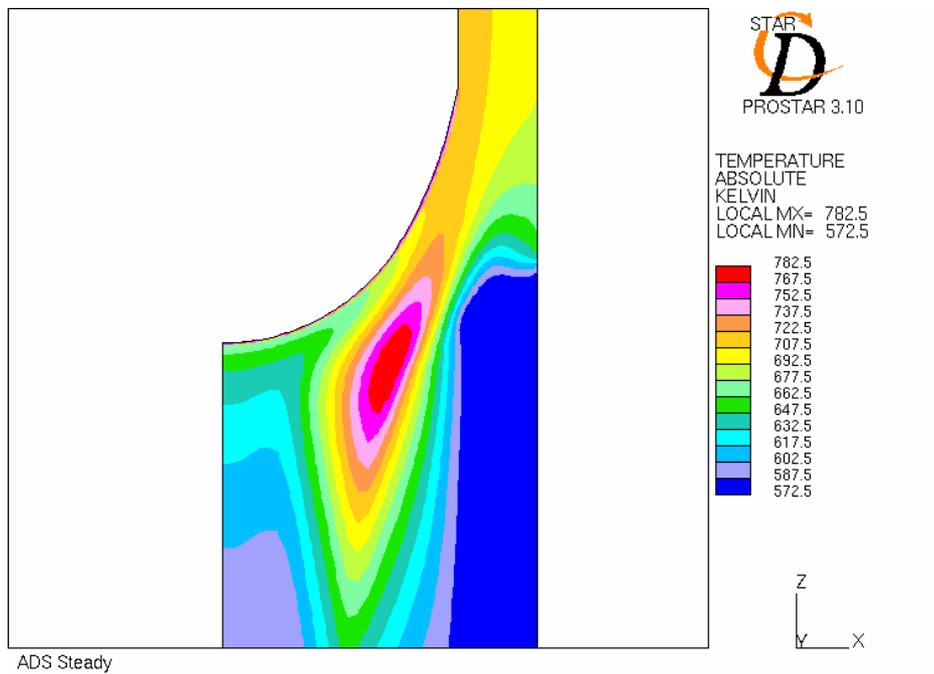


Fig. 3-5 定格出力運転時におけるビーム窓の発熱分布



**Fig. 3-6** 定格出力運転時における LBE 流路側面流速のコンター図



**Fig. 3-7** 定格出力運転時における LBE 流路側面の温度分布

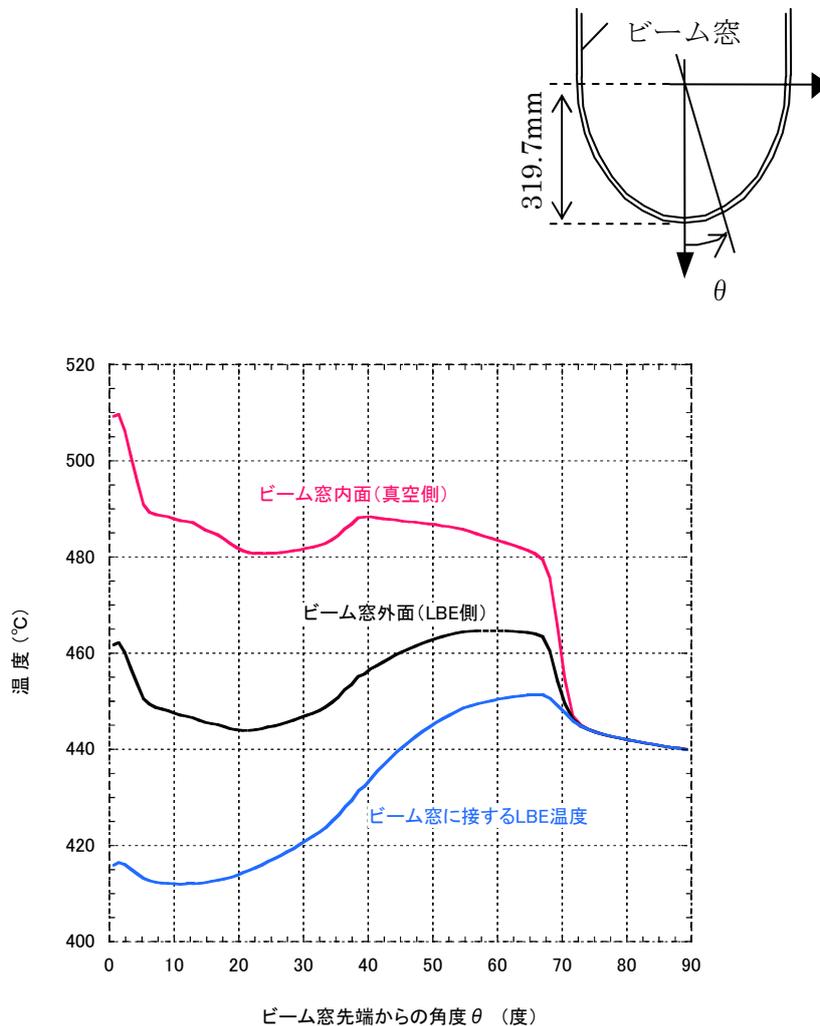
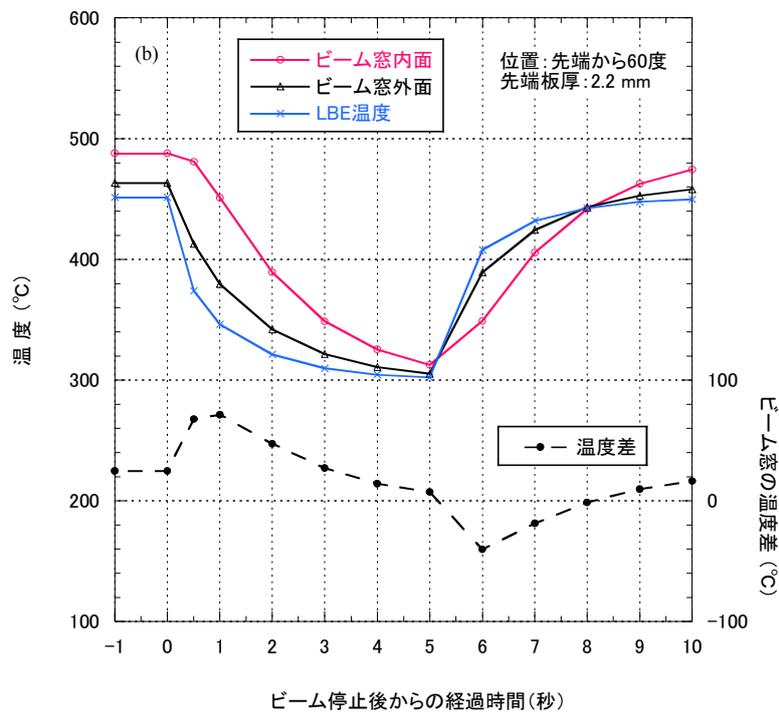
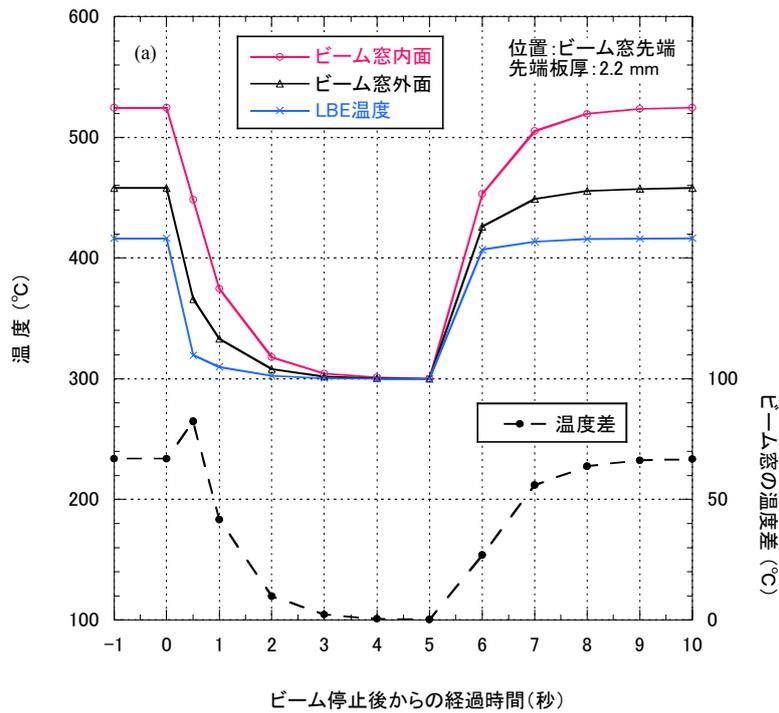
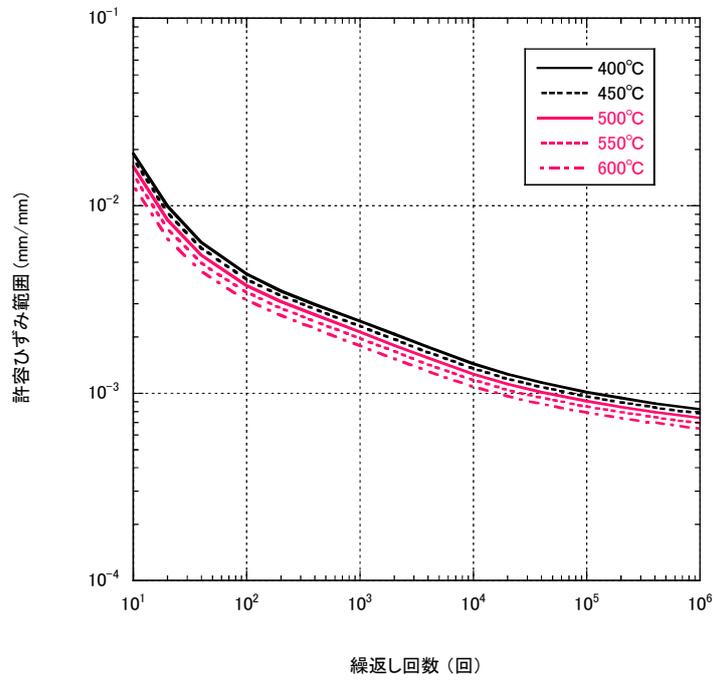


Fig. 3-8 ビーム窓における定格出力運転時の温度分布



**Fig. 3-9** ビームトリップ時間を5秒と仮定した場合の温度変化。(a)は先端部、(b)は先端部から60度離れた場所である。ビーム窓の温度差はビーム窓の内外面温度差を表す。また、LBE温度はビーム窓に接するLBEの温度である。



**Fig. 3-10** 改良 9Cr-1Mo 鋼における繰返し回数と許容歪み範囲の関係。この関係は繰返し歪み速度が  $10^{-6}$  mm/mm/sec 以下の場合に適用できる。

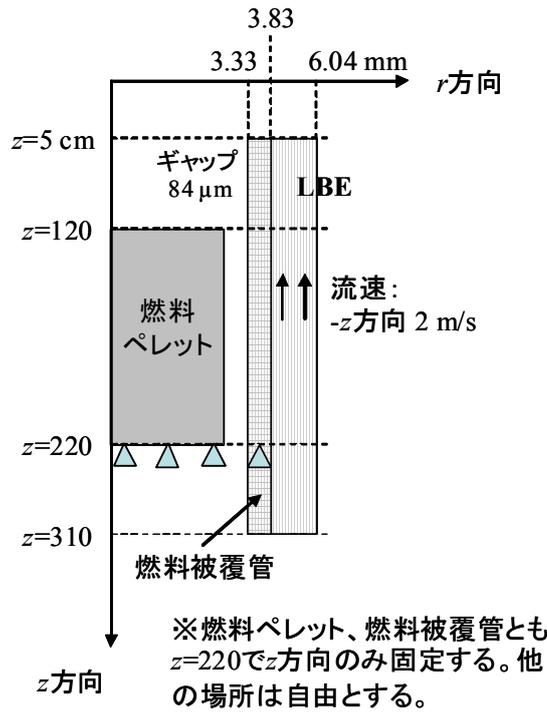


Fig. 3-11 モデル化された燃料ペレットと燃料被覆管の断面。ビーム窓の先端は、出力分布を平坦化しない場合  $z = 120$  cm、出力分布を平坦化した場合  $z = 150$  cm である。

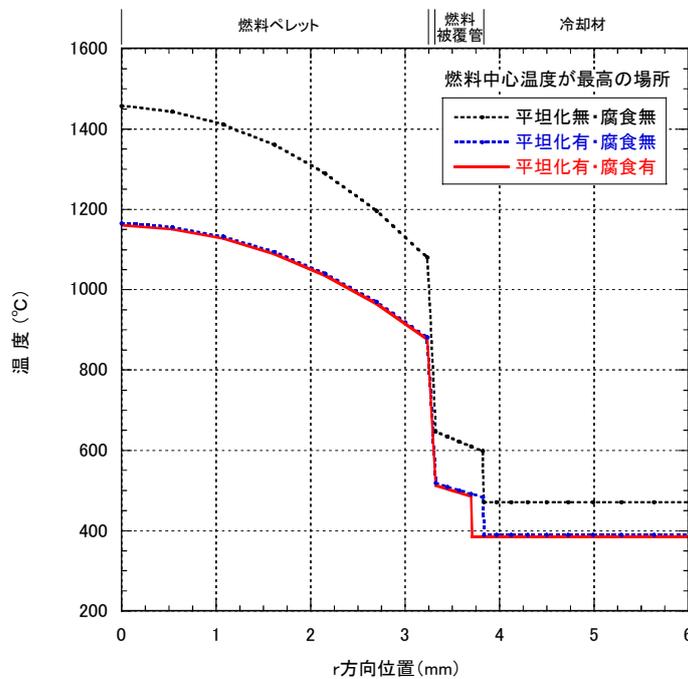
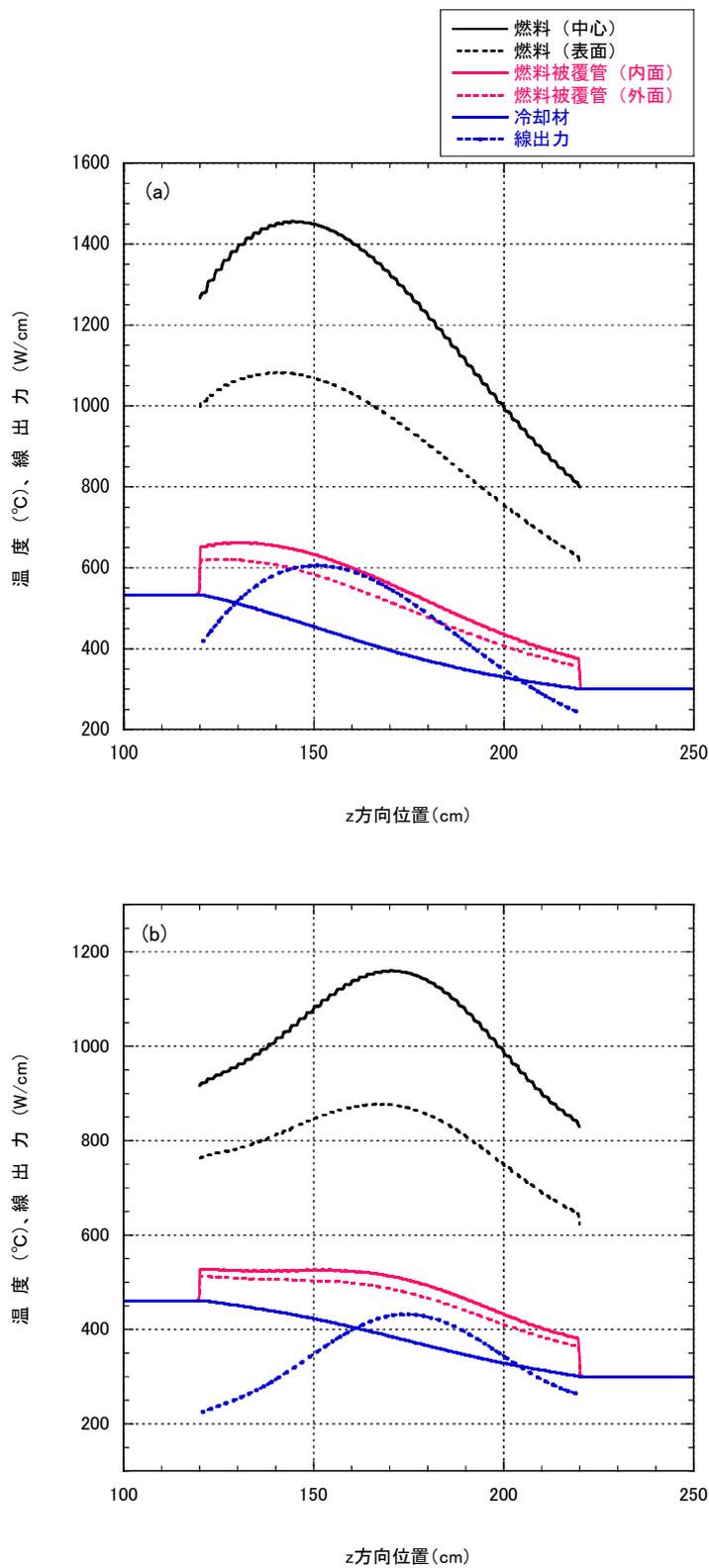
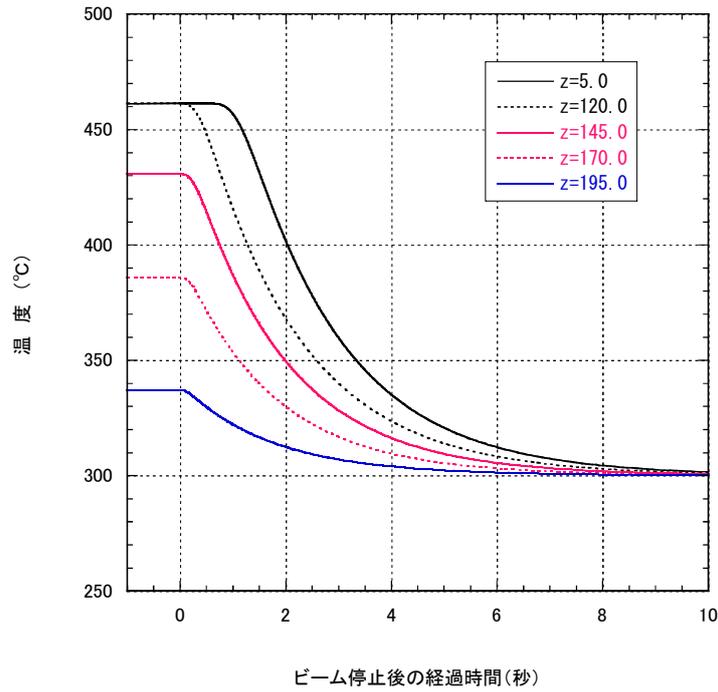


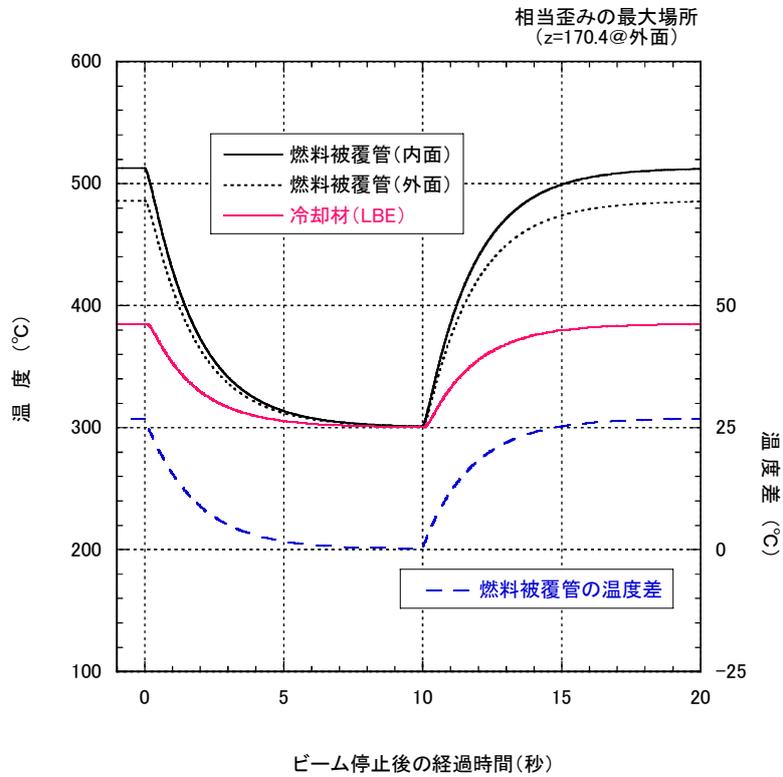
Fig. 3-12 定常状態における半径方向の温度分布。 $z$  方向の位置は各条件下で燃料中心温度が最高となる場所とする。



**Fig. 3-13** 定常状態における計算体系の温度および線出力の軸方向の分布。(a)は出力分布の平坦化および外面の腐食を共に考慮せず、(b)は両者を考慮した場合である。



**Fig. 3-14** ビーム停止後の LBE の温度変化。出力の平坦化および外面の腐食を共に考慮する。



**Fig. 3-15** ビームトリップ時間を 10 秒と仮定した場合の温度変化。出力の平坦化および外面の腐食を共に考慮する。

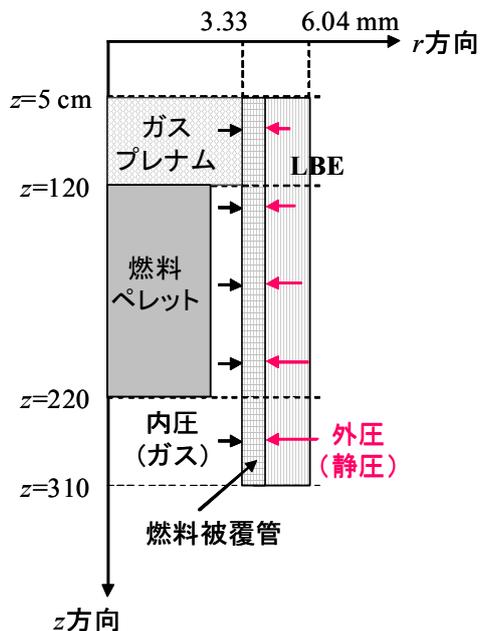


Fig. 3-16 ガスプレナムと内外圧の関係

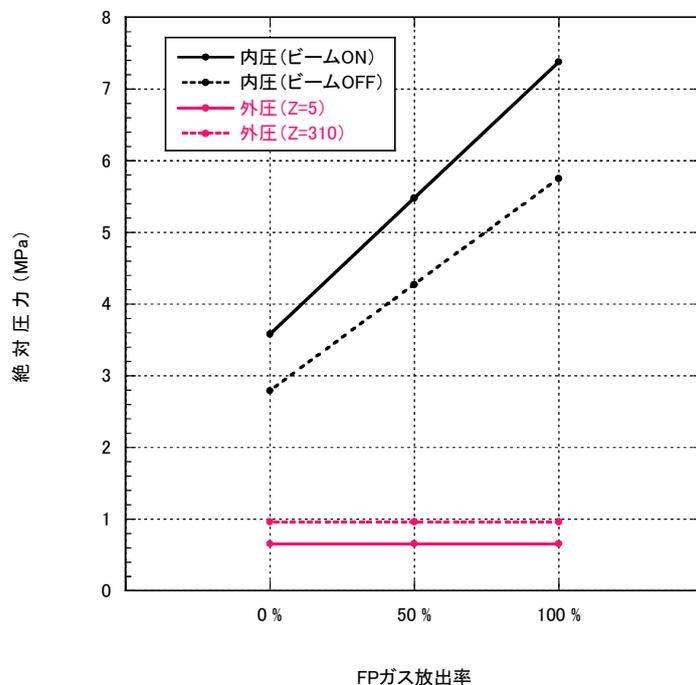


Fig. 3-17 燃料被覆管に影響を及ぼす内圧と外圧の大きさ。絶対圧力の計算では、出力の平坦化および外面の腐食を考慮する。

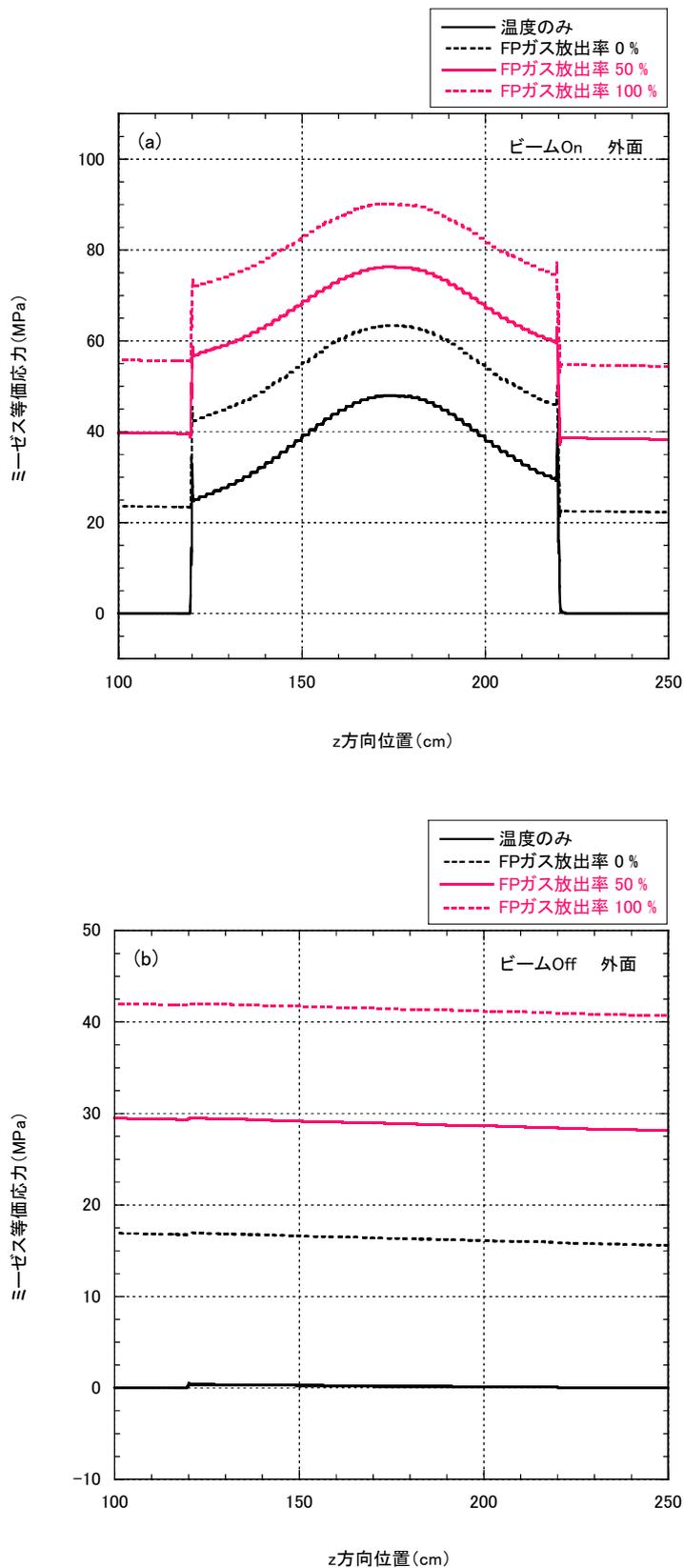
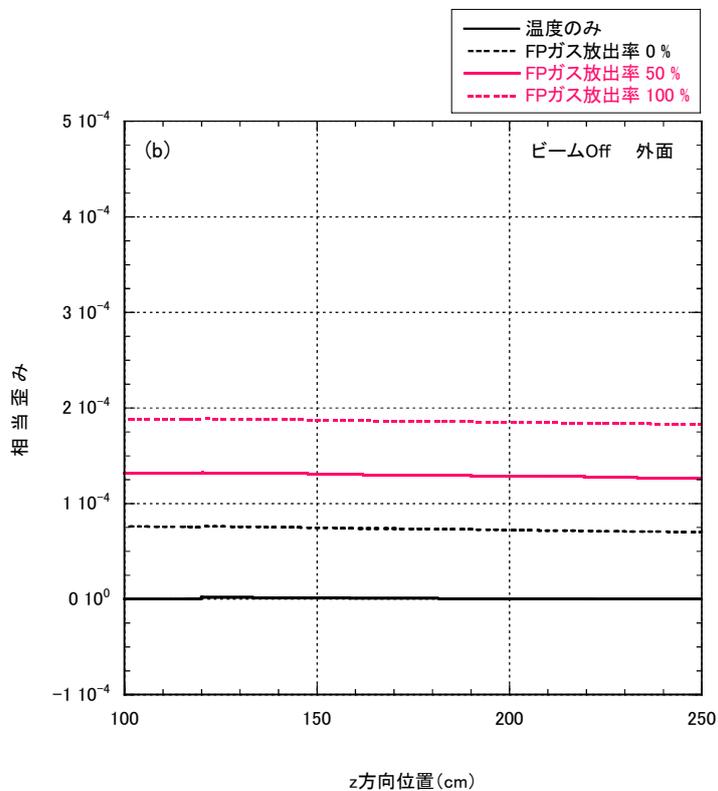
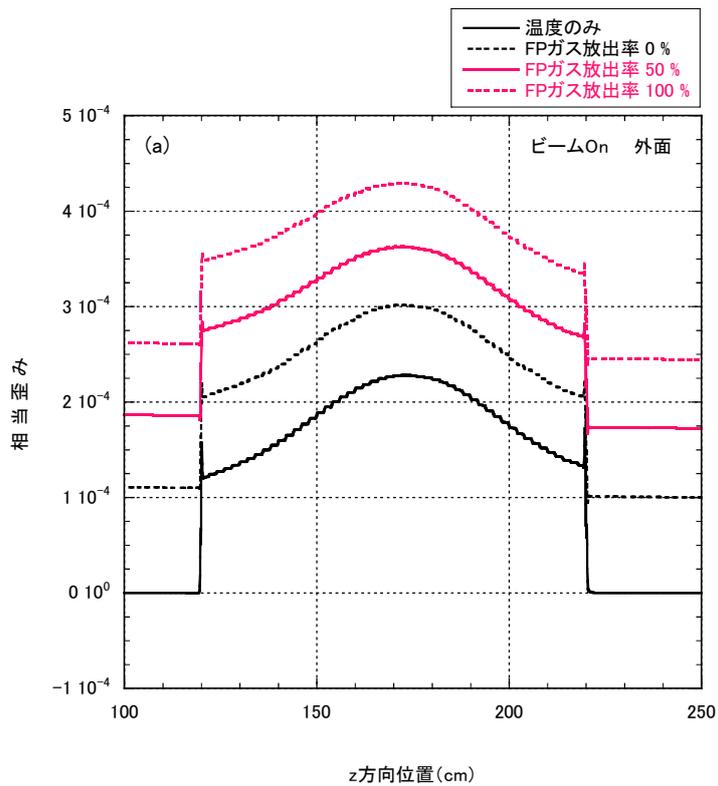


Fig. 3-18 燃料被覆管外面におけるミーゼス等価応力の分布。(a)はビーム停止直前、(b)はビーム復帰直前を示す。



**Fig. 3-19** 燃料被覆管外面における相当歪み。(a)はビーム停止直前、(b)はビーム復帰直前を示す。

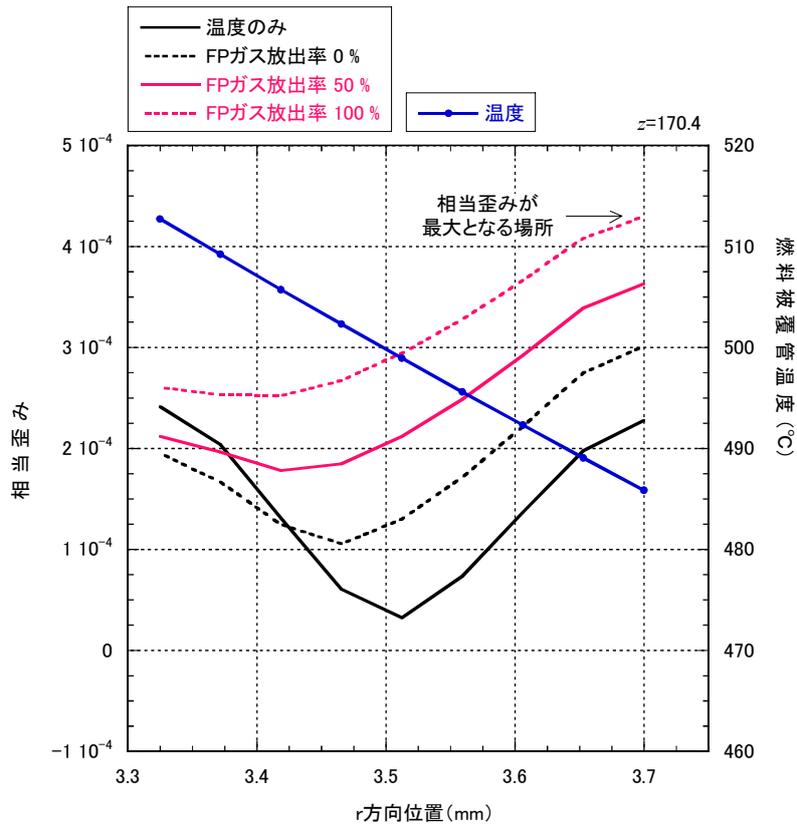


Fig. 3-20 ビーム停止直前における半径を関数とした相当歪みと燃料被覆管温度の関係

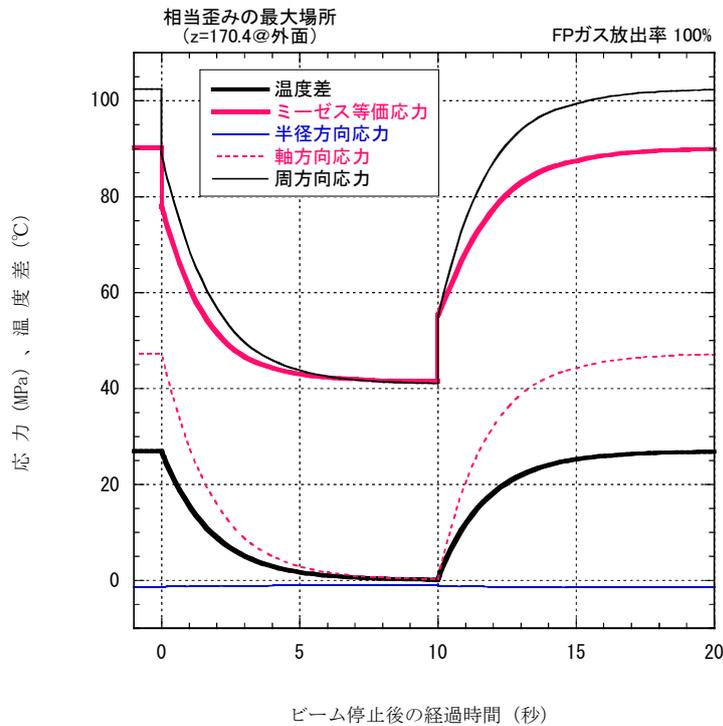


Fig. 3-21 燃料被覆管におけるビームトリップ時の内外面温度差と応力の時間変化

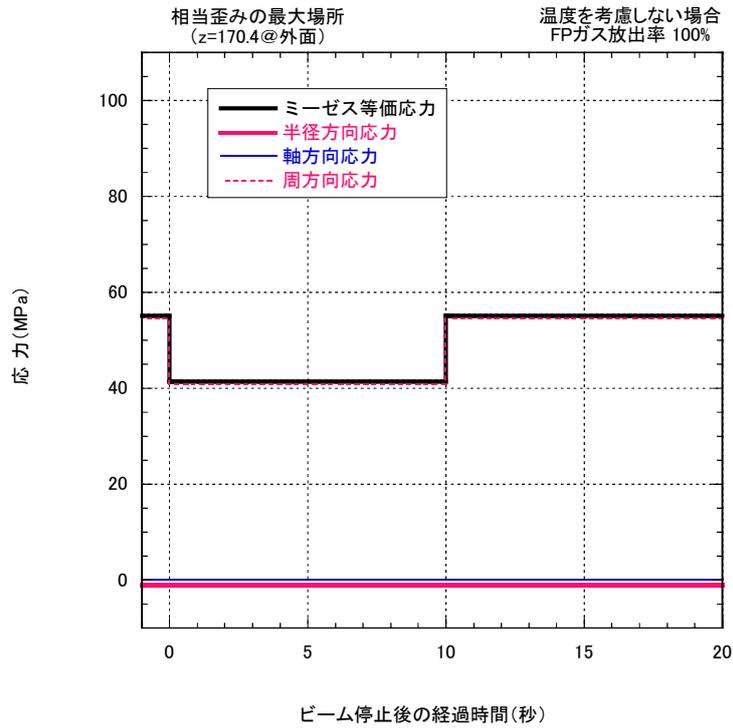


Fig. 3-22 燃料被覆管におけるビームトリップ時の応力の時間変化（温度を考慮しない場合）

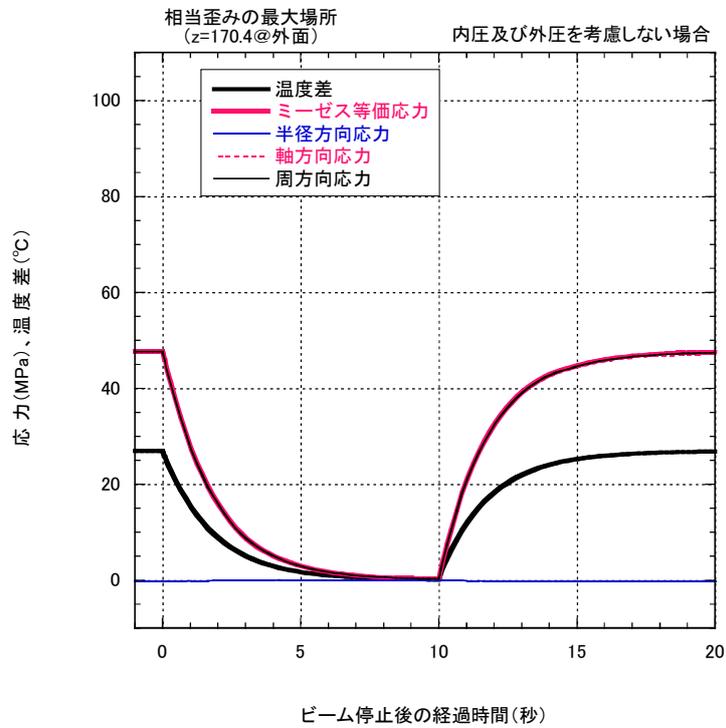
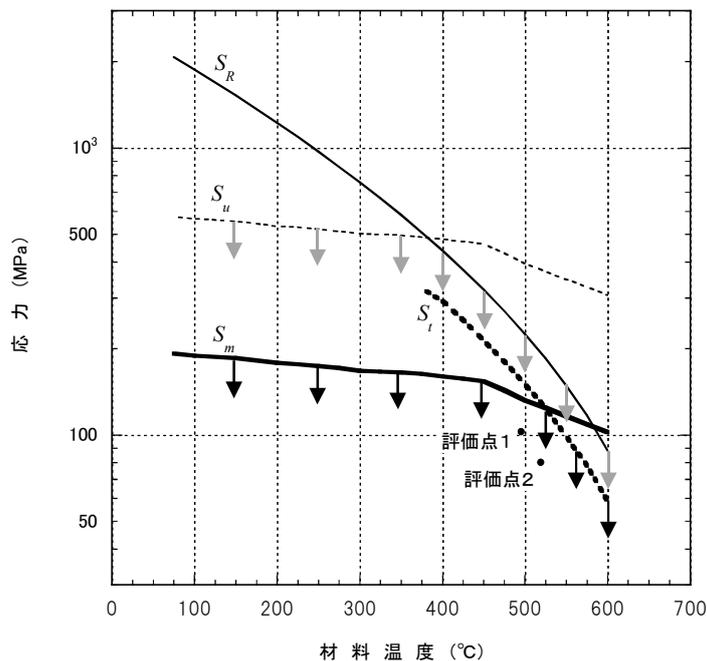
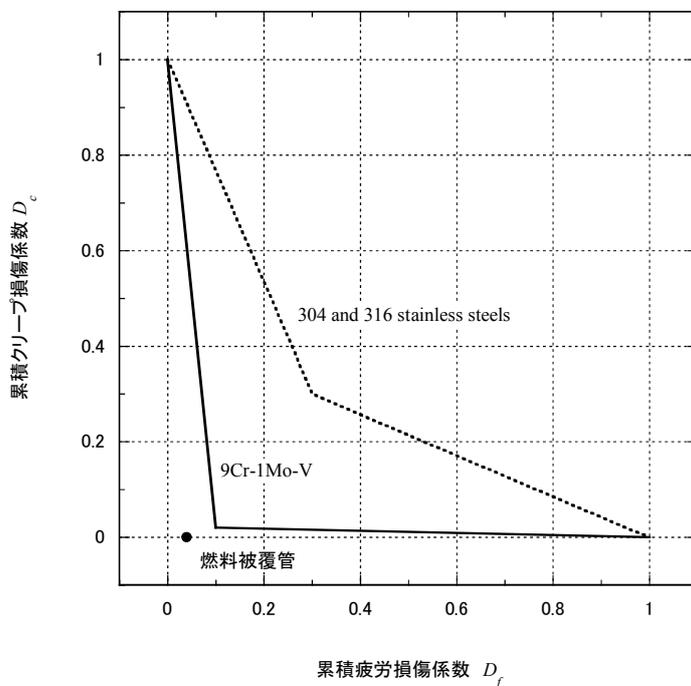


Fig. 3-23 燃料被覆管におけるビームトリップ時の内外面温度差と応力の時間変化（内圧および外圧を考慮しない場合）



**Fig. 3-24** 材料温度を関数とした改良 9Cr-1Mo 鋼の設計クリープ破断応力強さ ( $S_R$ )、設計引張強さ ( $S_u$ )、および設計応力強さ ( $S_m, S_t$ )。矢印および評価点については本文参照。



**Fig. 3-25** 累積クリープ疲労損傷を特徴付ける係数 ( $D_f, D_c$ ) と燃料被覆管での評価値の関係。

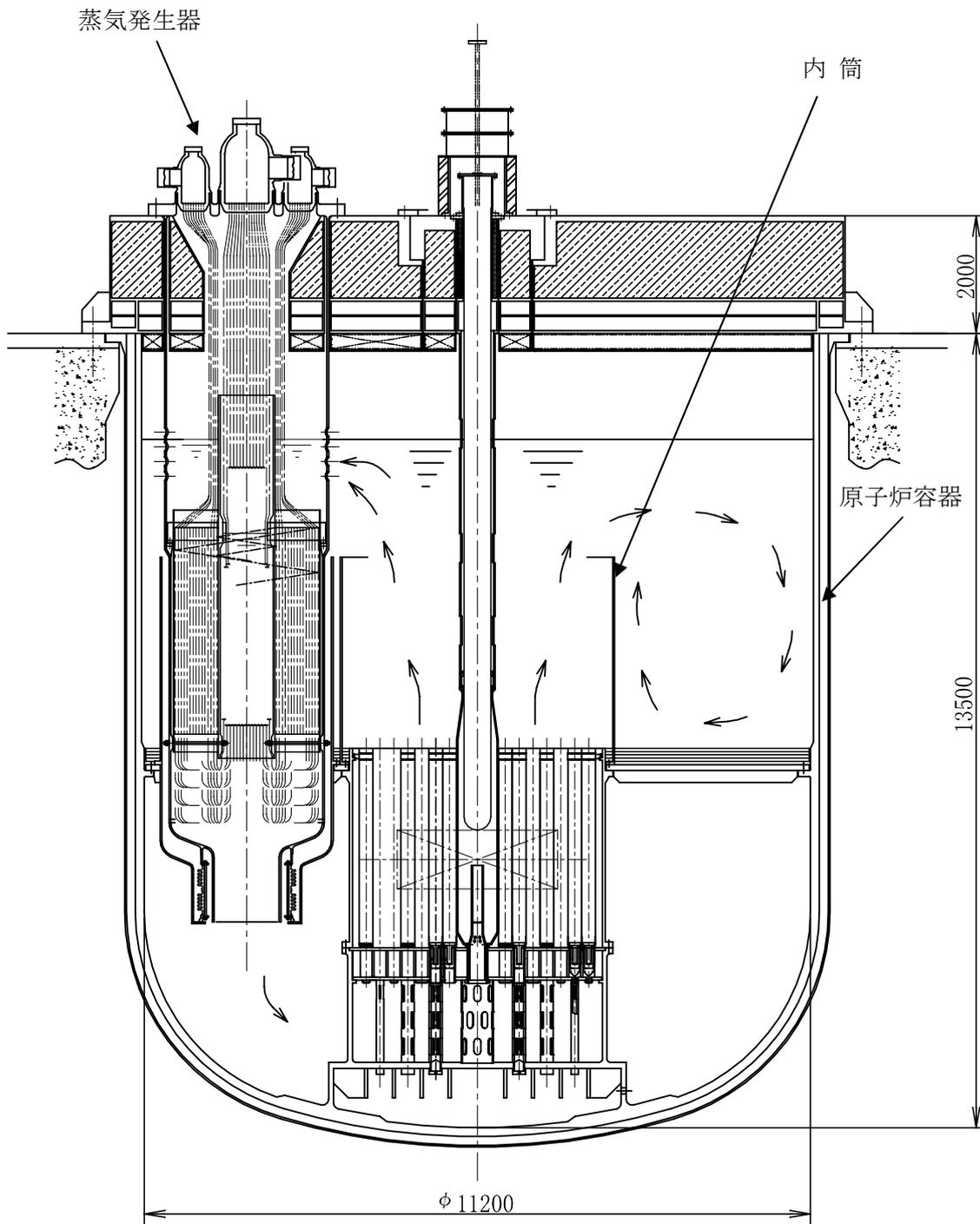


Fig. 3-26 上部プレナム部内流況概念図

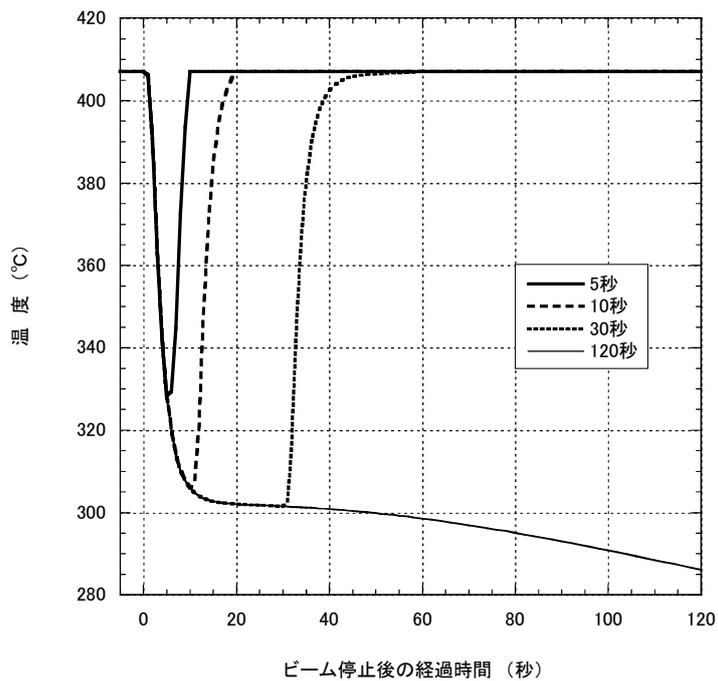


Fig. 3-27 炉心出口におけるビームトリップ時の温度変化

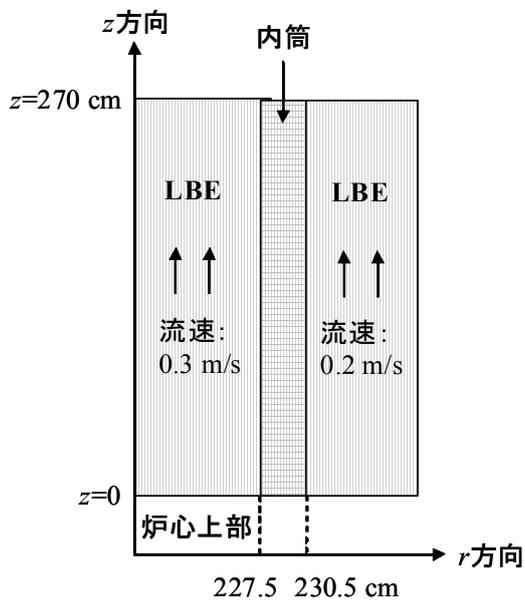


Fig. 3-28 モデル化された内筒の断面

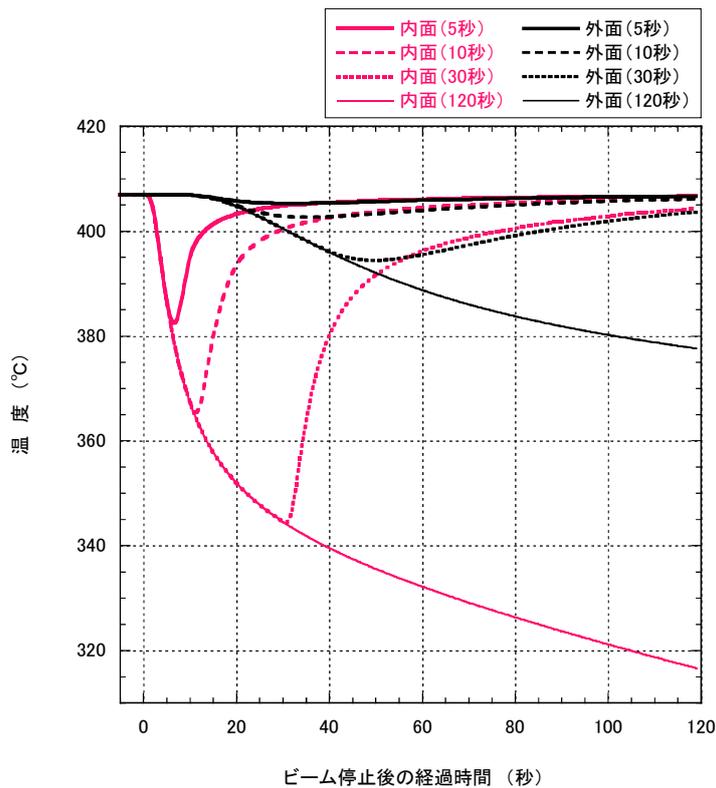


Fig. 3-29 内筒 内面および外面におけるビームトリップ時の温度変化。図中括弧内の時間はビームトリップ時間を表す（以下、同様とする）。

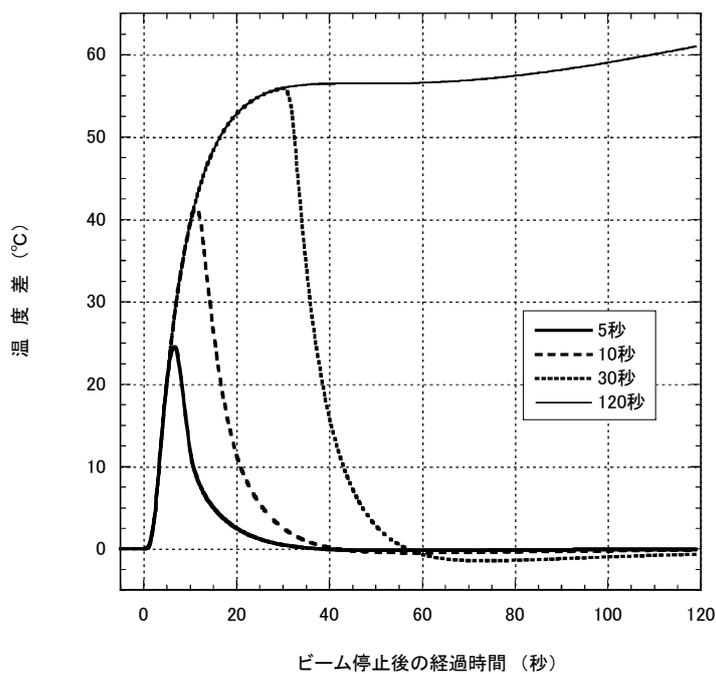


Fig. 3-30 内筒におけるビームトリップ時の内外面温度差の変化

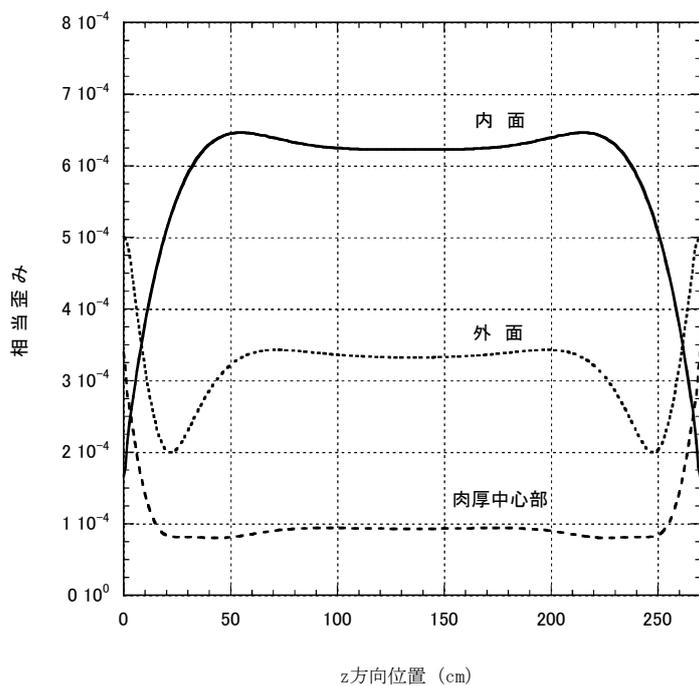


Fig. 3-31 ビーム停止後 24.4 秒における内筒の相当歪み

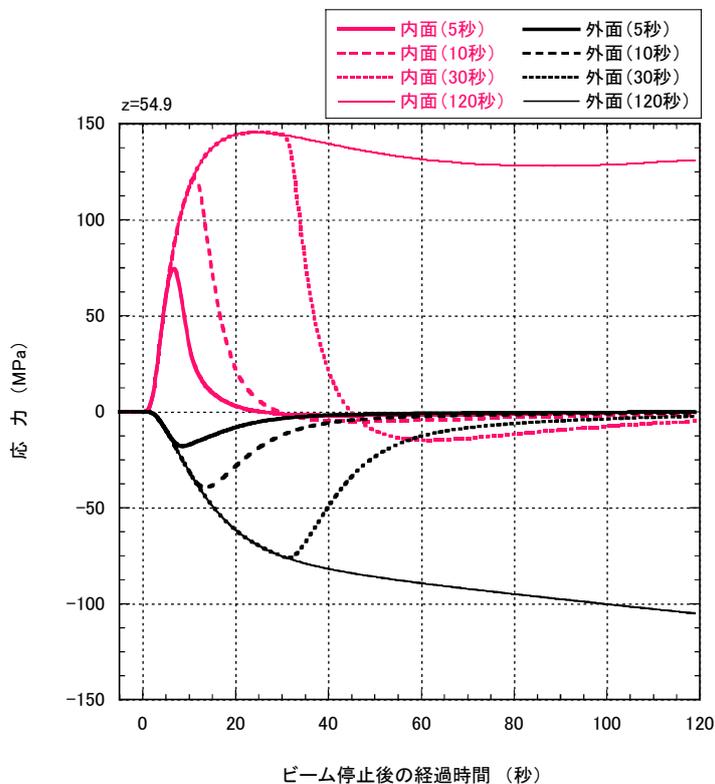


Fig. 3-32 内筒におけるビームトリップ時の周方向応力の時間変化

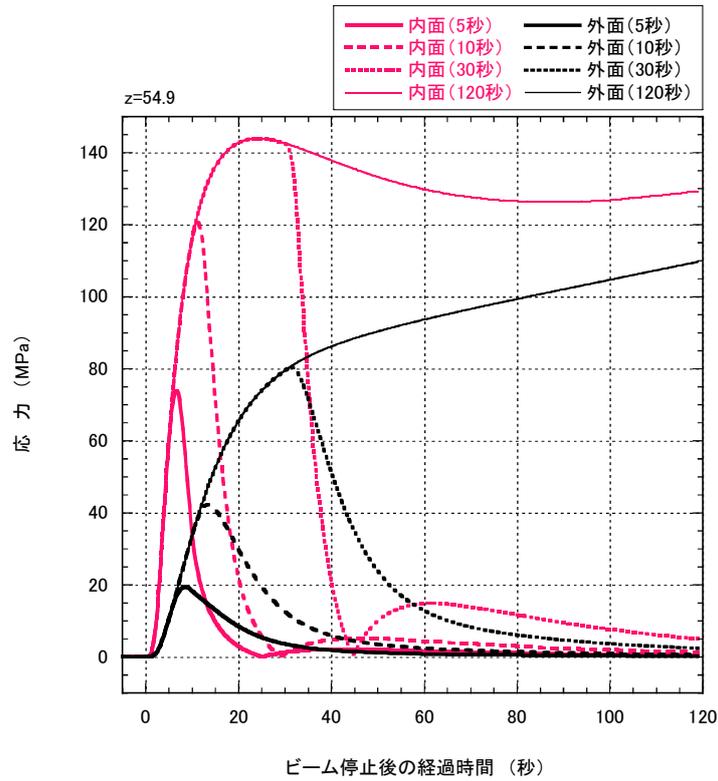


Fig. 3-33 内筒におけるビームトリップ時のミーゼス等価応力の時間変化

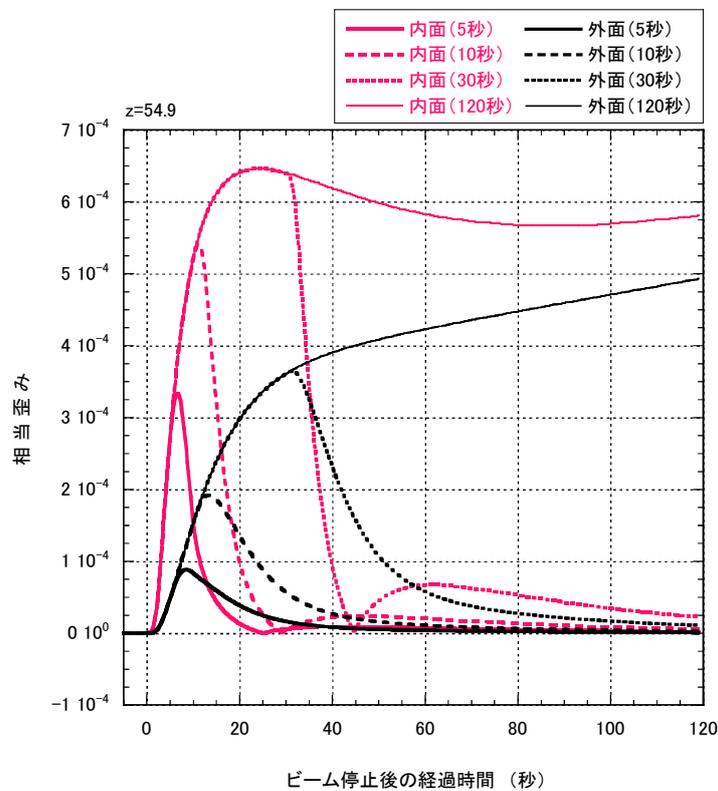


Fig. 3-34 内筒におけるビームトリップ時の相当歪みの時間変化

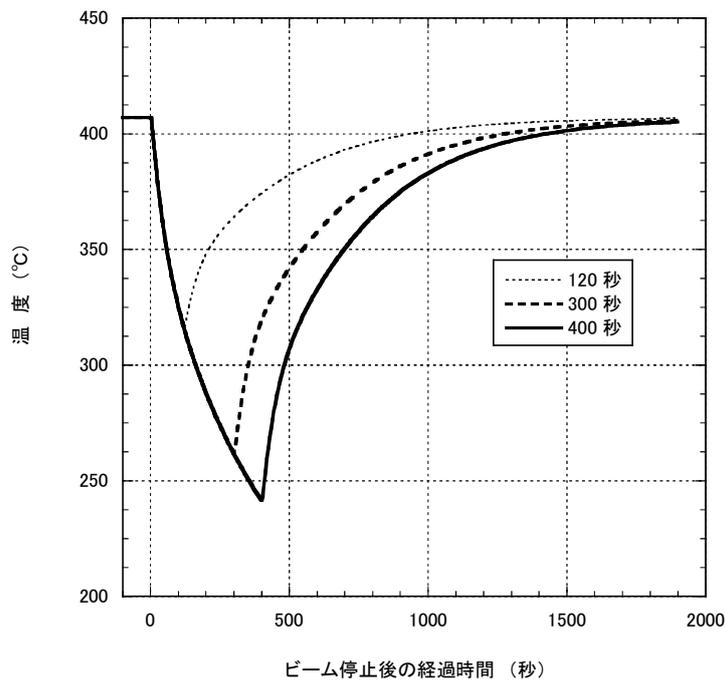


Fig. 3-35 ビームトリップ時間をパラメータとする SG 入口での LBE 温度の時間変化

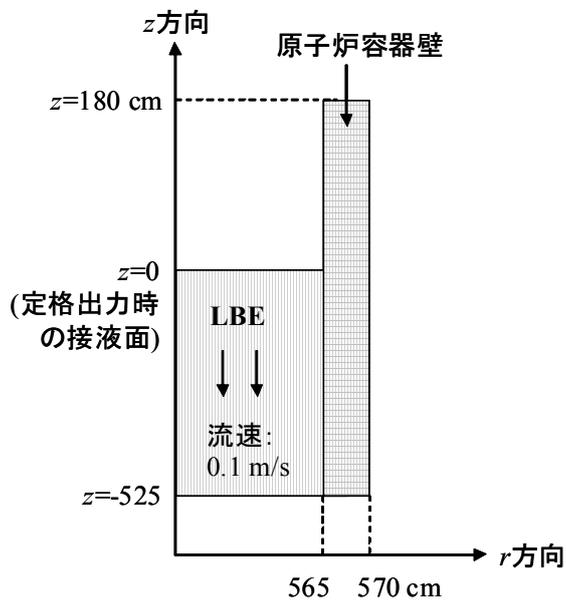


Fig. 3-36 モデル化された原子炉容器壁の断面

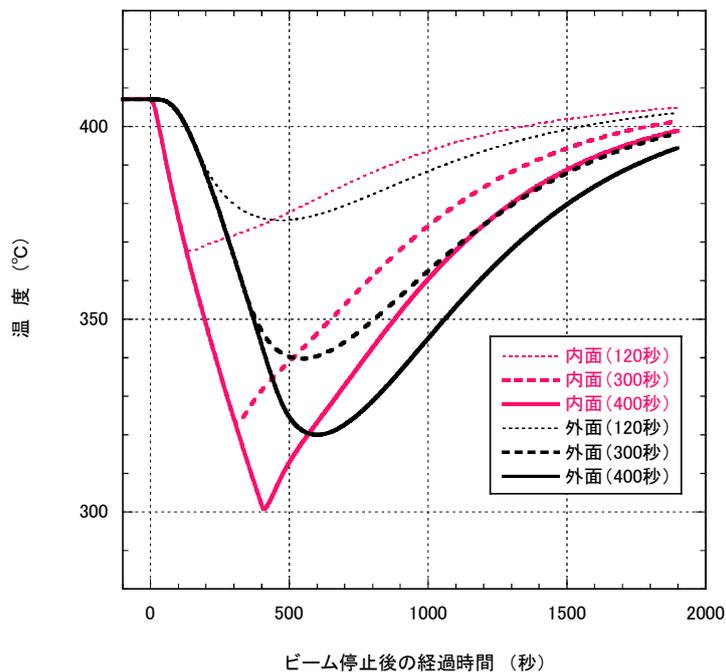


Fig. 3-37 原子炉容器壁 $r$ 方向の温度勾配による原子炉容器壁内面および外面の温度変化

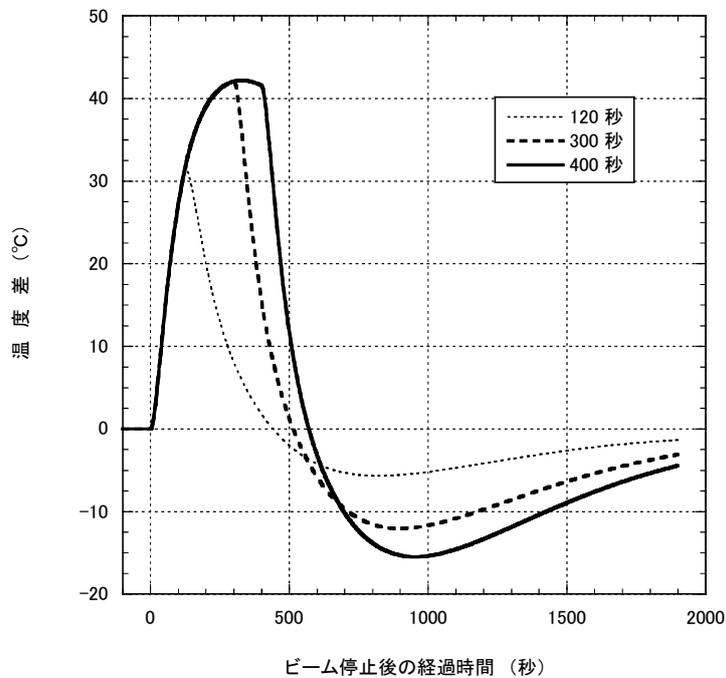


Fig. 3-38 原子炉容器壁 $r$ 方向の温度勾配による原子炉容器壁 内外面温度差の変化

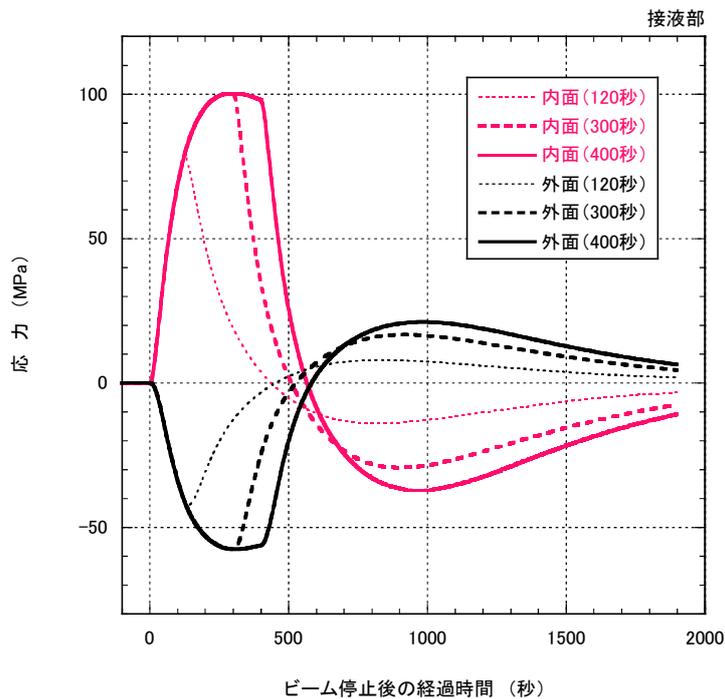


Fig. 3-39 原子炉容器壁  $r$  方向の温度勾配による周方向応力の時間変化

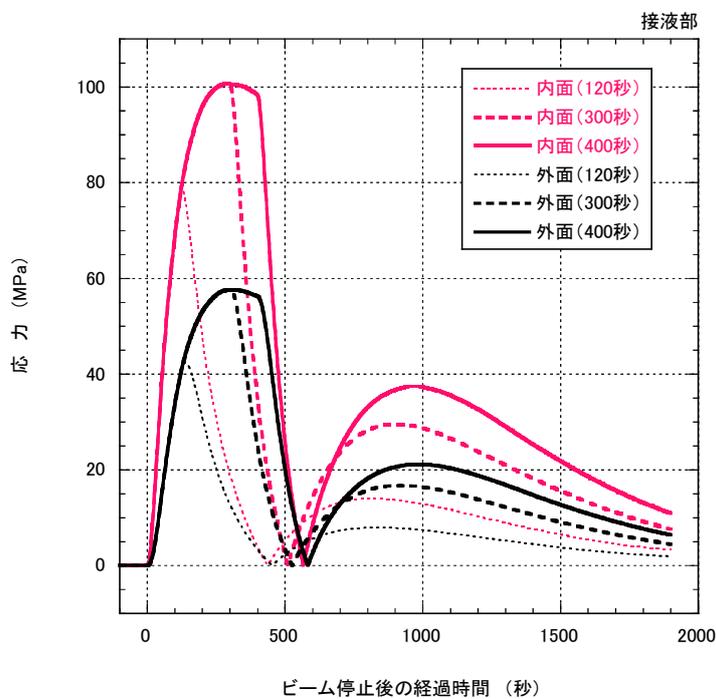
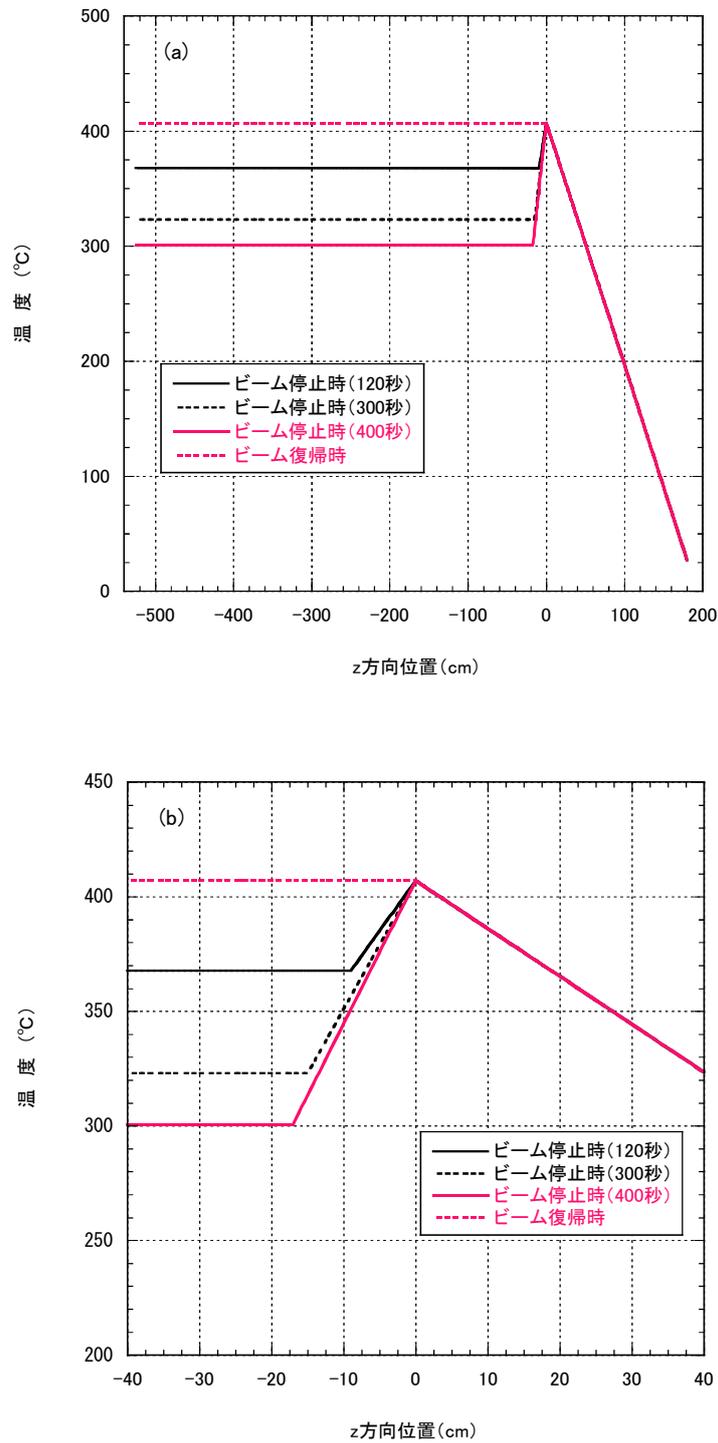
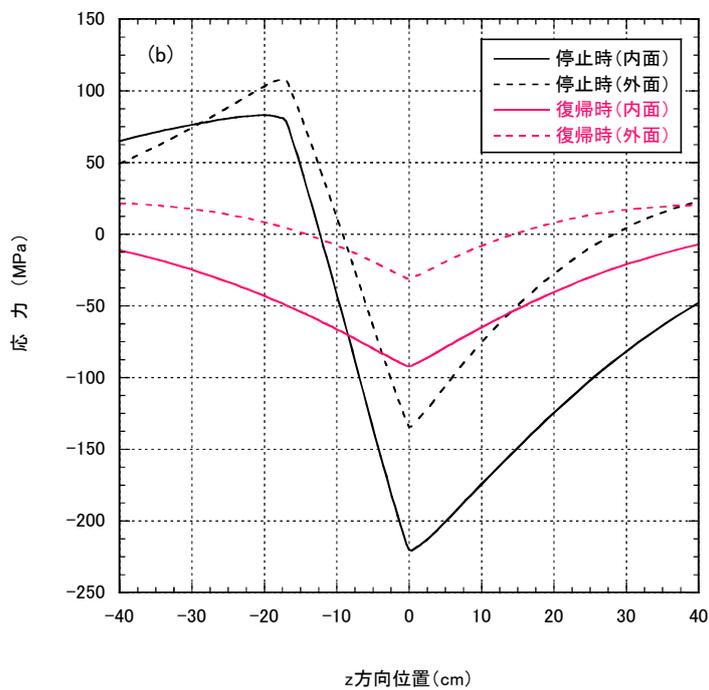
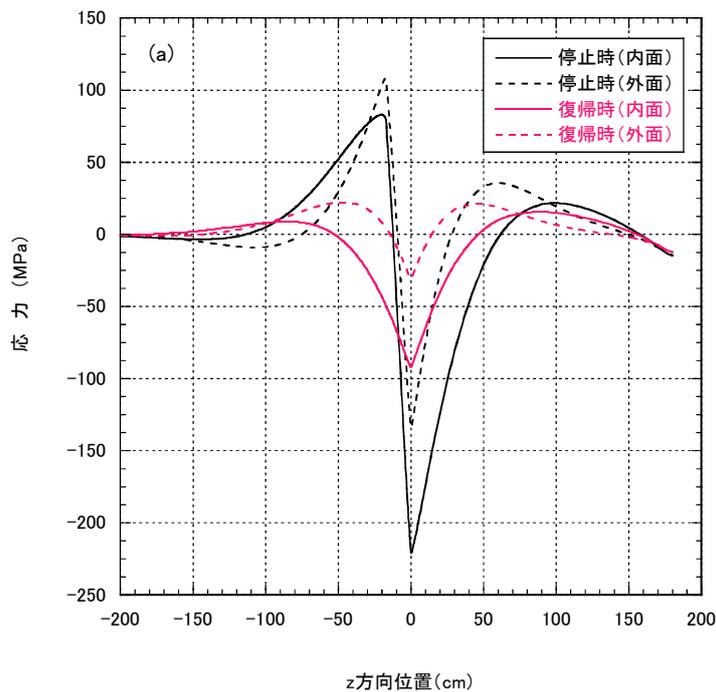


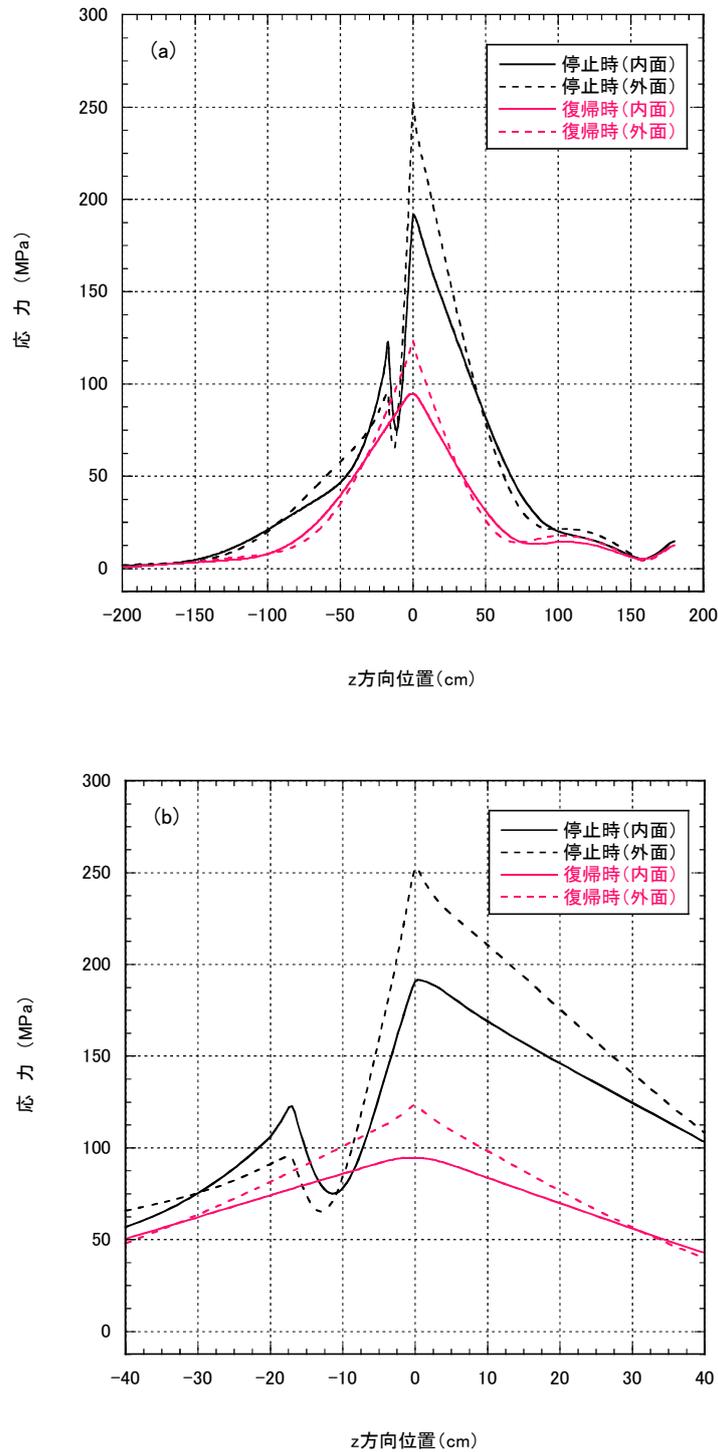
Fig. 3-40 原子炉容器壁  $r$  方向の温度勾配によるミーゼス等価応力の時間変化



**Fig. 3-41** ビームトリップによる原子炉容器壁  $z$  方向の温度分布。(b)は(a)の一部の領域 ( $-40.0 \text{ cm} \leq z \leq 40.0 \text{ cm}$ ) を拡大したものである。



**Fig. 3-42** 原子炉容器壁  $z$  方向の温度勾配による周方向応力の分布。液面の低下量は、ビームトリップ時間が 400 秒に相当する、17 cm である。(a)は  $-200.0 \text{ cm} \leq z \leq 180.0 \text{ cm}$ 、(b)は  $-40.0 \text{ cm} \leq z \leq 40.0 \text{ cm}$  の領域を示す。なお、 $z \leq -200.0 \text{ cm}$  の領域では周方向応力は漸近的に零となる。



**Fig. 3-43** 原子炉容器壁  $z$  方向の温度勾配によるミーゼス等価応力の分布。液面の低下量は、ビームトリップ時間が 400 秒に相当する、17 cm である。(a)は  $-200.0 \text{ cm} \leq z \leq 180.0 \text{ cm}$ 、(b)は  $-40.0 \text{ cm} \leq z \leq 40.0 \text{ cm}$  の領域を示す。なお、 $z \leq -200.0 \text{ cm}$  の領域ではミーゼス等価応力は漸近的に零となる。

This is a blank page.

## 4. 現状の加速器運転データに基づくビームトリップ回数の見積もり

加速器におけるビームトリップ頻度を少なくする方法を開発するために、現状の加速器技術でどの程度ビームトリップが発生しているのか検討することは重要である。本章ではアメリカ ロスアラモス中性子科学センター (LANSCE, Los Alamos Neutron Science Center) と高エネルギー加速器研究機構 (KEK) における加速器の運転データを用いて ADS 用超伝導加速器の年間ビームトリップ回数を評価する。また、加速器の信頼性評価に利用できる運転データの収集方法を検討するため、メンテナンスなどによる加速器の停止事象 (打切り事象) を含めて加速器の信頼性に関するパラメータを評価する。

### 4.1 LANSCE 加速器施設とイオン源での年間ビームトリップ回数 $N_{inj}$ の評価

LANSCE は線形加速器による核破砕中性子源である<sup>28)</sup>。LANSCE の加速器施設は世界における最も大強度の陽子リニアックの一つである。陽子リニアックはエネルギー800 MeV の二種類の陽子ビーム、すなわち正イオンビーム ( $H^+$ ) と負イオンビーム ( $H^-$ ) を各々1.25 mA、70  $\mu$ A まで供給することが可能である。各入射器は750 kV のコッククロフト・ワルトン型高電圧発生装置およびデュオプラズマトロン型イオン源である。高周波系は周波数805 MHz の高周波を横結合型結合空洞リニアック (Side Coupled Linac) に供給するクライストロンが中心となる。正イオンおよび負イオンのビームが同時に同じ構造の加速管で加速される。LANSCE の高周波系では製造元が異なる二種類のクライストロンを使用しており、それぞれのクライストロンはパルス出力が1.25 MW、デューティファクターが最大12%の高周波を出力する。この加速の後、正イオンビームと負イオンビームは分離され、負イオンビームは陽子ストレージリングで蓄積される。そして蓄積された負イオンビームは中性子散乱センターと兵器中性子研究施設 (WNR) へ供給される。

LANSCE の陽子加速器では、数年にわたる運転データに基づく詳細な故障解析が実施されている<sup>29)</sup>。その結果、正イオンビームの平均ビームトリップ頻度は1時間当たり1.62回、一方、負イオンビームは1時間当たり0.78回であった。正イオン源のビームトリップ事象は正イオンビームの全トリップ事象の77%を占め、そのうち98%のビームトリップ事象は停止時間が1分未満である。(正イオン源におけるビームトリップ事象の停止時間分布は第5.1節に示す。) 正イオンビームに関連して、正イオン源の次にビームトリップ事象が多い設備は高周波系で、全てのビームトリップ事象の8%を占める。その他の統計データについては文献29)に示されている。

LANSCE におけるビームトリップ事象のうち85%はイオン源と高周波系で発生し、残り15%のうち比較的停止時間が長い事象はターゲット系で発生した。このため、式(4.1)に示すように、ADS 用超伝導加速器における年間ビームトリップ回数  $N_{ads}$  は近似できる。

$$N_{ads} \sim N_{inj} + N_{rf} \quad (4.1)$$

ここで、 $N_{inj}$  および  $N_{rf}$  は、ADS 用超伝導加速器のイオン源および**高周波系**（第 A.2 節参照）に起因する年間ビームトリップ回数である。また、 $N_{inj}$  は、ADS プラントにおける年間の**計画運転時間**（第 A.2 節参照） $T_s$ （7,200 h/y, **Table 2-1** 参照）、イオン源における平均ビームトリップ間隔 $\bar{t}_i$  および**平均修理時間** $\bar{\tau}_i$ （Mean Time To Repair, MTTR, 第 A.2 節参照）を用いて式(4.2)で定義される。

$$N_{inj} = \frac{T_s}{\bar{t}_i + \bar{\tau}_i} \quad (4.2)$$

さらに、 $N_{rf}$  は高周波系を構成する**クライストロン系**（第 A.2 節参照）の系統数を  $N_{kly}$ （89 系統）、クライストロン系 1 系統当たりの平均トリップ間隔 $\bar{t}_r$  および MTTR  $\bar{\tau}_r$  を用いて式(4.3)で近似される。

$$N_{rf} \sim \frac{N_{kly} \cdot T_s}{\bar{t}_r + \bar{\tau}_r} \quad (4.3)$$

ここで、高周波系は 89 系統のクライストロン系が直列に接続されていると仮定した。（74 ページ④～⑥を参照。）また、式(4.1)および式(4.3)は、イオン源およびクライストロン系のビームトリップ事象に関する**故障率関数**（第 A.1 節参照）が時間に依存しないこと、さらに、イオン源およびクライストロン系の停止事象が重複しないように、 $\bar{t}_i \gg \bar{\tau}_i$ ,  $\bar{t}_r \gg \bar{\tau}_r$  の条件下で成立する。また、イオン源およびクライストロン系を修理系の装置と見なした場合、 $\bar{t}_i$  および  $\bar{t}_r$  は**平均故障間隔**（Mean Time Between Failures, MTBF, 第 A.1 節参照）を表す。

ADS 用超伝導加速器 イオン源の年間ビームトリップ回数  $N_{inj}$  は、LANSCE の運転データ<sup>29)</sup>から算出した正イオン源に起因するビームトリップ事象の $\bar{t}_i$  および  $\bar{\tau}_i$ 、すなわち 0.77 (h)、 $3.4 \times 10^{-2}$  (h) を式(4.2)に代入すると、9,000 回と評価される。なお、ADS 用超伝導加速器 高周波系の年間ビームトリップ回数  $N_{rf}$  は次節で求めることとする。

さて、LANSCE 正イオン源で得られたビームトリップ頻度は最新の実験データと比較して約 100 倍も多くなった。例えば、フランス 原子力庁（CEA）サクレー研究所で開発されているイオン源は SILHI（High Intensity Light Ion Source）と呼ばれ、大強度陽子ビーム用入射器（IPHI, Injector of Protons for High Intensity）計画用に大強度の陽子ビームや重陽子ビームを出射する<sup>30)</sup>。このイオン源では、電子サイクロトロン共鳴（ECR, Electron Cyclotron Resonance）により得られた高エネルギー電子を強い磁場によって閉じ込め、それを繰り返して利用することで中性原子を電離させる。このイオン源で 75 mA の陽子ビームを 104 時間

出射させたところ、停止時間が 2.5 分の停止事象が 1 回起こっただけであった<sup>30)</sup>。しかしながら、SILHI の実験時間が ADS プラントの年間運転時間  $T_s$  と比較してかなり短く、停止事象の事象数も少ないため、この実験結果は今回の評価に採用しない。

## 4.2 KEK 電子・陽電子線形加速器と高周波系での年間ビームトリップ回数 $N_{rf}$ の評価

### (1) KEK 電子・陽電子線形加速器における運転データの必要性

前項ではイオン源の年間ビームトリップ回数  $N_{inj}$  を評価するため、LANSCE におけるイオン源の運転データを使用した。しかしながら、高周波系の年間ビームトリップ回数  $N_{rf}$  を評価するために LANSCE 高周波系の運転データを使用することは次の理由から妥当ではないと考える。

- ① LANSCE の運転データは停止時間 1 分未満のビームトリップ事象を解析していると考えられるが、この事象の停止時間分布が明らかに示されていない。
- ② 文献 29 に示された LANSCE の運転データに打切り事象が含まれているかどうか不明である。

従って、クライストロンの本数や年間の計画運転時間が ADS 用超伝導加速器の仕様に近く、打切り事象を含めて詳細な運転データを解析できるため、本研究では高周波系の年間ビームトリップ回数  $N_{rf}$  を KEK 電子・陽電子線形加速器（以下、KEK 入射器と記す。）の高周波系の運転データを用いて評価することとした。Table 4-1 に LANSCE、KEK 入射器、および ADS 用超伝導加速器におけるクライストロンを比較するため、その仕様を示したが、特に注意すべき点として、KEK 入射器 高周波系における、クライストロンが偶発的に停止した事象（以下、**トリップ事象**と記す。第 A.2 節参照）の頻度は LANSCE より約 30 倍となった。このため、ADS 用超伝導加速器 高周波系の年間ビームトリップ回数を KEK 入射器 高周波系の運転データから評価する場合、LANSCE と比較して約 30 倍多くなる可能性がある。

### (2) KEK 入射器と運転データ

ADS 用超伝導加速器 高周波系の年間ビームトリップ回数  $N_{rf}$  を評価する前に、まず KEK 入射器<sup>31)</sup>について概説する。KEK 入射器は放射光科学研究施設の 2.5 GeV 貯蔵リング (PF)、B ファクトリー (KEKB) 加速器などの入射器として、出射先に応じて電子および陽電子のビームエネルギーを変化させ、供給している。現在、KEK 入射器はその最大エネルギーで、すなわちエネルギー 8 GeV の電子を KEBB 用電子リング (High-Energy Ring) に、そしてエネルギー 3.5 GeV の陽電子を陽電子リング (Low-Energy Ring) に供給しているが、KEK 入射器が 1982 年に建設された当初は PF にエネルギー 2.5 GeV のビームを供給していた。その後、1994 ~ 1998 年にかけて B ファクトリー計画のために KEK 入射器は大規模に改造された。

KEK 入射器はBファクトリー計画用にビームエネルギーを増加させる必要があるため、Sバンド(2,856 MHz)、出力 50 MW (デューティファクター0.02 %) のパルスクライストロンが開発され、60 台使用している。これらのクライストロンは以前開発された 30 MW のパルスクライストロンの主要な長さを変更しないように設計された。全ての高出力クライストロンの高周波出力や位相波形は、KEK 入射器を安定に運転するため、工業用標準バスとして広く普及している VME (Versa Module Europe) バスシステムをアナログ信号計測に特化した VXI (VMEbus eXtensions for Instrumentation) バスシステムにより監視されている。また、各クライストロンは PLC (Programmable Logic Controller) と呼ばれるシーケンサーで制御され、クライストロンのインターロック状態や真空状態を監視すると共に、運転データを蓄積する。加速管や導波管内で発生した放電によりクライストロン方向に進行する反射波が導波管内に生じることがあり、この反射波からクライストロン窓を保護しなければならない。このため、高周波の VSWR 値 (Voltage Standing Wave Ratio, 電圧定在波比) が 1.4 を超えると MPS の一つの機能である VSWR インターロックによりクライストロンが停止する。この場合、クライストロンは 5 秒後に自動的に再起動する。(以下、VSWR インターロックによりクライストロンが停止した事象を**反射事象** (第 A.2 節参照) と記す。)

KEK 入射器の合計運転時間は 1982~2005 年度までの間に 120,000 時間を達成している。本報告書では 2005 年度の加速器運転データを用いて高周波系のトリップ事象における統計情報を算出し、停止時間分布を求めた。2005 年度における年間の計画運転時間は 6,815.2 時間であり、夏期および年末年始の長期保守作業に 1,702.5 時間、約 2 週間に 1 度実施している定期保守作業に 242.3 時間を要している。クライストロンが停止した事象数は 16,421 回であり、これらのうち大部分はトリップ事象であるが、残りの事象は打切り事象に該当し、主として約 2 週間に 1 度実施している KEK 入射器の定期保守作業や高周波系以外の設備からの停止要求により運転員が手動でクライストロンを停止させた事象に分けられる。停止事象の詳細については(3)で述べる。

### (3) KEK 入射器の運転データに基づく $N_{tr}$ の評価

KEK 入射器の運転データに基づき式(4.3)に示された  $N_{tr}$  を評価するため、次に示す仮定を用いることとする。

- ① ビームトリップは高周波系が偶発的に停止することで生じる。
- ② 再起動時にクライストロンに定格の高電圧を印加することにより、高周波系は初期状態になる。すなわち、再起動時にクライストロンに高電圧が印加される過程を修理と考え、高周波系を修理しながら使用する装置と見なす。
- ③ 高周波系を修理系の装置と見なした場合、各クライストロン系の**平均トリップ間隔** (第 A.1 節参照) は MTBF を表す。
- ④ 各クライストロン系は独立に動作する。すなわち、或るクライストロン系が運転していたり、停止していたりすることは、他のクライストロン系の運転状況に影響を与えない。

- ⑤ ADS 用超伝導加速器において、各クライストロン系における平均トリップ間隔は全てのクライストロン系で等しく、その値を $\bar{t}_r$ とする。このクライストロン系 1 系統当たりの平均トリップ間隔 $\bar{t}_r$ は、KEK 入射器の運転データに基づき、打切り事象を含めて評価した値である。
- ⑥ KEK 入射器 高周波系の平均トリップ間隔の算出において、各クライストロン系の平均トリップ間隔は全てのクライストロン系で等しく、60 系統のクライストロン系（クライストロンの本数では 60 本）が直列に接続されていると見なす。また同様に ADS 用超伝導加速器では 89 系統のクライストロン系が直列に接続されていると見なす。

まず、仮定⑤に基づき、打切り事象を含めて評価した、クライストロン系 1 系統当たりの平均トリップ間隔 $\bar{t}_r$ を、次に示すステップ 1 からステップ 6 の順に求めることとする。

**ステップ 1**：KEK 入射器における高周波系の運転データから各クライストロンが起動した事象をまず抽出し、それに続く停止する事象、さらに再起動する事象を順に選び、それらの時刻および停止理由を一組のデータとしてまとめる。そして、この一組のデータから運転時間、停止時間を計算する。

**ステップ 2**：各クライストロンにおける停止事象の時刻および停止理由から、停止事象が打切り事象に該当するかどうか加速器運転記録と付き合わせて確認する。

**ステップ 3**：或る一つのクライストロン系における全ての停止事象に着目し、運転時間 $t$ を変数とする累積トリップ数および累積打切り数の分布を求める。

**ステップ 4**：各クライストロン系における累積トリップ数および累積打切り数の時間分布から Kaplan-Meier 推定法 [32, 付録 B] を用いて、運転時間 $t$ を変数とするトリップ事象による**累積故障率**（以下、**累積トリップ率**と記す。第 A.1 節参照）を求める。

**ステップ 5**： $i$  番目 ( $i=1, 2, \dots, 60$ ) のクライストロン系における平均トリップ間隔 $\bar{t}_{ri}$ を決定する。この平均トリップ間隔は打切り事象を含めた場合と含めない場合で評価する。

**ステップ 6**：ステップ 5 で求めた各クライストロン系の平均トリップ間隔を平均し、クライストロン系 1 系統当たりの平均トリップ間隔 $\bar{t}_r$ を決定する。

ここで、加速器施設におけるトリップ事象の累積トリップ率を、確率密度関数としてワイブル分布 [32, 付録 A] を用いて近似した例として文献 33 がある。この文献では単に累積トリップ率をワイブル分布で近似する是非について検討しているが、平均トリップ間隔などは求めている。本報告書では、どのような確率密度関数も仮定せず、ノンパラメトリックに推定する Kaplan-Meier 推定法を用いて、トリップ事象に加え、打切り事象を含めて、クライストロン系の平均トリップ間隔を算出することとした。（以下、特に断らない限り、クライストロン系の累積トリップ率や平均トリップ間隔などに関する、信頼性工学に関するパラメータの計算では、データ分析ツール JMP<sup>34)</sup>における生存時間分析を用いる

こととする。)

なお、付録 A では、確率密度関数を始めとする信頼性工学に関連する関数についてまとめる。付録 C では、 Kaplan-Meier 推定法で得られたクライストロン系の累積トリップ率をワイブル分布で近似し、平均トリップ間隔を求めるとともに、その値と Kaplan-Meier 推定法で得られた平均トリップ間隔と比較した結果を示す。

まず初めに、ステップ 1 に従い、クライストロンやステアリング電磁石などの運転データよりクライストロンの運転データを選択し、各クライストロンの運転時間や停止時間を計算した。計算結果の一部を **Table 4-2** に示す。この表の「KLY 番号」の欄は 60 本のクライストロンにおける固有番号、「実験データ」の欄はクライストロンが停止したことを示す実験データ、「起動時刻」の欄は実験データの欄にある停止事象が生じるまで運転していたクライストロンの起動時刻、「運転時間」の欄は起動事象から停止事象までの時間、「停止時間」の欄は実験データの欄にある停止事象が継続していた時間、そして「停止理由」の欄は実験データの欄にあるデータから抽出した停止理由を略称で記載する。表における起動時刻は 2005 年 1 月 1 日 0 時 00 分 00 秒を起点として、その起点からの経過時間を秒単位で示す。また、停止理由のうち「VSWR」はトリップ事象が反射事象であることを意味する。

次に、ステップ 2 に従って停止事象が打切り事象に該当するかどうか、停止事象の開始時刻に着目し、運転データを解析した。この解析では、2005 年 4 月 1 日 0 時 00 分 00 秒を起点として 1 年間で 30 秒の時間幅の区間 ( $1.05 \times 10^6$  個) に分割し、各区間で停止開始時刻があるクライストロンの本数を求めた。そして、各区間に入るクライストロン本数が多い区間の運転データを中心に、加速器運転記録と付き合わせ、全ての停止事象の停止原因を確認した。その結果、運転員が手動でクライストロンを停止させた区間が 71 個あった。この 71 個の区間のうち 20 個は KEK 入射器の保守作業に、残り 51 個は高周波系以外の設備からの停止要求に起因していた。前者の保守作業には約 2 週間に 1 度実施している定期的な保守作業も含まれている。従って、運転員が手動でクライストロンを停止させた 71 個の区間に入る停止事象は打切り事象に該当すると考え、これに関係する 2,968 回のクライストロンの停止事象を打切り事象とした。

**Table 4-3** は典型的なクライストロン (番号 KL\_B1) の運転データのうち、打切り事象に該当するかどうかを表したものであり、表中の「打切り事象」の欄に「1」と書かれた停止事象は打切り事象である。

**Fig. 4-1** は、クライストロンの停止開始時刻が入った 10,261 個の区間の分布を、打切り事象の場合とともに表している。例えば、図において、時間幅 30 秒の区間に停止開始時刻が入ったクライストロンの本数が 57 本の区間は 16 個であり、この区間におけるクライストロンの停止事象数は 912 ( $=57 \times 16$ ) 個であることを示している。また、同区間において、11 個の区間は打切り事象に該当している。さらに、打切り事象に該当する区間は、クライス

トロンの本数が多い区間に集中しているが、中にはクライストロンの本数が 10 本以下の区間にもある。このようにクライストロンの本数が少ない区間に打切り事象がある理由として、以下の 2 点が考えられる。

- ① クライストロン 60 本は 4~8 本毎にいくつかのグループに分けられており、特定のグループのクライストロンのみを他設備からの停止要求により停止させた。
- ② 全てのクライストロンを停止させるためには 10~30 秒前後の時間を要するため、時間幅 30 秒の区間に全ての停止開始時刻が入らず、途中で次の区間に停止開始時刻が入った場合である。

**Fig. 4-2(a)**は**クライストロンの運転時間**（第 A.2 節参照）の分布、すなわちクライストロンから高周波が出力され始めてから停止するまでの時間の分布を表す。実線のヒストグラムはトリップ事象、また点線のヒストグラムは打切り事象の運転時間である。トリップ事象における運転時間の最大は 531 時間、打切り事象の最大は 495 時間であった。**Fig. 4-2(a)**の右端のビンは右向き矢印が付いており、矢印以降の運転時間を有する事象数の合計である。すなわち、右端のビンは 100 時間以上の運転時間を有する停止事象の総数である。

**Fig. 4-2(b)**における実線のヒストグラムはトリップ事象の**停止時間**（第 A.2 節参照）の分布、すなわちクライストロンが偶発的に停止してから高周波が出力されるまでの時間分布を表している。また、点線のヒストグラムはトリップ事象のうち 78 %を占める反射事象の停止時間の分布である。**Fig. 4-2(b)**における右端のビンは(a)と同様に 5 分以上の停止時間を有する停止事象の総数である。トリップ事象における停止時間の最大は 391 時間、反射事象の最大は 15.1 時間である。図より停止時間が 5 分を超える反射事象は全トリップ事象の 0.6 % だけであるため、反射事象の停止時間の平均値はトリップ事象よりも短くなる。実際、停止時間 5 時間以下の停止事象から求めた停止時間の平均値( $\bar{\tau}_p$ )はトリップ事象に対して 262 秒であったが、反射事象では 20.4 秒であった。(KEK 入射器 高周波系におけるトリップ事象の停止時間分布は第 5.1 節に示す。)

次に、各クライストロン系が独立に動作する仮定に基づき、各クライストロン系における平均トリップ間隔を求める。このため、ステップ 3 に従い、各クライストロン系における累積トリップ数および累積打切り数の時間分布を求めた。**Fig. 4-3**は典型的なクライストロン（番号 KL\_B1）における停止事象数および累積停止事象数を運転時間  $t$  の関数として表したものである。図の下部のヒストグラムのうち、実線はトリップ事象、点線は打切り事象の停止事象数を示す。これらのヒストグラムの時間幅は、運転時間の対数値が等間隔となるように設定した。また、図の上部の 2 本の線は停止事象数を累積した累積停止事象数を示し、実線はトリップ事象、点線は打切り事象である。

次に、ステップ 4 に従い、ステップ 3 で求めた累積停止事象数から Kaplan・マイヤー推定法を用いて各クライストロン系の累積トリップ率を計算した。Fig. 4-4 は Fig. 4-3 と同様に典型的なクライストロン（番号 KL\_B1）における累積トリップ率を運転時間  $t$  の関数として表したものである。図の○印は打切り事象を含めないで累積トリップ数から求めた累積トリップ率、×印は累積トリップ数および累積打切り数から求めた累積トリップ率である。この図より打切り事象を含めて評価した累積トリップ率は、打切り事象を含めない場合より小さくなっていることがわかる。このように、打切り事象を含めて累積トリップ率を評価した場合、打切り事象が生じるまでクライストロン系が運転していることを加味することができるため（Fig. B-1 参照）、累積トリップ率は打切り事象を含めない場合より小さくなり、平均トリップ間隔は長くなる。

さらに、ステップ 5 に従い、 $i$  番目 ( $i=1, 2, \dots, 60$ ) のクライストロン系における平均トリップ間隔  $\bar{t}_{ri}$  を決定した。この決定方法として、ステップ 4 で得られた各クライストロンの累積トリップ率より信頼度関数の最尤推定量（式(B.3)参照）を求め、式(B.5)を用いて平均トリップ間隔を算出した。Fig. 4-5 は各クライストロン系の平均トリップ間隔を示したもので、Fig. 4-5(a)は打切り事象を含めない平均トリップ間隔、一方、Fig. 4-5(b)は打切り事象を含めた平均トリップ間隔である。

ところで、本報告書で検討している高周波系の打切り事象は、打切り時間がランダムである「ランダム打切りデータ（付録 B 参照）」に該当しているため、運転時間が最も長い停止事象が打切り事象である場合がある。このようなクライストロン系の運転データを今後「バイアスが有る（第 A.2 節参照）」と記し、一方、運転時間が最も長い停止事象がトリップ事象の場合を今後「バイアスが無い（第 A.2 節参照）」と記すこととする。バイアスが有るクライストロン系の平均トリップ間隔は、打切り事象の分布状況などに依存する可能性があるため、その運転データの取扱いについては十分注意しなければならない<sup>32),34)</sup>。例えば、Fig. 4-5(b)はバイアスの有無を区別してクライストロン系の平均トリップ間隔を表している。バイアスが有る 16 系統のクライストロン系の平均トリップ間隔の平均値は、バイアスが無い 44 系統のクライストロン系の平均値と比較し、13.7 %大きくなった。このため、本報告書では、安全側にクライストロン系の平均トリップ間隔を評価するため、バイアスが有るクライストロン系の平均トリップ間隔は使用しないこととする。

従って、ステップ 6 より、Fig. 4-5 に示した各クライストロン系の平均トリップ間隔を平均し、クライストロン系 1 系統当たりの平均トリップ間隔を求めた。Table 4-4 の「バイアスが無い場合」の行の値が求めた結果であり、打切り事象を含めて評価したクライストロン系 1 系統当たりの平均トリップ間隔 ( $\bar{t}_r$ ) は 54.6 時間、また、打切り事象を含めない場合の平均トリップ間隔 ( $\bar{t}'_r$ ) は 30.6 時間となった。さらに、両者を比較すると、 $\bar{t}_r/\bar{t}'_r=1.8$  となり、打切り事象を含めて評価した方が大きくなった。すなわち、クライストロン系の

トリップ事象に加え、従来の評価では含めていない打切り事象を含めて、クライストロン系 1 系統当たりの平均トリップ間隔を評価した結果、従来の評価と比較して 1.8 倍長くなることがわかった。なお、打切り事象を含めない場合、高周波系の運転データは全てトリップ事象のみであるため、バイアスが有る運転データは存在しない。このため、打切り事象を含めない、クライストロン系 1 系統当たりの平均トリップ間隔はバイアスの有無に依存せず、同一の値となる。

以上により、クライストロン系 1 系統当たりの平均トリップ間隔 ( $\bar{t}_r, \bar{t}'_r$ ) が得られたが、まず、これらの値を用いて KEK 入射器 高周波系におけるトリップ事象の年間回数  $N_{trip}$  を評価する。同高周波系の年間回数  $N_{trip}$  は式(4.3)と同様に式(4.6)で定義できる。

$$N_{trip} \sim \frac{N_{KEK} \cdot T_{KEK}}{\bar{t}'_r + \bar{\tau}_r} \quad (4.6)$$

ここで、 $N_{KEK}$  は KEK 入射器 高周波系を構成するクライストロン系の系統数 (60 系統)、 $T_{KEK}$  は 2005 年度に高周波系が運転していた時間 (6,763 時間<sup>1</sup>)、 $\bar{\tau}_r$  はトリップ事象に対する停止時間の平均値 (262 秒) である。また、 $N_{trip}$  を運転データより得られたトリップ事象の年間回数と比較するため、式(4.6)の分母にある平均トリップ間隔は打切り事象を含めずに評価した値を用いる。式(4.6)より、KEK 入射器 高周波系におけるトリップ事象の年間回数  $N_{trip}$  は 13,200 回となった。この値は運転データより得られた同高周波系におけるトリップ事象の年間回数、13,453 (=16,421-2,968) 回と 2% の精度で一致している。この一致は KEK 入射器 高周波系において式(4.6)が成立する条件を満足していることを表す。すなわち、クライストロン系の累積トリップ率が従う確率密度関数が任意の場合でも、クライストロン系の系統数が 60 系統と多い場合、確率密度関数が指数関数と近似できること、すなわち故障率関数が時間に依存しないと近似できること<sup>2</sup>、明らかに  $\bar{t}'_r \gg \bar{\tau}_r$  が成立していることが挙げられる。従って、ADS 用超伝導加速器の高周波系においても同様に式(4.3)が成立すると考えられる。

最後に、ADS 用超伝導加速器の高周波系における年間ビームトリップ回数  $N_{rf}$  を式(4.3)を用いて評価する。但し、式(4.3)の分母にある平均トリップ間隔は打切り事象を含めて評価した値を用いる。この結果、ADS 用超伝導加速器 高周波系の年間ビームトリップ回数  $N_{rf}$  は年間 11,700 回と評価される。

<sup>1</sup> 高周波系が実際に運転していた時間を求めるため、2005 年度における年間の計画運転時間 (6,815.2 時間) から、高周波系の機器の障害、又は、高周波系以外の設備からの要求により、全てのクライストロンが停止していた時間 52.5 時間を引く。

<sup>2</sup> 一般に、装置やシステムを構成する素子の累積故障率が種々の確率密度関数に従っているとき、その素子数が増加すると、装置やシステムのコンポーネントの累積故障率は指数分布で近似できる<sup>35)</sup>。

**Table 4-1** LANSCE、KEK 入射器、および ADS 用超伝導加速器におけるクライストロンの仕様

項目	LANSCE <sup>29)</sup>	KEK 入射器 <sup>31)</sup>	ADS 用超伝導加速器
RF 周波数	805 MHz	2,856 MHz	972 MHz
RF 出力	1.25 MW	50 MW	最大 750 kW
繰り返し数	120 Hz	50 Hz	-
パルス幅	1 ms	4 $\mu$ s	-
Duty Factor	12 %	0.02 %	-
運転モード	パルスモード	パルスモード	連続モード
本数	44	60	89
トリップ頻度 (times/hr/kly)	0.001	0.03	-

**Table 4-2** KEK 入射器におけるクライストロンの運転データ (抜粋)

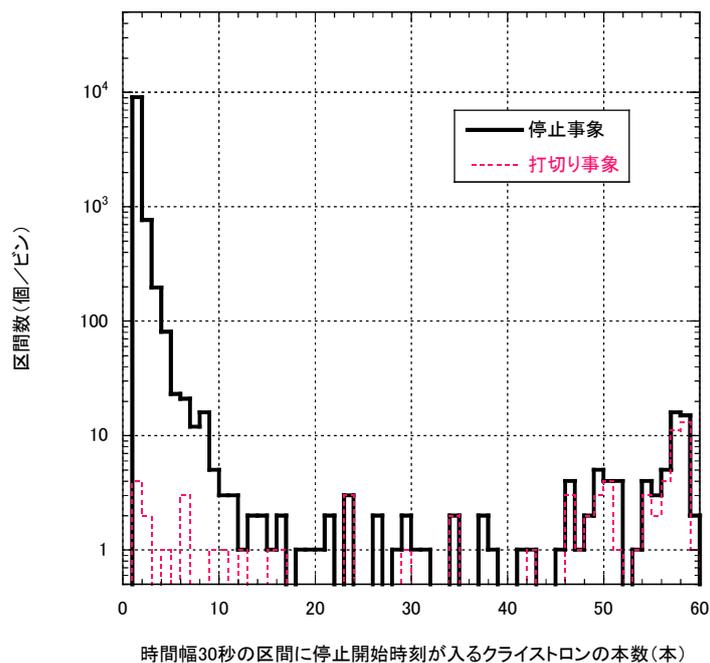
KLY番号	実験データ	起動時刻 (秒)	運転時間 (秒)	停止時間 (秒)	停止理由
KL_12	1/Apr/2005 01:19:06> KL_12 Down	7613456	167290	5	VSWR
KL_23	1/Apr/2005 02:18:34> KL_23 Down	7475927	308387	4	VSWR
KL_13	1/Apr/2005 02:47:59> KL_13 Down	7764110	21969	4	VSWR
KL_12	1/Apr/2005 02:48:15> KL_12 Down	7780751	5344	5	VSWR
KL_C6	1/Apr/2005 03:03:27> KL_C6 Down	7736859	50148	4	VSWR
KL_56	1/Apr/2005 05:11:27> KL_56 Down	7746483	48204	22	IPulseOC
KL_12	1/Apr/2005 05:54:57> KL_12 Down	7786100	11197	5	VSWR
KL_13	1/Apr/2005 07:48:01> KL_13 Down	7786083	17998	5	VSWR
KL_43	1/Apr/2005 07:49:51> KL_43 Down	7281523	522668	4	VSWR
KL_56	1/Apr/2005 08:30:04> KL_56 Down	7794709	11895	18	IPulseOC
KL_15	1/Apr/2005 08:33:34> KL_15 Down	7740264	66550	5	VSWR
KL_15	1/Apr/2005 08:36:38> KL_15 Down	7806819	179	4	VSWR
KL_A2	1/Apr/2005 08:48:12> KL_A2 Down	7146527	661165	19	VSWR
KL_45	1/Apr/2005 09:02:11> KL_45 Down	7133880	674651	20	VSWR
KL_35	1/Apr/2005 09:07:51> KL_35 Down	7758518	50353	4	VSWR
KL_B7	1/Apr/2005 09:32:14> KL_B7 Down	7706373	103961	4	VSWR

**Table 4-3** 典型的なクライストロン（番号 KL\_B1）における運転データ（抜粋）

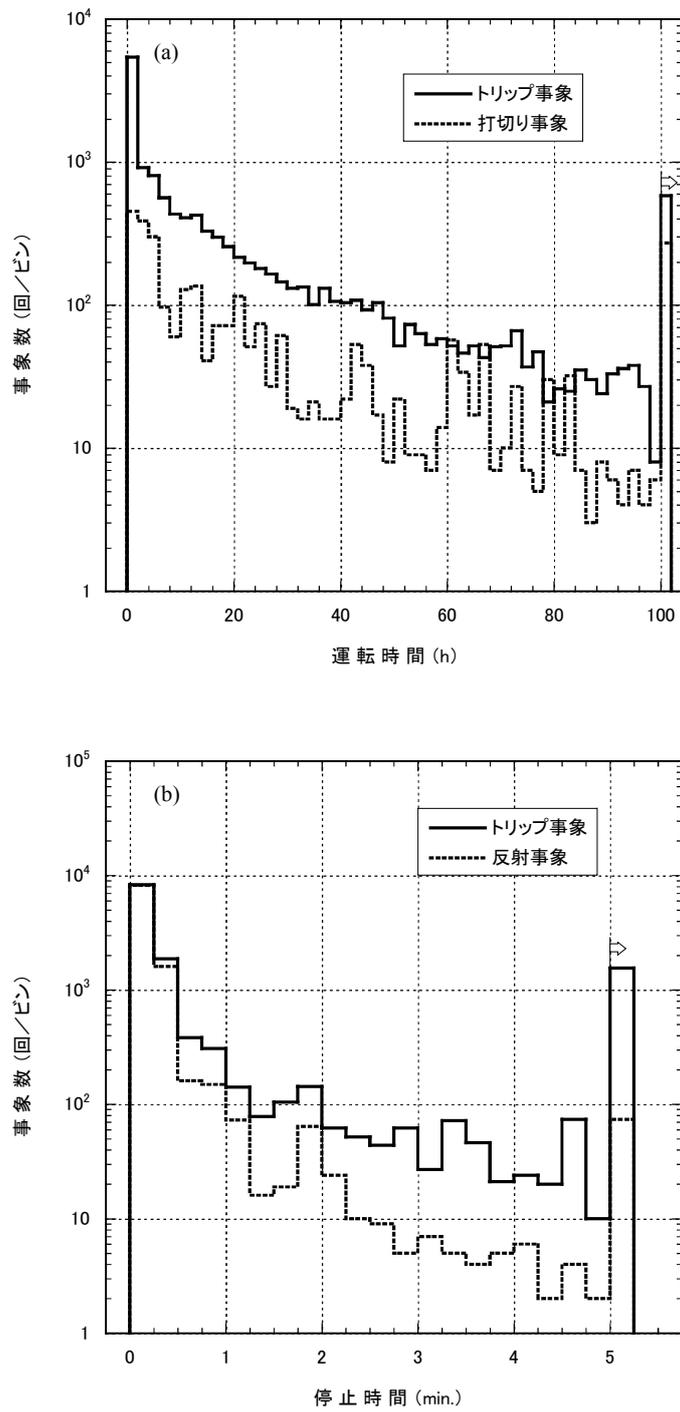
KLY番号	起動時刻 (秒)	運転 時間 (秒)	停止 時間 (秒)	停止理由	打切り 事象
KL_B1	7776000	952877	5	VSWR	0
KL_B1	8728882	3929	218	IVR Min	0
KL_B1	8733029	19562	256	IVR Min	0
KL_B1	8752847	13671	2975	IVR Min	0
KL_B1	8769493	162301	16464	IVR Min	1
KL_B1	8948258	176329	4	VSWR	0
KL_B1	9124591	429990	4	VSWR	0
KL_B1	9554585	98854	5	VSWR	0
KL_B1	9653444	8786	5	VSWR	0
KL_B1	9662235	390164	5	VSWR	0
KL_B1	10052404	88978	32703	IVR Min	1
KL_B1	10174085	598959	5	VSWR	0
KL_B1	10773049	798065	5	VSWR	0
KL_B1	11571119	149593	190	Acc Cool	0
KL_B1	11720902	234790	16464	IVR Min	1
KL_B1	11972156	171873	1381	IVR Min	0
KL_B1	12145410	715456	5	VSWR	0
KL_B1	12860871	304600	16743	IVR Min	1
KL_B1	13182214	2024	2026	IVR Min	1
KL_B1	13186264	166750	5	VSWR	0
KL_B1	13353019	175910	2531	IVR Min	0
KL_B1	13531460	286199	1680	IPA Pin	0
KL_B1	13819339	151	104	IPA Pin	0
KL_B1	13819594	87356	5	VSWR	0
KL_B1	13906955	147959	5	VSWR	0

**Table 4-4** カプラン・マイヤー推定法によるクライストロン系 1 系統当たりの平均トリップ間隔 (MTBF)

	打切り事象を 含めない場合	打切り事象を 含める場合
バイアスを区別しない場合	30.6 時間	56.5 時間
バイアスが無いデータの場合	同 上	54.6 時間



**Fig. 4-1** クライストロンの停止開始時刻が入った区間の分布。区間の時間幅は 30 秒とし、クライストロンの停止開始時刻が入った 10,261 個の区間のみを表す。



**Fig. 4-2** クライストロン運転データの解析結果。(a) は運転時間の分布、(b) は停止時間の分布を示す。

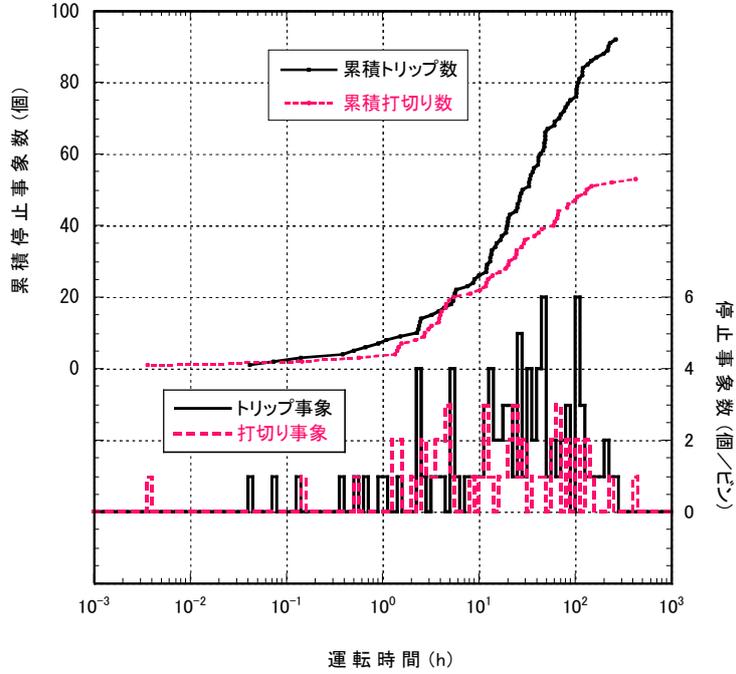


Fig. 4-3 典型的なクライストロン (番号 KL\_B1) における累積事象数と累積停止事象数の時間分布

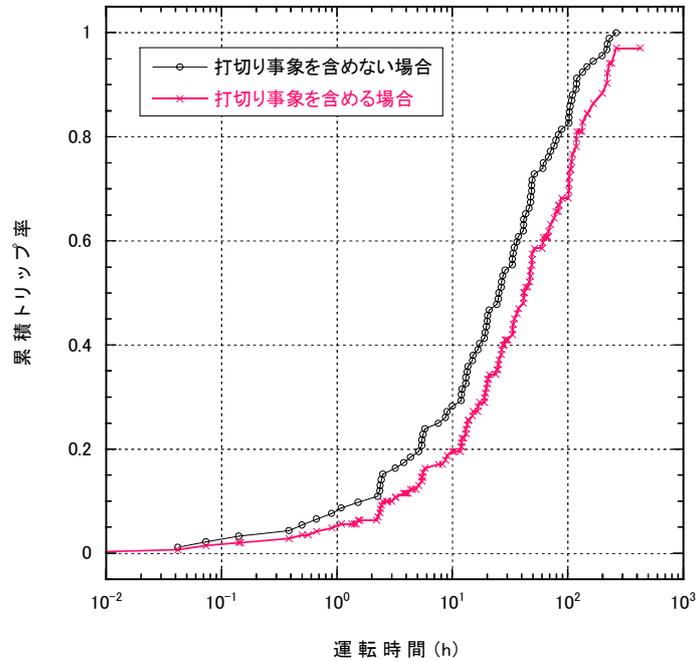
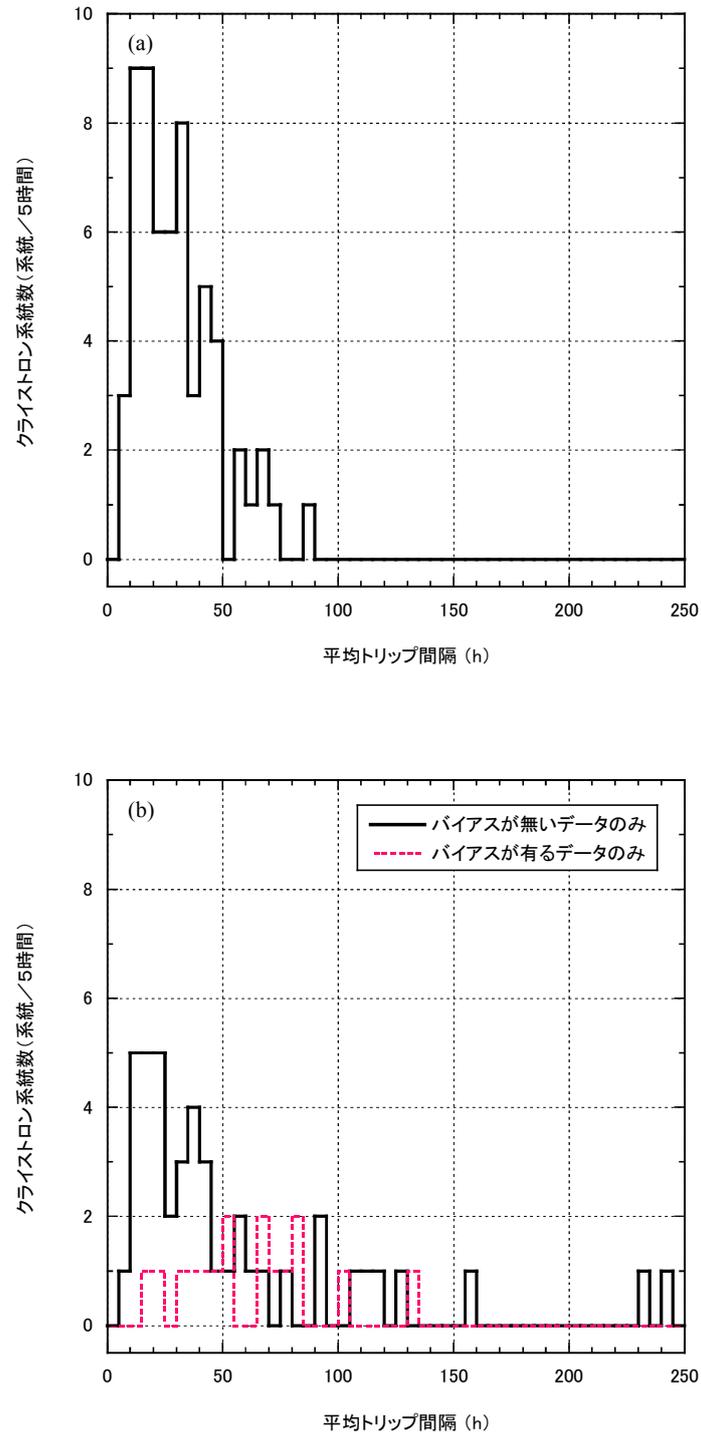


Fig. 4-4 典型的なクライストロン (番号 KL\_B1) における累積トリップ率の時間分布



**Fig. 4-5** カプラン・マイヤー推定法による各クライストロン系の平均トリップ間隔。(a)は打ち切り事象を含めない場合、(b)は打ち切り事象を含める場合を表す。なお、(b)はバイアスの有無を区別して表す。

This is a blank page.

## 5. 考 察

本章では、第3章で得られた許容ビームトリップ頻度と第4章で運転データから推定したビームトリップ頻度を比較し、現状の加速器の技術レベルをどのように向上させればよいか議論する。

### 5.1 許容ビームトリップ頻度と加速器運転データの比較

#### 5.1.1 加速器運転データに基づくビームトリップ時間の分布

第4章で得られたADS用超伝導加速器イオン源および高周波系の年間ビームトリップ回数( $N_{inj}$ ,  $N_{rf}$ )より、式(4.1)を用いて、ADS用超伝導加速器の年間ビームトリップ回数 $N_{ads}$ を求めると21,000回となる。(ビームトリップ頻度では2.9回/時間となる。)Table 5-1はLANSCE正イオン源におけるビームトリップ事象およびKEK入射器高周波系におけるトリップ事象の停止時間分布を表しており、これらの停止時間分布を用いて推定したADS用超伝導加速器におけるビームトリップ事象の停止時間分布をTable 5-2に表す。ここで、LANSCEイオン源の運転データには停止時間が0分以上かつ1分以下、および1分より大きくかつ5分以下のビームトリップ事象の停止時間分布が明らかに示されていないため、これらの事象における停止時間分布はKEK入射器高周波系におけるトリップ事象の停止時間分布と同じであると仮定した。例えば、LANSCEイオン源における停止時間が0分以上かつ1分以下のビームトリップ事象84.5%(事象数では7,600個)を、停止時間が0秒以上かつ10秒以下のビームトリップ事象として59.2%(=84.5%×0.7、事象数では5,300個)、10秒より大きくかつ1分以下のビームトリップ事象として25.3%(=84.5%×0.3、事象数では2,300個)となるように分割した。

#### 5.1.2 ADSプラントの稼働率からの考察

第2章で述べたように、原子力機構が提案しているADSプラントでは、ビームトリップ事象により未臨界炉部に陽子ビームが入射しない場合でも、ビームトリップ時間が400秒を超えなければ発電量は低下するもののADSプラントは運転状態のまま維持することが可能である。しかし、ビームトリップ時間がこの制限時間を超えた場合、起動時間11.1時間<sup>1</sup>でADSプラントを再起動する必要がある、プラント稼働率を低下させる要因の一つになる。例えば、Table 3-17に示した通り、ADS未臨界炉部の熱疲労損傷の観点から求めたビームトリップ時間が5分を超える許容ビームトリップ頻度は年間50回である。もし、このビーム

<sup>1</sup> この起動時間はADSプラントが停止している状態から定格出力運転が開始されるまでの時間である<sup>4)</sup>。これに対して、ビームトリップ事象によるプラント停止から定格出力運転が開始されるまでの時間はビームトリップ事象が発生する状況に依存すると考えられる。しかし、ここでは起動時間として一律11.1時間を採用することとした。

トリップ事象の全てで再起動が必要になった場合、起動時間だけでも年間 23 日間も必要となる。

それでは、ビームトリップ時間が長くなり、ADS プラントを再起動しなければならないビームトリップ事象（以下、「**再起動ビームトリップ事象**（第 A.2 節参照）」と記す）の発生頻度について考察する。なお、本報告書では、ビームトリップ時間が 5 分を超えるビームトリップ事象を再起動ビームトリップ事象として取り扱うものとする。

再起動ビームトリップ事象の発生頻度を想定するにあたり、未臨界炉部で核変換が起きている指標であるプラントの年間稼働率を用いることとする。Table 2-1 に示した通り ADS プラントにおける年間の EFPD は 300 日に設定しているため、プラントの年間稼働率は最大 82 % である。ビームトリップ事象が発生すると、未臨界炉部で核変換が起こらないため、この年間稼働率が下がる。このため、年間稼働率の下限値を設定することで再起動ビームトリップ事象の発生頻度が想定される。仮に、原子力機構が提案する ADS プラントにおける年間稼働率の目標値を EUROTRANS で採用している値 75 %<sup>36)</sup>とし、再起動ビームトリップ事象が発生してから ADS プラントの起動開始までの時間（すなわち、ADS 用超伝導加速器の修復時間）を 9 時間<sup>1)</sup>、さらに起動開始から定格出力運転までの時間を 11.1 時間とする。Table 5-3 に、再起動ビームトリップ事象の発生頻度を Table 3-17 に示した通り年 50 回と想定した場合の年間稼働率を示す。この表において、ビームトリップ時間が 5 分を超えるビームトリップ事象は全て再起動ビームトリップ事象とし、ビームトリップ時間が 5 分以下のビームトリップ事象は ADS 用超伝導加速器の修復時間なしに、かつ直ちに定格出力運転が開始されるとした。また、ビームトリップ時間が 5 分以下のビームトリップ事象の場合、ビームトリップ時間が 10 秒のビームトリップ事象が年  $2 \times 10^4$  回、ビームトリップ時間が 2 分のビームトリップ事象が年  $1 \times 10^3$  回、ビームトリップ時間が 5 分のビームトリップ事象が年  $1 \times 10^2$  回と仮定した。すなわち、式(5.3)の合計時間がビームトリップ事象により ADS プラントが停止していた時間（45.9 日間）となる。

- ・ビームトリップ時間が 5 分以下の場合

$$10 \text{秒} \times 2 \times 10^4 + 2 \text{分} \times 1 \times 10^3 + 5 \text{分} \times 1 \times 10^2 = 4.1(\text{日}) \quad (5.3a)$$

- ・ビームトリップ時間が 5 分を超える場合

$$(9.0 + 11.1) \text{時間} \times 50 = 41.9(\text{日}) \quad (5.3b)$$

この結果、プラントの年間稼働率は 70 % となった。参考までに、EUROTRANS では、設備のメンテナンスに 3 ヶ月間（91 日間）、ビームトリップ事象が発生し、プラント停止状態となってから、定格出力運転までの起動時間を 50 時間、ビームトリップ頻度を年 7 回と仮

<sup>1)</sup> 参考とした修復時間は、国際核融合材料照射施設 (IFMIF, International Fusion Material Irradiation Facility) の加速器システムにおける平均修復時間 (MTTR) 8.5 時間である <sup>37)</sup>。

定し、プラントの年間稼働率を 71 %としている<sup>36)</sup>。特に、長期のメンテナンス期間を設定している理由は、加速器を十分に整備し、高い信頼性を得るためである<sup>36)</sup>。

従って、再起動ビームトリップ事象の発生頻度を年 50 回と想定した場合、ADS プラントの年間稼働率は EUROTRANS と同程度の値 (70 %) となった。

### 5.1.3 ビームトリップ頻度を減少させる方策

ADS 用超伝導加速器のビームトリップ頻度を減少させる方策を探るために、まず、**Table 3-17** に示した ADS 未臨界炉部に与える熱疲労損傷から求めた許容ビームトリップ頻度と **Table 5-2** に示した運転データから推定したビームトリップ頻度を容易に比較できるように、両者の停止時間分布を **Fig. 5-1** に示す。図のヒストグラムは許容ビームトリップ頻度、実線は運転データから推定したビームトリップ頻度である。図の実線とヒストグラムを比較すると、現状の加速器の技術レベルにおいても、すでに停止時間が 10 秒以下のビームトリップ頻度は許容値を満足していることがわかる。また、現状のビームトリップ頻度の推定値と許容値の差が最大になるのは、停止時間が 5 分を超えるビームトリップ事象の場合であり、その差は 30 倍となった。

さらに、図よりビームトリップ頻度を減少させる方策として次の 2 項目が考えられる。

- ① ビームトリップ時間が 10 秒を超えるビームトリップ事象に対して、ビームトリップ時間を 10 秒以下に短縮する方策。
- ② イオン源及び高周波系における平均ビームトリップ間隔を大きくする方策。

1 点目は、停止時間が 10 秒以下の許容ビームトリップ頻度と運転データから推定したビームトリップ頻度には 8,000 回の余裕があり、運転データから推定した停止時間が 10 秒を超えるビームトリップ頻度 (8,700 回) とほぼ等しいことに着目した。また、2 点目に関連して、平均トリップ間隔が可能な限り無限大に近いクライストロン系を使用した場合、ビームトリップ頻度が許容値を満たすことは自明であるが、現状の技術で達成でき得ない平均トリップ間隔を用いて考察することはあまり意味がない。このため、現状のクライストロン系ですでに達成している平均トリップ間隔を用いてビームトリップ頻度を推定し、許容値との差を認識することは重要であると考えられる。例えば、KEK 入射器の運転データに基づき、平均トリップ間隔が最も長いクライストロン系を使用した場合、すなわち、**Fig. 4-5(b)**における最大値 (242 時間) を使用した場合について、運転データから推定した ADS 用超伝導加速器のビームトリップ頻度を計算し、**Fig. 5-1**における「高 MTBF」と書かれた点線として示す。その結果、ビームトリップ頻度の推定値と許容値の差が最大になるのは、停止時間が 5 分を超えるビームトリップ事象の場合で、その差は 9.4 倍と 30 倍よりも小さくなった。

従って、ADS 用超伝導加速器のビームトリップ頻度を減少させる方策として、ビームト

リップ時間を 10 秒以下に短縮すること、平均トリップ間隔を大きくする方針が得られた。

**Table 5-1** LANSCE におけるビームトリップ事象および KEK 入射器におけるトリップ事象の停止時間分布

LANSCE (正イオン源)		KEK 入射器 (高周波系)	
停止時間	割合	停止時間	割合
$0 \leq T \leq 1$ 分	84.5 %	$0 \leq T \leq 10$ 秒	57.1 %
$1 < T \leq 5$ 分	13.7 %	$10 \text{ 秒} < T \leq 1$ 分	24.4 %
$T > 5$ 分	1.8 %	$1 < T \leq 2$ 分	3.3 %
		$2 < T \leq 5$ 分	3.7 %
		$T > 5$ 分	11.5 %

**Table 5-2** ADS 用超伝導加速器におけるビームトリップ事象の停止時間分布

停止時間	イオン源	高周波系	計
$0 \leq T \leq 10$ 秒	5,300	6,700	12,000
$10 \text{ 秒} < T \leq 2$ 分	2,900	3,000	6,000
$2 < T \leq 5$ 分	650	430	1,100
$T > 5$ 分	170	1,400	1,500
計	9,000	12,000	21,000

Table 5-3 ADS プラント稼働率の比較

停止原因	JAEA	EUROTRANS
メンテナンス	65 日	91 日
ビームトリップ事象		
・ビームトリップ時間 5 分以下	4.1 日	14.6 日 <sup>b)</sup>
・ビームトリップ時間 5 分超	41.9 日 <sup>a)</sup>	
合計	110.9 日	105.8 日
年間稼働率	70 %	71 %

a) ビームトリップ頻度を年 50 回とする。

b) ビームトリップ頻度を年 7 回とする。但し、停止時間は ADS プラントが停止しうる時間としているが、明確な値は不明である。

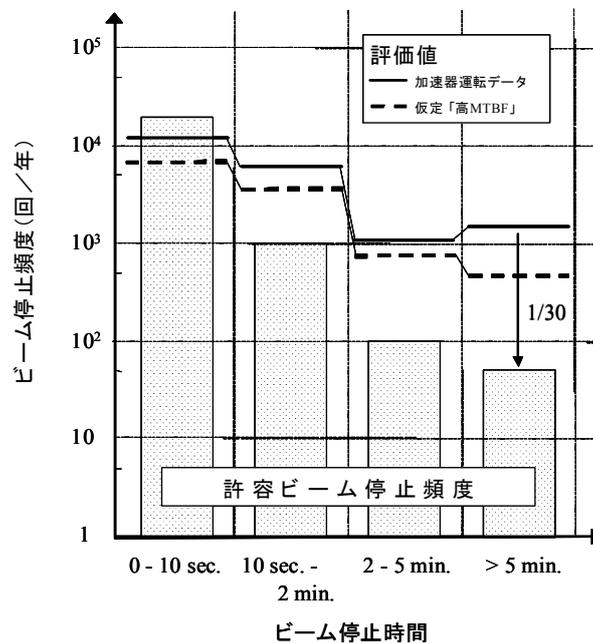


Fig. 5-1 ADS 用超伝導加速器で許容されるビームトリップ頻度と加速器運転データから推定されるビームトリップ頻度の関係。点線の評価値はビームトリップ頻度の減少方策を行った場合を示す。なお、年間の計画運転時間は 7,200 時間とする。

This is a blank page.

## 6. 結 言

大強度陽子ビームなどを加速する加速器では、経験的にビームトリップ事象が頻繁に発生することが知られており、ADS を構成する機器に熱疲労損傷を生じさせる。この熱疲労損傷により ADS の構造物、特に未臨界炉部の構造物に強度的な影響を与え、材料の寿命低下を招くおそれがあるため、ビームトリップ事象の頻度を少なくすることが重要である。このため、ビームトリップ事象が ADS 未臨界炉部に与える熱疲労損傷を評価した。この評価では、代表的な四カ所の部位、すなわち、ビーム窓、燃料被覆管、内筒、原子炉容器を対象とした、有限要素法による熱伝導・熱応力解析を実施し、許容ビームトリップ頻度を求めた。その結果、許容ビームトリップ頻度はビームトリップ時間に依存し、ビームトリップ時間が 10 秒以下の場合年間  $2 \times 10^4$  回、一方ビームトリップ時間が 5 分を超える場合年間 50 回となった。さらに、ビームトリップ時間が 5 分を超えるビームトリップ事象が発生した場合 ADS プラントを再起動すると仮定した場合、ADS プラントの年間稼働率は 70 % となった。

次に、大強度陽子加速器で生じるビームトリップ事象を減らす方法を検討するため、現状の加速器の技術レベルを見極めることは重要である。このため、許容ビームトリップ頻度と既存加速器（LANSCE、KEK 入射器）の運転データから推定した ADS 用超伝導加速器のビームトリップ頻度を比較した。その結果、現状の加速器の技術レベルにおいても、すでに停止時間が 10 秒以下のビームトリップ頻度は許容値を満足していた。また、運転データから推定したビームトリップ頻度と許容値の差が最大になるのは、停止時間が 5 分を超えるビームトリップ事象の場合であり、その差は 30 倍となった。この結果から、ADS 用超伝導加速器のビームトリップ頻度を減少させる方策として、ビームトリップ時間を 10 秒以下に短縮すること、平均トリップ間隔を大きくするという方針が得られた。さらに、加速器運転データの収集方法を検討するため、トリップ事象に加え、従来の評価では含めていない打切り事象を含めて KEK 入射器 クライストロン系の平均トリップ間隔を算出したところ、従来の評価と比較して、クライストロン系の平均トリップ間隔が 1.8 倍長くなることがわかった。

ADS における許容ビームトリップ頻度は、ADS 未臨界炉部の構造に大きく依存しており、本研究結果が全ての ADS 用加速器に当てはまり、ビームトリップ問題を解決するとは考え難いが、未臨界炉側から加速器にビームトリップ頻度を制限するという考え方はビームトリップ問題の解決に有効である。今後、ADS におけるビームトリップ問題を解決するために、次に示す事項について検討する必要がある。

- ・ビームトリップ時間を 10 秒以下に短縮するハードウェアの検討
- ・ADS 用超伝導加速器の機器が故障し、修理する場合のビームトリップ頻度の検討
- ・J-PARC を始めとする加速器の運転データの蓄積

## 謝 辞

本研究の実施にあたり、J-PARC センター 核変換セクションおよび原子力基礎工学研究部門 核変換工学技術開発グループの皆様には、多くの有意義なコメントを頂きました。ここに感謝の意を表します。

また、東京工業大学 原子炉工学研究所 水本元治氏、J-PARC センター 加速器第一セクション 大内伸夫氏には、本報告書を推敲して頂き、有意義なコメントを頂きました。誠に有難うございました。さらに、三菱電機システムサービス株式会社 鈴木和彦氏には、KEK 入射器の運転データの内容確認作業において多大なる貢献を頂きました。心より感謝致します。

## 参考文献

- 1) T. Mukaiyama, “OMEGA program in Japan and ADS development at JAERI,” *Proc. of 3rd International Conference on Accelerator Driven Transmutation Technologies and Applications*, on CD-ROM, (1999).
- 2) 向山 武彦、「群分離・消滅処理研究開発 —高レベル放射性廃棄物処理処分の高度化を目指して—」、*原子力 eye*、**44**, 2, pp.15-19 (1998).
- 3) K. Tsujimoto, T. Sasa, K. Nishihara, *et al.*, “Neutronics Design for Lead-Bismuth Cooled Accelerator-Driven System for Transmutation of Minor Actinide,” *J. Nucl. Sci. and Technol.*, **41**, 1, pp. 21-36 (2004).
- 4) K. Tsujimoto, H. Oigawa, N. Ouchi, *et al.*, “Research and Development Program on Accelerator Driven Subcritical System in JAEA,” *J. Nucl. Sci. and Technol.*, **44**, 3, pp. 483-490 (2007).
- 5) L. Burgazzi, and P. Pierini, “Reliability studies of a high-power proton accelerator for accelerator-driven system applications for nuclear waste transmutation,” *Reliab. Eng. Syst. Safe.*, **92**, pp. 449-463 (2007).
- 6) L. Hardy, “Accelerator Reliability – Availability,” *Proc. of EPAC 2002*, pp. 149-153 (2002).
- 7) T. Takizuka, “Effects of Accelerator Beam Trips on ADS Components,” *Proc. of the Workshop on Utilisation and Reliability of High Power Proton Accelerators*, pp. 317-329 (1998).
- 8) G. Fotia, C. Aragonese, V. Bellucci, *et al.*, “Structural Response of the EADF Target Beam Window to Beam Interruptions: Transient Thermo-Mechanical Computations,” *Proc. of 2nd Workshop on Utilisation and Reliability of High Power Proton Accelerators*, pp. 311-319 (1999).
- 9) J-L. Biarrotte, “Status of the Eurotrans R&D Activities for ADS Accelerator Development,” *Proc. of 5th Workshop on Utilisation and Reliability of High Power Proton Accelerators (HPPA5)*, pp. 59-68 (2007).
- 10) P. K. Sigg, “Summary of Working Group Discussion on Accelerators,” *Proc. of 4th Workshop on*

*Utilisation and Reliability of High Power Proton Accelerators*, pp. 583-585 (2004).

- 11) J.U. Knebel, H.A. Abderrahim, L. Cinotti, *et al.*, “EUROpean Research Programme for the TRANsmutation of High-level Nuclear Waste in an Accelerator-driven System: EUROTRANS,” *Proc. of 9th Information Exchange Meeting on Actinide and Fission Product Partitioning and Transmutation*, pp. 347-370 (2007).
- 12) N. Ouchi, N. Akaoka, H. Asano, *et al.*, “Development of a Superconducting Proton Linac for ADS,” *Proc. of 4th Workshop on Utilisation and Reliability of High Power Proton Accelerators*, pp. 175-183 (2004).
- 13) T. Takizuka, H. Oigawa, T. Sasa *et al.*, “Responses of ADS Plant to Accelerator Beam Transients,” *Proc. of 2nd Workshop on Utilisation and Reliability of High Power Proton Accelerators*, pp. 321-332 (1999).
- 14) 次世代原子力システム研究開発部門、他、「高速増殖炉サイクルの実用化戦略調査研究フェーズ II 技術検討書 –(1) 原子炉プラントシステム–」、*JAEA-Research* 2006-042, (2006).
- 15) 菅原 隆徳、鈴木 一彦、西原 健司、他、「加速器駆動未臨界システムのビーム窓構造の設計検討 –簡易的な包括検討及び座屈に関する詳細検討–」、*JAEA-Research* 2008-026, (2008).
- 16) STAR-CD, CD-adapco Japan Co., LTD (CDAJ), Yokohama Landmark Tower 37F, 2-2-1-1 Minato Mirai, Nishi-ku, Yokohama, 220-8137, Japan.
- 17) Finite Element Nonlinear structural Analysis System (FINAS), ITOCHU Techno-Solutions Co., 2-5, Kasumigaseki 3-chome, Chiyoda-ku, Tokyo 100-6080, Japan.
- 18) 社団法人 日本溶接協会 原子力研究委員会 FME 小委員会、「明日のエネルギーの礎に –高速炉新材料の実用化に向けて–」、(1999) .
- 19) Working Party on Scientific Issues of the Fuel Cycle Working Group on Lead-bismuth Eutectic, “Handbook on Lead-bismuth Eutectic Alloy and Lead Properties, Materials Compatibility, Thermal-hydraulics and Technologies,” *OECD/NEA* No.6195, (2007).

- 20) 岩永 宏平、西原 健司、辻本 和文、他、「加速器駆動炉の出力分布平坦化のための核設計」、*JAEA-Research* 2007-025, (2007).
- 21) K. Nishihara, K. Iwanaga, K. Tsujimoto, *et al.*, “Neutronics Design of Accelerator-Driven System for Power Flattening and Beam Current Reduction,” *J. Nucl. Sci. and Technol.*, **45**, 8, pp. 812-822 (2008).
- 22) Unified Finite Element Analysis ABAQUS, Dassault Systemes Simulia Corp., Rising Sun Mills, 166, Valley Street, Providence, RI 02909-2499, USA.
- 23) 此村 守、上出 英樹、藤井 正、他、「高速増殖炉の要素技術開発(1) —各冷却炉個別の技術開発—」、*サイクル機構技報*、第 24 号別冊、pp. 81-90 (2004).
- 24) HJ. Matzke, “Science of Advanced LMFBR Fuels,” North-Holland, Amsterdam, pp. 583-591 (1986).
- 25) C. A. Sleicher, A. S. Awad and R. H. Notter, “Temperature and Eddy Diffusivity Profiles in NaK,” *Int. J. Heat Mass Transfer*, **16**, pp. 1565-1575 (1973).
- 26) ASME, “2004 ASME Boiler and Pressure Vessel Code Section III,” (2004).
- 27) R. A. Seban and T. T. Shimazaki, “Heat transfer to a fluid flowing turbulently in a smooth pipe with walls at constant temperature,” *Trans. ASME*, **73**, p. 803, (1951).
- 28) Los Alamos Neutron Science Center, (online) available from <http://lansce.lanl.gov/> (accessed 2008-10-27).
- 29) M. Eriksson, “Reliability Assessment of the LANSCE Accelerator System,” M.Sc. thesis at the Royal Institute of Technology, Stockholm, Sweden (1998).
- 30) R. Gobin, P-Y. Beauvais, K. Benmeziane, *et al.*, “Saclay High Intensity Light Ion Source Status,” *Proc. of EPAC 2002*, pp. 1712-1714 (2002).
- 31) I. Abe, N. Akasaka, M. Akemoto *et al.*, “The KEKB injector linac,” *Nucl. Instrum. Methods Phys. Res.*, **A499**, pp. 167-190 (2003).

- 32) W. Q. Meeker, and L. A. Escobar, “Statistical Methods for Reliability Data,” Wiley-Interscience Publication, New York, (1998).
- 33) C. M. Piasczyk, “Accelerator Reliability Database,” *Proc. of 1999 PAC*, pp. 1465-1467 (1999).
- 34) JMP, SAS Institute Inc., Cary, NC, 27513.
- 35) 塩見 弘、「信頼性工学入門」、丸善株式会社、東京、p.68 (1988).
- 36) Gérald Rimpault, Private Communication (2008).
- 37) IFMIF CDA Team, “International Fusion Materials Irradiation Facility Conceptual Design Activity Final Report,” ENEA RT/ERG/FUS/96/11 (1996).

## 付録 A 信頼性工学

本付録では、信頼性工学に関連するいくつかの関数についてまとめると共に、本報告書で使用する用語について定義を示す。

### A.1 信頼性工学に関連する関数<sup>32)</sup>

(1) 信頼度関数  $R(t)$  (本報告書では、累積生存率とも記す。)

装置、部品等を使用した後、時刻  $t$  を経過後に意図した機能を保ち正常に動作している良品の割合が信頼度関数  $R(t)$  である。

(2) 不信度関数  $F(t)$  (本報告書では、累積故障率、累積トリップ率とも記す。)

装置、部品等を使用した後、時刻  $t$  を経過後に意図した機能を失い正常に動作しなくなった全故障数 (累積故障数) の割合、すなわち累積故障率が不信度関数  $F(t)$  である。

この定義から明らかに、式(A.1)が成立する。

$$R(t) + F(t) = 1 \quad (\text{A.1})$$

また、信頼度関数  $R(t)$  は単調減少関数となり、不信度関数  $F(t)$  は単調増加関数となる。

(3) 確率密度関数  $f(x)$

装置、部品等を使用した後、時間  $t$  を経過後に、全試料に対して単位時間当たりに発生する故障の割合が確率密度関数  $f(x)$  であり、信頼度関数  $R(t)$  と式(A.2)で関係付けられる。

$$R(t) = 1 - \int_0^t f(x) dx = \int_t^{\infty} f(x) dx \quad (\text{A.2})$$

(4) 故障率関数  $\lambda(t)$

装置、部品等を使用した後、時間  $t$  を経過するまでに正常に動作している全試料に対し、次の単位時間当たりに発生する故障の割合が故障率関数  $\lambda(t)$  であり、確率密度関数  $f(t)$  を用いて式(A.3)で定義される。

$$\lambda(t) = \frac{f(t)}{R(t)} = \frac{f(t)}{\int_t^{\infty} f(x) dx} \quad (\text{A.3})$$

また、故障率関数  $\lambda(t)$  は信頼度関数  $R(t)$  と式(A.4)で関係付けられる。

$$R(t) = \exp\left(-\int_0^t \lambda(x) dx\right) \quad (\text{A.4})$$

#### (5) 平均故障率 $\Lambda(\tau)$

式(A.3)で定義される故障率関数は瞬時故障率とも呼ばれているが、短い時間の故障率を算出することは困難である。このため、単位時間  $\tau$  として 1,000 時間、1 ヶ月、1 年などを選び、式(A.5)に示すように、その時間で故障率関数を平均した値を用いている。

$$\Lambda(\tau) = \frac{1}{\tau} \int_0^{\tau} \lambda(t) dt \quad (\text{A.5})$$

#### (6) 平均故障間隔 MTBF (本報告書では、平均トリップ間隔とも記す。)

修理しながら使用する装置、部品など、すなわち修理系において相隣る故障間の動作時間の平均値を平均故障間隔 (MTBF: Mean Time Between Failures) と言い、式(A.6)で定義される。

$$MTBF = \int_0^{\infty} tf(t) dt \quad (\text{A.6})$$

また、MTBF は信頼度関数  $R(t)$  と式(A.7)で関係付けられる。

$$MTBF = \int_0^{\infty} R(t) dt = \int_0^{\infty} (1 - F(t)) dt \quad (\text{A.7})$$

ここで、いくつかの確率密度関数  $f(x)$  においては、式(A.6)および式(A.7)の積分が無限大に発散することが知られている。

なお、一度故障すれば当該装置などを修理、保全して使用することができない非修理系において、故障までの動作時間の平均値を平均故障時間 (MTTF: Mean Time To Failure) と言い、平均故障間隔と区別される。

#### (7) 直列系の故障率関数

複数個の装置、部品等がある機能を果たすためにお互いが結合され、一つの装置の故障が全体の故障となるようなシステムを直列系という。各装置の信頼度関数が互いに影響し

あわない場合、つまり各装置の故障が互いに独立に起こるならば、 $n$  個の装置が結合された直列系の信頼度関数  $R(t)$  は各装置の信頼度関数  $R_i(t)$  ( $i = 1, 2, \dots, n$ ) と式(A.8)で関係付けられる。

$$R(t) = \prod_{i=1}^n R_i(t) \quad (\text{A.8})$$

また、式(A.4)および式(A.9)を用いて、直列系の故障率関数  $\lambda(t)$  は各装置の故障率関数  $\lambda_i(t)$  ( $i = 1, 2, \dots, n$ ) と式(A.10)で関係付けられる。

$$\exp\left(-\int_0^t \lambda(x) dx\right) = R(t) = \prod_{i=1}^n R_i(t) = \exp\left(-\int_0^t \left(\sum_{i=1}^n \lambda_i(x)\right) dx\right) \quad (\text{A.9})$$

$$\lambda(t) = \sum_{i=1}^n \lambda_i(t) \quad (\text{A.10})$$

次に、信頼性工学で用いられる典型的な二つの確率密度関数（指数分布およびワイブル分布）において、上記(1)～(7)の関数等を求め、**Table A-1**にまとめる。

## A.2 いくつかの用語についての定義

本節では、本報告書で使用する用語について五十音順に解説する。

「打ち切り事象」とは、運転員によって装置などの運転が途中で打切られる事象と定義される。例えば、定期的実施される保守作業や当該装置以外の装置などからの停止要求により、運転員が手動で装置などを停止させた場合が該当する。

「クライストロン系」とは、1本のクライストロンと、そのクライストロンに付随する装置（例えば、高周波励振系、電源など）を基本単位とし、このクライストロンから発振する高周波が伝搬する導波管と加速管を含めるものとする。

「クライストロンの運転時間」とは、クライストロンから高周波が出力され始めてから停止するまでの時間とする。

「クライストロンの停止時間」とは、クライストロンが停止してから高周波が出力されるまでの時間とする。

「計画運転時間」とは、計画された保守作業のため、全ての機器を停止していた時間を除いた年間の運転時間とする。

「高周波系」とは、加速器を構成する全てのクライストロン系を集めた機器の総称とする。

「再起動ビームトリップ事象」とは、ビームトリップ時間が長くなり、ADS プラントの再起動を伴うビームトリップ事象とする。本報告書では、ビームトリップ時間が一律5分を超えるものとする。

「トリップ事象」とは、ビームトリップ事象のうち、偶発的にクライストロン系が停止し、加速管に高周波が供給できない事象とする。なお、KEK 入射器は、陽子と比較して静止質量が軽い電子、陽電子をパルス状で加速しているため、数系統のクライストロン系でトリップ事象が発生しても電子ビーム、陽電子ビームは出射可能である。

「バイアスが有る」とは、運転時間が最も長い停止事象が打切り事象である場合を示す。

「バイアスが無い」とは、運転時間が最も長い停止事象がトリップ事象である場合を示す。

「反射事象」とは、MPS の一つの機能である VSWR インターロックによりクライストロンが停止するトリップ事象である。この VSWR インターロックは、加速管や導波管内で発生した放電によりクライストロン方向に進行する反射波が導波管内に生じることがあり、この反射波からクライストロン窓を保護するため、高周波の VSWR 値 (Voltage Standing Wave Ratio, 電圧定在波比) が 1.4 を超えるとクライストロンが停止するインターロックである。

「ビームトリップ事象」とは、偶発的又は計画的に加速器が停止し、ビームが出射できない状態とする。本報告書では、加速器の停止時間が数分程度と比較的短く、機器を修理、交換することなく加速器が復帰できる停止事象、又は機器の修理、交換に要する時間が数分程度と短く、加速器が復帰できる停止事象を想定している。これに対し、停止時間が数時間以上になり、機器の修理、交換を伴う停止事象と区別する。

「ビームトリップ頻度」とは、全てのビームトリップ事象の数を計画運転時間で除した値とする。

「平均修理時間 (Mean Time To Repair, MTTR)」は、装置、部品等に障害が発生してから修

理が完了するまでの時間の平均値であり、事前に定められた期間において、修理時間の合計を障害の回数で除した値である。この MTTR は、装置などで修理のしやすさを考慮した設計がされているか、修理のために事前に準備がなされているか、修理する技術者などの能力などの指標と考えられる。

**Table A-1** 指数分布およびワイブル分布における故障率関数等の定義

項 目	指数分布	ワイブル分布
確率密度関数 $f(t)$	$\alpha \exp(-\alpha t)$ $\alpha$ : パラメータ	$\frac{\beta}{\alpha} \left(\frac{t}{\alpha}\right)^{\beta-1} \exp\left[-\left(\frac{t}{\alpha}\right)^\beta\right]$ $\alpha$ : 尺度パラメータ $\beta$ : 形状パラメータ
信頼度関数 $R(t)$	$\exp(-\alpha t)$	$\exp\left[-\left(\frac{t}{\alpha}\right)^\beta\right]$
不信頼度関数 $F(t)$	$1 - \exp(-\alpha t)$	$1 - \exp\left[-\left(\frac{t}{\alpha}\right)^\beta\right]$
故障率関数 $\lambda(t)$	$\alpha$	$\frac{\beta}{\alpha} \left(\frac{t}{\alpha}\right)^{\beta-1}$
平均故障率 $\Lambda(\tau)$	$\alpha$	$\frac{1}{\tau} \left(\frac{\tau}{\alpha}\right)^\beta$
平均故障間隔 MTBF	$\frac{1}{\alpha}$	$\alpha \Gamma\left(1 + \frac{1}{\beta}\right)$ $\Gamma(x)$ : ガンマ関数
直列系の信頼度関数 (各装置の信頼度関数が等しい場合)	$\exp(-n\alpha t)$	$\exp\left[-n\left(\frac{t}{\alpha}\right)^\beta\right]$
直列系の平均故障間隔 (各装置の信頼度関数が等しい場合)	$\frac{1}{n\alpha}$	$n^{-\frac{1}{\beta}} \alpha \Gamma\left(1 + \frac{1}{\beta}\right)$

## 付録 B 打切りデータとカプラン・マイヤー推定法

一般に、装置、部品等が故障するまでの寿命データは、使用開始から故障に至るまでの時間が全て観測された、打切りの無い故障データと、使用開始からまだ故障に至らずに途中で観測が打切られたデータ（打切りデータ）とに大別される。打切りデータが無い故障データからなるデータセットを完全データ、打切りデータを含むデータセットを不完全データと呼ぶ。不完全データは、次のような3つの場合を考慮しなければならない。

### ① 定時打切りデータ

寿命を測定する試験（寿命試験）を終了する時点を予め定めた試験により得られるデータである。

### ② 定数打切りデータ

決められた故障数に達した時点で試験を終了すると予め定めた寿命試験により得られるデータである。

### ③ ランダム打切りデータ

打切り時間がランダムである場合のデータである。

例えば、第4章に記載した KEK 入射器 高周波系の運転データは、不定期に高周波系以外の設備からの停止要求によりクライストロンが手動で停止する打切り事象を含むため、上記の「ランダム打切りデータ」に該当する。

次に、打切りデータを含む不完全データにおけるカプラン・マイヤー推定法<sup>32)</sup>に基づく累積故障率の算出について例を用いて述べる。カプラン・マイヤー推定法は積極限法とも呼ばれ、どのような確率密度関数をも仮定せず、累積故障率をノンパラメトリックに推定する方法である。この推定法は、医学分野における治療後の或る期間での生存確率（例えば、5年生存率）や工学分野における機械やシステムなどの平均故障時間の推定に広く利用されている。

**Fig. B-1(a)**は、或る装置の運転データを抽出した例であるが、起動、故障などの運転履歴を時間の経過と共に矢印で表したものである。図における6個の黒丸印で装置が起動し、そして白丸印の故障、又は三角印の打切りにより装置が停止する。装置で故障が発生した場合、必要な修理を施した後、装置を再起動するものとし、この装置を修理系とみなす。また、装置が運転している時間を短い方から、 $t_1, \dots, t_5$ とする。

修理により装置が初期状態に復帰したと仮定した場合、運転時間が小さいものから順に縦に並べ、**Fig. B-1(b)**および**(c)**に示すような故障解析用データを作成する。**(b)**は打切りデータを含めない場合、**(c)**は打切りデータを含む場合の故障解析用データである。この故障解析用データを用いて、カプラン・マイヤー推定法に基づく累積故障率を算出する。運転時

間の区間（番号*i*）、すなわち  $t_{i-1} < t \leq t_i$  において、区間が始まる時に故障する可能性がある装置の数（リスクの大きさ）を  $n_i$  とすると、 $n_i$  は式(B.1)を満たす。

$$n_i = n - \sum_{j=0}^{i-1} d_j - \sum_{j=0}^{i-1} r_j, \quad i = 1, \dots, m \quad (\text{B.1})$$

ここで、 $n$  は起動時（ $t = 0$ ）におけるリスクの大きさ、 $d_i$  は番号*i*の区間内で故障する装置の数、 $r_i$  は同区間が終了する時点まで装置が正常に運転し、運転が打ち切られた数（右側打ち切り数）、 $m$  は運転時間の区間の総数である。また明らかに  $d_0 = 0$  および  $r_0 = 0$  である。番号*i*の区間内における故障率の最尤推定量  $\hat{p}_i$  は式(B.2)となる。

$$\hat{p}_i = \frac{d_i}{n_i} \quad (\text{B.2})$$

これより運転時間  $t_i$  での信頼度関数（累積生存率）の最尤推定量  $\hat{S}(t_i)$  は式(B.3)となる。

$$\hat{S}(t_i) = \prod_{j=1}^i (1 - \hat{p}_j) \quad (\text{B.3})$$

従って、運転時間  $t_i$  での不信頼度関数（累積故障率）の最尤推定量  $\hat{F}(t_i)$  は式(B.4)で与えられる。

$$\hat{F}(t_i) = 1 - \hat{S}(t_i) \quad (\text{B.4})$$

仮に、番号*i*の区間内で故障する装置が無い場合、式(B.3)より  $\hat{F}(t_i) = \hat{F}(t_{i-1})$  が明らかに成立する。

式(B.3)で定義された信頼度関数（累積生存率）の最尤推定量  $\hat{S}(t_i)$  を用いて、平均生存時間（Mean Survival Time、本報告書では平均故障間隔 MTBF、平均トリップ間隔とも記す。） $\hat{\mu}$  は式(B.5)で与えられる。

$$\hat{\mu} = \sum_{i=1}^m \hat{S}(t_{i-1})(t_i - t_{i-1}) \quad (\text{B.5})$$

ここで、 $t_0 = 0$ 、 $\hat{S}(t_0) = 1$ と定義し、和は装置が故障するまでの運転時間が最大となる区間まで計算するものとする。

**Table B-1** は、**Fig. B-1** の運転データを用いて式(B.1)~(B.4)より計算された累積故障率の最尤推定量を、打切りデータの有無により表したものである。打切りデータの有無により累積故障率を比較すると、2 個の打切りデータが追加されたことにより番号 1 の区間 ( $0 < t \leq t_1$ ) での累積故障率が  $2/3$  倍に低下していることがわかる。

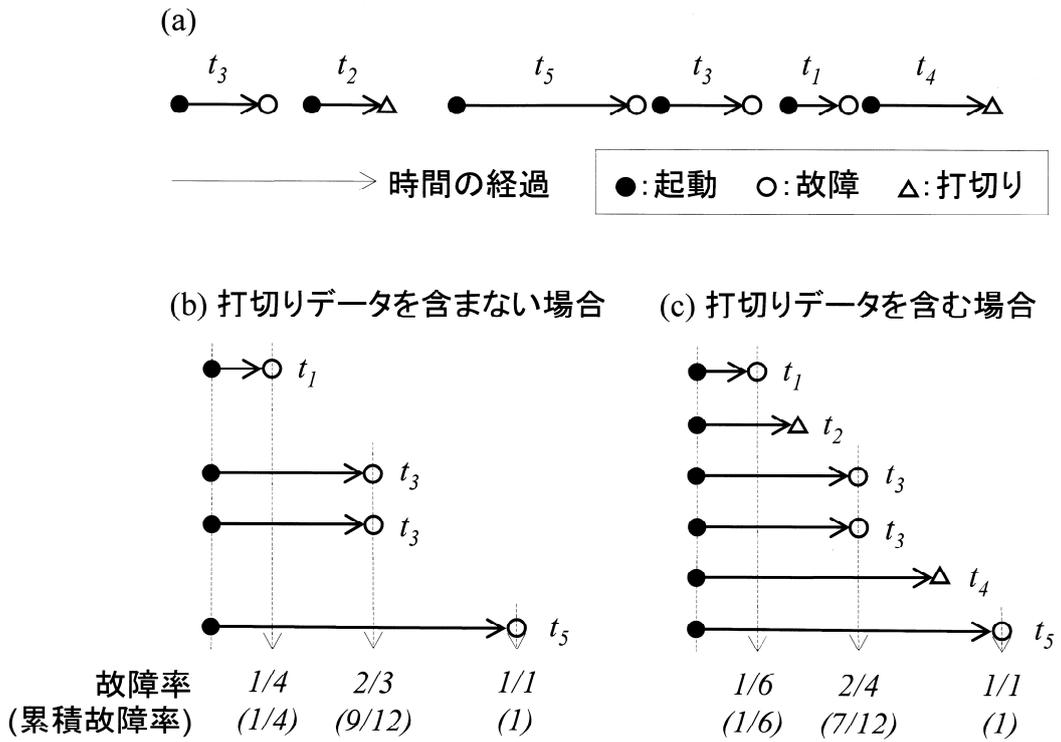
**Table B-1** **Fig. B-1** の運転データを用いた Kaplan-Meier 推定法に基づく累積故障率。表中の記号は本文に記載する。

(a) 打切りデータを含めない場合

運転時間の 区間	$n_i$	$d_i$	$r_i$	$\hat{p}_i$	$\hat{S}(t_i)$	$\hat{F}(t_i)$
$0 < t \leq t_1$	4	1	0	1/4	3/4	1/4
$t_1 < t \leq t_3$	3	2	0	2/3	3/12	9/12
$t_3 < t \leq t_5$	1	1	0	1	0	1

(b) 打切りデータを含める場合

運転時間の 区間	$n_i$	$d_i$	$r_i$	$\hat{p}_i$	$\hat{S}(t_i)$	$\hat{F}(t_i)$
$0 < t \leq t_1$	6	1	0	1/6	5/6	1/6
$t_1 < t \leq t_2$	5	0	1	0	5/6	1/6
$t_2 < t \leq t_3$	4	2	0	1/2	5/12	7/12
$t_3 < t \leq t_4$	2	0	1	0	5/12	7/12
$t_4 < t \leq t_5$	1	1	0	1	0	1



**Fig. B-1** 或る装置における運転データの抽出例。(a)は時間の経過とともに表した運転履歴、(b)は打切りデータを含めない場合の故障解析用データ、(c)は打切りデータを含める場合の故障解析用データである。また、**Table B-1** で求めた故障率、累積故障率も図中に示す。

## 付録 C ワイブル分布で近似した累積トリップ率

本付録では、第 4.2 節(3) (75 頁) で示した Kaplan-Meier 推定法で得られたクライストロン系の累積トリップ率をワイブル分布で近似し、平均トリップ間隔を求めるとともに、その値と Kaplan-Meier 推定法で得られた平均トリップ間隔と比較する。

一般に、機械や材料などは最も弱い部分から破壊され、疲労による機械の寿命や材料の破壊強度などが決まる場合が多い。この場合、累積故障率はワイブル分布<sup>32)</sup>から導出される信頼度関数  $F(t)$  に従う場合が多い<sup>32)</sup>。このため、各クライストロン系における累積トリップ率も同様にワイブル分布からの信頼度関数  $F(t)$  に従うと仮定する。ワイブル分布の信頼度関数  $F(t)$  は式(C.1)で定義される (Table A-1 参照)。

$$F(t) = 1 - R(t) = 1 - \exp\left[-\left(\frac{t}{\alpha}\right)^\beta\right] \quad (\text{C.1})$$

ここで、正の実数  $t$  は運転時間、正の実数  $\alpha$  は尺度パラメータ、正の実数  $\beta$  は形状パラメータである。この 2 個のパラメータを用いて、平均トリップ間隔 (MTBF) は式(C.2)で与えられる (Table A-1 参照)。

$$MTBF = \alpha \Gamma\left(1 + \frac{1}{\beta}\right) \quad (\text{C.2})$$

ここで、 $\Gamma(x)$  はガンマ関数であり、 $\Gamma(x) = \int_0^\infty z^{x-1} e^{-z} dz$  を満たす。

まず初めに、Kaplan-Meier 推定法から得られたクライストロン系 (60 系統) の累積トリップ率を、データ分析ツール JMP の生存時間分析を用いてワイブル分布からの信頼度関数  $F(t)$  (式(4.3)) で近似し、ワイブル分布のパラメータ  $\alpha_i, \beta_i$  ( $i=1, 2, \dots, 60$ ) をクライストロン系毎に求めた。Fig. C-1 はワイブル分布のパラメータ  $\alpha_i, \beta_i$  ( $i=1, 2, \dots, 60$ ) を二次元分布として表したものであり、図では打切り事象を含む場合と含まない場合に区別している。図よりワイブル分布の形状パラメータ  $\beta_i$  は 1 より小さい 0.2 ~ 0.9 の範囲に分布しているため、トリップ事象の故障率関数が運転時間とともに減少する (または、トリップ事象が運転時間の比較的短いときに集中して発生する)、いわゆる「初期故障タイプ」であることを表している。

Fig. C-2(a) は Fig. 4-3 と同様に典型的なクライストロン (番号 KL\_B1) における Kaplan-Meier 推定法から得られた累積トリップ率とワイブル分布で近似した累積トリップ率を

表している。両者を比較すると、データと近似曲線がよく一致していることがわかる。これに対し、**Fig. C-2(b)**はワイブル分布の近似が最も悪い例であるクライストロン番号 KL\_41 のデータを表している。図においてデータとワイブル分布が大きく乖離している場所として運転時間が 5 秒以下の領域がある。合計 233 個のトリップ事象のうち、この領域に 82 個が集中し、累積トリップ率が約 0.3 も上昇している。運転データを詳細に検討したところ、反射事象でクライストロンが停止し、再起動後、短時間（運転時間 5 秒以下）で再び反射事象で停止することが繰り返されていた。明らかに累積トリップ率の分布がクライストロン番号 KL\_B1 の場合と異なっていた。

このように、運転データから得られた Kaplan・マイヤー推定法の累積トリップ率とワイブル分布で近似した累積トリップ率の差異を定量的に判断するため、両者の相関係数  $r^2$  を用いて評価することとする。評価では、両者の累積トリップ率を比較し、相関係数を求めることとする。但し、ワイブル分布で近似した累積トリップ率は運転時間に対して連続的に変化するため、トリップ事象が発生した運転時間での累積トリップ率を比較するものとする。

例えば、**Fig. C-3** は典型的なクライストロン（番号 KL\_B1）において、運転データから得られた Kaplan・マイヤー推定法の累積トリップ率とワイブル分布で近似した累積トリップ率の関係を表している。図の両軸は累積トリップ率  $F(t)$  の関数値、 $\ln(-\ln(F(t)))$  を示しており、横軸の累積トリップ率は運転データから得られた Kaplan・マイヤー推定法の関数値、縦軸の累積トリップ率はワイブル分布の関数値である。両者の関数値が完全に一致する場合、図の点線上にデータが存在し、相関係数  $r^2$  は 1 となる。例えば、**Fig. C-3** の相関係数は 0.988 である。なお、**Fig. C-3** には運転時間の情報が示されていないが、運転時間の増加と共に累積トリップ率が 1 に近づくため、関数  $\ln(-\ln(F(t)))$  の値は運転時間の経過と共に負の無限大へ減少する。

このようにして求めた 60 系統あるクライストロン系における相関係数を **Fig. C-4** に示す。図は打切り事象を含めて評価した相関係数  $r^2$  を表しているが、その値は 0.79~0.99 の間に分布していることが分かる。一般に相関係数  $r^2$  が 0.5 以上の場合、両者は強い相関関係を示すため、運転データから得られた Kaplan・マイヤー推定法の累積トリップ率とワイブル分布で近似した累積トリップ率の間には強い相関関係があり、クライストロン系の累積トリップ率をワイブル分布で近似することは妥当であると考えられる。一方、図に示したバイアスの有無で区別した相関係数を比較すると、バイアスが有るデータについては相関係数が小さくなる傾向があることが分かった。

さらに、各クライストロン系における、運転データから得られた Kaplan・マイヤー推定法の累積トリップ率を用いた平均トリップ間隔と、ワイブル分布で近似した累積トリップ率を用いた平均トリップ間隔の関係を **Fig. C-5** に示す。図の点線は両者の平均トリップ間隔が等しいことを表しており、バイアスが有る運転データを白丸、バイアスが無い運転データを黒丸として表している。図より明らかに各クライストロン系の運転データは点線よ

りも上部に位置しており、 Kaplan・マイヤー推定法の累積トリップ率を用いた平均トリップ間隔よりワイブル分布で近似した累積トリップ率を用いた平均トリップ間隔が大きくなっていた。特に、バイアスが有る運転データを用いた場合両者の隔たりが大きくなる傾向があることが分かった。このため、ワイブル分布で近似した平均トリップ間隔を用いて式(4.3)で定義される高周波系に起因する年間ビームトリップ回数を評価する場合、過小に評価する可能性が生じる。

従って、運転データから得られた Kaplan・マイヤー推定法の累積トリップ率をワイブル分布で近似した場合、かなり良く近似できることが分かった。しかし、ワイブル分布で近似した累積トリップ率から求めた平均トリップ間隔は Kaplan・マイヤー推定法の累積トリップ率から求めた平均トリップ間隔より大きくなり、特にバイアスが有る運転データを用いた場合両者の隔たりが大きくなる傾向があることが分かった。

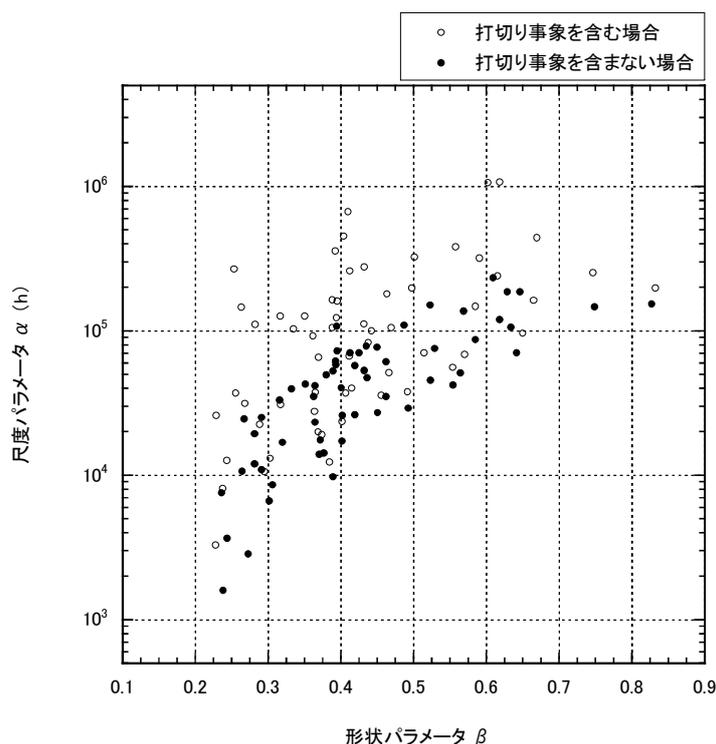


Fig. C-1 ワイブル分布における尺度パラメータと形状パラメータの関係

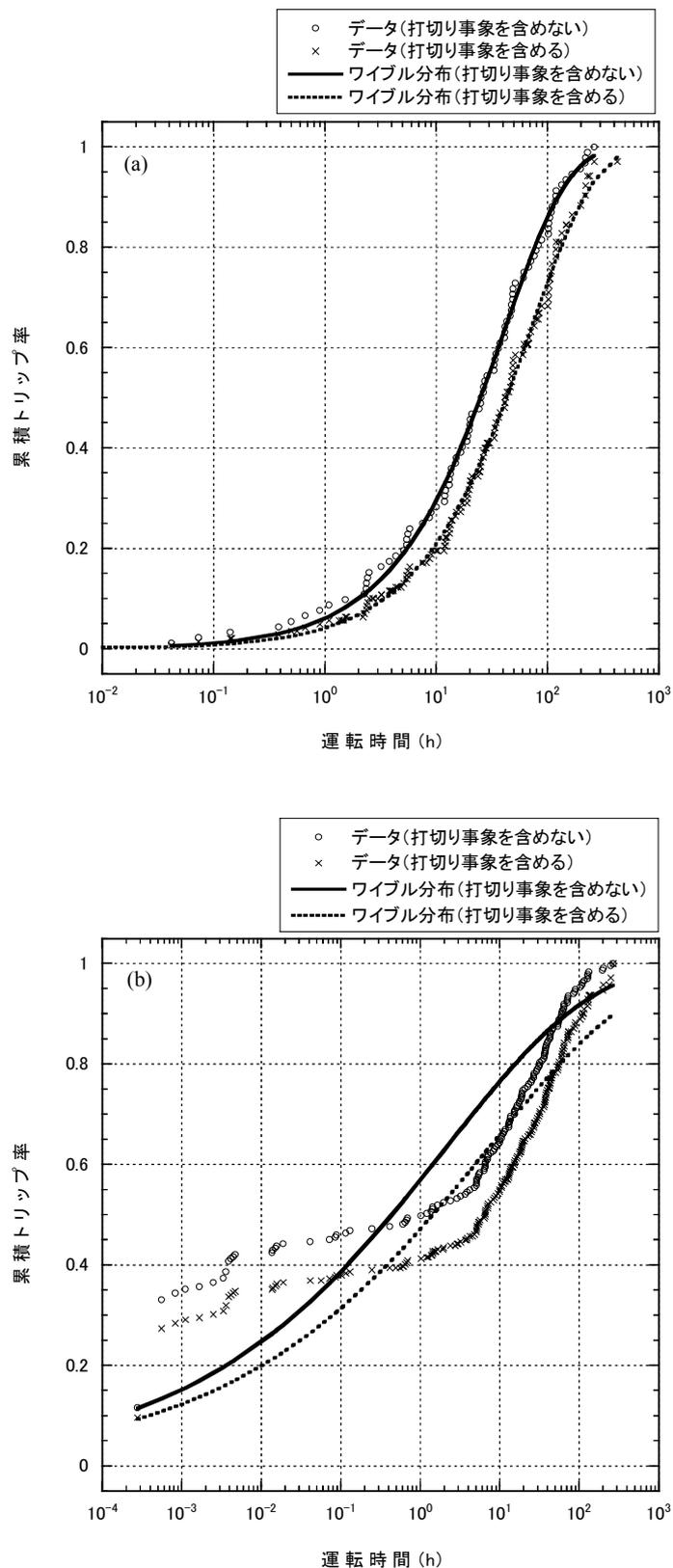
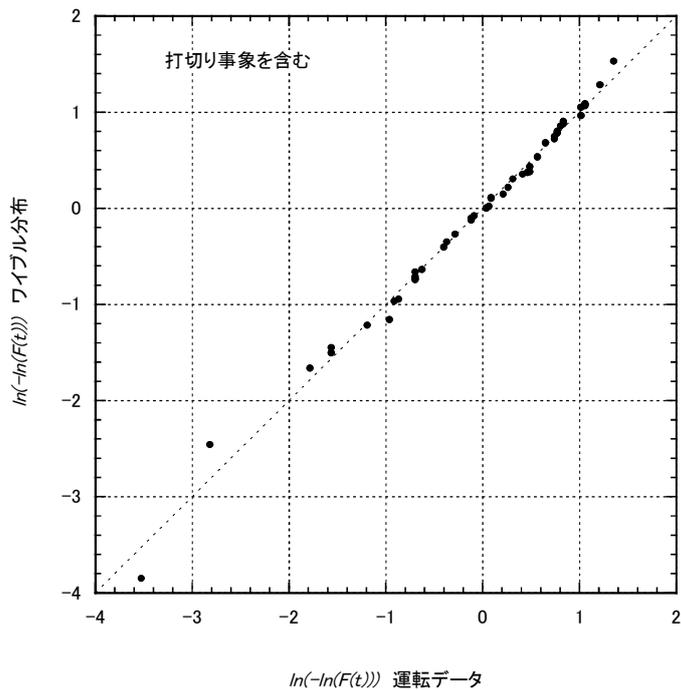
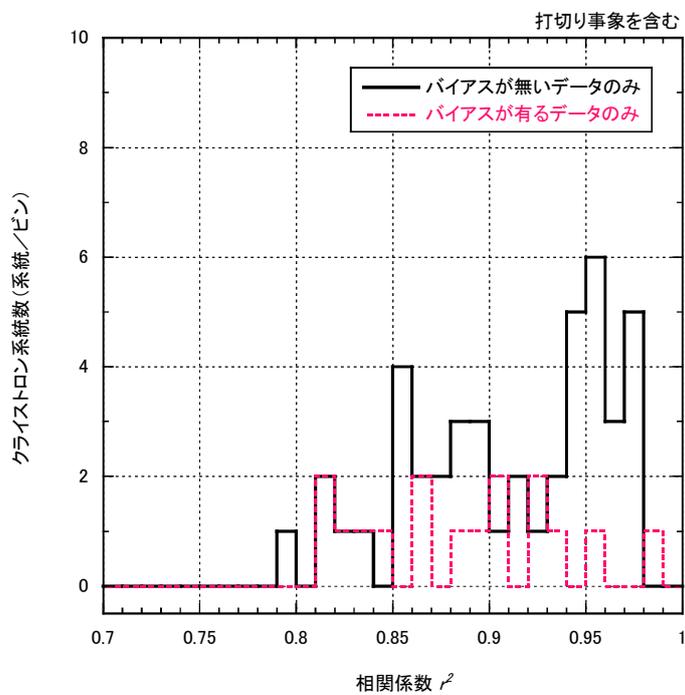


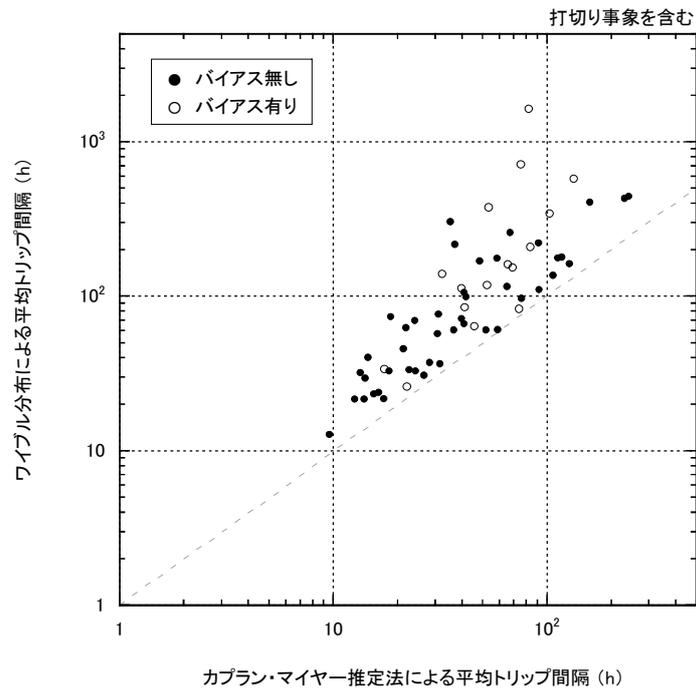
Fig. C-2 ワイブル分布を用いた累積トリップ率の近似。(a)は典型的な例（クライストロン番号 KL\_B1）、(b)は最も悪い例（クライストロン番号 KL\_41）を表す。



**Fig. C-3** 典型的なクライストロン（番号 KL\_B1）における運転データから得られた Kaplan・マイヤー推定法の累積トリップ率とワイブル分布で近似した累積トリップ率の関係



**Fig. C-4** 運転データから得られた累積トリップ率とワイブル分布で近似した累積トリップ率の相関係数



**Fig. C-5** カプラン・マイヤー推定法で評価された平均トリップ間隔とワイブル分布で評価された平均トリップ間隔の関係

# 国際単位系 (SI)

表1. SI基本単位

基本量	SI基本単位	
	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
物質の量	モル	mol
光度	カンデラ	cd

表2. 基本単位を用いて表されるSI組立単位の例

組立量	SI基本単位	
	名称	記号
面積	平方メートル	m <sup>2</sup>
体積	立方メートル	m <sup>3</sup>
速度	メートル毎秒	m/s
加速度	メートル毎秒毎秒	m/s <sup>2</sup>
波数	毎メートル	m <sup>-1</sup>
密度, 質量密度	キログラム毎立方メートル	kg/m <sup>3</sup>
面積密度	キログラム毎平方メートル	kg/m <sup>2</sup>
比体積	立方メートル毎キログラム	m <sup>3</sup> /kg
電流密度	アンペア毎平方メートル	A/m <sup>2</sup>
磁界の強さ	アンペア毎メートル	A/m
量濃度 <sup>(a)</sup> , 濃度	モル毎立方メートル	mol/m <sup>3</sup>
質量濃度	キログラム毎立方メートル	kg/m <sup>3</sup>
輝度	カンデラ毎平方メートル	cd/m <sup>2</sup>
屈折率 <sup>(b)</sup>	(数字の)	1
比透磁率 <sup>(b)</sup>	(数字の)	1

(a) 量濃度 (amount concentration) は臨床化学の分野では物質濃度 (substance concentration) とよばれる。  
 (b) これらは無次元量あるいは次元1をもつ量であるが、そのことを表す単位記号である数字の1は通常は表記しない。

表3. 固有の名称と記号で表されるSI組立単位

組立量	SI組立単位			
	名称	記号	他のSI単位による表し方	SI基本単位による表し方
平面角	ラジアン <sup>(b)</sup>	rad	1 <sup>(b)</sup>	m/m
立体角	ステラジアン <sup>(b)</sup>	sr <sup>(e)</sup>	1 <sup>(b)</sup>	m <sup>2</sup> /m <sup>2</sup>
周波数	ヘルツ <sup>(d)</sup>	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>	m <sup>-1</sup> kg s <sup>-2</sup>
エネルギー, 仕事, 熱量	ジュール	J	N m	m <sup>2</sup> kg s <sup>-2</sup>
仕事率, 工率, 放射束	ワット	W	J/s	m <sup>2</sup> kg s <sup>-3</sup>
電荷, 電気量	クーロン	C		s A
電位差 (電圧), 起電力	ボルト	V	W/A	m <sup>2</sup> kg s <sup>-3</sup> A <sup>-1</sup>
静電容量	ファラド	F	C/V	m <sup>-2</sup> kg <sup>-1</sup> s <sup>4</sup> A <sup>2</sup>
電気抵抗	オーム	Ω	V/A	m <sup>2</sup> kg s <sup>-3</sup> A <sup>-2</sup>
コンダクタンス	ジーメンズ	S	A/V	m <sup>-2</sup> kg <sup>-1</sup> s <sup>3</sup> A <sup>2</sup>
磁束	ウェーバ	Wb	Vs	m <sup>2</sup> kg s <sup>-2</sup> A <sup>-1</sup>
磁束密度	テスラ	T	Wb/m <sup>2</sup>	kg s <sup>-2</sup> A <sup>-1</sup>
インダクタンス	ヘンリー	H	Wb/A	m <sup>2</sup> kg s <sup>-2</sup> A <sup>-2</sup>
セルシウス温度	セルシウス度 <sup>(e)</sup>	°C		K
光照度	ルーメン	lm	cd sr <sup>(e)</sup>	cd
放射線量	グレイ	Gy	J/kg	m <sup>2</sup> s <sup>-2</sup>
放射線量当量, 周辺線量当量, 方向性線量当量, 個人線量当量	シーベルト <sup>(g)</sup>	Sv	J/kg	m <sup>2</sup> s <sup>-2</sup>
酸素活性	カタール	kat		s <sup>-1</sup> mol

(a) SI接頭語は固有の名称と記号を持つ組立単位と組み合わせても使用できる。しかし接頭語を付した単位はもはやコヒーレントではない。  
 (b) ラジアンとステラジアンは数字の1に対する単位の特別な名称で、量についての情報をつたえるために使われる。実際には、使用する時には記号rad及びsrが用いられるが、習慣として組立単位としての記号である数字の1は明示されない。  
 (c) 測光学ではステラジアンという名称と記号srを単位の表し方の中に、そのまま維持している。  
 (d) ヘルツは周期現象についてのみ、ベクレルは放射性核種の統計的過程についてのみ使用される。  
 (e) セルシウス度はケルビンの特別な名称で、セルシウス温度を表すために使用される。セルシウス度とケルビンの単位の大きさは同一である。したがって、温度差や温度間隔を表す数値はどちらの単位で表しても同じである。  
 (f) 放射性核種の放射能 (activity referred to a radionuclide) は、しばしば誤った用語で"radioactivity"と記される。  
 (g) 単位シーベルト (PV.2002.70.205) についてはCIPM勧告2 (CI-2002) を参照。

表4. 単位の中に固有の名称と記号を含むSI組立単位の例

組立量	SI組立単位		
	名称	記号	SI基本単位による表し方
粘り度	パスカル秒	Pa s	m <sup>-1</sup> kg s <sup>-1</sup>
力のモーメント	ニュートンメートル	N m	m kg s <sup>-2</sup>
表面張力	ニュートン毎メートル	N/m	kg s <sup>-2</sup>
角速度	ラジアン毎秒	rad/s	m m <sup>-1</sup> s <sup>-1</sup> =s <sup>-1</sup>
角加速度	ラジアン毎秒毎秒	rad/s <sup>2</sup>	m m <sup>-1</sup> s <sup>-2</sup> =s <sup>-2</sup>
熱流密度, 放射照度	ワット毎平方メートル	W/m <sup>2</sup>	kg s <sup>-3</sup>
熱容量, エントロピー	ジュール毎ケルビン	J/K	m <sup>2</sup> kg s <sup>-2</sup> K <sup>-1</sup>
比熱容量, 比エントロピー	ジュール毎キログラム毎ケルビン	J/(kg K)	m <sup>2</sup> s <sup>-2</sup> K <sup>-1</sup>
比エネルギー	ジュール毎キログラム	J/kg	m <sup>2</sup> s <sup>-2</sup>
熱伝導率	ワット毎メートル毎ケルビン	W/(m K)	m kg s <sup>-3</sup> K <sup>-1</sup>
体積エネルギー	ジュール毎立方メートル	J/m <sup>3</sup>	m <sup>-1</sup> kg s <sup>-2</sup>
電界の強さ	ボルト毎メートル	V/m	m kg s <sup>-3</sup> A <sup>-1</sup>
電荷密度	クーロン毎立方メートル	C/m <sup>3</sup>	m <sup>-3</sup> s A
表面電荷	クーロン毎平方メートル	C/m <sup>2</sup>	m <sup>-2</sup> s A
電束密度, 電気変位	クーロン毎平方メートル	C/m <sup>2</sup>	m <sup>-2</sup> s A
誘電率	ファラド毎メートル	F/m	m <sup>-3</sup> kg <sup>-1</sup> s <sup>4</sup> A <sup>2</sup>
透磁率	ヘンリー毎メートル	H/m	m kg s <sup>-2</sup> A <sup>-2</sup>
モルエネルギー	ジュール毎モル	J/mol	m <sup>2</sup> kg s <sup>-2</sup> mol <sup>-1</sup>
モルエントロピー, モル熱容量	ジュール毎モル毎ケルビン	J/(mol K)	m <sup>2</sup> kg s <sup>-2</sup> K <sup>-1</sup> mol <sup>-1</sup>
照射線量 (X線及びγ線)	クーロン毎キログラム	C/kg	kg <sup>-1</sup> s A
吸収線量率	グレイ毎秒	Gy/s	m <sup>2</sup> s <sup>-3</sup>
放射強度	ワット毎ステラジアン	W/sr	m <sup>4</sup> m <sup>-2</sup> kg s <sup>-3</sup> =m <sup>2</sup> kg s <sup>-3</sup>
放射輝度	ワット毎平方メートル毎ステラジアン	W/(m <sup>2</sup> sr)	m <sup>2</sup> m <sup>-2</sup> kg s <sup>-3</sup> =kg s <sup>-3</sup>
酵素活性濃度	カタール毎立方メートル	kat/m <sup>3</sup>	m <sup>-3</sup> s <sup>-1</sup> mol

表5. SI接頭語

乗数	接頭語	記号	乗数	接頭語	記号
10 <sup>24</sup>	ヨタ	Y	10 <sup>-1</sup>	デシ	d
10 <sup>21</sup>	ゼタ	Z	10 <sup>-2</sup>	センチ	c
10 <sup>18</sup>	エクサ	E	10 <sup>-3</sup>	ミリ	m
10 <sup>15</sup>	ペタ	P	10 <sup>-6</sup>	マイクロ	μ
10 <sup>12</sup>	テラ	T	10 <sup>-9</sup>	ナノ	n
10 <sup>9</sup>	ギガ	G	10 <sup>-12</sup>	ピコ	p
10 <sup>6</sup>	メガ	M	10 <sup>-15</sup>	フェムト	f
10 <sup>3</sup>	キロ	k	10 <sup>-18</sup>	アト	a
10 <sup>2</sup>	ヘクト	h	10 <sup>-21</sup>	ゼプト	z
10 <sup>1</sup>	デカ	da	10 <sup>-24</sup>	ヨクト	y

表6. SIに属さないが、SIと併用される単位

名称	記号	SI単位による値
分	min	1 min=60s
時	h	1h=60 min=3600 s
日	d	1 d=24 h=86 400 s
度	°	1°=(π/180) rad
分	'	1'=(1/60)°=(π/10800) rad
秒	"	1"=(1/60)'=(π/648000) rad
ヘクタール	ha	1ha=1hm <sup>2</sup> =10 <sup>4</sup> m <sup>2</sup>
リットル	L, l	1L=1l=1dm <sup>3</sup> =10 <sup>3</sup> cm <sup>3</sup> =10 <sup>-3</sup> m <sup>3</sup>
トン	t	1t=10 <sup>3</sup> kg

表7. SIに属さないが、SIと併用される単位で、SI単位で表される数値が実験的に得られるもの

名称	記号	SI単位で表される数値
電子ボルト	eV	1eV=1.602 176 53(14)×10 <sup>-19</sup> J
ダルトン	Da	1Da=1.660 538 86(28)×10 <sup>-27</sup> kg
統一原子質量単位	u	1u=1 Da
天文単位	ua	1ua=1.495 978 706 91(6)×10 <sup>11</sup> m

表8. SIに属さないが、SIと併用されるその他の単位

名称	記号	SI単位で表される数値
バール	bar	1 bar=0.1MPa=100kPa=10 <sup>5</sup> Pa
水銀柱ミリメートル	mmHg	1mmHg=133.322Pa
オングストローム	Å	1 Å=0.1nm=100pm=10 <sup>-10</sup> m
海里	M	1 M=1852m
バイン	b	1 b=100fm <sup>2</sup> =10 <sup>-12</sup> cm <sup>2</sup> =10 <sup>-28</sup> m <sup>2</sup>
ノット	kn	1 kn=(1852/3600)m/s
ネーパ	Np	SI単位との数値的な関係は、 対数量の定義に依存。
ベベル	B	
デジベル	dB	

表9. 固有の名称をもつCGS組立単位

名称	記号	SI単位で表される数値
エルグ	erg	1 erg=10 <sup>-7</sup> J
ダイン	dyn	1 dyn=10 <sup>-5</sup> N
ポアズ	P	1 P=1 dyn s cm <sup>-2</sup> =0.1Pa s
ストークス	St	1 St=1cm <sup>2</sup> s <sup>-1</sup> =10 <sup>-4</sup> m <sup>2</sup> s <sup>-1</sup>
スチルブ	sb	1 sb=1cd cm <sup>-2</sup> =10 <sup>4</sup> cd m <sup>-2</sup>
フット	ph	1 ph=1cd sr cm <sup>-2</sup> 10 <sup>4</sup> lx
ガリ	Gal	1 Gal=1cm s <sup>-2</sup> =10 <sup>-2</sup> ms <sup>-2</sup>
マクスウェル	Mx	1 Mx=1G cm <sup>2</sup> =10 <sup>-8</sup> Wb
ガウス	G	1 G=1Mx cm <sup>-2</sup> =10 <sup>4</sup> T
エルステッド (c)	Oe	1 Oe≐ (10 <sup>3</sup> /4π)A m <sup>-1</sup>

(c) 3元素のCGS単位系とSIでは直接比較できないため、等号「≐」は対応関係を示すものである。

表10. SIに属さないその他の単位の例

名称	記号	SI単位で表される数値
キュリー	Ci	1 Ci=3.7×10 <sup>10</sup> Bq
レントゲン	R	1 R=2.58×10 <sup>-4</sup> C/kg
ラド	rad	1 rad=1cGy=10 <sup>-2</sup> Gy
レム	rem	1 rem=1 cSv=10 <sup>-2</sup> Sv
ガンマ	γ	1 γ=1 nT=10 <sup>-9</sup> T
フェルミ	f	1フェルミ=1 fm=10 <sup>-15</sup> m
メートル系カラット		1メートル系カラット=200 mg=2×10 <sup>-4</sup> kg
トル	Torr	1 Torr=(101 325/760) Pa
標準大気圧	atm	1 atm=101 325 Pa
カロリ	cal	1cal=4.1858J (「15°C」カロリ), 4.1868J (「IT」カロリ), 4.184J (「熱化学」カロリ)
マイクロ	μ	1 μ=1μm=10 <sup>-6</sup> m

