

NATIONAL INSTITUTE FOR FUSION SCIENCE

LHD用ダイバータ板の開発・研究
各種カーボン・銅接合材の熱負荷試験

Research and Development of Divertor Plates for LHD
(High Heat Flux Tests of Various Kinds of Materials)

久保田 雄輔、野田信明、相良明男、井上徳之、
赤石憲也、山本純也、本島修

Y. Kubota, N. Noda, A. Sagara, N. Inoue,
K. Akaishi, J. Yamamoto, O. Motojima

(Received - Mar. 15, 1995)

NIFS-MEMO-16

Apr. 1995

RESEARCH REPORT
NIFS-MEMO Series

This report was prepared as a preprint of work performed as a collaboration research of the National Institute for Fusion Science (NIFS) of Japan. This document is intended for information only and for future publication in a journal after some rearrangements of its contents.

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to the Research Information Center, National Institute for Fusion Science, Nagoya 464-01, Japan.

LHD用ダイバータ板の開発・研究

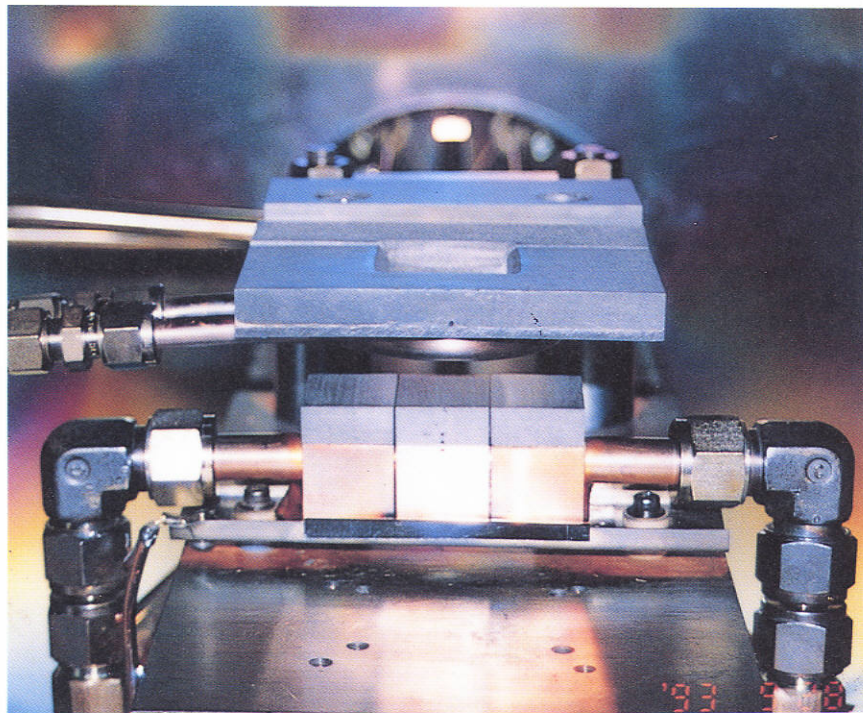
各種カーボン・銅接合材の熱負荷試験

文部省核融合科学研究所

久保田雄輔、野田信明、相良明男、
井上徳之、赤石憲也、山本純也、本島修

本開発・研究に関する協力企業：

東洋炭素株式会社（蠟付け接合材、タイル材、カーボンシート材）
川崎重工株式会社（蠟付け接合材）
株式会社日立製作所（蠟付け接合材）
日立化成工業株式会社（タイル材、カーボンシート材）
ペシネジャパン・カーボン（タイル材）



Research and Development of Divertor Plates for LHD

(High Heat Flux Tests of Various Kinds of Materials)

Yusuke Kubota, Nobuaki Noda, Akio Sagara, Noriyuki Inoue,
Kenya Akaishi, Junya Yamamoto, and Osamu Motojima

National Institute for Fusion Science, Nagoya 464-01, Japan

ABSTRACT

High heat flux tests of various carbon copper(C-Cu) brazed materials and mechanically-joined materials are described, which have been carried out to develop and prepare the reliable divertor plate of large helical device(LHD). The thermal properties of the materials were evaluated through high heat flux tests($3-15\text{MW/m}^2$) and thermal fatigue tests(~ 5100 thermal cycling shots) by using a test facility ACT with a 100kW electron gun.

A set of the results showed that several brazed materials with a carbon carbon composite tile and with a graphite tile can be used under high heat fluxes of up to 10 MW/m^2 and 5 MW/m^2 , respectively. Also, the other results showed that the thermal properties of mechanically-joined materials can be improved drastically by using a thin carbon sheet as a compliant sheet, which is applicable to the divertor plates of LHD in phase I.

Keywords: LHD, ACT, divertor, high heat flux, thermal fatigue test, carbon, graphite, brazed material, mechanically-joined material.

目次

1章	序論	1
2章	ダイバータ板の開発・研究	2
2.1	世界の現状と動向	2
2.2	LHD計画における開発・研究	4
3章	熱負荷試験装置ACTの概要	5
4章	蝋付け接合材	6
4.1	構造	6
4.2	熱特性評価方法	7
4.3	熱負荷試験	8
5章	機械的接合材	10
5.1	接合面積の増加による熱特性の改善	10
5.2	中間材の使用による熱特性の改善	11
5.2.1	熱特性に与える中間材材質の影響	11
5.2.2	熱特性に与える中間材の厚さの影響	12
5.2.3	熱特性に与えるボルトの締め付けトルク	12
5.2.4	接合部の温度分布に与える中間材の影響	13
5.2.5	プレスケール(圧感紙)による機械的接合面の接触圧測定	13
5.3	機械的接合材の繰り返し熱負荷試験による健全性試験	14
5.3.1	傾斜タイル型(D型)機械接合材の繰り返し熱負荷試験	14
5.3.2	アルミプレート式平板型機械接合材の繰り返し熱負荷試験	15
5.4	LHDダイバータ板用実サイズ機械的接合材の特性試験	16
5.4.1	構造	17
5.4.2	機械的特性	17
5.4.3	熱負荷試験	18
5.5	中型機械的接合材に対する定常熱負荷試験	19
6章	その他の特性評価試験	20
6.1	各種接合材の接合部における実効的熱伝導率の測定	20
6.2	接合材のガス放出特性試験	22
6.2.1	繰り返し熱負荷試験中のガス放出特性	22
6.2.2	中間材として使用するカーボンシートのガス放出特性	23
7章	考察	24
8章	結論及び今後の課題	25
	謝辞	27
	参考文献	27

1章 序論

土岐地区の核融合科学研究所では、世界最大のヘリカル型核融合実験装置であるLHD (Large Helical Device)¹⁻⁴⁾の建設が、平成9年度の完成を目指して現在進められている。LHDは、装置が大型であるばかりでなく、超伝導ヘリカル、ポロイダルコイル⁵⁻⁶⁾、二重構造の真空容器、そしてヘリカルダイバータ磁場配位⁷⁾など新しい技術的な要素も備えている。その二重真空容器内のダイバータ・トレース部には熱除去、不純物制御、そして粒子制御等の重要な役割を果たすダイバータ板が多数設置される予定である。そのダイバータ板には、高温・高密度のプラズマが繰り返し照射されるが、その最大熱負荷は5秒運転モードでは10 MW/m²、10秒運転モードでは5 MW/m²、そして定常運転モードでは0.75 MW/m²とされている。このように繰り返し加えられる高熱負荷や機械的応力によって、タイル材の異常な損耗、破壊、接合部の剥離、或いは冷却水の水漏れ等のトラブルが発生する可能性がある。それらのトラブルによって、円滑なプラズマ閉じこめ実験が阻害されるばかりでなく、真空容器壁が熔解したり、真空容器内に大量の水が流れ込む事態も起こりうる。そのため厳しい熱負荷条件下であっても、信頼して長期の間安定して使う事が出来る強制冷却式ダイバータ板を開発する事が、LHDにとって極めて重要であり、それが本研究の目的となっている。このような理由から平成2年度末(1991.3)にはLHD用の真空容器壁⁸⁾、リミター、カーボンシート・ポンプ⁹⁾そしてダイバータ板等プラズマ対向材料の開発・研究のため熱負荷試験装置ACT(Active Cooling Teststand)^{10,11)}が土岐地区に設備された。このACTは100kWの電子ビーム源を熱源として持ち、小サンプルに対して100 MW/m²程度までの熱流束を連続的に照射出来る。ビーム照射面積は64ステップコントローラーにより1-200 cm²の範囲で可変である。ACT設置当初は測定器が不備で、かつビーム制御方法に問題があったため精度の良い、そして効率の良い熱負荷試験は行う事は出来なかったが、その後の装置の整備などにより現在は順調に熱負荷試験を行う事が出来るようになっている。更に必要とあれば無人での繰り返し熱負荷試験により接合材の熱特性を評価する事も可能である。

このACTを使ってカーボンメーカーや接合材メーカー数社から提供された各種形式のC-Cu(Carbon-Copper)接合材やタイル材の熱負荷試験を行い、ダイバータ板として使用に耐えられる特性を有するかどうか熱特性を評価した。試験に使用したC-Cu接合材としては、大きく分けて蝟付け接合材と機械的接合材がある。また、ビームが直接照射されるタイル材としては、価格が安い等方性黒鉛IG(Iso-graphite)と、価格は高いが熱伝導率が黒鉛に比較して大幅に大きいカーボン複合材C/C(Carbon Carbon Composite)が使われた。蝟付け接合材は接合部の熱伝導率が機械的接合材より大幅に良いとされるが、製作工程が複雑で製作費が高いという点が問題とされる。一方、機械的接合材は接合部の熱抵抗が大きく熱負荷の大きい場所では使用できないという欠点はあるが、構造が簡単のため製作費が安価であり、かつタイル材の交換が容易な為、それぞれは目的に応じて使い分ける必要がある。

そのような理由から各種蝟付け接合材と機械的接合材の両方の接合材に関して熱負荷試験を積極的に行い熱特性を評価してきた。当初は蝟付け接合材に関して主に熱負荷試験を行ってきたが、その場合の熱負荷は3-15 MW/m²の範囲で、単一の接合材に対する繰り

返し熱負荷試験回数は100-5100回であった。それらの試験結果から5秒運転モードにおける10 MW/m²の最大熱負荷でも使用可能と思われる接合材もいくつかある事が判明し、蠟付け接合材に関する評価研究も一段落した。そのため現在は、機械的接合材に関して試作開発と熱負荷試験を重点的に行い、特性を評価している。元来、機械的接合材は接合部の熱伝導率が蠟付け接合材に比較して大幅(~1/10)に悪いため、高熱負荷での使用は不可能とされているが、構造を工夫する事によりかなり接合部の熱伝達率を向上させる事が出来る事がこの特性評価試験によって判明した。このような事から、5秒運転モードの10 MW/m²の熱負荷に対しては蠟付け接合材を、又、10秒運転モードの5 MW/m²の熱負荷に対しては機械的接合材の使用の使い分けが考えられる。しかし、蠟付けと機械的接合材どちらも小型の試料によって得られた結果であり、それでLHDのダイバータ板として実際に使用する実機サイズの接合材の特性評価にはならない。そこで、第一期のLHDダイバータ板として考えられている機械的接合材用の実機サイズの試料を数組試作し、特性評価試験を開始した。しかし、今後は実際にダイバータ板として製作・使用する事を前提として、熱特性だけではなく、価格、製作性や交換性等の他の要素に関しても評価をする必要がある。

本報告書は、熱負荷試験装置ACTを使って、精度良い測定が可能となった約2年間に行った熱負荷試験の結果をまとめたもので、1章の序論に続いて、2章ではダイバータ板の開発・研究の現状を、そして3章ではACTの概略を述べている。このACTについては前の報告書で詳しく述べているので、ここでは簡単な説明にとどめている。

4章と5章では蠟付け接合材と機械的接合材の構造や測定結果等を記述しているが、機械的接合材に関しては、この報告書の主要な部分となっているので、中間材効果等を中心に構造や試験内容について詳細に記述している。6章ではその他の特性評価試験として、蠟付けと機械的両接合材に関して、大型のビームリミターを使って測定した接合部の熱伝導率について報告している。また、繰り返し試験中の接合材からの放出ガス特性と、機械的接合材の中間材として使用しているカーボンシートのTDS測定の結果についても記述している。

7章では、問題点として考えられる蠟付け接合材と機械的接合材の熱特性の比較や、アルミバックプレートを使った接合材の可能性等について、8章では各種の試験結果から得られた結論と、今後の課題について記述している。なお、本報告書は接合材の熱特性の測定結果について包括的に記述しているため、詳細な結果や解析、又接合材の熱応答、熱分布、熱歪みに関する3次元模擬計算等は今後個別の論文で報告する予定である。

2章 ダイバータ板の開発・研究

2.1 世界の現状と動向

ダイバータ板の熱負荷試験に関する代表的な研究施設としては、アメリカのSNLA (Sandia National Laboratory, Albuquerque), フランスにあるFramatome Laboratory, そして日本原子力研究所がある。これらの施設では30-1200 kWの電子ビーム源を熱源として使い、NET(Next European Torus), Tore Supra, あるいはITER(International Thermonuclear Experimental Reactor)用のダイバータ板に関して開発・研究を行って

る。特にITER用のダイバータ板の開発に関して各施設とも最も力を入れている。ITERのダイバータ板の最高熱負荷は、15-20 MW/m²と極めて大きな値が予想されているが、炭素系のタイル材を使った強制冷却式接合材に関しては、25 MW/m²程度の熱負荷で1000回の繰り返し試験に耐えられる接合材は既に得られている。しかし、カーボン材は高耐熱材料とは言え、物理及び化学スパッタリング率が大きい事、カーボンの華の原因とされる1000-1200℃以上で起こる照射促進蒸発(RES)が有る事、水素のリサイクリング率が大きい事、そして中性子照射による熱伝導率の低下などの問題点がある。そのため、タイル材としてカーボン単体ではなく、ボロンを含有させたり表面をSiCあるいはB₄Cでコーティングする等の処理を施した接合材も考えられ、特性評価が続けられている。反面、それらの処理によりタイル材の熱伝導率が低下する点が問題となっている。そこで、最近ではタングステンやモリブデン等の高融点金属材料¹²⁾をタイル材或いは表面処理材として使用した接合材が注目されている。従来は、高融点金属が高Z材料なので放射損失の面からタイル材として好ましくないとされていた。しかし、高Z不純物のコアプラズマへの流入は、閉構造のダイバータ板と強力な排気装置によりある程度抑えられるとされている。

又、ITERの場合には、特に低水素リサイクリングや電流ディスラプションに強いとされるベリリウム材がタイル材として適しているのではないかとして、現在SNLAや原研を中心に熱特性等の評価研究が行われ始めている。このベリリウムは既にJETで使われ、タイル材として良い特性を有する事が判明している。しかし、ベリリウムの粉塵は身体に対し有害である事から、取り扱いに細心の注意が必要である上、融点が低い(1278℃)、そして材料の価格が極めて高価であるという点が欠点である。

このようなダイバータ板自身の開発ばかりでなく、ダイバータ板の熱負荷を軽減する方法もいくつか考えられていて、その一つはガスダイバータで、ダイバータ板領域のガス圧力を高め、高流束のプラズマを中性粒子との衝突によってダイバータ板の実質的な熱負荷を下げる。この場合、ダイバータ領域に大量のガス導入が必要になるが、このガスは大排気速度を有するクライオポンプにより排気する事が考えられている。他の方法は、ダイバータ磁場を変調する事によって、ダイバータ板上でのプラズマ照射場所を変化させ、同一場所での平均的熱負荷を軽減する方法である。更にダイバータ板自身の位置を機械的に変化させ、平均的に熱負荷を下げる方法もあるが、膨大な数で、かつ冷却パイプが各々に接続されているダイバータ板を機械的に動かす事は、技術的に可能であっても信頼性などから実際的ではない。

通常には冷却媒体として水が使われているが、漏水による汚染などの被害を恐れてHeガスを使った冷却方式も一部では研究されていて、特殊な構造の試験体では短時間ではあるが20 MW/m²の熱負荷にも耐えられるものも試験的に得られている。

何れにしても現在使われ、あるいは考えられているダイバータ板の構造、材料、及び方法は将来の実用的な核融合炉のダイバータ材用ではなく、あくまでも現在あるいは近い将来の実験装置用の過渡的なものである。実用的な核融合炉を達成するために確実に、長期にわたり安定して動作するダイバータ材の開発が必須である以上、国際協力の下にダイバータ材の開発・研究に今後全力で取り組む必要がある。

2. 2 LHD計画における研究・開発

LHDに於けるエッジプラズマの不純物制御、熱制御、粒子制御は、ヘリカルダイバータによって主に行われるが、新しい概念であるLID(Local Island Divertor)¹³⁻¹⁵⁾による実験も考えられている。後者に関しては現在NIFSのCHS(Compact Helical System)の装置に取り付け、評価試験を行うよう作業が進められているが、LIDによる高密度プラズマ照射が狭い範囲に限定されているため、受熱板であるダイバータ板の熱流束が定常実験において $\sim 10 \text{ MW/m}^2$ にもなると考えられている。それに対し、ヘリカルダイバータの場合は、高密度プラズマ照射領域がヘリカル周上に分散しているため、ダイバータ板の熱流束はLIDの場合に比較して低く、10秒運転モードの場合で 5 MW/m^2 、5秒運転モードの場合で 10 MW/m^2 とされている。現在、ACTを使って開発・研究を進めている主な目的は、前者のヘリカルダイバータ磁場によって壁に照射される高密度プラズマに耐えうるダイバータ板の開発である。LHDにおいては電流ディスラプションが起こりにくい事、ダイバータ板に加わる熱負荷がITERにおけるCDA(Concept Design Activity)段階の値に比較して $1/2 \sim 1/3$ と低い事、そして中性子の照射がない等から、技術的には大きな問題はない。しかし、LHDにおいては2000個程度の大量のダイバータ板が必要とされているので、トラブル防止の面から個々の接合材には高い信頼性が要求される。又、タイル板の交換などダイバータ板の維持管理していく上で適した構造にする必要があるなど研究・開発項目は多く存在する。

現在までに C/C材をタイル材として使用する蝨付け接合材に関しては、最高では 15 MW/m^2 の熱負荷で試験し、LHDダイバータ板の最高熱負荷である 10 MW/m^2 でも充分使用可能と見られる平板型とモノブロック型の接合材も確認されている。又、グラファイトをタイル材とする蝨付け接合材の場合は、最高 13 MW/m^2 まで試験し、 7 MW/m^2 程度の熱負荷で使用可能な平板型とモノブロック型の接合材が確認されている。しかし、蝨付け方式の接合材は、真空中でタイル材と冷却用銅ブロックを銀蝨付けする事から製作工程が複雑であり、製作に時間がかかる事と製作コストが高い事が問題とされる。更にタイルの交換が難しいという点も欠点となっている。そこで、構造が簡単でタイルの交換が容易な機械的接合材に注目し、試作と熱負荷試験を行い熱特性を評価している。機械的接合面の実効的な熱伝導率は、蝨付け接合材のそれに比較して $1/10$ と大幅に低く、通常では高熱負荷では使用できないとされている。しかし本研究の結果、機械的接合面の面積を傾斜接合面方式により増加させたり、接触抵抗を下げる目的で中間材を使うなどして熱特性を大幅に改善出来る事が判明した。更に、蝨付け接合材が熱歪みによる接合面の剥離を防ぐため小さく分割したタイル材を使わなければならないのに対し、機械的接合材は大型のタイル材を使用できる事から、パルス負荷に対してはタイル材内の熱拡散効果が働いて、ビーム照射領域の接合材温度を下げる。このような点から機械的接合材であっても 10 MW/m^2 程度の高熱負荷領域での使用も期待できる状況である。

3章 熱負荷試験装置ACTの概要

ACTは100 kWの電子ビーム源、真空容器、冷却水ポンプ系、そして測定系よりなる。電子ビーム源は蒸着装置用として製造されている民生品で、寿命が長い傍熱タイプのカソ

ード（タンタル製）を使っている。そのビームの加速エネルギー、最大ビーム電流、そして最小ビームサイズは、各々30 keV（固定）、3.3A、そして10 mmとなっている。又、電子ビームの照射面積は電子源から約40 cm離れた場所で最大15×15cm²であり、この範囲内では付属の64ステップコントローラにより細かく調整出来るようになっている。

真空容器はFig.1に示すように直径80 cmで長さも80 cmの太鼓状のステンレス製真空容器で体積は0.4 m³である。真空容器の上部には電子源が電極の汚染を防止するため垂線と20°の角度で取り付けられている他、各種の測定用と冷却水配管用ポートが取り付けられている。又、真空容器の排気系としては、520 L/sのターボ分子が使われている。真空容器の正面には、内径が40 cmφの大口径ポートがあり、サンプルの交換用として使われる。サンプルを加熱中は真空容器の温度が上昇する事もあって、各ポートに使われているフランジには電子ビーム源とサンプル交換用の大口径フランジを除いてICFタイプを使用して、放出ガス量の低減を計っている。なお、Oリングを使用している大口径フランジの回りには温度上昇を防ぐため、冷却パイプを取り付けている。又、熱負荷試験中に発生するX線遮蔽のために、覗き窓は全て鉛ガラス（2 mm鉛厚さ相当）でカバーされている。

サンプルの接合材は、真空容器のほぼ中心に取り付けられているサンプル支持台の上に絶縁して固定されている。そして接合材の両端のパイプは、冷却水ポンプからの冷却パイプが絶縁した状態でメタルコネクターを使って接続されている。この接合材の絶縁は、接合材に入射するビーム電流を正確に測定する事と、その測定した電流値で電子ビーム電流を制御する必要から行われている。

サンプルの上数センチの場所には電子ビームの照射面積を限定するための中心部に開口部を有するビームリミターが取り付けられている。通常このリミターの開口部のサイズは30×28 mmで、標準的サンプルである接合材タイル面積の約40%に相当する。なお、サンプルの熱負荷試験中においては、このビームリミターの熱負荷も大きくなるので、冷却効果の高いC/C材とモリブデンの接合体を強制冷却構造にして使っている。そのため10 MW/m²以上の熱負荷でも安定して熱負荷試験を続けられる。

熱負荷試験中におけるサンプルとビームリミターを冷却するために、循環式冷却ポンプ系が使われている。このポンプ系は、75 cm直径で、高さが120 cmのステンレス製タンクに蓄えられた約0.4 m³の冷却水をタンク内に設置されている7.5 kW出力の水中ポンプで圧送する方式で、サンプルである接合材には最大8.5 m/s、そしてビームリミターには15 m/sの流速で給水する事が出来る。

電子ビーム電流の制御を正確に行うため、通常は温度調節器として使われているプログラムコントローラを外部制御入力装置として使っている。このコントローラは19ステップからなる19パターンのプログラムメモリする事が出来て、サンプリング時間と時間分解能は各0.1秒と1秒である。更に、調整可能なPID制御回路を内蔵しているため、接合材入射ビーム電流の信号を帰還信号として使って正しい熱負荷試験の実行が期待できる。

A C Tの主な測定手段として、接合材表面温度測定用の光温度計、接合材各部の温度を測る為のシース型熱電対(2-7本)、接合材入射ビーム電流を測定するシャント抵抗、冷却水の温度差から接合材の熱負荷を測定するΔ Tと呼ばれる差温度測定器、容器内真空度を測定する電離真空計(IMG060)、そして残留ガス分析器(AQA-100MPX)がある。なお、光

温度計に関しては前回の報告時点(NIFS-MEMO-13)のものから、時間分解能と測定精度が向上した新しいタイプ(IR-AH)に更新している。これらの測定したデータは、ノート型パーソナルカラーコンピュータ(NEC-9801NC)を主体とするMTDと呼ばれるデータ処理システムにより読み込まれ、実時間での画面表示、計算、ハードディスクへのメモリなどの処理が行われる。このMTDはデータの処理だけではなく、熱負荷試験中の接合体タイル表面温度、接合部上下部の温度、ビーム電流、そして真空度をモニターしていて、任意に設定した値以上に測定値がなると、安全確保のため自動的に電子源の電源を遮断するインターロックの役割も果たす。なお、Table 1にACTの主要なパラメーターを示す。

4章 蝟付け接合材に関して

4.1 構造

ダイバータ板用の蝟付け接合材は、冷却パイプ付きの銅ブロックに高融点のタイル材を蝟付け法によって接合し、高熱流束プラズマが入射するタイル材を効率良く冷却する方式のプラズマ対向材料である。タイル材としては高融点材料が使われるが、主にグラファイト材とカーボン複合材が使われる。蝟材は銅ブロックとタイル材を物理的に固定する目的の他に、接合部の熱伝導率を改善する役割があり、主に金、銀、あるいは銅の蝟材が使われる。しかし、銅とタイル材の熱膨張率の違い（グラファイト材の線膨張率は銅の1/4程度）から、単に蝟材を使って接合するだけでは熱応力が生じ、接合部が剥離する可能性がある。そこで、タイル材を分割して蝟付けし、一片当たりの熱応力を小さくする方法が一般的に行われる。そのため、大きな接合材を製作しようとするすると数多くのタイル片を蝟付けする必要がある。しかし、その場合にはタイル間の隙間をどの程度にするか、また取り付け精度に問題が発生する。なお、製造メーカーによっては接合部における応力の発生を出来るだけ抑えるため接合部にモリブデン、鉄、そしてタングステン等の箔を入れて蝟付けし、膨張率の違いを緩和する方法^{16,17)}を取る場合もある。しかし、この方法の場合は接合部が多層構造により厚くなり、接合部での実効的熱伝導率が低下する点で問題が残る。

ACTを使って熱特性を測定した蝟付け接合材は、Fig.2に示すように大きく平板型(Flat plate type)接合材、モノブロック型(Monoblock type)接合材、そしてサドル型(Saddle type)接合材に分けられていて、F/IGあるいはF/CC, M/IGあるいはM/CC,そしてS/IGあるいはS/CCの記号で表される。なお、IGとCCは、タイル材として使われている等方性黒鉛とカーボン複合材を示す記号である。この他、モノブロックのタイル部を真ん中で二つに分離し接合したモノブロック型とサドル型の間形式のMS/IG、あるいはMS/CC接合材に関しても熱特性を評価した。又、同じ形式の接合材であっても、製造メーカーが異なると、サイズ、構造、そして接合方式が異なっている場合がある。たとえば、モノブロック型であってもあるメーカーの場合は角形状であるのに対し、他のメーカーの場合は円柱形状となっている。更に、平板型に関しては銅ブロック部が一体の接合材とタイル部と同様に銅ブロック部も分割された形式の接合材もある。ACTでのビーム熱負荷試験が効率よく行えるように接合材のサイズはほぼ統一されていて、長さ、幅、そして高さは70 mm, 30 mm, そして35 mmとなっている。又、使用するタイル材の厚さは平板型の場合10mm

であり、冷却効果に直接関係するタイル接合面と冷却管の中心部との距離は通常7mmと
なっている。尚、銅ブロックに取り付けられている冷却銅管のサイズは12mmφ（外径）
×160mm（長さ）となっている。

特徴として平板型は構造が簡単ではあるが、熱応力が局部的に集中しやすい欠点があ
る。又、モノブロック型は蝟付け作業が難しいという点があるが、タイルの断面が冷却管
を中心としてほぼ対象的な構造をしている為、熱応力が集中しない点で優れている。サド
ル型は構造が複雑であるが蝟付けが容易である点とタイル材の交換がし易いという点が
特徴である。

4. 2 熱特性の評価方法

このような蝟付け接合材について熱負荷試験を行い、熱特性を評価する場合は下記の
理由でタイル材であるカーボンあるいはグラファイトの表面温度と接合部前後の温度、及
びその温度差が重要なポイントになる。

①接合材タイルの表面温度が1200℃以上になると、照射促進蒸発(IES)によりタイル材の
損耗が大きくなる。

②接合部に使われている蝟材の融点が約700℃なので、接合部の温度が500℃程度を越え
ると、接合部における強度の点で問題が生ずる可能性がある。

③熱負荷が一定な場合、接合部間の温度差は、接合部の熱抵抗と熱流束の積に比例するの
で、接合部の熱伝導率を知る目安になる。又、繰り返し熱負荷試験の場合、繰り返し回数
と共にその温度差が増加するのは接合状態が劣化している事を表す。これは接合材評価の
中で最も重要な試験で、接合部の健全性試験(Thermal fatigue test)と呼ばれる。

これらの点から、著者らはACTを使って得られる小型蝟付け接合材の熱特性から、
LHDダイバータ板用の接合材として、使用可能かどうかの判断をする目安として、次の
基準を設けた。なお、加える熱負荷は10 MW/m²（10秒運転モードの場合は5 MW/m²）を
考える。

ダイバータ材用接合材として使用可能な蝟付け接合材の特性基準

A)タイルの表面温度が1200℃以下の接合材、

B)接合部の上部温度が450℃以下の接合材、

C)1000回までの繰り返し熱負荷に対し、タイル表面温度の変化が初期温度の5%以下の接
合材。ここで、接合部の健全性を評価するのであるから、本来は接合部における温度差の
変化の割合を規定するのが適している。しかし、モノブロック型のように温度差を測定出
来ない場合があるので表面温度の変化の割合で規定している。

なお、タイル表面温度は真空容器外から600-3000℃まで測定可能な光温度計を使って
測定し、接合部の温度は接合領域を挟んで取り付けられた2本のシース型熱電対により測定し
た。しかし、モノブロック型接合材の場合は、構造上から接合部間の温度差の測定が難し
く、表面温度と接合部上部温度のみを測定した。Fig.3に平板型とモノブロック型接合材
の場合の熱電対取り付け方法を示す。

接合材の熱特性を測定する場合、通常は30×28 mmの開口部を有するビームリミターを
通してタイルに電子ビームを照射するが、そのタイル面での熱負荷 P_e は接合材を通して真
空容器に流れる電流値 I_e (A)と開口部の面積 S_b から1式のように計算する。

$$Pe = I_e \cdot Ve/Sb \quad (1)$$

ここで、 Ve はビームの加速電圧でACTの場合は30keV、そして $Sb=8.4 \times 10^{-4} \text{ m}^2$

故に
$$Pe \approx 35.7 \cdot I_e \quad \text{MW/m}^2 \quad (2)$$

なお、サンプル上のビーム電流密度分布を掃引式ファラディカップで測定した所、前の報告書¹¹⁾で述べたようにビーム照射面積内でほぼ一様であった。

次に電子ビームのタイル面への照射はプログラムコントローラーによって制御されているが、そのシーケンスは通常20秒で電流を立ち上げ、20秒間最大電流を保持した後、電流を下げ20秒間休止するようになっている。故に、このシーケンスによって1回の熱負荷試験の周期は1分になる。FIG.4は平板型接合材に対する熱負荷試験の1ショット中における表面温度 T_s 、接合部上部温度 T_u 、下部温度 T_l 、そしてビーム照射による熱負荷 HL の時間応答波形の1例を示している。ここで、接合材中心部に於ける冷却水の水圧と流速は各々5気圧と8.5m/secであり、今後特に断りがない限り同じ冷却水条件で熱負荷試験は行っている。又、測定結果として今後記述する接合材各部の温度と熱負荷の値は、この応答波形の平坦部における約15秒間の平均値を表している。

4.3 熱負荷試験

ACTで熱特性を評価する為に用意された蠟付け接合材は16種類で計36個であり、その一覧表をTable 2に示す。なお、数量欄カッコ内の数字は、既に熱負荷試験が終了している接合材の数を示しているが、全体のほぼ62%について既に熱応答特性を測定した事になる。Fig.5のA-Dは、熱負荷が10 MW/m²の場合の代表的なA) : C/Cタイル材の平板型、B) : IGタイル材の平板型、C) : C/Cタイル材のモノブロック型、D) : IGタイル材のモノブロック型の4種類の接合材に関する熱応答波形を示す。ここで、 T_s, T_u, T_l 、そして HL はタイル表面温度、接合部上下部の温度そして熱負荷を表している。この図からわかるようにタイル材としてC/C材を使った接合材の場合は、グラファイト材を使った接合材より表面温度が大幅に低く、タイル材の熱伝導率の差がはっきり現れている。

接合材接合部の健全性を調べる試験は、これらの一回の熱応答試験を平均1分に一回の割合で多数回繰り返して行うもので、その場合の繰り返し回数に対する熱負荷値、表面温度、接合部上下部温度の変化の代表的な例をFig.6に示す。なお、これは10 MW/m²の熱負荷で行われた場合で、応答波形の平坦部(約15秒間)における平均値を表している。ここで、A)は繰り返し加熱試験中にタイル表面温度が途中で変化した場合を示し、B)は逆に途中でほとんど変化が起こらなかった場合を示している。以前は電子源から照射される全ビーム電流を一定にする形で熱負荷を制御していたため、途中真空度が変化した場合には接合材に入射するビーム電流が影響を受けて熱負荷が変わる事があった。その場合は接合部が劣化しなくてもタイルの表面温度が変化した。しかし、現在は接合材に入射するビーム電流で熱負荷を制御している為、真空度の変化によって熱負荷が変わると言う事は起こらず表面温度の変化は接合部の劣化を意味する。現在までに同一の蠟付け接合材に対し行った繰り返し熱負荷試験の最高回数は、10-13 MW/m²の熱負荷条件で行ったF/CCタイプの接合材の場合であって、その回数は5100回である。Fig.7はこの試験中に於ける繰り返し回数と共に変化するタイル表面温度 T_s 、接合部上部温度 T_u 、そしてタイル上の熱流束 HF を

プロットしている。又、HF曲線上のA、B、C、そしてDは、各々10,11,12,そして13 MW/m²の熱負荷試験領域を示している。ここで、領域Dでは熱負荷HFが変化していないのに表面温度Tsが急に増加しているが、熱負荷が変化していないのにタイル温度が上昇するので、接合材の蠟付け接合部が劣化したものと考え試験を中断した。

Table 3a,3bは、このようにして測定した各種蠟付け接合材の繰り返し熱負荷試験結果を示している。ここで、T1_FとT1_Lは第1回目と繰り返し試験の最終回のタイル表面温度を表す。そして、 $\Delta T1$ はタイル表面温度の変化の割合を意味し、 $\Delta T1 = (T1_L - T1_F) / T1_F$ である。また、 ΔTb は、繰り返し熱負荷試験の1回目における接合部上下間の温度差を表していて、 $\Delta Tb = \Delta T2_F - \Delta T3_F$ である。なお、 $\Delta T1$ の値が大きいほど繰り返し熱負荷試験中における接合部の劣化が大きい事を意味する。

このTable 3の内、繰り返し回数の合計が1000回以上の試験に関して熱負荷に対するタイル表面温度(T1_F)の関係をプロットするとFig.8のグラフになる。ここで、同種類の接合材に関して行った試験の場合は繰り返し回数の多い場合のみにプロットしている。又、1個の接合材に対し何種類か熱負荷を変化させて測定した場合は実線で、1回の熱負荷の場合は点線で推定比例線を引いている。更に、黒いマークの場合はタイル材がグラファイトの場合を示し、それ以外はC/C材である。この図を見ると、熱負荷が10 MW/m²の場合において表面温度が1200°C以下の接合材は4種類あるが、それらは全てタイル材がC/C材であり、C/C材を使った接合材の熱特性が優秀である事を示している。しかし、KとJの接合材はやはりタイル材がC/C材であるのにグラファイト材をタイルとして使用している接合材より表面温度が高く、熱特性の面で問題がある事を示している。これらKとJの接合材に使われているC/C材は他の接合材に使われているC/C材と製造メーカーが異なり、その熱伝導率特性に大きな違いがある事がわかる。次に熱負荷が7.5 MW/m²の場合に表面温度が1200°C以下の接合材は、前述の4個の接合材の他、C/C材をタイルとして使った1個とグラファイトをタイル材とした3個の接合材がある。

次に熱負荷と接合部上部の温度の関係を示したのがFig.9である。この図で10 MW/m²の熱負荷で接合部の温度が450°C以下の接合材は4種類で全てC/C材のタイルを使用している接合材である。記号がC、M、そしてHの3種類の接合材の場合は、10 MW/m²の熱負荷で450°Cを越えている。C、Mについては、そのオーバー分は僅かであるが、Hの接合材は、他の接合材に比較して極端に高い値を示している。このHの接合材に関しては後で調べた所、接合部が剥離している事が判明した。

繰り返し熱負荷試験の目的は接合部の健全性を調べる事であり、それは接合部の熱抵抗の変化で評価されるが、ここではタイル表面温度の変化する割合 $\Delta T1$ にて評価している。Table 3a,3bからこの $\Delta T1$ の値を調べると、0-6.6%の範囲に分布している。試験識別記号C 2とI 1の場合5%を越えているが、より高い熱負荷での繰り返し試験において5%以内である事から、このオーバーした値は測定時のばらつきと考えられる。又、試験記号L 2の場合も5%を越えているが、熱負荷が10 MW/m²の場合は5%以内である。しかし、試験記号Hの場合は熱負荷が2.5 MW/m²の低い値でも5%を越えていて、明らかに接合部が異常である事を示している。これらの結果からC/C材をタイルとして使用するD、I、L、そしてPの接合材は、10 MW/m²の熱負荷の下でも使用可能であると言える。又、熱負荷

を7.5 MW/m²に下げると前述の4個の接合材の他に、C/C材をタイルとして使うNの接合材、そしてグラファイトをタイル材として使用するA、C、F、そしてMの接合材も使用可能と考えられる。つまり、熱負荷の大きな場所ではC/C材をタイル材とする接合材を、そして熱負荷が少し低い場所ではグラファイトをタイル材とする接合材を使用する事が可能となる。

最後にFig.10は、Table 3に記載されている繰り返し熱負荷試験をわかり易く表示する目的で、熱負荷と繰り返し試験回数との関係を示している。

5章 機械的接合材の熱負荷試験

カーボン又はグラファイト材からなるタイル材と冷却銅ブロックをボルトの締め付けで固定する機械的な接合材には、蝟付け接合材に比較してダイバータ板として下記のような数々の利点がある。

- ①構造が簡単、
- ②タイル材の交換が容易、
- ③製作コストが安い、
- ④接合部の温度上限が蝟付け接合材より高く出来る、
- ⑤不純物の原因となる蝟材を使わないなどである。

反面、接合部の熱抵抗が蝟付けの場合に比べて大幅に大きく、高熱負荷の場合には使用出来ないと言う難点がある。通常は準定常負荷(1-10 sec)において、大体3 MW/m²以下の熱負荷で使用される。しかし、機械的接合材であっても、構造を工夫すれば高熱負荷においても使用できる可能性があると考えられたので、各種の形式の機械的接合材を試作し、熱特性を評価した。

機械的接合材の熱特性を改善する為に次のような方法を試みた。

- A)タイル材と銅ブロックの接合面を傾斜構造にするなどして、単純な平板型に比較して接合面積を2-2.5倍増加させて冷却効率を改善する、
- B)接合面での実効的熱伝導率を改善する為に中間材を挿入する、
- C)蝟付け材の場合は熱応力による接合部の剥離を防ぐため、タイル材を小型に分割する必要があるが、機械的接合材の場合はタイル材を大型にする事が出来るので、横方向への熱拡散を利用する等であるが、それらの方法を応用して下記のような接合材について評価した。

5.1 接合面積の増加による熱特性の改善

接合面積を増加させる事によって熱特性を改善する機械的接合材として、Fig.11のA)-D)の4種類を試作し、熱特性を測定した。A)に示す単純な構造の平板型接合材の場合、熱負荷を受けるタイル面の面積とタイル材と銅ブロックの接合面積は、ほぼ同じになっている。これに対し、B)-D)の場合では、その接合面積はA)の場合に比較して2-2.5倍広がっている。その結果、接合面の熱伝導率は変わらないが、面積の増大分だけ冷却効果は向上する。しかし、並列に多数の接合材を配置するとB)とC)の場合は、平設されている隣の接合材が障害になってタイル材の交換が困難である。そこで、タイル材の交換を容易に

する構造としてD)の構造を考えた。ただし、D)は構造が複雑なため、他の形式に比較して製作コストが高くなる欠点がある。これらの機械的接合材の熱応答波形をFig.12のA-D)に示す。ここで、 T_s とHFはタイル表面温度と熱負荷の変化を示している。なお、接合部上下部の温度は、熱電対の取り付けが難しい構造の接合材があるため測定しなかった。

5. 2 中間材の使用による熱特性の改善

次に機械的接合材の接合部の熱接触率を向上させ、高熱負荷での使用を可能にさせる為、接合部に、熱伝達改善用シート(Compliant sheet)を挿入する方法を試みた。まず、使用する機械的接合材としては、Fig.13のA)に示す中間材の熱特性に与える影響を評価し易い平板型機械的接合材を使った(使用しているボルトはM4を4本で、取り付け間隔は横方向が40mm)。そして、中間材として使用する材料には、比較的柔らかで熱伝導率が高い材料である金、銀、銅、アルミの各箔と、カーボンシートを選んだ。中間材を使用する事により接合部の熱抵抗がどのように変化するかは、接合部の上下部に取り付けてある熱電対で測定した温度差($\Delta T = T_u - T_l$)を観測する事により行った。この温度差 ΔT は、接合部での熱抵抗に熱流束を乗じた値なので、熱流束が一定ならば、この ΔT が小さいほど接合部での実効的熱伝導率は良い事になる。なお、今回の測定に使用したカーボンシートは、通常のカーボンシートとは異なるPERMA FOIL(東洋炭素製)とカーボフィット(日立化成製)と呼ばれるエンジンのパッキング等工業用に使われる膨張化シートで、その密度と熱伝導率は $0.7\text{--}1.1 \text{ g/cm}^3$ と $3\text{--}4.7 \text{ W/m} \cdot ^\circ\text{C}$ (この値は厚さ方向の場合で、面方向の場合は $80\text{--}118 \text{ W/m} \cdot ^\circ\text{C}$)である。また金、銀、銅、そしてアルミ材には純度が99.5%以上の高品質材を使用した。

5. 2. 1 熱特性に与える中間材としての材質の影響

金、銀、銅、アルミの $50 \mu\text{m}$ の各シートと $200 \mu\text{m}$ のカーボンシートを中間材として使用した場合の接合部の温度差 ΔT を、熱負荷が3,4,そして 5 MW/m^2 の場合について測定し、その結果をTable 4に示している。ここで、カーボンの場合だけは他のシートより厚いシートを使用しているが、これは薄いカーボンシートの製作が難しく入手出来なかった事による。又、比較のために中間材を使用しない場合も示している。なお、ボルトの締め付けトルクは、ボルト1本当たり $20 \text{ kg} \cdot \text{cm}$ 、そして冷却水の流速は 8.5 m/s であつた。表から明らかなようにカーボンシートの場合の ΔT が、どの熱負荷においても最も小さく、中間材として優れた特性を持っている事を示している。次に銀の場合が優れている。そして、金と中間材を使用しない場合は ΔT が同じ程度である。アルミと銅の場合は ΔT が他の場合に比較して大きな値を示していて、中間材として適切でない事を示している。これらの結果から中間材として最も優れた材料は、 $200 \mu\text{m}$ のカーボンシートで、その場合の ΔT は中間材を使用しない場合に比較して、 $1/2\text{--}1/3$ の値となっている。なお、中間材としての熱特性が材料によって大きく異なるが、それは何に起因するか現在の段階では明確になっていないため、今後解明する必要がある。

5. 2. 2 熱特性に与える中間材の厚さの影響

カーボンシートが中間材として優れた特性を有する事が判明したので、次に中間材の厚さを変えた場合における熱特性に与える影響を測定した。使用したシートの厚さは、0.2 mm, 0.38 mm, そして0.8 mmであった。測定条件は熱負荷が5 MW/m²,そして締め付けトルクが20 kg・cmであった。各々の熱応答波形から ΔT を測定し、シートの厚さと ΔT の関係を示したグラフがFig.14である。ここで、●印はタイル材として等方性グラファイトを使用した場合で、○印はカーボンの複合材(C/C)を使った場合である。図からわかるように ΔT は、シートの薄い方が小さな値になっていて、他の厚さの場合に比べて0.2 mmの場合が熱伝達率が最も良い事を示している。この結果から、0.2 mmより薄いシートの場合により熱伝達率が良くなる可能もある。そのため、別のメーカー製ではあるがより薄いカーボンシートを使って、同じ様な試験を行った。その結果はFig.15に示している。この場合、前の試験の結果と同じようにシートの厚さが薄くなる程熱伝導率は良くなっているが、0.1mmより薄い0.07mmのシートの場合には逆に悪くなっている。この事から0.1mmのシートの場合最も熱特性が良い事になる。

次に金属シートについても厚さ依存性を評価する必要があり、代表として熱伝導率が高く、柔らかい銀シートを選んだ。使用した銀シートの厚さは50, 100, そして200 μ mであり、各々について3,4,そして5 MW/m²の熱負荷で特性を測定した。その測定結果をFig.16に示している。ここで、ボルトの1本当たりの締め付けトルクと冷却水流速は、20 kg・cmと8.5 m/sであった。この図からわかるようにカーボンシートの場合と同じように、厚さが薄くなるに従い、接合部の温度差 ΔT は小さくなり薄い程熱特性の面で改善される事を示している。しかし、カーボンシートの場合に比較して、厚さの依存性は弱まっている。これはカーボンに比較して、銀自体の熱伝導率が非常に大きいため厚くなっても接合部の熱伝導率にはそれ程影響を与えない事によると思われる。何れにしても厚さが同じ0.2 mmのカーボンシートと銀シートの場合の接合部の温度差を比較すると、やはりカーボンシートの場合の方が大幅に小さく、中間材として優れた効果を有する事がわかる。

5. 2. 3 接合部の熱特性に与えるボルト締め付けトルクの影響

今回試験した平板型機械的接合材は、M4のボルトを4本使ってグラファイトタイル材と銅ブロックの接合部を締め付けている。これらのボルトを精密トルクレンチを使い締め付け、締め付けトルクが熱特性に与える影響を5 MW/m²の熱負荷で測定した。その結果をFig.17に示すが、トルクがボルト当たり10-30 kg・cmの範囲では中間材を使わない場合を除いて、いずれの厚さのシートの場合でも、接合部の温度差 ΔT はトルクと共に緩やかな勾配で減少している。それに対し、中間材を使用していない場合は不安定な特性を示している。カーボンシートを使用した場合に特性が安定し、かつトルクの依存性が大きくないのは、中間材として使っているカーボンシートが膨張化シートの為、そのスプリング作用に起因すると考えられる。ここで、図はタイル材としては等方性グラファイト(IG-430U)を使用した場合を示しているが、C/C材をタイル材として使った測定でもグラファイトタイル材の場合とほぼ同様なトルク依存性を示した。しかし、C/Cタイル材の場合にはボルト当たりのトルクが30kg・cmを越えると、締め付けボルト穴周辺が部分的に欠落し始

めたので、締め付けトルクはボルト当たり $25\text{kg}\cdot\text{cm}$ 以下に留めた。なお、ボルトの締め付けトルクと接合面の接触圧の関係をヒズミゲージ式加重変換器(SANEI製AH1000)を使って調べた所(ボルト締め付け圧の校正)、4本使っているM4ボルト1本当当たりの締め付けトルク $1\text{kg}\cdot\text{cm}$ につき $2.5\text{kg}/\text{cm}^2$ の圧力に相当する事がわかった。つまり、ボルト1本当当たり $10\text{--}25\text{kg}\cdot\text{cm}$ の締め付けトルクでタイル材とバックプレート材を固定した場合には、平均して約 $25\text{--}62.5\text{kg}/\text{cm}^2$ の接触圧が接合材接合面に加わる事に相当する。

5. 2. 4 接合部の温度分布(熱の流れ)に与える中間材の影響

以上の結果から機械的接合材の接合部に適切な中間材を入れる事によって、接合部の熱伝導率が大幅に向上する事が判明した。そこで、中間材を入れる事によって、接合部の熱分布がどのように変化するかを、Fig.18の上に示すように接合部上下部に取り付けた計7本の熱電対によって測定した。この場合の熱負荷は $3\text{MW}/\text{m}^2$ 、冷却水流速は $8.5\text{m}/\text{s}$ 、そしてボルトの締め付けトルクはボルト当たり $10\text{kg}\cdot\text{cm}$ であった。そして、タイル材としてグラファイト材(IG-430U)の場合とC/C材(CX-2002U)の場合について、各々小型ビームリミター(開口部サイズ： $28\times 30\text{mm}$)を使って熱負荷試験を行い、その結果をFig.18とFig.19に示している。各々の図からわかるように中間材がない場合、接合部上部の温度分布は中心部で高く両端部で低いのに対し、下部の温度分布は逆に中心部で低く、両端部で高い値になっている。その為、接合部中心部に於ける上下部間の温度差は非常に大きい。これは、接合部中心部付近における熱抵抗が高いため、タイル材から銅ブロックへの垂直方向の熱の流れが余り無く、端のボルト締め付け方向への横方向の熱の流れが主流になっている事を示している。そして、端のボルト使用近辺の熱抵抗が小さい場所を通して、銅ブロックへ向っている。それに対し、中間材を入れている場合は、接合部上下部の温度差はやはり中心部で大きい、その差は大幅に小さくなっている。この事は接合面のどの場所においても、ほぼ一様にタイル材から銅ブロックへ熱が垂直に流れている事を示している。この傾向はタイル材としてC/Cを使った場合(Fig.19)も同様であるが、C/C材の場合はグラファイトより縦、横方向とも熱伝導率が良い為各部の温度及び接合部上下部の温度差も小さくなっている。

5. 2. 5 プレスケール(感圧フィルム)による接合面の接触圧測定

前記の試験結果から、中間材としてのカーボンシート材が接合面の熱分布を一様にするのに大きく貢献している事がわかった。そこで、プレスケールという商品名の感圧フィルム(富士フィルム製)を使って、機械的接合材内接合面の接触圧分布を中間材の種類、厚さ、そして締め付けトルクを変化させて測定した。この感圧フィルムは、目的とする圧力範囲によって5種類(極超低圧用、超低圧用、低圧用、中圧用、高圧用)に大別されている。これらのフィルムは2枚を合わせて使用する2シートタイプと、1枚だけで測定できる1シートタイプに分かれる。これらのフィルムを測定しようとする接合面に挟み、締め付ける。その後、接合部からフィルムを取り出すと、赤色の濃淡で圧力分布が判明する。そして、濃度測定器(FPD-305)を使いその色分布をデジタル値に変換し、その値を換算機(FPD-306)により接触圧力に変換・記録する事が出来る。

Fig.20は低圧用(25-100 kgf/cm²)用のフィルムを使って測定した機械的接合面に於ける圧力分布をカーボンシート材の厚さとボルト締め付けトルクをパラメーターとして示している。カーボンシートを使わない場合には、ボルト穴近辺の色は濃い但離れると急速に薄くなり、圧力が接合面で不均一になっている事を示している。この場合、締め付け圧力を増加させても色の濃度は濃くなるが均一性は改善されない。それに対し、カーボンシートを使う場合は、ボルト穴近辺でなく周辺まで色の濃い領域が広がり、圧力の均一性が改善されている事がわかる。更にシートの厚さを増やした場合は、フィルム上の濃淡の均一性は厚さと共に少しずつではあるが改善されている事がわかる。Table 5は、試験で得られたプレスケールにおける中心線上(表の下の図で示している)の濃淡を、読み取り装置と圧力換算機を使って測定し、得られた圧力値をボルト穴の位置を原点として示している。この表からわかるようにカーボンシートを使った場合の方が、使わない場合に比較して、接合部中心部での圧力は50%程高い値を示していて、数値的にもカーボンシート材が接合部熱伝導率の改善に効果がある事を示している。しかし、カーボンシートの代わりに他の中間材の銀(50-200 μm)、金(50 μm)、そして銅(50 μm)シートを入れた場合は、シートを入れない場合と同じ程度の圧力分布しか得られなかった。更に銀の場合はシートの厚さを変えて測定を行ったが、圧力分布はその銀シートの厚さに依存しなかった。この事は金属のような硬いシートでは接合部の表面の凹凸を吸収し、熱の流れをスムーズにさせるカーボンシートのような作用はない事を圧力分布の面から示している。この事は前述の中間材の材質と熱特性の項(5.2.1)の結果を裏付けている。

5. 3 機械的接合材の繰り返し熱負荷試験による健全性試験

機械的接合材は構造が簡単である等の利点がある反面、使用しているボルトの緩みや中間材の収縮などで接合部の熱伝導率が時間と共に劣化する可能性がある。又、接合材のタイルの場合と異なって、タイル材が一体構造であるため、タイル材とバック金属プレート間の膨張の差から、熱負荷によってタイル割れを起こす可能性がある。このような事が発生すると、タイル材の昇華が激しくなったり、高熱流束のプラズマが直接バックプレート材である銅、あるいはアルミブロックに入射して不純物を大量に発生する事になる。そこで、2種類の機械的接合材に関して、その接合部とタイル材の健全性を繰り返し熱負荷試験を行う事により調べた。ここで、中間材として0.2 mmのカーボンシート(PF-38)を使った。又、この繰り返し熱負荷試験における1回当たりのビーム照射時間は立ち上がりが20秒、平坦部で20秒間、そして繰り返し周期は1-3分であった。

5. 3. 1 傾斜タイル型(D型)機械接合材の繰り返し熱負荷試験

傾斜接合型タイル材を備えたD型機械接合材は、試作した4種類の小型機械接合材(A)~D)(Fig.11参照)の中では原理的に最も高い熱負荷でも使用出来るようになっている。事実その得られた試験結果は、蝶付け接合材に劣らない熱特性を持つ事を示している。又、この接合材は、傾斜接合型タイル材を使用しているため、接合面の面積が平板型であるA)接合材の場合の約2倍の広さとなっているし、他のA)~C)型の接合材と異なって、Fig.13B)に示すように使用ボルト数が6本と2本多く、かつ接合部の中央部にもボルトがあ

ることから熱伝達の上から有利な構造をしている。この機械接合材に対し、接合部の健全性を調べるため、1分周期の繰り返しの熱負荷試験を行い、その測定結果をFig.21に示す。この場合の使用したタイル材は、C/C材で中間材として0.2mm厚さのカーボンシートを使い、20 kg・cmの締め付けトルクで接合した。この図中で記号TsとTuは各々接合材のタイル材表面温度と接合部上部温度を意味し、HFは試験の熱流束を表している。なお、これらの値は、各ショット中における平坦部(約20秒間)の平均値を示している。ここで、熱負荷値は3,5,そして7 MW/m²で、各々100回ずつ計300回の繰り返し試験を行った。この図からわかるように、どの熱負荷においても各部の温度は繰り返し回数が増加してもほとんど変化はなく、接合部の熱伝導率が劣化している傾向は見られない。又、熱負荷試験中にタイル材に割れ等の異常は発生しなかった。今回行った試験回数は、計300回と少ないため、この結果からただちに機械的接合材の健全性を評価するのは適切ではない。しかし、はっきりした接合部の劣化やタイル割れがなかった事から、LHDのダイバータ板への応用の可能性がある事を示した。その後C/C材のタイル材を持つ平板型であるA型機械接合材(Fig.11)を用いて8-10 MW/m²の熱負荷で500回までの同様な繰り返し試験を行ったが、接合部の劣化やタイル割れ等の異常はやはり発生しなかった。今後は、2000-10000回程度まで繰り返し熱負荷回数を増加させた場合の健全性の試験を行う予定である。なお、中間材として使用したカーボンシートは膨脹化したシートなので、ボルトに対してはスプリング効果を有し、それがボルトの緩みを防いでいる可能性がある。

5. 3. 2 アルミ合金プレート式平板型機械接合材の繰り返し熱負荷試験

螺付け接合材、機械的接合材のどちらにも、そのバックプレートには熱伝導率が良い点から銅材が主に使われる。しかし、銅材は重量が重い、加工し難い、材料費が高くつく等の難点がある。そこで、熱伝導率が銅の60%と低く、融点も660℃と低い難点はあるが、重量が銅の30%しかなく、低材料費の耐食アルミ合金材をバックプレート材に使った機械的接合材を試作し、2-8 MW/m²の熱負荷条件でその熱特性を評価してみた。この接合材の構造は、銅プレート式の機械接合材(Fig.13のA)と同じで、中間材を挟む両側のタイル部とアルミ部に熱分布測定用に計7カ所の熱電対用の1mmφの細孔を持っている。なお、ここで使用したアルミ材は、Mg(2.2-2.8%),Fe(0.4%),Cr(0.15-0.35%)等の金属成分を含むJIS 5052番の耐食アルミ合金である。

Fig.22は熱負荷が5 MW/m²の場合で、負荷試験中の1周期に於ける表面温度Ts、接合部上部温度Tu、下部温度Tl、そして熱負荷HLの応答波形を示している。ここで、使用しているタイル材はA)：グラファイト材(IG-430U),B)：C/C材(CX-2002U)であり、中間材には0.2 mm厚さのカーボンシート(PF-20)を使った。又、接合材の締め付けトルクはボルト当たり20kg・cm、そして冷却水の圧力と流速は各々5気圧と8.5m/secであった。なお、この試験に使用したC/C材の表面加工が十分でなかった事により、電子ビーム照射中にタイル材表面上に部分的な輝点が発生し、表面温度を精度良く測定出来なかった為、C/C材の場合は表面温度を削除した。図で接合部上部と下部の温度は、アルミの熱伝導率と中間材との熱伝達率の両方の影響を反映しているので、アルミバックプレートと銅バックプレートの熱特性を比較するのに適している。そこで、Fig.23にはバックプレートの材質が、その接合部

上・下部の温度にどのような影響を与えているか、タイルとしてC/C(CX-2002U)材を使った場合について示している。ここで、図中の $T_u(Al)$ と $T_l(Al)$ はアルミプレートを使った場合で、 $T_u(Cu)$ と $T_l(Cu)$ は銅のバックプレートを使用した場合である。その図から明らかに同じ熱流束下での温度を比較すると、アルミプレートの方が高く、熱特性の面で銅に比較して劣っている事がわかる。この差はバックプレートの熱伝導率の差だけではなく、5.2.1で記述したようにバックプレートと中間材間の熱伝達率の差にも起因すると考えられる。バックプレートがアルミ材の場合、 5 MW/m^2 以上の熱負荷で接合部下部(アルミ内)の温度が 200°C を越えているが、アルミの引っ張り強度は 200°C 以上の温度で急速に劣化する特性があるので、この方式の接合材では耐久性に問題が生ずる可能性がある。そこで、このアルミをバックプレートに使った機械的接合材に関して繰り返し熱負荷試験を行い、接合部の健全性の評価を行った。Fig.24は、タイル材としてC/C材(CX-2002U)を使った場合の繰り返し回数に対する接合部上部温度 T_u 、接合部下部温度 T_l 、そして熱負荷 HL の変化を示している。繰り返し回数は、熱負荷が 5 MW/m^2 で700回、 6 MW/m^2 で800回、そして 7 MW/m^2 で540の計2040回であった。ここで、接合部の健全性を示す接合部間の温度差 $\Delta T(T_u-T_l)$ の繰り返し熱負荷回数と共にどのように変化に注目すると、熱負荷が 5 MW/m^2 と 6 MW/m^2 の場合は、最終回と初回の差 $\Delta T_l-\Delta T_i$ が各々 11°C と 9°C と僅かな増加であり、それは接合部下部の温度も上昇している事から熱負荷の増加によるものと思われる。しかし、熱負荷が 7 MW/m^2 の場合は、その差が 30°C にも大きくなっていて、これは熱負荷の増加によるのではなく、接合部の熱伝導率が低下した事に起因するものと考えられる。まだアルミプレート式機械接合材に関しては十分な特性評価が行われたわけではないが、この結果より 6 MW/m^2 以下の軽熱負荷ではアルミプレート式の機械接合材でも使用する事が出来ると考えられるが、それ以上に熱負荷が高くなると接合部の熱伝導率が徐々に低下し、繰り返しの熱負荷と共に接合材としての機能を失ってしまう可能性がある。この原因がアルミの強度が高温で劣化する事にあるのか、ボルト等その他の点にあるのか現在の段階では不明である。

5. 4 LHDダイバータ板用実サイズ機械的接合材の特性評価試験

これまで行ってきた蠟付け及び機械的接合材に対する熱特性の評価試験は、試験効率の上から小型の接合材を使って行ってきた。その結果、LHDダイバータ板用の接合材としてほぼ仕様を満たす接合材が確立された。しかし、小型の接合材で得られた機械的と熱特性が実サイズのダイバータ板にそのまま適用できるとは限らない。そこで、第I期におけるLHDダイバータ板用の実サイズ機械的接合材を大中合わせて4タイプ数種類試作し、機械的及び熱的特性を測定した。今回試作した接合材は、従来の小型の接合材に比較してサイズが大きくなっただけでなく、実際のLHDダイバータ板への応用を考えて、冷却管の取り付け方法等幾つかの点で構造が異なっている。接合材への冷却管の取り付け方法によって冷却効率、接合材重量、製作コスト、あるいは取り付け作業性等が大きく影響を受けるので、構造が簡単で冷却効率の高い取り付け方式の確立が非常に重要である。又、タイル板のサイズが大型になったため、固定用ボルトの締め付けによって、グラフィットタイルが割れる事が懸念される。そこで、バックプレート材とタイル材の平面精度に

は特に気を付けて製作し、慎重に平面精度の測定を行った。これらの結果について、ここでは記述する。

5. 4. 1 接合材の構造

今回試作した機械的接合材はFig.25に示すように大きく分けてタイプ1-3の3種類で、それらは各々等方性黒鉛(IG-430U)のタイル板、中間材としてのカーボンシート(PERMA FOIL)、そして銅(普通銅)あるいはアルミ性のバックプレートからなる。タイル板とバックプレートはカーボンシートを挟んでM6のSUS製キャップスクリューボルト4本(8本の場合もある)で締め付け固定している。黒鉛タイル材のサイズは、タイプ1と2の場合が500×95×15(20)mm、そしてタイプ3の場合が250×95×15(20)mmとなっていて(なお、タイプ3の改良型であるタイプ3'の場合は220×95×20mmとなっている)、従来の小型の接合材のタイル材に比較して表面積で約26倍と13倍、そして体積で40(52)倍と17(26)倍の大きさになっている。小型試料での試験結果からは、シートの厚さは厚いシートより0.1mm程度の薄いシートの場合の方が熱特性の面で優れていたが、接合材のサイズが大幅に大型になった事を考慮して、今回の場合は0.2mm又は0.38mmの少し厚いシートを使った。又、カーボンシートは元来主にエンジンのガスケットや化学プラントのパッキング用に使われるため、不純物が多く、そのままでは真空中での使用に耐えられない。そこで1000℃で長時間加熱処理した高純度品(PF-38UHP)を使用した。バックプレートはタイル材を保持する役目とタイル材からの熱を冷却管に効率よく伝える役目を兼ねる重要な部分であり、通常は熱伝導率が高い銅が使われる。しかし、銅は接合材の重量が大きくなる欠点があるので、今回は銅の他に重量が軽いアルミ製のプレートと冷却管ホルダーも準備した。ちなみに、バックプレート及び冷却管ホルダー部が銅製の場合、その重量はタイプ1で7.4kg、そして小型化されたタイプ3でも4.2kgになった。しかし、アルミのバックプレートを使ったタイプ3の場合は2.0kgと大幅に軽くなった。

5. 4. 2 機械的特性

まずはじめに試作した機械的接合材タイプ1のタイル材とバックプレートの平面度をフライス盤と10μmの測定最小目盛を持つダイヤルゲージを使って測定した。測定したバックプレートは銅製が2枚とアルミ製が1枚で、各々10箇所のポイントで測定した。その結果、最大でも130μmの変位であり、平面度は非常に優れている事が判明した。

次にタイル材2枚について、それらの平面度をプレート材と同様に各々15箇所のポイントで測定した所、プレート板より更に平面度は優秀で、最大でも67μmであった。

これらのタイル材とプレート材を0.38mmのグラファイトの中間材を挟んでM6のキャップ・スクリューボルト(平ワッシャーとスプリングワッシャーも使用)を使って締め付け、4対の機械的接合材を組み合わせた。そして、精密トルクレンチを使って、締め付けトルクを30kg・cmより徐々に増加させ、タイル材に割れ等異常が生じないことを確認しながら、トルクレンチでの最大目盛である120kg・cmまで増加させた。ちなみにこのトルクは、同じサイズのボルト(M6)で固定する70φのICFを締め付ける場合のトルク(80-100kg・cm)より大きい値である。しかし、1週間経ても懸念された機械的歪みによるタイル材割

れ等の現象は観察されなかった。しかし、その時点でボルト締めが当初より10-15%ほど緩んでいる事が判明した。その原因としては、スプリングワッシャーのへたりとカーボンシートの収縮が考えられる。これは重要な問題点で、今後早急に解決する必要がある。なお、Fig.26のA,B)には、ボルトの締め付けによるタイル材割れを調査する目的で製作されたタイプ1と2の計4組の機械的接合材を、そしてFig.26C)にタイプ3の写真を示している。又、Fig.27には前記(5.2.5)の感圧フィルムであるプレスケールを使って、タイプ3の場合の接合部における接触圧分布を示している。ここで、A)とC)は中間材を使わない場合、そしてB)とC)は0.38mmの厚さのカーボンシートを中間材として使った場合、又A)とB)は使用ボルト数が4本で、C)とD)は8本の場合を示している。なお、ボルトによる締め付けトルクは全ての場合、1本当たり80 kg・cmにしている。これらの図から当然ながらボルトの数が多いほど圧力がかかっている範囲は大きくなっていて、タイル材からバックプレートへの熱伝達の面で優れている事を示している。しかし、小型の接合材の場合、中間材であるグラファイトシートを使う事によって、接合面での圧力分布はかなり一様になったが、この実サイズの接合材の場合、カーボンシートの効果はボルト穴周辺だけで、接合材の中心部には圧力がほとんどかかっていない。このような結果から実サイズの機械的接合材においては、タイル材からバックプレートへの熱の流れは中心部をほとんど通らずに、大部分の熱はボルト穴周辺だけを通過すると考えられる。なお、これらの実サイズ機械的接合材の主要パラメーターをTable 6に示す。

5. 4. 3 熱負荷試験

実物大の機械的接合材で、心配されたボルト締めによるタイルの割れは発生しなかった。そこで、次に問題となっている熱特性を調べるため、ACTを使ってこれら実サイズ機械的接合材の熱負荷試験を熱負荷値を測定パラメーターにして行った。従来の小型の試料の場合、接合材のビーム照射面積は29×30mmと狭く、かつその中でのビーム密度分布はほぼ一様にしていたが、この実寸大の機械的接合材に対しては、実際のプラズマ照射条件に合わせて50×90mmと大きくし、かつビーム電流密度は64ステップコントローラーを調整して中心部は密度を高くし、両端は密度が低くなるようにしている。そして、電子源のビーム電流は照射面積内で平均した熱負荷を一定になる様に制御した。そのため接合材の中心部における熱流束は平均値の約1.5倍程度になっている。なお、接合材の熱特性評価のためには小型試料の場合と同じようにタイル材の表面温度は光温度計 T_s 、そして接合部上下部の温度 T_u, T_l は0.8mmφのシース熱電対を使って測定した。

Fig.28は、平均熱負荷が1 MW/m²の場合（中心部では約1.5 MW/m²程度）における実サイズ機械的接合材タイプ1 (RSMJC-1N)、タイプ3のa (RSMJC-3N)、タイプ3のb (RSMJC-3W)、そしてタイプ3のc (RSMJA-3W)の各熱応答波形を示す。ここで、タイプ1、3のa、そして3のbは銅のバックプレートを、タイプ3のcはアルミのバックプレートを使用している。又、タイプ3のbと3のcは他の15mmより5mm厚い20mmのグラファイト材を使用している。図からわかるように、タイプ1とタイプ3のaはタイル材が薄いので横方向への熱拡散が遅く、結果として中央部のタイル材の温度がタイル材が厚い接合材に比較して高くなっている。又、同じ厚さのタイル材を使ってバックプレートが銅

とアルミの場合で比較すると大きな熱特性上の違いは見られない。これは小型接合材と異なってタイル材中での熱拡散が遅いので、ビーム照射中においては余り熱特性上にバックプレート材質の影響が出ないものと思われる。接合部下部の温度変化を見ると、熱負荷中には温度はほとんど変化しないで、終了後に高くなり始めている。これはタイル材の熱が接合材の端にあるボルト部を経由してくるための時間遅れによるものと思われる。

Fig.29は、実サイズ機械的接合材のタイプ3のbとcに関して、熱負荷を 2.4 MW/m^2 に増加させた場合の熱応答をA),B)に示す。これらの特性を見ると、両者で特に大きな差は無いが、多少アルミバックプレートを使ったタイプ3のbの方が表面温度と接合部上部温度が高い。Table 7には熱流束を 0.6 MW/m^2 から 3.0 MW/m^2 まで変化させた場合の接合材各部の温度変化の平均値を示している。なお、熱負荷が 3.0 MW/m^2 （平均値）の場合、接合材中心部では約 4.5 MW/m^2 （ピーク値）に達していて、第1期LHDダイバータ板の最高熱負荷(5 MW/m^2)にほぼ匹敵する値になっている。

次に、接合部の健全性を調べるため、タイプ3のbの接合材に対し、 2.4 MW/m^2 の熱負荷で繰り返し試験を行った。この場合の熱負荷周期は約6分で、試験回数は50回であった。この繰り返し試験中表面温度と接合部上部の温度に大きな変化はなかったが、接合部下部の温度は繰り返し回数と共に下がっている。これは接合材中央部での熱接触が徐々に悪くなったのが原因と考えられる。つまり、試験回数と共にバックプレートが変形していることを示している。中央部での熱接触が悪化しても、元来主な熱の流れはボルト部周辺であるため、表面温度や接合部上部の温度は変化しないものと思われる。

上記繰り返し試験では周期を6分で行ったが、この繰り返し周期が熱特性にどのように影響を与えるか周期を3分から10分まで変えて調べてみた。この場合に使った接合材は銅のバックプレートと20mm厚さのグラファイトタイル、そして0.38mm厚さのカーボンシートを使ったタイプ3の接合材で、熱負荷は 2.0 MW/m^2 で行った。周期を変更すると、最初の2-3ショットでは各温度が変化したが、その後のショットでは一定の値になった。そこで、周期を変更する毎に、6ショットずつ試験を行って各温度の変化を測定し、その結果をFig.30に示している。ここで、 T_s, T_u, T_l は各々タイルの表面温度、接合材上下部の温度であるが、各温度は周期を変更した後の安定した4-6ショットの平均値で表している。周期が短い場合は冷却がショット間に充分には行われなため、各温度は高めに出ているが、繰り返し周期が長くなると温度は下がっていて、7分以降の周期でほぼ温度の下程度が落ちついている。周期が5分の場合でも10分の場合より多少各温度は少し高くなっているが、繰り返し回数を増しても温度は増加していない事から、この程度の熱負荷であれば5分周期の熱負荷に対しても使用可能と考えられる。

5. 5 中型機械的接合材に対する定常熱負荷試験

従来蠟付け接合材と機械接合材の開発・研究は、LHDの5-10秒パルス放電モードに対応して20-40秒のパルス熱負荷を加え、熱特性を測定する特性評価試験を行ってきた。しかし、LHDはパルス運転モードの他に定常運転モードも予定している。その場合におけるダイバータ板の熱負荷は最大 0.75 MW/m^2 となっている。そこで、この定常運転モードに対応するダイバータ板の開発・研究のため中型サイズの機械的接合材を使って定常

熱負荷に対する特性評価試験を行った。この試験に使用した接合材はFig.31に示すようにタイル材に対する取り付け角度を調整可能な機械的接合材で、グラファイトタイルのサイズは $30 \times 240 \times 15$ mm、そして0.2 mm厚さのカーボンシートをタイル材と銅のバックプレートの間に使用している。使用ボルトはM6を4本で、約 $100 \text{ kg} \cdot \text{cm}$ のトルクで接合材を締め付け、固定している。この接合材の熱特性を測定するためには、従来の接合材と同様に光り温度計でタイル表面温度 T_s 、シース熱電対で接合部上部と下部の温度 T_u, T_l を測定した。なお、ビーム照射領域を決めるビームリミターには、開口部面積が 30×28 mmの小型接合材の場合と同じものを使用した。

Fig.32は従来接合材と同じようにパルス熱流束(5 MW/m^2)を加えた場合の熱応答波形である。タイル材表面と接合部上部の温度 T_s, T_u は時間と共にほぼ比例して増加していて、最終的に各々約 1400°C と 1200°C になっている。接合部下部の温度 T_l は、実サイズ接合材の場合と同じように、タイル材が長く接合部中心部に於けるタイル材とバックプレート間の熱接触がほとんどないので、熱負荷中は変化無く、終了した後に遅れて高くなっている。次にこの接合材に対し $0.3, 0.5, 1.0$,そして 1.5 MW/m^2 の定常熱負荷を加えた場合の各温度の応答性を測定した。そして、1例として 1.5 MW/m^2 の熱負荷の場合の熱応答波形をFig.33に示している。各熱負荷での接合材各部の温度は熱負荷を加えてから、時間と共に徐々に増加し、約10分程度で飽和している。 1.5 MW/m^2 の熱負荷では、飽和タイル表面温度は 750°C とかなり低い値を示している。これらの熱応答波形から、ほぼ飽和したと思われる各温度と熱負荷の関係を調べ、グラフにプロットするとFig.34になる。なお、表面温度 T_s の表示が無い場合は、光温度計の測定限界 600°C 以下を意味している。このグラフから定常 0.75 MW/m^2 熱負荷に於ける各温度を調べると、表面温度は 600°C 以下、接合部上下部の温度は各々 350°C と 150°C 以下となっていて、この接合材は 0.75 MW/m^2 の定常熱負荷に対し表面温度から見る限り使用可能と言える。

6章 その他の特性評価試験

6.1 各種接合材の接合部における実効的熱伝導率測定

今まで行ってきた小型接合材の熱負荷試験においては、接合材タイル面積の約40%の部分にのみ電子ビームを照射するビームリミターを使ってきた。これは実際のダイバータ板の場合もタイル材の一部にのみ熱負荷が加わるようになっている事による。しかし、この部分照射のためタイル面で発生する熱が接合面と銅ブロックを経由して最終的に冷却水に至る経路は複雑になり、接合部における実効的熱伝導率（以下単に熱伝導率とする）の測定やタイル表面温度等の模擬計算を行う事が困難であった。更に、ビームの部分照射のため、単一タイル材の大きさが異なる蠟付け接合材と機械的接合材の熱特性比較も、同じ条件でない事から不可能であった。そこで、接合部の熱伝導率をより正確に評価し、熱特性の模擬や特性比較を容易にするため、小型接合材タイル表面のほぼ全面に電子ビームを照射する大型のビームリミターを使用して熱負荷試験を行った。

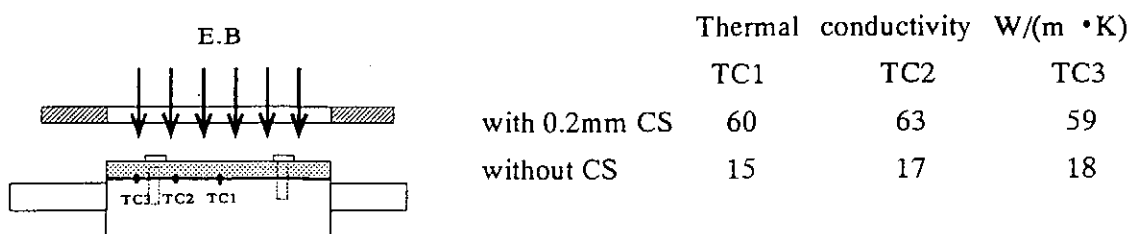
従来の小型試料用のビームリミターの開口部面積が 28×30 mmで、タイル表面積の43%であるのに対し、タイル面積の約93%に当たる 28×70 mmのビームリミターを各種蠟付け接合材及び機械接合材に対し配置して、熱負荷試験を行った。その試験結果から得られた

熱負荷が2 MW/m²の場合の接合部上部温度Tu、下部温度Tl、それらの温度差ΔT(Tu-Tl)、そして接合部に於ける平均の熱伝導率をモノブロック型を除いてTable 8に示している。ここで、面積Sはタイル材の接合面積を表している。又、熱伝導率λは、温度が一様にタイル材から銅ブロックに垂直に流れると仮定し、次の熱伝導式より計算した。

$$q = -\lambda \cdot S \cdot dT/dx \quad (3)$$

この式で、qはタイル面に照射された熱流量、Sは接合材接合部の面積、そしてdT/dxは接合部における厚さ当たりの温度差である。接合部の厚さは、接合部上下部に取り付けられている2本の熱電対の距離を表し、通常は3mmとなっている。又、この表でF/CCとF/IGはタイル材としてグラファイト(IG)を使う場合とカーボン複合材(CC)を使う蟻付け平板型接合材を表し、FM/IGとFM/CCは平板型機械接合材を表す。更に、DM/CCとDM/IGはD型の機械的接合材(Fig.11)の場合で、タイル材にC/C材とグラファイト材を使った場合を示している。なお、D型接合材の接合面積欄Sのカッコ内数字はビーム投影面積を、又熱伝導率欄のカッコ内数字は、そのビーム投影面積で熱伝導率を計算した場合の値を示している。この表からわかるように蟻付け接合材の接合部における熱伝導率は、機械的接合材の場合に比較して平均的に高い値を示している。しかし、同じ蟻付け接合材であっても製造メーカーによって2倍以上も大幅に熱伝導率が異なっている。これは接合方式の違いが大きく影響していると思われる。熱歪みによる接合部の剥離を防ぐ為に使われているモリブデンや鉄箔等の中間材は厚みが1mm程度あり、それによる熱抵抗の為接合部の熱伝導率を下げている。なお、蟻付け接合材であるF/CC材について、接合部に於ける熱伝導率の熱負荷依存性を2-4 MW/m²の範囲で測定したが、依存性はなくほぼ一定の値を示した。

平均的に蟻付け接合材の方が熱伝導率が良いとは言っても、CC材をタイル材として、カーボンシート(CS)を中間材として使うD型の機械的接合材(Fig.11)の場合は、蟻付け接合材であるF/CCの場合より接合面積当たりの計算では低い熱伝導率になっているが、ビーム投影面積で計算した場合では逆に高い値を示している。D型の機械的接合材の場合、中間材を使用する事によって熱伝導率は数倍にも大きくなっていて、中間材の威力を示している。これらの熱伝導率は接合材の中心部の温度差から計算しているが、機械的接合材については場所によって接合部の接触圧の相違から、熱伝導率にも分布があると考えられる。そこで、下の図に示すように接合部上下部に計6ヶ所熱電対を取り付けて、熱伝導率の場所依存性を平板型機械接合材のFM/CC材を使って熱負荷が1.5 MW/m²の場合について測定した。その結果は、下に中間材としてカーボンシート(CS)を使った場合と使わない場合に分けて示されている。なお、測定箇所であるTC1,TC2,そしてTC3は各々接合部中心部、中心部より13mmだけ左端に寄った位置、そして更に13mm左に寄った位置で中心部より26mmの場所である。TC2とTC3の間には接合材固定用のボルト(M6)が通っている。



この結果からわかる事は、カーボンシートを使う場合は接合面に於ける熱伝導率の分布はほとんど一様であり、かつ使わない場合に比較してどの地点でも大幅に値が大きくなっている。

大型ビームリミターを使い接合材のタイルほぼ全面に熱負荷をかける事によって、従来小型ビームリミターでは得られなかった、より正確な接合材接合部の熱伝導率及び分布が得られた。そして、それら値は、熱応答や熱歪みなどに関するシュミレーション実験を行う際に大いに寄与すると思われる。しかし、機械的接合材の場合、タイル面にあるボルトとワッシャー（これらのタイル面積に占める割合は9.6%）の熱伝導率に与える影響や、接合部の上下部に取り付けてある熱電対の位置精度、そして測定精度の点を考慮すると、熱伝導率の誤差は±10%程度は存在すると考えられる。

6. 2 接合材のガス放出特性試験

核融合炉の真空容器内にはダイバータ板が大量に取り付けられている上、高熱流束のプラズマが照射されたため、ダイバータ板から大量のガスが放出され真空度を低下させる。タイル材として使われるグラファイトやカーボン複合材は多孔質のためガスの吸蔵量が多い事が主な原因であるが、蝟付け接合材の場合は蝟材の、また機械的接合材ではカーボンシート材のガス放出も考えられる。使用される真空排気系の能力が充分でない場合は、このようにガス放出量の多いダイバータ板の為に真空度が低下し、プラズマ閉じこめ実験が円滑に進められない事が充分考えられる。そのため、ダイバータ板として使用する接合材には充分ガス放出が少ない材料を選択するのはもちろんの事、接合材の脱ガス処理、保管、取り付け等の方法に関して充分な配慮と放出ガス特性の把握が重要になる。タイル材そのものや、接合部の放出ガス特性に関しては従来幾つかの放出ガスに関する測定がなされ、その結果は報告されているが、ここではACTで行った熱負荷試験に使用している蝟付け接合材と、機械的接合材に使用されるカーボンシートについて放出ガス特性を測定したので、その結果を記述する。

6. 2. 1 繰り返し熱負荷試験中のガス放出特性

ACTにより接合材の繰り返し熱負荷試験を行う場合、1個の接合材にビームによる熱負荷を周期的に加えて接合材の耐久試験を行っているが、繰り返し試験を行う前にビームによる脱ガス処理を行う。これは初めて使用する接合材はガス吸増量が非常に大きいので、取り付け直後から熱負荷試験を開始すると真空度が低下し、安定した試験を行う事が難しい事による。数分の脱ガス処理の後繰り返し試験を開始するが、Fig.35はグラファイトをタイル材として使用する平板型蝟付け接合材FIGの7.5 MW/m²の熱負荷の条件で3000回まで行った場合の第1ショット目（実線）と第3000ショット目（点線）の真空度の変化を熱負荷の変化と共に示している。1ショット目においてはビーム照射前が約 3×10^{-5} Torrで、照射中が 4.5×10^{-5} Torrとビーム照射中は約 1.5×10^{-4} Torr真空度が悪化している。それに対し、3000ショット目においては、ビーム前の真空度も1ショット目に比較して大幅に良くなっているが、ビーム照射中も約 2×10^{-4} Torrだけ悪化しているだけである。Fig.36はビーム照射中の真空度と繰り返し熱負荷試験回数関係を示している。この

真空度の変化から接合材に吸蔵していたガスが繰り返し回数と共に脱気する事により、真空度が徐々に良くなっていく事を示している。しかし、ACTにおいては試験用接合材の手前にはビームの照射範囲を制限するビームリミターが使われているので、その放出ガス量には熱負荷試験中の接合材とビームリミターからの分が含まれている。なお、ビーム照射中の放出ガス成分を四重極質量分析器(QMA)で測定すると、主に水素と一酸化炭素、そして炭化水素であった。

6. 2. 2 中間材として使用するカーボンシートのガス放出特性

次に機械的接合材の中間材として熱伝導率を向上させる目的で使われるカーボンシート5種類のTDS(昇温脱離スペクトルメータ)¹⁸⁻²⁰⁾測定を行ったので、その結果を記述する。カーボンシートの用途は、エンジンや配管フランジなどのパッキングで、以前の石綿に代わって自動車産業などに主に使われている。その製法は材料のカーボンに酸で処理した後、膨脹処理を施しロールで圧延する方式なので、その過程でカーボンシートには酸と水が多く残留する事になる。その為、そのまま使われる標準品の他、灰分や硫黄分を減らした高純度品と低硫黄品がある。更に、最近では炉材料として真空中での使用を考えて放出ガスの低減を目的とした高温で脱ガス処理したカーボンシートもある。これらのサンプルについてTDS装置を使って測定を行ったが、下にその時の加熱パラメーターを示す。

- ①昇温速度：10 °C/min.、②加熱最高温度：1400 °C、③最高温度保持時間：30 min.、④加熱総時間：170 min.

上記パラメーターで測定したシート材の種類は5種類で、それらの重さ(g)当たりのガス放出量はTable 9に示している。表からわかるように標準品であるPF-38や低灰分のPF-38HとHGP-207のガス放出量は非常に多く、真空中での使用に適していない事を示している。それに対し高純度品であるPF-38UHPとHGP-207HSのガス放出量は大幅に少なくなっている。これは標準品や低灰分品はエンジンのヘッドガスケットや化学プラント関係のパッキング用に考えられている汎用品であるので脱ガス処理はされていないのに対し、高純度品は真空中での使用を前提にして脱ガス処理されている為、放出ガス量に大きな差が出ている。Figs.37と38にはPF-38の場合の主要なガス成分と思われるM/e=2,12,18,28,44つまり水素、炭素、水、一酸化炭素、二酸化炭素の脱離スペクトルと、加熱温度が300 °Cにおける放出ガスのマススペクトルを示す。この脱離スペクトルからわかるように、500 °C程度までは水の放出が最も多いが、それ以上の温度になると一酸化炭素が主な放出ガス成分になる。温度が900 °C付近で水と二酸化炭素の分圧が急速に低下するのに対し、一酸化炭素と水素の分圧が急に増加している。これはカーボンの温度が数百度以上になると、次式の化学反応に示すようにカーボンと水、そしてカーボンと二酸化炭素の反応断面積が急に大きくなる事による。



低灰分品であるPF-38HとHGP-207のシートの場合も、ほぼ同じスペクトルが見られた。しかし、高純度処理したシートの場合はこのような複雑なスペクトルではなく、300 °C付近に炭化水素のピークがある単純なスペクトルであった。結論として、真空中で使用する

カーボンシートには標準品や低灰分品ではなく、脱ガス処理を施した高純度品を使う必要がある。しかし、これらのカーボンシートは多孔質構造のために、高純度品であっても保管の状態によっては環境中のガスを再び吸蔵し、放出ガス量の多い材料になる。なお、同じグレードのシートであっても製造メーカーが異なると、放出ガス量に差が見られるが、これは処理と保管条件、そして保管期間の差に起因すると考えられる。

7章 考察

各種のC-Cu (A1) 接合材の熱負荷試験等の結果に関して記述してきたが、その中で考察が必要な項目について次に議論する。

A) アルミ材をバックプレート材として使った機械的接合材

今回アルミ材を機械的接合材のバックプレート材として使用したが、アルミ材の表面が熱伝導率が低い酸化膜で覆われている事と金属自体の熱伝導率も銅材に比較して低い。更に温度が150°C以上になると、引っ張り強度及び耐力が急速に低下し、200°C以上になると伸び率が急速に増大する²¹⁾欠点がある。そのため、アルミ材を使った機械的接合材に関して熱特性の上から期待せず、データ収集の一貫として測定を行った。しかし、十分な評価が行われてはいないが、小型接合材に関してはバックプレートの上部温度が200°C以上になる5-6 MW/m²の熱負荷で繰り返し試験を1500回まで行ったが、大きな熱特性の変化は現れなかった。その後バックプレートの表面温度が300°C近くに達する7 MW/m²の熱負荷になった段階での500回までの繰り返し試験において、初めて熱特性の面で変化が現れている。このようにプレート部が200°C以上でも熱特性の面に大きな影響が生じないのは、高温の領域がプレート表面付近に限定されている事と、この小型のプレート材には大きな力が加わっていないので強度の低下の影響を余り受けない事によると見られる。この事から軽熱負荷に限定すれば、機械的接合材のバックプレート材としてアルミ材を使用する事も可能であると考えられる。

B) 実サイズ機械的接合材の特性

小型接合材に比較して実サイズの機械的接合材はサイズの非常に大きくなっているばかりでなく、冷却管取り付け方法が大幅に変わっているため、小型接合材で行われた特性評価の結果をそのまま反映させる事は難しい。その理由の一つはタイル材とプレート材等の構造が相似的に大きくなっていない事にある。タイル材とプレート材の長さに対する厚さの比を調べると、小型接合材に比較してタイル材の相対的厚さが1/5-1/2に減少し、バックプレート材の場合は更に大幅に1/30-1/25と薄くなっている。その結果、接合材の両端をボルトで締め付け固定しても、バックプレート板の変形のため中央部ではタイル材との接触圧力が十分に大きな値にならない。又、熱負荷が加わり温度が上がると、プレート材は更に曲がり易くなるので、益々接触圧力が低下する方向に向かう。その結果として、タイル材の熱は接合材の両端部のボルト使用箇所を通じてのみ、バックプレートに流れる事になる。この事はある程度予想された事で、現在の構造でも5 MW/m²程度の軽負荷に対しては対応可能である。しかし、更に高熱負荷に対応させるには、接合材の長さの短縮と、逆にタイル材とプレート板厚さの増加が必要になる。

C) タイル材の機械的及び熱的応力

実サイズ機械的接合材では大きなタイル材を使用するため、当初ボルトで締め付けただけでタイル材が割れるのではないかと懸念されたが、締め付けトルクを金属フランジの締め付けトルクに匹敵する120kg・cmまで上げて試験をしたが、そのようなタイル割れは生じなかった。しかし、今後熱負荷を大きくした場合に、熱応力でタイル割れが生ずる可能性はある。接合材に熱負荷を加えると、タイル材とプレート材の膨脹長さに差が生じ、応力でタイルが割れる。そのようなタイル割れを防ぐために、接合材中心部のタイル材を応力除去の目的で当初より切断しておく事も考えられる。ここで、全長が250mmで、バックプレートに銅材を使ったタイプ3のaの実サイズ機械的接合材(RSMJC-3W)に関してタイル材とプレート材に、どの程度の伸び差が生ずるか計算してみる。ここで、タイル材はグラファイトで、中心部の10cmの長さにわたって1000°C、そして両端部の15cmでは400°Cになったとする。また、バックプレートの場合は全領域(25cm)にわたって250°Cになった場合を考える。なお、グラファイト材と銅材の線膨張率は上記温度において、各々約 $4.4 \times 10^{-6}/K$ (IG-430Uの場合)と $16.7 \times 10^{-6}/K$ である。

グラファイト材の伸び： $L_g = (10 \times 1000 + 15 \times 400) \times 4.4 \times 10^{-6} = 0.0704\text{cm}$

銅材における伸び： $L_c = 25 \times 16.7 \times 10^{-6} \times 250 = 0.1044\text{cm}$

故に銅プレートとグラファイトタイル材の伸びの差は $\Delta L = L_c - L_g = 0.034\text{cm}$ となり、ほぼプレート材の方が約0.34mmだけ長くなる事になる。つまり、熱負荷で温度が上昇するとタイル材にはプレート材の伸びによって引っ張られ力が働く。なお、プレート材としてアルミ合金材(JIS 5052)を使った場合は、線膨張率が銅材の1.7倍以上大きい為、タイル材とバックプレート材の膨脹長さの差は更に広がり $\Delta L = 1.11\text{mm}$ となる。このように伸び差が大きくなると、タイル材に大きな応力が生じ、タイル材に割れが発生するか、あるいは接合材が凹型に変形する可能性がでてくる。その為アルミ材をバックプレート材として使う場合は、応力除去のため中央部をカットしたグラファイトタイル材を使う事も考えられる。

8章 結論及び今後の課題

蝟付け接合材と機械的接合材に関して3-15 MW/m²の熱負荷で、最高5100回までの繰り返し試験を行い、その結果として次の結論が得られた。まず、蝟付け接合材に関して言及すると、

① 第LHDダイバータ板の最高熱負荷である10 MW/m²(5秒運転モード)での熱負荷試験において表面温度、接合面温度、そして接合部の健全性の面で問題ないと思われる接合材はC/C材をタイルとして使っている4種類あった。グラファイト材をタイルとして使っている接合材はタイル材の熱伝導率の低さから、使用可能な熱負荷はC/C材をタイル材とした接合材に比べて低かったが、10秒運転モードである最高5 MW/m²の熱負荷条件ではほとんどの接合材が問題なかった。更に、今回の熱負荷試験は、20秒立ち上がりで20秒間の保持時間と、LHDダイバータ板に加わるとされる時間に比較して、2倍以上も長い時間の熱負荷試験での結果である事を考慮すると、他にも幾つか有望とされる接合材が出てくる。

② 機械的接合材は、蝟付け接合材に比較して接合部の実効熱伝導率は低い、接触表面

積の拡大、接合部に中間材使用、タイル材の横方向への熱拡散利用などの改善によって熱特性は大幅に向上し、10秒運転モードの最高熱負荷 5 MW/m^2 では、構造の最も簡単な平板型機械接合材でも充分使用可能と考えられる結果を得た。中間材として最も接合部の熱伝導率の向上に寄与した材料は $0.1\text{--}0.2\text{mm}$ 厚さのカーボンシート、そして次は銀シートであり、アルミシートは軟らかな金属であるのに、中間材としては最も悪い熱特性であった。

③ 銅材の代わりに、軽量なアルミ合金材をバックプレートに使った小型接合材の熱負荷試験では、 $0\text{--}5\text{ MW/m}^2$ 程度の軽熱負荷では使用も有望と思われる結果が出た。

④ 大型のビームリミターを使って、ほぼタイル全面にビームを照射する事により、小型接合材の接合部に於ける実効的熱伝導率、及びその分布を得る事が出来た。この結果によれば機械的接合材の熱伝導率は、蟻付け接合材に比較して予想通り低い値であった。しかし、実際のダイバータ板の場合、タイル全面に熱負荷が加わる事はないので、熱伝導率が蟻付け材に比較して低くても、タイル材の横方向への熱拡散を考慮すると、機械的接合材もダイバータ材として有望であると考えられる。

⑤ これまでの特性評価は、試験効率が良い小型の接合材に関して主に行われていたが、LHDダイバータ板の設計に必要なデータを得る事に重点をおいて、実機サイズの機械的接合材を試作し、各種の特性の評価を行い始めた。まだ充分な評価試験は行っていないが、次の事がわかった。

a) タイル材が大型になるため、ボルト締めによってタイル割れが生ずるのではないかと懸念されていたが、ボルト1本当たりの締め付けトルクを $120\text{kg}\cdot\text{cm}$ まで増加させてもタイル割れは発生しなかった。

b) タイル材とバックプレートは、小型接合材に比較して長さに対する厚さの比が大きいため、両端をボルトで締め付け固定しても、接合材の中心付近では強い接触圧が得られなかった。その為、接合部両端部においては熱伝導率を改善する中間材の効果は大きかったが、中心部では余りなかった。又、熱負荷が大きくなるとバックプレートの温度が上がるため、変形し易くなり、接合部中央部分の接触圧力が更に低下する傾向が見られた。

c) 小型接合材と異なって、熱負荷を受けたタイル材から冷却水に至る経路が長く、機械接続箇所が多いため、小型接合材のように熱負荷中の冷却水による冷却効果は小さく、ショット間において主に冷却される事がはっきりした。

今後の予定としては、実サイズの機械的接合材に関して重点的に開発・研究を行う。特に接合部中心部の接触圧の改善に努めること、冷却パイプからバックプレートへの熱の流れを円滑にさせ、冷却効果を改善する構造の実現、接合材の軽量化、そして1000回程度までの繰り返し試験を行って、熱的なタイル割れ、接合部の健全性やボルトの耐久性を調べる。又、計算機シミュレーションによる熱、及び歪み解析を行い、効率の良い機械的接合材の開発を行う。今後の課題としては、①LHDダイバータ板用として実サイズ機械的接合材に要求される低コスト、軽量、そして作業性の良さと、冷却効率の優れた接合材構造をどのようにバランスさせるか。②実サイズ接合材の健全性を慎重に調べるためには、LHDダイバータ板の最終的候補材に関しては、熱負荷試験を少なくとも10,000回程度まで行う必要がある。しかし、そのために1回の熱負荷に5分かかるとして計850時間、つまり徹夜で試験しても1ヶ月以上必要になり、これをどのようにして行うか等である。

謝 辞

LHD用ダイバータ板の開発・研究を行うに際しては、各種構造の蝟付け接合材、タイル材料、そしてカーボンシート材等を御提供して下さった東洋炭素(株)、川崎重工(株)、日立化成(株)、(株)日立製作所、そしてベシネジャボン(株)ノル・カーボン(株)の各社に対し深く感謝申し上げます。

又、機械的接合材の製作・修正等の面では、技術室製作課の水沢清二氏と杉戸氏に大変協力していただきました。更に、各種接合材熱特性の評価試験を行うに当たって、ACT設置場所であります低温実験棟の方々(超伝導コイルのR&Dグループのメンバー)には大変お世話になりました。これらの方々には心よりお礼申し上げます。

参考論文

- 1) 飯吉厚夫：日本物理学会誌、44(1989)309.
- 2) O.Motojima et al.: Fusion Technology, (1988)402.
- 3) A.Iiyoshi, M.Fujiwara et al.: Fusion Technology, 17(1990)169.
- 4) 大型ヘリカル設計グループ報告書：核融合科学研究所、1990年6月出版
- 5) J.Yamamoto, et al.:1990 Applied Superconductivity Conference, Snowmass.
- 6) O.Motojima, K.Akaishi et al.:NIFS-51、核融合科学研究所、1990年出版
- 7) N.Ohyabu, T.Watanabe et al.:Nuclear Fusion, 34, 3(1994)383.
- 8) 井上徳之、鈴木肇、他：第11回秋期核融合学会予稿集 1994年、P.181.
- 9) 鈴木肇、相良明男、他：第11回秋期核融合学会予稿集 1994年、P.68.
- 10) N.Noda, Y.Kubota, A.Sagara et al.:Fusion Technology, (1992)325.
- 11) 久保田雄輔、野田信明、他：NIFS-MEMO-13、核融合科学研究所、1994年3月出版
- 12) T.Tanabe, M.Fujine et al.:J.Nucl.Mater., 200(1993)120.
- 13) N.Ohyabu, A.Komori et al.:in Proc.11th PSI, 1994, Mito, to be published in J.Nucl.Mater.
- 14) A.Komori, N.Ohyabu et al.:IAEA国際会議(IAEA-CN-60/F-P-4), Sevilla(1994)
- 15) A.Komori, N.Ohyabu et al.:NIFS-298, 核融合科学研究所, 1994年8月出版
- 16) 大村博彦、川尻鉦二等：溶接学会誌、第8巻、第4号(1990).
- 17) T.Matsuda, Y.Kubota et al.:High Heat Flux Engineering, 1739(1992)157.
- 18) Y.Kubota and J.Kodaira:Rev.Sci.Instrum. 60, 5(1988)958.
- 19) 久保田雄輔、宮原昭：IPPJ-DT-139, プラズマ研究所、1988年出版
- 20) 久保田雄輔、赤石憲也、相良明男、宮原昭：真空、第32巻、第5号(1989)503.
- 21) 相山正孝：非鉄金属材料(標準金属工学講座)、コロナ社、22版(1992).

Table 1 Main performances of ACT

ITEMS	PARAMETERS
Maximum electron beam output	100 kW
Acceleration beam energy	30 kV(fix)
Maximum beam current	3.3 A
Maximum sweeping frequency	200 Hz
Beam irradiation area on sample	1 ~ 400 cm ²
Beam pulse width	1 s ~ CW
Beam control system	Target current control
Heat flux on sample	0 ~ 100 MW/m ²
	(for 10 cm ² ,CW)
	0 ~ 300 MW/m ²
	(for 1 cm ² ,CW)
Volume of vacuum chamber	400 L
Base pressure	5×10 ⁻⁷ Torr
Vacuum pumps used at ACT	two TMPs(170L/s,520L/s)
Output of water pump	7.5 kW
Maximum cooling water flow speed	8.5 m/s
Maximum water pressure at sample	5 atoms

Table 2 Lists of brazed materials prepared and tested in NIFS

(at 1995.2)

SAMPLE NAME	MAKER LABEL (TILE MAKER)	NUMBER OF SAMPLE (TESTED NUMBER)	NOTE
F/CC	T.T(T.T)	4(4)	
F/IG	"	14(2)	
MCC	"	3(3)	
M/IG	"	"	
F/CC	KHI(T.T)	2(2)	Three blocks type
F/IG	"	3(2)	"
M/CC	"	2(1)	Circular tile type
M/IG	"	"	"
F/CC	H(H.K)	2(2)	
F/IG	"	"	
"	"	"	B ₄ C coated sample
MSCC	"	2(1)	
MS/IG	"	"	
"	"	"	B ₄ C coated sample
F/CC	KHI(L.C)	1(1)	
M/CC	"	"	

where T.T, KHI, H, H.K, L.C represent Toyo Tanso, Kawasaki Heavy Industry, Hitachi, Hitachi Kasei, and Lu. Carbon Co.Ltds, respectively.

Table 3a Results(1) of thermal fatigue tests for various kinds of brazed materials

TESTS NO	SAMPLE TYPE	MAKER NAME	HEAT FLUX(MW/m ²)	HEAT CYCLE SHOT	T _{1F} /T _{1L} (°C)	ΔT ₁ (%)	T _{2F} /T _{3F} (°C)	ΔT _b (°C)	NOTE
A	F/IG	T.T(T.T)	7.5	1500	1173/1222	4.2	403		
B	M/IG	"	6.6	401	1190/1157	0	579		
C1	F/IG	"	7.4	1500	1108/1152	4.0	339/157	182	
C2	"	"	"	3000	1114/1181	6.0	347/179	168	
C3	"	"	1.0	400	1614/1676	3.8	492/216	276	
D1	M/CC	K.H.I(T.T)	"	600	946/986	4.2	381		CIRCULAR TILE
D2	"	"	1.2	1307	1155/1169	1.2	458		"
D3	"	"	1.3	160	1242/1255	1.0	459		"
D4	"	"	1.4	100	1376/1381	0.4	477		"
E	"	T.T(T.T)	7.0	2167	1129/1113	0	503		
F	M/IG	K.H.I(T.T)	8.0	320	1223/1265	3.4	424		
G	MS/IG	H(H.K)	"	1000	1211/1219	0.7	410		
H	M/IG	T.T(T.T)	2.5	1000	746/786	5.4	536		
I1	F/CC	"	1.0	3000	1064/1134	6.6	409		
I2	"	"	1.1	1000	1266/1311	3.6	456		
I3	"	"	1.2	1000	1406/1451	3.2	500		
I4	"	"	1.3	100	1572/1590	1.1	542		
J1	"	K.H.I(L.C)	6.5	1000	1248/1210	0	369		
J2	"	"	7.5	1000	1379/1374	0	415		
J3	"	"	1.0	100	1745/1747	0.1	439		CIRCULAR TILE

where, $\Delta T_1(\%) = 100 \times (T_{1L} - T_{1F}) / T_{1F}$, and $\Delta T_b(°C) = T_{2F} - T_{3F}$.

Table 3b Results(2) of thermal fatigue tests for various kinds of brazed materials

TESTS NO	SAMPLE TYPE	MAKER NAME	HEAT FLUX(MW/m ²)	HEAT CYCLE SHOT	T _{1F} /T _{1L} (°C)	ΔT ₁ (%)	T _{2F} /T _{3F} (°C)	ΔT _b (°C)	NOTE
K 1	M/CC	K. H. I(L. C)	6. 5	1000	1400/1417	1.2	72		
K 2	"	"	7. 6	150	1581/1593	0.8	80		
K 3	"	"	8. 6	100	1754/1752	0	86		
K 4	"	"	1 0	50	1992/1954	0	94		
L 1	F/CC	K. H. I(T. T)	"	1000	978/1000	2.2	413/324	89	
L 2	"	"	1 2	1000	1159/1231	6.2	475/364	111	
M 1	MS/IG	H(H. K)	6. 5	500	1078/1092	1.3	451		TREATED WITH B ₄ C
M 2	"	"	7. 5	500	1249/1252	0.2	381		"
M 3	"	"	8.	500	1471/1441	0	422		"
M 4	"	"	1 0	100	1686/1646	0	470		"
N 1	M/CC	"	7. 5	500	972/ 984	1.2	348		DIVIDED INTO TWO
N 2	"	"	1 0	500	1342/1378	2.7	417		"
N 3	"	"	1 2	500	1679/1674	0	536		"
P 1	F/CC	"	1 0	500	1028/1055	2.6	480		
P 2	"	"	1 2	500	1313/1354	3.1	370/214	156	
P 3	"	"	1 3	20	1484/1487	0.2	452/257	195	
Q 1	F/IG	"	6. 5	500	1083/1060	0	485/275	210	
Q 2	"	"	7. 5	500	1257/1349	0	268/148	120	
Q 3	"	"	1 0	1	1711		308/170	138	
R	"	"	6. 5		1159/1183	2.1	275/148	127	
S	"	"	"		1436/1405	0			

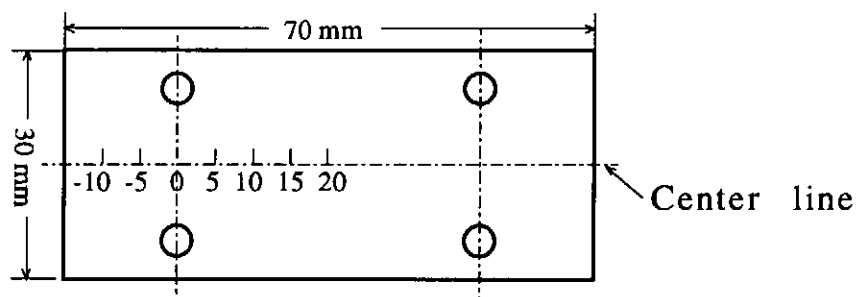
Table 4 Effect of compliant sheet on temperature difference ΔT (°C) at the interface of C-Cu mechanically-joined material.

COMPLIANT SHEET \ HEAT FLUX(MW/m ²)	TEMPERATURE DIFFERENCE ΔT (°C)		
	3	4	5
50 μ m GOLD SHEET	1 4 7	2 3 6	3 2 8
50 μ m SILVER SHEET	1 2 0	1 8 9	2 4 0
50 μ m ALUMINUM SHEET	2 4 5	3 9 0	5 5 1
50 μ m COPPER SHEET	2 5 9	3 5 7	4 4 8
200 μ m CARBON SHEET	6 0	8 2	1 2 0
WITHOUT COMPLIANT SHEET	1 3 6	2 5 3	5 5 1

where, Mechanically-joined material used: A type(see Fig.11)
 Tile material: iso-graphite(IG-430U)
 Torque: 20kg •cm/bolt

Table 5 Pressure distributions on the center line of the interface of mechanically-joined materials as a parameter of thickness of carbon sheet(CS).

DISTANCE(mm) THICKNESS (mm)	PRESSURE (kg/cm ²)						
	-10	-5	0	5	10	15	20
WITHOUT CS	18	46	54	46	25	22	20
0.1	22	63	59	61	41	34	32
0.2	42	50	50	35	36	43	32
0.39	36	47	42	43	36	32	35



PRESALE FILM

Fig.6 Main parameters of real size various mechanically-joined materials for LHD divertor plates

TYPE	KIND	SIZE OF TILE (mm)	BACK PLATE	BOLT	WEIGHT (kg)	TUBE HOLDER	NOTE
1	RSMJC-1N	500×95×15	Cu	4(8)-M6	7.4	ADJUSTABLE	$\theta < \pm 45^\circ$
"	RSMJA-1N	"	Al	"	5.4	"	"
2	RSMJC-2N	"	Cu	"	5.4	FIX	
"	RSMJA-2N	"	Al	"	3.0	"	
3	RSMJC-3N	250×95×15	Cu	8-M6	4.0	"	6 holes for T.C
"	RSMJC-3W	250×95×20	"	"	4.2	"	"
"	RSMJA-3W	"	Al	"	2.0	"	"
3'	RSMJC-4W	220×95×20	Cu	"	4.3	"	"

where θ is adjustable angle of water cooling tube against to backing plate and T.C represents thermocouples to monitor the temperatures of tile and backing plate near interface.

Table 7 Mean temperatures of real size mechanically-joined materials versus heat fluxes

P(MW/m ²)	TYPE I (Cu+15mmIG)			TYPE II (Cu+15mmIG)			TYPE III (Cu+20mmIG)			TYPE III (Al+20mmIG)		
	Ts	Tu	Tl	Ts	Tu	Tl	Ts	Tu	Tl	Ts	Tu	Tl
0.6	<600	362	78(95)	<600	270	28(44)	<600	215	41(65)	<600	137	79(107)
0.8	"	395	85(101)	"	329	26(56)	"	284	38(83)	"	252	36(130)
1.0	"	526	92(107)	"	408	35(59)	"	300	41(89)	"	319	38(142)
1.2				580	487	35(62)	"	343	39(130)	"	366	47(166)
1.4				654	548	40(77)	"	393	40(142)	"		
1.6				747	622	43(85)	"	452	52(166)	569	452	49(172)
1.8				830	685	45(107)	600	491	50(178)	646	582	50(184)
2.0							657	525	58(195)	789	610	44(201)
2.2							729	578	54(207)			
2.4							780	645	54(210)			
2.6							797	654	44(201)			
3.0							843	657	65			

where the values in parenthesis represent the maximum temperatures.

Table 8 Apparent thermal conductivities(λ) of the interfaces of various kinds of C-Cu materials by using a full size beam limiter(28 × 70mm)

TYPE	S(cm ²)	Tu(°C)	Tl(°C)	$\Delta T(^{\circ}C)$	λ (W/m•K)	NOTE
F/CC-A	21	101	81	20	273	
F/CC-B	"	166	90	76	72	with an intermediate
F/IG-A	"	111	85	26	210	
F/IG-B	"	151	100	51	107	with an intermediate
FM/CC	"	214	99	115	48	with a 0.2mm CS
FM/IG	"	214	93	121	45	"
DM/IG	42(21)	281	183	98	28(56)	"
DM/CC-1	"	238	167	71	39(78)	"
DM/CC-2	"	585	100	485	6(12)	without a CS

Table 9 Desorbed gas amounts of various carbon sheets during the first heating(0-1400 °C)

TYPE	WEIGHT(g)	GAS AMOUNT(Torr·l/g)	NOTE
PF-38	2.742	9. 7 0 5	STANDARD
PF-38H	1.706	3. 4 6 4	LOW ASHES
PF-38UHP	2.210	0. 3 4 5	HIGH PURITY
HGP-207	2.412	8. 4 9 5	LOW SULFUR
HGP-207HS	2.395	0. 4 2 7	HIGH PURITY

where the thickness of each carbon sheet used for the tests is 0.38 mm.

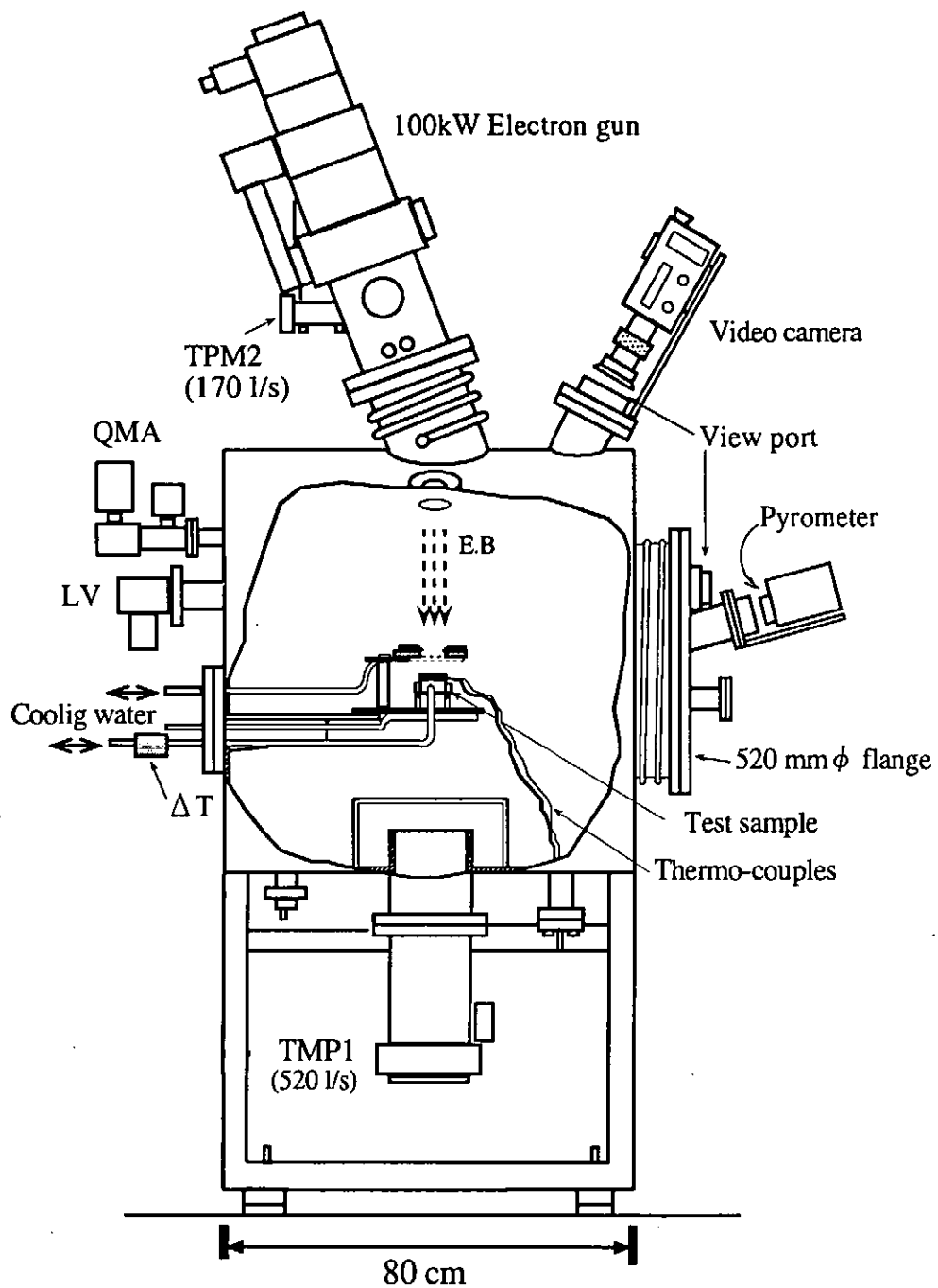


Fig.1 Schematic of high heat flux teststand ACT with a 100 kW electron beam source.

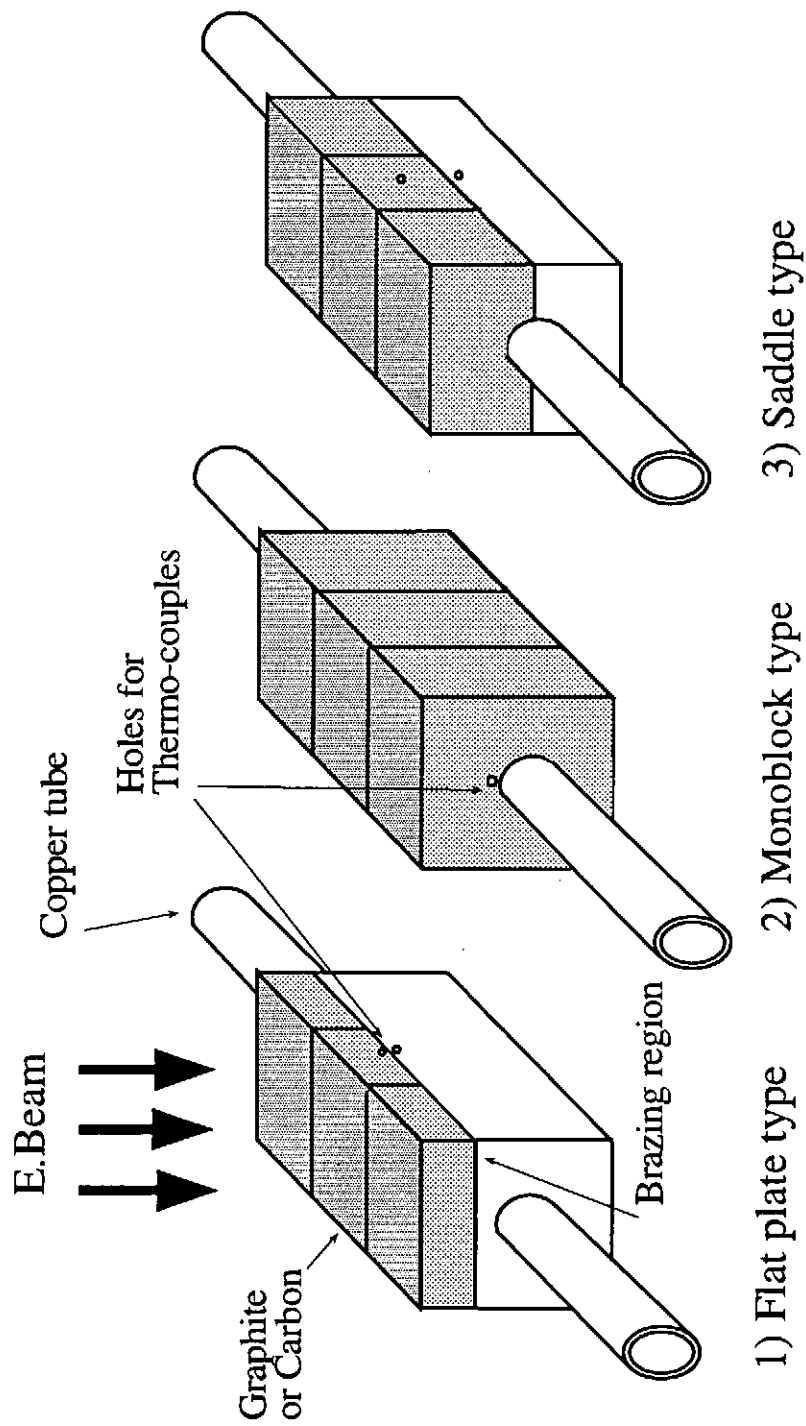
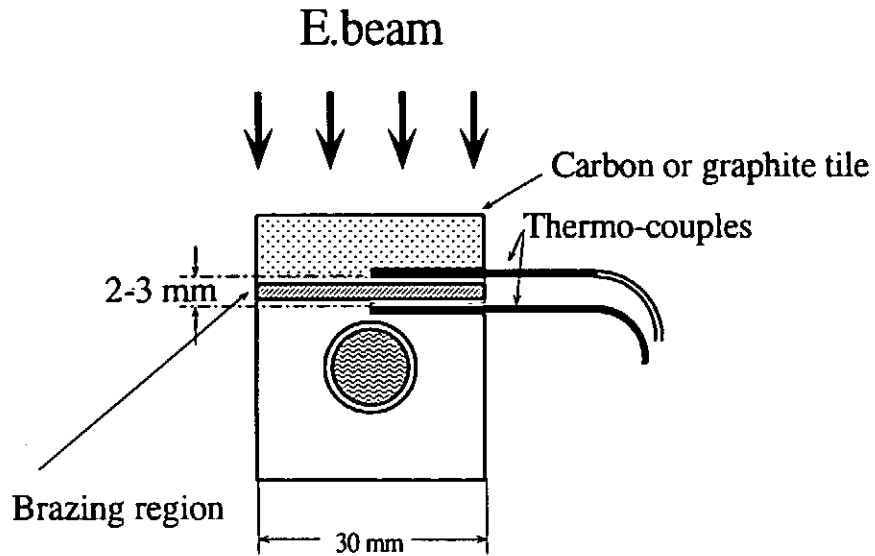


Fig.2 Three types of C-Cu brazed material for heat load tests

A) Flat plate type



B) Mono-block type

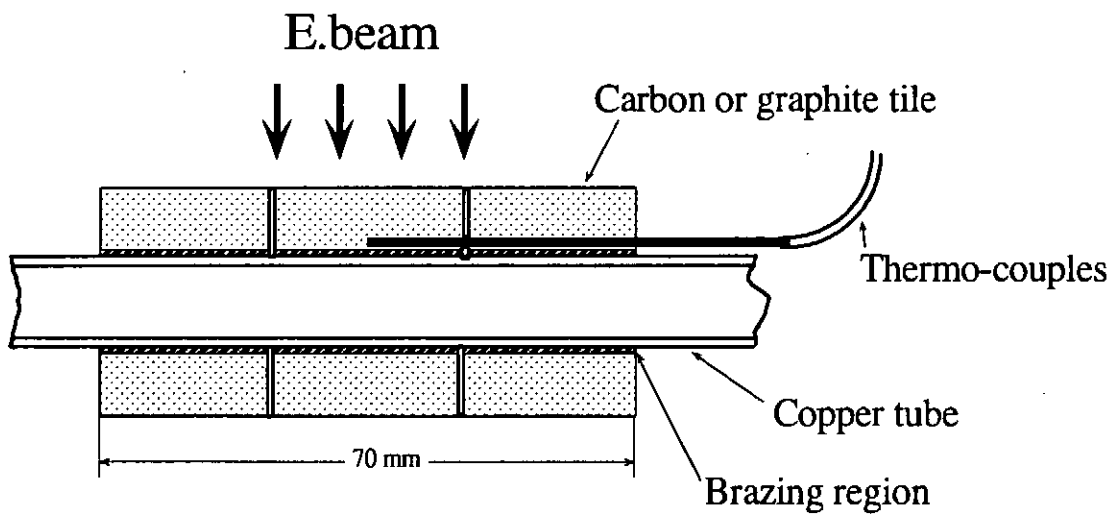


Fig.3 Two kinds of brazed materials with sheath type thermo-couples to detect the temperature of brazing region. A)Flat plate type, B)Monoblock type.

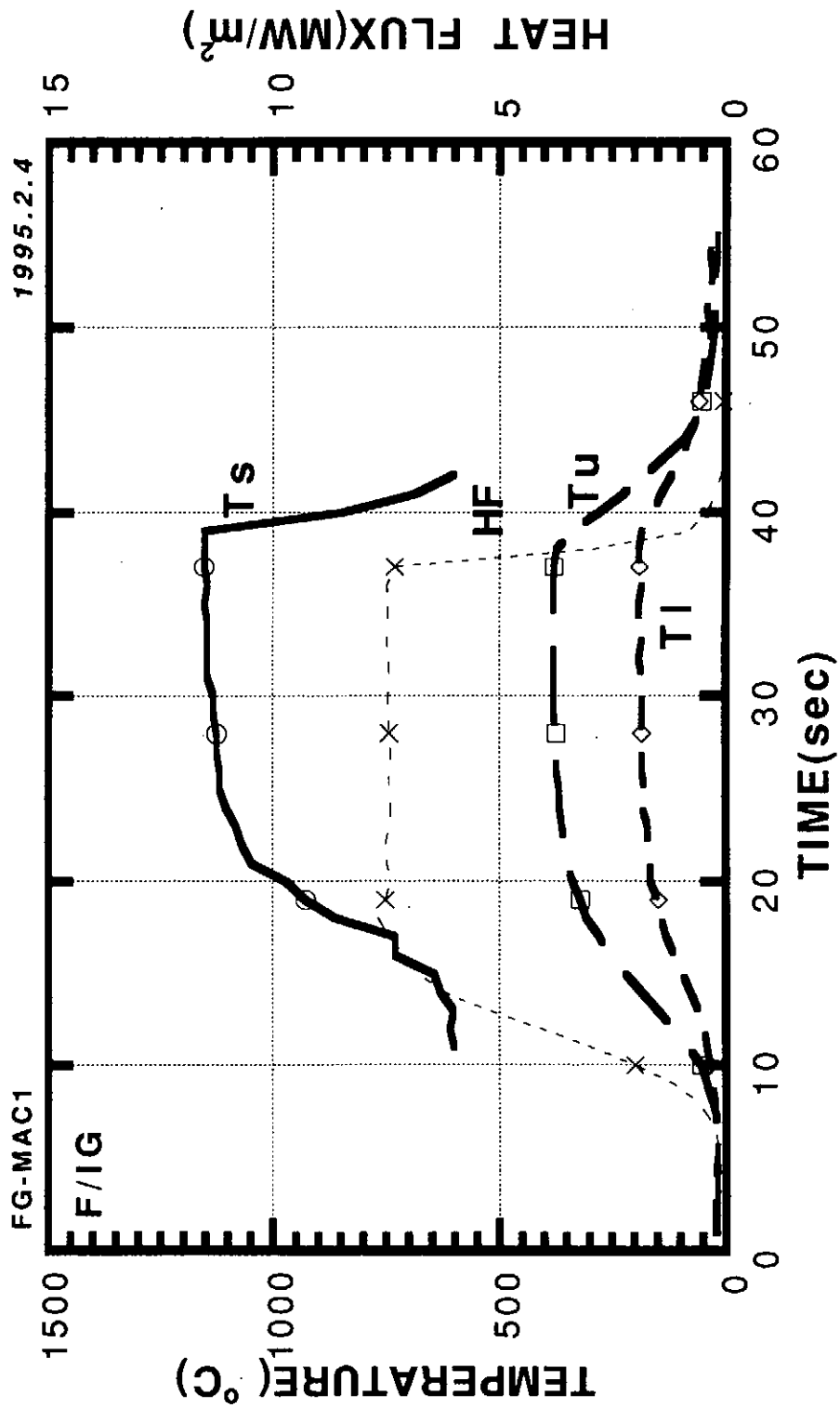


Fig.4 Typical thermal responses and heat load(HF) of brazed material during heat loading test. Ts, Tu, Tl are temperatures at surface of tile, at upper brazing region, at lower brazing region, respectively.

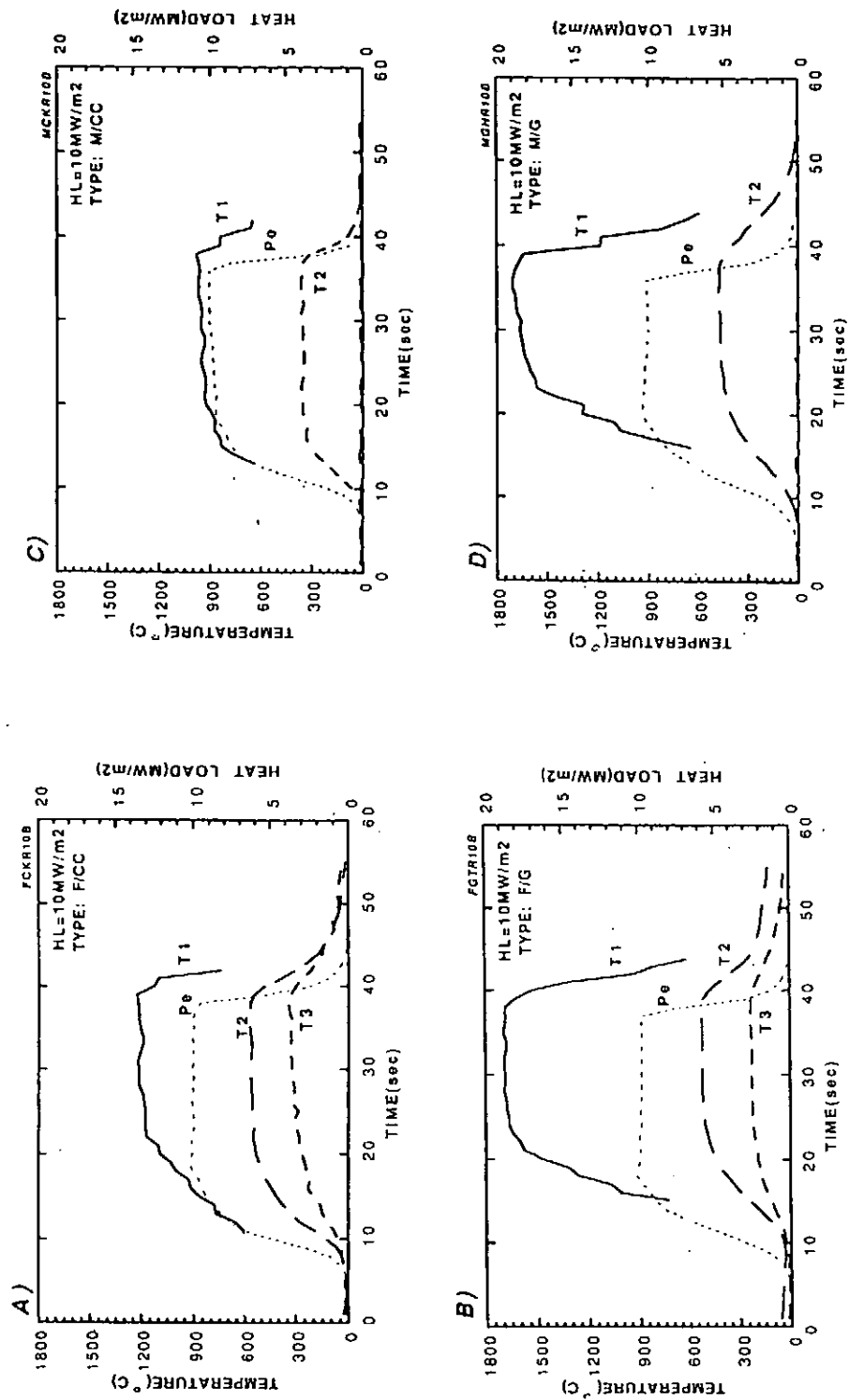


Fig.5 Thermal responses of four kinds of brazed samples under a heat flux of 10 MW/m². Ts,Tu, and Tl shows the temperatures of tile surface, upper brazing region, and lower brazing region, respectively.

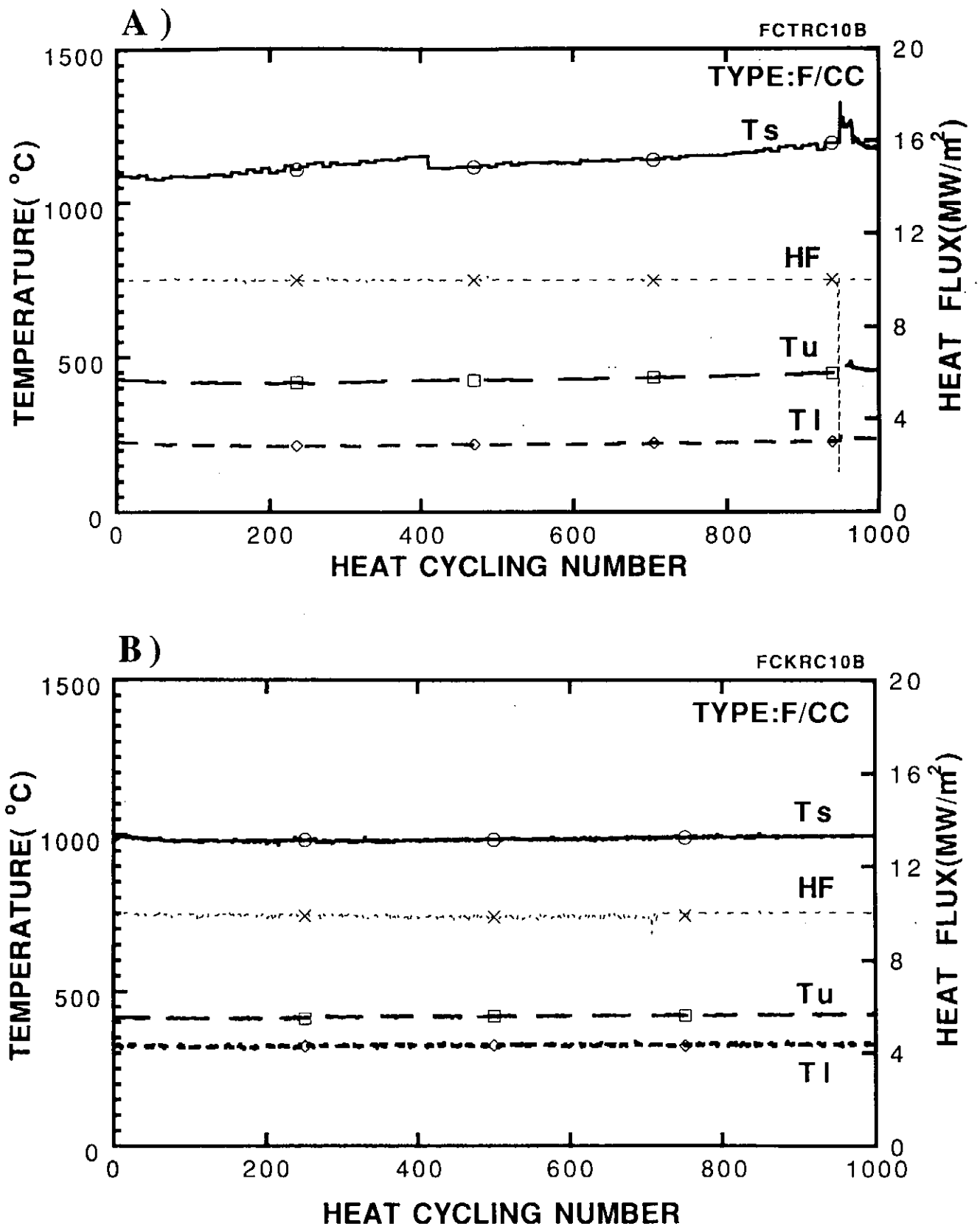


Fig.6 Two results of thermal fatigue tests carried out under a heat flux of 10 MW/m². A)By a total beam current control system, B)By a target beam control system.

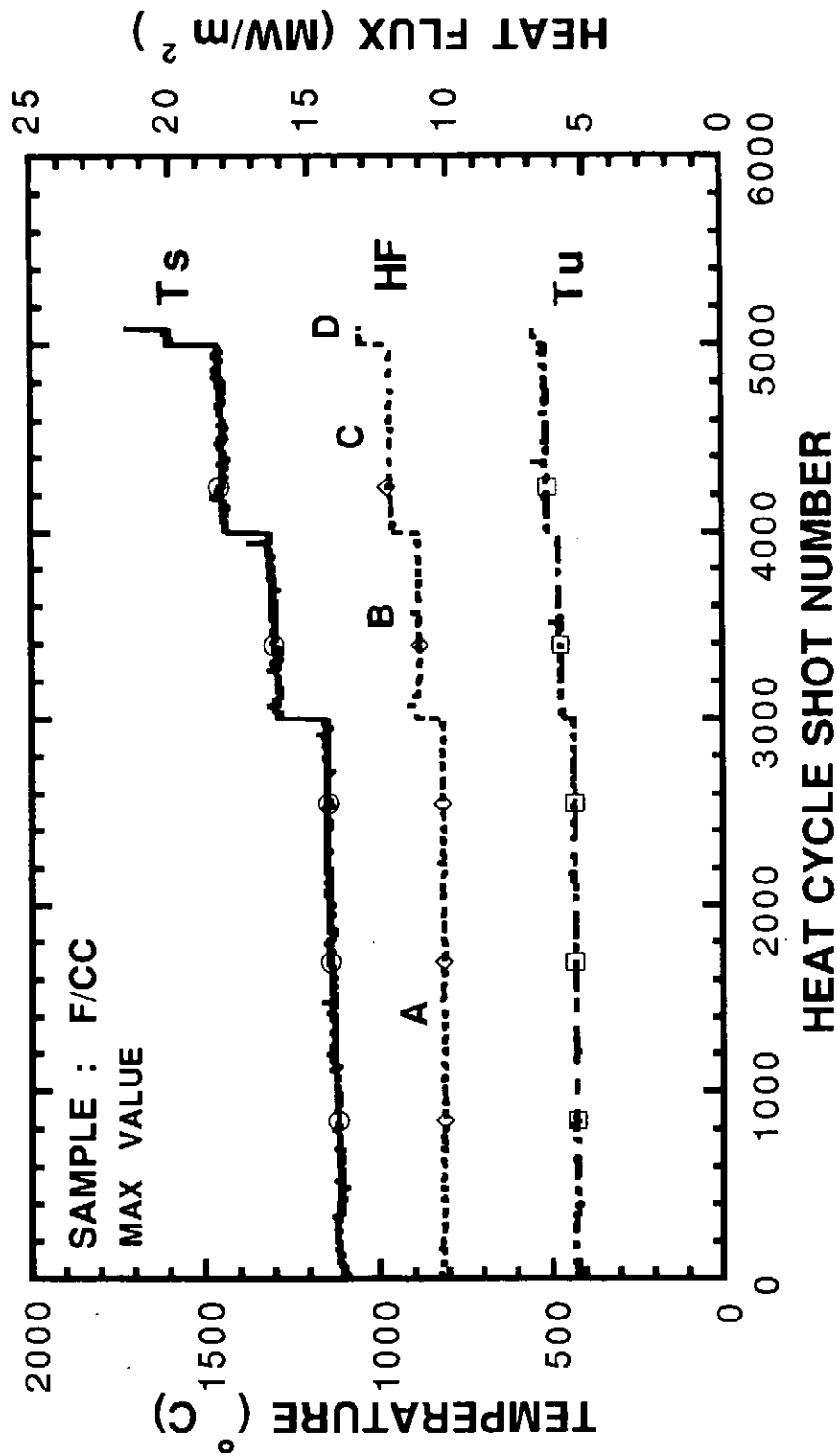


Fig.7 Thermal fatigue test of brazed material(F/CC) with a carbon carbon composite tile up to 5100 shots under heat fluxes of 10-13 MW/m².

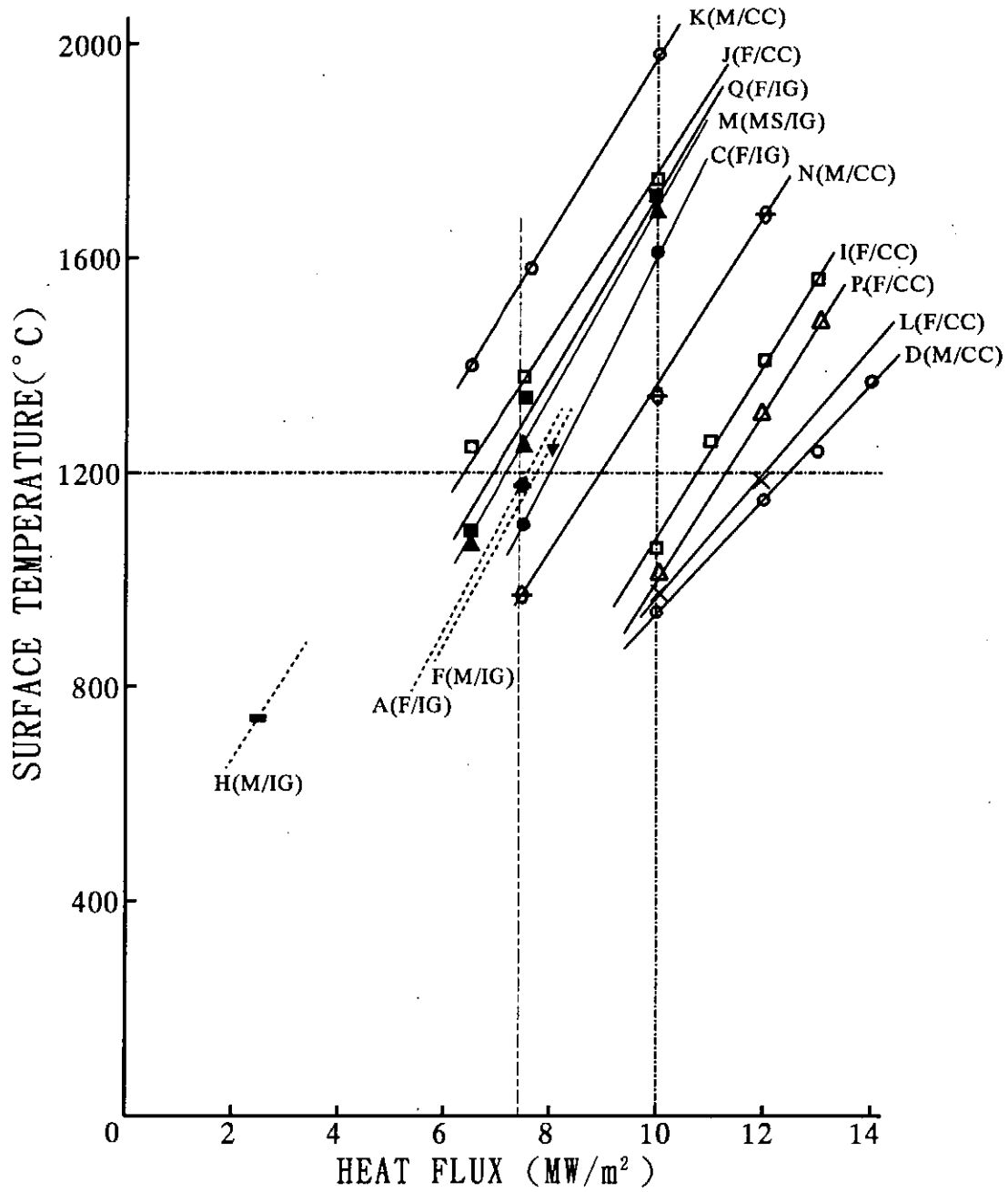


Fig.8 Surface temperatures of several kinds of brazed materials versus heat fluxes.

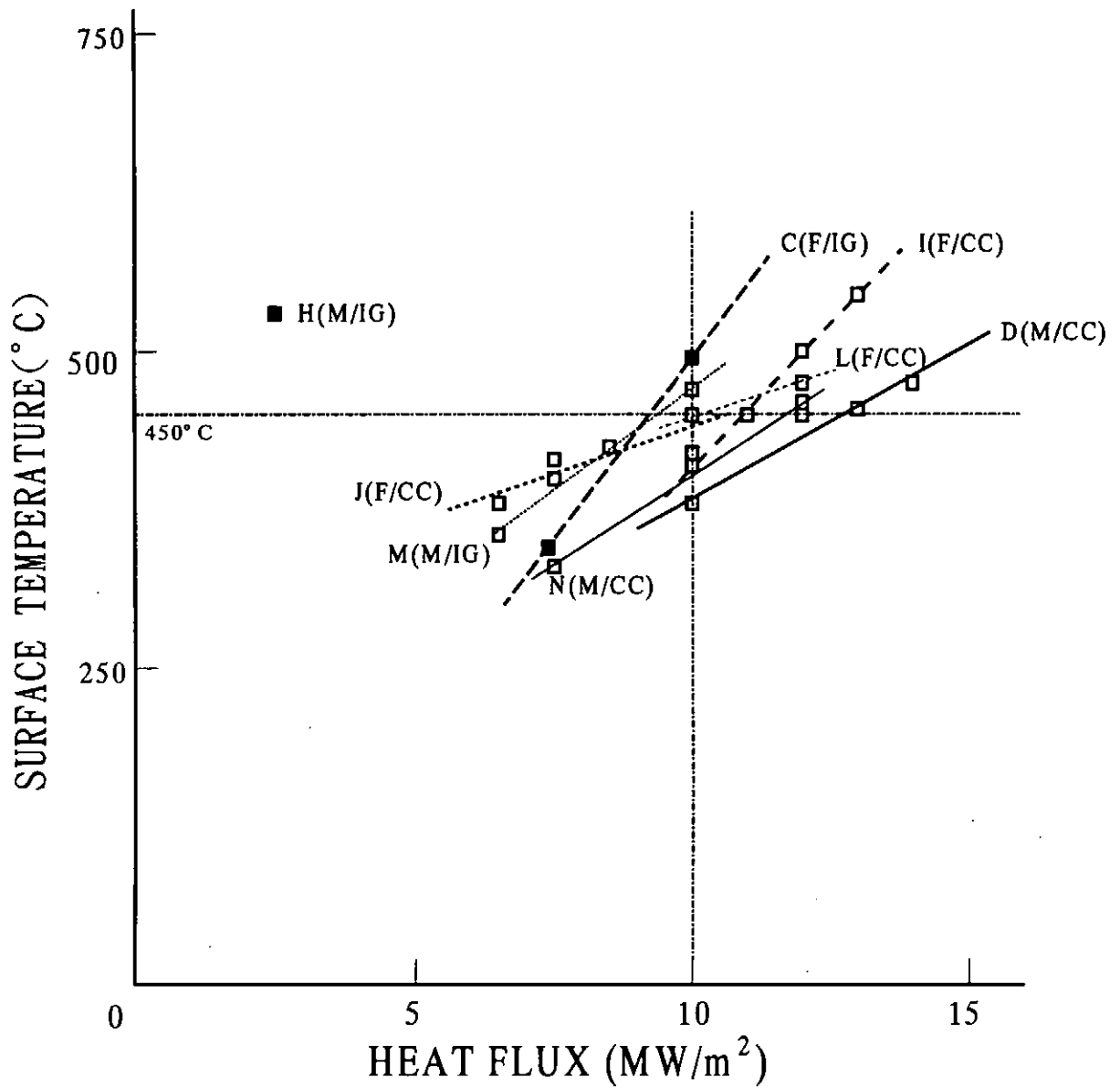


Fig.9 Temperatures at the upper brazed region of various kinds of brazed materials versus heat fluxes.

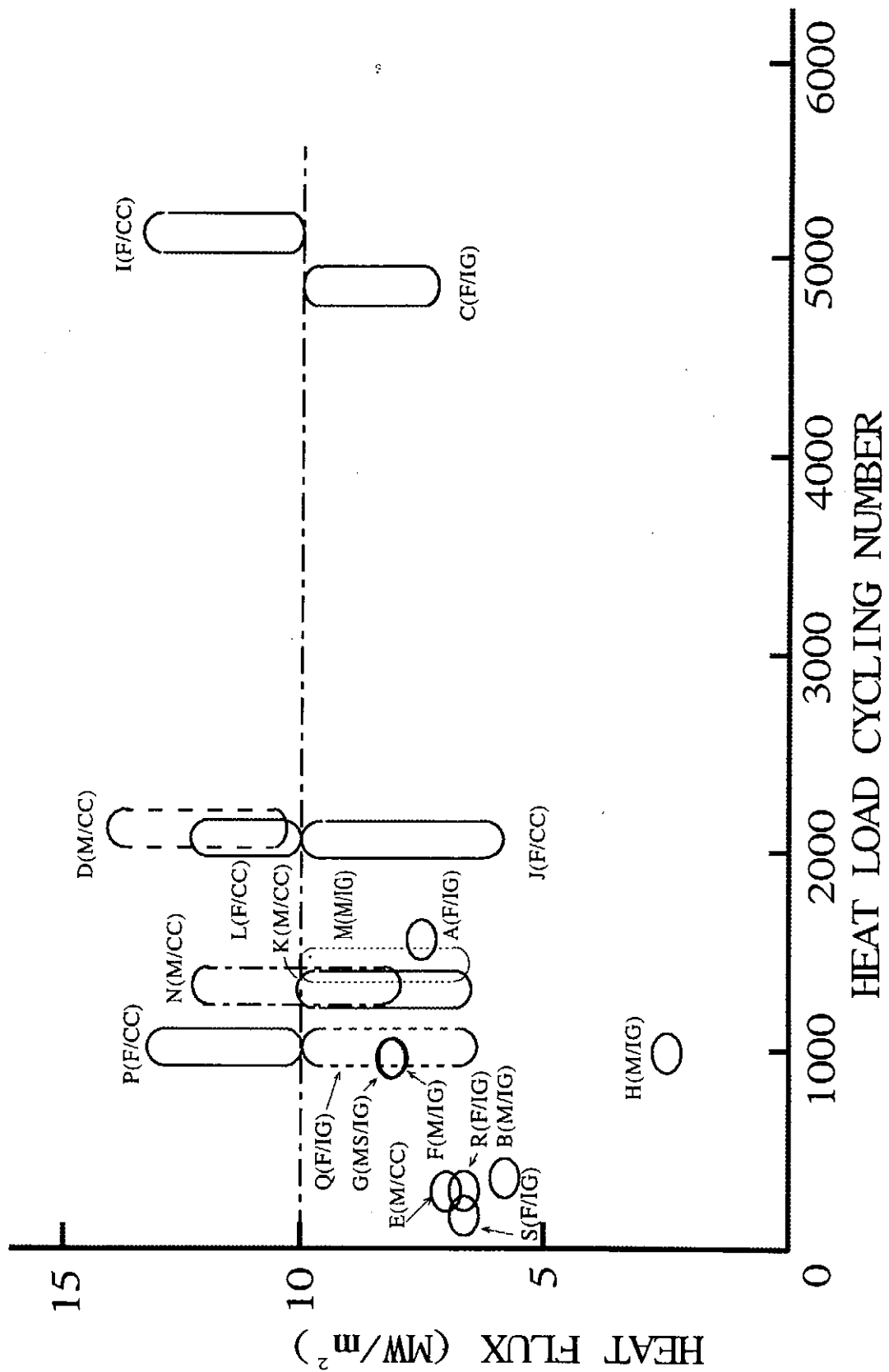


Fig.10. Relationships between heat fluxes and heat load cycling numbers for thermal fatigue tests of brazed materials.

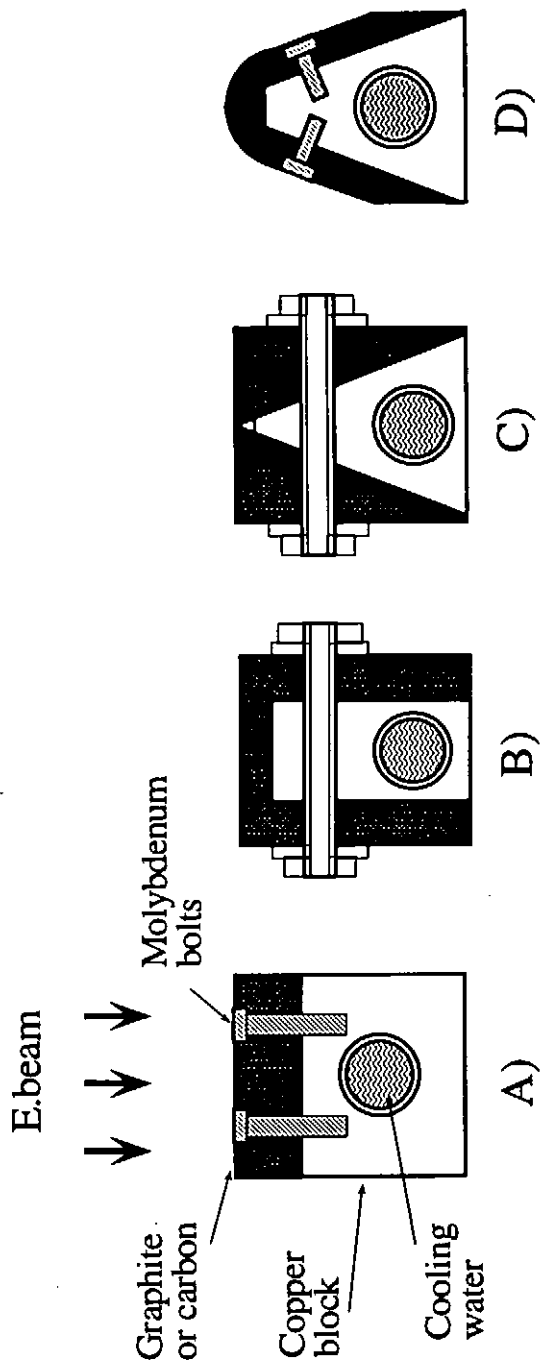


Fig.11 Cross-sectional views of four kinds of mechanically-joined materials prepared and tested.

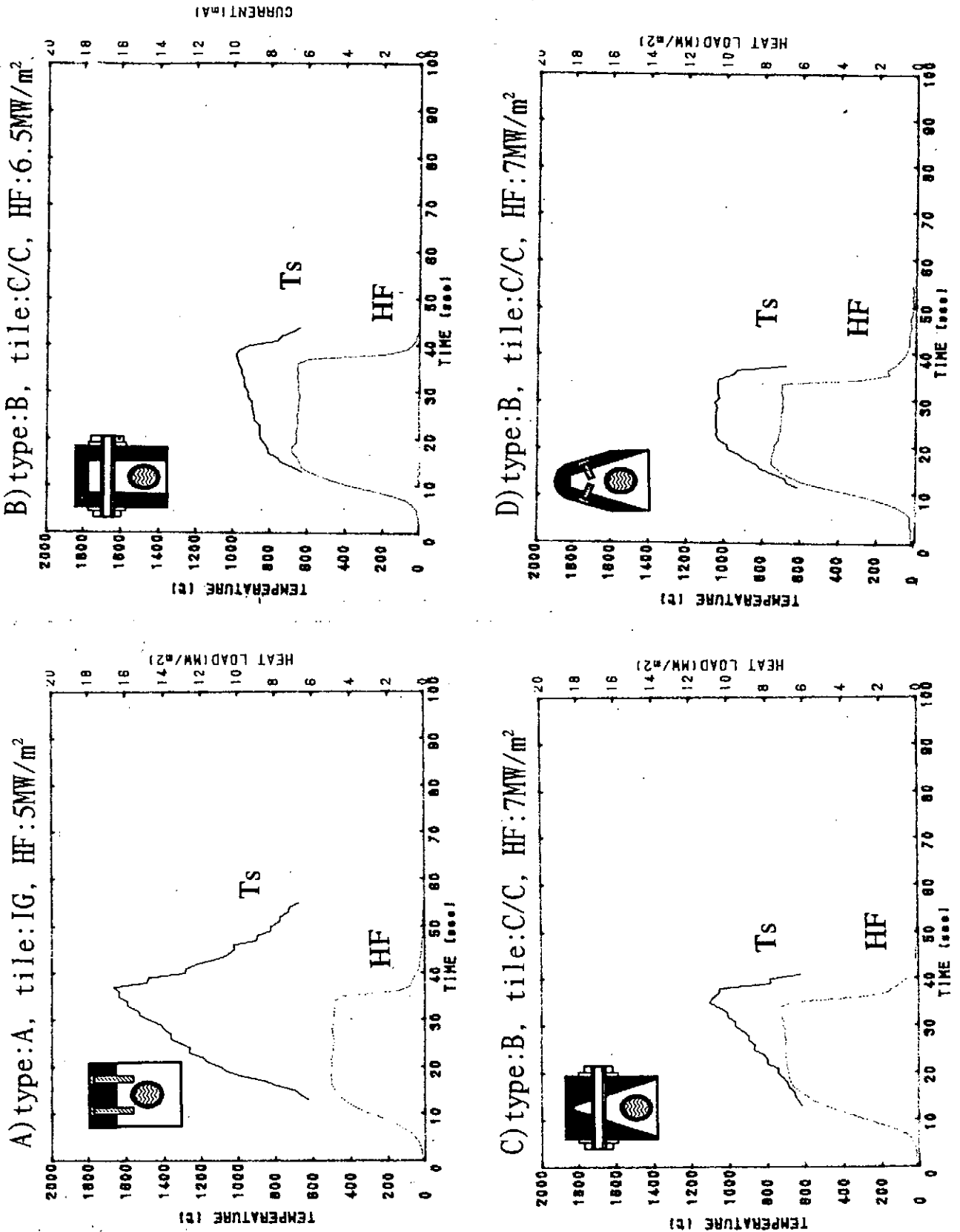
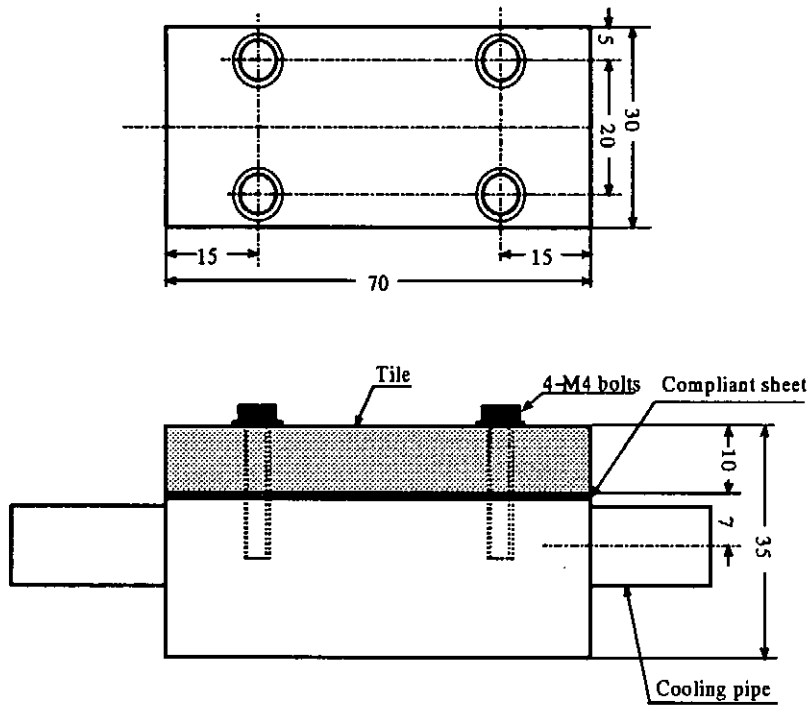


Fig.12 Thermal responses of four kinds of mechanically-joined materials tested. Ts and HF are surface temperature of tile and heat flux, respectively.

A) A type



B) D type

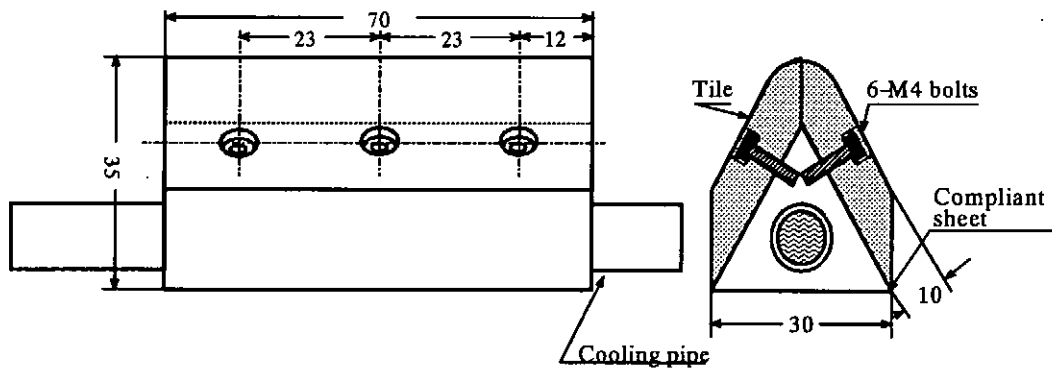


Fig.13 Detail drawings of two mechanically-jointed materials.
A):A type, B):D type

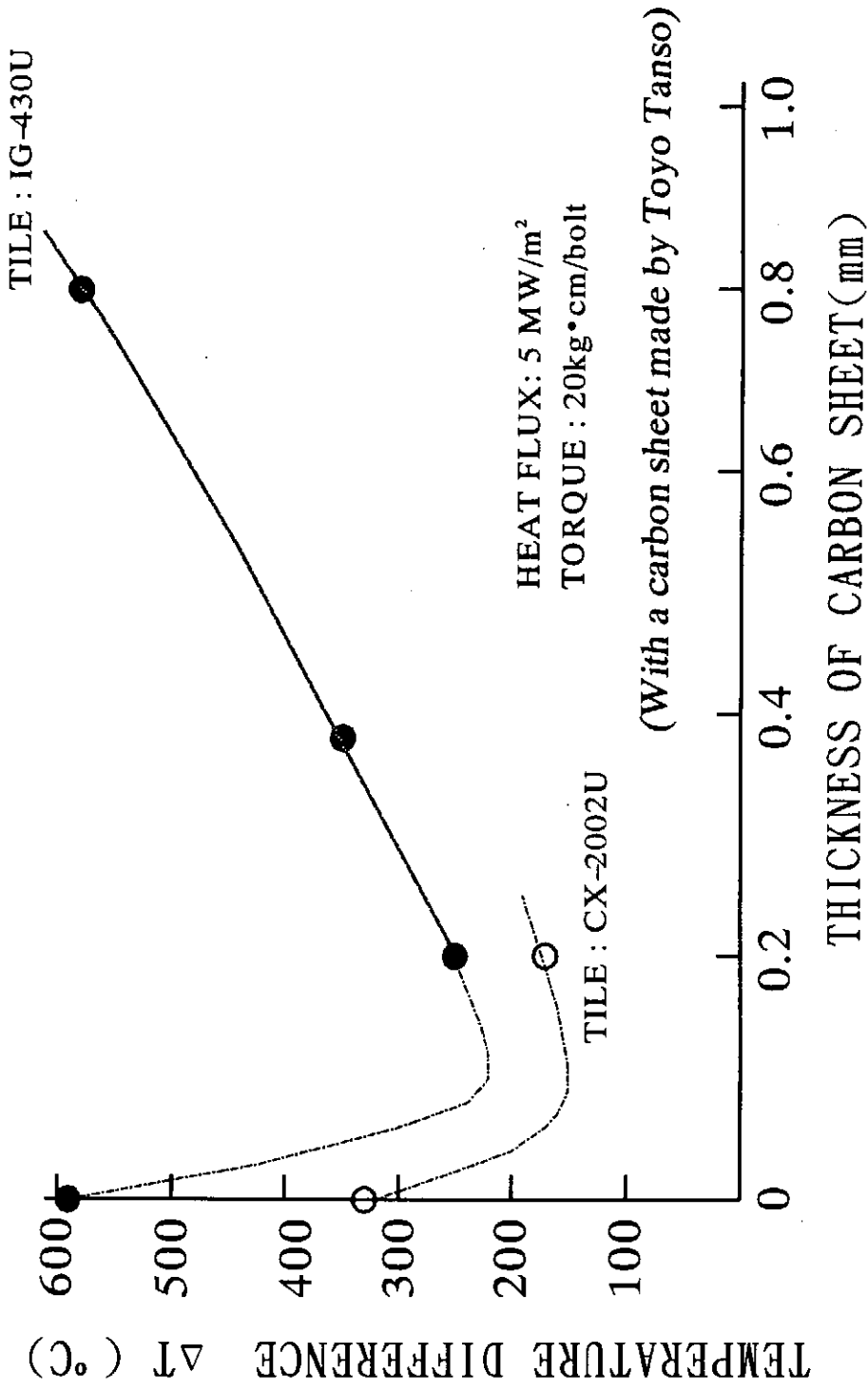


Fig.14 Effect of thickness of carbon sheet on the temperature differences ΔT at the joined surface of mechanically-joined material at a heat flux of 5 MW/m².

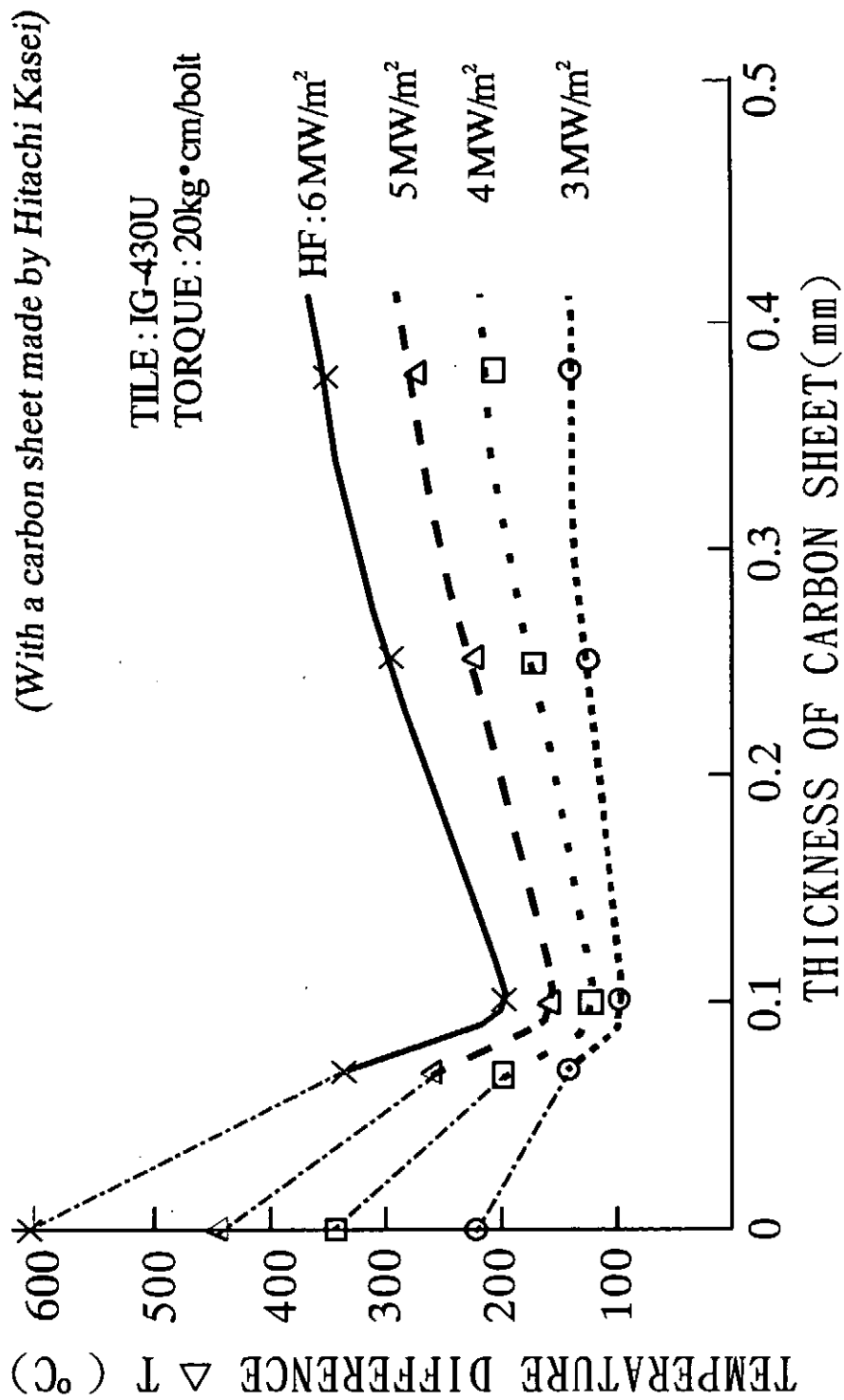


Fig.15 Effect of thickness of carbon sheet on the temperature differences ΔT at the joined surface of mechanically-joined materials at a heat flux of 5 MW/m².

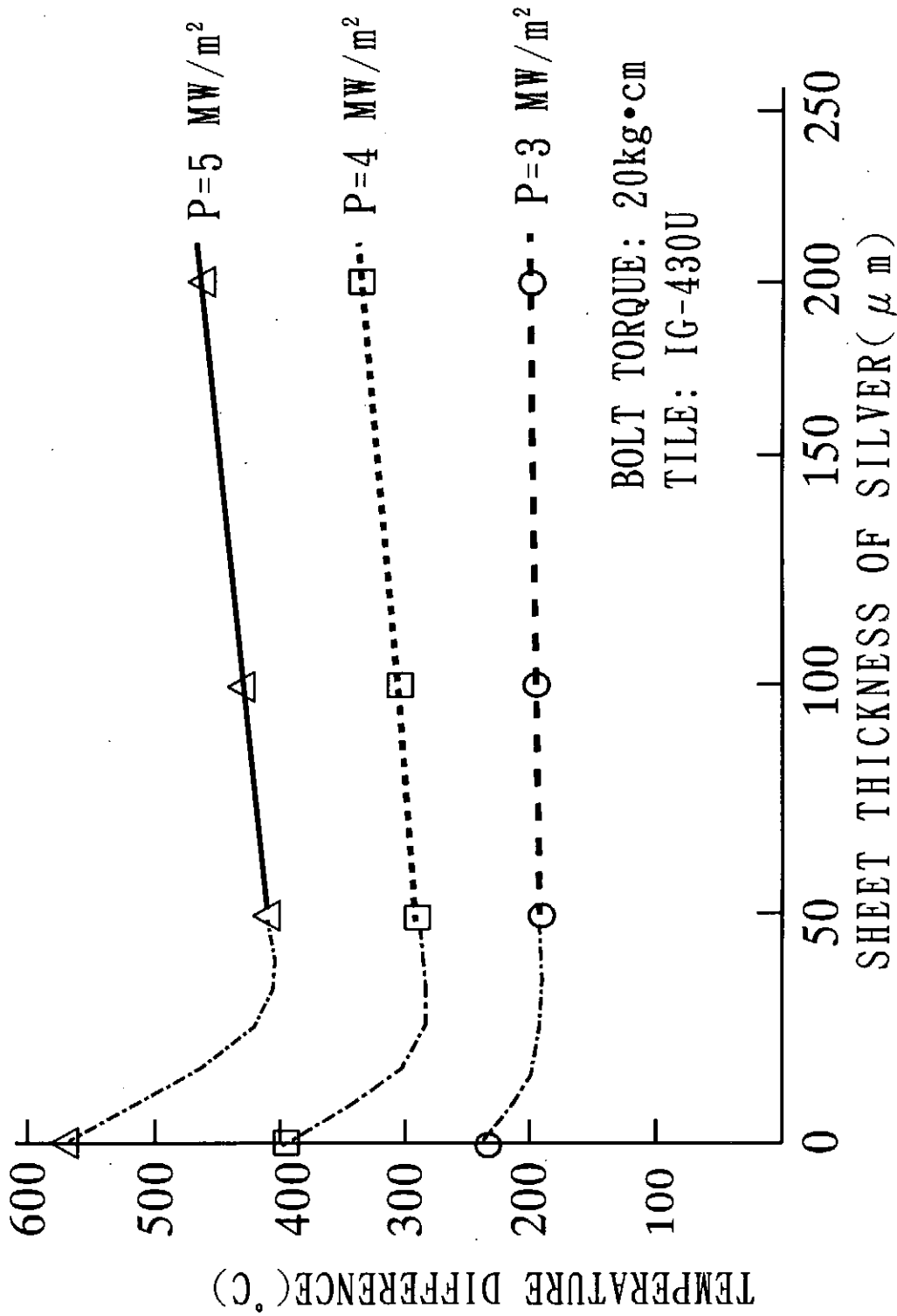


Fig.16 Effect of thickness of silver sheet on the temperature difference (ΔT) at joined surface of mechanically-joined material as a parameter of heat flux.

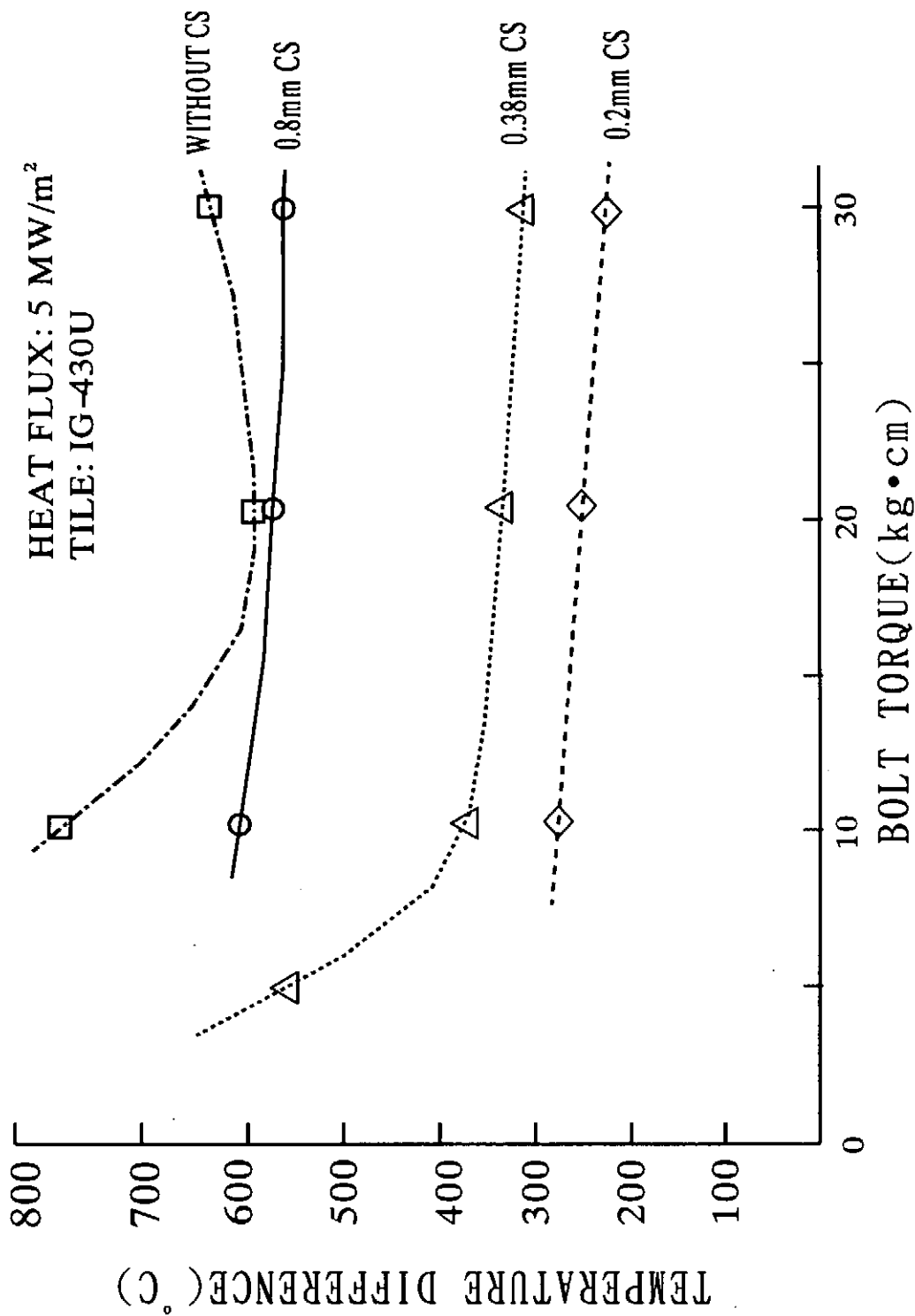
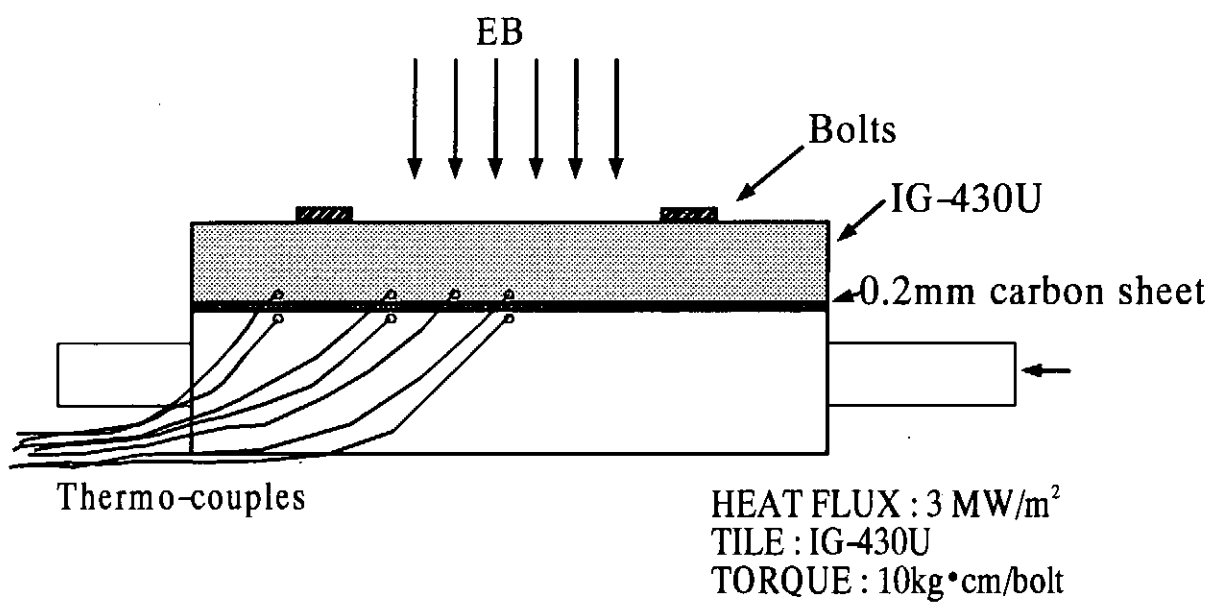
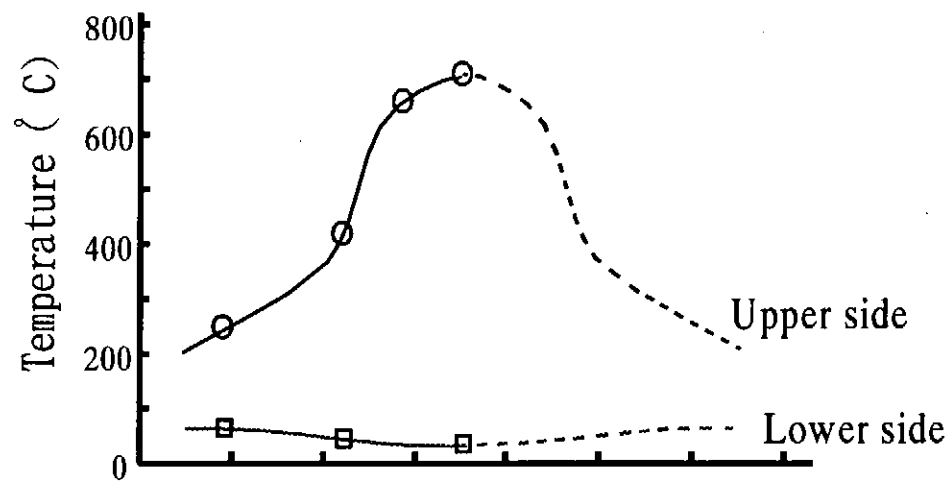


Fig.17 Effect of bolt torque on the temperature difference(ΔT) at joined surface of mechanically-joined materials as a parameter of thickness of carbon sheet(CS).



1) Without a carbon sheet



2) With a carbon sheet(0.2mm)

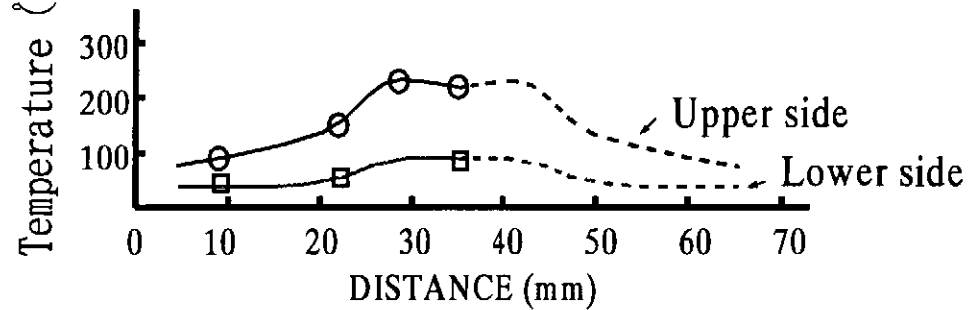


Fig.18 Temperature distributions in graphite tile and copper plate near the interface of mechanically-joined material with an iso-graphite tile.

HEAT FLUX: 3 MW/m²
TILE: CX-2002U
TORQUE: 10kg•cm

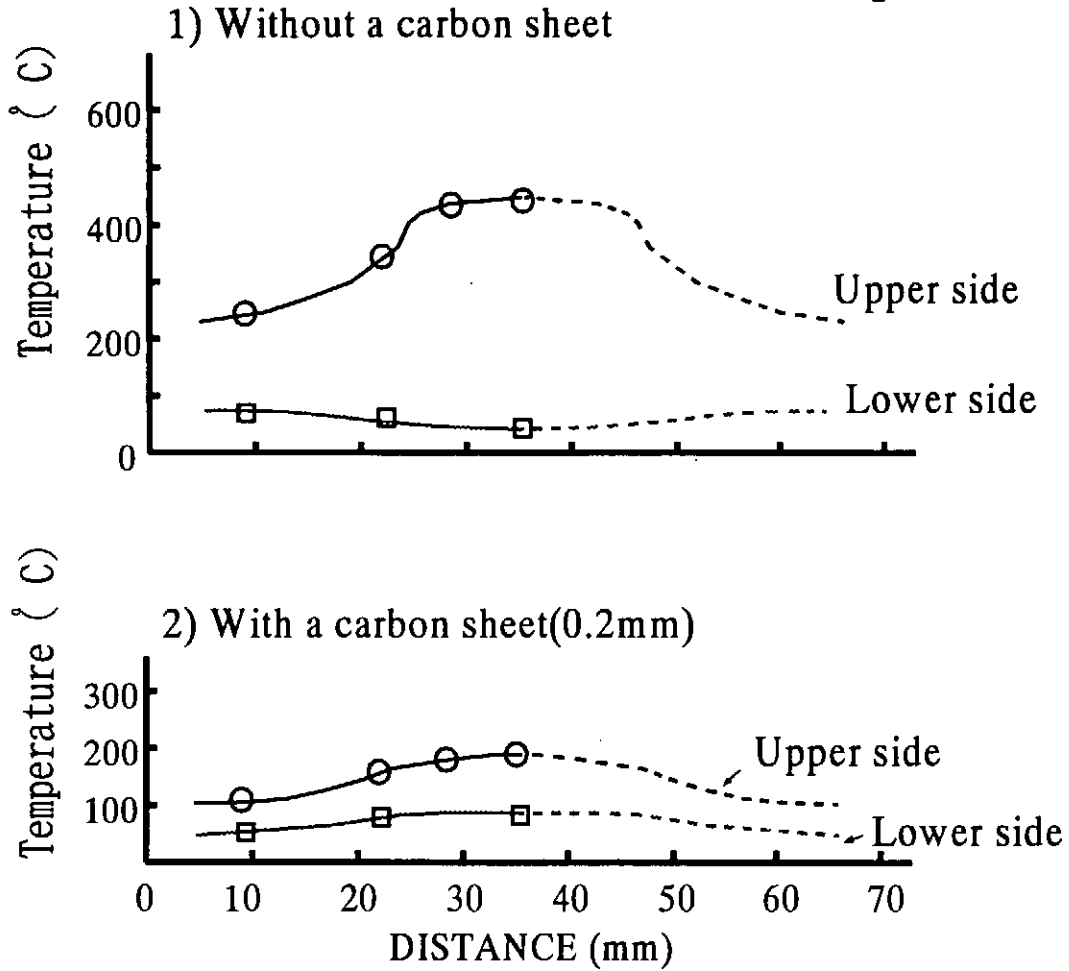


Fig.19 Temperature distributions in carbon tile and copper plate near the interface of mechanically-joined material with a carbon carbon composite.

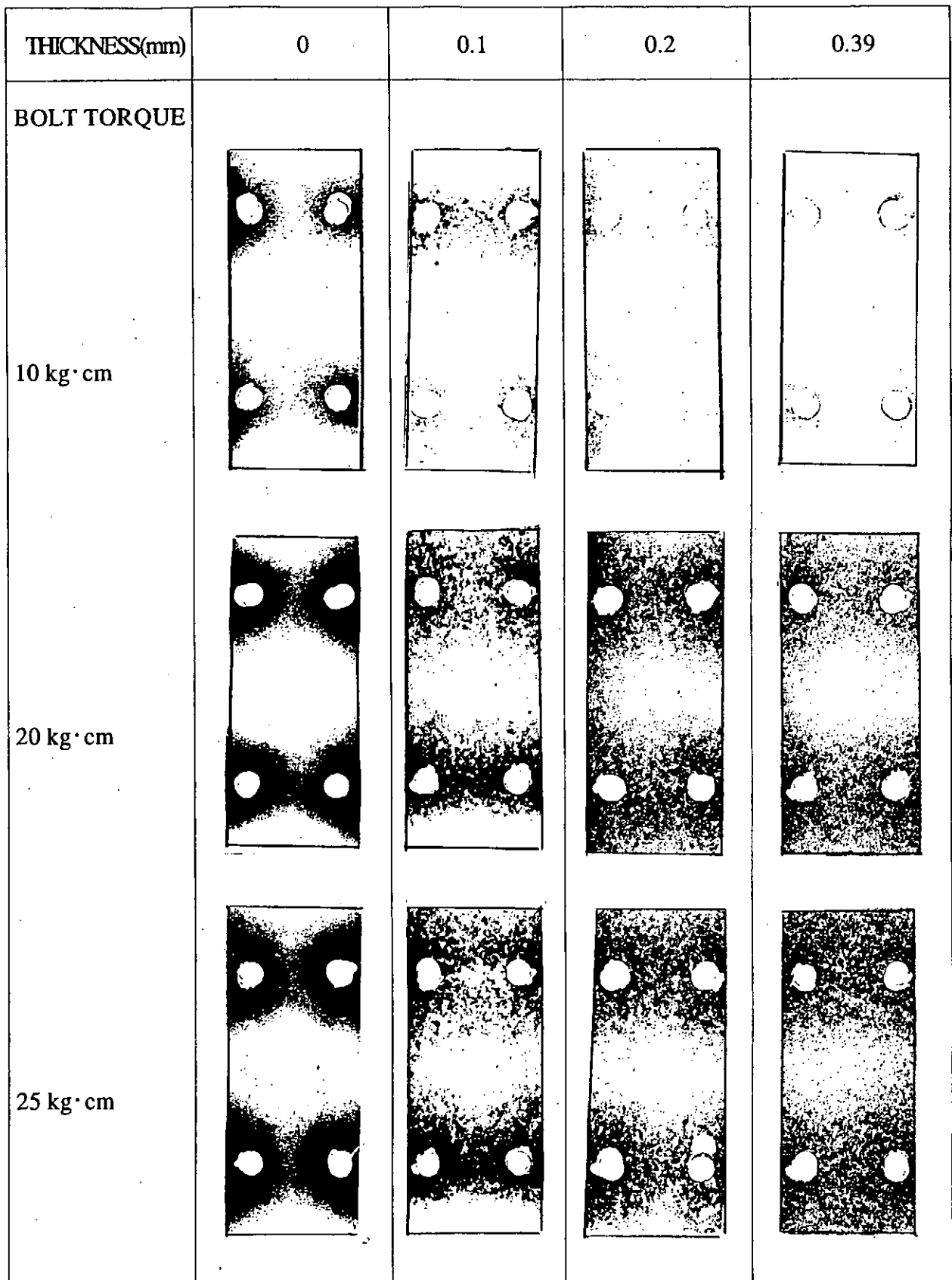


Fig.20 Pressure distributions at joined surface of mechanically-joined material versus thickness of carbon sheet(CS) and bolt torques, which are measured with pressure sensitive films called prescale.

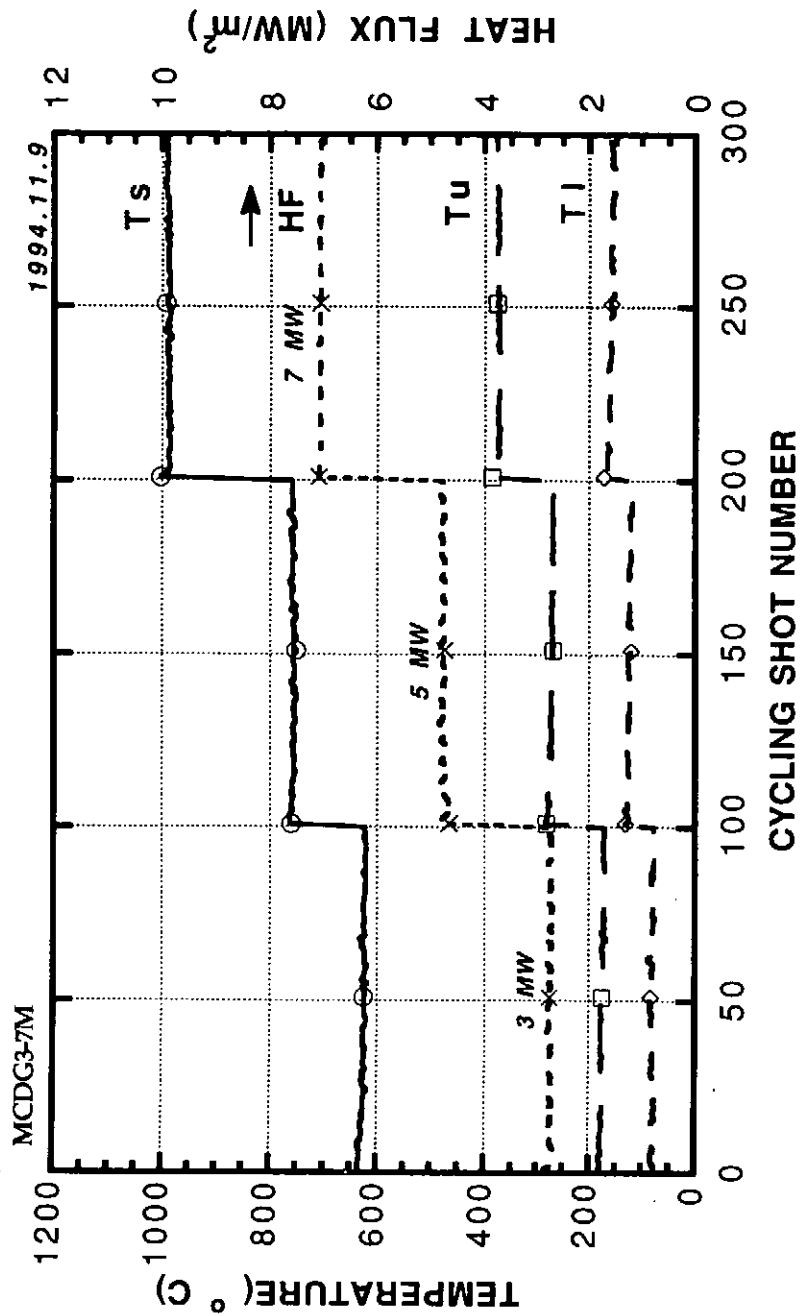
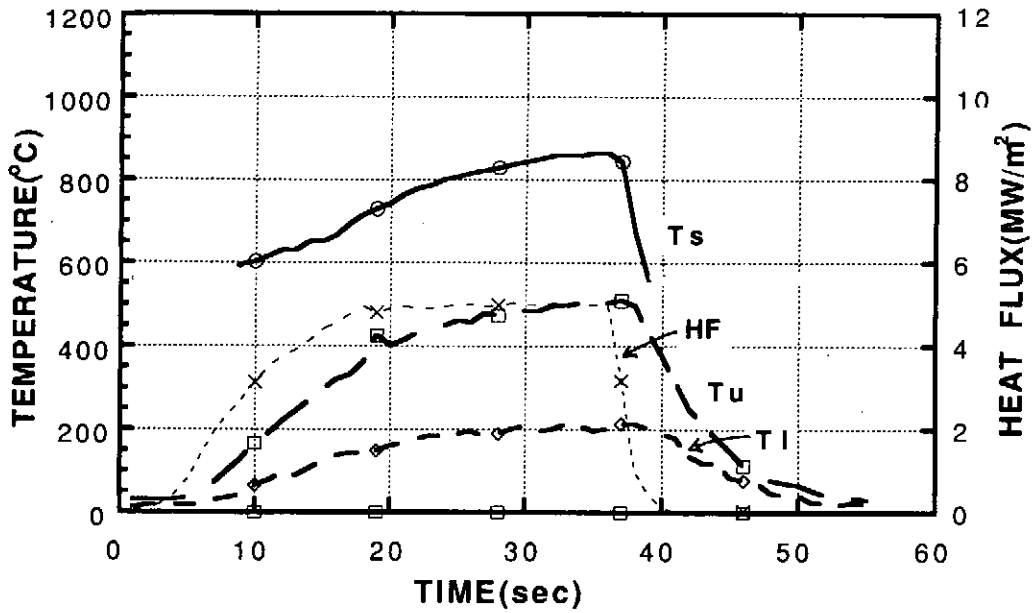


Fig.21 Thermal fatigue test of D type mechanically-joined material with a C/C tile and 0.2mm carbon sheet under heat fluxes of 3-7 MW/m².

A) with a graphite tile



B) with a C/C tile

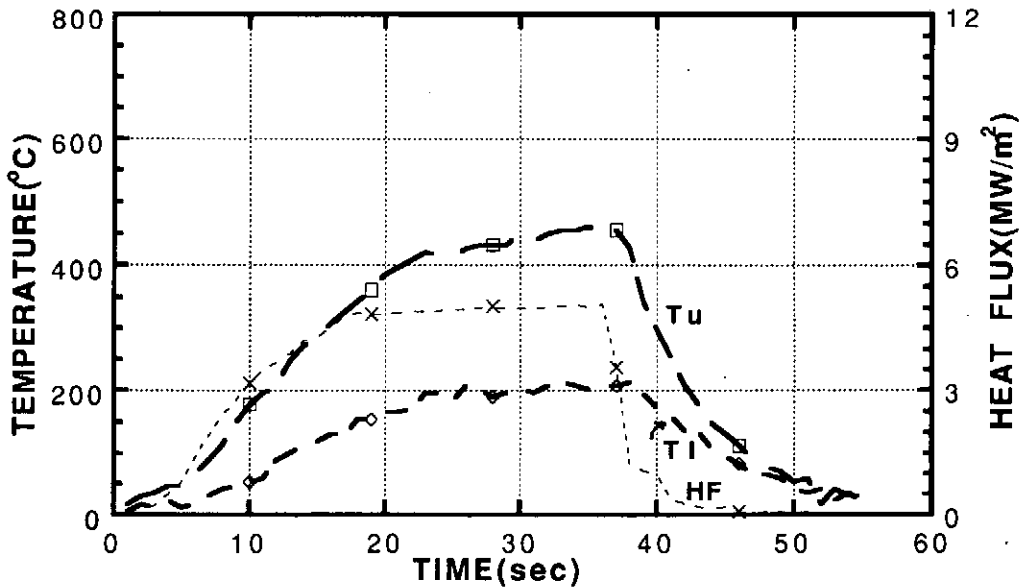


Fig.22 Thermal responses of mechanically-joined material with an aluminum back plate. A): with a graphite tile (IG-430U), B): with C/C tile(CX-2002U).

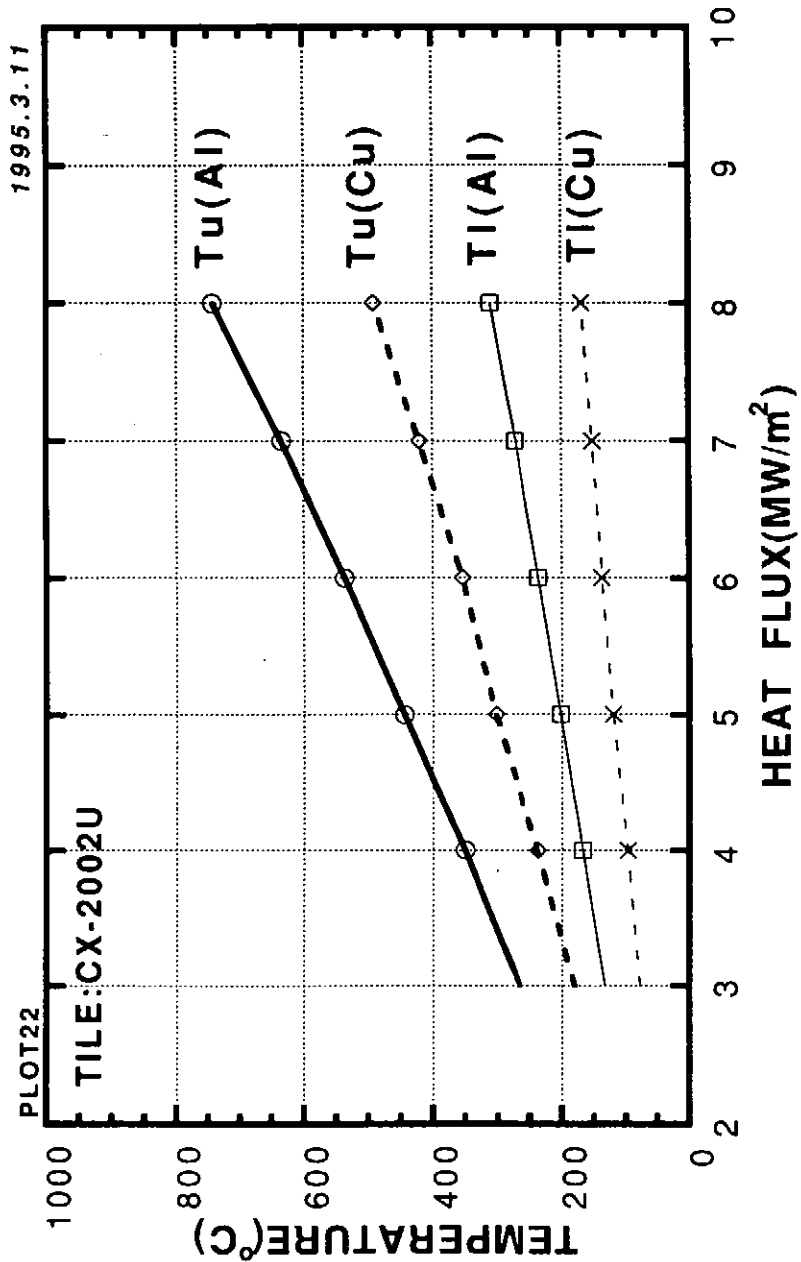


Fig.23 Temperatures(Tu,Tl) at the upside and downside of compliant sheet of mechanically-joined materials versus heat fluxes. Solid line and dot line are for aluminum plate and copper plate, respectively.

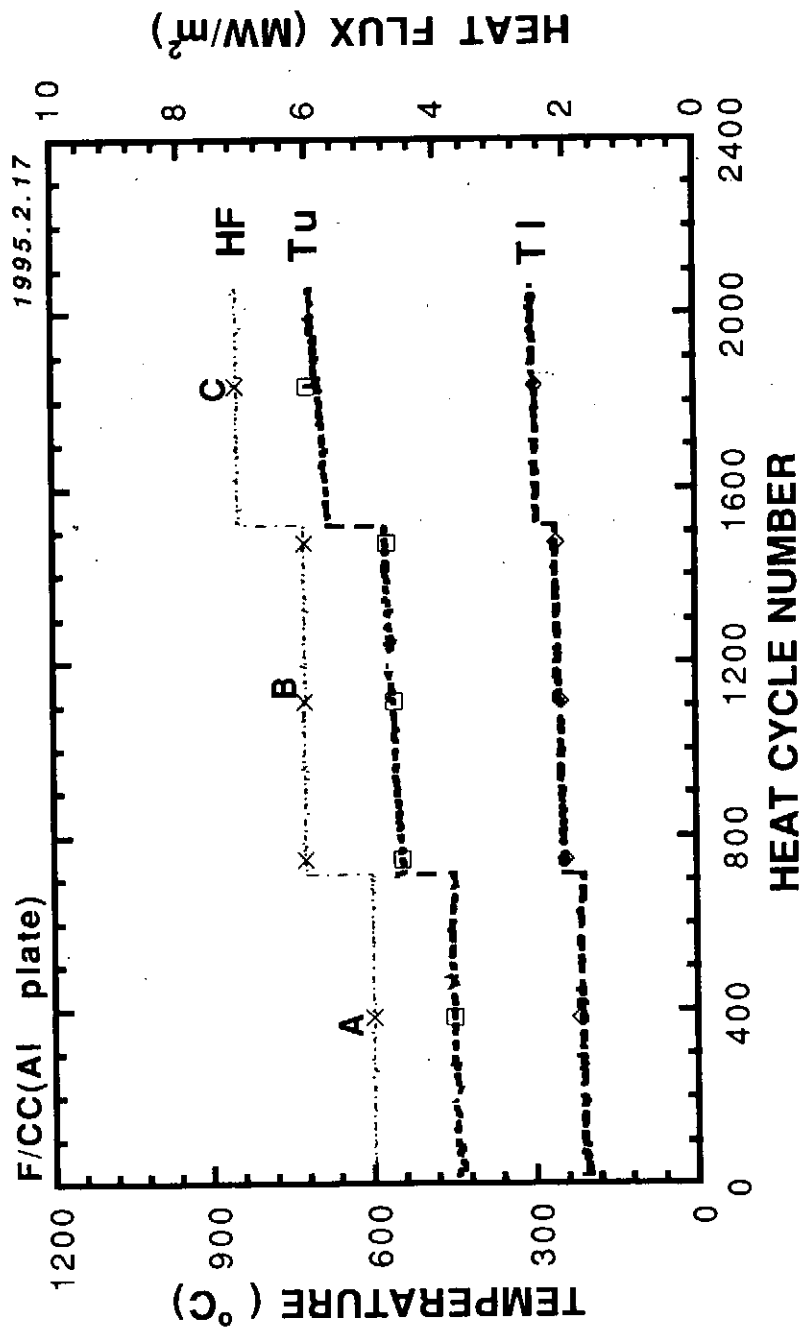


Fig.24 Thermal fatigue test of mechanically-joined material (A type) with an aluminum back plate and C/C tile at heat fluxes of A: 5 MW/m², B: 6 MW/m², C: 7 MW/m².

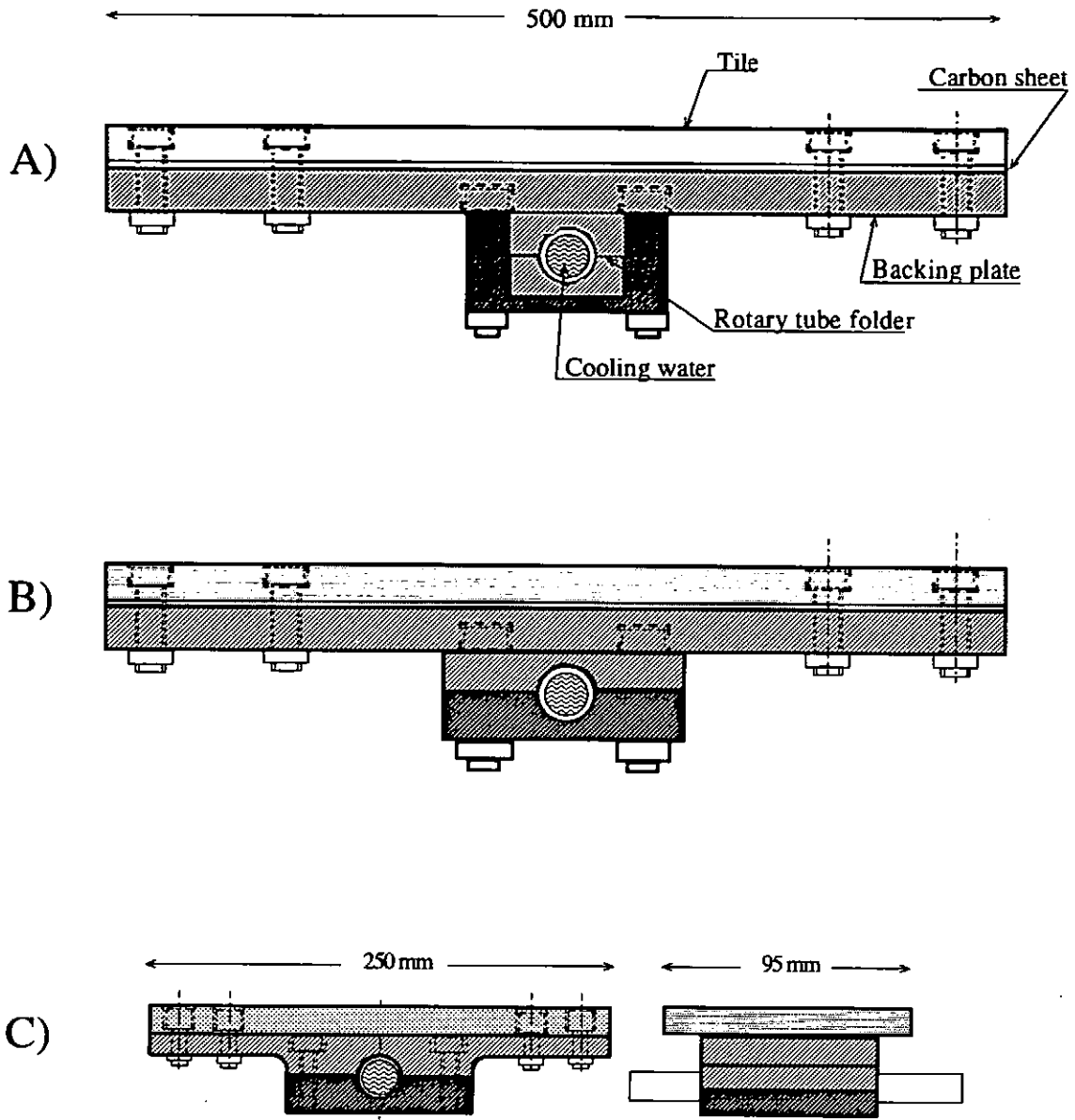
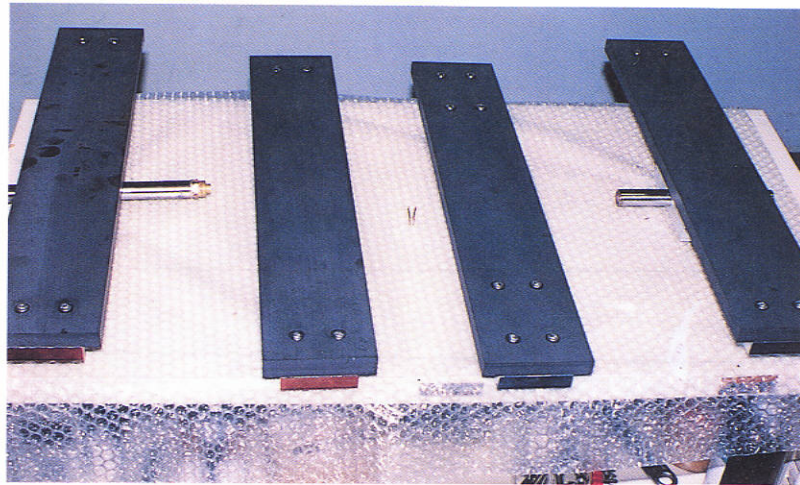
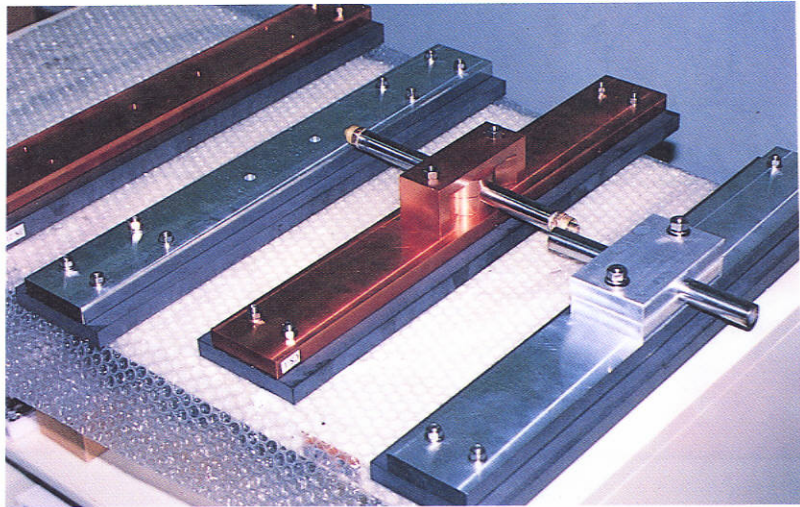


Fig.25 Cross-sectional views of three types of real size mechanically-joined materials for LHD divertor plates. A)prototype N0.1, B)prototype N0.2, C)prototype N0.3.

A)



B)



C)

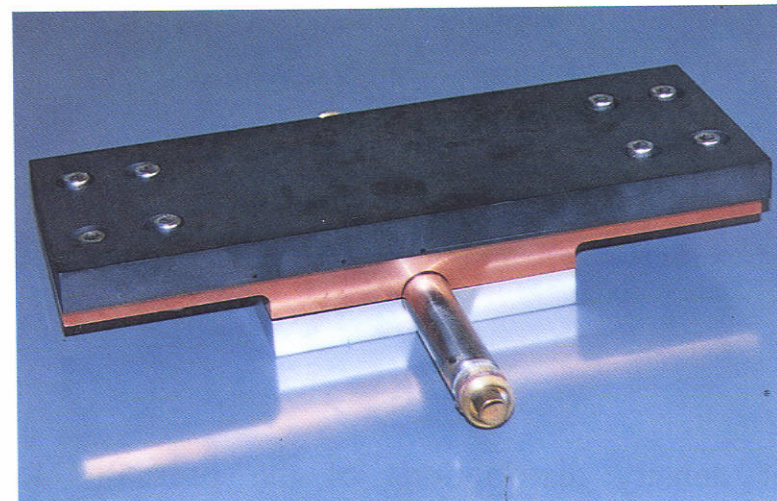


Fig.26 Photographs of three types of real size mechanically-joined materials. A)-B):types 1 and 2, C): type 3.

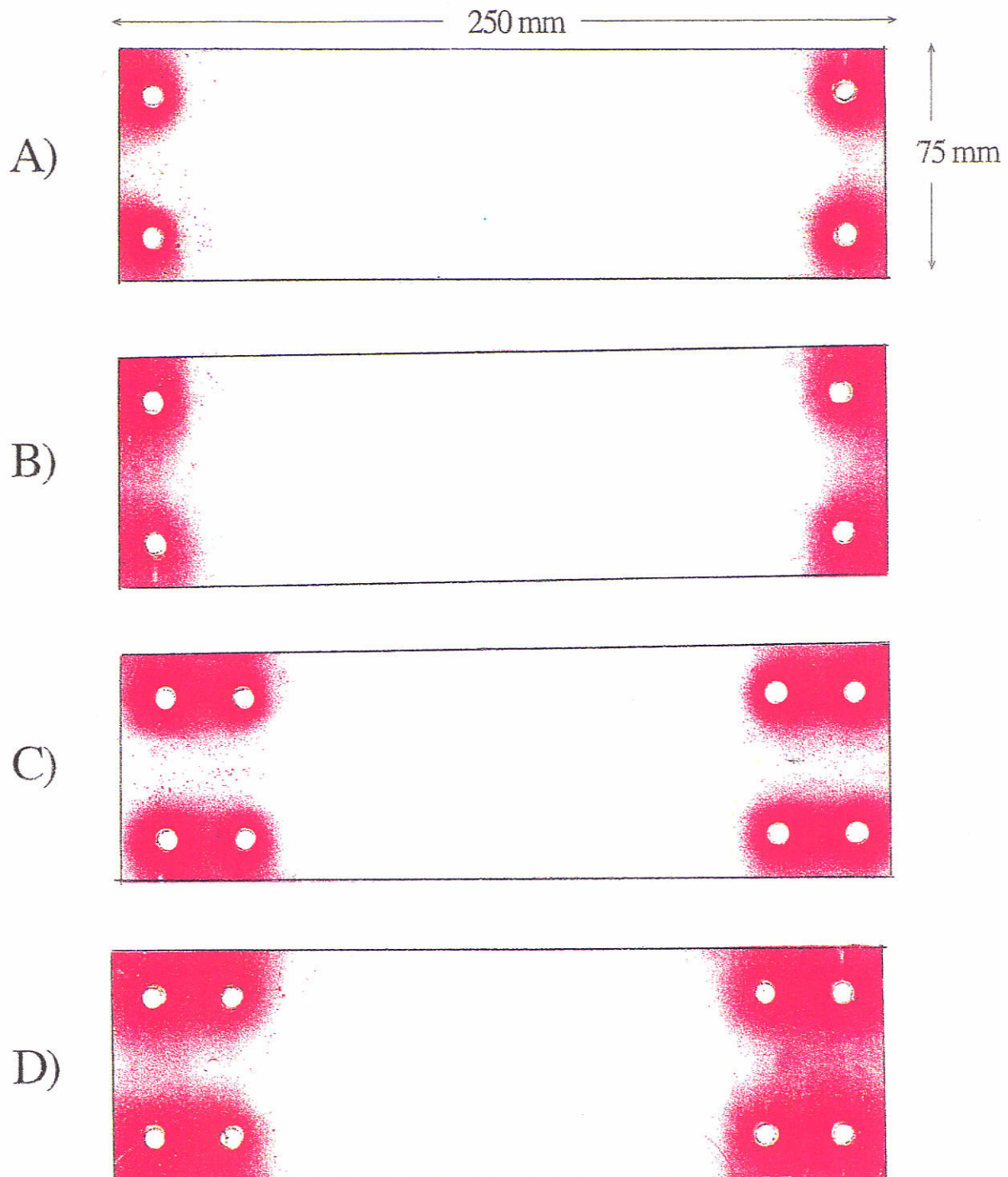


Fig.27 Color density distributions of the prescales located at the interface of the second type mechanically-joined materials under a torque of $80\text{kg} \cdot \text{cm}/\text{bolt}$. A)with 4 bolts and without a carbon sheet (CS), B)with 4 bolts and a 0.38mm CS, C)with 8 bolts and without a CS, D)with 8 bolts and a 0.38 mm CS.

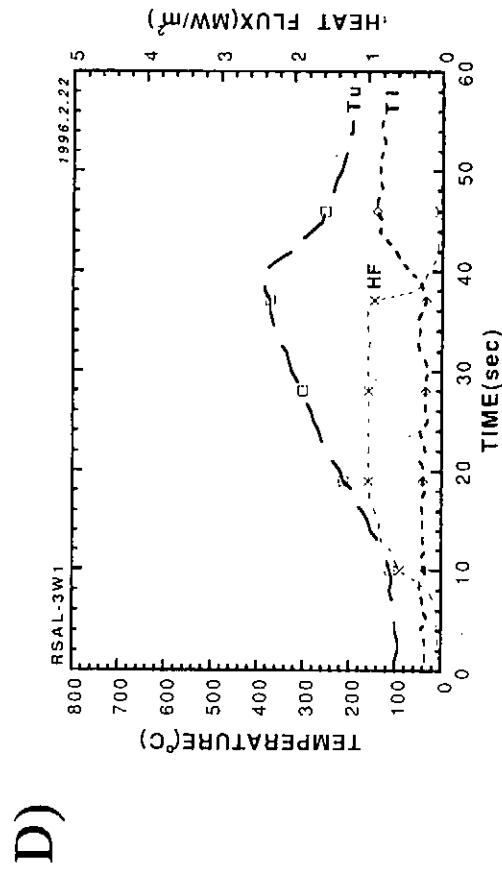
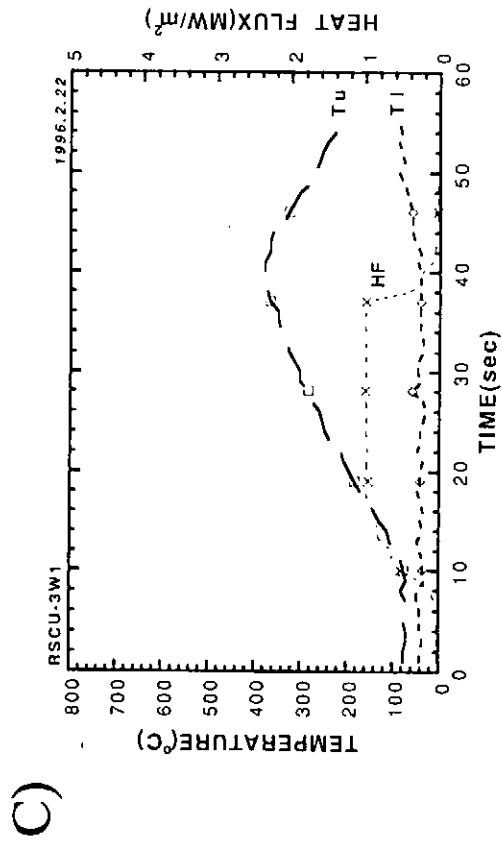
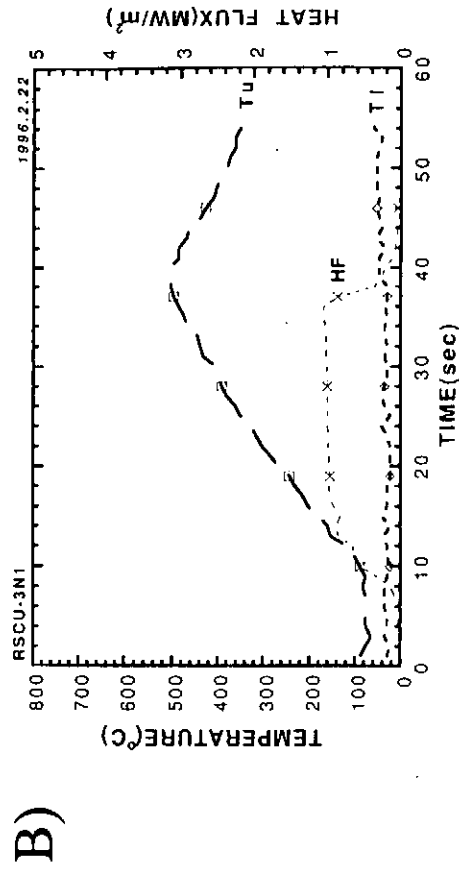
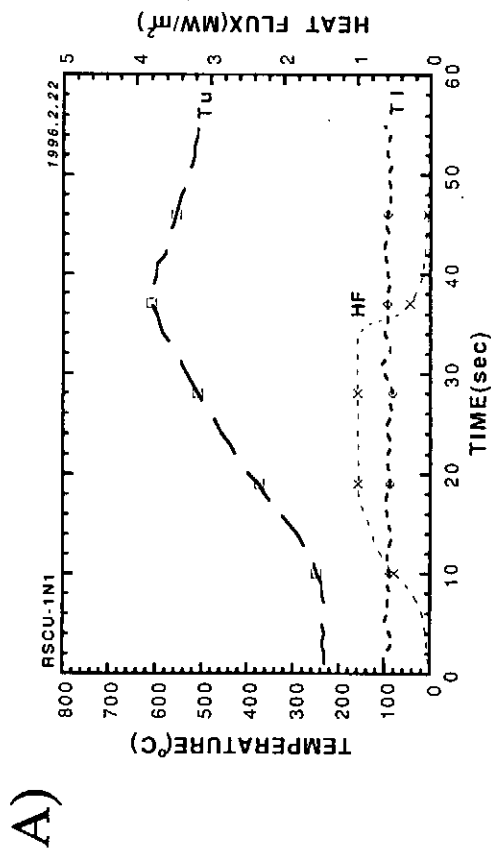
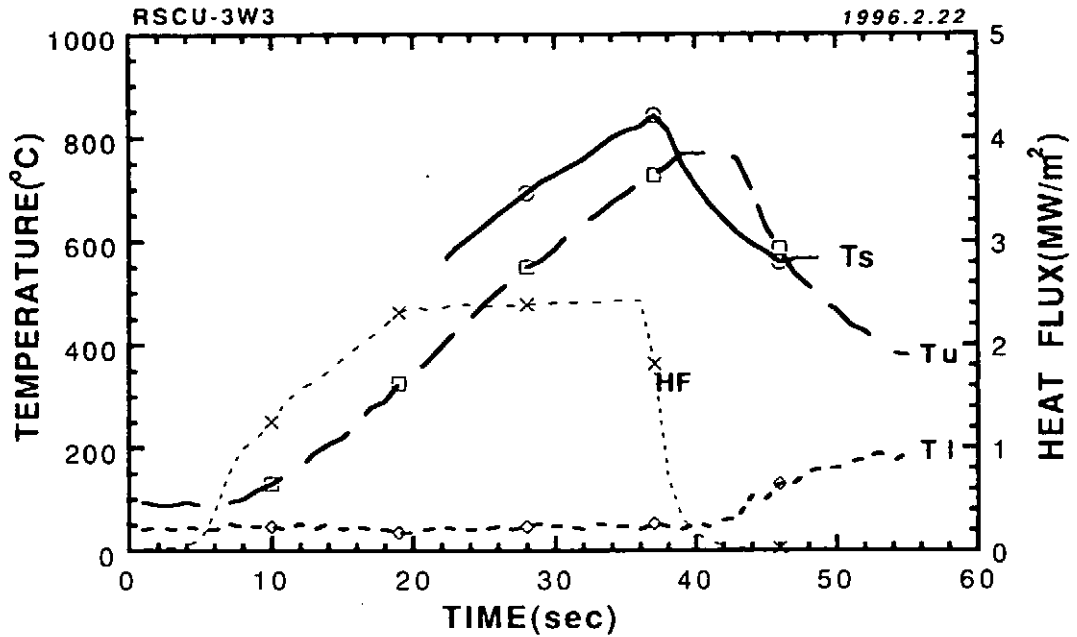


Fig.28 Thermal responses of real size mechanically-joined materials under a heat flux of 1 MW/m².
 A): Type I with a copper plate and 15mm IG tile, B): Type III with a copper plate and 15mm IG tile,
 C): Type I with a copper plate and 20mm IG, D): Type III with an aluminum plate and 20mm IG tile.

A)



B)

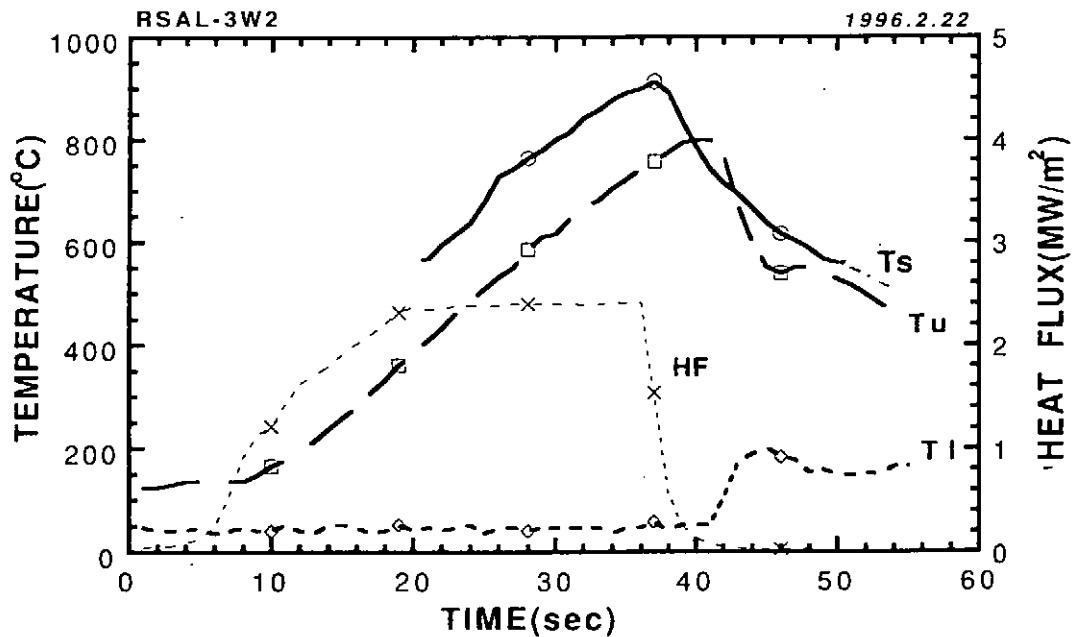


Fig.29 Thermal responses of real size mechanically-joined materials at a heat flux of 2.4 MW/m². A): type 3(RSMJ-3W) with a copper plate and 20mm IG, B): type 3(RSMJA-3W) with an aluminum plate and 20mm IG.

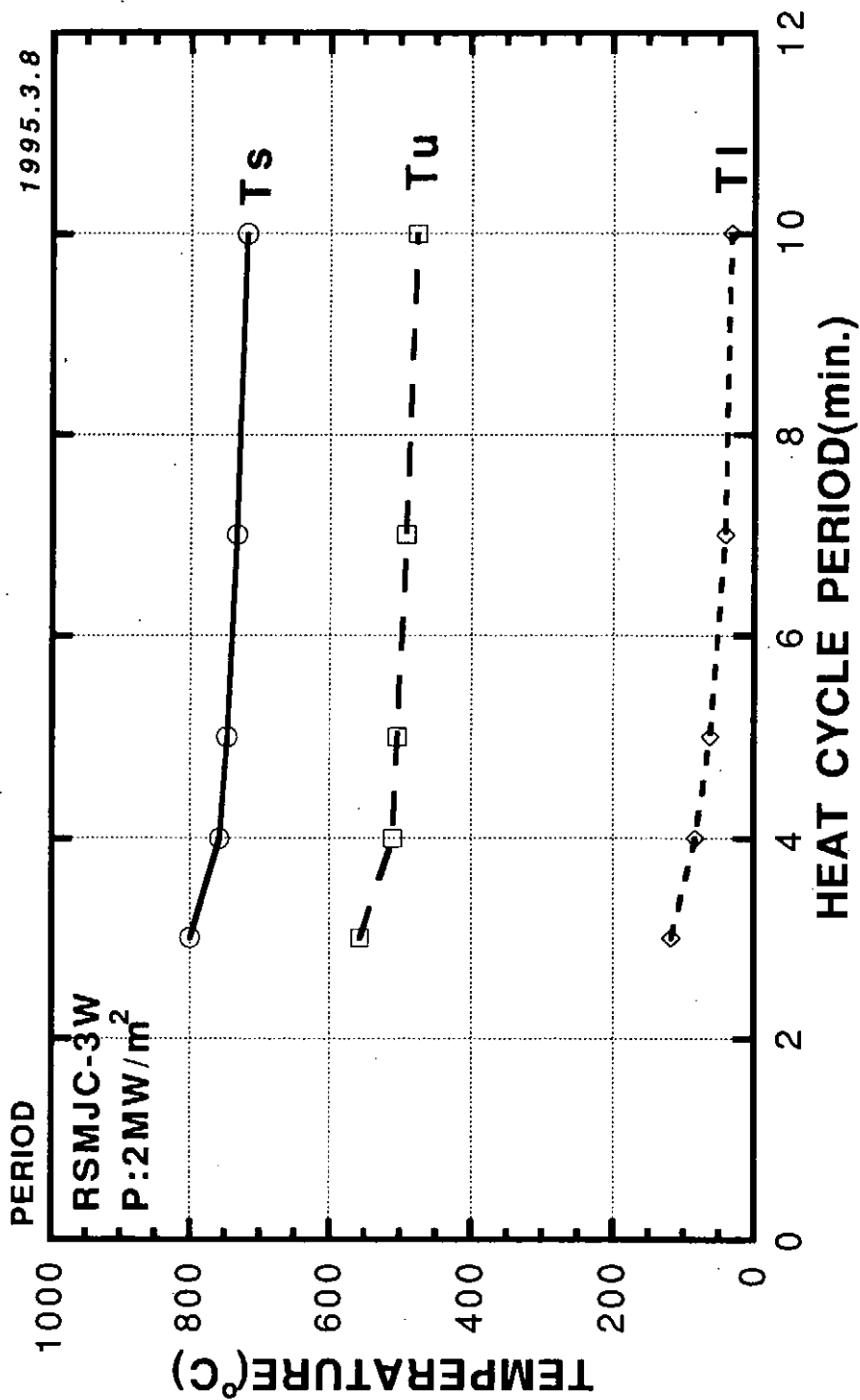


Fig.30 Mean temperatures of real size mechanically-joined material(Type 3) with a copper plate and 20mm IG during heat cycle test at HF= 2 MW/m² versus heat cycle period. Ts, Tu, Tl are temperature of tile surface, upper side compliant sheet and lower side, respectively.

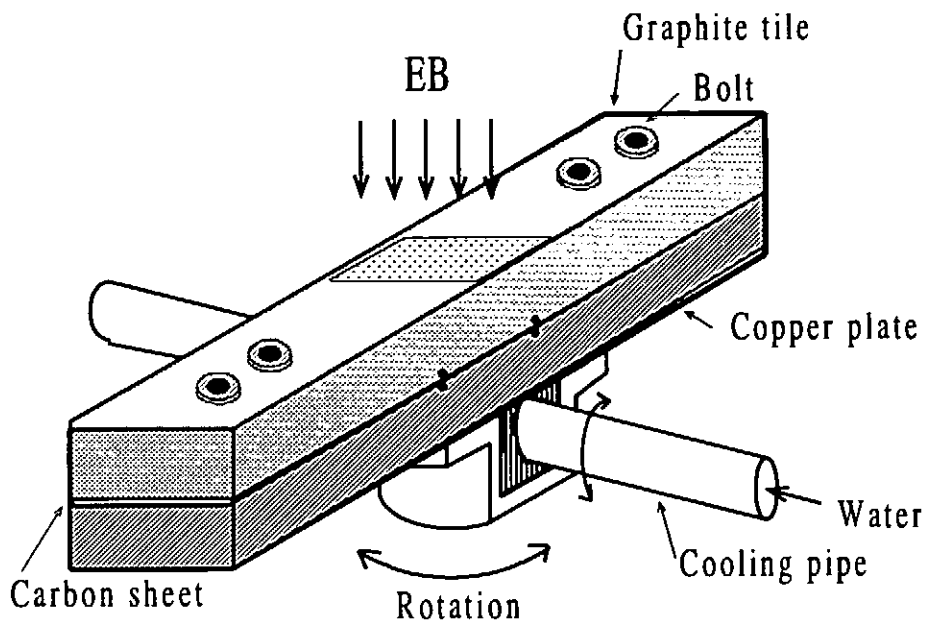


Fig.31 Diagram of mechanically-joined material with an angle-adjustable cooling pipe used for steady heat loading test.

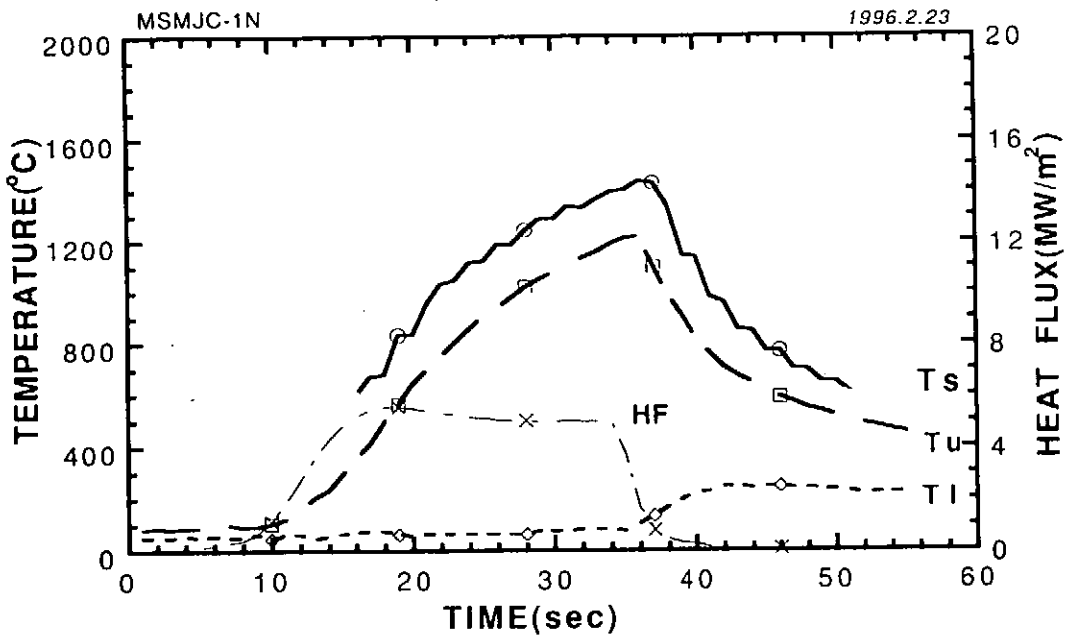


Fig.32 Thermal responses of mechanically-joined material under a pulse heat flux of 5 MW/m^2 . Ts: tile surface temperature, Tu: temperature at lowside of tile, Tl: temperature at upside of plate, HF: heat flux.

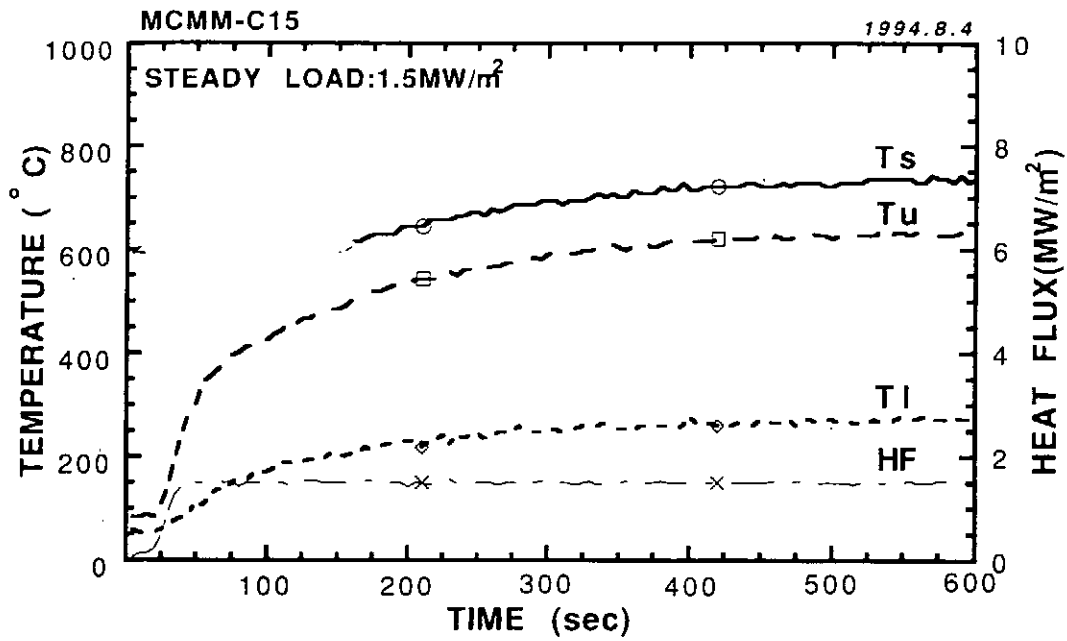


Fig.33 Thermal responses of middle size mechanically-joined material under a steady heat flux of 1.5 MW/m².

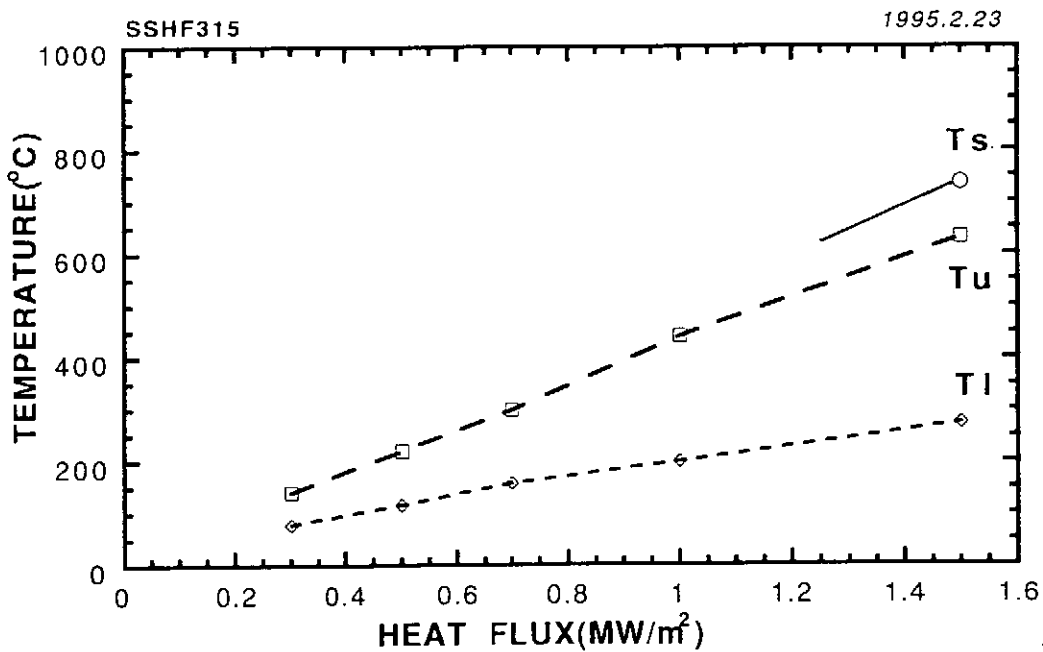


Fig.34 Saturated temperatures of middle size mechanically-joined material versus steady heat fluxes of 0.3-1.5 MW/m²(for 10 min.)

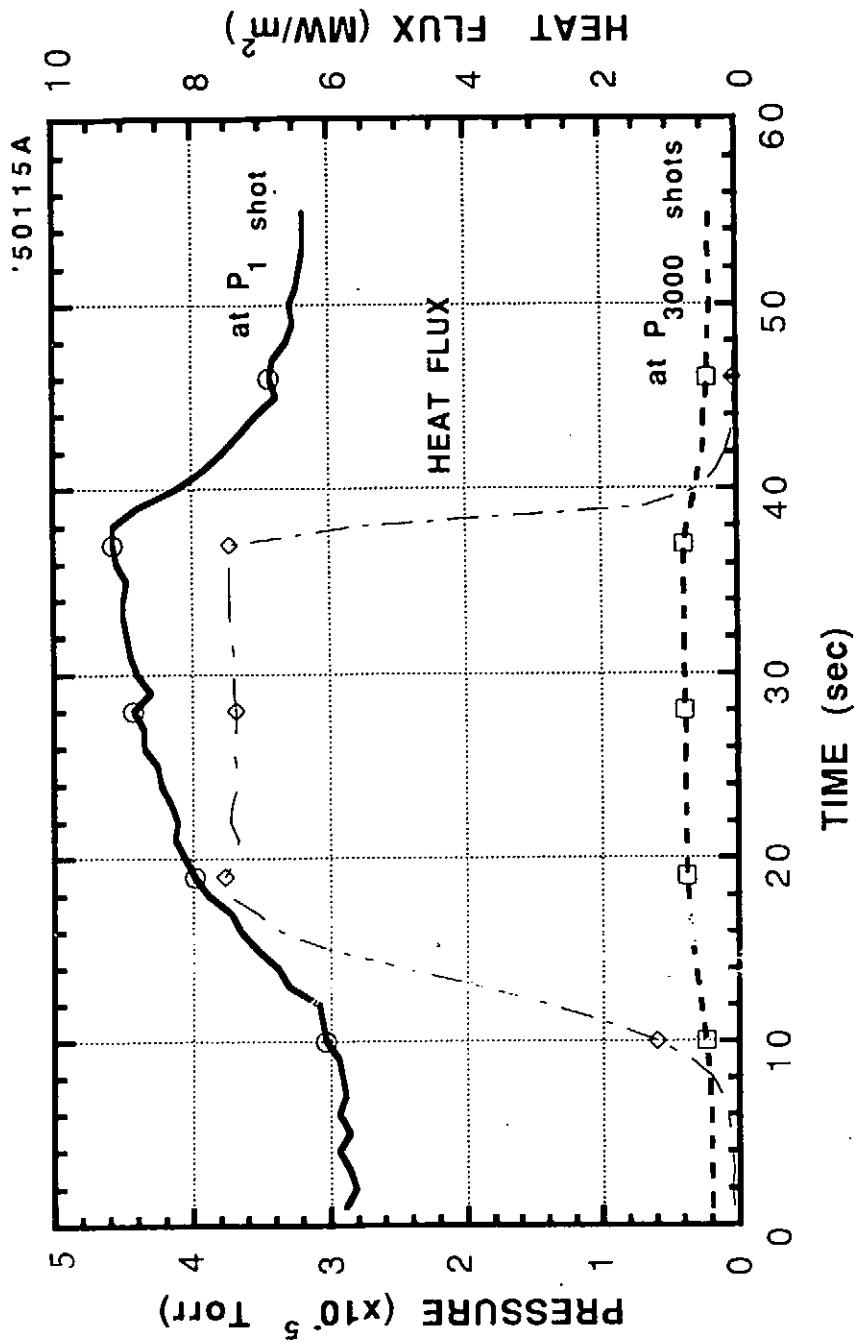


Fig.35 Changes in vacuum pressure during single heating in the thermal fatigue test of F/IG brazed material at 7.5 MW/m². The solid and dot lines are at the 1st shot and 3000 shots, respectively.

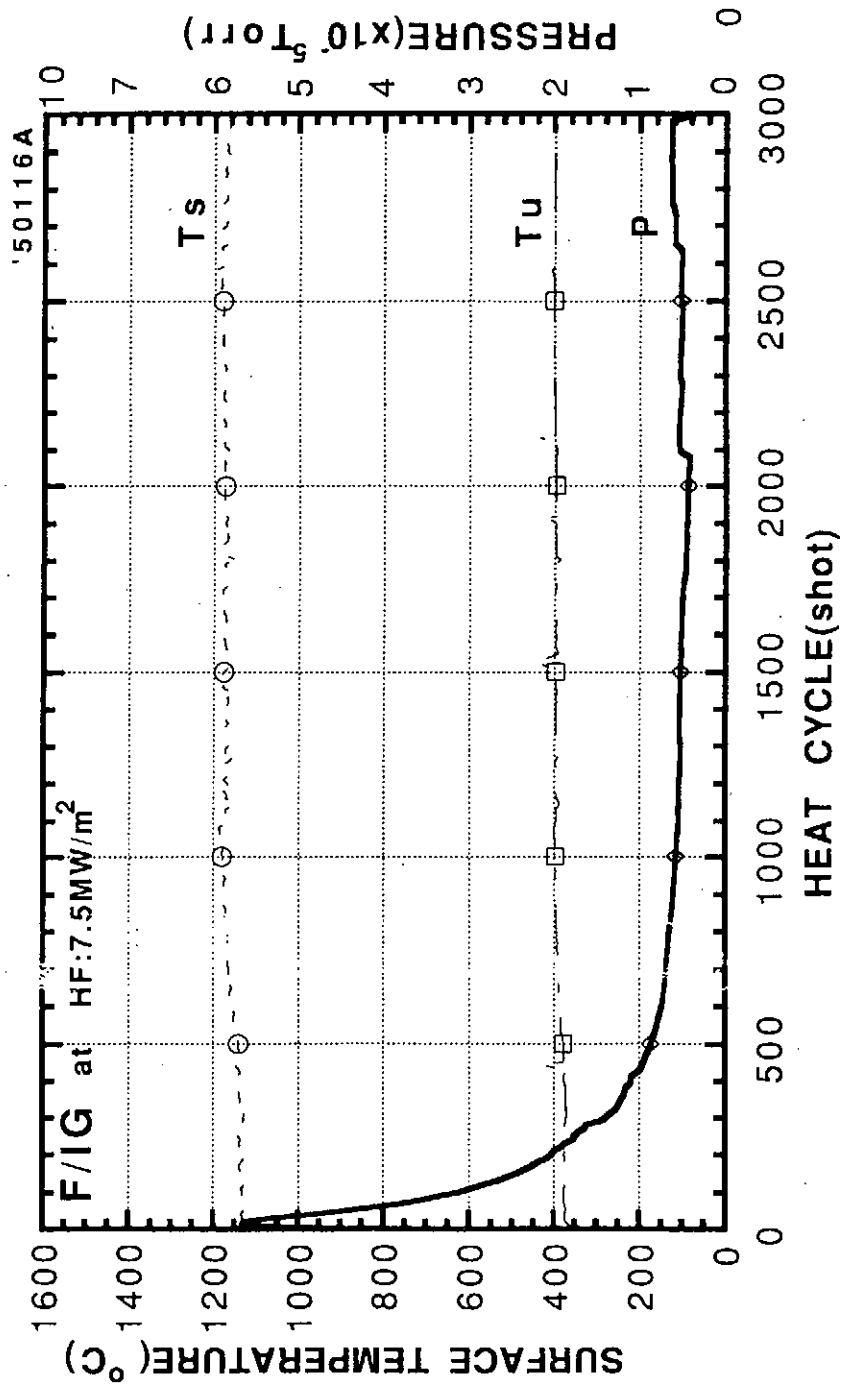


Fig.36 Change in vacuum pressure during thermal fatigue test(1-3000 shots) of F/IG brazed material at 7.5 MW/m². Solid line is for vacuum pressure.

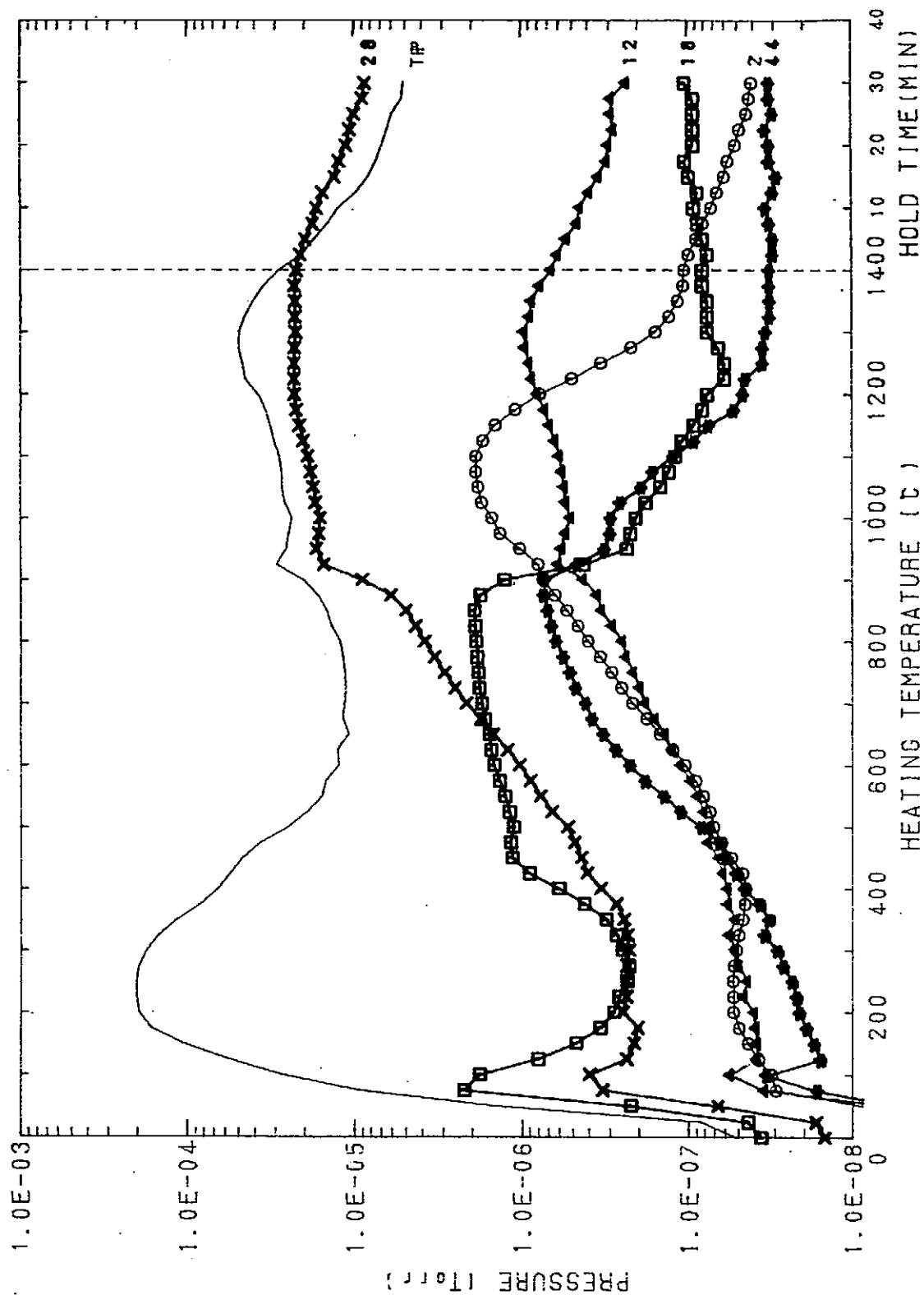


Fig.37 Thermal desorption spectrum of carbon sheet(PF-38) during the first heating of 0-1400 °C. TP,2,12,18,28, and 44 of line numbers represent the cange curves in total pressure, partial pressures of H₂, C, H₂O, CO, and CO₂, respectively.

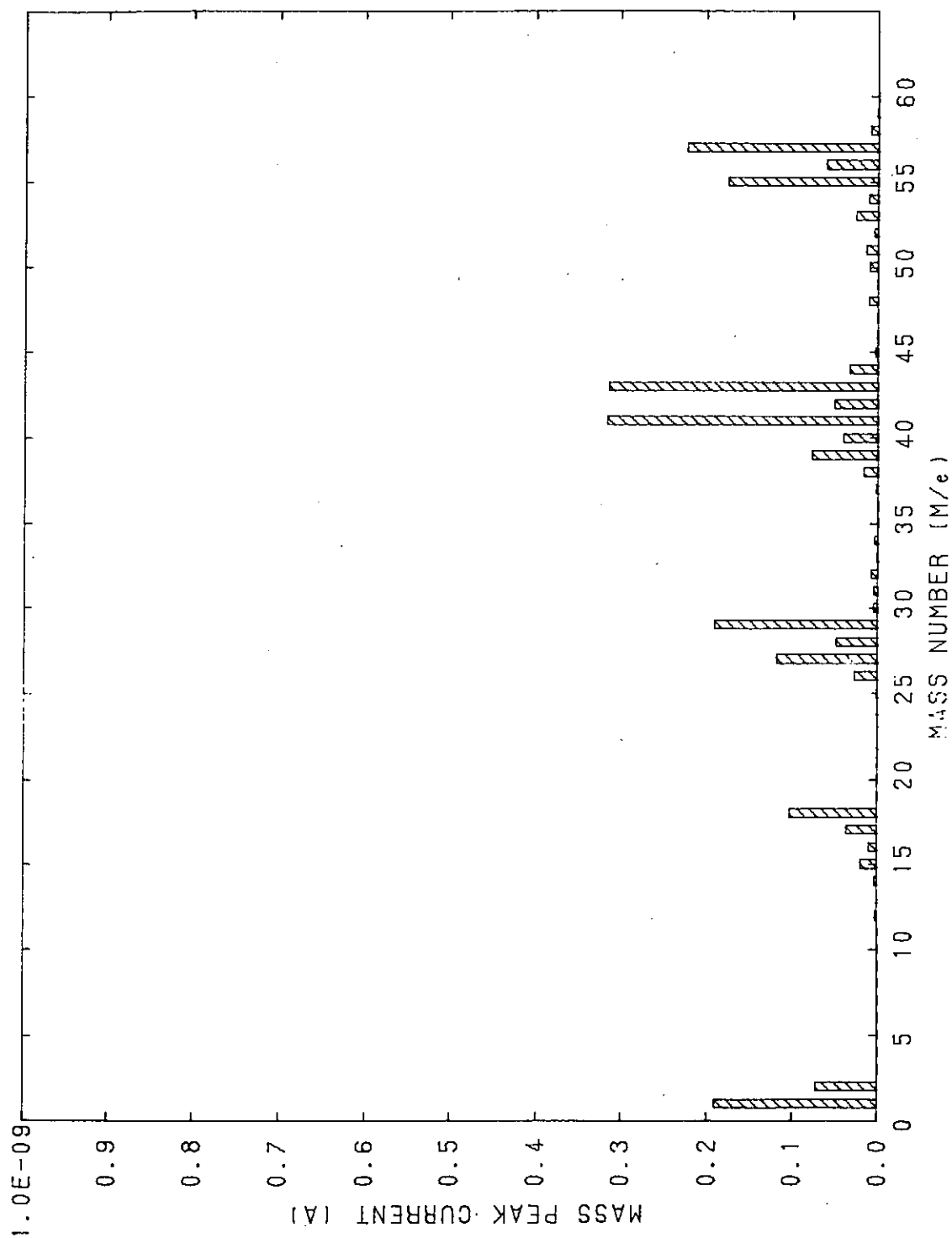


Fig.38 Mass spectrum of desorbed gas from a carbon sheet(PF-38) at 300 °C during the first heating.

NIFS-MEMO シリーズ出版リスト
(Recent Issues of NIFS-MEMO Series)

- NIFS-MEMO-1 都築哲哉、東井和夫、松浦清剛、「パソコンによる JIPP T-IIU プラズマの平衡位置フィードバック制御」1991年4月
T.Tsuzuki, K.Toi and K.Matsuura, "Feedback Control of Plasma Equilibrium with Control System Aided by Personal Computer on the JIPP T-II Tokamak" ; Apr.1991 (In Japanese)
- NIFS-MEMO-2 久保田雄輔、大林治夫、宮原 昭、大野和子、中村光一、堀井憲爾、
「環境磁界の研究 (I) 三次元積分磁束計の開発」1991年7月
Y.Kubota, H.Obayashi, A.Miyahara, K.Ohno, K.Nakamura and K.Horii,
"Development of Three-Dimensional Compact Magnetic Dosimeter for Environmental Magnetic Field Monitoring" , July,1991 (In Japanese)
- NIFS-MEMO-3 「核融合科学研究所技術研究会; 1991年3月19, 20日 土岐文化プラザ」
1991年8月
"Proceedings of Symposium on Technology in Laboratories; Mar. 19, 20, 1991"
Aug. 1991 (In Japanese)
- NIFS-MEMO-4 「プラズマ中におけるカオス現象」1991年8月
"Chaotic Phenomena in Plasmas" , Aug. 1991 (In Japanese)
- NIFS-MEMO-5 山崎耕造、「ファジー論理のトロイダルプラズマ制御への応用」
1992年2月 "Fuzzy Logic Application to Troidal Plasma Control" ,
Feb. 1992 (In Japanese)
- NIFS-MEMO-6 平成3年度 核融合科学研究所 支援調査共同研究報告書 「大出力
マイクロ波源の開発に関する調査研究」1992年4月
"Development of High Power Microwave Source" , Apr. 1992
(In Japanese)
- NIFS-MEMO-7 平成3年度 核融合科学研究所 共同研究(調査支援研究)研究成果
報告書
「プラズマにおけるカオス現象」1992年11月
"Chaotic Phenomena in Plasma, II" , Nov. 1992 (In Japanese)
- NIFS-MEMO-8 NIFSシンポジウム報告書「核融合炉材料照射用強力中性子源の設計
と大学の役割」1993年1月
"Design of Intense Neutron Source for Fusion Material Study and the Role of
Universities" , Jan. 1993 (In Japanese)
- NIFS-MEMO-9 平成2、3、4年度 核融合科学研究所共同研究研究会研究成果報告書
「開放磁場における電位と輸送機構」1993年4月
(Ed.) K. Yatsu and T. Hatori "Potential Formation and Transport in Open Field Line
Systems" , Apr. 1993
(In Japanese)
- NIFS-MEMO-10 伊藤公孝、「人口太陽は燃えるか ー核融合研究最前線ー原子力オープン
スクール講演」1993年5月
K. Itoh, Reports of NIFS Collaboration Workshop from 1990 to 1992 at National
Institute for Fusion Science.

"At the Front of Fusion Research -Introductory Lecture Open to Public-",
May 1993 (In Japanese)

NIFS-MEMO-11 (Ed.) T. Kato

"Atomic Physics and Radiation in Divertor and/or Disruption Plasmas",
Aug. 1993 (In English)

NIFS-MEMO-12 平成4年度 核融合科学研究所 共同研究(調査支援研究)研究成果報告書

「プラズマのカオス現象(まとめ)」1993年10月

"Chaotic Phenomena in Plasma, III", Oct. 1993
(In Japanese)

NIFS-MEMO-13 久保田雄輔、野田信明、相良明男、井上徳之、赤石憲也、本島修、

「プラズマ対向材料の開発・研究用高熱負荷試験装置ACT」1994年3月

"Electron Beam Irradiation Test Facility for Research and Development of Plasma
Facing Components", Mar. 1994
(In Japanese)

NIFS-MEMO-14 「平成5年度核融合科学研究所技術研究会

日時:1994年3月23日-24日

場所:セラトピア土岐、土岐商工会議所」1994年7月

"Proceedings of Symposium on Technology in Laboratories
by Department of Engineering and Technical Services", July 1994
(In Japanese)

NIFS-MEMO-15 S.-I. Itoh, K. Itoh, G. Soltwisch, K. H. Finken、

"Study on Sawtooth and Transport

-- A Report of Japan-TEXTOR Collaboration --", Jan. 1995
(In English)