

JAERI - M

88-081

プラズマディスラプション時の第一壁,
ダイバータ板のき裂解析による寿命評価

1988年5月

大森 順次*・小林 武司・山田 政男・飯田 浩正

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、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-41 茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Division, Department of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokaimura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-11, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1988

編集兼発行 日本原子力研究所
印 刷 核原子力資料サービス

プラズマディスラッシュ時の第一壁、ダイバータ板の
き裂解析による寿命評価

日本原子力研究所那珂研究所臨界プラズマ研究部
大森順次^{*}・小林武司・山田政男・飯田浩正

(1988年4月1日受理)

核融合炉の第一壁・ダイバータはプラズマから多大の熱負荷・粒子負荷を受ける。特にプラズマディスラッシュ時の熱負荷は受熱面に溶融、蒸発、昇華を生ずる様な大きなもので、機器の寿命を決める大きな要因である。

一般に、ディスラッシュによってこれら機器のアーマーは表面のみが極めて高温に加熱され、損傷することが予想されたが、この表面の損傷発生をアーマーの寿命とするのは適当でない。損傷が表面近傍に限られているならばアーマーの機能は保たれるからである。

本報告書では、アーマーの寿命をき裂の発生迄の寿命とき裂進展の寿命に分け、前者を疲労寿命によって、後者をエネルギー解放率を用いて評価した。対象とした材料は、第一壁アーマーとしてグラファイトとC/Cコンポジット、ダイバータアーマーとしてタンクステンである。これらの材料に対し、核融合実験炉(FER)の設計条件を用いて熱解析、応力解析を行い、疲労寿命及びき裂先端のエネルギー解放率を求めた。

解析の結果によると、アーマー表面には数回のディスラッシュでき裂を生ずるが、アーマーのき裂長さに対するエネルギー解放率の変化の特徴は、あるき裂長さでエネルギー解放率が最大値をとり、その後き裂長さが長くなると減少することである。この減少はき裂進展速度が減少することを意味する。又、エネルギー解放率の最大値が破壊じん性値K_{IC}から計算される限界エネルギー解放率を越えなければ、不安定破壊には至らないと考えられる。

Lifetime Evaluation of First Wall and Divertor
Plate by Crack Analyses during Plasma Disruptions

Junji OHMORI^{*}, Takeshi KOBAYASHI
Masao YAMADA and Hiromasa IIDA

Department of Large Tokamak Research
Naka Fusion Research Establishment
Japan Atomic Energy Research Institute
Naka-machi, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received April 1, 1988)

The first wall and divertor armor in fusion devices are subjected to high heat and particle fluxes. In particular, disruption heating is an intense thermal shock which may cause melting or vaporization of the armor surfaces. The behavior of the armor materials is one of the major factors limiting the lifetime of these components.

Generally the surface temperature of armor due to disruption gets so high that the surface may become cracked. However, even if only the surface of the armor is cracked, the function of the armor will not be lost as long as the damage is limited to within a small depth of the surface.

In this study, the lifetime of the armor is evaluated by two stages: crack initiation life and crack propagation life which are related to the fatigue life and the energy release rate, respectively. Materials are graphite and C/C composite (carbon fiber reinforced carbon composite) for the first wall, and tungsten for the divertor. For disruption conditions of Fusion Experimental Reactor, the fatigue life and the energy release rates are calculated by thermal, and stress analyses.

* On leave from Toshiba Corporation

Results show that crack initiation is expected after only a few disruptions, and the energy release rate as a function of the crack length comes up to the maximum value at a small crack length, and decreases with increasing of the crack length. This decreasing means that a crack propagation rate reduces. An unstable fracture does not occur if the maximum energy release rate does not exceed the critical energy release rate which can be obtained from the fracture toughness.

Keywords: Fusion Experimental Reactor, First Wall, Divertor, Lifetime, Disruption, Thermal Shock, Crack Propagation, Energy Rerease Rate, Fracture, Graphite, Tungsten

目 次

1. 緒 言	1
2. 寿命推定の考え方	2
3. 設計条件及び熱解析	3
3.1 設計条件	3
3.2 热 解 析	3
4. き裂発生迄の繰返し数	10
4.1 タングステンダイバータ板	10
4.2 グラファイト第一壁	10
5. き裂解析による寿命評価	15
5.1 エネルギー解放率 \dot{J} の適用	15
5.2 \dot{J} 計算プログラムのベンチマーク解析	15
5.2.1 計算条件	15
5.2.2 热 解 析	16
5.2.3 \dot{J} 積分値	16
5.3 タングステンダイバータ板	17
5.3.1 き裂の進展	17
5.3.2 エネルギー解放率に及ぼす入熱量とパルス幅の影響	17
5.4 グラファイト第一壁	18
5.4.1 き裂のモード	18
5.4.2 き裂進展の方向	18
5.4.3 エネルギー解放率に及ぼす入熱量とパルス幅の影響	19
5.4.4 C/Cコンポジットの適用	19
6. 結 言	28
謝 辞	28
参考文献	29

Contents

1. Introduction	1
2. Concept of Lifetime	2
3. Design Conditions and Thermal Analysis	3
3.1 Design Conditions	3
3.2 Thermal Analysis	3
4. Crack Initiation Lifetime	10
4.1 Tungsten Divertor	10
4.2 Graphite First Wall	10
5. Lifetime Evaluation by Crack Analysis	15
5.1 Application of Energy Release Rate \hat{J}	15
5.2 Benchmark Analysis of \hat{J} Code	15
5.2.1 Analysis Condition	15
5.2.2 Thermal Analysis	16
5.2.3 \hat{J} Integral Values	16
5.3 Tungsten Divertor	17
5.3.1 Crack Propagation	17
5.3.2 Effects of Deposited Energy and Duration Time on Energy Release Rate	17
5.4 Graphite First Wall	18
5.4.1 Modes of Crack	18
5.4.2 Direction of Crack Propagation	18
5.4.3 Effects of Deposited Energy and Duration Time on Energy Release Rate	19
5.4.4 Application of C/C Composite	19
6. Conclusion	28
Acknowledgement	28
References	29

1. 緒 言

核融合装置における第一壁・ダイバータ板は、プラズマから多大の熱負荷・粒子負荷を受ける。特にプラズマディスラプション時は、極めて短時間に受熱面表面で溶融・蒸発・昇華を生ずる様な衝撃的負荷で、通常運転時に比べて一般に厳しく、機器の寿命を決める大きな要因である。

従来、第一壁・ダイバータのディスラプション時の健全性に対する検討として、熱負荷試験[1][2]や、圧縮強さを用いた熱衝撃パラメータの使用[3]、疲労強度による評価が行われた。しかしながら、ディスラプション時に受熱面表面は極めて高温に加熱されるため、この部分で従来適用されているような ASME Sec III の規準を満足させることは難しい。元来、ASME Sec III は構造材に対する規準であって、第一壁・ダイバータのアーマーの場合には、表面に微少クラックを生じても、受熱板としての機能が損なわれるわけではない。従って、アーマーでは機器をプラズマの熱や粒子から保護するという機能から考えて、炉の運転に支障のない程度の損傷を許容することができる。

本報告書では、第一壁・ダイバータ板アーマーのディスラプション時の熱負荷に対し、表面にき裂を含む受熱板の解析を行い健全性の評価を行う。検討の対象とした材料は、第一壁アーマーがグラファイト、ダイバータアーマーがタンゲステンである。アーマーの寿命は、き裂発生迄の寿命とき裂進展の寿命に分けることができるから、それぞれの寿命を支配する因子を応力解析から求めた。き裂発生寿命の支配因子は、グラファイトでは応力振幅を応力比であり、タンゲステンでは歪振幅である。これらの支配因子と疲労曲線からき裂発生寿命を得ることができる。き裂進展寿命は、き裂先端のエネルギー解放率を用いた。グラファイトでは非弾性歪が小さいため弾性解析を適用できるが、タンゲステンの場合は、高温で降伏点が極端に低下するため弾塑性解析が必要である。得られたエネルギー解放率と、熱衝撃試験結果あるいは破壊じん性とを比較してき裂進展寿命を推定した。エネルギー解放率に及ぼす入射熱量及びパルス幅の影響も検討を行った。

2. 寿命推定の考え方

寿命を考えるに当って、まず、いかなる状態を機器の寿命とするかを定義しなければならない。アーマーを構造材とは考えず、機器をプラズマの熱や粒子から保護するという機能の保持を寿命とすると、機能を損なわない程度の損傷を許容することができる。即ち、

- ① クラック長さが制限値を越えた時
 - ② スパッタリゲ・溶融・はく離によってアーマーの厚さが制限値以内となった時
- と考えることができる。

損傷の制限値が決められたとしても、それを炉の運転中に検知する手段がなければ、結局は定期交換によって交換しなければならない。第一壁の面積は86年度F E Rで 320 m^2 に達し、アーマーを取り付けるとその数は20000～30000個に及ぶ。また高真空中でかつ高放射線環境にあることを考えると、全てのアーマーを検査する必要はないけれどもクラック長を検知することは極めて難しい。現在考えられる損傷の検知は、アーマーをいくつかサンプリングし、アーマー厚さを測定する程度である。

従って、交換は基本的には定期交換にならざるを得ない。もっともT Vカメラによる表面損傷の検査は計画されているが、それで発見できるものは欠け落ちの様な大きな損傷であって、又、そのような検査をしばしば行うことは現実的ではない。

以上、アーマーの設計においては、安全率を考慮した上で、表面の損傷を許容した交換までの運転回数を定める必要がある。ここではアーマーの寿命をき裂発生迄の繰返し数とき裂進展の繰返し数に分け、それについて評価を行う。

き裂の発生と進展は、かなり性格の異なる二つの過程があって、き裂発生までの過程に対してはこの過程を直接支配する因子として繰返し塑性ひずみが考えられている。これは、特に低サイクル疲労に対する因子として広く認められているものである[1]。アーマーが実際に受ける損傷は熱疲労であって、現在候補材料の熱疲労に対するデータではなく、限られた高温疲労データを適用しなければならない。熱疲労の強度は、一般にはある温度（相当温度）の高温疲労データを適用することができるが、この相当温度は実験による確認が必要である。ここではタングステンに対して、高温疲労データと熱衝撃試験結果の対応から相当温度を推定した。グラファイト（IG-110）については、高温ガス炉の検討から高温において疲労強度が増加することがわかっているが、データが不十分なため大気中室温での下限曲線で疲労強度を評価している[2]。本検討においてもこれを踏襲した。

き裂進展の寿命はクラック進展速度から決められる。クラック進展速度は、応力拡大係数あるいはエネルギー解放率と関連付けられるから、ここでは各クラックに対しエネルギー解放率を求めた。設計条件に対するこの値と、熱衝撃試験結果、あるいは材料の破壊靄性値と比較することによりき裂の進展を評価した。

3. 設計条件及び熱解析

3.1 設計条件

第一壁、ダイバータの設計条件は、昭和61年度の代表設計の条件を用いた。これらの熱負荷の内、通常運転時の熱負荷については第一壁、ダイバータ共ASME Sec IIIの規準を満足していることが示されている[4]ので、本報告ではディスラップション時の熱負荷についてのみ検討した。

Table 3.1に設計条件を示す[3]。

第一壁の設計は2種類あって、主案は第一壁をガードリミタと通常の第一壁で構成するものである。ガードリミタは、Fig. 3.1に示すようにディスラップション時のプラズマからの熱負荷を集中させるため他の第一壁表面より突出して取り付けてあり、表面が損傷した後はプラズマ真空を破ることなく交換が容易な構造である。他の一つは第一壁の表面を均一高さで構成するもので、熱負荷は低減するものの交換が難しいという欠点がある。これをFig. 3.2に示す。受熱面材料はいずれもグラファイトで、冷却基板との取り付けは、ガードリミタが冶金接合、他の第一壁は冶金接合と機械的結合の2種類考えられている。最近、高破壊靭性を持つ炭素繊維強化炭素複合材(Carbon fiber reinforced carbon composite, C/C composite)が第一壁アーマーとして有力視されている[5]。本報告書でもガードリミタにC/C compositeを適用した場合について検討を加えた。

一方、ダイバータの設計は選択の幅が小さい。即ち、通常運転時において 2 MW/m^2 という沸騰熱伝達の領域の熱負荷であるから、受熱板は直接冷却しなければならない。材料は、炉寿命中の頻繁な交換を防ぐ意味からタンクステンが主案となっているが、最近物理フェーズの実験段階ではプラズマ中の許容量の大きいグラファイトも提案されている。ダイバータの形状をFig.3.3に示す。アーマーは銅の冷却基板にろう付され、冷却基板は銅の冷却管にろう付される。

Table 3.2, 3.3にタンクステン、グラファイト、およびC/Cコンポジットについて、解析で用いた材料定数を示す。タンクステンでは熱解析・応力解析共材料の温度依存性を考慮したが、グラファイトとC/Cコンポジットは熱解析のみ材料の温度依存性を考慮した。熱伝導率は 0.3 MWY/m^2 の照射材の値を用いた。グラファイトは耐熱材料として種々の分野で使用されているにもかかわらず、系統的なデータは乏しい。また、組成、製法によって材料特性が大きく異なることに注意を要する。ここでは、高温ガス炉の炉心材料としてデータベースの豊富な微粒等方性黒鉛IG-110の値[2]を用いている。C/CコンポジットはPAN(polyacrylonitrile)系フェルト状炭素繊維強化[6]の値を用いたが、熱的性質はIG-110と大差なく、また照射材のデータはないのでIG-110の値をそのまま用いた。

3.2 热解析

熱解析は、炉設計研究室所有の溶融・蒸発・昇華を考慮したコードDREAM[7]を用いて一次元

で行った。

Fig.3.4 はタンクステンアーマーの熱負荷後の温度分布を示す。同図中には設計条件の熱負荷以外に、入熱時間をパラメータにした計算結果と、後の比較のため熱衝撃試験の結果も載せた。入熱時間が短かくなればなる程受熱面近傍の温度勾配は大きくなる。

Fig.3.5 はグラファイトアーマーの熱負荷後の温度分布である。パルス幅が 1 ms となれば温度分布の熱負荷による差異はほとんどない。これは、熱の受熱板内への侵入深さがパルス幅で定まり、さらに表面で昇華が始まるとそれ以上熱負荷が増大しても昇華量が増えるのみで、表面最大温度は飽和するからである。

Table 3.1 Design conditions for disruption

Components	Heat Load [MJ/m ²]	Duration Time [ms]
Divertor	2.45	5
Guard Limiter	7.15	15
First Wall	0.82	15
First Wall	2.08	15

Table 3.2 Material properties of tungsten

	0°C	1000°C	2000°C	3000°C
Young's Modulus [GPa]	400	370	310	310
Poisson's Ratio	0.28	0.29	0.31	0.31
Yield Strength [MPa]	1150	460	100	51
Strain Hardening Modulus [MPa]	6530	650	510	510
Thermal Expansion Coefficient [1/°C]	4.1×10^{-6}	4.2×10^{-6}	5.1×10^{-6}	5.8×10^{-6}
Thermal Conductivity [W/m K]	166	99	136	147
Specific Heat [J/kg K]	134	154	183	223
Density [kg/m ³]	1.98×10^4			

Table 3.3 Material properties of graphite

	Graphite	C/C composite
Young's Modulus : E [GPa]	6.83	26.3
Poisson's Ratio : ν	0.14	0.22
Yield Strength : σ_y [MPa]	48	-
Strain Hardening Modulus : H [MPa]	2.83	-
Thermal Expansion Coefficient : α [$1/\text{ }^{\circ}\text{C}$]	4.6×10^{-6}	5.8×10^{-6}
Density : γ [kg/m^3]	1750	
Specific Heat : C [$\text{kJ}/\text{kg K}$]	$2.09 - 1.81 \exp\{-(T+273)/600\}$; $T[\text{ }^{\circ}\text{C}]$	
Emissivity :	0.8	
Thermal Conductivity λ [$\text{W}/\text{m K}$]	$13.0 + 1.86 \times 10^{-2} \times T$; $T[\text{ }^{\circ}\text{C}]$ $T = 1100\text{ }^{\circ}\text{C}$ for $T > 1100\text{ }^{\circ}\text{C}$	
Latent Heat : L [MJ/kg]	59.1	
Vapor Pressure : P [Pa]	$\exp\{32.1 - 8.85 \times 10^4 / (T+273)\}$; $T[\text{ }^{\circ}\text{C}]$	

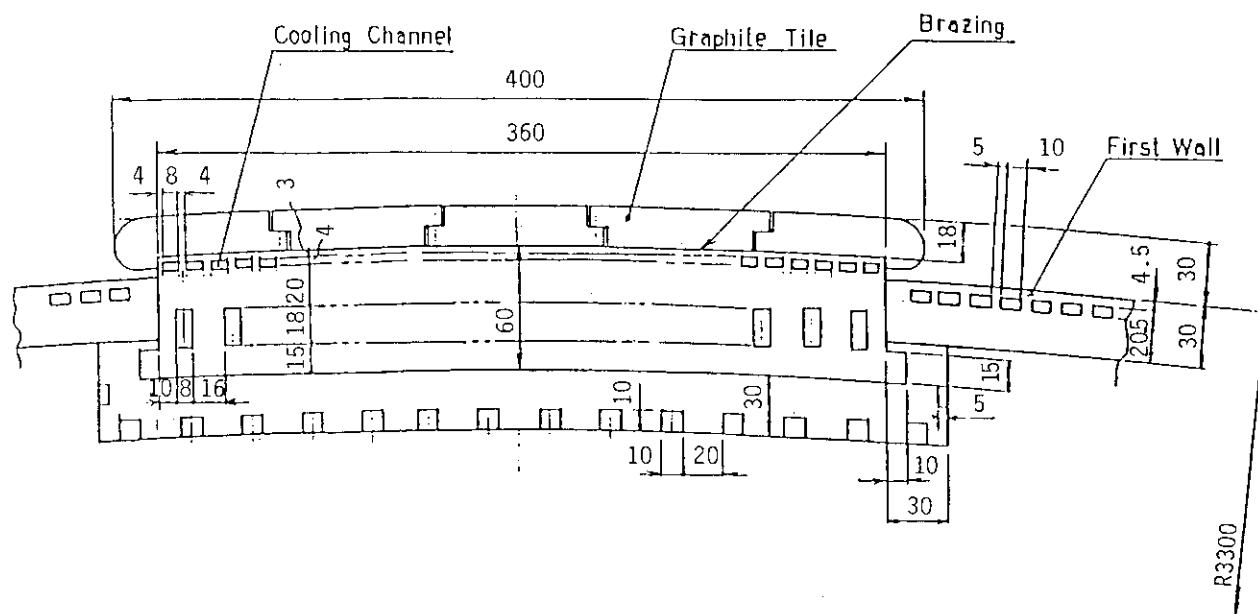


Fig. 3.1 Guard limiter crossection

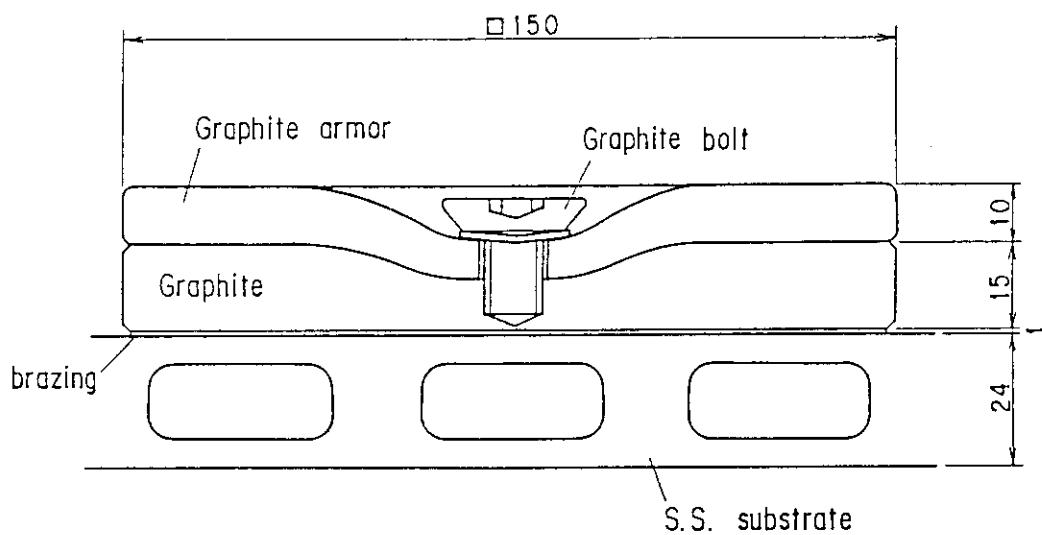


Fig. 3.2 Mechanically attached armor of first wall

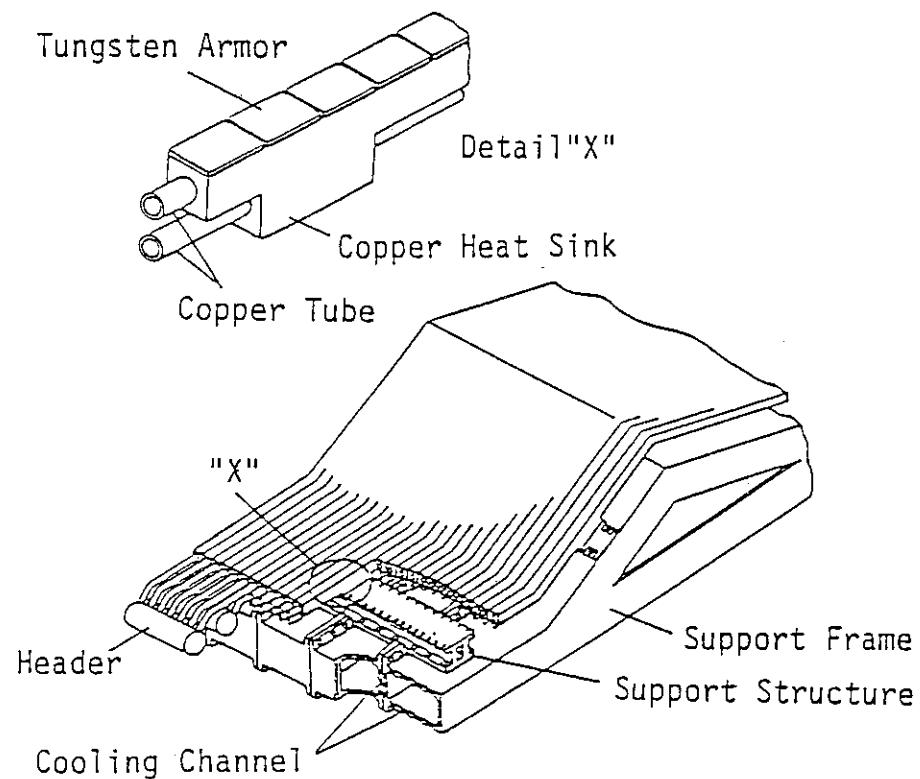


Fig. 3.3 Divertor configuration

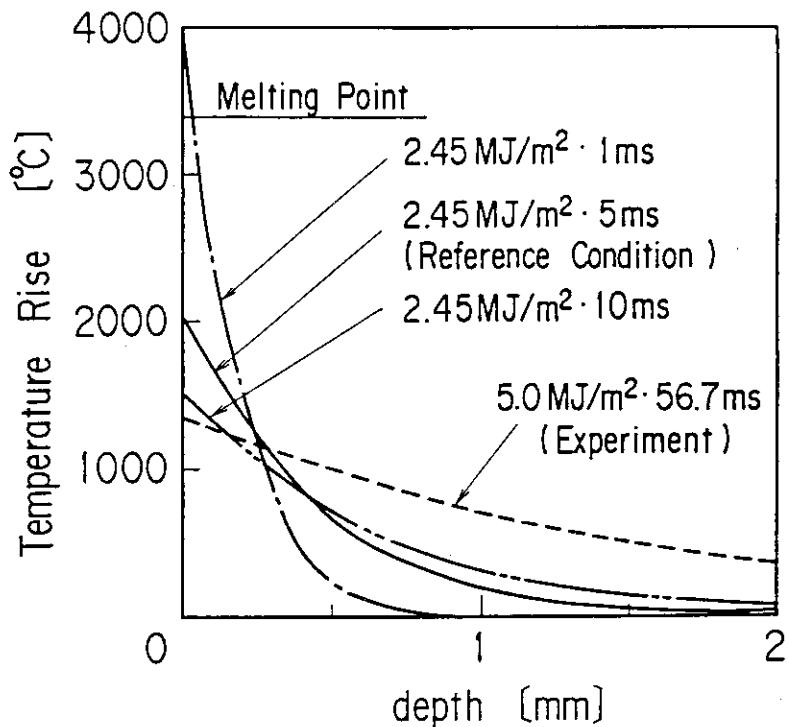


Fig. 3.4 Temperature distribution in tungsten armor after heating

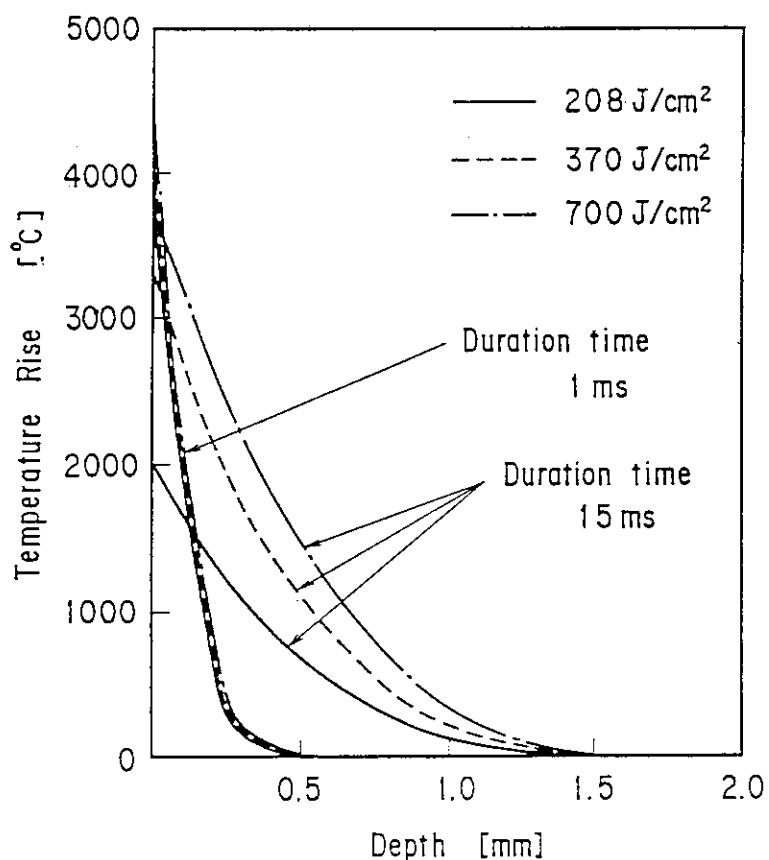


Fig. 3.5 Temperature distribution in graphite armor after heating

4. き裂発生迄の繰返し数

き裂発生迄の繰返し数の算出は、従来行なわれていた設計と同様に疲労曲線を用いて評価する。一般にき裂発生迄の繰返し数を支配する因子は塑性歪振幅であるが、いま対象としている材料の疲労データは、タングステンが全歪振幅、グラファイトが応力振幅と応力比で表わされている。いずれのパラメータを用いるにしても、これらの値を求めるためには負荷後と除荷後の応力・歪状態を知らねばならず、弾塑性解析が必要である。ここでは汎用有限要素法コードADINAを用いて計算を行った。

もう一つの問題は、高温疲労曲線のどの温度の曲線を用いるかという点である。この温度は相当温度と呼ばれ、高温疲労と熱疲労の対応は実験に依らねばならない。候補材料に対するこのようなデータはまだ得られていない。ここでは、タングステンについて熱衝撃試験結果を用いて相当温度を推定した。グラファイトは高温において疲労強度が増加することが知られているが、データが不十分なため室温での下限曲線を用いた。

4.1 タングステンダイバータ板

Fig. 4.1 に熱負荷後と冷却後の受熱板内の応力分布を示す。熱負荷後受熱面近傍には圧縮力を生ずるが、表面では温度上昇による降伏点低下のため応力の絶対値は減少している。圧縮応力の領域は、 $2.45 \text{ MJ/m}^2 - 5 \text{ ms}$ の場合表面から 1.5 mm, $5.0 \text{ MJ/m}^2 - 56.7 \text{ ms}$ の熱衝撃実験[8]の場合 3.5 mm である。冷却後は受熱面表面で再び降伏が生じる。Fig. 4.2 は受熱面表面の熱負荷 1 サイクルにおける応力・歪関係の変化である。 $2.45 \text{ MJ/m}^2 - 5 \text{ ms}$ の場合熱負荷後直線的に圧縮力が増加するが、表面温度 370°C で降伏が始まり、その後温度上昇による降伏点の低下のため圧縮力が減少する。熱負荷終了時の歪は 0.84 % で、歪の拘束率は 0.91 % に達する。温度上昇が表面に集中しているため、歪の拘束率は極めて高い。ただし、入熱時間が 56.7 ms と長い熱衝撃試験結果の場合は歪の拘束率が 0.57 である。冷却が始まるとすぐ受熱面表面は再び降伏する。

Fig. 4.3 は、タングステンの低サイクル疲労試験結果[9]で、本データは全歪振幅で整理されている。同図中、*印は熱衝撃試験の解析結果で、熱負荷 5 ショットで表面に多数のクラックを生じたものである。この結果によると、熱衝撃試験による熱サイクル（室温 – 1350°C ）に対する相当温度を室温と考えることができる。設計条件の熱負荷に対する計算結果は Fig. 4.3 中の△印となり、これから 2 ~ 3 回の繰返しによって表面にき裂の発生が予想される。

4.2 グラファイト第一壁

グラファイトの挙動はタングステンとは大きく異なる。設計熱負荷 $208 \text{ J/cm}^2 - 15 \text{ ms}$ について熱負荷後と冷却後の受熱板内の応力分布を Fig. 4.4 に示す。異なる主な点は、高温域で応力

が低下しないこと、非弾性歪の全歪に対する割合が小さいため、冷却終了時の受熱面表面の残留引張応力が小さいことである。また、グラファイト(IG-110)の疲労強度は、応力振幅と応力比の関数である。応力比の影響が大きいのは、疲労サイクル中の圧縮応力が引張強度を低下させるためである。

Fig. 4.5 に示す設計疲労曲線[2]上に計算結果をプロットすると、 $208 \text{ J/cm}^2 - 15\text{ms}$ の場合は応力比は -6、最大応力は 10 MPa となって、許容繰返し回数は 10 回以下である。熱負荷 $700 \text{ J/cm}^2 - 15\text{ms}$ の場合は、最大圧縮応力が 86 MPa となって、圧縮強さを越えることから最初の熱サイクルでクラックの発生が予想される。

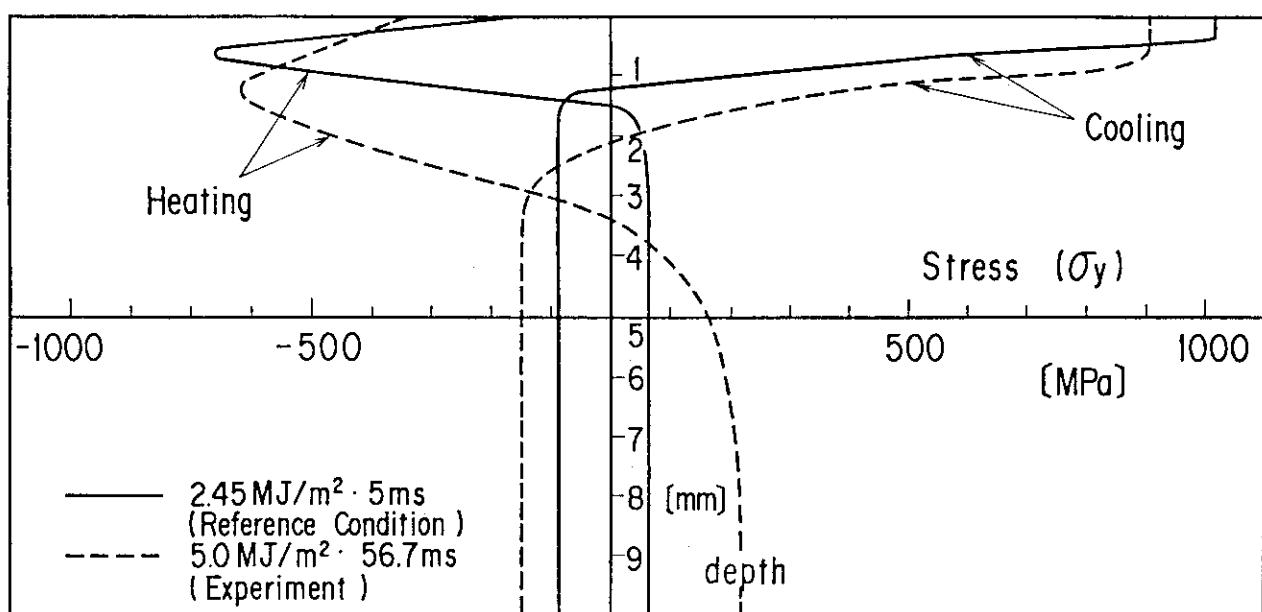


Fig. 4.1 Stress distribution across thickness

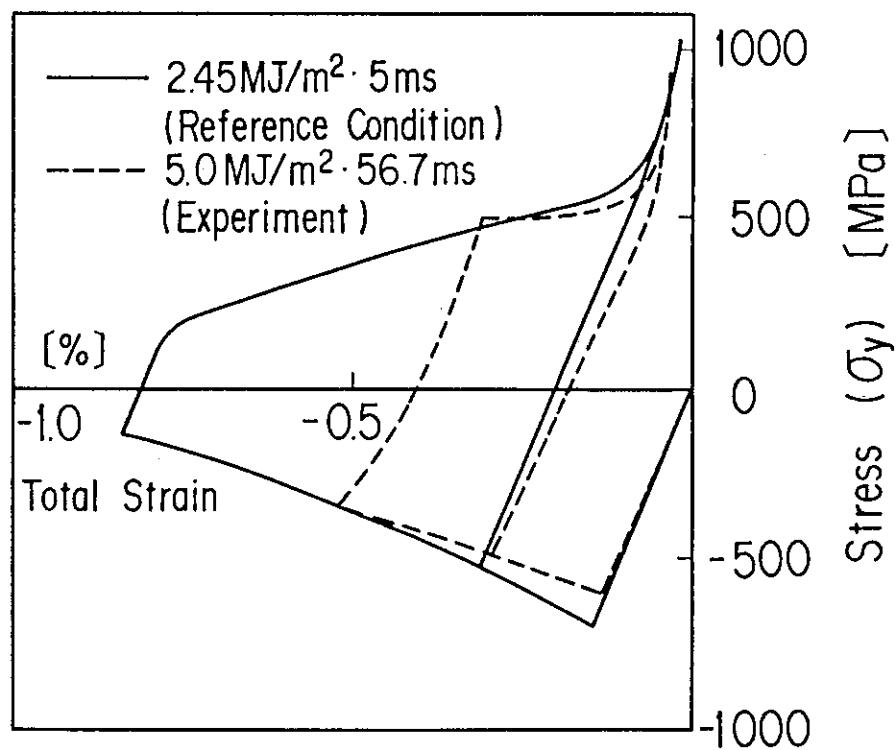


Fig. 4.2 Stress-strain hystereses during a disruption

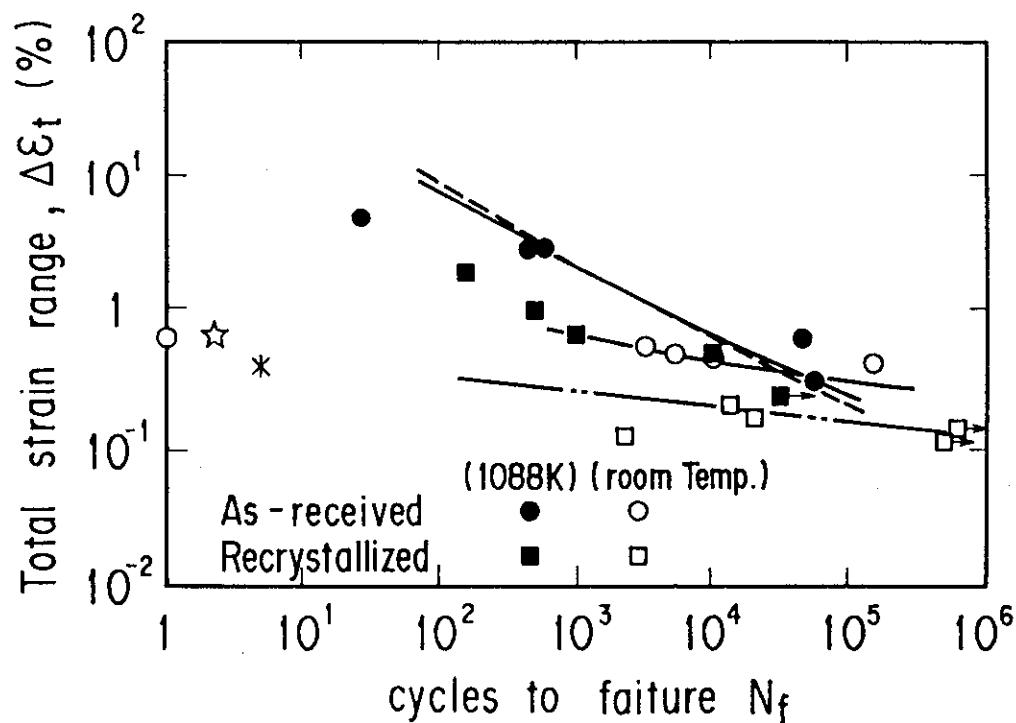


Fig. 4.3 Low cycle fatigue data of tungsten [9].

* means a result of thermal shock experiment [8]

★ means a reference disruption condition.

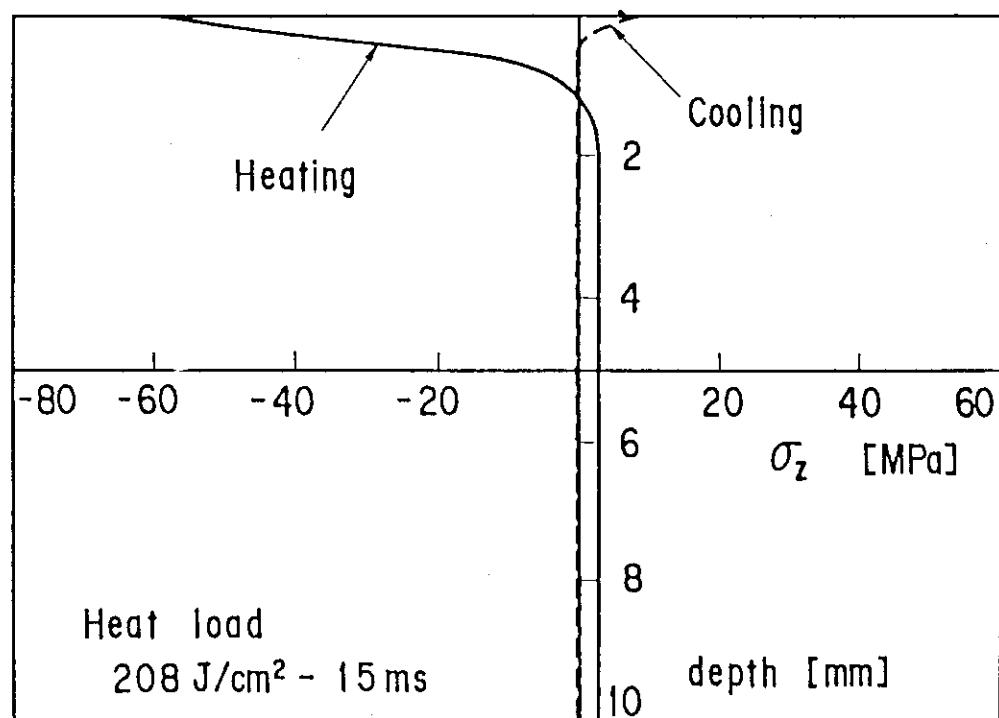


Fig. 4.4 Stress distribution across thickness

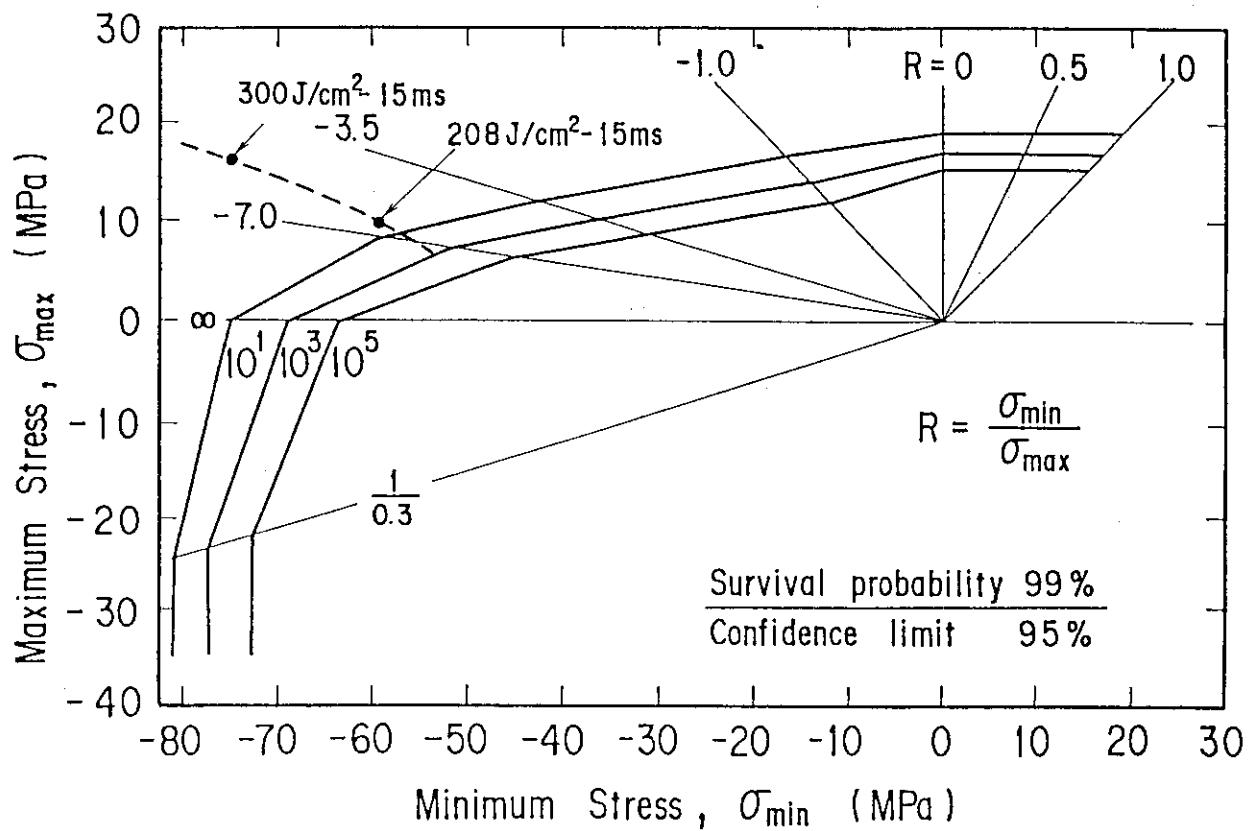


Fig. 4.5 Goodman fatigue diagram of IG-110 graphite [2]

5. き裂解析による寿命評価

5.1 エネルギー解放率 \hat{J} の適用

熱応力を受ける弾塑性体のき裂によるエネルギー解放率 \hat{J} は次式で定義される[10]。

$$\hat{J} = - \int_{\Gamma} T_i \frac{\partial U_i}{\partial X_1} d\Gamma + \int_A \sigma_{ij} \frac{\partial \epsilon_{ij}}{\partial X_1} dA \quad (1)$$

ここで X_1 は Fig. 5.1 に示す座標軸, Γ はき裂先端を囲む任意の曲線, A は曲線 Γ とき裂面で囲まれる面積である。 T_i は表面力, U_i は変位, σ_{ij} は応力テンソル, ϵ_{ij} は歪テンソルである。歪 ϵ_{ij} は、弹性歪 ϵ_{ij}^e , 塑性歪 ϵ_{ij}^p , 熱歪 ϵ_{ij}^t から成る。即ち

$$\epsilon_{ij} = \epsilon_{ij}^e + \epsilon_{ij}^p + \epsilon_{ij}^t \quad (2)$$

\hat{J} 積分は J 積分の熱応力場への拡張であるから、ある繰返し数で受熱面表面にき裂が入った後のき裂の挙動を \hat{J} 積分を用いて評価することができる。現在炉設計には汎用有限要素解析コード ADINA のポストファイルを用いて \hat{J} 積分を計算するコード ADINAJHAT がある。ここでは、まず ADINAJHAT のベンチマーク計算を行ってコードの有効性を確認し、続いてディスラッシュ時・タイバータ板、第一壁の解析を行う。

5.2 \hat{J} 計算プログラムのベンチマーク解析

5.2.1 計算条件

\hat{J} の計算例は極めて限られているので、ここでは青木らの計算した厚肉円筒のクラックの問題を用いた[10]。解析条件を以下に示す。即ち、Fig. 5.2 に示すように外径 100 mm, 内径 50 mm, 内周側の向い合う位置に長さ 5 mm のクラックがある 550 °C 均一の厚肉円筒において、内周面を $t = 0$ sec で 400 °C に保つというものである。材料定数の温度依存性は継弾性定数 E , 降伏応力 σ_y , 熱膨張係数 α で考慮している。

① 尺 法	外 径: R	100 mm
	内 径: r	50 mm
	クラック: a	5 mm

② 温度条件

初期条件	550 °C 均一
境界条件	内周面温度は $t = 0$ で 400 °C に保たれる。
	外周面は断熱

(3) 使用した材料定数

温度伝導率	K	1.70×10^{-2}	m^2/h
縦弾性係数	E	$2.06 \times 10^5 - 9.53T$	MPa
ポアソン比	ν	0.3	
降伏応力	σ_y	$193 - 0.11T$	MPa
硬化率	H	2.45×10^3	MPa
熱膨張係数	α	$1.62 \times 10^{-5} + 8.0 \times 10^{-9}T$	

5.2.2 熱解析

ベンチマークの解析モデルは、境界条件が簡単であるのでADINATを用いる必要はなく、解析的に各温度を計算することができる

即ち、温度T、時間t、座標rにおいて

$$\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} - \frac{1}{K} \frac{\partial T}{\partial t} = 0 \quad (3)$$

$$\text{初期条件} \quad t = 0 \quad T = 0 \quad (4)$$

$$\text{境界条件} \quad t > 0 \quad r = a \text{ (内径)} \quad T = T_0 \quad (5)$$

$$r = b \text{ (外径)} \quad \frac{\partial T}{\partial r} = 0 \quad (6)$$

これを解くと

$$T = T_0 \left[1 - \pi \sum_{n=1}^{\infty} e^{-k \alpha_n^2 t} \frac{J_1(b \alpha_n) \{ Y_0(r \alpha_n) J_0(a \alpha_n) - Y_0(a \alpha_n) J_0(r \alpha_n) \}}{J_0^2(a \alpha_n) - J_0^2(b \alpha_n)} \right] \quad (7)$$

ここで α_n は

$$- J_0(a \alpha) \alpha Y_1(b \alpha) + Y_0(a \alpha) \alpha J_1(b \alpha) = 0 \quad (8)$$

の正根、J, Yはベッセル関数である。この式から求めたクラック先端の温度と文献値は完全に一致する。

5.2.3 \hat{J} 積分値

弾塑性解析に用いた要素分割をFig.5.3, Fig.5.4に示す。総節点数は560で \hat{J} 積分の計算を行う要素は8節点要素96要素、その他に4節点要素224要素を用いた。

Fig.5.5は \hat{J} の時間変化を文献の結果と比較したものである。ADINAJHATの解析結果は文献の値をよく表わしているといえる。Fig.5.6は \hat{J} の積分経路の独立性を表わすグラフで、この図に示される様に \hat{J} の積分経路独立性が保たれている。従ってADINAJHATは \hat{J} 計算プログラムとして有効であるといえる。

5.3 タングステンダイバータ板

5.3.1 き裂の進展

き裂が受熱面表面に生じた後の挙動はエネルギー開放率で表わすことができる。従って、熱負荷 1 サイクルの各時間に対してエネルギー解放率を求めた。

Fig. 5.7 は計算に使用した有限要素分割、境界条件である。き裂は開口モードとし、き裂面は圧縮力のみを伝達し引張力は伝達しない接触要素を用いた。用いた総節点数は 331、要素数は 96、熱負荷 1 サイクルを 175 ステップに分割した。

エネルギー開放率は冷却終了時に最大となる。各クラック長さに対するエネルギー開放率の変化を Fig. 5.8 に示す。同図には熱衝撃試験に対する計算結果も載せたが、特徴的なことは、エネルギー開放率がクラック長さ 0.3 ~ 0.5 mm で最大値となり、これ以上のクラック長さに対して減少することである。これは、冷却後受熱面表面近傍に生ずる引張応力の領域が、入熱量とパルス幅によって決められており、クラック長さがある値以上に長くなると、冷却後の残留引張応力が緩和されるためである。

熱負荷 1 サイクルのき裂進展速度は、エネルギー開放率範囲で関連づけられる。熱負荷時にはき裂は閉じ、エネルギー開放率は 0 であるから、熱負荷 1 サイクルに対するエネルギー開放率範囲は、冷却時のエネルギー開放率に等しい。いま、熱衝撃試験の結果では、熱負荷 $5.0 \text{ MJ/m}^2 - 5.67 \text{ ms}$ の 5 サイクル後に 0.6 mm のき裂を生じ、き裂は停止している。この時のエネルギー開放率は $7.6 \times 10^3 \text{ [N/m]}$ で、設件条件の熱負荷についてこのエネルギー開放率に対応するき裂長さは 0.7 mm である。設計条件の熱負荷では、このき裂長さに至る迄に解放されるエネルギーが大きいため、この長さ以上にき裂が進展することが考えられるが、エネルギー開放率はこの後き裂長さの増加と共に減少するから、き裂進展速度も減少する。従って、き裂はアーマーの破壊に至る様な進展はせず、途中で停止することが予想される。

5.3.2 エネルギー開放率に及ぼす入熱量とパルス幅の影響

$2.45 \text{ MJ/m}^2 - 5 \text{ ms}$ の熱負荷を基準とし、入熱量とパルス幅をパラメータにした計算結果を Fig. 5.9, 5.10 に示す。Fig. 5.9 はパルス幅を変化させた場合で、パルス幅が短くなるとエネルギー開放率の最大値を示すき裂長さは短くなるが、最大値の差は小さい。これは冷却時に材料が降伏するため、引張応力に差が生じないからである。パルス幅が短くなることは、受熱面表面近傍ではエネルギー開放率が増加してき裂が進展しやすくなるものの、その領域を除けば受熱板全体としての健全性への影響は小さい。

一方、エネルギー開放率に及ぼす入熱量の影響を Fig. 5.10 に示す。入熱量が増加すると受熱板内に蓄えられる歪エネルギーが増加し、エネルギー開放率の値も増加する。タングステンの場合、エネルギー開放率に及ぼす影響が大きいのは、パルス幅でなくて入熱量である。

5.4 グラファイト第一壁

5.4.1 き裂のモード

疲労寿命によって表面にき裂が生じた後き裂を進展させる応力は、冷却終了時の受熱面表面の引張応力（開口モード），加熱終了時の受熱面内部の引張応力（開口モード），加熱終了時の受熱面表面の圧縮力によるせん断応力（せん断モード）が考えられる。これら各モードのき裂に対し、エネルギー解放率を求めた。冷却終了時の開口モードに対しては熱負荷1サイクルの弾塑性解析、加熱終了時の開口モードとせん断モードに対しては弾性解析を用いた。せん断モードに対して用いた有限要素分割をFig. 5.11に示す。

冷却終了時の開口モードに対するエネルギー開放率は、他のモードに比べてかなり小さい。これは受熱面表面に生ずる引張応力が小さいためである。Fig. 5.12に加熱終了時の開口モードとせん断モードのき裂長さに対する変化を示す。Fig. 5.12に示すき裂長さの範囲において、せん断モードのエネルギー解放率が最も大きく、き裂長さ0.5mmで最大値となる。これはまずせん断のモードでき裂が進むことを示している。き裂長さが長くなり、温度上昇が小さい領域に達すると、受熱面表面の圧縮力によるせん断応力が緩和されてエネルギー解放率が減少する。

実際のき裂先端部の変形様式は、せん断モードに加えて開口モードもまさり合っていると考えられる。この場合、限界エネルギー解放率が一定であると仮定すると、

$$\hat{J}_c = \hat{J}_I + \hat{J}_II \quad (9)$$

である。線形弾性体では

$$\hat{J} = \frac{1 - \nu^2}{E} (K_I^2 + K_{II}^2) \quad (10)$$

が成立する。いま、グラファイトの K_{IC} は $1.0 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ であるから対応する \hat{J}_{IC} は 144 N/m と計算される。グラファイトの K_{IC} は 1700°C 迄ほとんど変わらない[2]。式(9), (10)から不安定破壊を生ずる限界エネルギー解放率 \hat{J}_c として \hat{J}_{IC} を用いる。設計条件である $208 \text{ J/cm}^2 \cdot 15 \text{ ms}$ のエネルギー解放率の最大値は \hat{J}_c を越えることはない。これは、受熱板が不安定破壊には至らないことを意味する。き裂は、熱負荷1サイクルの間のエネルギー解放率の範囲 $\Delta \hat{J}$ に対応する進展速度で進展するが、き裂長さが0.5mm以上では $\Delta \hat{J}$ は徐々に減少するから、進展速度もこれに伴って減少する。

5.4.2 き裂進展の方向

圧縮荷重下のき裂は圧縮荷重軸と平行になる方向に伝播することが知られている[12]。いま、破壊条件として最大応力条件、即ち、最大引張応力に直角な面での材料の分離を仮定して、き裂進展の方向を検討する。

き裂先端を原点とする極座標を用いて、 $208 \text{ J/cm}^2 \cdot 15 \text{ ms}$ の熱負荷後のき裂先端近傍の円周方向応力分布をFig. 5.13に示す。この図は、き裂先端の16要素について、その積分点での応力から求めたものである。図に示されるように、き裂先端から受熱面表面と平行の方向に引張応力

の領域がある。これは、加熱後の受熱板表面の圧縮力によって、き裂面の上側（受熱面側）の材料に上側方向の力がかかるためである。き裂が長くなると、受熱板表面の加熱部とき裂先端との間の材料がこの上側方向の力を支持するためき裂近傍の引張応力は減少する。

従って、加熱時にせん断モードで生じたき裂は、受熱面と平行方向に進展すると考えられる。

5.4.3 エネルギー解放率に及ぼす入熱量とパルス幅の影響

Fig. 5.14は、設計条件の熱負荷 $208 \text{ J/cm}^2 - 15\text{ms}$ を基準にして、入熱量とパルス幅をパラメータにした時のき裂長さとエネルギー解放率の関係である。熱負荷 $370 \text{ J/cm}^2 - 15\text{ms}$ の場合、エネルギー解放率の最大値は入熱量に比例しているが、 $700 \text{ J/cm}^2 - 15\text{ms}$ の場合は入熱量に対する比例計算から得られる値より小さい。これは昇華によって表面の最大温度が入熱量に比例しなくなるためである。熱負荷 $370 \text{ J/cm}^2 - 15\text{ms}$ の場合、エネルギー解放率の最大値は限界値 \hat{J}_c を越える。この場合はき裂進展速度が急激に増大し、不安定破壊を生ずる可能性がある。

各熱負荷に対するパルス幅 1 ms のエネルギー解放率とき裂長さの関係も Fig. 5.14に示すが、パルス幅が短くなり昇華量が増大すると、温度分布が飽和し、同時にき裂長さに対するエネルギー解放率の分布も飽和する。エネルギー解放率の最大値は、 208 J/cm^2 の熱負荷では若干増加するものの、 370 J/cm^2 、 700 J/cm^2 の熱負荷の場合には減少する。従って、パルス幅が短くなり熱流束が増えても、昇華を生ずる様な熱負荷になると、グラファイトの場合は入熱量が昇華に消費されるようになるから、必ずしも材料にとって厳しいわけではない。

5.4.4 C/C コンポジットの適用

C/C コンポジットは高い破壊じん性を有することから現在徐々に使われるようになっている。ここでは PAN 系 (polyacrylonitrile) フエルト状 C/C コンポジットを使用した場合のエネルギー解放率について計算し、グラファイトと比較した。

Fig. 5.15は $700 \text{ J/cm}^2 - 15\text{ms}$ の熱負荷に対するエネルギー解放率とき裂長さの関係である。この C/C コンポジットの破壊じん性は 2400°C で $12.9 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ である [6] から \hat{J}_c は 6.02×10^3 (N/m) となり、エネルギー解放率の最大値はこの限界値を越えない。即ち、C/C コンポジットは高じん性のため、アーマー材として非常に有利であることがわかる。

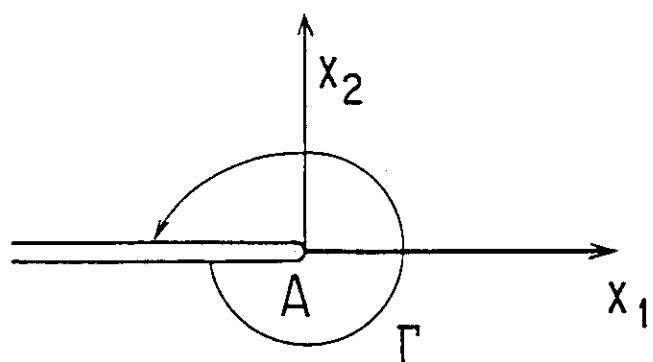


Fig. 5.1 Crack subjected to thermal loading

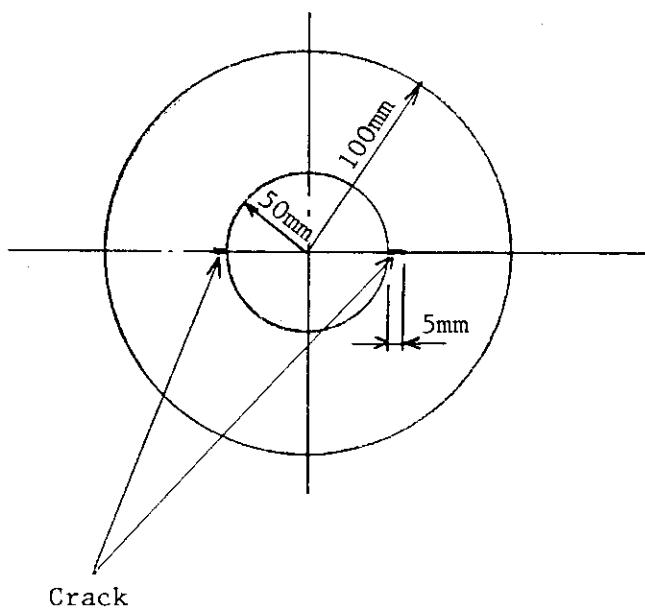


Fig. 5.2 Cracked cylinder for benchmark calculation

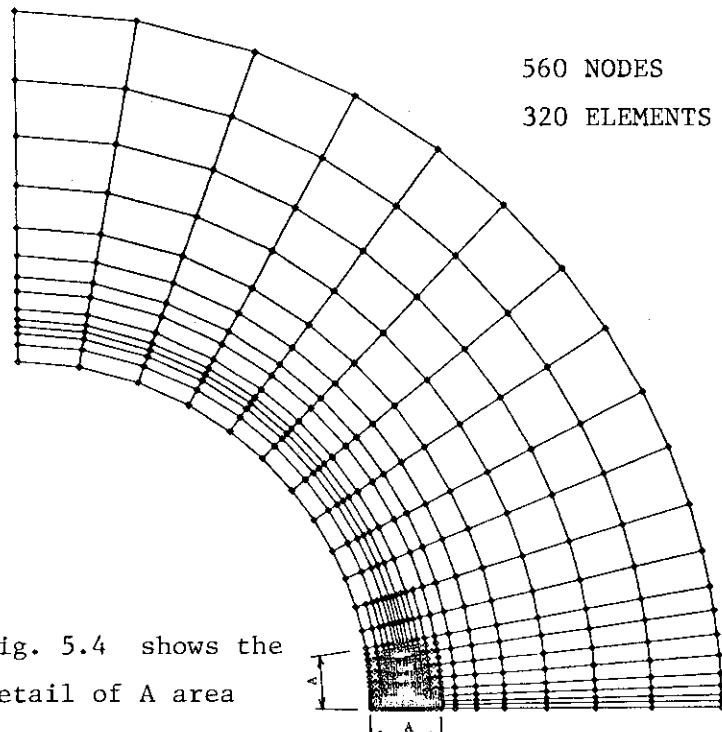


Fig. 5.3 Grid pattern for benchmark analysis

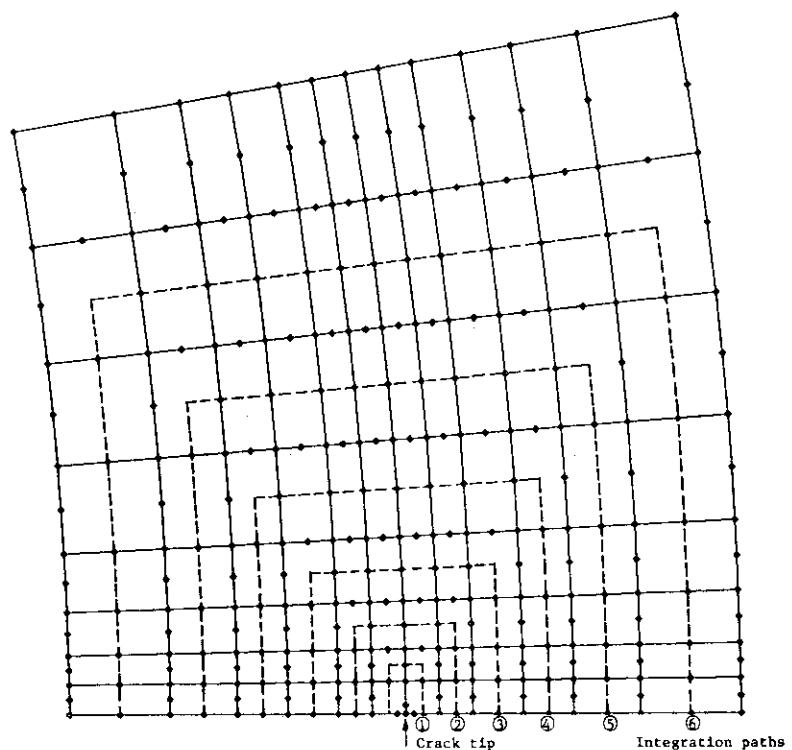
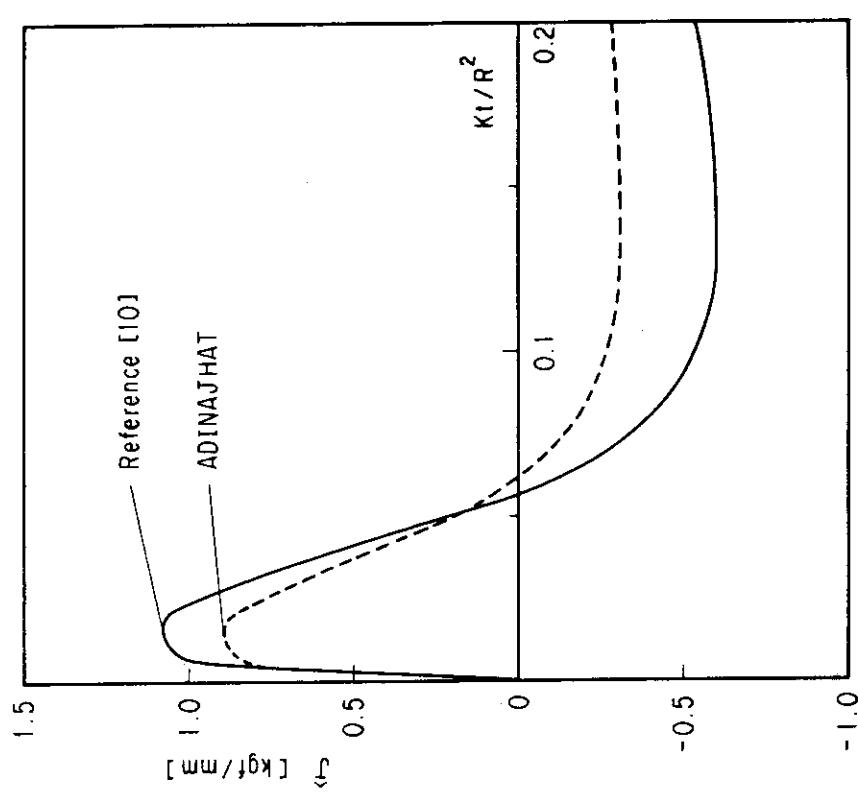
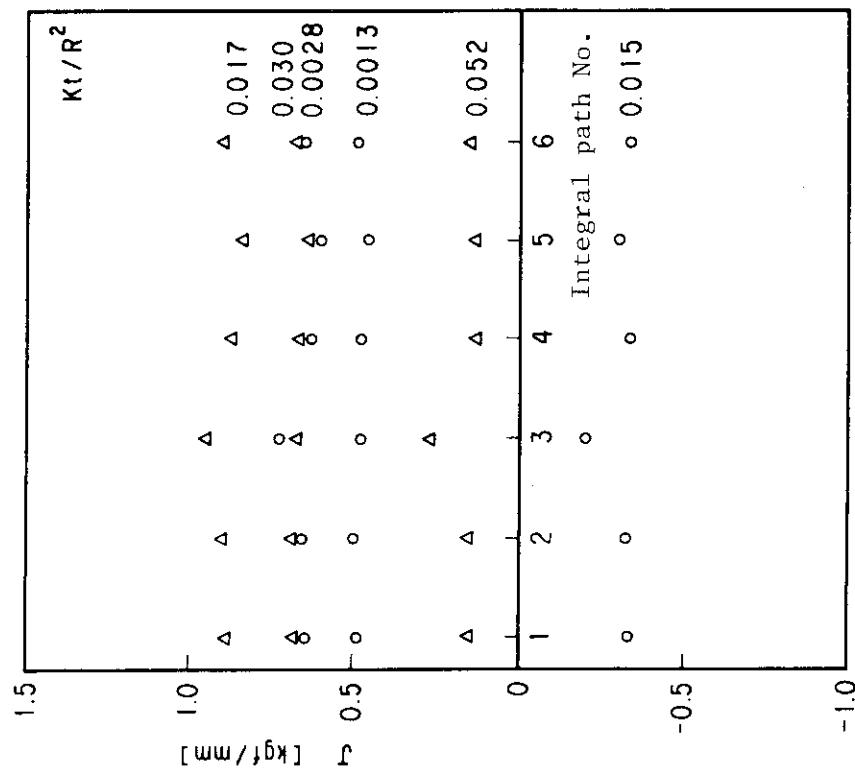


Fig. 5.4 Detail of A area

Fig. 5.5 Time Variation of \hat{J} for cracked cylinderFig. 5.6 \hat{J} vs path for cracked cylinder

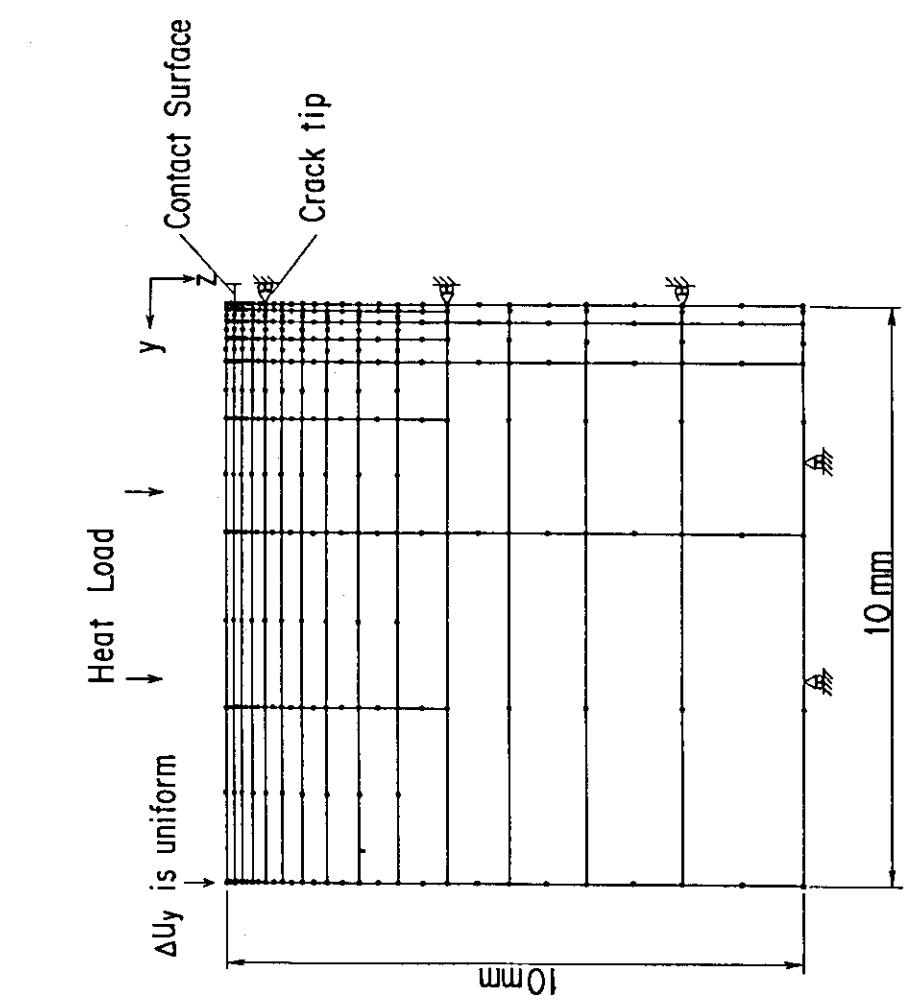
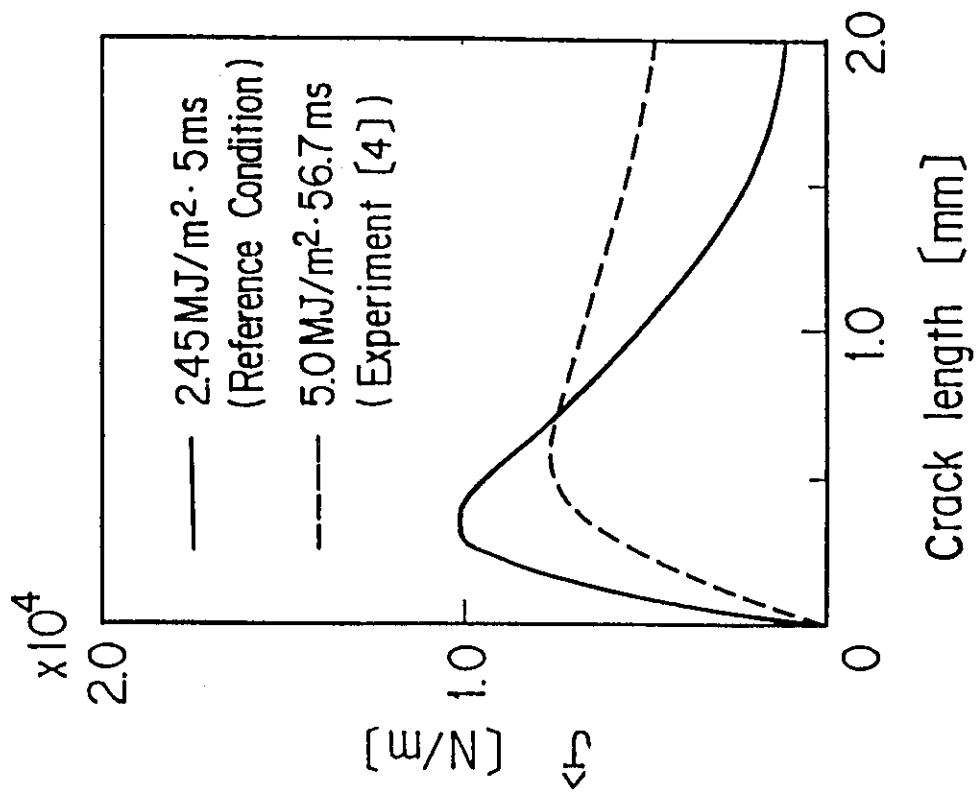


Fig. 5.7 Grid pattern

Fig. 5.8 Relation between crack length
and energy release rate \hat{J}

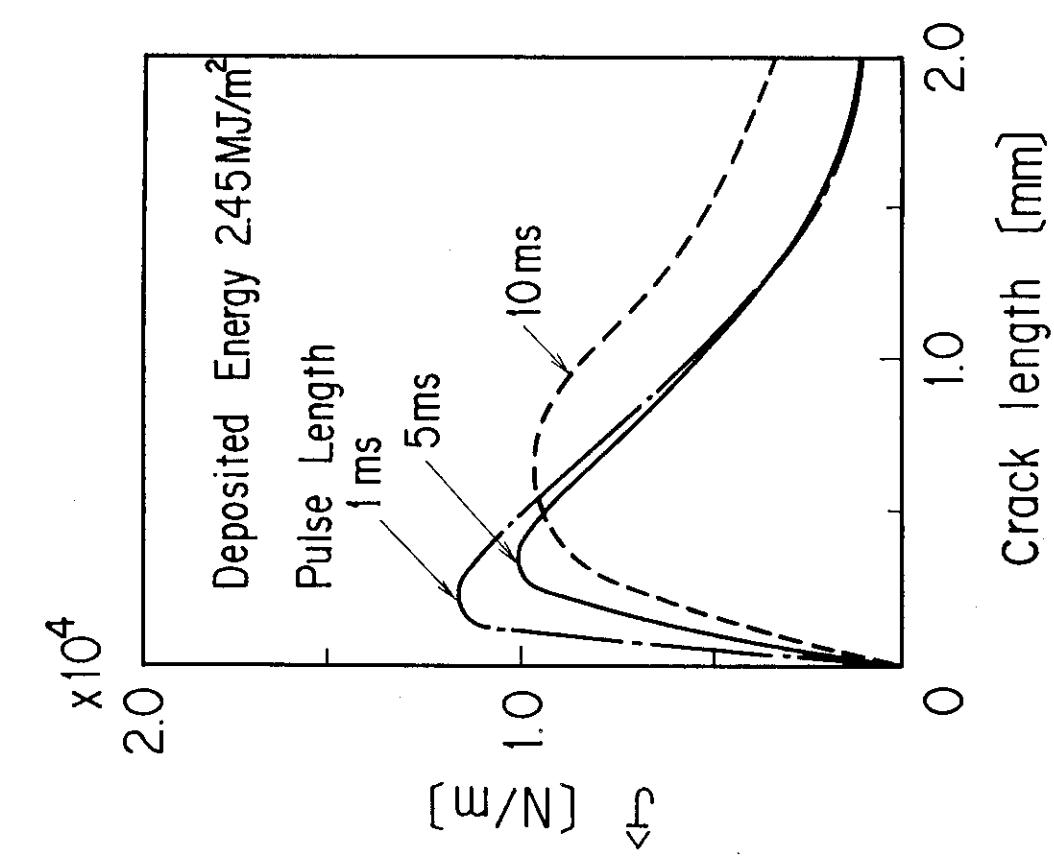


Fig. 5.9 Effect of pulse length on
energy release rate \dot{J}

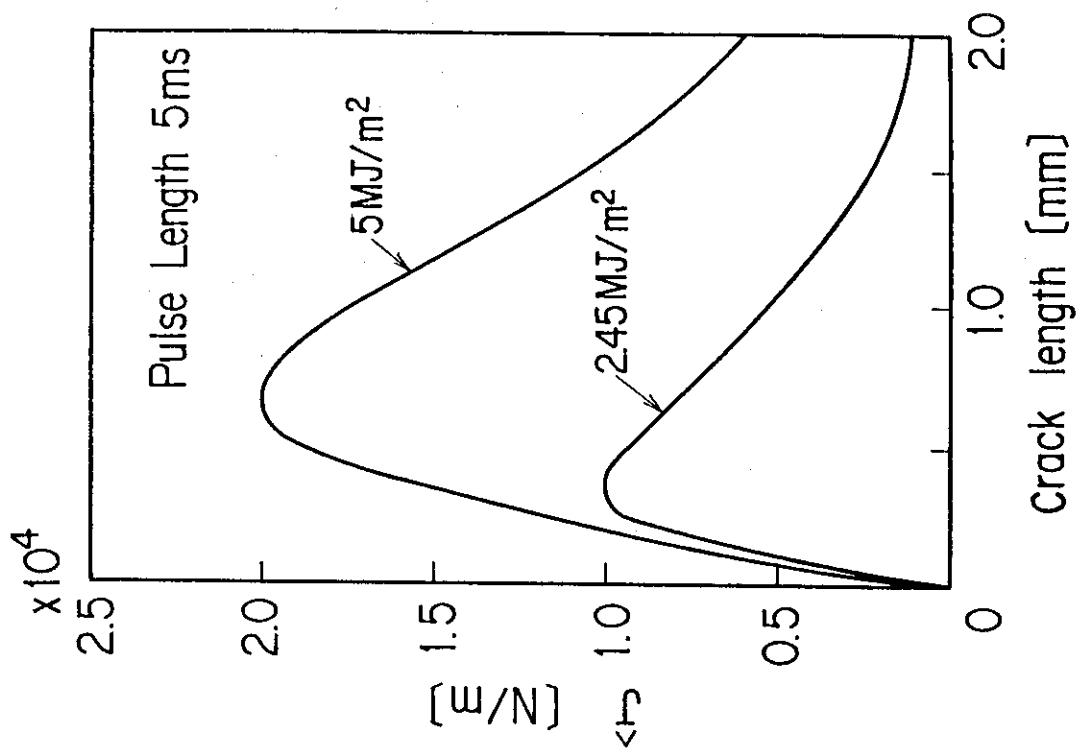


Fig. 5.10 Effect of deposited energy
on energy release rate \dot{J}

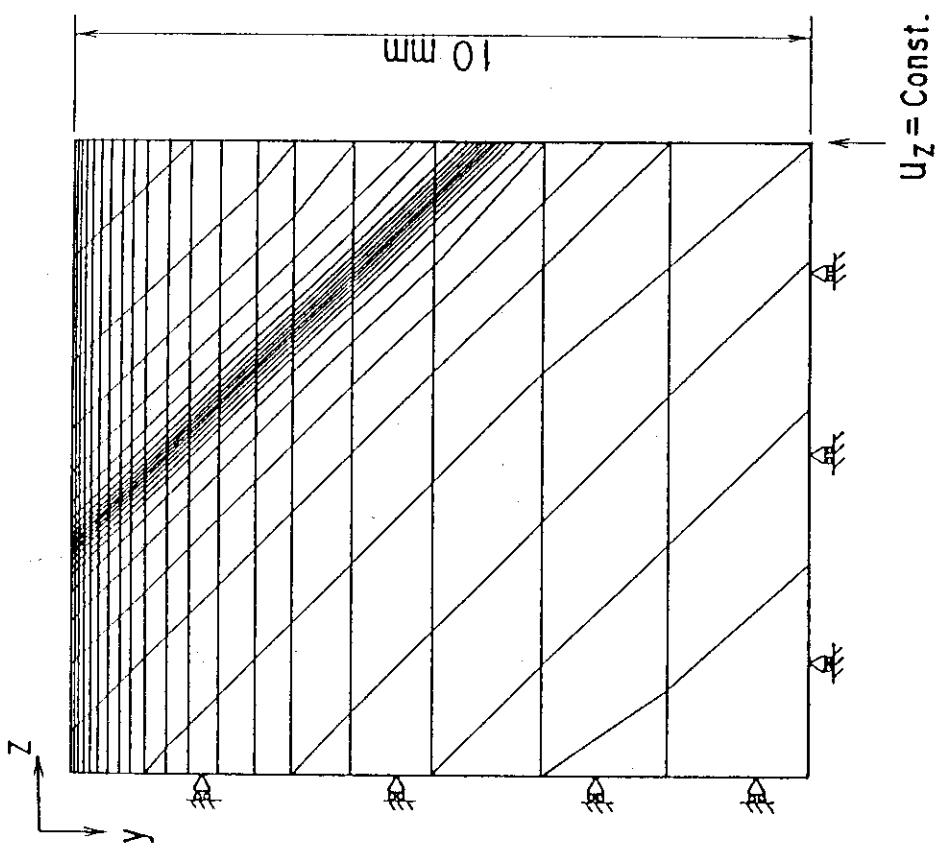
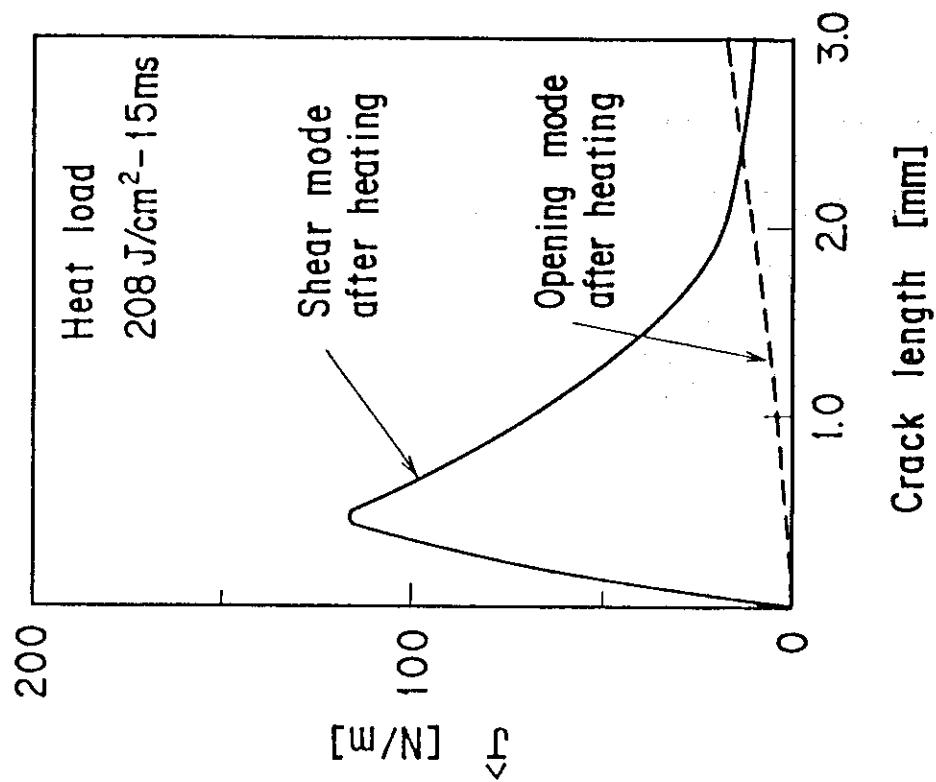


Fig. 5.11 Grid pattern for shear mode

Fig. 5.12 Relation ebttween crack length
and energy release rate \dot{J}

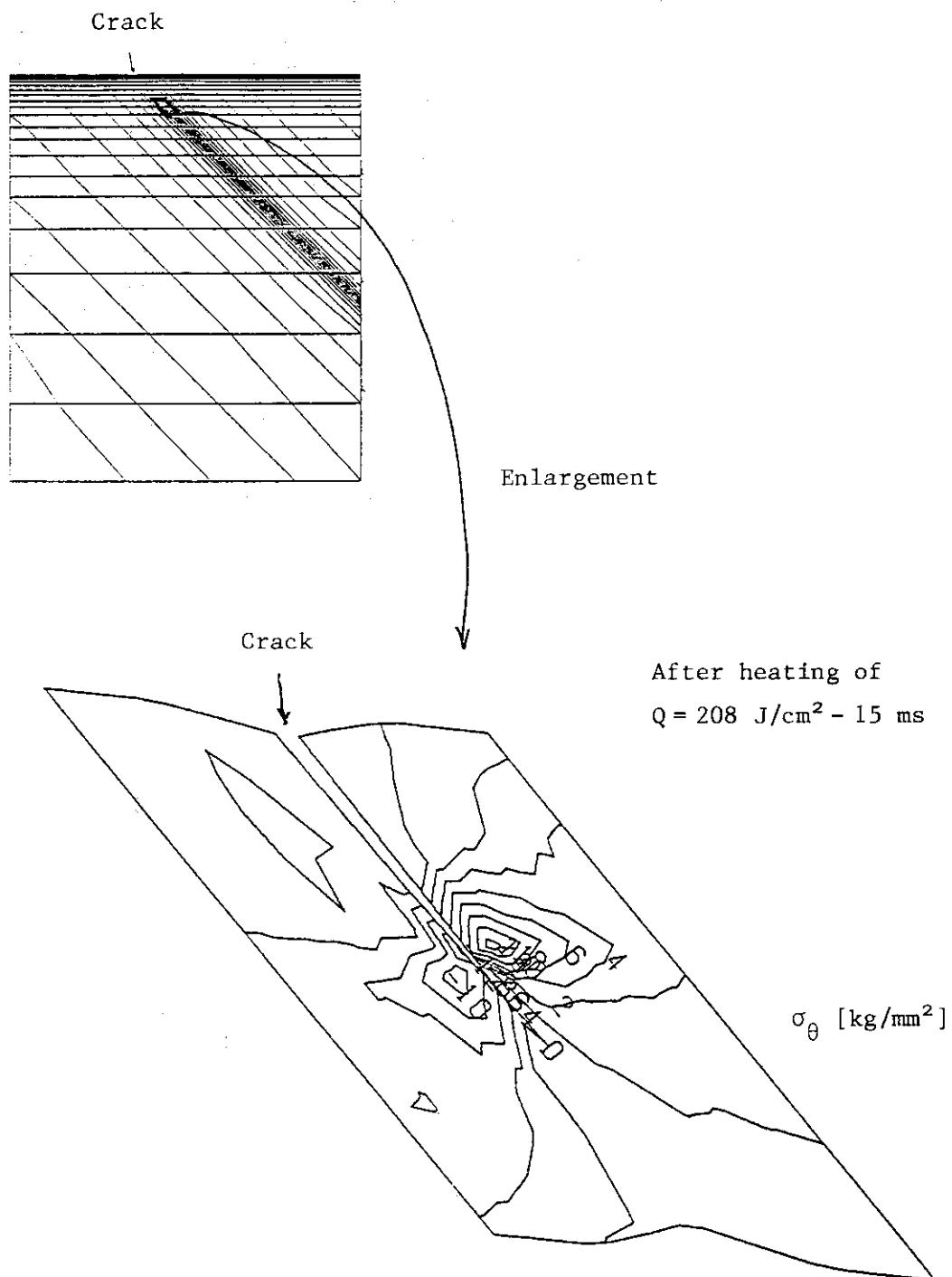


Fig. 5.13 Circumferential stress distribution around a crack tip with a length of 0.5 mm

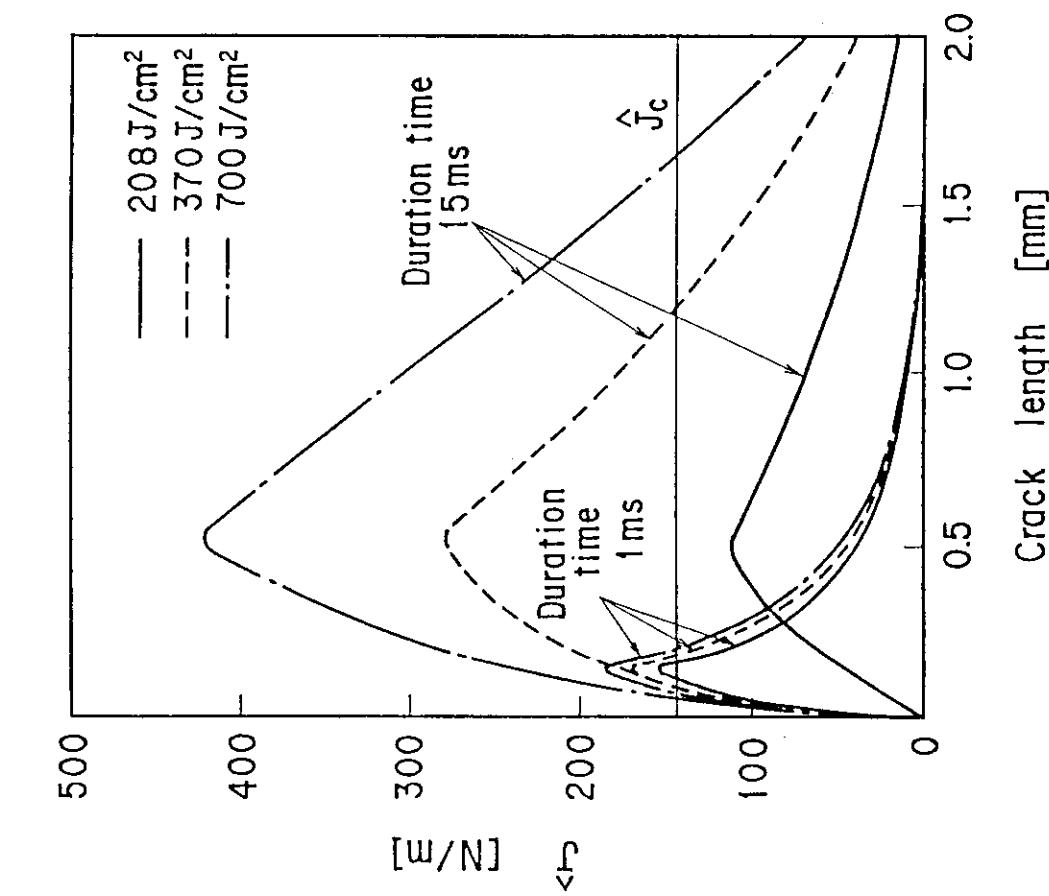


Fig. 5.14 Effects of deposited energy and duration time on energy release rate \hat{J}_c

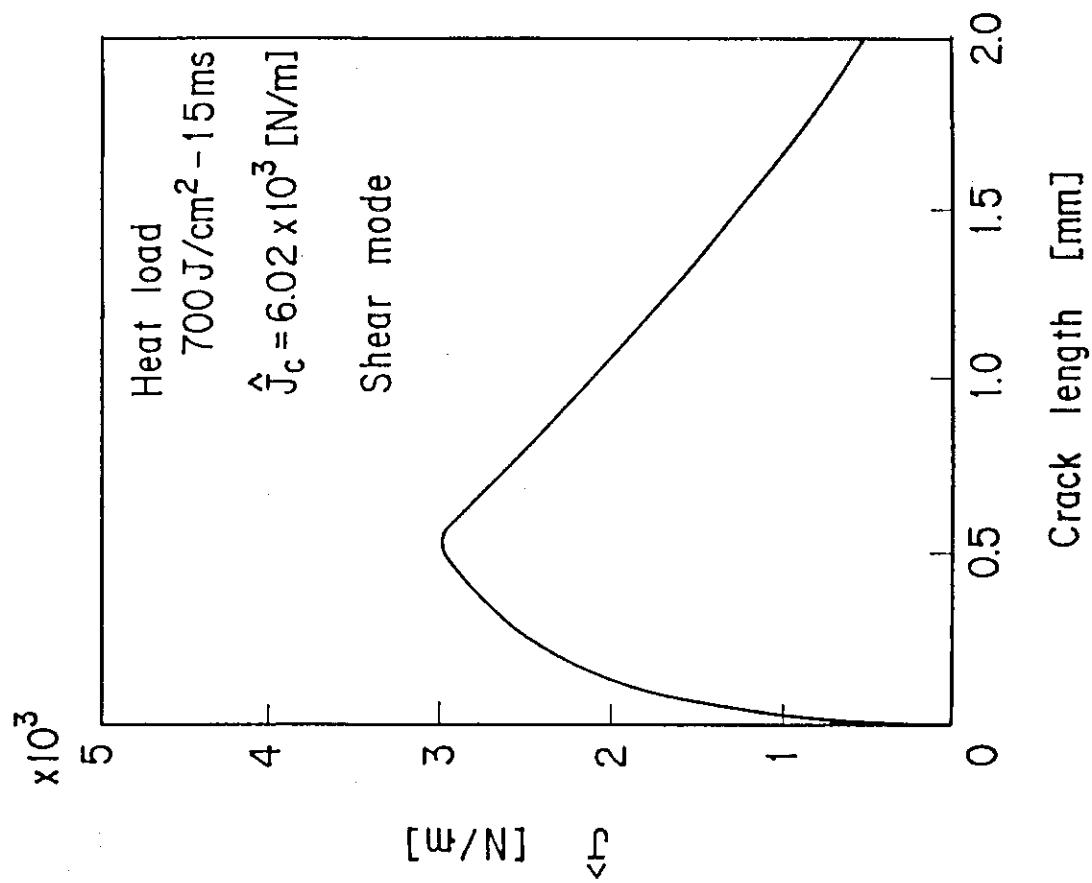


Fig. 5.15 Relation between crack length and energy release rate \hat{J} for C/C composite

6. 結 言

第一壁・ダイバータのアーマー板に対し、従来行なわれていた疲労寿命に加えて、疲労によって表面にき裂が入った後のき裂進展の寿命について検討を行った。得られた結論は次のとおりである。

- (1) アーマー材はディスラプション時に受熱面の極く表面のみに損傷を受ける。しかしながらこの部分を除けば材料は健全であるから、アーマーの機能がプラズマの熱や粒子負荷から構造物を保護するということから考えて、表面の損傷を許容する設計を行うべきである。
- (2) アーマーの寿命はき裂発生迄の寿命とき裂進展の寿命の和である。前者は疲労寿命と、後者はき裂進展速度から算出される。き裂進展速度は、熱負荷 1 サイクル間のエネルギー解放率範囲で関連付けられる。
- (3) ディスラプション時のアーマーのき裂長さに対するエネルギー解放率の変化の特徴は、あるき裂長さでエネルギー解放率が最大値をとり、その後き裂長さが長くなると減少することである。これはき裂進展速度が減少することを意味する。
- (4) エネルギー解放率の最大値が、破壊じん性値 K_{IC} から計算される限界エネルギー解放率を越えなければ不安定破壊には至らないと考えられる。材料の破壊じん性値が得られていない場合でも、熱負荷試験から材料に許容されるエネルギー解放率を求めることができる。
- (5) タングステンアーマーでは冷却時の開口モード、グラファイトアーマーでは加熱時のせん断モードが支配的である。
- (6) エネルギー解放率に及ぼす影響が大きいのはパルス幅でなくて入熱量である。
- (7) グラファイトの場合、昇華を生ずる様な熱負荷に対しては、熱負荷が増加してもエネルギーは昇華に消費され、温度分布は一定形状に近づく。同時にエネルギー解放率も飽和する。短かいパルス幅は材料にとって必ずしも厳しい条件ではない。
- (8) C/C コンポジットは高じん性のためき裂進展寿命に対して極めて有利である。

謝 辞

本研究は核融合実験炉（F E R）の概念設計に関連して得られた成果をまとめたものであり、議論していただいた炉設計グループの各位、及び炉設計研究室の各位に深く感謝致します。また、本報告をまとめるにあたって吉川允二臨界プラズマ研究部長、田村早苗臨界プラズマ研究部次長から、御理解と御支援をいただいたことを感謝します。

6. 結 言

第一壁・ダイバータのアーマー板に対し、従来行なわれていた疲労寿命に加えて、疲労によって表面にき裂が入った後のき裂進展の寿命について検討を行った。得られた結論は次のとおりである。

- (1) アーマー材はディスラプション時に受熱面の極く表面のみに損傷を受ける。しかしながらこの部分を除けば材料は健全であるから、アーマーの機能がプラズマの熱や粒子負荷から構造物を保護するということから考えて、表面の損傷を許容する設計を行うべきである。
- (2) アーマーの寿命はき裂発生迄の寿命とき裂進展の寿命の和である。前者は疲労寿命と、後者はき裂進展速度から算出される。き裂進展速度は、熱負荷 1 サイクル間のエネルギー解放率範囲で関連付けられる。
- (3) ディスラプション時のアーマーのき裂長さに対するエネルギー解放率の変化の特徴は、あるき裂長さでエネルギー解放率が最大値をとり、その後き裂長さが長くなると減少することである。これはき裂進展速度が減少することを意味する。
- (4) エネルギー解放率の最大値が、破壊じん性値 K_{Ic} から計算される限界エネルギー解放率を越えなければ不安定破壊には至らないと考えられる。材料の破壊じん性値が得られていない場合でも、熱負荷試験から材料に許容されるエネルギー解放率を求めることができる。
- (5) タングステンアーマーでは冷却時の開口モード、グラファイトアーマーでは加熱時のせん断モードが支配的である。
- (6) エネルギー解放率に及ぼす影響が大きいのはパルス幅でなくて入熱量である。
- (7) グラファイトの場合、昇華を生ずる様な熱負荷に対しては、熱負荷が増加してもエネルギーは昇華に消費され、温度分布は一定形状に近づく。同時にエネルギー解放率も飽和する。短かいパルス幅は材料にとって必ずしも厳しい条件ではない。
- (8) C/C コンポジットは高じん性のためき裂進展寿命に対して極めて有利である。

謝 辞

本研究は核融合実験炉（F E R）の概念設計に関連して得られた成果をまとめたものであり、議論していただいた炉設計グループの各位、及び炉設計研究室の各位に深く感謝致します。また、本報告をまとめるにあたって吉川允二臨界プラズマ研究部長、田村早苗臨界プラズマ研究部次長から、御理解と御支援をいただいたことを感謝します。

参 考 文 献

- [1] 阿部編“強度解析学Ⅱ”，オーム社，昭59，p. 286。
- [2] 石山，私信。
- [3] 小林他，“核融合次期装置設計（昭61年度設計報告書）炉本体構造設計”，JAERI-M 87-139, 1987, p. 222。
- [4] 沢田他，“準定常核融合実験炉（F E R - Q）概念設計報告書（その1）”，JAERI-M 85-177, 1985, p. 439。
- [5] M.A. Pick, et al. "Experience with Graphite in JET", 12th Symposium on Fusion Engineering, 1987.
- [6] 佐藤, 車田, 岩城, “フェルト状炭素繊維強化黒鉛の高温における強度と破壊靄性”, 茨城大学工学部研究集報, 第33巻, 1985, pp.23-29。
- [7] 山崎, Disruption Thermal Response Analysis Code with Evaporation and Melting, JAERI, 1986.
- [8] M. Shibui, J. Ohmori, Y. Sawada, T. Kuroda, O. Kaneko, K. Sakurai and Y. Oka, "Thermal Shock Tests of Tungsten by H⁺-Beam Bombardment", Fusion Engineering and Design 5, 1987, pp.197-203.
- [9] R.E. Schmunk and G.E. Korth, "Tensile and Low-Cycle Fatigue Measurements on Cross-Rolled Tungsten", Journal of Nuclear Materials, Vol. 103 & 104, 1981, pp.943-948.
- [10] S. Aoki, K. Kishimoto and M. Sakata, "Elastic-Plastic Analysis of Crack in Thermally-Loaded Structures", Engineering Fracture Mechanics, Vol. 16, No. 3, 1982, pp.405-413.
- [11] H.S. Carslaw, J.C. Jaeger, "Conduction of Heat in Solids", Oxford University Press, 1959, p.332.
- [12] 宮本, 福田, 影山, “圧縮荷重下のき裂伝ば”, 日本機械学会論文集, 44巻, 379号, 昭53-3, pp. 762-770。