

J A E R I - M
85-203

核融合実験炉(FER)のプラズマ周辺構造物
のパルス運転に伴う非定常温度応答

1985年12月

湊 章男*・東稔 達三

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

JAERI-Mレポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。
入手の問合せは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11茨城県那珂郡東海村）あて、
お申しこしください。なお、このほかに財團法人原子力弘済会資料センター（〒319-11茨城県那珂郡
東海村日本原子力研究所内）で複写による実費領布をおこなっております。

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

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1985

編集兼発行 日本原子力研究所
印 刷 日青工業株式会社

核融合実験炉（ F E R ）のプラズマ周辺構造物
のパルス運転に伴う非定常温度応答

日本原子力研究所那珂研究所臨界プラズマ研究部
湊 章男*・東稔 達三

（ 1985 年 11 月 21 日受理）

トカマク型核融合実験炉（ F E R ）に於いて、プラズマの周辺に置かれる構造物（第 1 壁、ダイバータ / リミタ、ブランケット、遮蔽体等の炉内構造物）のプラズマの起動 / 停止及びパルス運転に伴う非定常温度応答を、昭和 58 年度の標準設計仕様（ 100 秒燃焼のパルス運転）をベースにして検討した。

プラズマの起動 / 停止及びパルス運転による熱負荷の時間変化により炉内構造物は非定常温度変化を示し、発生する熱応力は繰返し疲労寿命に大きな影響を与える。さらに燃焼時間はブランケットに充填されている固体増殖材（ Li_2O ）の温度制御に影響を与え、かつ厚肉構造物であるブランケット容器及び遮蔽体の全体の温度制御に影響を与える。

本報告書は、プラズマの起動 / 停止及びパルス運転に伴う種々の時間的熱負荷変化に対し炉内構造物の非定常温度応答特性を求め、熱構造設計上の観点から F E R のパルス運転シナリオを見直すために予備的に検討したものをまとめたものである。

* : 外来研究員、川崎重工業

Transient Temperature Response of In-Vessel Components Due to
Pulsed Operation in Tokamak Fusion Experimental Reactor (FER)

Department of Large Tokamak Research
Naka Fusion Research Establishment, JAERI

Akio MINATO* and Tatsuzo TONE

(Received November 21, 1985)

A transient temperature response of the in-vessel components (first wall, blanket, divertor/limiter and shielding) surrounding plasma in Tokamak Fusion Experimental Reactor (FER) has been analysed.

Transient heat load during start up/shut down and pulsed operation cycles causes the transient temperature response in those components. The fatigue lifetime of those components significantly depends upon the resulting cyclic thermal stress. The burn time affects the temperature control in the solid breeder (Li_2O) and also affects the thermo-mechanical design of the blanket and shielding which are constructed with thick structure.

In this report, results of the transient temperature response obtained by the heat transfer and conduction analyses for various pulsed operation scenarios (start up, shut down, burn and dwell times) have been investigated in view of thermo-mechanical design of the in-vessel components.

Keywords: Transient Temperature Response, Tokamak Fusion Experimental Reactor, Pulsed Operation Scenario, In-Vessel Component, Burn Time, Solid Breeder, Temperature Control, Thermo-Mechanical Design

* On leave from Kawasaki Heavy Industries, Ltd.

目 次

1. 緒 言	1
2. 第 1 壁	1
2.1 運転シナリオによる温度応答特性	1
2.2 中性粒子突き抜け時の温度応答特性	10
3. ダイバータ	16
3.1 運転シナリオによる温度応答特性	16
4. ブランケット	18
4.1 運転シナリオによる温度応答特性	18
4.2 燃焼時間と $L_{i_2}O$ の温度制御	23
5. 考 察	32
謝 辞	33
参考文献	33
付録：急激な温度上昇による平板の変形	34

Contents

1. Introduction	1
2. First Wall	1
2.1 Transient temperature response due to operation scenario	1
2.2 Transient temperature response at NBI shine through	10
3. Divertor	16
3.1 Transient temperature response due to operation scenario	16
4. Blanket	18
4.1 Transient temperature response due to operation scenario	18
4.2 Burn time and temperature control of Li ₂ O	23
5. Concluding remarks	32
Acknowledgement	33
References	33
Appendix	34

1. 緒 言

プラズマの周辺に置かれる構造物（第1壁、ブランケット、ダイバータ／リミタ、遮蔽体等）は、プラズマの起動／停止時の熱負荷の時間変化により非定常温度変化を示す。その温度変化により発生する熱応力は、炉のパルス出力運転に伴い繰り返し作用し、寿命評価に大きな影響を与える。故に熱負荷の変化に伴う構造物の温度応答特性を把握することは、繰り返し熱疲労あるいは熱衝撃の問題等を正確に評価するために重要である。

本報告書では、第1壁、ダイバータ及びブランケット容器を対象として、熱負荷の変化に伴う温度応答特性を求め、各構造物の温度変化に与えるプラズマの起動/停止、燃焼及び休止時間の影響を考察し、熱構造設計上の観点からパルス運転シナリオの問題点について予備的な検討を行っている。さらに、第1壁については中性粒子入射加熱時の高エネルギー粒子突き抜けによる影響を調べた。これらの検討は昭和58年度の核融合実験炉（F E R）^{(1),(2)}のパルス運転シナリオの見直し作業において得られた結果に、その後検討を加えてとりまとめたものである。

2. 第 1 壁

第1壁はプラズマに直接面する構造物であるので、プラズマの起動／停止／燃焼時間、中性粒子突き抜け及びプラズマディスラップ・ショット時の熱負荷を考慮し、パルス出力運転に伴う繰り返し熱応力に起因する寿命評価についても触れる。

熱解析及び応力解析に使用する全ての設計条件は、昭和58年度に行われた核融合実験炉（F E R）^{(1),(2)}に基づくものとする。Table 2.1に第1壁の熱負荷条件を示す。解析に使用した熱負荷の時間変化を設定する為の運転シナリオをFig. 2.1に示す。

2.1 運転シナリオによる温度応答特性

昭和58年度のF E Rの第1壁（ステンレス鋼）構造設計を対象とし、中性粒子のスパッタリングによるエロージョン及び熱応力疲労から決められた第1壁の板厚が8.0 mmの場合について、熱負荷の時間変化に伴う非定常温度分布解析を行った。解析モデルをFig. 2.2に示す。F E Rの1サイクルの運転時間は200秒である。プラズマの燃焼時間を100秒としているので、残りの100秒を各々起動、停止及び休止時間に振り分けた場合の第1壁の時間的温度変化を求め、その温度応答特性を明らかにした。解析モデルに用いた第1壁の設計例をFig. 2.3に示す。

(a) 起動時の熱負荷による温度変化

先ず、プラズマの運転シナリオの中で、起動時の熱負荷による第1壁の温度変化を求めた。F E Rの運転シナリオはFig. 2.1に示されているように、プラズマの起動時間内でプラズマの密度及びプラズマ電流が急激に立ち上がり始めるのは5秒後である。第1壁の熱負荷に起因する

1. 緒 言

プラズマの周辺に置かれる構造物（第1壁、ブランケット、ダイバータ／リミタ、遮蔽体等）は、プラズマの起動／停止時の熱負荷の時間変化により非定常温度変化を示す。その温度変化により発生する熱応力は、炉のパルス出力運転に伴い繰り返し作用し、寿命評価に大きな影響を与える。故に熱負荷の変化に伴う構造物の温度応答特性を把握することは、繰り返し熱疲労あるいは熱衝撃の問題等を正確に評価するために重要である。

本報告書では、第1壁、ダイバータ及びブランケット容器を対象として、熱負荷の変化に伴う温度応答特性を求め、各構造物の温度変化に与えるプラズマの起動/停止、燃焼及び休止時間の影響を考察し、熱構造設計上の観点からパルス運転シナリオの問題点について予備的な検討を行っている。さらに、第1壁については中性粒子入射加熱時の高エネルギー粒子突き抜けによる影響を調べた。これらの検討は昭和58年度の核融合実験炉（F E R）^{(1),(2)} のパルス運転シナリオの見直し作業において得られた結果に、その後検討を加えてとりまとめたものである。

2. 第 1 壁

第1壁はプラズマに直接面する構造物であるので、プラズマの起動／停止／燃焼時間、中性粒子突き抜け及びプラズマディスラプション時の熱負荷を考慮し、パルス出力運転に伴う繰り返し熱応力に起因する寿命評価についても触れる。

熱解析及び応力解析に使用する全ての設計条件は、昭和58年度に行われた核融合実験炉（F E R）^{(1),(2)}に基づくものとする。Table 2.1に第1壁の熱負荷条件を示す。解析に使用した熱負荷の時間変化を設定する為の運転シナリオをFig. 2.1に示す。

2.1 運転シナリオによる温度応答特性

昭和58年度のF E Rの第1壁（ステンレス鋼）構造設計を対象とし、中性粒子のスパッタリングによるエロージョン及び熱応力疲労から決められた第1壁の板厚が8.0 mmの場合について、熱負荷の時間変化に伴う非定常温度分布解析を行った。解析モデルをFig. 2.2に示す。F E Rの1サイクルの運転時間は200秒である。プラズマの燃焼時間を100秒としているので、残りの100秒を各々起動、停止及び休止時間に振り分けた場合の第1壁の時間的温度変化を求め、その温度応答特性を明らかにした。解析モデルに用いた第1壁の設計例をFig. 2.3に示す。

(a) 起動時の熱負荷による温度変化

先ず、プラズマの運転シナリオの中で、起動時の熱負荷による第1壁の温度変化を求めた。F E Rの運転シナリオはFig. 2.1に示されているように、プラズマの起動時間内でプラズマの密度及びプラズマ電流が急激に立ち上がり始めるのは5秒後である。第1壁の熱負荷に起因する

それらの立ち上りを考慮し、第1壁の温度上昇が生じ定常運転までの経過時間を5秒とこの解析では仮定した。起動時の第1壁への熱負荷の時間変化による温度応答を調べる為種々のモデルを考え、それらをFig. 2.4に、さらに各々のケースに対する式を以下に示す。

$$\text{Case 1} \quad q(t) = q_0 \quad (2.1)$$

$$\text{Case 2} \quad q(t) = q_0 \sqrt{t/t_0} \quad (2.2)$$

$$\text{Case 3} \quad q(t) = q_0 t/t_0 \quad (2.3)$$

$$\text{Case 4} \quad q(t) = q_0 (t/t_0)^3 \quad (2.4)$$

以上の4ケースについて、有限要素法熱伝導解析コード“DOT⁽³⁾”を用いた解析結果をFig. 2.5に示す。解析に使用した第1壁構造材ステンレス鋼(Type 316 S.S.)の熱的性質をTable 2.2に示す。冷却材は1 MPa程度の加圧水とし、その熱伝達率を1.2 W/cm²℃、冷却材の初期温度を100℃と仮定した。熱負荷として、表面熱流束 $q_s = 12 \text{ W/cm}^2$ 及び核発熱密度 $q_n = 10 \text{ W/cc}$ が同じ時間変化により作用するものとした。各熱負荷の時間変化に対し、第1壁の温度応答は約30秒後にはプラズマ側及び冷却材側とも定常状態に達している。

ここで、起動初期時の第1壁の温度変化により発生する熱応力(板厚方向に生じる温度差に基づく熱応力)の動的効果について次のような検討を行った。ステップ状の熱負荷が第1壁表面に作用する場合の表面温度上昇(ΔT)は次式で求められる(冷却を考慮しない)。

$$\Delta T = \frac{2q_s}{k} \sqrt{\frac{kt}{C_p \cdot \rho \cdot \pi}} \quad (2.5)$$

但し、上式で q_s は表面熱流束、 k は熱伝導率、 C_p は比熱、 ρ は密度及び t は熱負荷の作用時間である。 q_s を12 W/cm²とした場合(核発熱は考慮しない)の表面温度の時間変化を前述の結果と合わせてFig. 2.5に示す。前の4つのCaseとは異なり30秒後には表面温度200℃を越え、冷却の効果がないことを表わしている。有限の板厚を有する第1壁において、表面からの熱流束が冷却材側に伝わる時間(τ)は、温度拡散率 κ (= $k / C_p \cdot \rho$)を用いて次式で推定できる。

$$\tau = h^2 / \kappa = 0.8^2 / 0.042 \approx 15 \text{ (秒)} \quad (2.6)$$

実際にはFig. 2.5に示されているように、有限要素法による非定常熱伝導解析の結果では、各ケースとも冷却材側は5秒後にはすでに温度上昇が始まっている(但し、Fig. 2.5にはCase 2～4の場合の冷却材の時間的温度変化は示していないが、ほぼCase 1と同じである)。故に板厚方向に生じる温度差は定常運転状態に達した時が最大となり、繰り返し運転に伴う熱応力疲労はその時に発生する応力が基準となる。

板厚8mmのステンレス鋼の第1壁では、起動時の熱負荷がステップ状に変化すると仮定した場

合 (Case 1), その温度上昇は 10°C / 秒程度である。その時に発生する第 1 壁自身の変形に動的効果が現らわれるかどうかは、詳細な解析（但し付録では簡単な検討を行っている。）あるいは実験により検討する必要がある。4 章で述べるように、第 1 壁を含むブランケット全体を考えた場合、ブランケット内での熱負荷の分布によりプラズマ側と遮蔽体側の温度変化の違いによる応力の発生がパルス運転において熱構造設計上問題となる。

(b) 運転シナリオによる温度変化

FER の 1 サイクルの運転時間が 200 秒及び燃焼時間が 100 秒と定められている。その場合、残りの 100 秒間を起動、停止及び休止にどのように振り分けるかにより、第 1 壁の温度変化に差が現われる。特に停止及び休止時間中の第 1 壁の温度降下を防ぐため、その時間あるいは起動時にも冷却材の流量制御が必要となる。流量制御を行うことにより第 1 壁に発生する熱応力の振幅を減少することはパルス運転炉に於ける長寿命化対策の 1 つである。

Fig. 2.6 に解析の為に熱負荷変化を模擬した運転シナリオを示す。図において、 t_s は起動時間、 t_b は燃焼時間、 t_d は停止時間及び t_r は休止時間に対応し、 $t_s + t_b + t_d + t_r = 200$ 秒 ($t_b = 100$ 秒) である。Fig. 2.7 及び 2.8 に起動 / 停止 / 休止時間を各々変えた場合の第 1 壁の時間的温度変化を最初の起動から 2 サイクルまで示す。但し、ここで用いた各々の時間については、プラズマ物理あるいは排気系の設計とは無関係に設定した値である。Fig. 2.8 に示されているように、停止時間を 40 秒、休止時間を 20 秒とした場合でも、第 1 壁の温度は 2 サイクル目の起動初期時には冷却材温度 (100°C) まで全体が低下する。つまり、板厚方向に発生する応力は完全片振り状態となる。この場合、熱負荷が変化しているかあるいは無い状態に於いて流量制御を行えば、発生する応力振幅を小さくすることは可能である。以下にその流量制御を考慮した場合の検討結果を示す。

起動 / 停止時間を各々 10 秒、休止時間を 80 秒とした場合の熱負荷変化（表面熱流束は 12 W / cm²、核発熱密度は 10 W / cc で各々最大値）を解析の対象とした。流量制御の方法は、停止開始時にステップ状に冷却材流量を 0.0, 1.0, 5.0 及び 50.0 % を急激に低下するモデルを考えた。但し、解析で模擬した流量制御方法は、冷却材流量の低下を冷却材の熱伝達率の低下に置きかえ、その値は定常運転時の熱伝達率に各比率を掛けている。又、熱負荷の変化に合わせて熱伝達率の変化が解析コードで取り扱えない為、ステップ状に大きな変化を与える手法を採用した。Figs. 2.9 ~ 2.12 に各場合の温度変化を示す。尚、解析に使用した冷却材温度は 100°C である。実際には熱負荷が減少すれば同時にその温度も低下するが、ここでは 100°C と一定とした。この解析結果では、流量（ここでは熱伝達率）が 5 % 程度になると、第 1 壁全体が冷却材温度まで降下する。実際には入口温度まで降下する事も考えても、熱負荷の変化に追従した流量制御は可能があるので、第 1 壁に発生する熱応力の振幅は小さくなる。Fig. 2.7 に示されているように流量制御を行なわない場合に発生する熱応力は完全片振り状態である。しかし、Fig. 2.10 に示されているように、流量制御を 1 % とした場合の温度変化をみると、制御中に第 1 壁の平均温度は冷却材の温度より高くなり、第 1 壁に発生する最大応力は変わらないがサイクル運転中のその振幅は小さくなる。

熱応力疲労の問題を軽減するために、熱負荷の変化に追従した冷却材の流量制御の他に、パルス運転を行うならば、燃焼時間が十分長い運転シナリオを採用すれば良い。但し、その場合には

プラズマ物理の問題が生じてくる。

Table 2.1 Thermal loads of first wall (FER '83)

1. 平均中性子壁負荷	1.0 MW / m ²
全中性子束	~ 5×10^{14} / cm ² · sec
2. 積分壁負荷	3 MW · yr / m ²
中性子フルーエンス	~ 5×10^{22} n/cm ² (Total)
	~ 4×10^{22} n/cm ² (> 0.1 MeV)
3. 热 负 荷	
表面热負荷 (プラズマから)	42 MW
(ダイバータ領域から)	10 MW (~ 14 W / cm ²)
核 発 热	10 W / cm ² (S. S.)
4. 粒子負荷 (中性粒子)	1.6 × 10 ²³ / sec (4.6 × 10 ²⁰ / m ² sec)
中性粒子エネルギー	200 eV
5. 運転モード	
Burn Time	100 sec
Dwell Time	100 sec
サイクル数	~ 10 ⁶ 回
6. ディスラプション	
Total Energy	120 MJ
Disruption Time	15 m sec
Heat Flux	8.8 kW / cm ²
全 回 数	1000 回

Table 2.2 Thermal characteristics of Type 316 S.S.

Temperature (°C)	Thermal Conductivity (W / cm K)	Specific Heat (J / g K)	Density (g / cm ³)
20	0.14	0.48	7.9
200	0.17	0.52	7.9
400	0.20	0.56	7.9

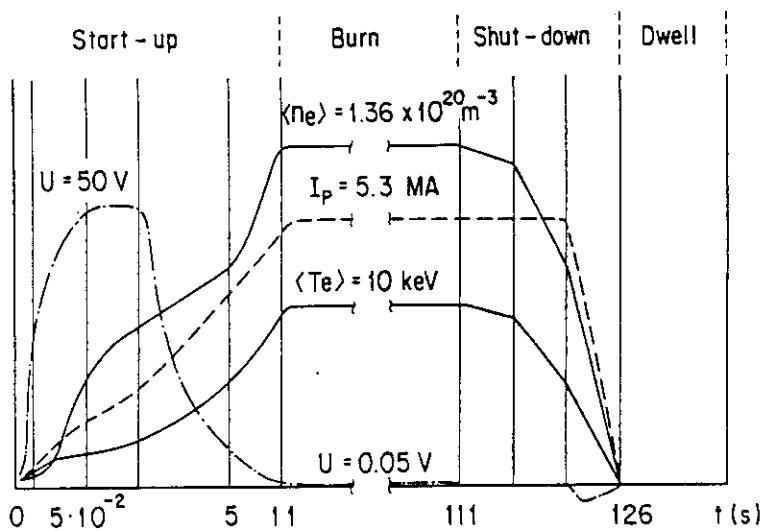


Fig. 2.1 FER operation scenario

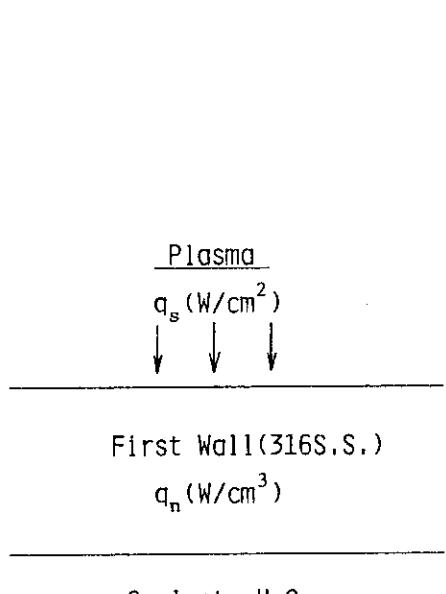


Fig. 2.2 Analytical model of heat transfer and conduction for first wall

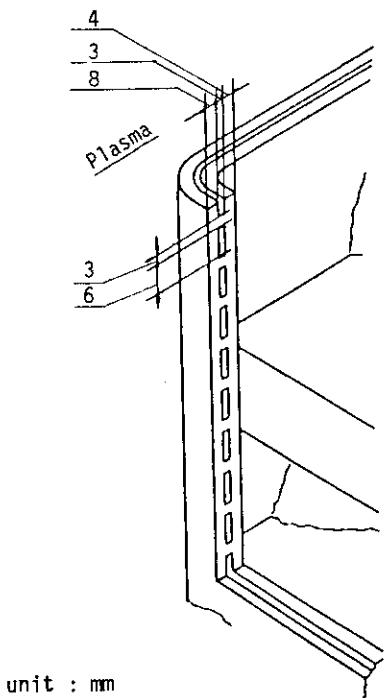


Fig. 2.3 Concept of first wall (FER)

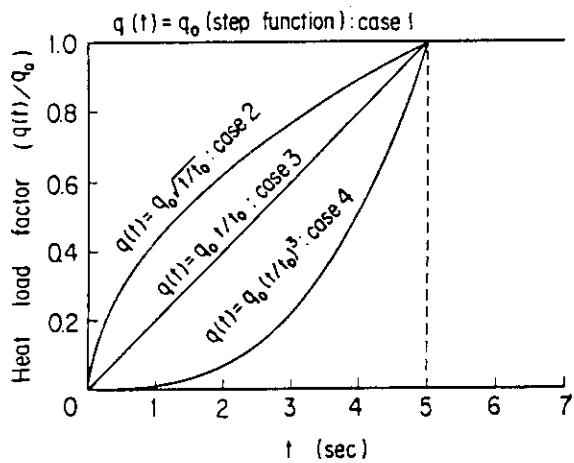


Fig. 2.4 Time variation of heat load at start up

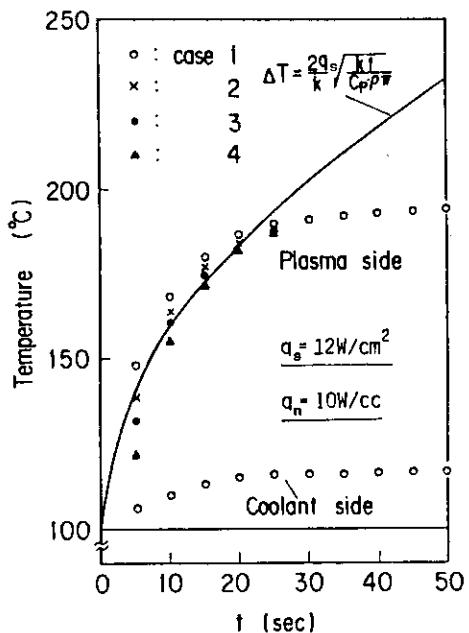


Fig. 2.5 Time variation of first wall temperature for several start up scenario

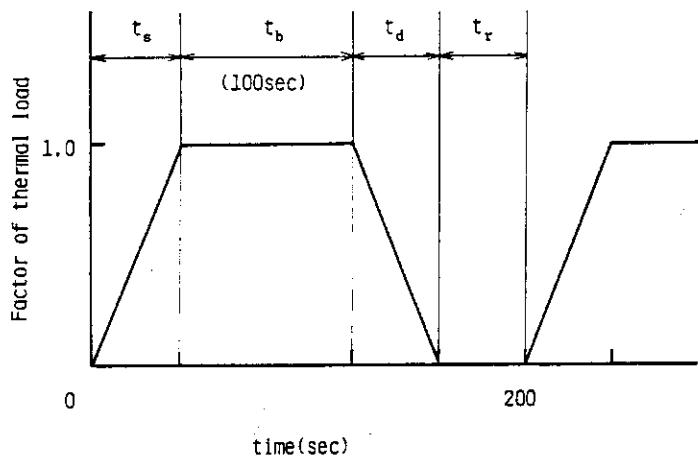


Fig. 2.6 Time variation of thermal load at operation

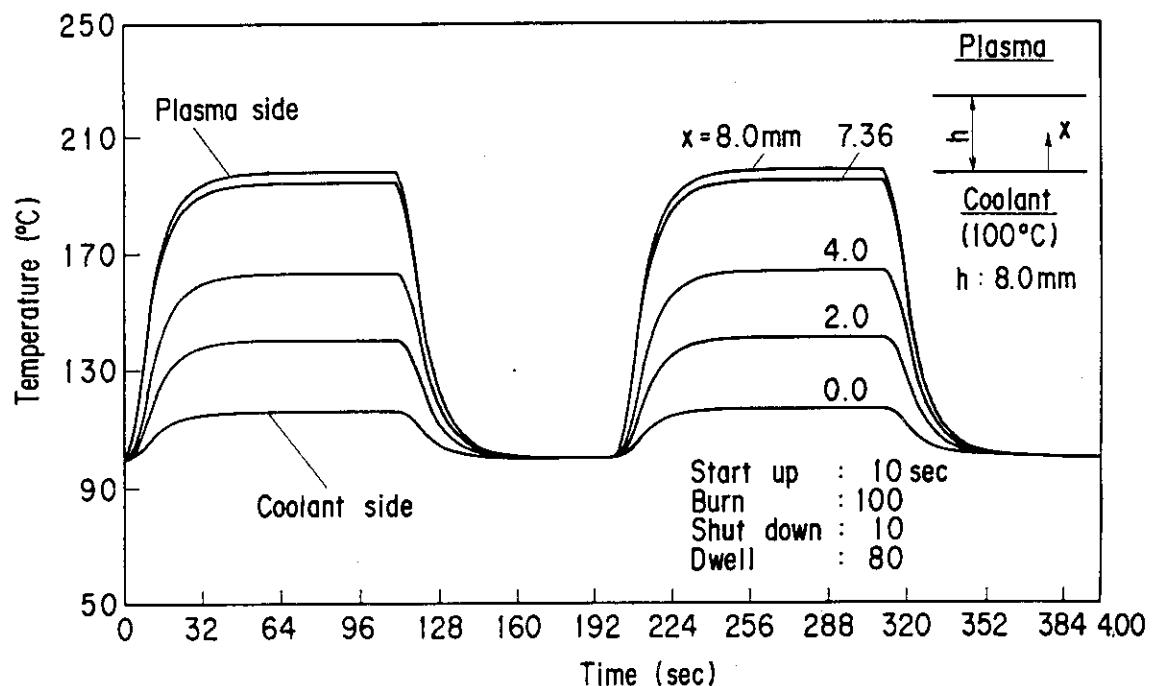


Fig. 2.7 Time variation of first wall (Type 316 S.S.) temperature (Surface heat flux : 12 W/cm^2 , Nuclear heating rate : 10 W/cc)

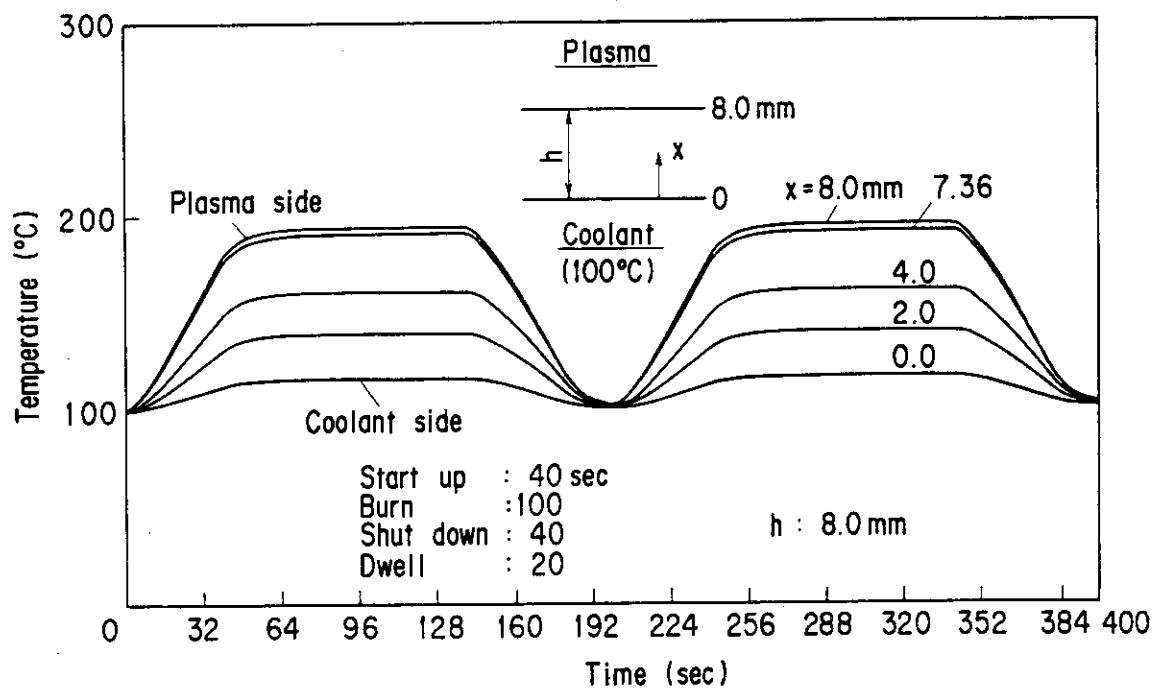


Fig. 2.8 Time variation of first wall (Type 316 S.S.) temperature (Surface heat flux : 12 W/cm^2 , Nuclear heating rate : 10 W/cc)

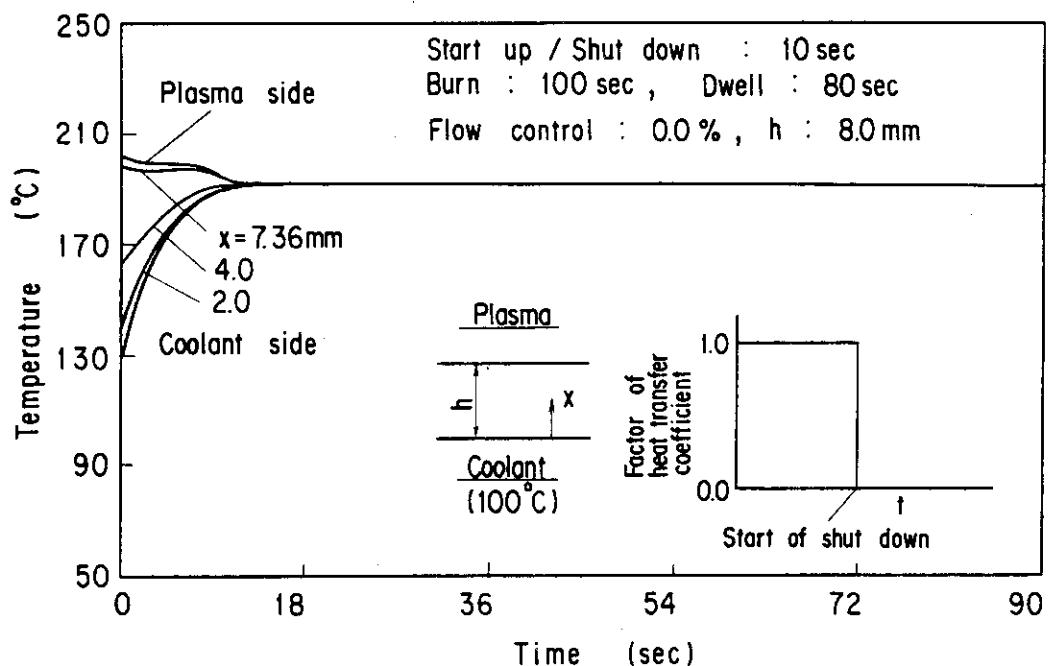


Fig. 2.9 Time variation of first wall (Type 316 S.S.) temperature after shut down at coolant flow control of 0.0%

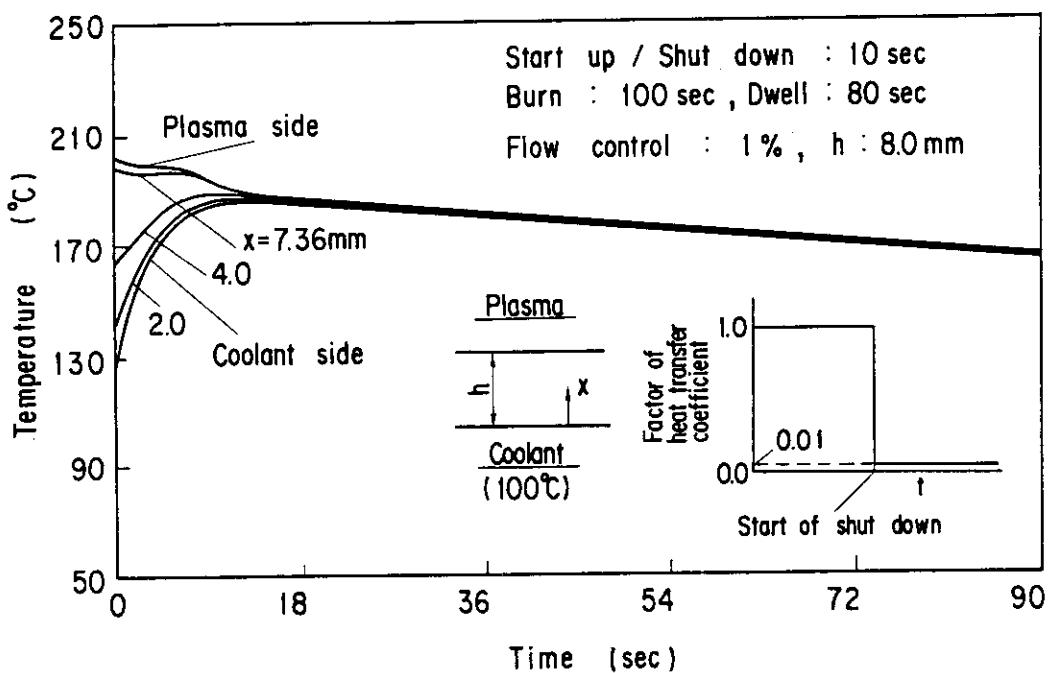


Fig. 2.10 Time variation of first wall (Type 316 S.S.) temperature after shut down at coolant flow control of 1.0%

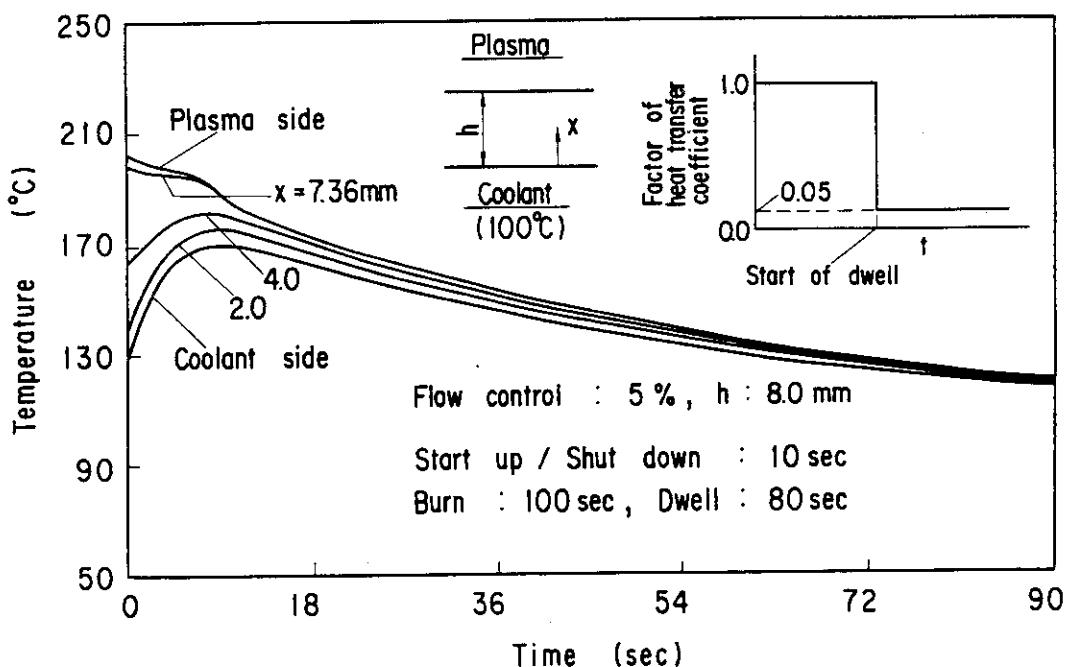


Fig. 2.11 Time variation of first wall (Type 316 S.S.) temperature after shut down at coolant flow control of 5.0%

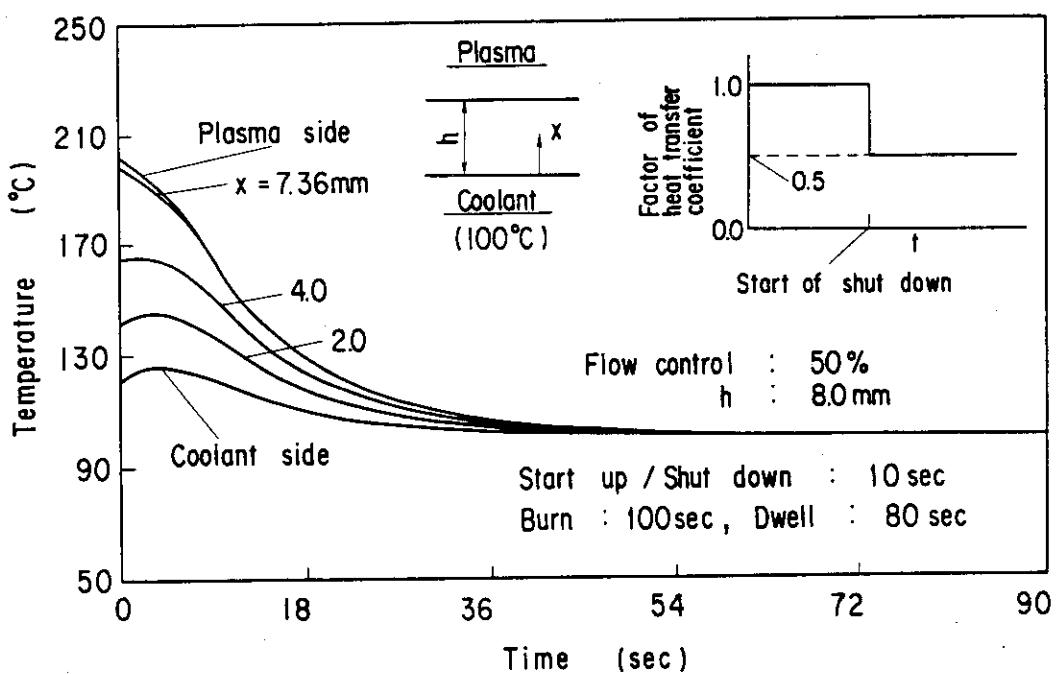


Fig. 2.12 Time variation of first wall (Type 316 S.S.) temperature after shut down at coolant flow control of 50%

2.2 中性粒子突き抜け時の温度応答特性

プラズマの起動時にその密度が十分上昇していない過程では、加熱用中性粒子の一部がプラズマを突き抜けトーラス内側の第1壁に過大な熱負荷として作用する。その熱負荷の大きさ、作用時間及び減衰状態によっては第1壁に発生する温度勾配が大きくなり、熱応力的には厳しい条件となり得る。

昭和57年度のF E Rの設計仕様⁽¹⁾では100 W/cm²の熱負荷が2秒間ステップ状に作用するものとしたが、その場合第1壁の表面温度は約270°Cに達し熱応力も600 MPa程度になり、そのような応力値では強度上の問題も生じてくる。そこで、プラズマの密度が加熱中に上昇する事を考慮すれば、突き抜ける中性粒子の量も減少すると予想されるので、昭和58年度のF E Rの設計仕様⁽²⁾では熱負荷がステップ状から指数函数的に減衰するものと仮定した。その場合、最大熱負荷を150 W/cm²とし、指数函数での減衰時定数を1.5秒、負荷時間を4秒とした。さらに、加熱中にプラズマからの輻射を考慮し、起動時又は中性粒子入射時からその輻射による熱負荷が重畠して作用するものとした。その熱負荷の時間変化をFig.2.13に示す。

熱負荷の変化に伴う非定常熱伝導解析はFig.2.2に示したモデルを使用した。Fig.2.13において、プラズマからの輻射を起動初期から考慮する場合をCase 1、中性粒子入射時から考慮する場合をCase 2とする。

Case 1の結果として、板厚方向各点における温度の時間変化をFig.2.14に示す。同様にCase 2の結果についてFig.2.15に示す。冷却材温度はこの解析で仮定した入口温度60°Cを用いた。Case 1の最高温度は約220°C(プラズマ側)、Case 2では約200°Cに達している。さらに、板厚方向の温度差は各々100°C及び140°Cとなる。そのような温度分布によって生じる熱応力を求める。温度勾配が板厚方向に線形に変化しているとすると、熱応力は次式から得られる。

$$\sigma_t = \pm \frac{E \alpha}{2(1-\nu)} \Delta T \quad (+: \text{内面}, -: \text{外面}) \quad (2.7)$$

ここで、Eは綫弾性係数、αは熱膨張係数、νはポアソン比及びΔTは上述の板厚方向温度差である。Eを190 GPa、αを $1.75 \times 10^{-5}/\text{°C}$ 、νを0.3(Type 316 S.S.)とすると、熱応力σ_tは以下のように求められる。

$$\text{Case 1} : \sigma_t = \pm 380 \text{ MPa} \quad (+: \text{冷却材側}, -: \text{プラズマ側})$$

$$\text{Case 2} : \sigma_t = \pm 333 \text{ MPa} \quad (+: \text{冷却材側}, -: \text{プラズマ側})$$

Figs.2.14及び2.15に示されている温度変化から、第1壁の表面近傍の急激な温度上昇が認められ、板厚方向の温度分布を線形と仮定した上述の応力よりは大きな熱応力の発生が予想される。寿命評価を行うには詳細な解析結果が必要であるが、簡易計算で求めた熱応力よりもさらに大きな熱応力が考えられる場合には、中性粒子の突き抜けに関する条件の見直しが求められる。

ここで、突き抜け時に作用する熱負荷及びその減衰時定数を変えた場合の第1壁に発生する温度分布を検討した。

Case 1 の熱負荷条件を基準にし、他の例として最大熱負荷を 150 W/cm^2 から 125 W/cm^2 あるいは 100 W/cm^2 に減少し、同時に減衰の時定数を 1.5 秒から 1.25 秒あるいは 1.0 秒と短い場合を考えた。熱負荷及び時定数の各組み合せに対応した第 1 壁表面の最大温度及び板厚方向温度差を Table 2.3 に示す。さらに、最大熱負荷と時定数によって第 1 壁に発生する熱応力（式 2.7 を使用）及びその繰り返し許容回数の関係を示す。ステンレス鋼の疲労損傷は中性子による照射損傷に依存するので、許容できる熱負荷及び減衰の時定数を現時点では明確に判定できない。立ち上げシナリオに関連し、中性粒子入射時の実験データによりその条件の確立が望まれるが、構造材としての第 1 壁を保護するためにはステンレス鋼製第 1 壁の表面にアーマ材の設置も考えられる。

さて、今まで述べたことは、中性粒子突き抜け時の第 1 壁に発生する熱応力を問題にしたが、ここでは突き抜け後第 1 壁に発生する熱応力に及ぼす影響を考察する。

昭和 57 年度の F E R の設計仕様⁽¹⁾を用いて検討した。中性粒子入射時の突き抜けによる第 1 壁の熱負荷の最大が 100 W/cm^2 であり、ステップ状に 2 秒間作用した後、プラズマの燃焼が始まると 100 秒間運転が続いた場合の第 1 壁の温度変化を Fig. 2.17 に示す。図には突き抜け時の熱負荷の影響がプラズマ燃焼中の第 1 壁の温度変化に現われ、突き抜けの熱負荷がない領域に比べ、この条件（ 100 W/cm^2 、2 秒間ステップ状に作用）では約 25°C 以上最高温度が上昇し、板厚方向の温度差も約 20°C 大きくなっている。つまり突き抜けの熱負荷のない領域に比べ、発生する熱応力は大きく、繰り返し熱疲労に対する余裕が減少する。ステンレス鋼単独の第 1 壁でも、アーマ材付第 1 壁でも中性子突き抜けが考えられる条件では、第 1 壁自身に発生する温度差が増加する現象は現われる所以、強度面に注意を払う必要がある。

Table 2.3 Effect of heat flux and time constant
on temperature of first wall

Case	Max. Heat Flux (W/cm^2)	Time constant (sec)	Maximum* temperature ($^\circ\text{C}$)	Temperature difference ($^\circ\text{C}$)
1	150	1.5	218	158
1-1	150	1.25	207	147
1-2	150	1.0	194	134
1-3	125	1.5	196	136
1-4	125	1.25	187	127
1-5	125	1.0	175	115
1-6	100	1.5	173	113
1-7	100	1.25	164	104
1-8	100	1.0	155	95

* Coolant temperature : 60°C

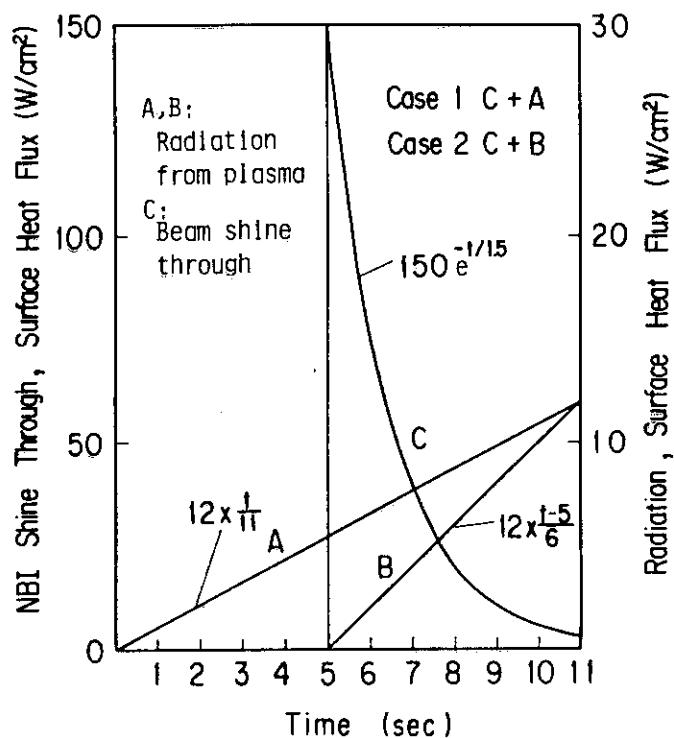


Fig. 2.13 Time variation of surface heat flux on the first wall due to NBI shine through and radiation during plasma start-up (time=0:plasma start-up)

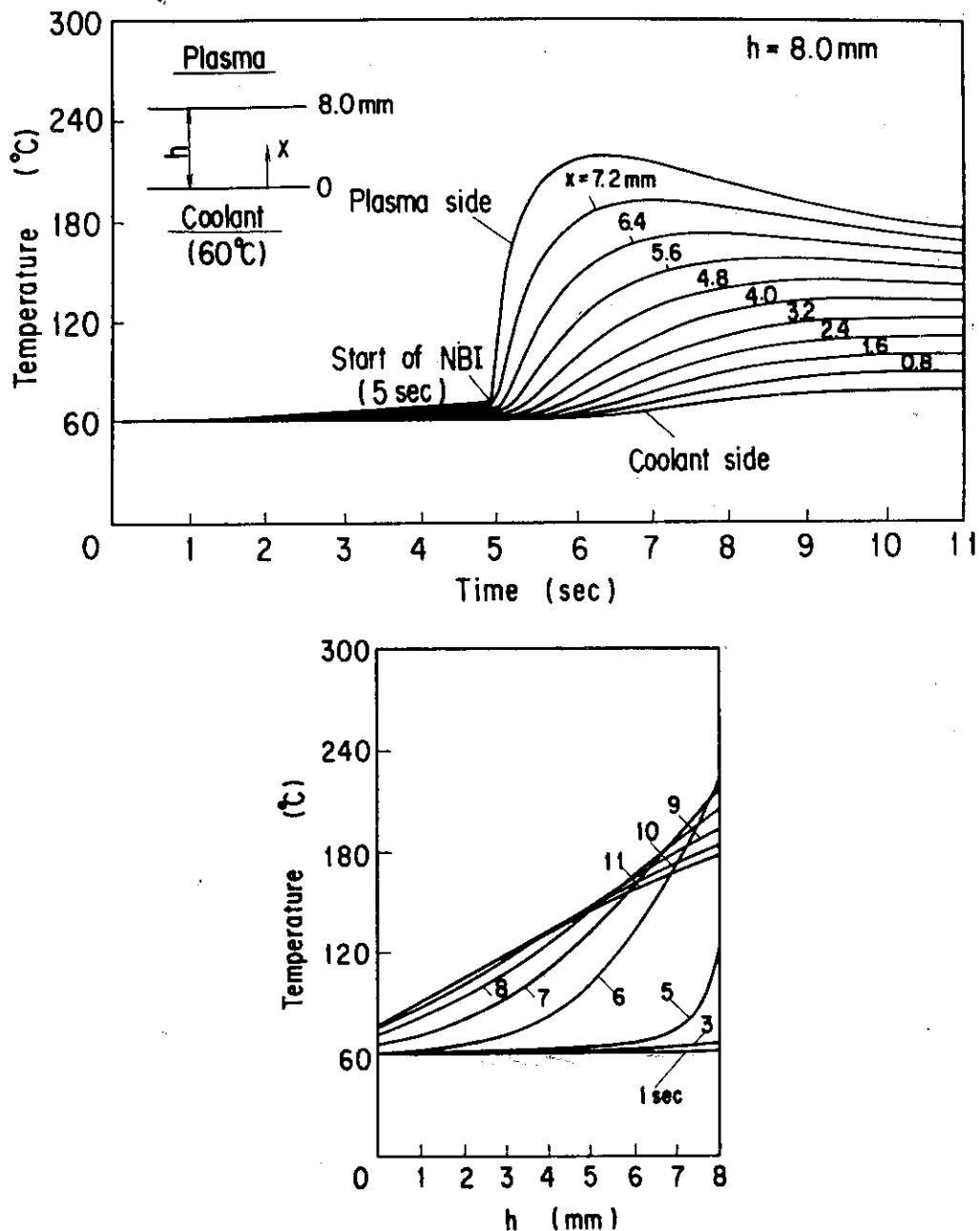


Fig. 2.14 Spatial distribution of first wall temperatures due to NBI shine through and radiation (case 1)

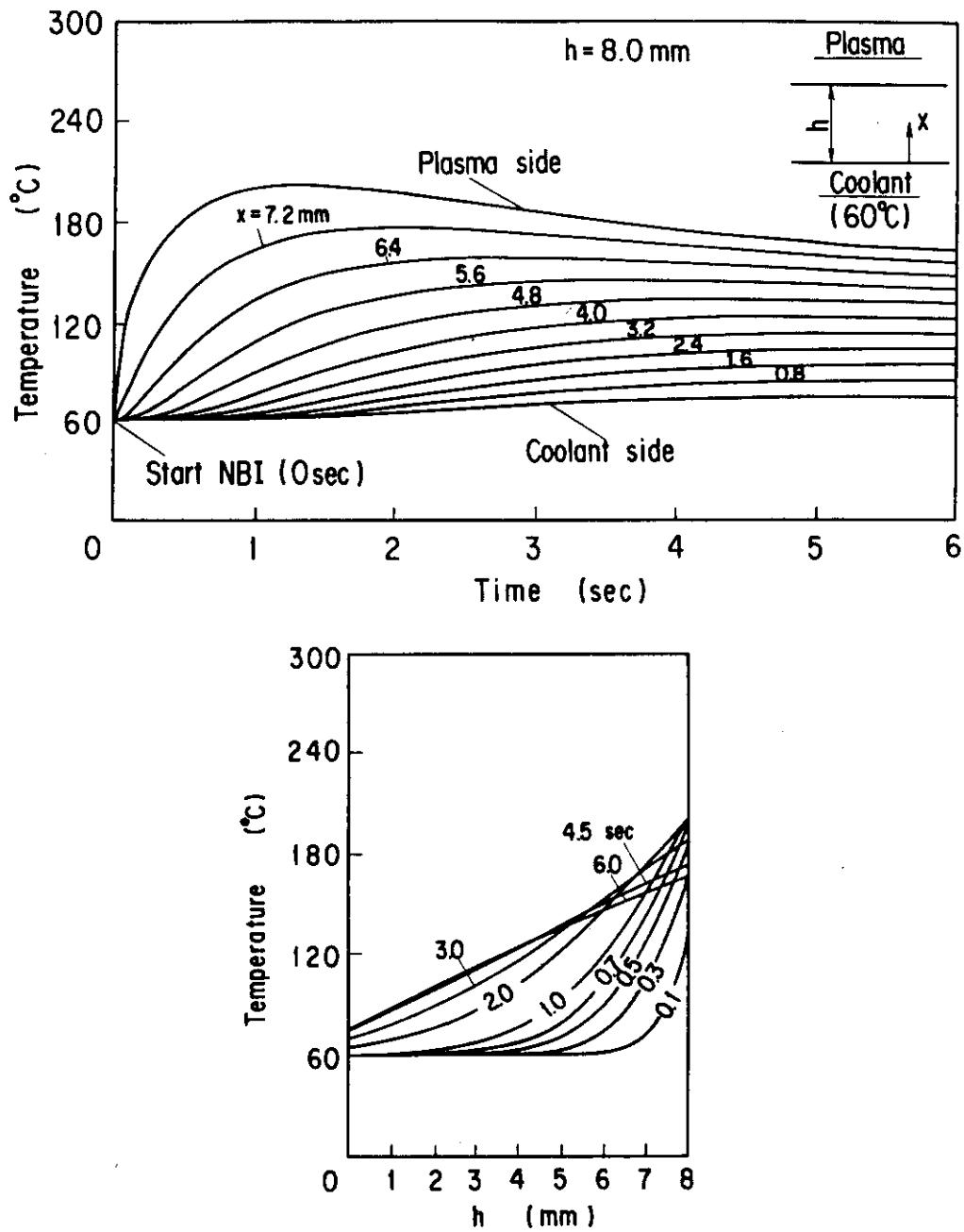


Fig. 2.15 Spatial distribution of first wall temperatures due to NBI shine through and radiation (case 2)

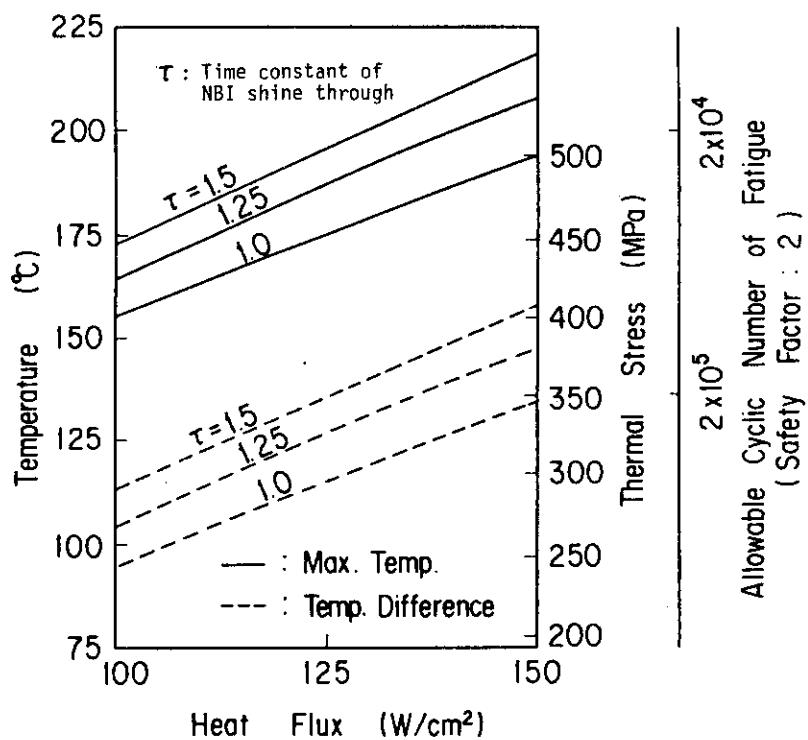


Fig. 2.16 Effect of NBI shine through on first wall temperature and stress

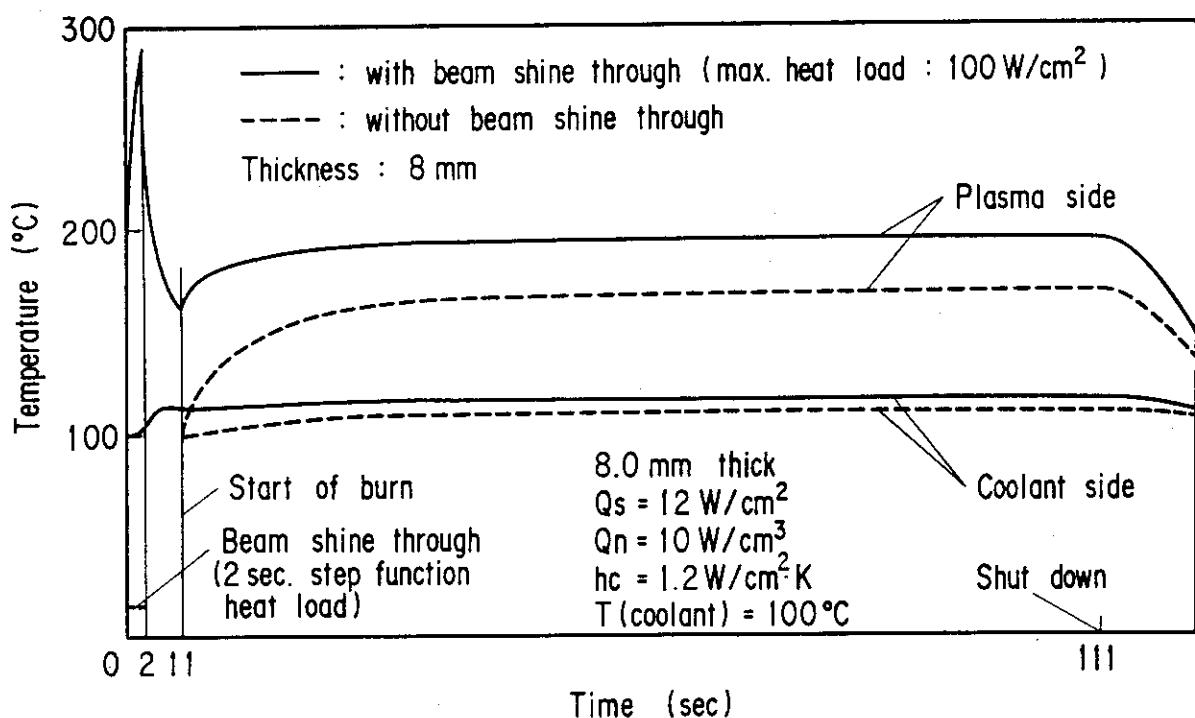


Fig. 2.17 Effect of heat load due to NBI shine through on the surface temperature of the first wall

3. ダイバータ

ダイバータへの熱負荷は第1壁とは異なりガウス分布を有し、ダイバータ板を磁力線に垂直に置いた場合、FERの標準設計では熱負荷は $4 \text{ MW} / \text{m}^2$ となる。そこでダイバータ板を傾けその熱負荷を $150 \sim 200 \text{ W} / \text{cm}^2$ まで下げた熱構造設計が行なわれている。ここでは、FERの設計において、アーマ材にタンクスチール(W), ヒートシンク材に銅(Cu)を採用したダイバータ板を考え、その温度応答特性を調べた。

3.1 運転シナリオによる温度応答特性

ダイバータ板への熱負荷を $200 \text{ W} / \text{cm}^2$ とした場合の運転1サイクル間での各層(W(5mm)/Cu(5mm))の時間的温度変化をFig. 3.1に示す。第1壁の構造材ステンレス鋼に比べ、タンクスチール及び銅の熱伝導率(各材料の熱的性質をTable 3.1に示す。)は大きいので、起動/停止時の温度変化の勾配は大きいが、冷却材側の温度上昇は熱負荷の変化に対して速い追従を示している。パルス運転中の停止/休止時間におけるダイバータ板の温度降下は、その時間での流量制御により緩和できるものと思われる。しかし、第1壁同様プラズマに面した構造物の板厚(10mm程度)の範囲内での温度応答特性に問題が少ないとしても、全体構造を考えた場合ダイバータ板とその支持部との間の温度応答特性には不均一温度分布等の問題が生じる。

但し、ブランケットあるいは遮蔽体のように、半径方向に厚みと熱負荷分布(主に核発熱)を有し、かつプラズマ側と反対側において異なる時間的温度変化が生じる構造体と比較して、形状全体の熱負荷分布に差がないダイバータ板では複雑な構造設計を行わなければ前述の問題は緩和される。

Table 3.1 Thermal characteristics of Cu and W

Material	Temperature (°C)	Thermal conductivity (W/cm°C)	Specific heat (J/g°C)	Density** (g/cm³)
Cu*	20	3.86	0.42	8.9
	100	3.77	0.42	8.9
	200	3.72	0.42	8.9
	300	3.66	0.42	8.9
W	20	1.63	0.13	19.3
	100	1.56	0.13	19.3
	200	1.47	0.14	19.3
	300	1.41	0.14	19.3

* : OFHC

** : at 20°C

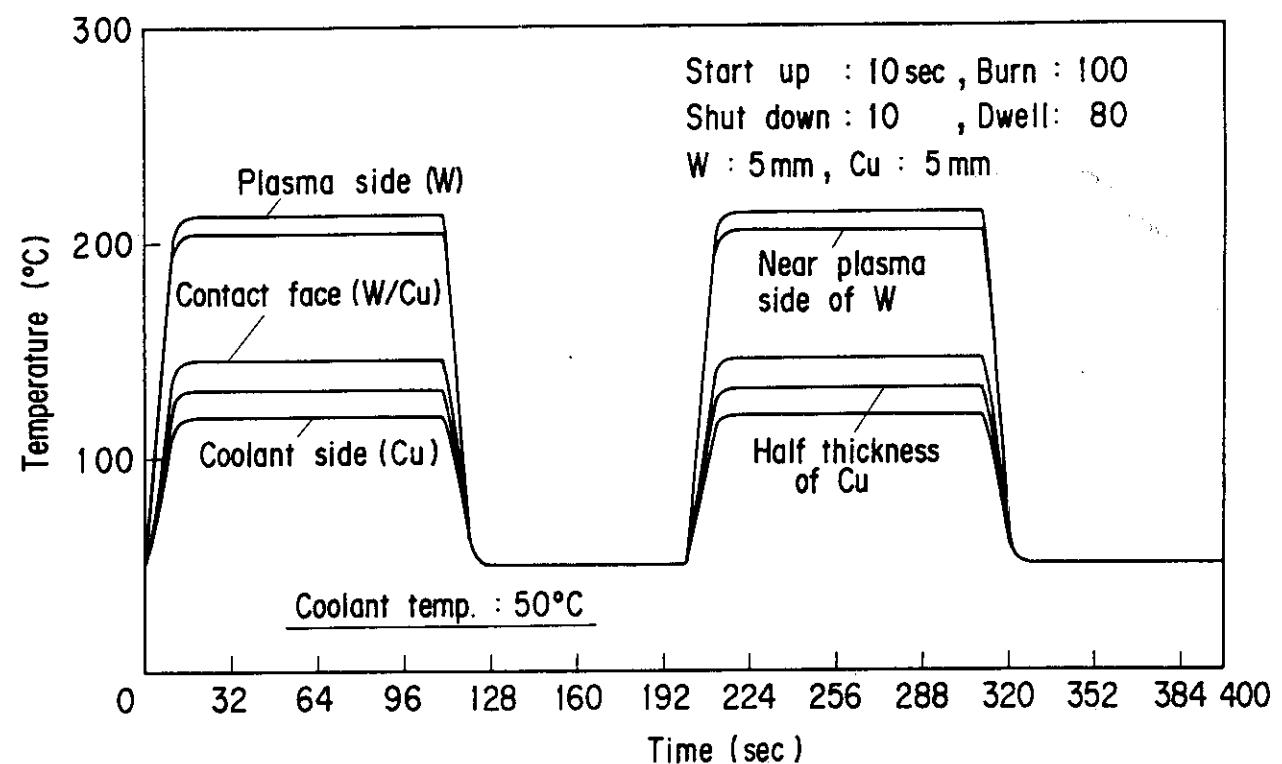


Fig. 3.1 Time variation of temperature for divertor plate

4. ブランケット

F E R のトリチウム増殖ブランケットはその厚さが 40 ~ 50 cm の箱形容器である。プラズマ側に面する第 1 壁には表面熱負荷が作用し、固体増殖材 Li_2O が充填されている内部では半径方向に核発熱が減衰し、その熱負荷は不均一である。故にサイクル運転に伴う熱負荷の変化および前述の核発熱の半径方向減衰分布も重畠し、ブランケット構造物の温度応答特性は非常に厳しい状態⁽⁴⁾に置かれている。ここでは、ブランケット容器のプラズマ側と後壁間に発生する温度変化の違いとサイクル運転に伴う時間変化に基づいた熱構造設計上の問題および固体増殖材 Li_2O 層の温度制御について検討する。

4.1 運転シナリオによる温度応答特性

2 章に於いて第 1 壁のプラズマ側領域を対象とした温度応答特性を検討したが、ここではブランケット容器全体を対象としその温度応答特性を検討する。

ブランケットのプラズマ側（第 1 壁）はプラズマからの表面熱負荷と核発熱による二種類の熱負荷を受ける。しかし、ブランケットの後壁の受ける熱負荷は、 Li_2O 層における減衰効果による小さな核発熱だけである。大きな熱負荷を受けるプラズマ側の第 1 壁と小さな熱負荷を受ける後壁において、その構造材温度をある一定温度に保とうとすれば、双方の冷却管の受け持つ領域は異なってくる。熱負荷の大小に付け加えて冷却領域の大小により、プラズマ側の温度応答は速いが、後壁では遅くなる。定常状態に一定となるように双方の冷却領域を考えても、短い燃焼時間を仮定したサイクル運転では定常状態に達するまで後壁では多くの繰り返し数を要する。その間、プラズマ側と後壁間との温度差による熱応力は減衰しながらも繰り返し作用し熱構造設計上の問題となる。故に運転パターンによる上述の影響を考察した。

Fig. 4.1 に示したモデルでは、核解析によって求められた核発熱密度に対して、冷却材温度を 100°C とした場合に後壁での最高温度が定常状態において約 200°C になるように冷却領域を考えている。

1 サイクルが 200 秒で(起動及び停止を各々 10 秒、燃焼を 100 秒、休止を 80 秒)とした場合の第 1 壁と後壁の時間的温度変化を Figs. 4.2 及び 4.3 に示す。Fig. 4.2 が 2 サイクル、Fig. 4.3 が 20 サイクルの場合に対応する。燃焼時間を 100 秒としたため、熱負荷の作用している時間が 1/2 である事及び後壁の核発熱が小さいため、20 サイクル後でもその領域の温度は 200°C には達しない。Fig. 4.3 に示されているように冷却材の流量制御を行なわなければ、ブランケットのプラズマ側と後壁間では大きな温度差が生じ、発生する変形及び熱応力による強度上及び熱疲労の問題が生じる。

熱疲労の問題を軽減するためには、燃焼時間を長くし運転回数を減らす設計が必要である。1 サイクルの燃焼時間を 2,000 秒と仮定した場合の結果を Fig. 4.4 に示す。しかし、燃焼時間を長くした場合でも、停止及び休止時間におけるプラズマ側と後壁間の温度差は解消できない。こ

の温度差により発生する変形及び熱応力が問題となる場合にはこの時間では冷却材の流量制御が必要となる。

そこで、前述の燃焼時間が100秒の場合（但し、ここでは停止及び休止時間は Figs. 4.2 及び 4.3 とは異なり 20 及び 70 秒としている。）に対し、停止及び休止時間における冷却材の流量制御の効果を考察する。Fig. 4.5 に 1 サイクル後、Fig. 4.6 には 20 サイクル後に流量制御を 2.5 %（解析では 2 章と同様に冷却材の熱伝達率を定常運転時の 2.5 % とし、ステップ状に急激に変えている。）とした場合の結果を示す。両図の例において、流量制御が熱負荷の時間的減衰と同様な変化を与えていないため、停止時には各部分の温度が急激に上昇しているが、減衰と同変化を与えることができれば、図において点線で示したような変化が得られるものと思われる。

但し、流量制御に関しては、起動 / 停止時間が長く、休止時間が短い場合が当然良好な制御が得られる。このように流量制御を行えば、プラズマ側と後壁間の温度差は小さくなるが、熱負荷に空間分布を有する構造では炉の停止 / 休止時間中にその構造全体を一定の温度状態にすることはサイクル運転では不可能と思われる。

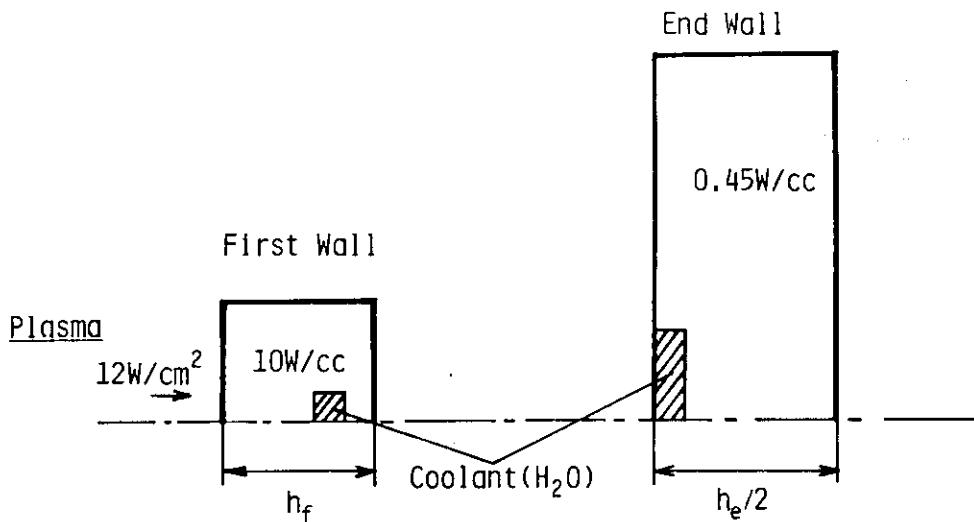
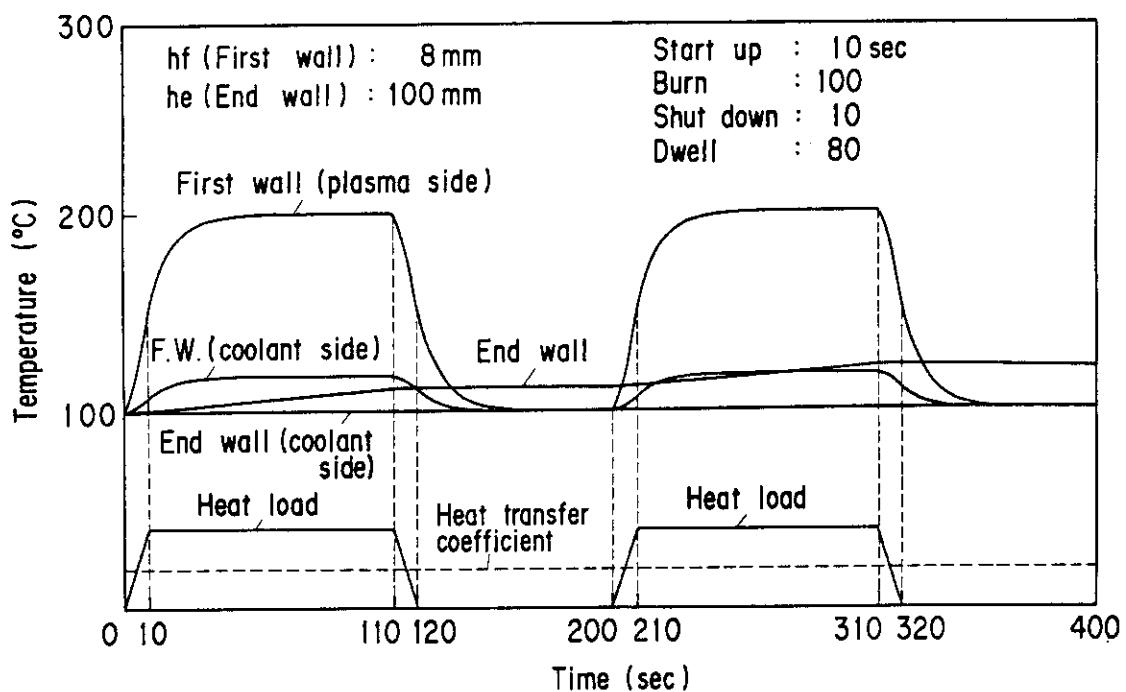


Fig. 4.1 Analytical model

Fig. 4.2 Time variation of first wall and end wall temperatures
for pulsed operation without coolant flow control

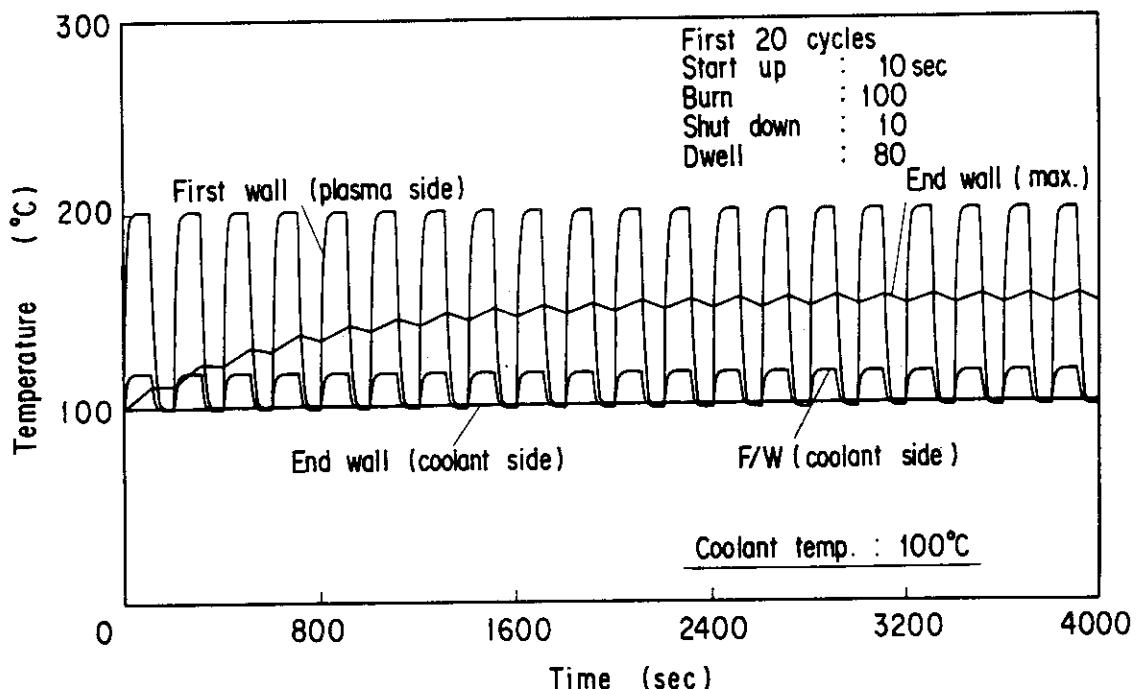


Fig. 4.3. Time variation of first wall and end wall temperatures for pulsed operation without coolant flow control

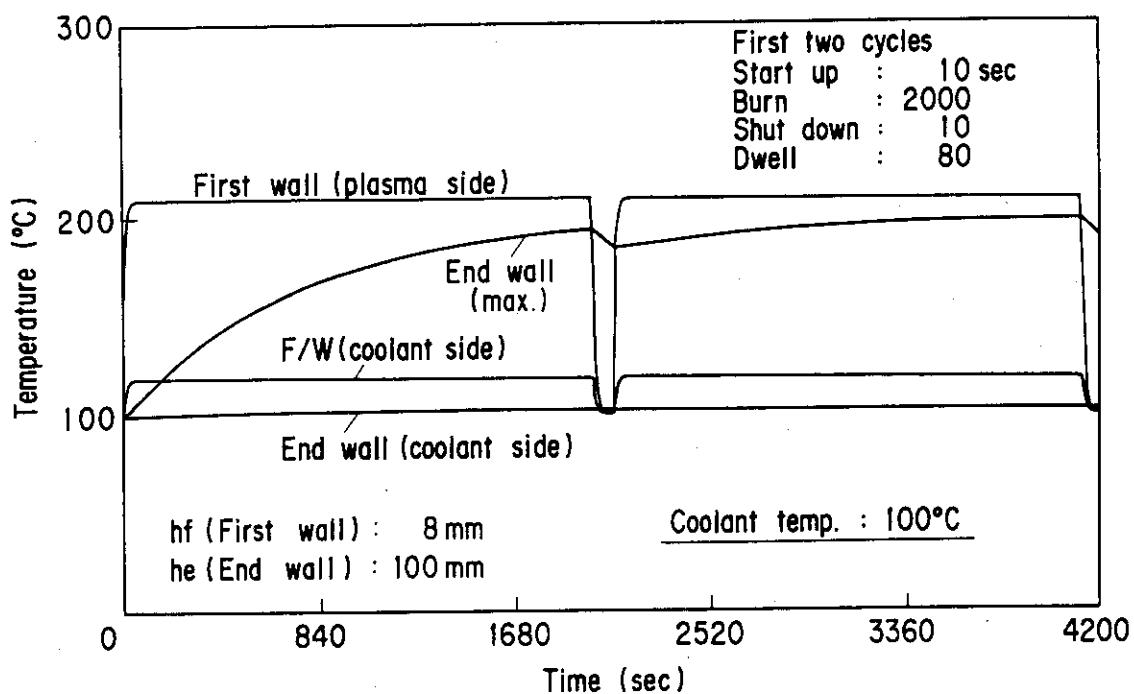


Fig. 4.4 Time variation of first wall and end wall temperatures for long (burn time of 2000 sec) pulsed operation

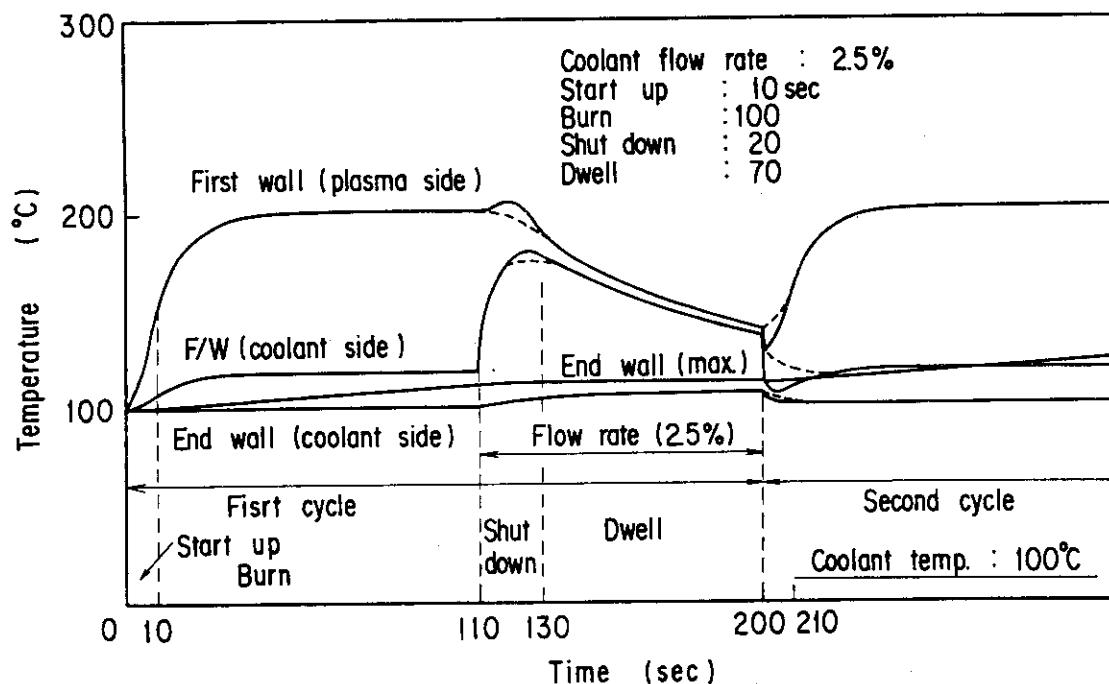


Fig. 4.5 Effect of coolant flow control on time variation of first wall and end wall temperatures

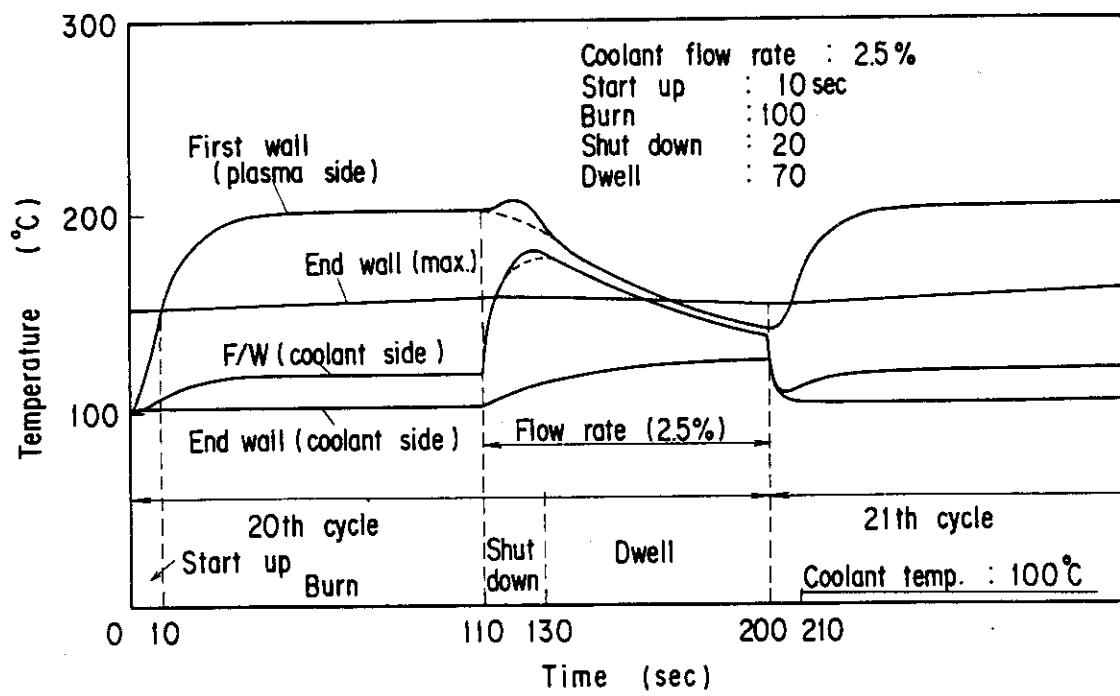


Fig. 4.6 Effect of coolant flow control on time variation of first wall and end wall temperatures after 20 operation cycles

4.2 燃焼時間と Li_2O 温度制御

FER^{(1), (2)} のトリチウム増殖ブランケットには増殖材として固体の Li_2O を採用し水冷却を考えている。 Li_2O を用いる場合には、生成したトリチウムの放出を考慮してその使用最低温度を 400°C 以上、さらに高温における質量移行を考慮して最高温度を 1,000 °C 以下にすることが要求されている。ここでは、増殖ブランケット内の Li_2O 層の温度が使用温度制限を満足（主に最低温度条件）するまでに要するサイクル数を各燃焼時間 / 休止時間の比に対して求め、それらの比の Li_2O の温度制御に与える影響を検討した。

Li_2O 層での温度を求めるために、ブランケット容器内の熱負荷は半径方向の減衰を考慮しなければならない。核計算結果⁽¹⁾に基づいて、プラズマに最も近い領域で 6 W / cc、後壁に近い領域で 0.6 W / cc とし、さらに熱負荷の平均 3 W / cc の領域についても検討した。

解析に用いたモデルを Fig. 4.7 に示す。このモデルでは、 Li_2O 領域を所定の温度範囲（400 ~ 1,000 °C）にするため、低温部の冷材側（100 °C）に対してはヘリウムギャップを用いて最低温度の確保を計り、 Li_2O 領域中の最高温度は Li_2O 領域の厚み（冷却管ピッチの調整）によって抑えている。実際の解析では、ヘリウムギャップ内での温度差を 350°C になるようにその厚さを求め、 Li_2O の最低温度を 450°C とした。又、最高温度が 900°C になるような Li_2O 領域の厚さを各熱負荷に対して求めている。但し、冷却材とヘリウムおよびヘリウムと増殖材との間には冷却管壁等の構造材が存在するがそれらの板厚は薄く発生する温度差は小さいのでこの解析モデルでは無視した。燃焼時間 / 休止時間の比を考慮した非定常熱解析を行う前に、各運転シナリオに対応するヘリウムギャップの厚さと Li_2O 領域の厚さを定常熱解析により求めた。その場合に使用した熱負荷は以下の通りである。

運転シナリオ (燃焼時間(秒) / 休止時間(秒))	熱負荷(燃焼中 / サイクル平均値)		
	(W / cc)		
① 100 / 100	0.6 / 0.3	3.0 / 1.5	6.0 / 3.0
② 500 / 100	0.6 / 0.5	3.0 / 2.5	6.0 / 5.0
③ 1,000 / 100	0.6 / 0.55	3.0 / 2.7	6.0 / 5.5

燃焼時間中の熱負荷を q (W / cc) とした場合、そのサイクル平均値 \bar{q} は次式を用いて求めた。

$$\bar{q} = q \times \text{燃焼時間} / (\text{燃焼時間} + \text{休止時間})$$

上記の熱負荷に対応して得られる各層の厚さは以下の通りである。但しここではヘリウムギャップ層での輻射を考慮していない。

燃焼中の熱負荷 0.6 W / cc に対して、

運転シナリオ	δH_e (cm)	$\delta \text{Li}_2\text{O}$ (cm)
①	0.37	7.8
②	0.28	6.0
③	0.27	5.8

燃焼中の熱負荷 3 W / cc に対して,

運転シナリオ	δH_e (cm)	$\delta L_{i_2}O$ (cm)
①	0.16	3.5
②	0.13	2.7
③	0.12	2.6

燃焼中の熱負荷 6 W / cc に対して,

運転シナリオ	δH_e (cm)	$\delta L_{i_2}O$ (cm)
①	0.12	2.5
②	0.089	1.9
③	0.086	1.8

となる。

運転シナリオが②(500 / 100秒)と③(1,000 / 100秒)の場合、その熱負荷のサイクル平均値(500 / 600 と 1,000 / 1,100)の差は小さいので、各領域の厚さはほぼ等しい。つまり、そのような運転パターンが採用できるならば、休止時間を100秒とした場合、燃焼時間を500秒とした時に求めたヘリウムギャップ層および $L_{i_2}O$ 層のブランケットは、燃焼時間を1,000秒と長くする運転にしても $L_{i_2}O$ の温度を所定の範囲内に納めることができるとなる。

前述の定常熱解析及びこれから述べる非定常熱解析に使用した $L_{i_2}O$ 及びヘリウムガスの熱的性質(温度依存性は無視)をTable 4.1に示す。但し実際の解析に用いた $L_{i_2}O$ の熱伝導率はブランケット容器内への充填率による低下も考慮して表に示した値の1/2を用いた。ブランケット内の各熱負荷領域(プラズマ側から 6 W / cc , 3 W / cc 及び 0.6 W / cc)に対して行った非定常熱解析の結果を以下に示す。

Figs. 4.8 ~ 4.10には、プラズマから最も遠い距離の領域(核発熱密度が 0.6 W / cc でブランケット容器の後壁に近い)に於ける、各運転シナリオに対応した $L_{i_2}O$ の温度上昇の時間変化を示す。Fig. 4.8 は燃焼時間 / 休止時間を 100 / 100 秒、Fig. 4.9 は 500 / 100 及び Fig. 4.10 は 1,000 / 100 とした場合対応する。この領域はプラズマから最も遠く核発熱密度(热負荷)が小さいので、 $L_{i_2}O$ の使用最低温度(400 °C)に達するまで長時間(多くのパルス運転回数)を必要とする。各々の運転シナリオに対して、 $L_{i_2}O$ の時間的温度上昇が定常状態に達したと思われる基準として、生成したトリチウムが $L_{i_2}O$ から放出され始める温度、つまり 400 °C をその基準値とここでは仮定する。その場合、Figs. 4.8 ~ 4.10に示された各々の運転シナリオに対しての定常状態となる時間およびパルス運転回数は以下のように予想される。

運転シナリオ	到達時間(秒)	パルス運転回数(回)
①	~ 14,000	~ 70
②	~ 9,000	~ 15
③	~ 8,000	~ 7
($T_{min.} > 400$ °C)		

(但しこの結果はヘリウムギャップの厚さによって変わる。)

後者2ケースの運転シナリオに対して入力熱負荷のサイクル平均値に余り差がないので、 $L_{i_2}O$ の温度が400°C以上に達する時間はほぼ同一である。ブランケット内での核発熱が小さな領域では運転シナリオにより定常状態に達するまでに長い時間を必要とし、パルス運転回数に影響が出る。故に、熱負荷が小さい $L_{i_2}O$ 領域においては、例えばヘリウムギャップによる断熱層を厚くして $L_{i_2}O$ の最低温度を上げる必要がある。この場合には最高温度も上がる所以冷却管ピッチに変更が生じる。

次に核発熱の大きな領域について考察する。熱負荷が3W/ccの領域における各運転シナリオに対応した温度の時間変化をFigs. 4.11~4.13に示す。さらに、Figs. 4.14~4.16には熱負荷が6W/ccの領域(プラズマに最も近い領域)における温度の時間変化を示す。以上の結果から、3W/ccおよび6W/ccの領域において、前述の定常状態に達したとする基準を適用するとその時間およびパルス運転回数は以下のようになる。

運転シナリオ	到達時間(秒)		パルス運転回数(回)	
	3W/cc	6W/cc	3W/cc	6W/cc
①	~3,500	~2,200	~18	~11
②	~2,000	~2,000	~4	~4
③	~2,000	~2,000	~2	~2

熱負荷の小さい(0.6W/cc)後壁領域に比べると、運転シナリオが①(100/100)の場合では、3W/ccおよび6W/ccの熱負荷領域での定常状態に達するまでの時間は各々約1/4および約1/6.5と短くなっている。さらに運転シナリオが②(500/100)および③(1,000/100)の場合には各々1/4.5~1/4と短くなっている。これは熱負荷が大きいので当然の結果であるが、このように熱負荷が大きい場合は $L_{i_2}O$ の使用最低温度への到達時間は短いが、最高温度は熱負荷の微小変動によっても大きく変化し、 $L_{i_2}O$ の使用最高温度を越えてしまう問題が生じる。

これまでの検討は、各熱負荷領域あるいは運転シナリオに対し、 $L_{i_2}O$ の使用温度範囲を450~900°Cになるように $L_{i_2}O$ の厚さを設定し、その条件下においてヘリウムギャップの厚さも決められている。ヘリウムギャップの厚さを各熱負荷領域で変えるような設計は複雑さを増す原因となるので、実際の設計では各熱負荷領域において $L_{i_2}O$ の使用温度範囲を維持することが可能な範囲で一定のヘリウムギャップの採用が望ましい。但し、ヘリウムギャップの厚さを一定とした場合でも、 $L_{i_2}O$ の使用最低温度を維持するために各冷却管での除熱量を一定にするような $L_{i_2}O$ 領域の厚さを定めることは可能である。その時、使用最低温度が維持されても最高温度は各熱負荷領域では異なり、ブランケット内で均一な温度分布は得られないという現象が生じる。この他、Duty factor(燃焼時間/運転時間)に伴う $L_{i_2}O$ の温度制御に関する問題等は文献(4)および(5)に詳細な報告がなされているので参照されたい。

Table 4.1 Thermal characteristics of
 Li_2O and Helium gas

Material	Temperature (°C)	Thermal conductivity (W/cm °C)	Specific heat (J/g °C)	Density (g/cm³)
Li_2O	0 ~ 1,000	4.0×10^{-2}	1.7	2.0
He (gas)	0 ~ 500	2.4×10^{-3}	5.2	1.7×10^{-4}

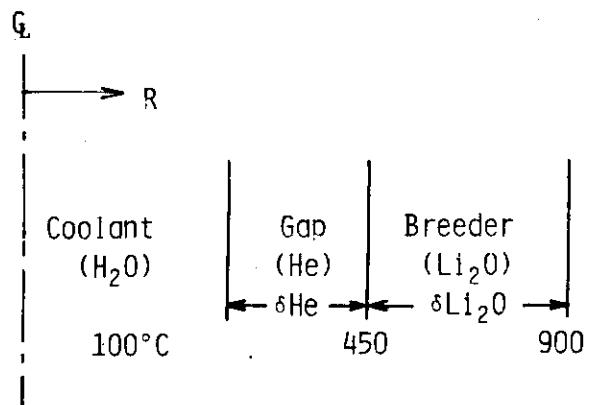


Fig. 4.7 Analytical model of temperature control for Li_2O

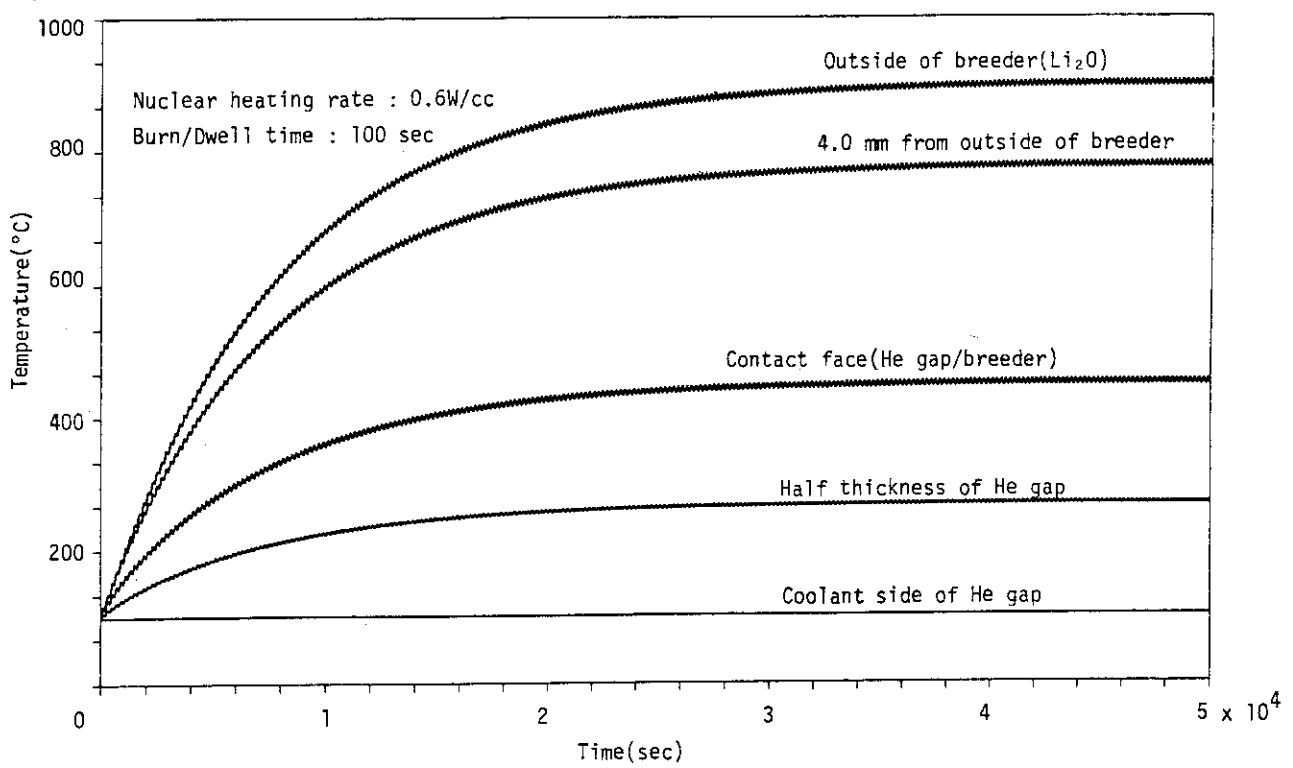


Fig. 4.8 Time variation of temperature in blanket
(q : 0.6 W/cc, Burn/Dwell time: 100/100 sec)

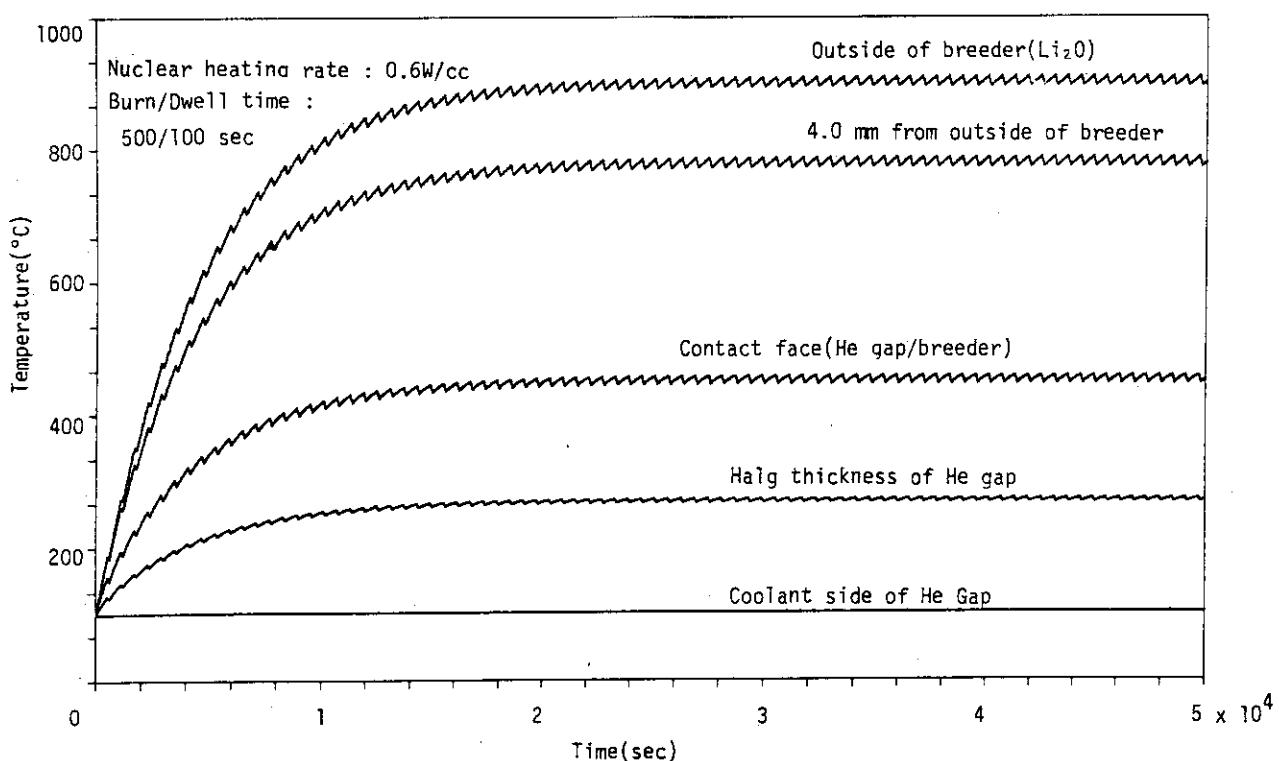


Fig. 4.9 Time variation of temperature in blanket

($q: 0.6 \text{ W/cc}$, Burn/Dwell time: 500/100 sec)

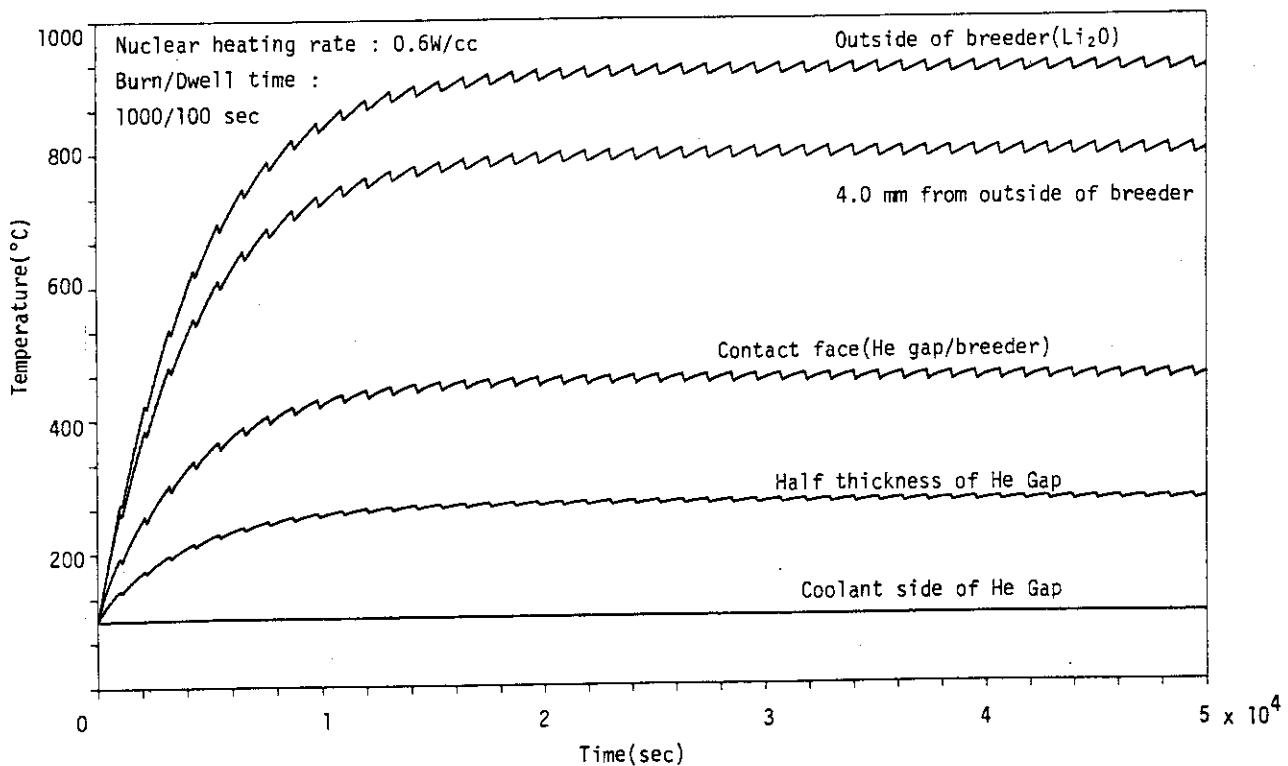


Fig. 4.10 Time variation of temperature in blanket

($q: 0.6 \text{ W/cc}$, Burn/Dwell time: 1000/100 sec)

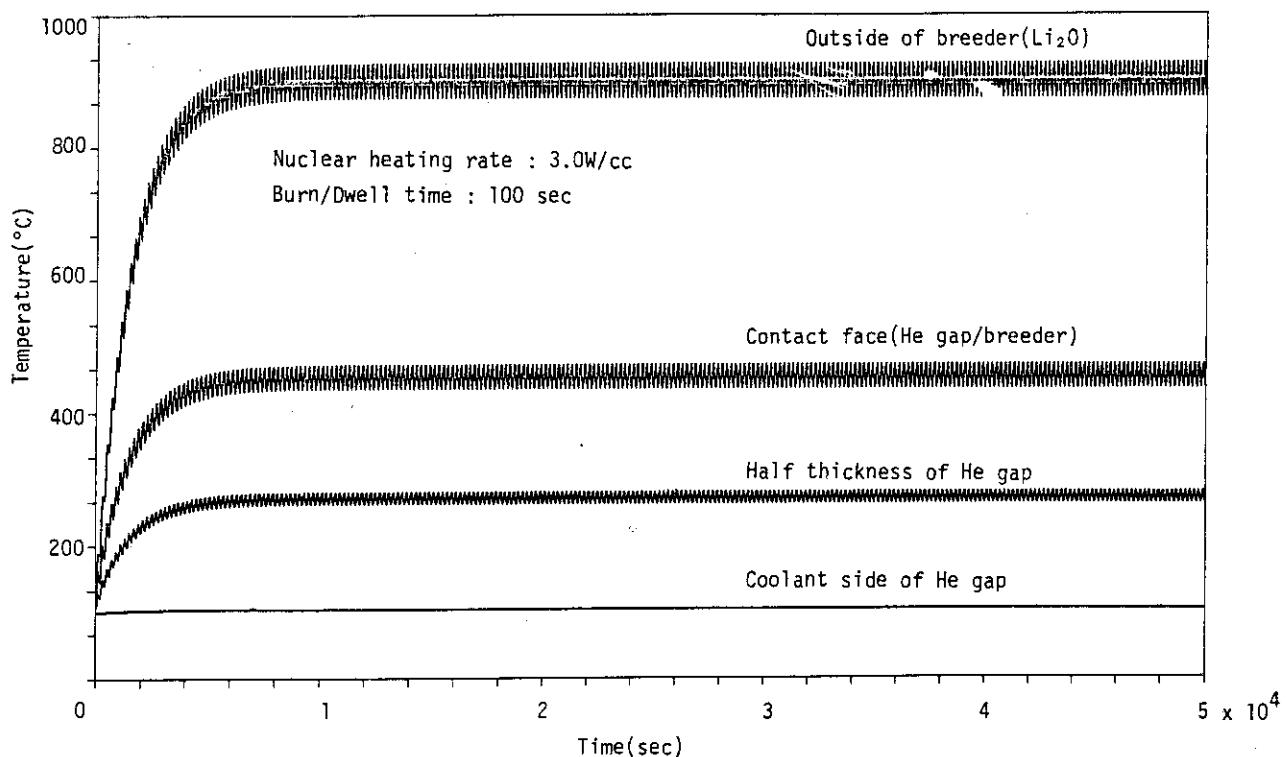


Fig. 4.11 Time variation of temperature in blanket
(q : 3 W/cc, Burn/Dwell time: 100/100 sec)

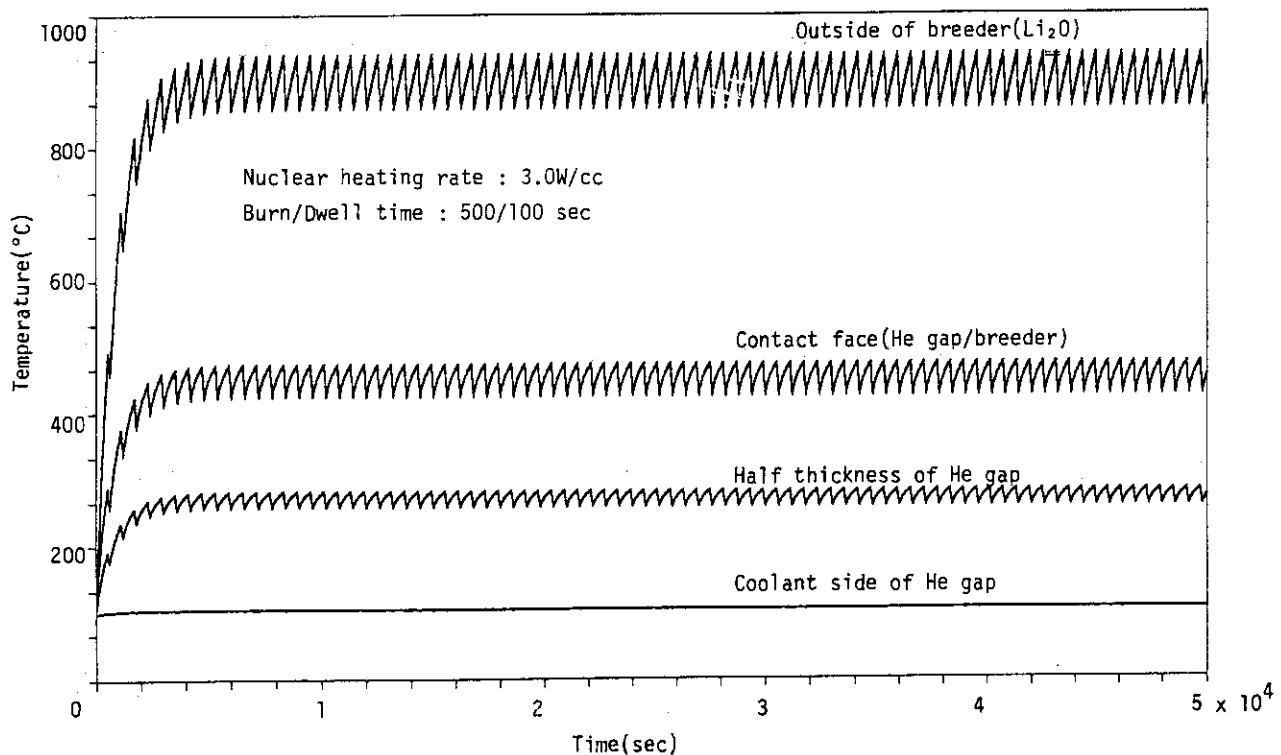


Fig. 4.12 Time variation of temperature in blanket
(q : 3 W/cc, Burn/Dwell time: 500/100 sec)

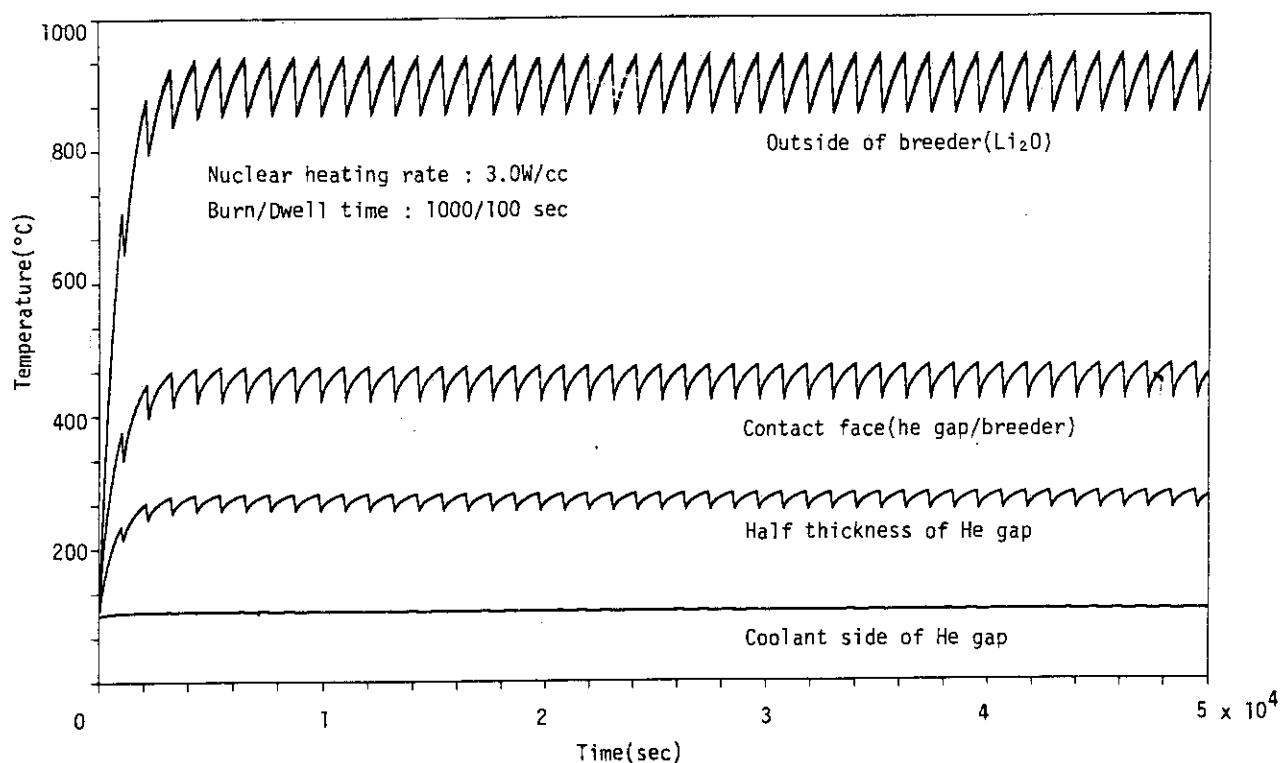


Fig. 4.13 Time variation of temperature in blanket
(q : 3 W/cc, Burn/Dwell time: 1000/100 sec)

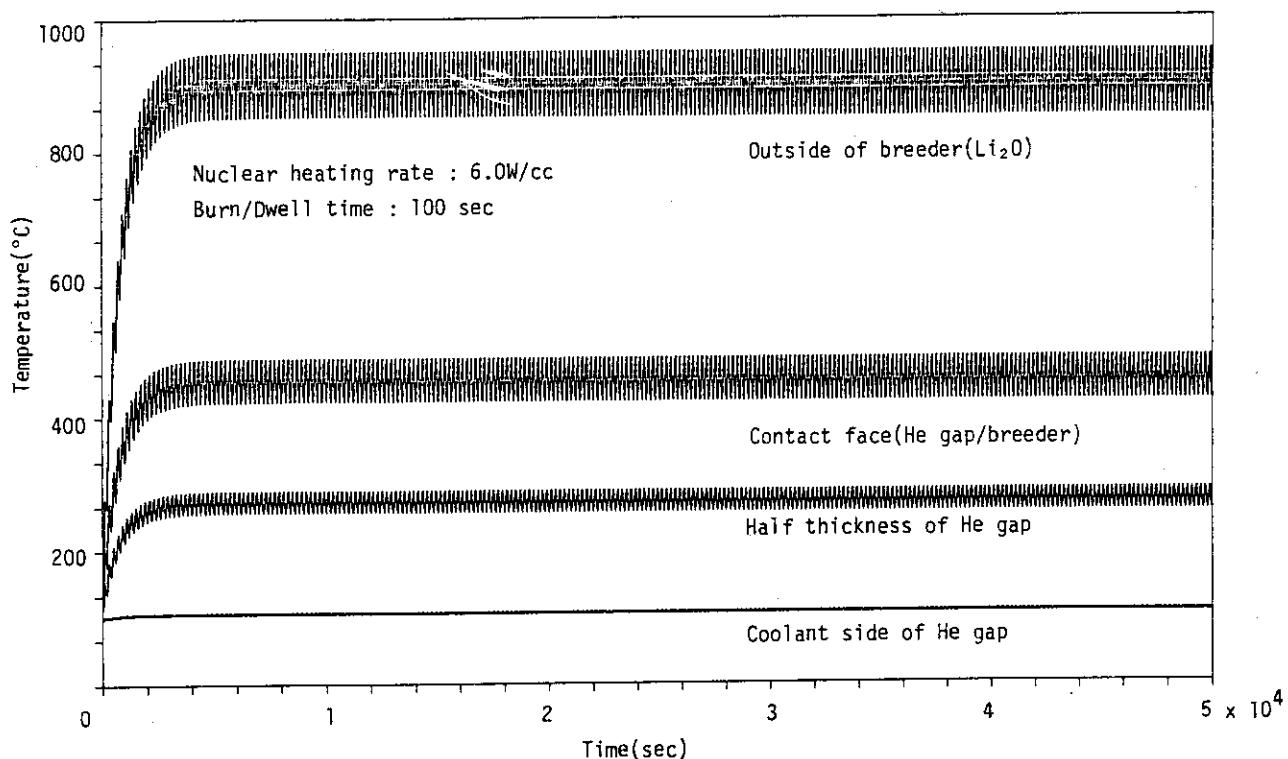


Fig. 4.14 Time variation of temperature in blanket
(q : 6 W/cc, Burn/Dwell time: 100/100 sec)

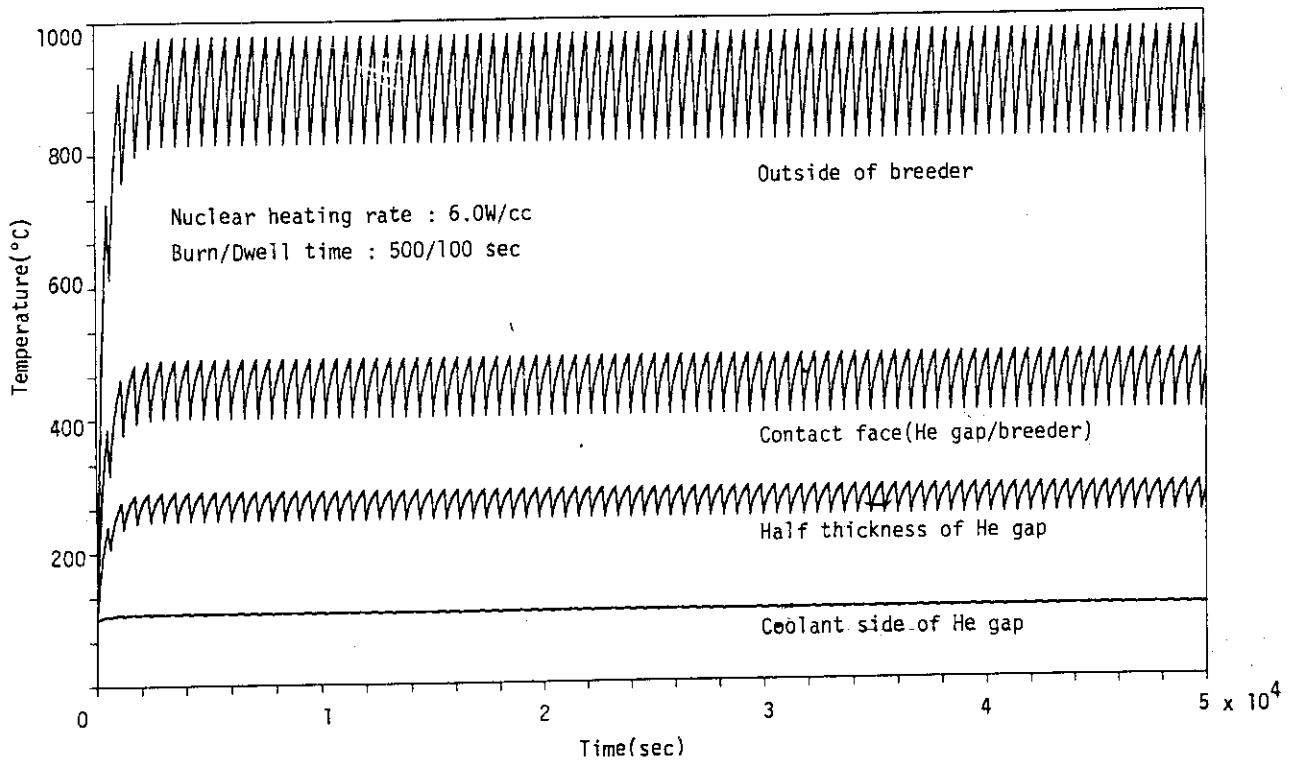


Fig. 4.15 Time variation of temperature in blanket

(q: 6 W/cc, Burn/Dwell time: 500/100 sec)

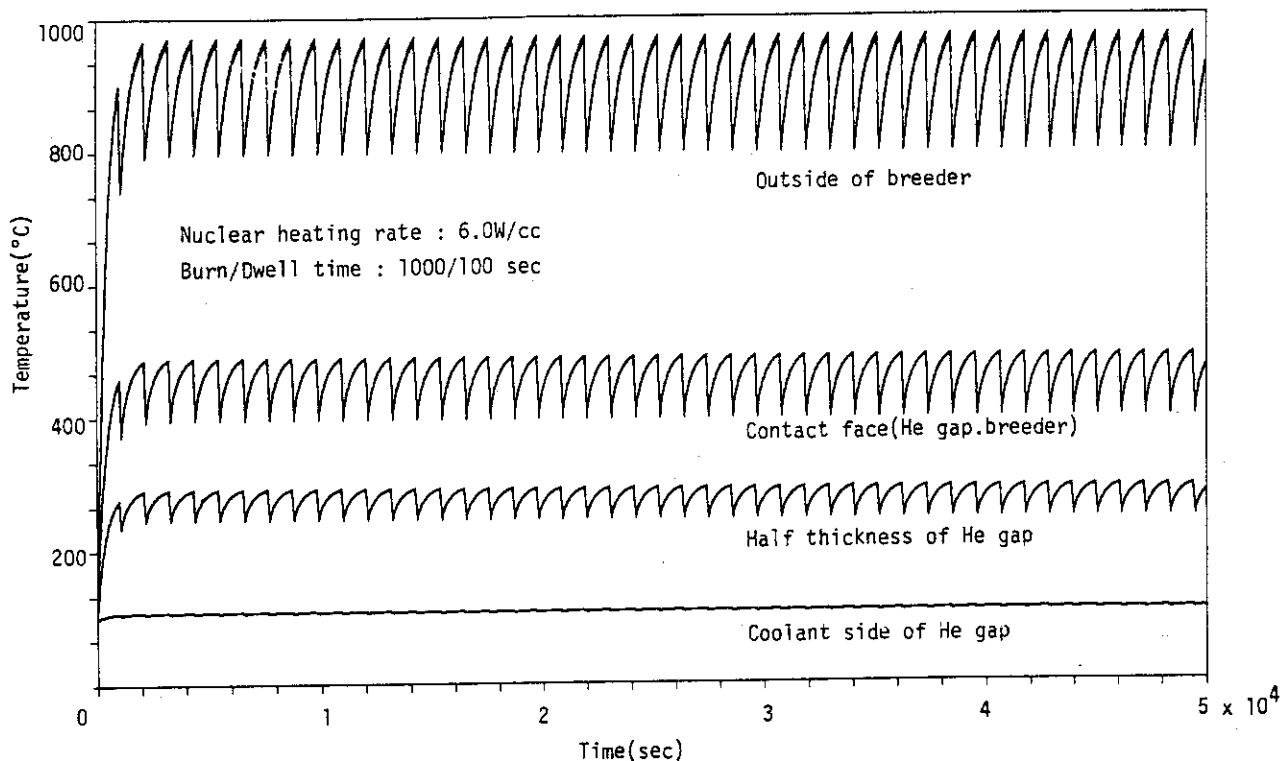


Fig. 4.16 Time variation of temperature in blanket

(q: 6 W/cc, Burn/Dwell time: 1000/100 sec)

5. 考 察

核融合実験炉（ F E R ）において、炉内構造物である第 1 壁、ダイバータ及びブランケットのパルス運転に伴うそれらの温度応答特性及びそれに伴う熱構造設計上の問題を検討した。

先ず、第 1 壁の起動時の熱負荷がステップ状に作用しなければ、発生する変形及び熱応力には顕著な動的効果（熱荷重の動的効果により静的荷重とした構造解析による変形量が過少に見積られる）は現われない。炉の停止及び休止に伴う全体温度の下降現象は（冷却材温度と等しくなる）熱応力による繰り疲劳を軽減するために極力抑える必要がある。その方法として冷却材の流量制御により緩和できる可能性がある。但し、起動 / 停止時間を長くし、休止時間を短くすれば流量制御による可能性は現実的になると言える。

ダイバータへの熱負荷は第 1 壁に比べ大きいが、高熱伝導性の構造材の使用が必須であるので、板厚方向の時間的温度変化は起動シナリオには余り依存しない。炉の停止及び休止に伴う全体温度の下降現象に対する対策は第 1 壁で述べた内容と同様である。

パルス運転により問題となるのは、箱型構造物でかつその厚み方向に熱負荷の減衰を有するブランケットあるいは遮蔽体の温度応答である。剛構造であるそれらの機器が定常状態（全体が所定の温度分布）に達するまで、構造全体で温度変化を繰り返すことは機器の健全性を損う要因となりうる。F E R の熱負荷では、ブランケット容器のプラズマ側と後壁間の温度差を一定にするのに必要な燃焼時間は今回の試算によると約 2,000 秒となる。

燃焼時間は $L_{i_2}O$ 層の温度制御にも影響を与える。生成されたトリチウムを連続的に抽出するために、 $L_{i_2}O$ 層の最低温度を 400°C 以上にする必要がある。そこで、熱負荷の最も小さいブランケット容器の後壁付近の $L_{i_2}O$ の温度が 400°C 以上になる 1 サイクルの燃焼時間は 1,000 秒以上となる。燃焼時間が 100 秒と短くてもサイクル数を重ねれば、 $L_{i_2}O$ 層が全て 400°C 以上になりトリチウムは抽出できる。つまり、ブランケット内のトリチウムインベントリはある程度の運転後には一定値に達するものと思われ、生成トリチウムの抽出のみを考えれば燃焼時間との依存性は少ない。しかし、安全性の面から早期にトリチウムインベントリの極小化が必要であるならば、燃焼時間を長くすべきである。ブランケット容器の構造全体の温度変化を少なくする事も考え合わせれば、燃焼時間は 1,000 ~ 2,000 秒であることが望ましい。

謝 辞

本研究の遂行に当っては、理解と激励を戴いた臨界プラズマ研究部 吉川允二 部長及び炉設計研究室長、田村早苗次長に感謝します。さらに、熱解析に於いて高温熱工学研究室の関 昌弘副主任研究員から貴重な助言を戴いた事及び結果についてのディスカッションをして戴いた炉設計研究室の皆様に感謝します。

参 考 文 献

- (1) 「核融合実験炉(F E R)の概念設計(オプションA～C)」, JAERI-M 83-213～215,
「核融合実験炉(F E R)ブランケット等の概念設計」, JAERI-M 83-216,
炉設計研究室, 1984
- (2) T. Tone, et al., "Conceptual Design of Fusion Experimental Reactor
(FER)," Nuclear Technology / Fusion, Vol. 4, No.2, Part 2, pp573,
1983
- (3) R. M. Polivka, E.L. Wilson, "DOT (Determination Of Temperature),"
Version 1, 1976
- (4) 「核融合炉設計及び研究開発の現状と課題」, 日本原子力学会, 1983
- (5) 「核融合実験炉(F E R)の概念設計」(昭和58年度報告書) JAERI-M 84-212,
炉設計研究室, 1984

謝 辞

本研究の遂行に当っては、理解と激励を戴いた臨界プラズマ研究部 吉川允二 部長及び炉設計研究室長、田村早苗次長に感謝します。さらに、熱解析に於いて高温熱工学研究室の関 昌弘副主任研究員から貴重な助言を戴いた事及び結果についてのディスカッションをして戴いた炉設計研究室の皆様に感謝します。

参 考 文 献

- (1) 「核融合実験炉(F E R)の概念設計(オプションA～C)」, JAERI-M 83-213～215,
「核融合実験炉(F E R)ブランケット等の概念設計」, JAERI-M 83-216,
炉設計研究室, 1984
- (2) T. Tone, et al., "Conceptual Design of Fusion Experimental Reactor
(FER)," Nuclear Technology / Fusion, Vol. 4, No 2, Part 2, pp 573,
1983
- (3) R. M. Polivka, E.L. Wilson, "DOT (Determination Of Temperature),"
Version 1, 1976
- (4) 「核融合炉設計及び研究開発の現状と課題」, 日本原子力学会, 1983
- (5) 「核融合実験炉(F E R)の概念設計」(昭和 58 年度報告書) JAERI-M 84-212,
炉設計研究室, 1984

付 錄 急激な温度上昇による平板の変形

構造体(例えば平板)の片面温度が急激にステップ状に上昇する場合、温度上昇に伴う熱荷重を静的あるいは動的荷重として取り扱う時に生じる各々の変形量の比を求めるパラメータとして、以下に示す式^(A. 1)(全周辺単純支持)が提案されている。

$$B_1 = \frac{h}{a \sqrt{\kappa}} (D/\rho h)^{1/4} \quad (A. 1)$$

式(A. 1)において、 h は板厚、 D は板の曲げ剛性($= Eh^3/12(1-\nu^2)$)、 E は縦弾性係数、 ν はポアソン比、 a は板の一辺の長さ、 κ は温度拡散率($= k/C_p r$)、 k は熱伝導率、 C_p は比熱、 r は比重)、 ρ は密度である。

式(A. 1)を用いて示される変形量の比($W_{\max}/W_{st, \max}$)をFig. A. 1に示す。

第1壁/ブランケットの構造材として想定されているステンレス鋼について、式(A. 1)の B_1 を求める。第1壁の形状を幅($=a$)を80 cmとして、板厚を変えた場合の B_1 をTable A. 1に示す。Fig. A. 1 から板厚が0.3 cm以上になると $W_{\max}/W_{st, \max}$ は1.1以下である。現在設計が行なわれているF E Rの第1壁の形状及び板厚での変形量は静的解析で十分である。

参 考 文 献

- (A. 1) B.A. Boley, J.H. Weiner, "Theory of Thermal Stresses,"
John Wiley & Sons, 1960

Table A.1 Relation between plate thickness and B_1

板厚 (cm)	B_1
0.1	0.77
0.2	2.17
0.3	3.99
0.4	6.13
0.5	8.58

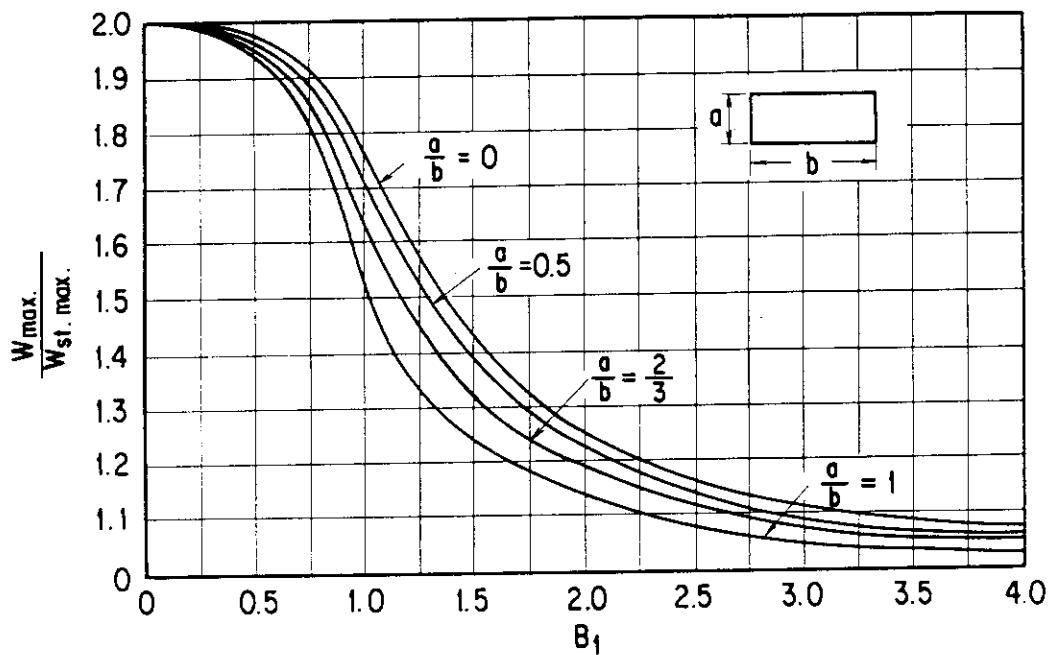


Fig. A.1 Ratio of maximum dynamic to maximum static deflection for rectangular plates exposed on one face to a step heat-input.