

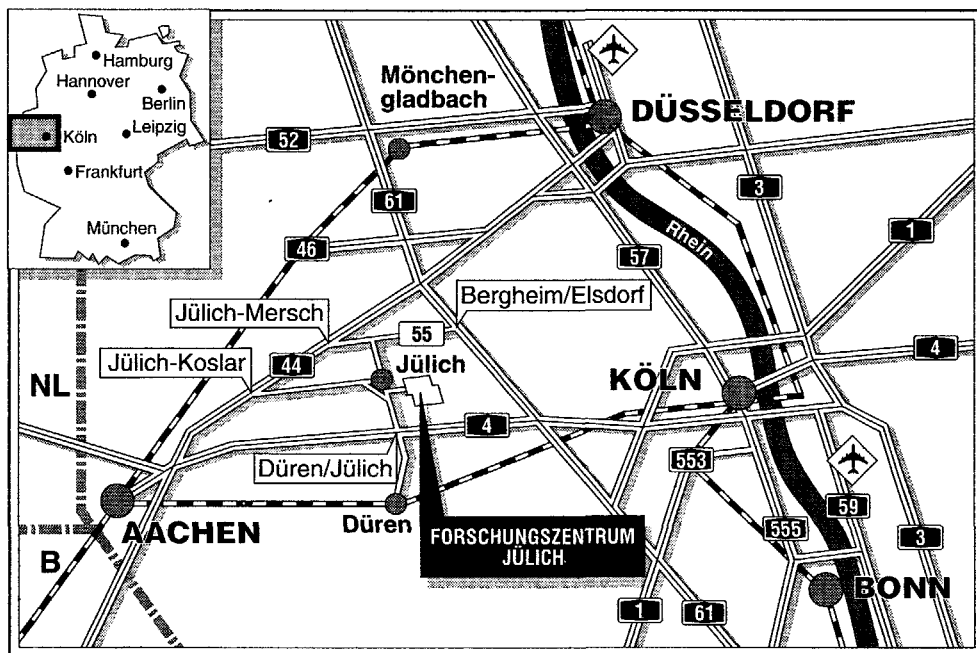
Institut für Werkstoffe der Energietechnik

Thermomechanisches Verhalten gefügter Divertormodule unter fusionsrelevanten Belastungen

S. Deschka

J. Unke

H. Nickel



Berichte des Forschungszentrums Jülich ; 2933

ISSN 0944-2952

Institut für Werkstoffe der Energietechnik Jül-2933

D 82 (Diss. RWTH Aachen)

Zu beziehen durch: Forschungszentrum Jülich GmbH · Zentralbibliothek

D-52425 Jülich · Bundesrepublik Deutschland

Telefon: 024 61 / 61 - 61 02 · Telefax: 024 61 / 61 - 61 03 · Telex: 8 33 556-70 kfa d

Thermomechanisches Verhalten gefügter Divertormodule unter fusionsrelevanten Belastungen

S. Deschka*

J. Linke

H. Nickel

*D 82 (Diss. RWTH Aachen)

Thermomechanisches Verhalten gefügter Divertormodule unter fusionsrelevanten Belastungen

von

S. Deschka *

J. Linke

H. Nickel

Zusammenfassung

In der vorliegenden Arbeit wurden vier Einzelrohr-Divertormodule und eine prototypische Divertorprallplatte hinsichtlich ihres thermomechanischen Verhaltens unter Wärmeflüssen, wie sie in zukünftigen Fusionsreaktoren wie NET oder ITER erwartet werden, charakterisiert. Die Proben waren aufgebaut aus einer Wärmesenke aus der Mo-Legierung TZM mit einem Kühlrohr aus Mo41Re und auf der dem Wärmefluß zugewandten Seite aufgelöteten Ziegeln aus multidirektionalem faserverstärkten Kohlenstoffmaterial (CFC). Zwei verschiedene Designvarianten (mit bzw. ohne TZM-Zwischenschicht zwischen CFC-Ziegel und Wärmesenke) standen zur Verfügung. Der Prototyp besaß 8 Kühlkanäle, die durch Kollektoren verbunden waren.

In einer Ionenstrahlanlage mit Wasserstoff- bzw. Heliumstrahl und zwei Elektronenstrahlanlagen (gerasterter bzw. stationärer Strahl) wurden die Proben sowohl schrittweise ansteigenden, als auch zyklischen Wärmelasten ausgesetzt, wobei der thermisch quasistationäre Zustand bei jedem Puls erreicht wurde. Während die Divertormodule in den Elektronenstrahltests bis zu 20.7 MW/m^2 bei einmaliger Beaufschlagung und bis zu 15 MW/m^2 unter zyklischer Belastung (300 Zyklen) ohne Versagen überstanden, traten in den Ionenstrahlversuchen Schäden bei deutlich niedrigeren Wärmeflüssen und bereits nach wenigen Pulsen auf. Eine Erklärung für dieses unterschiedliche Verhalten konnte in einer Versprödung des Zirkonium-Hochtemperaturlotes zwischen CFC und Wärmesenke unter dem Einfluß des Wasserstoff-Ionenstrahls gefunden werden. Die thermische Beaufschlagung erzeugt im transienten und im stationären Zustand hohe vertikale Temperaturgradienten, unter deren Wirkung sich die Schutzziegel aufwölben. Dadurch entstehen in den Fügeverbindungen hohe Spannungen, die zum Ablösen der Ziegel führen können. Dieser Versagensmechanismus wurde in den Experimenten beobachtet und durch numerische Analysen der resultierenden Temperatur- und Spannungsfelder mit Hilfe der Methode der Finiten Elemente bestätigt. Das frühzeitige Versagen des Divertorprototyps konnte auf ungünstige Orientierung der CFC-Ziegel, Aufschmelzen der Fügeverbindungen durch Wärmeeintrag in den Spalten zwischen den Schutzziegeln und schlechtere Kühlung zurückgeführt werden.

* Dissertation

Thermomechanical Behaviour of Brazed Divertor Modules under Fusion Relevant Heat Loads

by
S. Deschka *
J. Linke
H. Nickel

Abstract

In the present work the thermomechanical behaviour of four single-tube divertor modules and a prototypical divertor plate under heat fluxes, which are expected for future fusion reactors as NET or ITER, has been characterized. The specimens were made up of a heat sink of the molybdenum-alloy TZM with a cooling tube of Mo41Re and armour tiles of multi-directional carbon fibre reinforced carbon material (CFC) brazed to the heat flux facing side. Two different designs (with and without a TZM-interlayer between CFC-tile and heat sink, respectively) were investigated. The prototype consisted of 8 cooling channels connected by collectors.

The specimens were exposed both to stepwise increasing as well as to cyclic heat loads in an ion beam facility with hydrogen and helium beam, respectively, and in two electron beam machines (scanned and stationary beam, respectively) with pulse lengths allowing quasi-stationary thermal conditions to be achieved. Whereas in the electron beam tests the divertor modules resisted up to 20.7 MW/m^2 in a single pulse and up to 15 MW/m^2 under cyclic loading (300 cycles) without failure, damage occurred at significantly lower heat fluxes and already after few pulses in the ion beam experiments. As an explanation for the different behaviour embrittlement of the zirconium high temperature braze between CFC and heat sink under the influence of the hydrogen ion beam was found. Thermal loading results in high vertical temperature gradients during the transient as well as the stationary phases, causing bending of the armour tiles. Thus high stresses in the bonding zones arise, which can lead to detachment of the tiles. This damage mechanism could be observed in the experiments and was confirmed by numerical analyses of the resulting temperature and stress fields by using a finite-element-code. The early failure of the divertor prototype could be attributed to unfavourable orientation of the CFC-tiles, melting of the brazed joints caused by heat absorption in the gaps between the armour tiles and deteriorated cooling efficiency.

* Thesis

Inhaltsverzeichnis

1.	Einleitung und Aufgabenstellung	1
1.1	Einleitung	1
1.2	Ziel der Arbeit	6
2.	Literaturübersicht	7
2.1	Konzepte für die Gestaltung der Divertorprallplatten.....	7
2.2	Numerische Analysen der resultierenden Temperatur- und Spannungsverteilung in Divertorelementen unter thermischer Belastung.....	9
2.3	Ergebnisse aus bisherigen Wärmeflußexperimenten	15
3.	Probenbeschreibung.....	18
3.1	Einzelrohrkomponenten	19
3.1.1	Design mit TZM-Interlayer (Komponenten Nr. K1, K2 und K4)	21
3.1.2	Design ohne TZM-Interlayer (Komponente Nr. K3).....	22
3.2	Prototypische Divertorprallplatte	23
4.	Testanlagen	26
4.1	Ionenstrahltestanlage MARION	26
4.1.1	Beschreibung der Anlage und Diagnostikeinrichtungen	26
4.1.2	Strahlkalibrierung	28
4.2	Elektronenstrahlanlage JUDITH	33
4.2.1	Beschreibung der Anlage und Diagnostikeinrichtungen	33
4.2.2	Strahlkalibrierung	34
4.3	Elektronenstrahlanlage JEBIS	35
4.3.1	Beschreibung der Anlage und Diagnostikeinrichtungen	35
4.3.2	Strahlkalibrierung	36
5.	Experimentelle Parameter	38
5.1	Screening Test	39
5.2	Thermisches Zyklieren	40

6.	Ergebnisse und Diskussion	42
6.1	Screening Test	43
6.1.1	Einzelrohrkomponenten mit TZM-Interlayer	44
6.1.2	Einzelrohrkomponente ohne TZM-Interlayer	50
6.1.3	Prototypische Divertorprallplatte	51
6.2	Zyklische thermische Belastung	55
6.2.1	Einzelrohrkomponenten mit TZM-Interlayer	55
6.2.2	Prototypische Divertorprallplatte	61
6.3.	Vergleich der Ergebnisse aus Wasserstoff-Ionenstrahl- und Elektronenstrahlexperimenten an den Einzelrohrkomponenten	63
7.	Berechnungen nach der Methode der finiten Elemente	70
7.1	Modell, Parameter und Randbedingungen	70
7.2	Ergebnisse	73
7.2.1	Temperaturfeldrechnungen	73
7.2.2	Spannungsrechnung	80
7.3	Vergleich mit dem Experiment und Diskussion	86
7.3.1	Divertorkomponente mit TZM-Interlayer	86
7.3.2	Divertorkomponente ohne TZM-Interlayer	89
8.	Zusammenfassung	90
9.	Literaturverzeichnis	93
	Anhang (Farbbilder)	97

1. Einleitung und Aufgabenstellung

1.1 Einleitung

In Konzepten für die langfristige Energieversorgung wird Energiegewinnung durch Kernfusion als eine mögliche Alternative zum Spaltungsreaktor angesehen [1,2]. Im Rahmen einer internationalen Kooperation zwischen der Europäischen Gemeinschaft, den Vereinigten Staaten von Amerika, Japan und Rußland wurden Konzepte für den Bau einer Tokamakmaschine zur Demonstration der physikalischen und technischen Realisierbarkeit der zivilen Nutzung von Fusionsenergie entwickelt. Dieser Demonstrationsreaktor, der den nächsten Schritt auf dem Weg zu einem ökonomisch gewinnbringenden thermonuklearen Reaktor darstellt, ist der "International Thermonuclear Experimental Reactor" (ITER) [3,4]. Eine schematische Darstellung dieser Anlage ist in Bild 1.1 gezeigt.

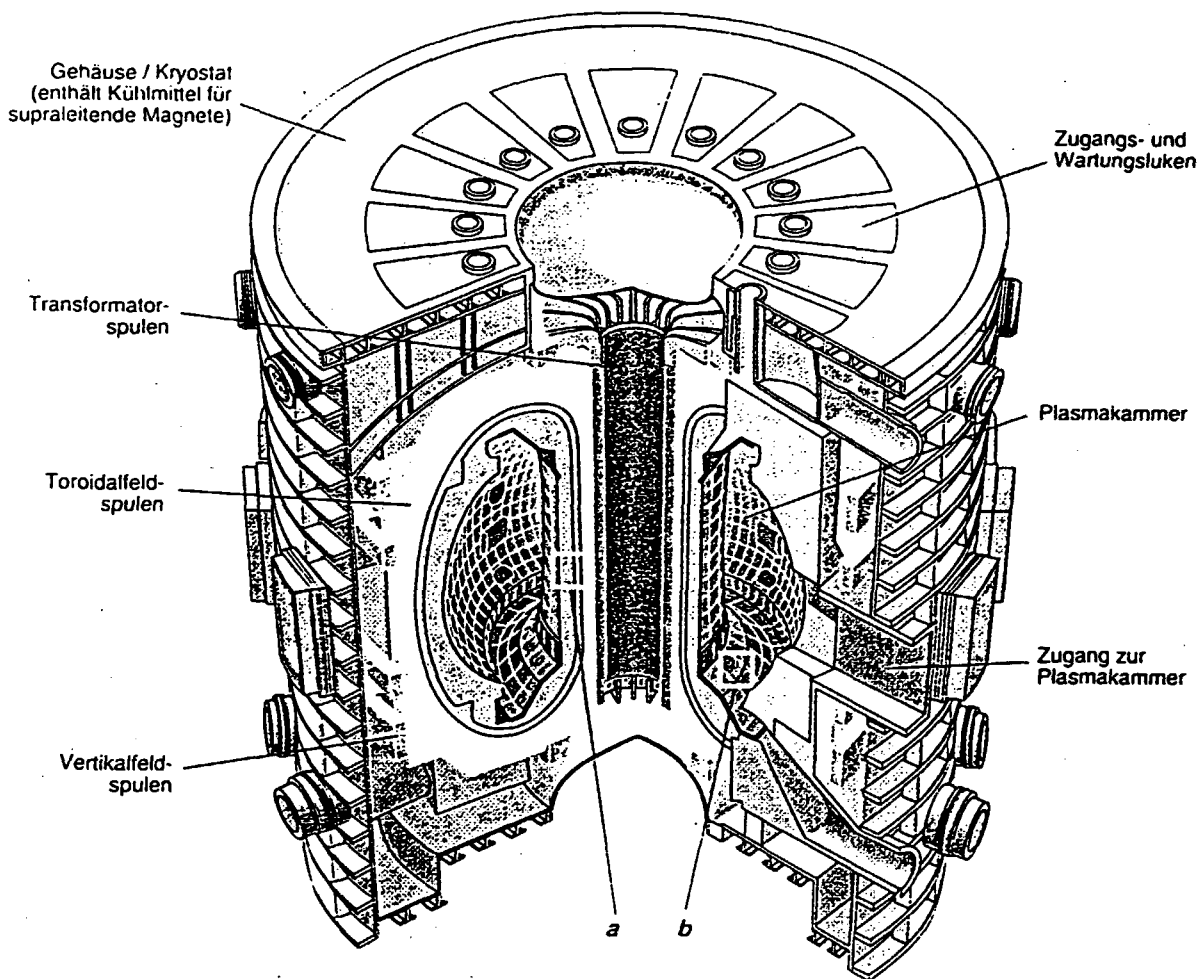


Abb. 1.1: Schematische Darstellung des International Thermonuclear Experimental Reactors (ITER) (aus [4])

Detail a: Erste Wand, Detail b: Divertor

Ausgehend von den Ergebnissen des Ersten Tritiumexperimentes (FTE) am Joint European Torus (JET) [5], in dem im November 1991 eine Fusionsleistung von etwa 2 MW erzeugt und damit die physikalische Realisierbarkeit kontrollierter Kernfusion gezeigt werden konnte, wurden Skalierungsgesetze entwickelt, die es erlauben, von den bekannten plasmaphysikalischen Parametern heutiger Tokamakmaschinen auf die für ITER zu erwartenden Parameter zu extrapolieren [6]. Für die Auslegung des Demonstrationsreaktors ist die Kenntnis der während des Betriebes auf die Strukturen wirkenden mechanischen und thermischen Belastungen von grundlegender Bedeutung. Dies gilt vor allem für die plasmaseitigen Komponenten (Erste Wand des Einschlußgefäßes, Limiter und Divertoren), für die die höchsten Belastungen erwartet werden und deren Integrität den ökonomischen Betrieb des Reaktors zur Energiegewinnung durch Fusion maßgeblich bestimmt.

Die Probleme der Komponentenentwicklung im Bereich der plasmainteraktiven Bauteile sind primär in den Anforderungen an die Werkstoffe, die in direkter Wechselwirkung mit dem Wasserstoffplasma stehen, begründet. Durch auftreffende Plasmateilchen und elektromagnetische Strahlung sind diese Strukturen hohen Teilchen- und Wärmeflüssen ausgesetzt [1,7]. Während des Normalbetriebs werden etwa 20% der im Plasma freigesetzten Fusionsenergie an die Erste Wand abgestrahlt. Für den Divertor, der zur Abfuhr des bei der Fusionsreaktion entstehenden Heliums, zur Energieauskopplung aus dem Plasma und zur Kontrolle von Plasmaverunreinigungen dient, sind die erwarteten Leistungsdichten etwa eine Größenordnung höher als für die Erste Wand. Zusätzlich treten beim Betrieb eines Tokamaks extrem hohe thermische Beanspruchungen von einigen Millisekunden Pulslänge durch Plasmaabrisse, sog. "Disruptionen", und Runaway-Elektronenereignisse auf.

Aufgrund der thermischen Belastungen werden für die Werkstoffe plasmaseitiger Komponenten hohe Wärmeleitfähigkeit, günstiges Thermoschockverhalten, d.h. niedriger thermischer Ausdehnungskoeffizient, niedriger Elastizitätsmodul und hohe mechanische Festigkeit, hohe Schmelz- oder Sublimationstemperatur und geringe Erosionsrate gefordert [7,8]. Um einen möglichst langen wartungsfreien Betrieb des Reaktors zu gewährleisten, dürfen die Materialien außerdem unter Bestrahlung mit hohen Fluenzen der bei der Fusionsreaktion entstehenden Neutronen mit Energien bis zu 14 MeV nur geringe Verschlechterungen ihrer thermomechanischen Eigenschaften aufweisen. Durch Plasma-Wand-Wechselwirkung ins Plasma gelangende Teilchen aus den Oberflächen der Komponenten im Einschlußgefäß erhöhen die Energieverluste im Plasma und können dadurch eine Zündung des Plasmas zur Initiierung der Fusionsreaktion verhindern [1,9,10]. Die Verluste durch Strahlung steigen mit zunehmender Kernladungszahl stark an [11]. Aus diesem Grund werden für plasmainteraktive Strukturen Materialien mit niedriger Kernladungszahl favorisiert. Chemische Kompatibilität mit dem aus einem Gemisch von Deuterium und Tritium bestehenden Wasserstoffplasma sowie günstiges Verhalten hinsichtlich Tritiumaufnahme sind weitere Kriterien für die Werkstoffauswahl.

Als Kandidatwerkstoffe für plasmaseitige Komponenten werden Refraktärmetalle, Graphit und Carbonwerkstoffe sowie Beryllium diskutiert. Refraktärmetalle werden in zahlreichen Hochtemperaturbereichen wegen ihrer hohen Schmelztemperatur, hohen mechanischen Festigkeit und geringen Erosionsrate erfolgreich eingesetzt. Ihre hohe Kernladungszahl ist jedoch für plasmaseitige Anwendungen nachteilig. Zusätzlich schränkt die hohe Aktivierung unter Bestrahlung mit hochenergetischen Neutronen den Einsatz von Refraktärmetallen im Fusionsbereich ein [12,13]. In Bild 1.2 ist die berechnete Abklingzeit verschiedener Kandidatwerkstoffe aus dem Fusionsbereich nach Aktivierung durch Bestrahlung mit hochenergetischen Neutronen für eine Wandbelastung von 5 MW/m^2 über 5 Jahre als Funktion der Zeit dargestellt. Während die Refraktärmetalle (W, Mo, Nb) nach 10^6 Jahren immer noch Aktivitäten deutlich oberhalb des "Hands-on-Level" bei $2.5 \times 10^{-5} \text{ Sv/h}$ aufweisen, zeigen beispielsweise die Werkstoffe Mangan, Chrom und Vanadium deutlich kürzere Abklingzeiten.

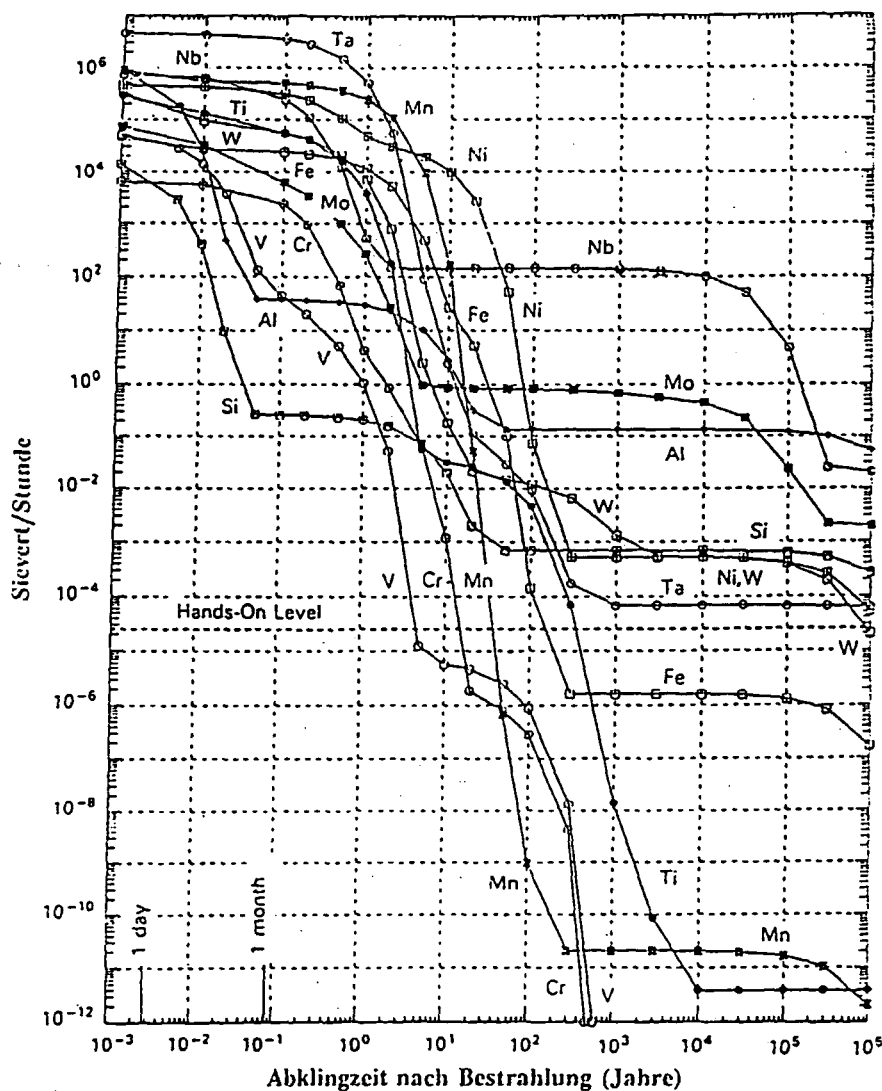


Abb. 1.2: Berechnete Abklingzeiten der neutroneninduzierten Radioaktivität für eine Wandbelastung von 5 MW/m^2 über 5 Jahre (aus [12])

Die Verwendung von Beryllium als Werkstoff für plasmainteraktive Strukturen wird in der Literatur stark unterschiedlich beurteilt [14-17]. Einer der entscheidenden Vorzüge von Beryllium liegt unter anderem in seiner niedrigen Aktivierung unter Neutronenbestrahlung. Wesentliche Nachteile sind wegen der Toxizität, der niedrigen Schmelztemperatur und ungünstigen Verhaltens hinsichtlich Deuteriumaufnahme zu erwarten. Graphit und kohlefaserverstärkte Kohlenstoffwerkstoffe ("Carbon fibre reinforced carbon", CFC) werden im Fusionsbereich bereits in weitem Umfang eingesetzt [z.B. 18,19] und finden wegen ihrer niedrigen Kernladungszahl, der ausgezeichneten Thermoschockbeständigkeit, hohen Sublimationstemperatur und hohen Widerstandes gegen thermische Ermüdung verstärktes Interesse als Material für die plasmaseitigen Komponenten für ITER. Die Nachteile von Kohlenstoffwerkstoffen liegen vor allem in einer hohen Tritiumretentionsrate, Erosion im Bereich erhöhter Temperaturen und in Sicherheitsaspekten begründet.

Die thermische Belastung, die im Normalbetrieb für die plasmainteraktiven Strukturen von ITER erwartet wird und die einen wesentlichen Faktor zur Begrenzung der Lebensdauer dieser Komponenten darstellt, ist für den Divertor deutlich höher als für die Erste Wand. Während der berechnete Wärmefluß auf die Erste Wand im Bereich zwischen 0.2 und 1.0 MW/m^2 liegt, beträgt der Wert für den Divertor etwa $5\text{-}30 \text{ MW/m}^2$ [20]. Die Leistungsdichte ist auf dem Divertor nicht homogen verteilt, sondern es treten zwei Maxima auf, wie in Abb. 1.3 schematisch dargestellt ist. Durch "Sweepen" des Plasmas, d.h. eine niederfrequente Variation der Auftreffpunkte ("strike points") des Plasmas auf den Divertor, kann der Wärmefluß zwar gleichmäßiger auf der Divertoroberfläche verteilt werden, die daraus resultierende zyklische thermische Belastung der Divertorprallplatten überlagert sich jedoch der zyklischen Beanspruchung durch den gepulsten Betrieb des Tokamaks und führt zu thermischer Ermüdung, die die Lebensdauer der Prallplatten begrenzt.

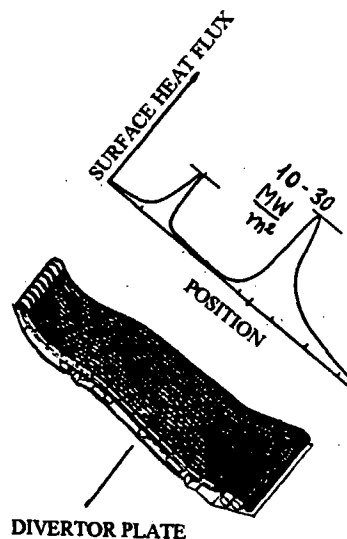


Abb. 1.3: Wärmeflußverteilung auf dem ITER-Divertor (aus [21])

Zusätzlich zu der zyklischen Beanspruchung unter Normalbetriebsbedingungen führen die bei Disruptionen auftretenden kurzzeitigen thermischen Belastungen zu umfangreichen Schäden auf den Komponenten im Einschlußgefäß, die die Lebensdauer reduzieren [z.B. 21,22]. Bei Disruptionen werden Energien im Bereich von etwa 2 MJ/m^2 auf der Ersten Wand und bis zu 20 MJ/m^2 auf dem Divertor deponiert [22,23]. Den hohen und umfangreichen Anforderungen an die plasmaseitigen Strukturmaterialien kann durch Kombination verschiedener Werkstoffe zu einem Werkstoffverbund begegnet werden. Für die Erste Wand des Einschlußgefäßes kommen hier vor allem Beschichtungen, beispielsweise thermische Spritzschichten, aber auch dotierte Werkstoffe infrage. Aufgrund der hohen Wärmelast ist der Divertor als aktiv gekühlte Struktur ausgelegt [4]. Hierbei sind gefügte Komponenten mit Kohlefaserwerkstoffen als plasmaseitiges Material eine weithin akzeptierte Lösungsmöglichkeit. Ein mögliches Konzept zur Gestaltung der Divertorprallplatten ist in Bild 1.4 gezeigt. Zahlreiche Designvarianten und Materialkombinationen wurden in Wärmeflußexperimenten und mit Hilfe numerischer Analysen hinsichtlich ihrer Einsatzfähigkeit in ITER charakterisiert [z.B. 18,24-31]. Die wichtigsten Ergebnisse dieser Forschungen sind in Kapitel 2 kurz zusammengefaßt.

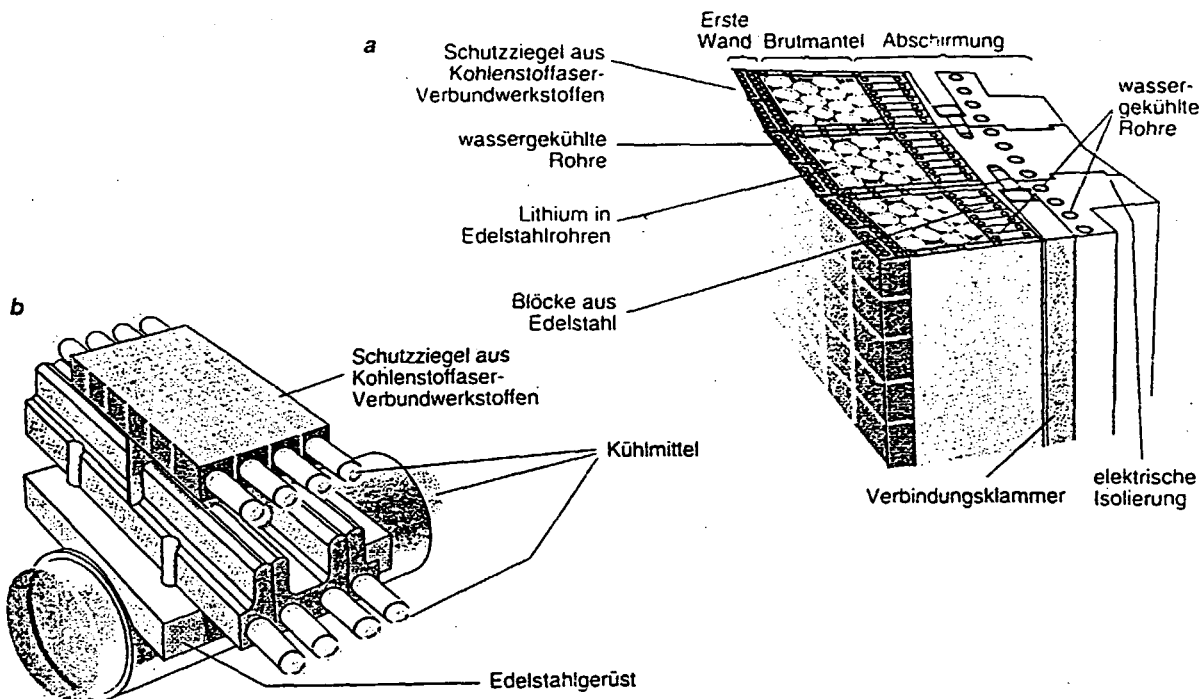


Abb. 1.4: Erste-Wand-Element (a) und aktiv gekühlte Divertorstruktur (b) für ITER (aus [4])

1.2 Ziel der Arbeit

Im Rahmen der Komponentenentwicklung für den Next European Torus (NET) bzw. für ITER ist die Charakterisierung des thermomechanischen Verhaltens von Divertorproben unter Normalbetriebsbedingungen ein zentraler Punkt.

Ziel der vorliegenden Arbeit ist, Divertormodule hinsichtlich ihres Verhaltens unter fusionsrelevanten thermischen Belastungen gemäß ITER-Vorgaben zu untersuchen. Vom Metallwerk Plansee (Reutte, Österreich) wurden Divertorproben (4 Einzelrohrkomponenten und eine prototypische Divertorprallplatte mit 8 parallelen Kühlkanälen) gefertigt, an denen Wärme flußexperimente bei Leistungsdichten, wie sie für den Normalbetrieb von NET/ITER erwartet werden, durchgeführt werden sollen. Insbesondere soll die thermische Stabilität der Fügeverbindungen untersucht werden.

Einen weiteren Punkt bildet die numerische Analyse der sich unter Belastung mit hohen Wärme flüssen einstellenden Temperatur- und Spannungsverteilung in den Divertormodulen nach der Methode der Finiten Elemente. Aus den berechneten Werten sollen die dominierenden Schädigungsmechanismen ermittelt werden.

2. Literaturübersicht

2.1 Konzepte für die Gestaltung der Divertorprallplatten

Die thermische Belastung der Bauteile innerhalb des Einschlußgefäßes läßt sich aus ihrer relativen Position zum Plasma ableiten. Die Auslegung dieser Komponenten wird daher im wesentlichen durch plasmaphysikalische Parameter, wie Plasmakonfiguration, Plasmarandtemperatur und das Profil der Randschicht bestimmt.

Ein Konzept für die Gestaltung plasmaseitiger, aktiv gekühlter Strukturen für den Tokamak ASDEX und für zukünftige Fusionsreaktoren wurden bereits 1984 von Kotzlowski [24] vorgestellt. Für die Divertorplatten von ASDEX sowie für Limiter künftiger Fusionsreaktoren, deren thermische Belastung während des Normalbetriebs gemäß plasmaphysikalischer Berechnungen bei Leistungsdichten von etwa 0.5 MW/m^2 liegen sollte, schlug Kotzlowski eine aktiv gekühlte Struktur, bestehend aus einem Molybdän-Kühlrohr mit einer plasmaseitig aufgelöteten Graphitplatte vor. Diese Komponente sollte einem Wärmefluß von maximal 3.8 MW/m^2 standhalten.

Im Zuge der Entwicklung des Next European Torus (NET) [25] wurden für die thermische Belastung im Normalbetrieb für die Erste Wand und den Divertor zunächst Werte von etwa $0,5\text{-}1.0 \text{ MW/m}^2$ (Erste Wand) bzw. $5\text{-}10 \text{ MW/m}^2$ (Divertor) bei Pulsängen von mehr als 1000 Sekunden vorausgesagt [10,25]. Während Disruptionen, die aufgrund extrem hoher, kurzzeitiger Wärmeflüsse zu starker Erosion der plasmainteraktiven Materialien führen, wurde eine Energiedeposition von etwa 1 MJ/m^2 in der Ersten Wand und etwa der zehnfache Wert für den Divertor angenommen. Ausgehend von diesen Daten und unter Einbeziehung neuer Werkstoffe mit günstigeren thermophysikalischen Eigenschaften wurden in Zusammenarbeit mit Industriefirmen neue Konzepte für die Divertorprallplatten entwickelt [26,27]. Diese leiten sich im wesentlichen von einem Vorschlag von Moons et al. [28] ab. Dieses Design mit flachen, plasmaseitig aufgelöteten Schutzziegeln aus CFC-Material ("Flachziegel-Typ") stellt einen Basistyp für die Gestaltung der plasmainteraktiven Strukturen des Divertors dar und wurde in zahlreichen Studien weiterentwickelt (z.B. [18,29-34]). Durch den Einsatz stets neuer Werkstoffe [29-32] (hochwärmeleitfähige CFCs, Refraktärmetalle oder Beryllium als plasmaseitiges Material, Kupfer- oder Molybdänlegierungen als Wärmesenke) und die Anwendung verbesserter Verbindungstechniken [30-34] (beispielsweise Verwendung duktiler Zwischenschichten zum Abbau der durch den Lötprozeß induzierten thermomechanischen Spannungen aufgrund der unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten) wurde dieser Typ kontinuierlich weiterentwickelt und den aus den aktuellen Plasmaparametern abgeleiteten, in einem weiten Bereich variierenden thermischen Beanspruchungen angepaßt.

Im Rahmen der Entwicklung plasmaseitiger Komponenten für ITER wurden die Anforderungen an die Erste Wand und die Divertorprallplatten neu definiert. Die derzeit gültigen Parameter für die ITER Physics Phase sind in Tabelle 2.1 zusammengefaßt [14,20].

	Divertor	Erste Wand
Normalbetrieb:		
max. Wärmefluß (MW/m ²)	5 - 30	0.2 - 1.0
Pulslänge	500 s	500 s
Zyklenzahl	2×10^3	$1 - 3 \times 10^4$
max. zulässige Temperatur	1000 - 1100°C	300 - 400°C
Disruptionen:		
Energiedichte (MJ/m ²) (thermal quench + current quench)	20 + 3	2 + 3
Pulslänge (thermal quench + current quench)	1 + 20	1 + 20
Anzahl	20 - 100	500 - 1000

Tab. 2.1: Thermische Belastungsparameter für den Divertor und die Erste Wand (ITER Physics Phase) (aus [14,20])

Ein weiteres Konzept für die Gestaltung des plasmainteraktiven Teils des Divertors, das den erhöhten Anforderungen besser gerecht wird, wird durch den sogenannten "Monoblock" [35] repräsentiert, bei dem ein metallisches Kühlrohr von den Schutzziegeln vollständig umschlossen ist. Als Werkstoffe werden für die mit dem Plasma in Wechselwirkung stehenden Ziegel vorwiegend CFC, für das Kühlrohr Kupfer- oder Molybdänlegierungen verwendet. Die Verbindung der CFC-Ziegel mit dem Kühlrohr wird durch Lötten hergestellt. Der Vorteil dieses Designs besteht in niedrigeren Spannungen in der Fügezone nach dem Lötprozeß [36,37], da entlang der Verbindungszone zwischen dem Rohr und dem CFC-Block keine singulären Stellen auftreten, die Spannungsüberhöhungen in diesem Bereich bewirken.

Der sogenannte "Satteltyp", bei dem der auf eine metallische Wärmesenke (vorwiegend Kupfer) aufgelötete CFC-Schutzziegel das Kühlrohr teilweise umschließt, wurde in Japan entwickelt [38]. Dieses Design besitzt geringfügig bessere thermische Eigenschaften als der Flachziegel-Typ, bietet aber bezüglich der Spannungsverteilung keine wesentlichen Vorteile [39].

Eine Weiterentwicklung des Monoblocks ist der sogenannte "Macroblock", der von Schlosser et al. [40] konstruiert wurde. Im Gegensatz zum konventionellen Monoblock, dessen Schutzziegel in Richtung der Rohrachse eine Länge von charakteristischerweise 25 mm aufweisen, entwickelten Schlosser et al. Divertorkomponenten mit Schutzziegeln, die in Richtung der Kühlrohrachse eine Länge von 20 cm besitzen. Ein wesentlicher Vorteil des Macroblock-Designs ist durch bessere Verteilung eines inhomogenen einfallenden Wärmeflusses in dem CFC-Block gegeben, wodurch die hohe lokale Beanspruchung am Ort der Leistungsdichtemaxima, wie sie für ITER erwartet werden, vermindert wird. Für die Integrität des Macroblocks ist eine hohe mechanische Festigkeit

des CFC-Materials erforderlich. Als Werkstoff wurde multidirektionaler CFC mit der Handelsbezeichnung SEPCARB N112 verwendet. Das Kühlrohr besteht aus Kupfer bzw. Molybdän. Aufgrund der hohen Festigkeit des CFC wird beim Macroblock das Metallrohr nicht als stützendes Element benötigt, daher beträgt die Rohrdicke nur 0.65 mm (Cu) bzw. 1.0 mm (Mo). Dieses, als "Liner" bezeichnete Rohr dient nur noch zur Gewährleistung der Dichtheit für das verwendete Kühlmittel.

In Bild 2.1 sind die obengenannten Divertorkonzepte schematisch dargestellt.

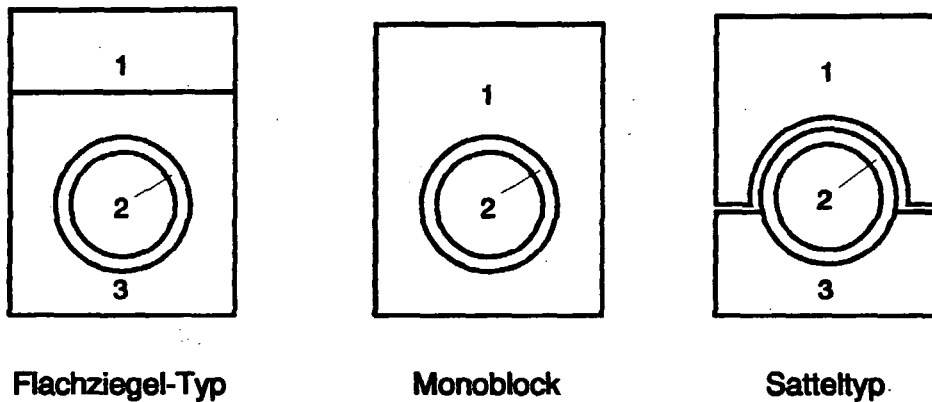


Abb. 2.1: Übersicht über verschiedene Divertorkonzepte (nach [39])

1: Schutzziegel; 2: Kühlrohr; 3: Wärmesenke

2.2 Numerische Analysen der resultierenden Temperatur- und Spannungsverteilung in Divertorelementen unter thermischer Belastung

Durch die unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten der Grundwerkstoffe entstehen in gefügten Metall-Keramik-Verbunden bei Temperaturänderungen Eigenspannungen, die die Festigkeit des Verbundes gegenüber den Festigkeiten der Grundwerkstoffe herabsetzen können. Bei der Solidustemperatur des Lotes sind die Werkstoffpartner und die Verbindungszone spannungsfrei. Bei weiterer Abkühlung entstehen in dem Werkstoff mit dem niedrigeren thermischen Ausdehnungskoeffizienten α Druckspannungen, in dem Material mit höherem α dagegen Zugspannungen. Überschreiten diese thermisch induzierten Eigenspannungen die Materialfestigkeit, treten plastische Verformung, Mikrorißbildung oder Versagen durch Bruch auf. Da Keramiken Spannungen nicht durch plastische Verformung abbauen können, entstehen dort bevorzugt Risse, die zum Bruch der Keramik im Bereich nahe der Fügezone führen können. Versagen der Fügeverbindung ist auch durch Rißbildung im Lot möglich.

Unter thermischer Beanspruchung des Verbundes treten in den Werkstoffen und im Lot Spannungen auf, die den Eigenspannungen zum Teil entgegenwirken, andererseits aber auch Wachstum bereits vorhandener Risse bewirken können. Insbesondere zyklische thermische Belastung begünstigt das Rißwachstum im keramischen Werkstoff oder im Lot.

Die Spannungen in den Werkstoffen und in der Fügezone können beispielsweise numerisch mit Hilfe der Methode der Finiten Elemente berechnet werden (z.B. [41,42]). Die am Rand des Verbundes theoretisch auftretende Spannungssingularität, die durch die endliche Geometrie des Verbundes und den unstetigen Wechsel der Materialeigenschaften an der Fügeverbindung bedingt ist, kann mit Hilfe verschiedener Ansätze (z.B. [42-44]) charakterisiert werden. In Finite-Elemente-Rechnungen erhält man zwar für die Spannungen in der Randzone stets endliche Werte, aus ihrem Verlauf lassen sich jedoch bei Verwendung sehr feiner Elementnetze die die Spannungssingularität charakterisierenden Parameter mit hinreichender Genauigkeit ermitteln [42].

In gefügten Divertorelementen sind die Verhältnisse jedoch wegen der komplexen Geometrie und mehrfacher Lötverbindungen komplizierter als in einfachen Zwei- oder Dreischichtverbunden. Dies gilt vor allem für Divertorkonzepte mit zusätzlichen Materialschichten (Ausgleichsschichten, "Compliant Layers") zwischen dem keramischen Schutzziegel und der metallischen Wärmesenke bzw. dem Kühlrohr. In Divertormodulen tritt außerdem während der thermischen Belastung in Wärme flu ß experimenten ein hoher Temperaturgradient auf, der das resultierende Spannungsfeld maßgeblich beeinflusst.

Die Temperatur- und Spannungsberechnungen nach der Methode der Finiten Elemente werden mit Hilfe zwei- oder dreidimensionaler Netze durchgeführt. Während Modellrechnungen mit zweidimensionalen Netzen vorwiegend zur Analyse der Temperatur- und Spannungsverteilungen in Divertorproben unter thermischer Belastung und zur Erkennung möglicher Schädigungsmechanismen dienen ([18,39,45]), werden dreidimensionale Verfahren vor allem zur Abschätzung der Verformung prototypischer Divertorstrukturen angewandt [46,47]. Die Rechnungen behandeln sowohl elastisches [18,45] als auch inelastisches [39,46,47] Materialverhalten.

Ein wesentlicher Punkt bei thermohydraulischen Betrachtungen ist die Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten von der inneren Wand des Kühlrohres zum Kühlmittel. Während für thermomechanische Untersuchungen die Annahme eines über den Rohrumfang konstanten Wertes bereits zufriedenstellende Ergebnisse bringt [18,45], sind vor allem für Analysen des kritischen Wärme flu ß verhaltens (z.B. [40]) detaillierte Berechnungen, z.B. nach Gambill [48], Dittus-Boelter [49], oder im Bereich lokalen Siedens des Kühlmittels nach Thom [50] erforderlich. Die Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten erfolgt schrittweise durch geeignete Subroutinen in den Finite-Elemente-Programmen.

Berechnungen der Temperaturverteilung in Flachziegel-Divertormodulen (kohlenstoffaser-verstärkter Kohlenstoff Aerolor 05 auf einer Wärmesenke aus der Molybdänlegierung TZM (99.3 gew% Mo, 0.5 gew% Ti, 0.08 gew% Zr) wurden von Vieider et al. [18] und von Šmid et al. [45] durchgeführt. In der Arbeit von Šmid et al. [45] ist in die Wärmesenke zusätzlich ein Kühlrohr aus einer Molybdän-Rhenium-Legierung (41 gew% Re) eingebracht. Die Ergebnisse zeigen, daß bei Beaufschlagung mit einem homogenen Wärme flu ß von 10 MW/m^2 die

Oberflächentemperatur im Bereich von etwa 1600-1700°C liegt. Thermisches Gleichgewicht wird nach 25 s erreicht.

Eine umfangreiche numerische Analyse des thermomechanischen Verhaltens verschiedener Divertordesignvarianten mit Hilfe der Methode der Finiten Elemente wurde ebenfalls von Šmid et al. [39] durchgeführt. Vier kohlefaserverstärkte Kohlenstoffwerkstoffe (CFC) (ein-, zwei-, und dreidirektional) und isotroper Feinkorngraphit waren mit Wärmesenken aus Kupferlegierungen (sauerstofffreiem Kupfer ("oxygen-free copper", OF-Cu) und dispersionsgehärtetem Kupfer ("dispersion-strengthened copper", DS-Cu)), der Molybdänlegierung TZM, einer Wolframlegierung mit 5 gew% Rheniumanteil (W5Re) bzw. einem kupferinfiltrierten Wolfram-Kupfer-Kompositwerkstoff (W-30Cu) verbunden. Die Werkstoffe für die Schutzziegel und die Wärmesenke sind in Tabelle 2.2 zusammenfassend dargestellt.

Werkstoffe für Schutzziegel	Werkstoffe für Wärmesenke bzw. Kühlrohr
kohlenstofffaserverstärkte Kohlenstoffe (CFCs): - eindirektional (Referenzwerkstoff: MFC-1¹⁾) - zweidirektional (Referenzwerkstoff: CX-2002U²⁾) - dreidirektional (Referenzwerkstoff: SEPCARB N112³⁾)	Kupferlegierungen: - sauerstofffreies Kupfer (<i>"oxygen-free copper"</i>, OF-Cu) - dispersionsgehärtetes Kupfer (<i>"dispersion strengthened copper"</i>, DS-Cu)
isotroper Feinkorngraphit - Referenzwerkstoff: IG 430U⁴⁾)	Molybdänlegierung: - TZM
	Wolframlegierung: - W5Re (5 gew% Rhenium)
	Wolfram-Kupfer-Kompositwerkstoff: - W-30Cu

- 1) MFC-1 der Firma Mitsubishi Kasei, Japan
- 2) CX-2002U der Firma Toyo Tanso, Japan
- 3) SEPCARB N112 der Firma SEP, Frankreich
- 4) IG 430U der Firma Toyo Tanso, Japan

Tab. 2.2: Werkstoffe für Schutzziegel und Wärmesenke verschiedener Divertor-Designvarianten (nach [39])

Die thermische Beaufschlagung wurde gemäß ITER-Vorgaben mit einem homogenen Wärmefluß von 15 MW/m² simuliert. Šmid et al. [39] zeigten, daß die thermomechanischen Spannungen in Monoblock-Komponenten für Materialkombinationen mit gut angepaßten thermischen Ausdehnungskoeffizienten (2-direktionaler CFC (CX-2002U) mit Refraktärmetallkühlrohr (TZM oder W5Re)) unterhalb der Materialfestigkeiten bleiben. Diese Werkstoffkombination ist jedoch aus thermischer Sicht unzureichend, da die von ITER vorgegebene Maximaltemperatur von 1100°C bei der genannten Leistungsdichte überschritten wird [39].

Dasselbe Ergebnis ermittelten auch Yamazaki et al. [47] für die Kombination von CX-2002U mit einem Kühlrohr aus sauerstofffreiem, hochwärmeleitfähigen Kupfer bei der gleichen Wärmelast.

Eine Analyse des Satteltyp-Designs, die ebenfalls von Šmid et al. [39] durchgeführt wurde, zeigt, daß in der Verbindungszone zwischen dem CFC-Schutzziegel und einer Kupfer-Wärmesenke (DS-Cu) am Übergang zum Kühlrohr hohe Spannungen auftreten. Durch eine Zwischenschicht aus duktilem Material (z.B. OF-Cu) ("Compliant Layer") zwischen Kühlrohr und Ziegel können diese Spannungen reduziert werden.

Für die Materialkombinationen CX-2002U (2-direktionaler CFC) mit Kupfer-Wärmesenke sowie MFC-1 (unidirektionaler CFC) mit einer Wärmesenke aus der Pseudo-Legierung W-30Cu bleiben die Temperaturen bei 15 MW/m² unterhalb 1100°C und erfüllen damit die von ITER vorgegebenen Kriterien. Mit TZM als Wärmesenke dagegen liegen die berechneten Oberflächentemperaturen für Satteltyp-Divertormodule deutlich höher [39].

In Flachziegel-Divertorelementen liegen die thermischen Spannungen bei Beaufschlagung mit 15 MW/m² nur für Materialkombinationen mit gut angepaßten thermischen Ausdehnungskoeffizienten unterhalb der Materialfestigkeiten [39]. Die Spannungsüberhöhung am Rand der Fügeverbindung zwischen Schutzziegel und Wärmesenke kann durch Veränderung des Löt winkels (Verbundwinkel zwischen CFC und Metall) reduziert werden [39]. Akiba et al. [46] fanden, daß die numerisch berechneten Spannungen in Flachziegel-Divertormodulen höher sind als die in Experimenten gemessenen. Als Grund hierfür wurde angenommen, daß die Temperaturen an der Probenrückseite im realen Fall höher sind als die mit Hilfe der Finite-Elemente-Rechnungen ermittelten. Der daraus resultierende niedrigere Temperaturgradient bewirkt im Divertorelement niedrigere thermische Spannungen als die numerisch berechneten.

Ausgehend von den Ergebnissen der Temperatur- und Spannungsrechnungen an Flachziegel-, Monoblock- und Sattel-Typ-Divertormodulen, konstruierten Šmid et al. [39] neue Geometrievarianten, die in Bild 2.3 schematisch dargestellt sind und im folgenden kurz beschrieben werden:

- **"Bent Brazing Interface"**: Divertorelemente mit gekrümmter Lötfläche (ähnlich dem Sattel-Typ), wobei die Krümmung jedoch stetig verläuft (vgl. Abb. 2.2). Zwei Varianten (Lötfläche an den seitlichen Rändern horizontal oder gegen die Horizontale geneigt) wurden konstruiert.
Die thermischen Eigenschaften dieses Designs sind vergleichbar mit denen des Sattel-Typs, die Spannungen in der Lötzone sind jedoch durch die stetige Krümmung der Fügefläche niedriger. Der geänderte Fügewinkel an den seitlichen Rändern im Fall geneigter Lötflächen bewirkt zusätzlich eine Reduzierung der Spannungen.
- **"Piped Monoblock"**: Monoblock-Design, der Schutzziegel ist jedoch im unteren Bereich vom Kühlrohr durch einen schmalen Spalt getrennt (vgl. Abb. 2.2). Der eingebrachte Spalt erhöht zwar die Beanspruchung in der Fügezone geringfügig, bewirkt im Ziegel selbst jedoch niedrigere Spannungen.

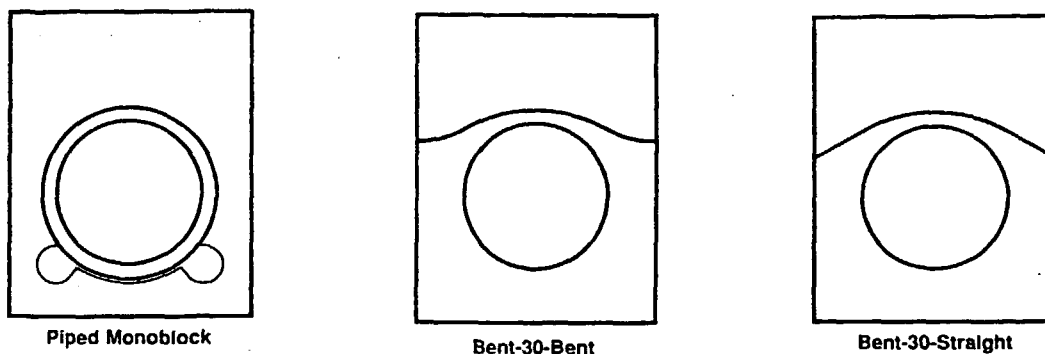


Abb. 2.2: "Piped Monoblock" und "Bent Brazing Interface"-Divertorkonzepte (schematisch) (nach [39])

Ein Vergleich zwei- und dreidimensionaler Finite-Elemente-Rechnungen zeigt, daß vor allem in Temperaturfeldrechnungen die Ergebnisse gut übereinstimmen [39,46,47]. In Spannungsrechnungen kann im zweidimensionalen Modell die Änderung der Spannungen in der dritten Raumrichtung nicht berücksichtigt werden. Dennoch sind auch hier die Differenzen zwischen den mit Hilfe von zwei- bzw. dreidimensionalen Modellen berechneten Werten im allgemeinen gering [39].

Abschätzungen der resultierenden Verformung des gesamten Divertors unter Beaufschlagung mit inhomogener Wärmeflußverteilung an dreidimensionalen Modellen wurden von Akiba et al. [46] und Yamazaki et al. [47] durchgeführt. Akiba et al. [46] simulierten das Auftreten von zwei Leistungsdichtemaxima auf dem Divertor, der aus Einzelementen mit mehreren parallelen Kühlkanälen aufgebaut war. Die für die Berechnungen relevante Länge des Divertors betrug 2500 mm. Auf der Basis des Monoblock-Designs (Rohr aus dispersionsgehärtetem Kupfer, DS-Cu) wurden verschiedene Materialkombinationen berechnet. Für die plasmaseitigen Schutzziegel wurden das CFC-Material CX-2000U sowie Modellwerkstoffe mit höherem thermischen Ausdehnungskoeffizienten und gleichem bzw. niedrigerem E-Modul untersucht.

Die Ergebnisse zeigen, daß die Spannungen im Kühlrohr bei Beaufschlagung bis 5 MW/m^2 unterhalb der Streckgrenze des Kupfers bleiben. Die Kombination mit CX-2000U bewirkt aufgrund des relativ schlecht angepaßten thermischen Ausdehnungskoeffizienten höhere Spannungen im Rohr als die beiden anderen Modellwerkstoffe. Entsprechend der inhomogenen Verteilung der einfallenden Leistungsdichte treten zwei Spannungsmaxima entlang der Länge des Divertors auf. Die Gesamtverformung des Divertors wurde in einer ersten Betrachtung durch Aufsummieren der für jedes Element berechneten Deformierungen berechnet, in einem zweiten Schritt wurde die Wirkung von Stützelementen mit definierter Federkraft an elf Positionen entlang des Divertors berücksichtigt. Die Ergebnisse sind in Bild 2.3 dargestellt. Während im Fall ohne Stützelemente am freien Ende des Divertors eine Gesamtverformung von etwa 20 cm ermittelt wurde, tritt unter Berücksichtigung der Stützwirkung am äußeren "Strike-point" (Aufreffpunktes des Plasmas) eine Abweichung von 0.1 mm in Richtung des Plasmas von der ursprünglichen Lage

auf. Am inneren "Strike-point" dagegen wurde für die Materialkombination mit CX-2002U eine Verschiebung von etwa 4 mm berechnet, die die Vorgaben für ITER deutlich überschreitet.

In den Berechnungen von Yamazaki et al. [47] wies die Leistungsdichteverteilung auf dem Divertor nur ein Maximum (15 MW/m^2) auf. Im ersten Fall wurde die Konstruktion auf der Seite der maximalen Wärmebelastung fest eingespannt und in 250 mm Abstand durch Auflagerrollen unterstützt, im zweiten Fall wurde eine Unterstützung an dem dem Leistungsdichtemaximum entgegengesetzten Ende und in 250 mm Distanz davon simuliert. Die berechneten Verschiebungen sind in Bild 2.4 dargestellt. Während im ersten Fall (einseitig feste Einspannung) eine Verschiebung der Divertoroberfläche zur Plasmaseite um 0.016 mm und zur Rückseite um 0.072 mm berechnet wurde, ergab sich im zweiten Fall eine Abweichung von 0.244 mm aus der ursprünglichen Position in Richtung des Plasmas und 0.07 mm zur Rückseite des Divertors. Diese Werte liegen innerhalb der von ITER gesetzten Anforderungen bezüglich der Verformung des Divertors. Die berechneten Spannungen liegen unterhalb der Festigkeiten der Grundwerkstoffe.

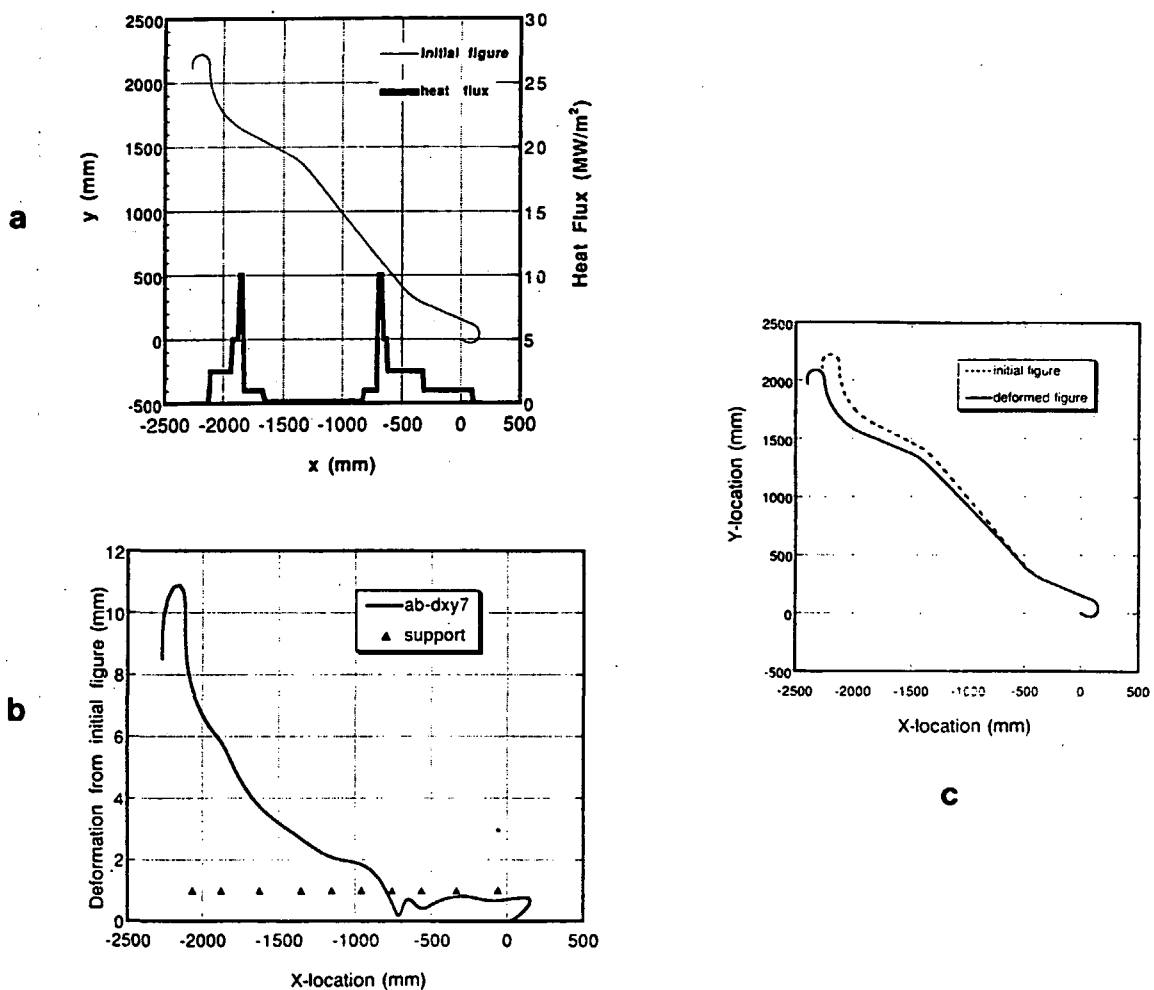


Abb. 2.3: Einfallende Wärmeflußverteilung (a) und berechnete Verformung des Divertors mit (b) und ohne (c) Unterstützung (nach [46])

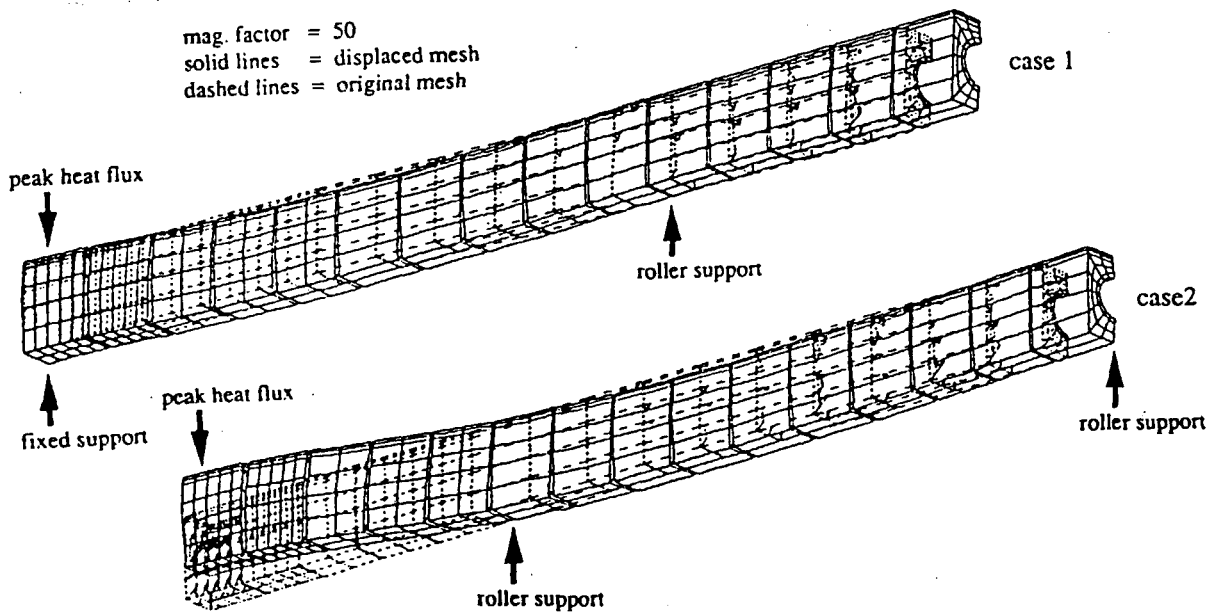


Abb. 2.4: Berechnete Verformung des Divertors mit einseitig fester Einspannung (1) und Unterstützung durch zwei Auflager (2) (nach [47])

2.3 Ergebnisse aus bisherigen Wärmeflußexperimenten

Zur Charakterisierung des thermomechanischen Verhaltens gefügter Divertorproben wurden Wärmeflußexperimente mit unterschiedlichen Testparametern durchgeführt. Allgemein lassen sich zwei Arten von Tests unterscheiden:

- schrittweise Steigerung des aufgetragenen Wärmeflusses zur Ermittlung des maximalen Wertes, oberhalb dessen eine Schädigung der Probe eintritt
- zyklische Beaufschlagung bei konstanter Leistungsdichte

Experimente mit schrittweise ansteigendem Wärmefluß

Das thermische Verhalten von Flachziegel-Divertormodulen mit Schutzziegeln aus isotropem Feinkorngraphit (Handelsbezeichnung: CL1116) bzw. dem CFC-Material Aerolor 05 (Hersteller beider Werkstoffe: Le Carbone Lorraine, Frankreich) wurde von Šmid et al. untersucht [45,51]. Die Schutzziegel waren mit Hilfe eines Hochtemperaturlotes auf eine 2 mm dicke Zwischenschicht aus TZM gelötet, welche durch ein niedrigerschmelzendes Lot mit einer TZM-Wärmesenke verbunden war. Die beobachteten Oberflächentemperaturen bei Belastung mit 10 MW/m^2 betrugen etwa 1900°C für die Probe mit Graphit-Schutzziegeln und etwa 1750°C für CFC-Ziegel. Wärmeflüsse bis 12.3 MW/m^2 führten zu keinen Veränderungen des thermischen Verhaltens der Divertormodule. Nach Beaufschlagung mit 14 MW/m^2 und insgesamt 4 Pulsen zwischen 100 und 500 s Pulslänge wurde an der Probe mit CFC-Ziegeln Spaltbildung zwischen

dem CFC und der Wärmesenke beobachtet. Dieser Befund wurde als Hinweis auf die hohen Spannungen, die nach den Ergebnissen der Finite-Elemente-Berechnungen in der Fügezone zu erwarten sind, beurteilt. Als Folge des verringerten thermischen Kontaktes des CFC-Ziegels zur Wärmesenke wurden Aufschmelzen der Lötverbindung zwischen CFC und TZM sowie eine Schädigung des zweiten Lotes unterhalb der TZM-Zwischenschicht gefunden.

Eine Monoblock-Divertorkomponente mit Schutzziegeln aus pyrolytischem Graphit ("Pyroid" der Firma Toyo Tanso, Japan) und einem Kühlrohr aus dispersiongehärtetem Kupfer (Glidcop) wurde von Cardella et al. [52] in der Elektronenstrahlanlage FE-200 (Cadarache, Frankreich) [53] mit homogener Wärmeflußverteilung thermisch beaufschlagt. Bei einmaliger Belastung mit 16 MW/m^2 betrug die Oberflächentemperatur etwa 2500°C . Weder an der Probenoberfläche noch an der Fügeverbindung zwischen Kühlrohr und Schutzziegel traten Schäden auf. An einigen Ziegeln wurden jedoch bereits bei niedrigen Leistungsdichten erhöhte Oberflächentemperaturen beobachtet, was Cardella et al. auf herstellungsbedingte Fehler in der Lötzone zurückführten.

Schlosser et al. [40] beaufschlagten an der Elektronenstrahlanlage FE-200 eine Macroblock-Divertorprobe (Ziegel aus dem CFC-Werkstoff SEPCARB N112, Kühlrohr aus Kupfer bzw. Molybdän) mit Wärmeflüssen bis 34 MW/m^2 . Die gemessene Oberflächentemperatur betrug bei 14 MW/m^2 und homogener Leistungsdichteverteilung etwa 1600°C . Bei Belastung mit inhomogenem Wärmefluß (Maximalwert 34 MW/m^2 , Mittelwert 10 MW/m^2) lag die Oberflächentemperatur bei etwa 2000°C . Bei diesen Experimenten traten keine Schädigungen an den Proben auf.

Zyklische thermische Beaufschlagung

Experimente zur Untersuchung des thermischen Ermüdungsverhaltens von Flachziegel-Divertorproben (Aerolor 05-Ziegel mit TZM-Zwischenschicht auf einer TZM-Wärmesenke) wurden von Šmid et al. durchgeführt [45,51]. Nach zyklischer Belastung mit homogener Wärmeflußverteilung bei 7.7 MW/m^2 über 1000 Pulse (45 s Pulsdauer) trat keine Schädigung auf. Weiter Zyklierungen erfolgten bei 9 und 12 MW/m^2 Leistungsdichte. Nach 910 Zyklen bei 9 MW/m^2 zeigte sich in der Fügeverbindung zwischen dem CFC und dem TZM beginnende Spaltbildung und Ablösung des CFC von der Wärmesenke. Nach 215 Zyklen bei 12 MW/m^2 versagte ein weiterer Ziegel auf der Probe durch Rißbildung in der zwischen CFC und dem TZM-Körper befindlichen Interlayer.

Eine Satteltyp-Divertorprobe (CX-2002U auf einer Wärmesenke aus Kupfer) wurde von Araki et al. [54] in der Elektronenstrahlanlage JUDITH am Forschungszentrum Jülich zyklisch beaufschlagt. Nach 1000 Zyklen bei einem homogenen Wärmefluß von 10 MW/m^2 wurde in der Verbindungszone zwischen dem CFC und der Wärmesenke beginnende Materialtrennung entdeckt.

Araki et al. [54] untersuchten auch das Ermüdungsverhalten von Monoblocks. Eine Probe (Ziegel aus CX-2002U mit Kühlrohr aus hochwärmeleitfähigem sauerstofffreiem Kupfer) wurde in der Elektronenstrahlanlage JEBIS (Mito, Japan) [55] Leistungsdichten bis 32 MW/m^2 ausgesetzt. Das Profil des einfallenden Wärmeflusses war inhomogen, entsprechend den für ITER erwarteten Leistungsdichteverteilungen. Die Halbwertsbreite betrug 19 mm, während für ITER etwa 30 mm erwartet werden [54]. Es wurde eine Belastung simuliert, die dem "Sweepen" des Plasmas, d.h. der niederfrequenten Variation des "Strike-points" entspricht (Sweeping-Frequenz 1 Hz, Ablenkung $\pm 10 \text{ cm}$). Die Probe überstand 1000 Zyklen mit jeweils 30 s Pulslänge ohne Versagen.

Suzuki et al. [56] belasteten eine identische Monoblock-Divertorkomponente mit einem homogenen Wärmefluß von 15 MW/m^2 über 1000 Zyklen. Auch in diesem Experiment wurde keine Schädigung an dem Modul beobachtet.

Verschiedene Materialkombinationen im Monoblock-Design wurden von Cardella et al. [52] untersucht. Die plasmaseitigen Werkstoffe waren kohlefaserverstärktes Kohlenstoffmaterial (Aerolor 05) und pyrolytischer Graphit (Pyroid). Die Kühlrohre bestanden aus Molybdän, TZM oder aus dispersiongehärtetem Kupfer (Glidcop). Es wurden insgesamt vier Proben untersucht. Die Beanspruchungsparameter und die Ergebnisse für die verschiedenen Materialkombinationen sind in Tabelle 2.3 zusammengefaßt.

Werkstoffkombination	Wärmefluß (MW/m^2)	Zyklenzahl
Aerolor 05/TZM	15	1000
	13	1700
Pyroid/Glidcop	13	1000
Aerolor 05/Molybdän	11	700
Pyroid/Molybdän	11	1000

Tab. 2.3: Beanspruchungsparameter der zyklischen thermischen Belastung (nach [52])

Thermozyklierversuche wurden bei 15 MW/m^2 , 13 MW/m^2 und 11 MW/m^2 Leistungsdichte durchgeführt. In allen Zyklieperimenten traten an den Proben keine funktionsbeeinträchtigenden Schäden auf.

Eine Macrobloc-Divertorprobe (SEPCARB N112 mit Kühlrohr aus Kupfer bzw. Molybdän) wurde von Schlosser et al. [40] zyklisch beaufschlagt. Die Belastung mit inhomogenem Wärmefluß (Maximalwert 34 MW/m^2 , Mittelwert 10 MW/m^2) über 300 Zyklen führte lediglich zu geringer Erosion an der Probenoberfläche. In Zyklieperimenten mit homogener Leistungsdichteverteilung wurden nach 1000 Zyklen bei 11 MW/m^2 keine Schädigungen beobachtet.

3. Probenbeschreibung

Das Design der in der vorliegenden Arbeit untersuchten Divertormodule wurde vom NET-Team, Garching, entwickelt [10], die Fertigung erfolgte durch das Metallwerk Plansee (Reutte, Österreich). Das Konzept stellt einen Flachziegel-Typ dar, bestehend aus einem metallischen Körper als Wärmesenke mit plasmaseitig aufgelöteten ebenen Ziegeln. Es wurden 4 Einzelrohrkomponenten und eine prototypische Divertorprallplatte hergestellt und Wärme flu ß experimenten unterzogen.

Die Divertorproben bestehen aus einer Wärmesenke aus der Molybdän-Legierung TZM mit einem Kühlrohr aus einer Molybdän-Rhenium-Legierung und besitzen auf der dem Wärmestrom zugewandten Seite Ziegel aus kohlefaserverstärktem Kohlenstoffmaterial (CFC), die mittels eines Hochtemperaturlotes aufgelötet wurden. Die Bezeichnungen, die chemische Zusammensetzung und die wichtigsten thermophysikalischen und mechanischen Parameter der verwendeten Werkstoffe und Lote sind in den Tabellen 3.1 und 3.2 dargestellt.

Material/ Hersteller	chem. Zusammen- setzung (gew%)	Dichte (g/cm ³)	Wärmeleit- fähigkeit bei RT (W/mK)	lin. therm. Aus- dehnungskoeff. bei RT ($\times 10^{-6}/K$)	Zugfestigkeit bei RT (MPa)
CFC-Ziegel Aerolor 05 (A05)/ Le Carbone Lorraine (Frankr.)	100.0 C	1.8	234 ± 76	1.1 ± 8.0	9 ± 54
Körper, Interlayer TZM/ Metallwerk Plansee (Österr.)	99.3 Mo 0.5 Ti 0.08 Zr 0.025 C	10.25	125	5.3	800 (rekrist.: 600)
Kühlrohr Mo41Re/ Metallwerk Plansee (Österr.)	59 Mo 41 Re	12.88	60	5.6	1100

Tab. 3.1: Werkstoffdaten der verwendeten Materialien der Divertorkomponenten (aus [57])

Verbindung von	Lot	chem. Zusammensetzung (gew%)	Löttemperatur (°C)
CFC / TZM	Zr	100 Zr	1550-1852
TZM / TZM	CuPd	82 Cu, 18 Pd	1100

Tab. 3.2: Eigenschaften der verwendeten Lote (aus [58])

3.1 Einzelrohrkomponenten

In Abbildung 3.1 ist ein schematischer Querschnitt der Einzelrohrkomponenten K1-K4 dargestellt. Basierend auf dem Konzept des Flachziegel-Typs wurden 2 verschiedene Varianten (mit bzw. ohne TZM-"Interlayer") entwickelt, welche in Bild 3.1 mit A (mit TZM-"Interlayer", K1, K2 und K4) und B (ohne TZM-"Interlayer", K3) bezeichnet sind.

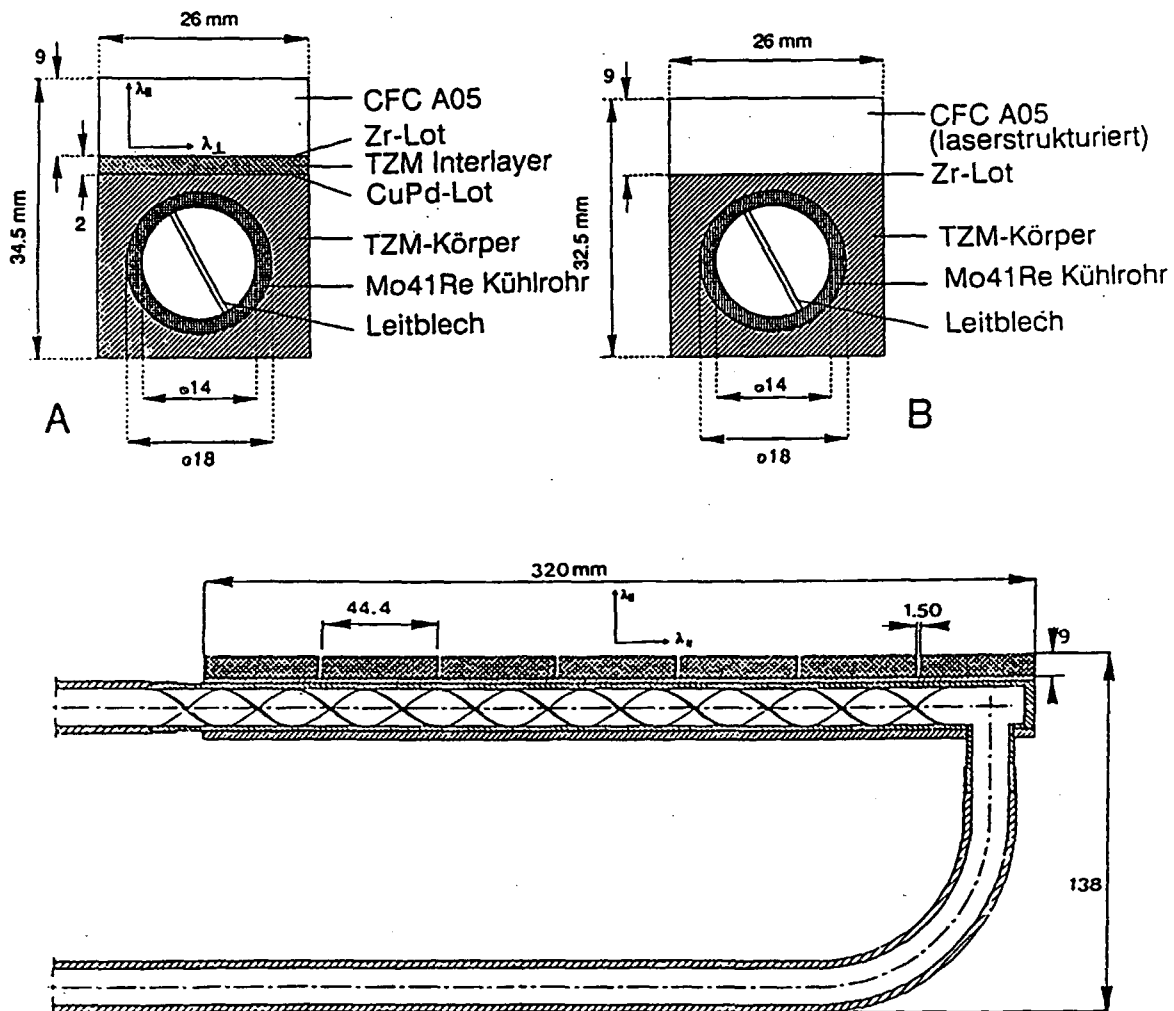


Abb. 3.1: Schematischer Querschnitt der Einzelrohrkomponenten
 Design A mit TZM-Interlayer (Proben Nr. K1, K2 und K4)
 Design B ohne TZM-Interlayer (Probe Nr. K3)
 Orientierung des CFC: λ_H : Richtung hoher Wärmeleitfähigkeit
 λ_L : Richtung niedriger Wärmeleitfähigkeit

Der kohlefaserverstärkte Kohlenstoffwerkstoff (CFC) der dem Wärmestrom zugewandten Ziegel ist ein zweidirektionales, sogenanntes "felt-type"-Material. Dieses besteht aus kurzen Fasern und weist, bedingt durch den Herstellungsprozeß, anisotrope mechanische und thermische Eigenschaften auf (vgl. Tab. 3.1). Das Symbol "||" bezeichnet die Materialeigenschaften parallel zu den Vorzugsrichtungen der Fasern, "⊥" in der dazu senkrechten Richtung. Die Orientierung des CFC in den Ziegeln ist in Bild 3.1 dargestellt.

In die TZM-Körper sind an mehreren Positionen Bohrungen von 1.2 mm Durchmesser für Thermoelemente eingebracht, um während der Belastung die Temperaturverteilung im Probeninneren zu ermitteln. Als Meßfühler wurden sogenannte "Nicrosil/Nisil"-Mantelthermoelemente (Typ N) mit 1.0 mm Durchmesser der Firma Philips verwendet [59]. Die Thermoelemente werden mit Hilfe eines Federmechanismus, welcher an einer Kupferplatte im Strahlschatten der Komponenten befestigt ist, in die Bohrungen gedrückt und zusätzlich mit Graphitkleber eingeklebt, um einerseits den thermischen Kontakt zur Probe zu verbessern und andererseits die mechanische Stabilität der Positionierung zu gewährleisten. Die Lage der Thermoelement-Bohrungen in den Komponenten K1-K4 sind aus Abb. 3.2 ersichtlich.

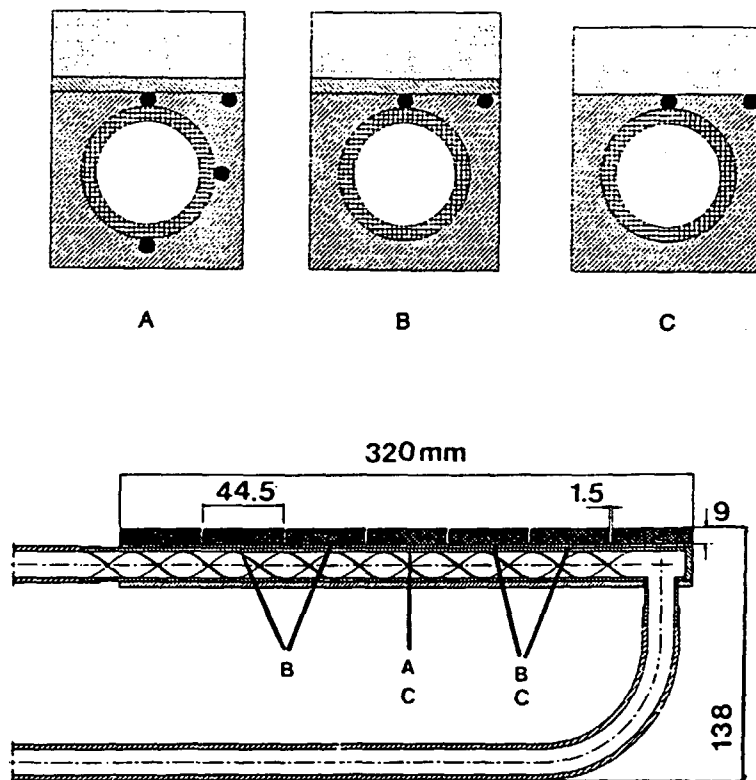


Abb. 3.2: Positionen der Thermoelemente der Einzelrohrkomponenten

3.1.1 Design mit TZM-Interlayer (Komponenten Nr. K1, K2 und K4)

Das Fügen der CFC-Ziegel auf die TZM-Wärmesenke der Divertormodule mit TZM-"Interlayer" (Design A in Abb. 3.1) erfolgt in zwei Lötsschritten. Im ersten Schritt werden Ziegel aus Aerolor 05 mit den Dimensionen $28 \times 48 \times 10 \text{ mm}^3$ mit Hilfe eines Zirkonium-Hochtemperaturlotes auf ein etwa 2.5 mm dickes TZM-Substrat ("Interlayer") aufgelötet. Diese Lötung erfolgt bei Temperaturen im Bereich zwischen 1550°C und 1852°C im Hochvakuum (Druck $< 10^{-4}$ mbar). Während der Abkühlphase verbiegt sich der Verbundkörper aufgrund der unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten der beiden Werkstoffe. Um die resultierende Deformation auszugleichen, werden die Oberflächen des CFC/TZM-Verbundes anschließend plangefräst, wobei der Verbundkörper auf die Abmessungen $26 \times 45 \times 9 \text{ mm}^3$ reduziert wird. Im zweiten Lötsschritt wird der CFC/TZM-Ziegel mit Hilfe einer Kupfer-Palladium-Legierung (18 gew% Pd) bei Temperaturen von etwa 1100°C unter Vakuumbedingungen auf den TZM-Körper gelötet.

Ein in den TZM-Körper durch heißisostatisches Pressen ("Hippen") eingebrachtes Rohr aus einer Molybdän-Rhenium-Legierung (41 gew% Re) mit 14 mm Innendurchmesser und 2 mm Wandstärke ermöglicht aktive Kühlung mit Wasser. Die Molybdän-Rhenium-Legierung wurde deshalb gewählt, da dieser Werkstoff auch im vollständig rekristallisierten Zustand eine hohe Duktilität aufweist und dadurch im Störfall maximale passive Sicherheit gegen Wasseraustritt gewährleistet ist. Im Kühlrohr befindet sich ein sog. Leitblech aus Edelstahl, welches die Konvektion im Kühlwasser verbessert und dadurch den kritischen Wärmefluß der Komponente erhöht. Die Steigung des Leitblechs, welche charakterisiert ist durch das Verhältnis von Höhendifferenz Δh pro Umdrehung des Blechstreifens zu innerem Rohrumfang $\pi \cdot d_i$, beträgt 2.

Während des zweiten Lötsschrittes werden auch das Leitblech, die Anschlußstücke sowie das Endstück mit Hilfe des CuPd-Lotes an das MoRe-Kühlrohr gefügt.

Die Komponenten besitzen eine Gesamtlänge von 320 mm, die Länge der einzelnen CFC-Ziegel, von denen jeweils 7 Stück auf die Einzelrohrkomponenten gelötet sind, beträgt 44.5 mm, ihre Breite 26 mm. Die Dicke des CFC-Materials ist 9 mm. Zwischen den einzelnen Ziegeln ist ein Spalt von 1.5 mm Breite vorhanden. Überschüssiges Lot in dem Spalt und an den Seiten der Komponenten wurde durch Fräsen entfernt.

Durch die zwischen dem CFC-Material und dem TZM-Körper befindliche Zwischenschicht werden thermomechanische Spannungen in der Zr-Lotzone aufgrund der unterschiedlichen thermischen Ausdehnung der Werkstoffe reduziert. Die Interlayer besitzt zwar den gleichen Ausdehnungskoeffizient α wie der TZM-Körper, weist gleichzeitig aber eine wesentlich geringere Biegesteifigkeit auf als der TZM-Körper. Die Interlayer kann daher die unterschiedliche Ausdehnung während der Abkühlphase durch Verbiegen ausgleichen. Die während der zweiten Lötstufe entstehenden thermomechanischen Spannungen werden vor allem von der Interlayer selbst und vom CuPd-Lot, welches eine hohe Duktilität besitzt, aufgenommen und durch plastische Verformung teilweise abgebaut, so daß in der vergleichsweise spröden Zr-Lotzone nur geringe Spannungen entstehen.

Ein weiterer Vorteil des Designs mit TZM-Interlayer ist die Möglichkeit, defekte oder erodierte CFC-Ziegel am Divertor eines Tokamakreaktors "in situ", d.h. mit Hilfe ferngesteuerter Einrichtungen im Einschlußgefäß ohne Demontage größerer Teile des Divertors, erneuern zu können. Hierzu wird der CFC/Interlayer-Verbund an der CuPd-Lotverbindung durch Aufheizen auf die Schmelztemperatur des Lotes (etwa 1100°C) gelöst, der defekte Ziegel abgehoben und ein neuer CFC/Interlayer-Verbund mittels CuPd-Lotes aufgelötet. Dieses Verfahren wird auch als "De- und Rebrazing" bezeichnet.

An einer Komponente (Komponente K4) wurde an einem Ziegel (Ziegel Nr. 5) eine Reparatur durch "De- und Rebrazing" simuliert. Durch induktives Aufheizen der CuPd-Lötverbindung bis zum Schmelzpunkt des Lotes wurde der CFC/Interlayer-Verbund gelöst und eine neue CFC/Interlayer-Einheit mittels CuPd-Lotes aufgelötet.

Den positiven Aspekten des Designs mit Interlayer steht andererseits ein wesentlicher Nachteil gegenüber. Durch den vergrößerten Abstand zwischen CFC-Ziegel und Kühlrohr erhöht die Interlayer den thermischen Widerstand der Komponente und bewirkt dadurch höhere Oberflächentemperaturen. Um den Wärmetransport durch den Divertormodul zu vergrößern und dadurch die unter thermischer Belastung resultierenden Oberflächentemperaturen zu senken, wurde ein Design ohne TZM-Interlayer entwickelt.

3.1.2 Design ohne TZM-Interlayer (Komponente Nr. K3)

Für das Fügen der CFC-Ziegel auf die TZM-Wärmesenke ohne Zuhilfenahme einer Interlayer wurde eine neue Technologie entwickelt [33]. Wegen der hohen Biegesteifigkeit der Wärmesenke mit dem durch Hippen eingebrachten Kühlrohr können die während der Abkühlphase nach dem Löten aufgrund der unterschiedlichen thermischen Ausdehnung der Werkstoffe entstehenden Spannungen in der Fügezone nicht mehr durch Verformung abgebaut werden. Daher steht das Zr-Lot bei direkt auf den TZM-Körper gefügten CFC-Ziegeln unter hohen Spannungen, die teilweise vorzeitiges Ablösen der CFC-Ziegel unter thermischer Belastung oder sogar spontanes Abplatzen der Ziegel unmittelbar nach dem Lötprozeß oder bei der nachfolgenden mechanischen Bearbeitung bewirken. Hierbei wurde festgestellt, daß die Ablösung der Ziegel durch Rißbildung innerhalb der Lotzone erfolgte. Daher wurde eine Methode gesucht, mit deren Hilfe die mechanische Festigkeit der Fügeverbindung erhöht und der Rißausbreitung innerhalb des Lotes entgegengewirkt wird. Dies wird durch Strukturierung der lotseitigen CFC-Oberfläche bewirkt. In diese Oberfläche werden mit Hilfe eines Nd-YAG-Lasers konusförmige Vertiefungen mit etwa 50-500 µm Durchmesser und 100-750 µm Tiefe in etwa 500 µm Abstand eingebracht. Dadurch wird einerseits die vom Lot benetzte Oberfläche deutlich vergrößert, andererseits wirkt diese spezielle Topographie der Oberfläche einer Rißausbreitung innerhalb der Lotzone entgegen. Durch diese Mechanismen werden die mechanische Festigkeit der Lötverbindung und deren Stabilität unter zyklischer thermischer Belastung erhöht [33].

Nach der Laserstrukturierung werden die CFC-Ziegel mittels Zr-Lotes auf den TZM-Körper gefügt. Dieser Lötprozeß findet, wie bei den mit TZM-Interlayer gefertigten Modulen, bei

Temperaturen im Bereich zwischen 1550°C und 1852°C unter Vakuumbedingungen statt. Durch die unterschiedliche thermische Ausdehnung von CFC und TZM wird die Komponente während der Abkühlphase nach dem Lötten geringfügig gebogen. Die resultierende Deformation beträgt über die gesamte Länge des Divertormoduls (320 mm) weniger als 1 mm. In einem zweiten Lötsschritt werden mit Hilfe des CuPd-Lotes das Leitblech, die Anschlußstücke und das Endstück an das MoRe-Kühlrohr gelötet. Im Anschluß an das Fügen wird der Divertormodul plangefräst.

Wie die Komponenten mit TZM-Interlayer besitzt die "laserstrukturierte" Divertorprobe ohne Interlayer eine Gesamtlänge von 320 mm und eine Breite von 26 mm. Die Gesamthöhe beträgt 32,5 mm und ist damit 2 mm niedriger als bei den Proben mit Interlayer (Dicke der TZM-Interlayer: 2 mm). Auf der dem einfallenden Wärmefluß zugewandten Seite sind 7 CFC-Ziegel aufgelötet. Die Orientierung der CFC-Ziegel ist gleich wie bei den Modulen mit TZM-Interlayer. Die Dicke der Ziegel beträgt an den Rändern der Probe 9 mm und nimmt, bedingt durch die Deformation des Moduls während der Abkühlphase nach dem Zr-Lötprozeß und das anschließende Planfräsen, in der Mitte der Komponente auf 8 mm ab. Überschüssiges Lot an den Seiten der Divertorprobe und in den 1,5 mm breiten Spalten zwischen den einzelnen Ziegeln wurde durch Fräsen entfernt. Die Abmessungen des MoRe-Kühlrohres und des Leitblechs sind identisch mit denen der Module mit TZM-Interlayer.

3.2 Prototypische Divertorprallplatte

Diese prototypische Divertorprobe besteht aus 8 parallelen Rohren (4 Einzelrohren und einer Platte mit 4 Kühlkanälen), welche über einen Kollektor verbunden sind. Der Prototyp ist in Abb. 3.3 a-e) schematisch dargestellt.

Während die 4 Einzelrohre (R1-R4), mit Ausnahme der CFC-Orientierung und des fehlenden Leitblechs, nahezu identisch aufgebaut sind wie die Einzelrohrkomponenten, sind die anderen 4 Rohre (B1-B4) in einer Platte aus TZM mit 4 parallelen MoRe-Kühlrohren und aufgelöteten CFC-Ziegeln mit Interlayer zusammengefaßt. In diesen 4 Rohren befindet sich ebenfalls kein Leitblech. Auf der TZM-Platte und den Rohren R1 und R3 sind die CFC-Ziegel in derselben Orientierung aufgelötet wie bei den Einzelrohrkomponenten. Bei den Rohren R2 und R4 dagegen wurde die Orientierung der Ziegel um 90° gedreht (vgl. Abb. 3.3 e). Wegen der vorgegebenen Dimensionen des CFC-Materials, welches in der Richtung der schlechteren thermischen Leitfähigkeit nur eine Breite von 30 mm aufweist, betragen die Abmessungen der Ziegel bei den Rohren R2 und R4 26 x 22 mm (Breite x Länge). Die CFC-Dicke mißt bei allen Rohren 9 mm. Die Gesamtlänge des Prototyps ist 640 mm, die Breite 210 mm.

Wie bei den Einzelrohrkomponenten wurde das MoRe-Kühlrohr vor den Lötprozessen durch heißisostatisches Pressen mit dem TZM-Körper verbunden. Vor dem Lötten der CFC-Ziegel auf die TZM-Interlayer (Zr-Lotverbindung) wurde die lotseitige CFC-Oberfläche mit Hilfe eines Nd-YAG-Lasers in der oben beschriebenen Weise strukturiert, um die mechanische Festigkeit der Fügeverbindung zu erhöhen und Rißausbreitung innerhalb des Lotes entgegenzuwirken. Die

"laserstrukturierten" CFC/TZM-Verbunde wurden anschließend mit Hilfe des CuPd-Lotes auf die TZM-Körper gefügt. Die während dieses Lötsschrittes mittels CuPd-Lotes an die MoRe-Rohre gelöteten Anschlußstücke sind mit dem Kühlwasserkollektor aus Edelstahl (Abb. 3.3 a) durch Schweißen verbunden. Der Kollektor wird mit Hilfe eines zusätzlichen Y-Stückes an den Kühlwasserkreislauf angeschlossen.

Zusätzlich zu den vom Metallwerk Plansee eingebrachten Bohrungen für Thermoelemente, welche sich in den jeweils äußeren Rohren befinden, wurden weitere Thermoelementbohrungen (T1-T8) an verschiedenen, für den experimentellen Aufbau günstigeren Positionen an den inneren Rohren des Prototyps vorgesehen. Für die Ermittlung der unter Belastung mit fusionsrelevanten Wärmeflüssen resultierenden Temperaturverteilung im Inneren des Divertormoduls sind die am Rand liegenden Rohre deshalb weniger geeignet, weil über die jeweils freien Seiten Wärme durch Strahlung abgegeben werden kann, während die innenliegenden Rohre von den Nachbarrohren jeweils annähernd die gleiche Wärmemenge durch Strahlung aufnehmen, wie sie an diese abgeben. Die jeweiligen Thermoelementpositionen sind aus Abb. 3.3 b-d) ersichtlich.

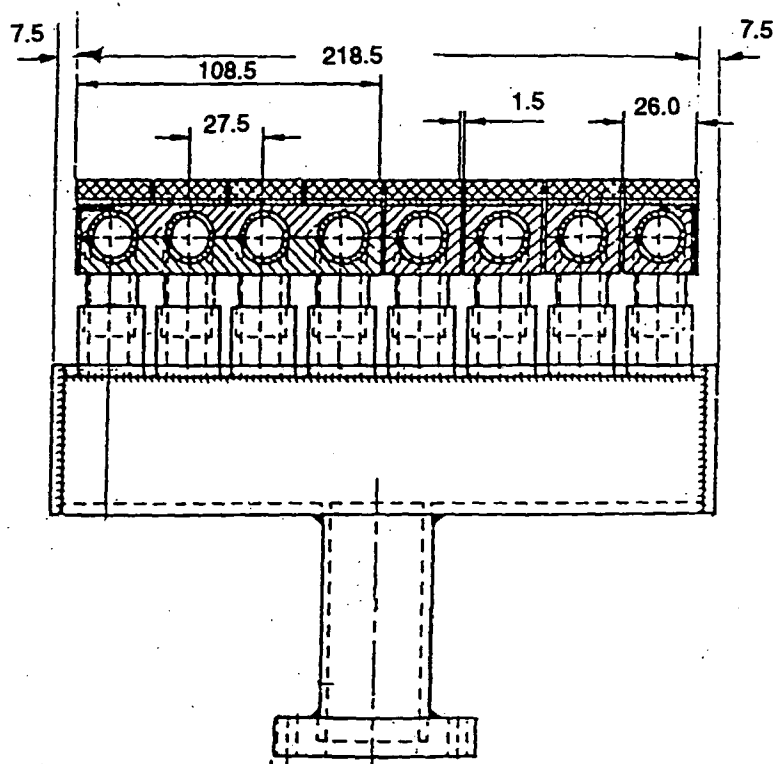


Abb. 3.3: a) Querschnitt durch den Divertorprototyp

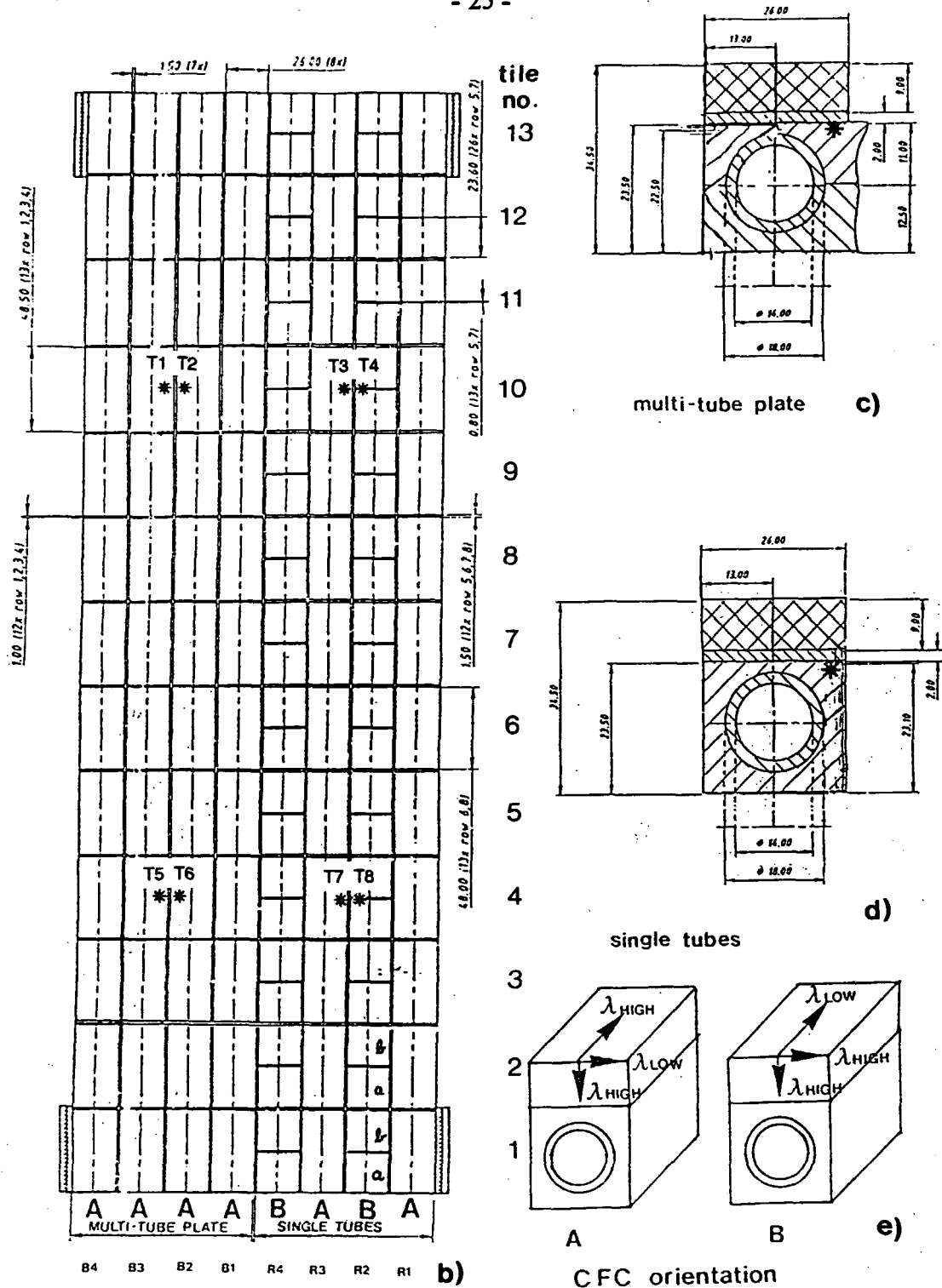


Abb. 3.3: b-e) Aufbau des Divertorprototyps

b) Ansicht der Probenoberseite mit den 4 Einzelrohren (R1-R4) und der Platte mit 4 Kühlkanälen (B1-B4); Position der Thermoelemente markiert (*)

c) schematische Darstellung der Platte im Querschnitt (Ausschnitt); Position der Thermoelemente markiert (*)

d) Querschnitt durch ein Einzelrohr; Position der Thermoelemente markiert (*)

e) Orientierung der CFC-Ziegel: λ_{HIGH} : Richtung der höheren Wärmeleitfähigkeit, λ_{LOW} : Richtung der niedrigeren Wärmeleitfähigkeit

4. Testanlagen

Die Einzelrohrdivertorkomponenten wurden an 3 verschiedenen Testanlagen mit Wärmequellen beaufschlagt, wie sie im Normalbetrieb für den Divertor von NET/ITER [14,20] erwartet werden: an der Ionenstrahltestanlage MARION ("Material Research Ion Beam Facility") am Institut für Plasmaphysik des Forschungszentrums Jülich, an der Elektronenstrahlanlage JUDITH ("Jülich Divertor Test Facility/Hot Cells") in den Heißen Zellen des Institutes für Werkstoffe der Energietechnik (IWE) des Forschungszentrums Jülich und an der Elektronenstrahlanlage JEBIS ("JAERI Electron Beam Irradiation Stand") am japanischen Atomenergieforschungsinstitut (Japan Atomic Energy Research Institute, JAERI). Diese drei Testanlagen werden im folgenden beschrieben.

4.1 Ionenstrahltestanlage MARION

4.1.1 Beschreibung der Anlage und Diagnostikeinrichtungen

Diese Testanlage, welche ursprünglich zur Entwicklung und Erprobung von Neutralteilcheninjektoren für den Tokamak TEXTOR am Forschungszentrum Jülich konzipiert worden war, steht seit ihrem Umbau 1986 auch für Materialtests zur Verfügung [60]. In MARION können sowohl passiv als auch aktiv gekühlte Proben einem Ionenstrahl von etwa $32 \times 40 \text{ cm}^2$ Durchmesser (horizontal x vertikal) ausgesetzt werden. Die Anlage ist schematisch in Abb. 4.1 dargestellt.

Die Anlage kann sowohl mit Wasserstoff bzw. Deuterium (^1H , ^2D), als auch mit Helium (^4He) betrieben werden, so daß je nach Art des verwendeten Gases ein Wasserstoff- oder Heliumstrahl erzeugt wird. Aus einer Ionenquelle werden positiv geladene Ionen mittels eines Extraktions- und Beschleunigungsgittersystems extrahiert. Im Neutralisator werden die Ionen durch Ladungsaustauschreaktionen mit Wasserstoff- bzw. Heliumgas neutralisiert, wobei der Neutralisationsgrad energieabhängig ist und bei den in den Experimenten verwendeten Energien für Wasserstoff zwischen etwa 70 und 80% und für Helium zwischen etwa 75 und 85% liegt. Im Gegensatz zur Neutralteilcheninjektion am Tokamak TEXTOR werden für Materialtests die Restionen aus dem Strahl nicht extrahiert, so daß hierbei kein reiner Neutralteilchenstrahl, sondern ein aus Neutralteilchen und Ionen zusammengesetzter Strahl zur Verfügung steht.

Durch exakte Justierung der Gitter an der Ionenquelle kann sowohl in horizontaler (x-) als auch in vertikaler (y-) Richtung ein gaußkurvenförmiges Strahlprofil eingestellt werden. Nach einer Länge von etwa 6 m trifft der Strahl auf ein wassergekühltes V-förmiges Target, an welchem kalorimetrisch die auftreffende Leistungsdichte und das vertikale Strahlprofil ermittelt werden können. Das horizontale Strahlprofil dagegen wird mit Hilfe eines Kupfer-Differentialkalorimeters hinter dem V-Target bestimmt. Über eine Schleuse können passiv gekühlte Proben dem Strahl ausgesetzt werden, ohne daß das Vakuum im gesamten Tank belüftet werden muß (Abb. 4.1); für Komponenten mit aktiver Kühlung kann diese Schleuse jedoch nicht genutzt werden.

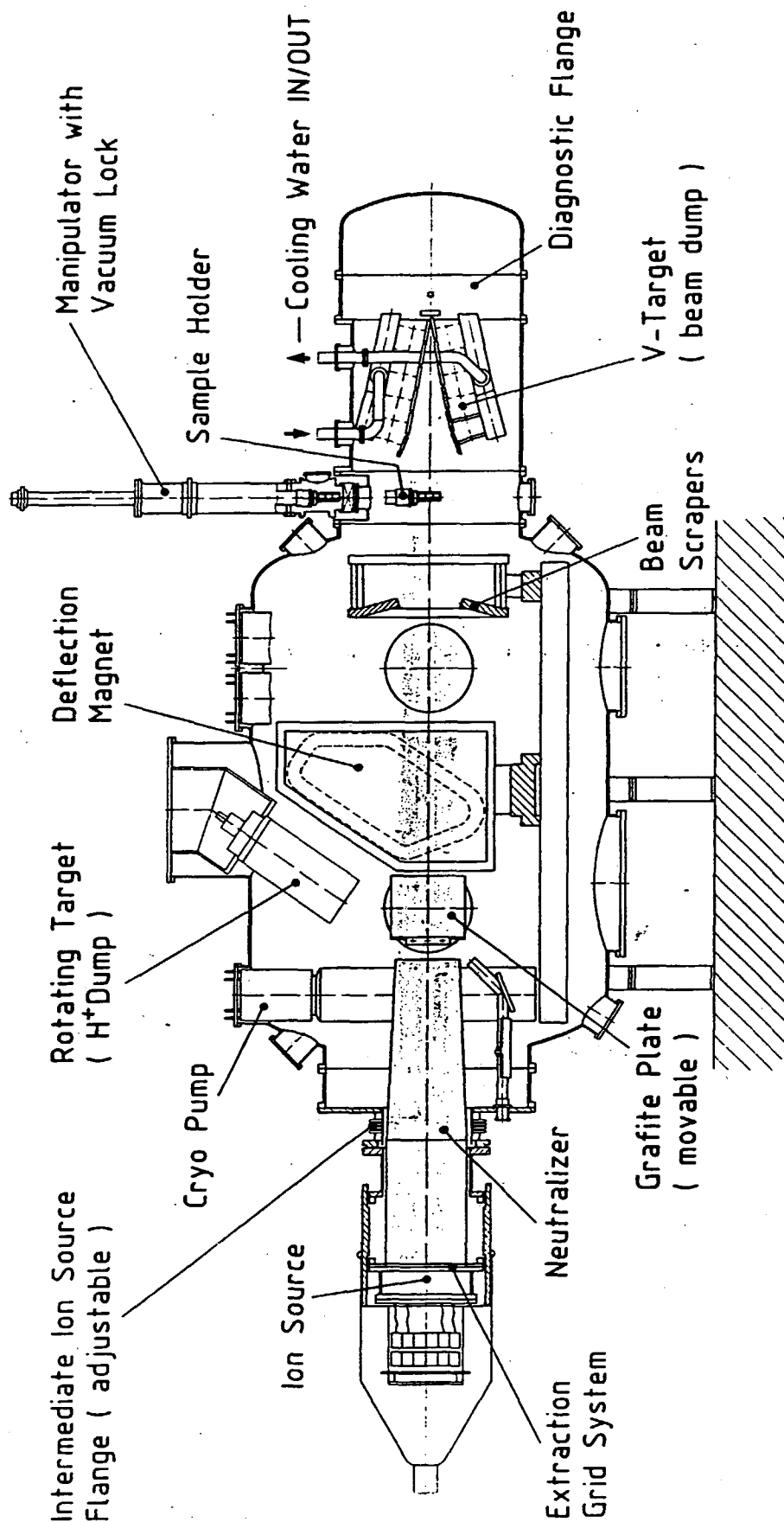


Abb. 4.1: Schematische Darstellung der Ionenstrahlanlage MARION

Einzelrohrdivertormodule werden daher an einem Flansch montiert und anstelle der Vakuumschleuse in den Tank eingesetzt. Für den Einbau des Divertorprototyps mußte der gesamte Testflansch modifiziert und eine spezielle Halterung konstruiert werden. Für die Experimente am Prototyp war außerdem eine Umgestaltung des Kühlwasserkreislaufes erforderlich.

Die Diagnostikeinrichtungen am Teststand umfassen zwei optische Pyrometer zur Messung von Oberflächentemperaturen im Bereich zwischen 300°C und 3500°C und einen Infrarot-Scanner zur Erfassung zweidimensionaler Oberflächentemperaturverteilungen. Zusätzlich können Signale von Thermoelementen in der Probe und von Dehnmeßstreifen, welche auf der Probenrückseite montiert sind, aufgezeichnet werden. Zur kalorimetrischen Bestimmung des Wärmeflusses durch die Komponenten werden während und nach der thermischen Belastung die Durchflußrate und der resultierende Temperaturanstieg des Kühlwassers gemessen. Während der Pulse werden die Proben mittels einer CCD-Kamera beobachtet, und jeder einzelne Puls wird auf Videoband aufgezeichnet. Die gesamten Daten werden außerdem digital gespeichert.

4.1.2 Strahlkalibrierung

Die vom Ionenstrahl erzeugte Leistungsdichte P_A ist primär eine Funktion der Beschleunigungsspannung U . Wegen des inhomogenen Strahlprofils jedoch ist die Leistungsdichte auch von der räumlichen Lage des betrachteten Punktes, (x,y,z) , abhängig: $P_A = f(U, (x,y,z))$. Sowohl das vertikale, als auch das horizontale Strahlprofil können näherungsweise durch Gaußkurven beschrieben werden. Die Änderung der Leistungsdichte im Strahlzentrum, wo aufgrund der als gaußkurvenförmig angenommenen vertikalen und horizontalen Strahlprofile das Maximum liegt, mit steigendem Abstand z von der Ionenquelle in Richtung der Strahlachse wird aus der Strahldivergenz und den Fokallängen in horizontaler und vertikaler Richtung berechnet. Die Leistungsdichte P_A als Funktion der Ortskoordinaten (x,y,z) sowie der Beschleunigungsspannung U kann mit Hilfe folgender Methoden bestimmt werden:

1. Ein theoretisches Verfahren [61] besteht in der Berechnung der Strahlgesamtleistung an der Ionenquelle aus den eingestellten elektrischen Strahlparametern und der Abschätzung der Verlustleistung an den im Strahlengang befindlichen Komponenten. Aus den horizontalen und vertikalen Fokallängen, der Strahldivergenz und unter Annahme ideal gaußkurvenförmiger Strahlprofile sowohl in horizontaler, als auch in vertikaler Richtung kann unter Berücksichtigung der Strahlverluste die an der Position der Proben bzw. am V-Target oder am Differentialkalorimeter auftreffende Leistungsdichteverteilung für jede Beschleunigungsspannung berechnet werden. In Abb. 4.2 ist die Leistungsdichte im Zentrum des Wasserstoffstrahls als Funktion des Abstandes von der Ionenquelle dargestellt.

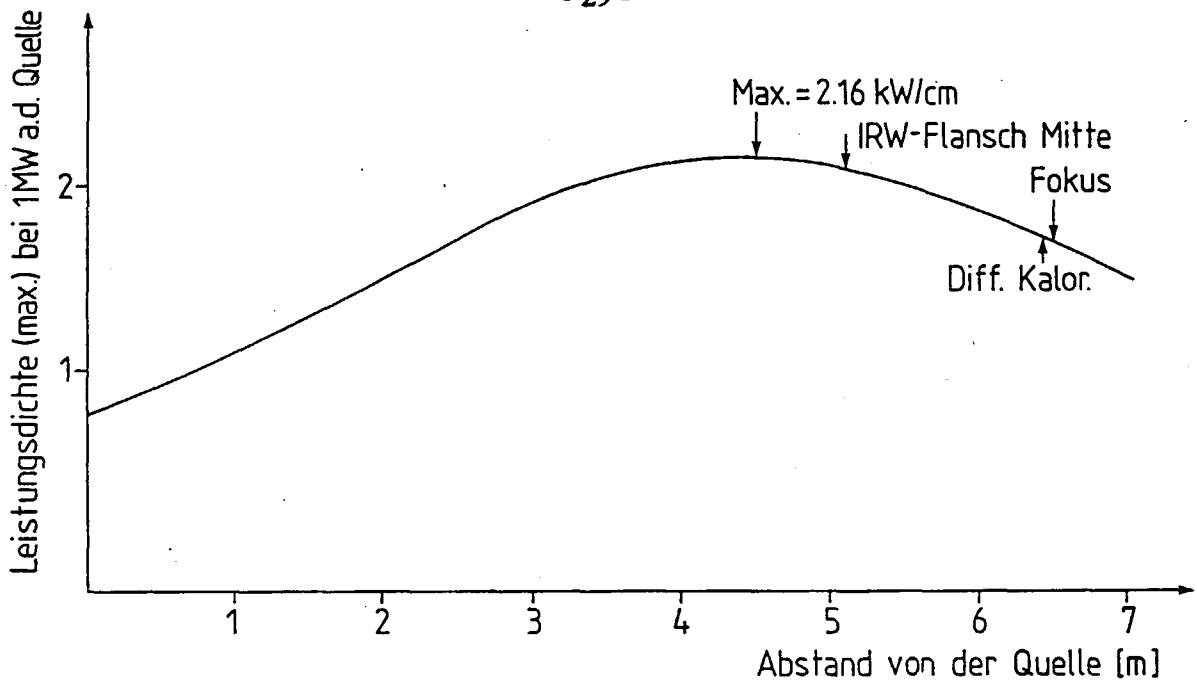


Abb. 4.2: Berechnete Leistungsdichte im Strahlzentrum als Funktion des Abstandes von der Ionenquelle für Wasserstoffstrahl

Die Kurve zeigt, daß die Leistungsdichte bei einer Entfernung z von der Ionenquelle von etwa 4.6 m ein Maximum aufweist, mit zunehmendem z jedoch wieder abfällt. Dies kann durch die entgegengesetzten Wirkungen von Strahlfokussierung und Divergenz erklärt werden. An der Position des Testflansches ($z = 5.13$ m), wo die Proben dem Ionenstrahl ausgesetzt werden, ist die Leistungsdichte nur geringfügig niedriger als der Maximalwert. Im Vergleich zu den am Differentialkalorimeter auftreffenden Wärmeffüssen ist die Leistungsdichte an der Position der Proben jedoch um etwa 22% höher. In Bild 4.3 ist die theoretisch berechnete Leistungsdichteverteilung an der Position der Proben ($z = 5.13$ m) für Wasserstoff- und Heliumstrahl dargestellt.

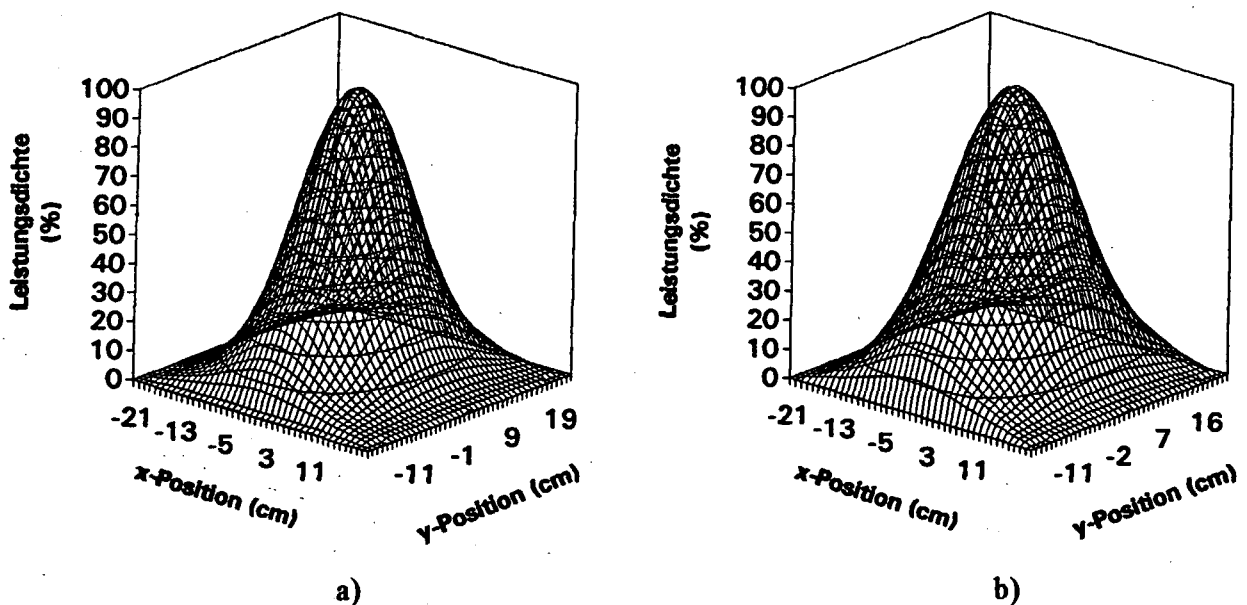


Abb. 4.3: Aus Strahldivergenz und Fokallängen berechnete Leistungsdichteverteilung an der Position der Divertorproben für (a) Wasserstoff- und (b) Heliumstrahl

2. Experimentell kann die am V-Target und am Differentialkalorimeter am Ende der Ionenstrahlanlage auftreffende Leistungsdichte entlang der horizontalen und vertikalen Strahlprofile kalorimetrisch ermittelt werden [60,61]. Die an den 12 wassergekühlten Kupferplatten des V-förmigen Targets gemessenen Werte stellen jedoch nicht die Leistungsdichte im Zentrum der jeweiligen Platte dar, sondern repräsentieren einen Mittelwert der Leistungsdichteverteilung auf der gesamten Platte. Daher wird mit Hilfe des als gaußkurvenförmig vorausgesetzten Strahlprofils auf den Wert im Zentrum jeder einzelnen Platte rückgerechnet. Der durch die V-Form des Targets bedingte unterschiedliche Abstand z der Kupferplatten von der Ionenquelle wird berücksichtigt, indem die für die Zentren der Kupferplatten berechneten Werte der Leistungsdichte auf die z -Position des Differentialkalorimeters hinter dem V-Target reduziert und diese Werte für die Erstellung des vertikalen Strahlprofils verwendet werden.

An dem hinter dem V-Target befindlichen Kupfer-Differentialkalorimeter wird an 40 Meßpunkten die auftreffende Leistungsdichte gemessen. Da die z -Position für alle Meßpunkte gleich ist, können die gemessenen Werte direkt zur Erstellung des horizontalen Strahlprofils verwendet werden. Die am V-Target und am Differentialkalorimeter gemessenen Strahlprofile sind in Bild 4.4 dargestellt.

Aus den Strahlprofilen kann unter Berücksichtigung der z -Abhängigkeit der Leistungsdichte auch die Leistungsdichteverteilung an der Position der Proben berechnet werden.

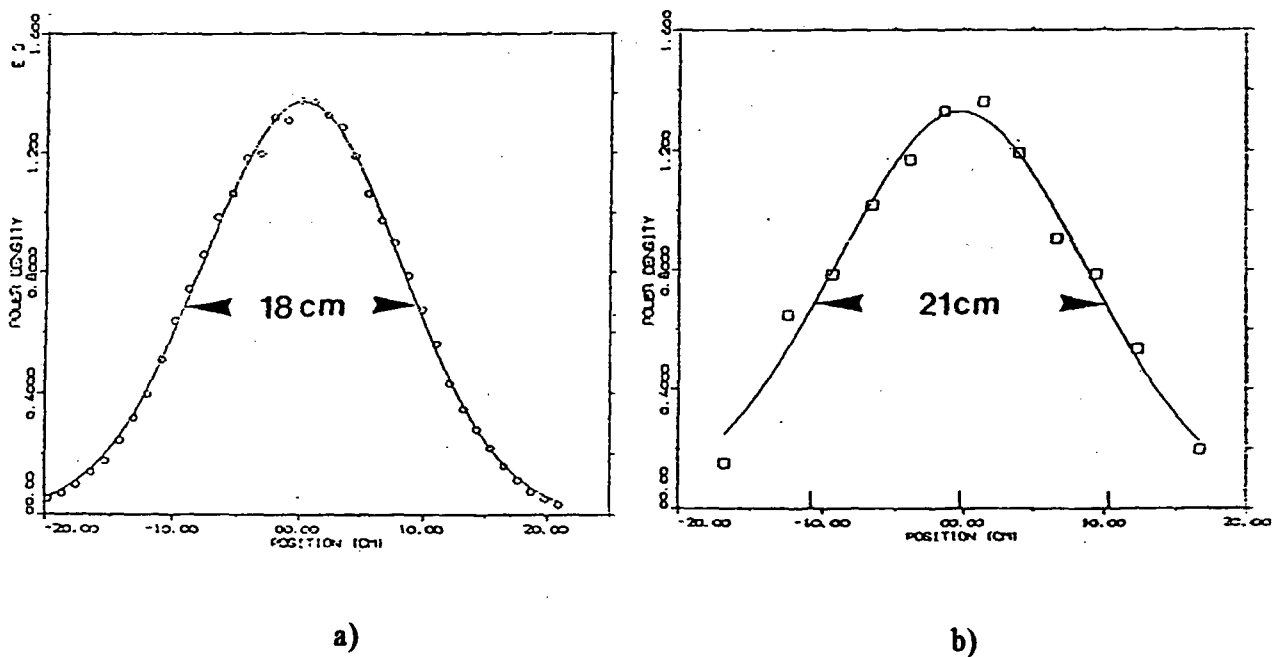


Abb. 4.4: Horizontales (a) und vertikales (b) Strahlprofil, gemessen am Differentialkalorimeter (a) bzw. am V-Target (b) (Werte reduziert auf die z -Position des Differentialkalorimeters)

3. Zur kalorimetrischen Bestimmung der zweidimensionalen Leistungsdichteverteilung des Wasserstoff-Ionenstrahls an der Position der Divertorproben wurde eine segmentierte, mit Thermoelementen instrumentierte Platte aus Feinkorngraphit dem Strahl ausgesetzt und aus der resultierenden Temperaturverteilung auf der Platte die Leistungsdichteverteilung berechnet. Die aus dem Beschuß mit Wasserstoffteilchen resultierende Temperaturerhöhung wurde mit Thermoelementen in den einzelnen Würfeln der segmentierten Platte entlang der vertikalen Zentralachse ermittelt. Zusätzlich wurde die Oberflächentemperatur der Platte im Strahlzentrum mit Hilfe optischer Pyrometer gemessen und die zweidimensionale Temperaturverteilung mit einem Infrarot-Scanner aufgezeichnet. Die Ausgangstemperatur wurde mit Hilfe der Thermoelemente registriert.

Aus der Temperaturerhöhung eines Würfelements mit den Koordinaten (x,y) wird die aufgetroffene Energiedichte $E_A(x,y)$ nach folgender Formel berechnet:

$$E_A(x,y) = \int_{T_{\text{ausg}}}^{T_{\text{end}}(x,y)} \frac{m}{A} \cdot c(T) dT$$

mit: T Temperatur

T_{ausg} Ausgangstemperatur der Platte

$T_{\text{end}}(x,y)$ Endtemperatur nach Abschalten
des Strahls als Funktion der
Koordinaten (x,y)

$\frac{m}{A}$ Masse pro Flächeneinheit
des betrachteten Elements

$c(T)$ spez. Wärme des Graphits

Die Temperaturabhängigkeit der spezifischen Wärme $c(T)$ des Graphits wird hierbei durch ein Polynom 6. Grades angepaßt [61].

Aus der Energiedichte auf den einzelnen Würfeln der segmentierten Graphitplatte wird anschließend die zweidimensionale Leistungsdichteverteilung berechnet:

$$P_A(x,y) = E_A(x,y) / \Delta t$$

mit: Δt Pulslänge

Die auf diese Weise ermittelten horizontalen und vertikalen Strahlprofile zeigten gute Übereinstimmung mit den am Differentialkalorimeter und am V-Target gemessenen sowie mit der theoretisch berechneten Leistungsdichteverteilung. Die theoretisch bestimmte Überhöhung der Leistungsdichte an der Position der Proben gegenüber den am V-Target und am Differentialkalorimeter gemessenen Werten von etwa 22% wurde experimentell bestätigt. Sowohl das horizontale als auch das vertikale Strahlprofil kann durch eine Gaußkurve beschrieben werden.

Bei Kalibrierungsmessungen vor den Experimenten an Divertormodul K1 wurde eine Deformation des vertikalen Strahlprofils festgestellt. Das deformierte Profil wies keine Gaußkurvenform auf, vielmehr erschienen zwei Maxima, oberhalb und unterhalb des Strahlzentrums. Die Überhöhung der beiden Maxima gegenüber dem Wert im Zentrum des Strahls beträgt etwa jedoch nur 5%. Da diese, über einen weiten Bereich nahezu homogene Leistungsdichteverteilung keine Beeinträchtigung der Testergebnisse erwarten ließ, wurde die thermische Beaufschlagung dieses Divertormoduls mit dem deformierten Profil durchgeführt und der resultierende Wärme flu ß auf den einzelnen Ziegeln der Probe aus dem gemessenen Profil berechnet.

4.2 Elektronenstrahlanlage JUDITH

4.2.1 Beschreibung der Anlage und Diagnostikeinrichtungen

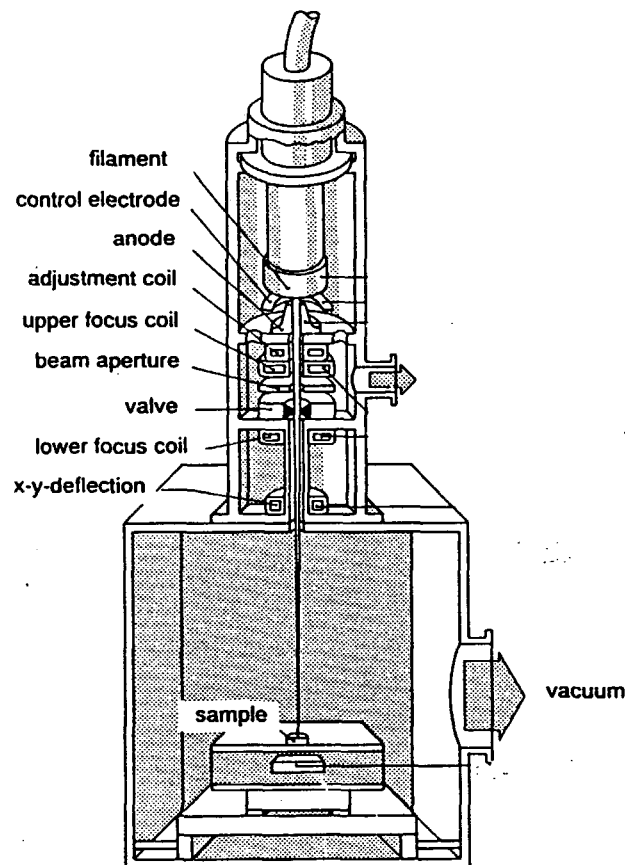


Abb. 4.5: Elektronenstrahlanlage JUDITH (schematisch)

Mit dieser 60 kW-Testanlage in den Heißen Zellen des Instituts für Werkstoffe der Energietechnik (IWE) des Forschungszentrums Jülich, die in Bild 4.5 schematisch dargestellt ist, können sowohl passiv, als auch aktiv gekühlte Proben fusionsrelevanten Wärmeflüssen ausgesetzt werden. Der Elektronenstrahl mit einem Durchmesser von 1-2 mm kann entweder zur Disruptionssimulation verwendet werden, wo extreme Energiedichten im Bereich einiger MJ/m^2 bei Pulslängen von 1-5 ms auf ungefähr 4 mm^2 der Probenoberfläche aufgebracht werden, oder zur Simulation der thermischen Belastungen im Normalbetrieb eines thermonuklearen Reaktors, wobei der Elektronenstrahl mit hoher Ablenkfrequenz (5 - 50 kHz) über eine größere Oberfläche der Proben (charakteristischerweise $10\text{-}100 \text{ cm}^2$) gerastert wird und die Pulslänge etwa 20-60 s beträgt. Die technischen Daten der Anlage sind in Tabelle 4.1 zusammengefaßt.

Die Diagnostikeinrichtungen an JUDITH umfassen zwei optische Pyrometer zur Messung der Oberflächentemperatur der Proben im Bereich von 200°C bis 3500°C , Kühlwasserkalorimetrie zur Ermittlung der durch die Proben abgeführten Leistung und eine CCD-Kamera mit Grauwertmessung zur Beobachtung der Proben während der einzelnen Pulse. Jeder einzelne Puls

wird auf Videoband gespeichert. Zusätzlich können die Signale von Thermoelementen in den Proben aufgezeichnet werden. Alle Daten werden mit Hilfe eines Computerprogramms zur Datenerfassung und -verarbeitung elektronisch gespeichert.

Beschleunigungsspannung	$\leq 150 \text{ kV}$
Strahlstrom	$\leq 400 \text{ mA}$
elektr. Leistung	$\leq 60 \text{ kW}$
Pulslänge	$\geq 1 \text{ ms}$
Anstiegszeit	$\leq 200 \text{ } \mu\text{s}$
Strahlablenkung	$\pm 50 \text{ mm in x,y}$
Ablenkfrequenz	$\leq 100 \text{ kHz}$
belastete Fläche	bis zu $100 \times 100 \text{ mm}^2$
Probendimensionen	typisch: $\leq 25 \times 100 \text{ mm}^2$, aktiv oder passiv gekühlt
Leistungsdichte *	abhängig von belasteter Fläche, für Divertortests typischerweise $\leq 24 \text{ MW/m}^2$

* höhere Leistungsdichten auf kleineren Flächen möglich (bis zu 60 kW auf 1 mm^2)

Tab. 4.1: Technische Daten der JUDITH-Elektronenstrahlanlage

4.2.2 Strahlkalibrierung

Die auf den Proben durch den gerasterten Elektronenstrahl erzeugte Leistungsdichte wird mittels einer zylindrischen Graphitprobe bestimmt, welche thermisch isoliert an einem Thermoelement aufgehängt ist. Aus der sich in der Graphitprobe nach Beschuß mit unterschiedlichen Beschleunigungsspannungen und Strahlströmen einstellenden Gleichgewichtstemperatur wird die absorbierte Energie und daraus die aufgetroffene Leistungsdichte ermittelt. Im Gegensatz zur Kalibrierung des Ionenstrahls in MARION dauert die Pulslänge bei den Kalibrierungsexperimenten in JUDITH nur einige ms, so daß die resultierende Temperaturerhöhung des Graphits nur wenige Grad beträgt und daher dessen thermische Eigenschaften als konstant angenommen werden können. Durch Variation der Beschleunigungsspannung, des Strahlstromes und der Pulslänge sowie der Ablenkfrequenzen kann die vom gerasterten Strahl auf den Proben erzeugte Leistungsdichte als Funktion der Strahlparameter bestimmt werden. Durch Verschieben der Graphitprobe wird die zweidimensionale Leistungsdichteverteilung ermittelt bzw. deren Homogenität überprüft. Hierbei zeigte sich, daß die Leistungsdichteverteilung bei den verwendeten Ablenkfrequenzen von 5 kHz in x- und 50 kHz in y-Richtung in dem durch Rastern beaufschlagten Bereich zwischen 0.5 und 20 MW/m^2 innerhalb der Meßgenauigkeit des Kalibrierungsverfahrens ($\pm 5\%$) homogen ist.

4.3 Elektronenstrahlanlage JEBIS

4.3.1 Beschreibung der Anlage und Diagnostikeinrichtungen

Im Gegensatz zu konventionellen Testanlagen, die mit einem Elektronenstrahl von einigen mm Durchmesser arbeiten, erzeugt JEBIS einen Strahl, dessen Durchmesser im Bereich von einigen mm bis etwa 10 cm einstellbar ist. Dies erfolgt durch Extraktion der Elektronen aus einem Plasma durch verschiedene Lochblenden. Die Maschine besitzt eine Gesamtleistung von 400 kW und kann sowohl zur Disruptions-, als auch zur Normalbetriebssimulation eingesetzt werden. Durch sog. "Sweepen" des Strahls, d.h. eine hochfrequente Ablenkung in einer Richtung um den Nullpunkt ist die Beaufschlagung von Flächen bis etwa 0.2 m² möglich. Für die Experimente in der vorliegenden Arbeit wurde zur Elektronenextraktion eine Einzellochblende verwendet, so daß der erzeugte Strahl eine Halbwertsbreite von etwa 5 x 9 cm² aufwies. Die JEBIS-Maschine ist in Abb. 4.6 schematisch dargestellt.

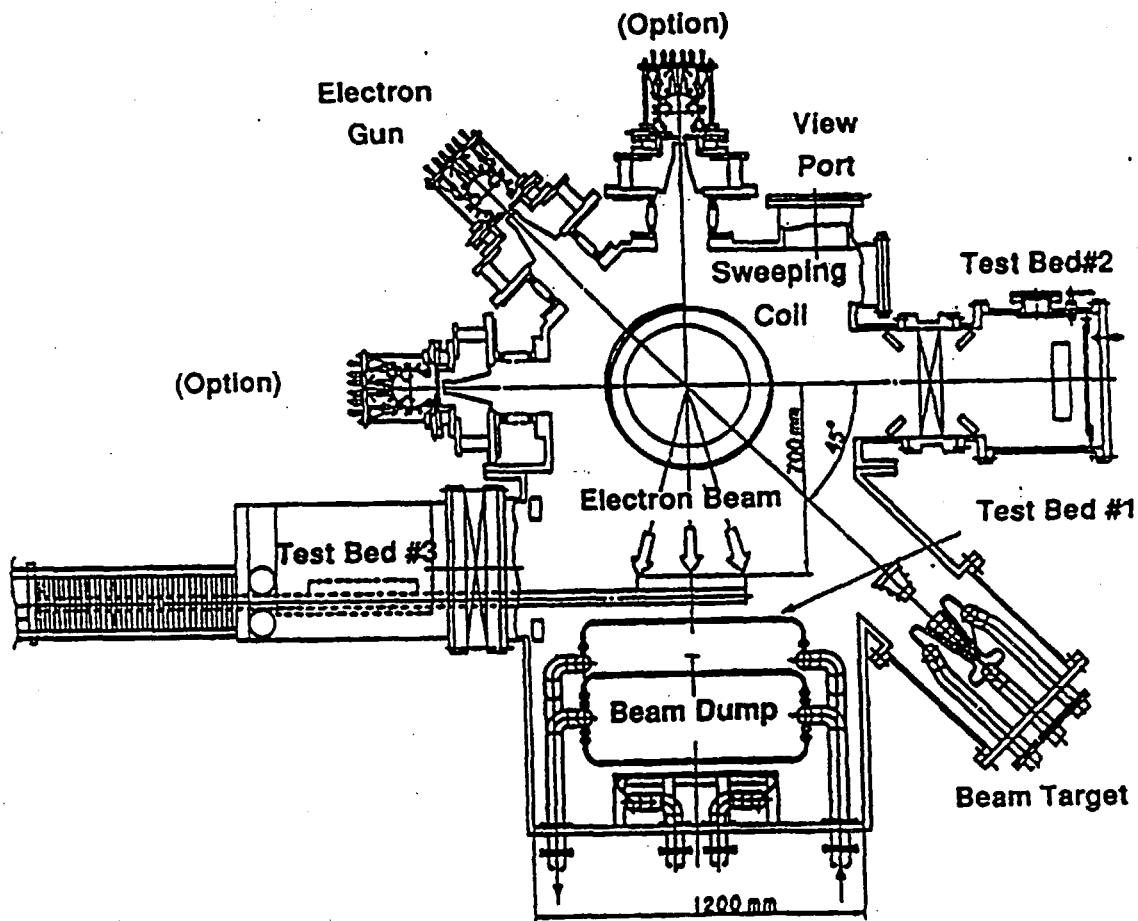


Abb. 4.6: JAERI Electron Beam Irradiation Stand (JEBIS)

Auch an dieser Anlage stehen zahlreiche Einrichtungen zur Charakterisierung des Probenverhaltens während der thermischen Belastung zur Verfügung. Die Temperaturen werden an der Probenoberfläche mit einem optischen Pyrometer (Meßbereich 1000-3500°C) und einer Infrarotkamera (bis 2000°C) gemessen, im Probeninneren mit Hilfe der an verschiedenen

Positionen eingebrachten Thermoelemente. Ein Durchflußmesser registriert die axiale Geschwindigkeit des Kühlwassers. Für die vorliegenden Experimente stand jedoch keine Kühlwasserkalorimetrie zur Verfügung. Während der Pulse werden die Proben mit einer CCD-Kamera beobachtet, und jeder Puls wird auf Videoband aufgezeichnet.

4.3.2 Strahlkalibrierung

Vor den Experimenten an den Divertormodulen wurde die zweidimensionale Leistungsdichteverteilung des Elektronenstrahls kalorimetrisch bestimmt. Auf Thermoelementen thermisch isoliert montierte Graphitwürfel ($10 \times 10 \times 10 \text{ mm}^3$) wurden dem Strahl bei verschiedenen Beschleunigungsspannungen und Strömen ausgesetzt. Aus der resultierenden Temperaturerhöhung wurde die Leistungsdichteverteilung als Funktion der Strahlparameter entlang der horizontalen und vertikalen Strahlprofile berechnet. Wie bei den Strahlkalibrierungsmessungen in JUDITH betrug auch in JEBIS die Pulslänge einige ms und die resultierende Temperaturerhöhung daher nur wenige Grad, so daß die spezifische Wärmekapazität des Graphits als konstant angenommen wurde. Durch Variation der Strahlparameter wurden die Profile so eingestellt, daß eine möglichst homogene Wärmefußverteilung über die Fläche eines Divertorziegels ($44.5 \times 26 \text{ mm}^2$) resultierte. Die Strahlprofile sind in Bild 4.7 und 4.8 dargestellt.

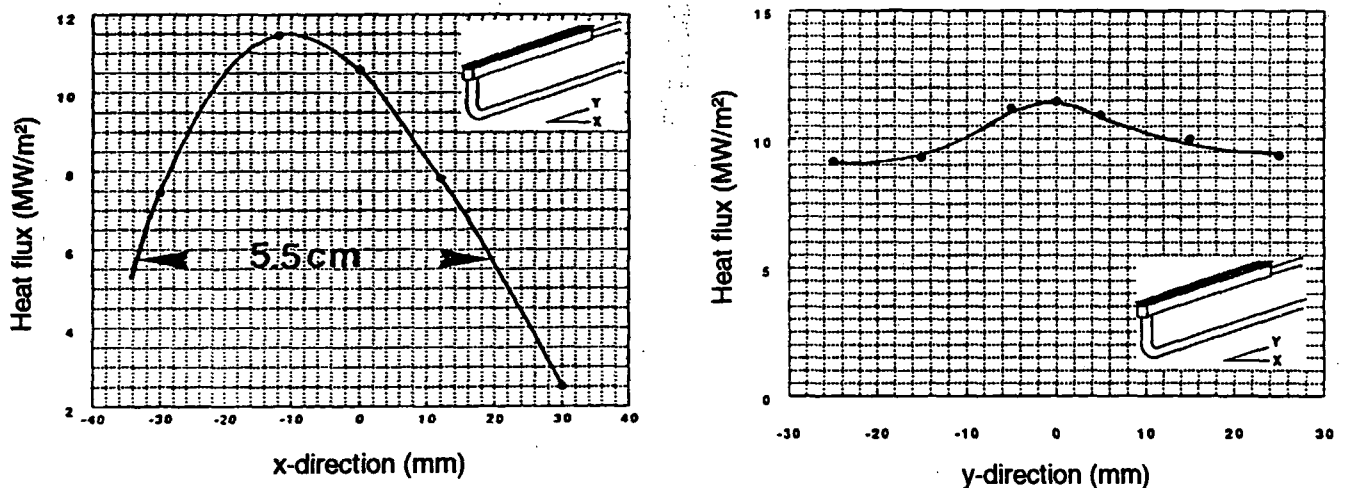


Abb. 4.7: Horizontales und vertikales Strahlprofil der Elektronenstrahlanlage JEBIS bei 25 kV Beschleunigungsspannung

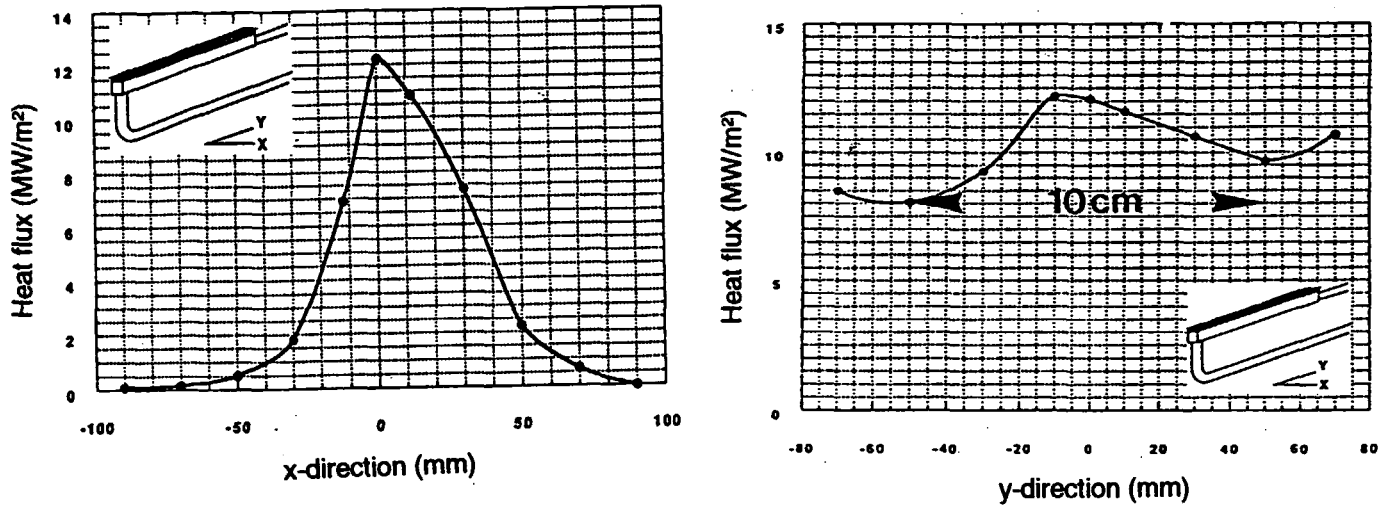


Abb. 4.8: Horizontales und vertikales Strahlprofil der Elektronenstrahlanlage JEBIS bei 35 kV Beschleunigungsspannung

5. Experimentelle Parameter

Während die Einzelrohrdivertormodule sowohl in der Ionenstrahlanlage MARION als auch in den Elektronenstrahltestanlagen JUDITH und JEBIS beaufschlagt wurden, erfolgte die thermische Belastung des Divertorprototyps nur in MARION. Die in den verschiedenen Maschinen resultierende Leistungsdichteverteilung des einfallenden Wärmeflusses auf der Probenoberfläche ist schematisch in Bild 5.1 dargestellt.

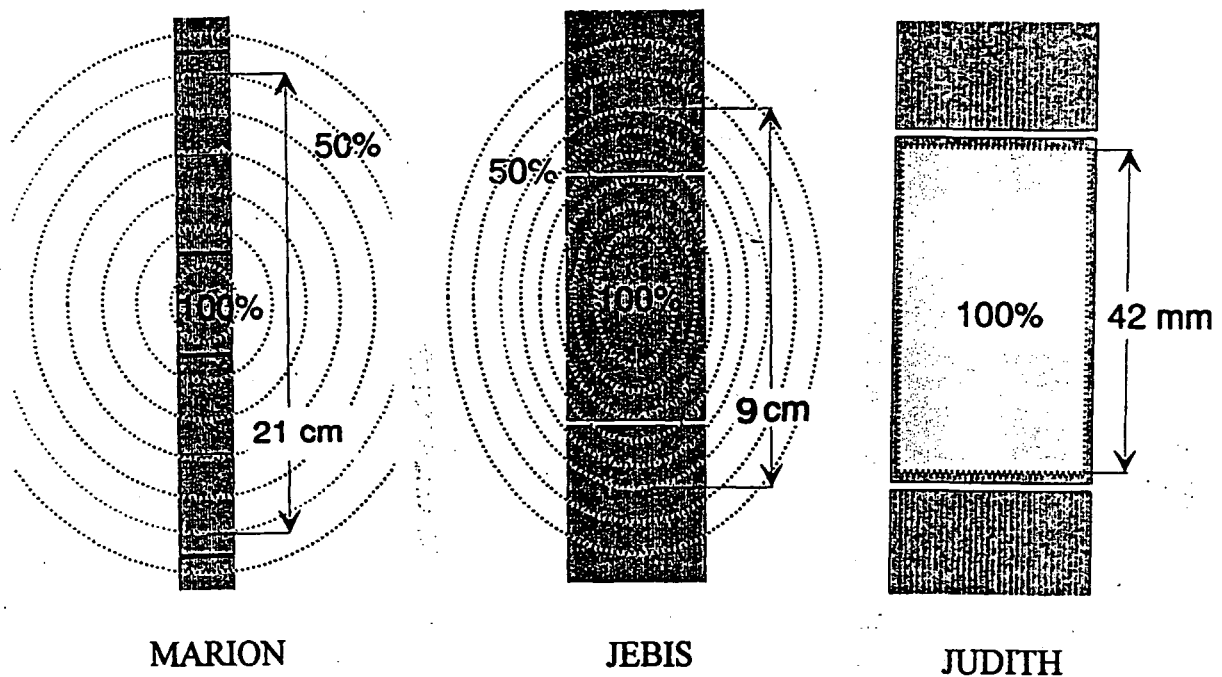


Abb. 5.1: Schematische Leistungsdichteverteilung auf der Probenoberfläche in den verschiedenen Testanlagen

In MARION erfolgte eine großflächige Belastung der Komponenten mit nahezu homogener Wärmeflußverteilung auf dem im Strahlzentrum liegenden Ziegel. Auf den Ziegeln außerhalb des Strahlzentrums war die Leistungsdichte wegen des inhomogenen Strahlprofils niedriger. Die in MARION beaufschlagten Proben umfaßten drei Einzelrohrkomponenten (2 mit Interlayer (K1, K4), 1 ohne Interlayer (K3)) und den Divertorprototyp. Da die Ergebnisse der Experimente an den Einzelrohrkomponenten einen schädigender Einfluß des Wasserstoffs durch chemische Reaktionen mit dem Zr-Lot der Divertorproben vermuten ließen, wodurch es zu vorzeitigem Versagen dieser Module unter der Belastung mit dem Wasserstoffstrahl kam, wurden die Experimente am Prototyp mit Helium betrieben, um den Einfluß der chemischen Reaktionen des Wasserstoffs mit dem Zr-Lot auszuschließen.

In JEBIS wurde eine Einzelrohrkomponente mit TZM-Interlayer (K2) getestet. Das Maximum des Wärmeflusses wurde auf jeweils einem Ziegel zentriert, wobei die benachbarten Ziegel als Abschirmung dienten. Bedingt durch die inhomogene Leistungsdichteverteilung des Elektronenstrahls betrug der über den gesamten Ziegel gemittelte Wärmefluß etwa 83% des Maximalwertes im Strahlzentrum.

In JUDITH erfolgte die Belastung der Divertormodule (1 mit Interlayer (K4), 1 ohne Interlayer (K3)) mit homogener Wärmeflußverteilung durch Rastern des Elektronenstrahls über einen einzelnen Ziegel. Aus Sicherheitsgründen wurde an der Probenoberfläche ein Rand von 1 mm nicht beaufschlagt, so daß die belastete Fläche $24 \times 42.5 \text{ mm}^2$ betrug.

Die in den verschiedenen Anlagen thermisch beaufschlagten Komponenten und die jeweiligen Testarten sind in Tabelle 5.1 (Seite 41) zusammengefaßt.

Entsprechend dem jeweiligen Belastungsmuster lassen sich zwei Testarten unterscheiden:

5.1 Screening Test

Um die sich an der Oberfläche und im Inneren der Divertormodule unter thermischer Belastung einstellenden Temperaturen als Funktion der aufgebrachten Leistungsdichten zu ermitteln und den Schädigungsgrenzwert des Wärmeflusses zu bestimmen, wurde im "Screening Test" der auf die Proben aufgebrachte Wärmefluß schrittweise gesteigert. Auf jedem Leistungsdichteniveau erfolgten 3 Pulse, um die Reproduzierbarkeit der Messungen zu bestätigen. Die Schrittweite betrug $0.2 - 0.5 \text{ MW/m}^2$ in den Elektronenstrahltests und $0.5 - 1.0 \text{ MW/m}^2$ in den Ionenstrahlexperimenten. Das Strahlzentrum befand sich in den Ionenstrahlexperimenten bei Komponente K1 auf Ziegel Nr. 5 (Abb. 3.1), bei Komponente K4 zwischen Ziegel Nr. 6 und 7 und bei Komponente K3 (ohne Interlayer) auf Ziegel Nr. 7. Beim Divertorprototyp lag die maximale Leistungsdichte im Strahlzentrum im ersten Screening Test zwischen den Rohren R3 und R4 auf der Seite mit den Einzelrohren und im zweiten Screening Test im Zentrum von B4 auf der Seite der TZM-Platte (vgl. Abb. 3.2) im Abstand von 19.5 cm vom oberen bzw. unteren Rand des Prototyps. Während in den Experimenten am Divertorprototyp die MARION-Anlage mit ^4He betrieben wurde, bestand der Strahl in den Experimenten an den Einzelrohrkomponenten aus ^1H . Bei der in JEBIS beaufschlagten Komponente K2 lag die maximale Leistungsdichte des Elektronenstrahls im Zentrum von Ziegel Nr. 6.

Im JUDITH-Screening Test wurden an Komponente K3 Ziegel Nr. 5 und an Komponente K4 Ziegel Nr. 2 homogen belastet.

Die Pulslänge bei den Screening Tests betrug in den MARION-Experimenten 30 s, in den Elektronenstrahlanlagen dagegen 50 s. Der thermische Gleichgewichtszustand in den Proben war nach etwa 20 s Pulsdauer erreicht.

5.2 Thermisches Zyklieren

Zur Untersuchung des thermomechanischen Ermüdungsverhaltens der Divertormodule erfolgte eine Belastung mit zyklischen Wärmeflüssen bei unterschiedlichen Leistungsdichten. Zwei Komponenten mit TZM-Interlayer (K1, K4) und der Divertorprototyp wurden in der Ionenstrahlanlage mit zyklischen Wärmeflüssen beaufschlagt. In MARION betrugen die Leistungsdichten im Strahlzentrum bei den Einzelrohrkomponenten 11.6 MW/m^2 (K1) und 10.0 MW/m^2 (K4). Im ersten Zyklierexperiment bei 11.6 MW/m^2 an Komponente K1 wurden die beiden Ziegel unmittelbar neben dem Strahlzentrum mit geringfügig höheren Wärmeflüssen belastet, da, wie bereits in Kapitel 4 erwähnt, in diesem Fall das Strahlprofil deformiert war und die maximale Leistungsdichte außerhalb des Strahlzentrums lag. Die maximale Leistungsdichte betrug daher in diesem Zyklierexperiment 12.2 MW/m^2 , während die Leistungsdichte im Strahlzentrum bei 11.6 MW/m^2 lag. Bei den Tests an Komponente K4 mit 10.0 MW/m^2 Leistungsdichte im Strahlzentrum wies das vertikale Strahlprofil die erwartete Gaußkurvenform auf, so daß Ziegel außerhalb des Strahlzentrums mit niedrigeren Wärmeflüssen beaufschlagt wurden. Das Strahlzentrum lag bei Komponente K1 auf Ziegel Nr. 5 (Abb. 3.1) und bei Komponente K4 zwischen den Ziegeln 6 und 7.

In JEBIS wurde Komponente K2 (mit TZM-Interlayer) bei maximalen Leistungsdichten im Strahlzentrum von 12.0 MW/m^2 und 15.0 MW/m^2 zyklisiert, entsprechend 10.0 MW/m^2 und 12.5 MW/m^2 mittlerer Leistungsdichte auf dem jeweils belasteten Ziegel. Das Leistungsdichtemaximum lag auf Ziegel Nr. 4 (12.0 MW/m^2) bzw. auf Ziegel Nr. 2 (15.0 MW/m^2).

Der Divertorprototyp wurde in MARION zyklisiert. Die Wärmeflüsse im Strahlzentrum betrugen 3.5 MW/m^2 , 3.9 MW/m^2 und 5.3 MW/m^2 , wobei das Strahlzentrum in der Mitte von B4 auf der TZM-Platte im Abstand von 19.5 cm vom unteren (3.5 MW/m^2) bzw. oberen (5.3 MW/m^2) Rand der Komponente bzw. in der Mitte von R4, 19.5 cm vom oberen Rand (3.9 MW/m^2), lag. Im Zyklierexperiment am Prototyp bestand der Strahl aus Helium.

Im Anschluß an die zyklische Belastung von Komponente K1, welche eine Schädigung mehrerer Ziegel zur Folge hatte, wurde an diesem Modul eine "Reparatur" durch Abfräsen der geschädigten Ziegel Nr. 3, 4 und 6 (Ablöten an der CuPd-Lötung, wie beim "De- und Rebrazing" vorgesehen, war aufgrund der weitreichenden Schädigung nicht möglich) und Wiederauflöten neuer CFC/Interlayer-Verbunde an den Positionen von Ziegel Nr. 3 und 4 mit Hilfe des CuPd-Lotes durchgeführt. An der Position von Ziegel Nr. 6 wurde kein neuer CFC/TZM-Verbund aufgelötet. Von den beiden neuen CFC/TZM-Einheiten war eine (an der Position von Ziegel Nr. 3) mittels Laserstrukturierung der Zr-lotseitigen Oberfläche des CFC, die andere (Ziegel Nr. 4) konventionell mit Zr-Lot gefügt worden. Im zweiten Screening Test an Komponente K1, welcher nach der "Reparatur" im Anschluß an die zyklische Belastung nach dem ersten Screening Test erfolgte, lag das Maximum des gaußkurvenförmigen Strahlprofils auf Ziegel Nr. 4.

In allen Experimenten erreichte die Kühlwassergeschwindigkeit in den Komponenten mindestens 10 m/s. Der Kühlwasserdruck betrug in MARION 6 bar am Einlaß der Einzelrohrdivertormodule, in JUDITH 30 bar und in JEBIS 37.5 bar an der Pumpe vor der Kühlwasserzuführung. Die Durchflußmenge variierte bei den Einzelrohrkomponenten zwischen 1.0 l/s in JEBIS, 1.1 l/s in JUDITH und 1.7 l/s in MARION. Unter diesen Bedingungen liegt der kritische Wärmefluß (CHF) der Komponenten, bei dem Sieden des Kühlwassers auftritt, deutlich oberhalb der aufgetragenen Wärmeflüsse. Beim Divertorprototyp lag der Druck am Einlaß bei 19 bar, die Durchflußmenge betrug etwa 8.0 l/s.

Komponente Nr.	Interlayer	Testanlage	Testart
K1	mit	MARION	Screening Zyklieren ($P_{A,max}=12.2 \text{ MW/m}^2$) Screening nach "Reparatur"
K2	mit	JEBIS	Screening Zyklieren ($P_{A,max}=12 \text{ MW/m}^2$ und $P_{A,max}=15 \text{ MW/m}^2$)
K3	ohne, Zr-Lotverbindung laserstrukturiert	MARION JUDITH	Screening Screening
K4	mit	MARION JUDITH	Screening Zyklieren ($P_{A,max}=10 \text{ MW/m}^2$) Screening
Prototyp	mit, Zr-Lotverbindung laserstrukturiert	MARION	Screening an 2 Positionen Zyklieren ($P_{A,max}=3.5 \text{ MW/m}^2$ $P_{A,max}=3.9 \text{ MW/m}^2$ $P_{A,max}=5.5 \text{ MW/m}^2$)

Tab. 5.1: Zusammenfassende Übersicht der Komponenten, Testanlagen und Testarten

6. Ergebnisse und Diskussion

Eine Zusammenfassung der Ergebnisse der Screening Tests und Zyklrierexperimente ist in Tabelle 6.1 dargestellt.

Testart	Komponente Nr.	Testanlage	Teilchen- art im Strahl	max. Leistungs- dichte [MW/m ²]	Zyklus- zahl	Schädigung
Screening	K1	MARION	H ⁰ ,H ⁺	11.4	3	-
	K1 (nach Reparatur)			5.5	1	1 Ziegel abgelöst
	K2	JEBIS	e ⁻	20.7	1	Erosion
	K3 (ohne Interlayer)	MARION	H ⁰ ,H ⁺	12.2	3	-
		JUDITH	e ⁻	3.7	2	-
	K4	JUDITH	e ⁻	12.5	2	-
Ermüdung	Prototyp	MARION	He ⁰ ,He ⁺	4.6	4	13 Ziegel
				5.4	11	8 Ziegel (Lotaufschmelzen)
	K1	MARION	H ⁰ ,H ⁺	12.2	26	5 Ziegel, nach 10, 11,17,22,26 Zyklen
	K2	JEBIS	e ⁻	12.0	1000	-
				15.0	300	-
	K4	MARION	H ⁰ ,H ⁺	10.0	376	2 Ziegel (Lotaufschmelzen)
	Prototyp	MARION	He ⁰ ,He ⁺	3.5	32	9 Ziegel
				3.9	21	6 Ziegel
				5.3	22	13 Ziegel (Lotaufschmelzen)

Tab. 6.1: Zusammenfassung der Ergebnisse der Wärmeflußexperimente in den verschiedenen Testanlagen

Der in Tabelle 6.1 angeführte Wärmefluß bezieht sich auf den Oberflächenwärmefluß im Strahlzentrum und beinhaltet daher auch den von den freien Oberflächen durch Wärmestrahlung abgegebenen Anteil sowie Sublimationsverluste. Leistungsverluste, die durch Reflexion der einfallenden Partikel an der Probenoberfläche entstehen, sind darin nicht enthalten. Diese sind für Ionenbeschuß zu vernachlässigen, können aber bei Elektronenstrahlen, abhängig von der Energie der Elektronen, bis etwa 25% der Gesamtleistung betragen [45].

6.1 Screening Test

Die an der Probenoberfläche und unterhalb der Lötverbindungen gemessenen Temperaturen als Funktion des Oberflächenwärmeflusses sind in Bild 6.1 dargestellt.

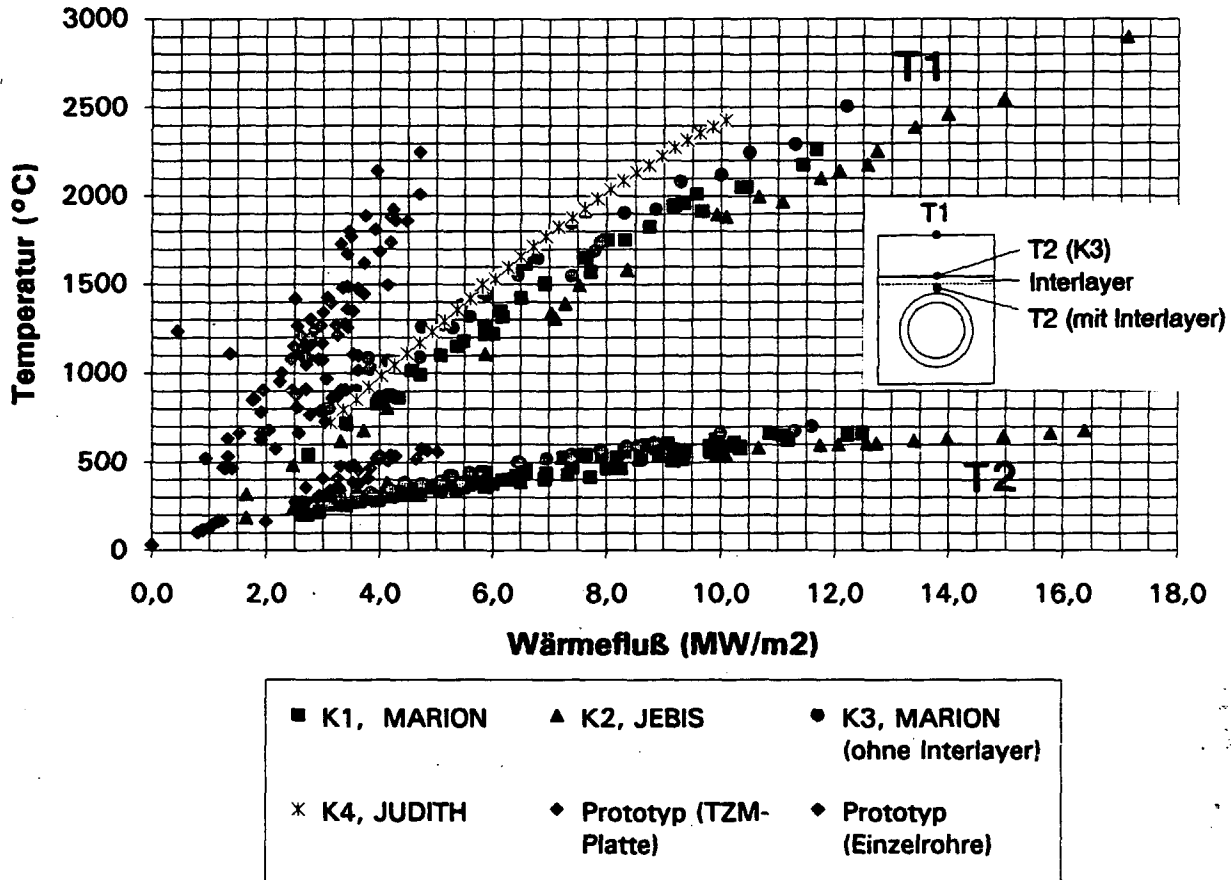


Abb. 6.1: An den bezeichneten Positionen in den Divertorelementen (Einzelrohrkomponenten und Prototyp) gemessene Temperaturen als Funktion des mittleren Oberflächenwärmeflusses auf den jeweiligen Ziegeln für die verschiedenen Testanlagen

MARION: großflächige simultane Belastung mehrerer Ziegel mit gaußkurvenförmigem Strahlprofil, zentriert auf einem oder zwei Ziegeln,
Einzelrohrmodule: Wasserstoff-Strahl,
prototypische Divertorprallplatte: Helium-Strahl

JEBIS: inhomogene Wärme flu ßverteilung, zentriert auf einem Ziegel (teilweise Belastung der benachbarten Ziegel)

JUDITH: homogene Belastung eines einzelnen Ziegels mit gerastertem Strahl

Bei den Einzelrohrkomponenten sind die Oberflächentemperaturen bei identischer mittlerer Leistungsdichte am niedrigsten in der Elektronenstrahlanlage JEBIS, die mit "stationärem" Strahl arbeitet, gefolgt von den in der Ionenstrahltestanlage MARION gemessenen Werten. Die höchsten Temperaturen wurden in der Elektronenstrahlanlage JUDITH beobachtet. Die Differenz zwischen den in JEBIS und MARION ermittelten Werten sollte jedoch nicht überbewertet werden, da die in JEBIS zur Temperaturmessung verwendete Infrarotkamera für Temperaturen

über 2000°C nicht kalibriert war und im Sättigungsbereich arbeitete, so daß die Temperaturmessung daher möglicherweise ungenaue Werte in diesem Bereich lieferte. Da in JEBIS keine Kühlwasserkalorimetrie zur Verfügung stand, konnte die ins Kühlwasser abgeführte Leistung nicht überprüft werden.

Dagegen sind die in der Elektronenstrahlanlage JUDITH (gerasterter Strahl) mit Hilfe eines Zweifarbenpyrometers beobachteten Temperaturen deutlich höher als die in den beiden anderen Maschinen gemessenen. Die kalorimetrisch bestimmte Leistung im Kühlwasser entsprach, unter Berücksichtigung der Verluste durch Strahlung von der Probenoberfläche, dem aus den Strahlparametern berechneten Wärmeeintrag und zeigte, daß die erhöhten Temperaturen nicht auf Kalibrierungsfehler zurückzuführen waren.

Die an der prototypischen Divertorprallplatte gemessenen Temperaturen liegen bei identischer Leistungsdichte oberhalb der Werte für die Einzelrohrkomponenten. Während die Differenz für die Einzelrohre des Prototyps im Vergleich zu der Komponente ohne TZM-Interlayer vergleichsweise gering ist, sind die auf den CFC-Ziegeln des TZM-Blocks mit 4 parallelen Kühlkanälen gemessenen Temperaturen deutlich höher als die an Einzelrohrkomponenten mit und ohne Interlayer und an den Einzelrohren des Prototyps ermittelten Werte. Auch die unterhalb der TZM-Interlayer an der CuPd-Lotverbindung mit Hilfe von Thermoelementen gemessenen Temperaturen sind höher als die in den Experimenten an den Einzelrohrkomponenten beobachteten Werte.

Die Ergebnisse der Screening Tests in den Elektronen- und Ionenstrahlanlagen werden im folgenden für die verschiedenen Designvarianten diskutiert.

6.1.1 Einzelrohrkomponenten mit TZM-Interlayer

Im MARION-Screening Test betrug die Oberflächentemperatur der Komponente mit Interlayer (K1) bei 10.0 MW/m² Leistungsdichte 2000°C, bei 12.0 MW/m² 2170°C. Diese Werte sind höher als die in früheren Elektronenstrahlexperimenten mit gerastertem Strahl an einem ähnlich aufgebauten Divertormodul mit 2 mm schmäleren CFC/TZM-Verbunden gemessenen Temperaturen [45]. Ein Grund für die höheren Temperaturen an K1 könnte in dem leicht unterschiedlichen geometrischen Aufbau der Module liegen. Im Screening Test wurden keine Anzeichen für mangelhaften thermischen Kontakt der Ziegel zur Wärmesenke aufgrund von Fehlern in den Lötverbindungen, wie beispielsweise Poren oder Spalte in den Lotzonen, beobachtet. Jedoch haben Messungen der Wärmeleitfähigkeit des CFC-Materials gezeigt, daß diese für unterschiedliche Chargen des Werkstoffs in einem relativ weiten Bereich schwanken kann [62]. Daher könnte für die höheren Temperaturen an K1 möglicherweise auch eine niedrigere Wärmeleitfähigkeit des CFC-Materials an K1 im Vergleich zu der früher gefertigten Probe verantwortlich sein.

Im Screening Test in JUDITH an der Komponente K4 wurden ebenfalls keine Hinweise auf schlechten thermischen Kontakt der Ziegel zur Wärmesenke gefunden, wie beispielsweise extrem

heiße Stellen bei vergleichsweise niedrigen Wärmeflüssen, ungleichmäßige Temperaturverteilung oder verzögertes Abkühlen nach Strahlabschalten, welche die signifikant höheren Temperaturen an K4 im Vergleich zu den an K1 und K2 gemessenen Werten erklären könnten. Die Annahme, daß durch das Rastern des Strahls eine "heiße Spur" entlang des Strahlpfades entsteht, die höhere Oberflächentemperaturen vortäuscht, konnte durch Berechnung der Erwärmung der Oberflächenschicht des CFC durch die etwa 150 µm tief eindringenden Elektronen des mit 5 bzw. 50 kHz gerasterten Strahls widerlegt werden. Die resultierende Erwärmung einer Schicht mit einer Dicke entsprechend der mittleren Reichweite der Elektronen im CFC ist zu gering, um für die hohe Differenz zwischen den in JEBIS bzw. MARION und in JUDITH gemessenen Temperaturen verantwortlich sein zu können.

Die thermische Beaufschlagung der Komponenten mit TZM-Interlayer in MARION und JUDITH mit Leistungsdichten bis 12 MW/m² führte zu keiner makroskopisch erkennbaren Schädigung der Probenoberfläche und der beiden Lötverbindungen. Das thermische Verhalten blieb während der Experimente stabil.

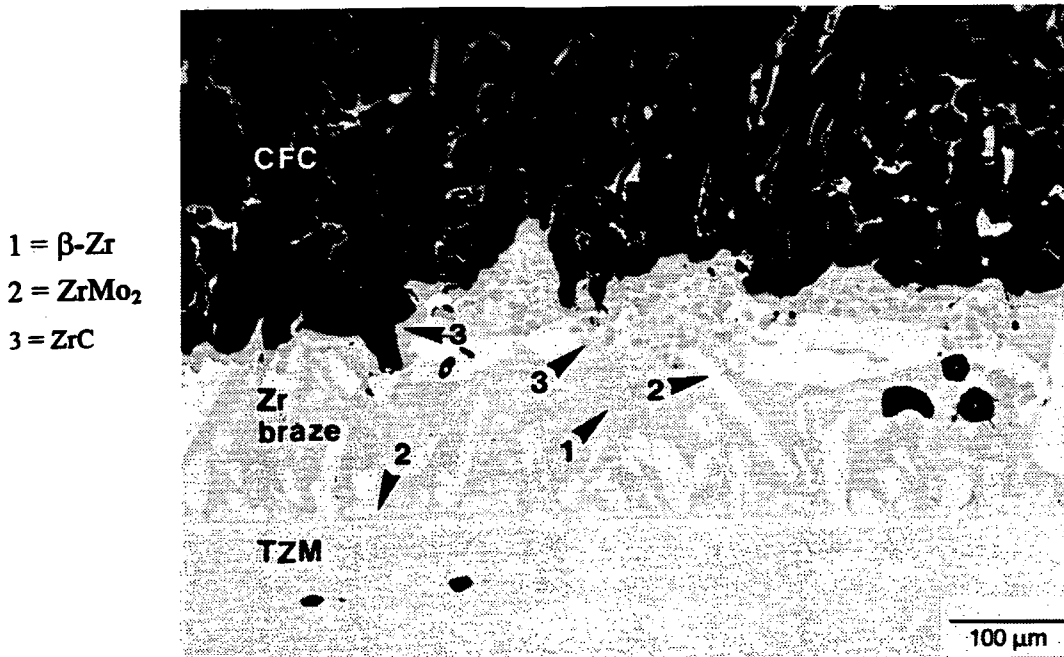


Abb. 6.2: Metallographisches Schlifffbild des Zr-Lotes nach Belastung in JEBIS mit 17.2 MW/m² mittlerer Leistungsdichte (entsprechend 20.7 MW/m² maximaler Leistungsdichte im Strahlzentrum) und 50 s Pulslänge

Im JEBIS-Screening Test wurden auf Komponente K2 Wärmeflüsse bis 20.7 MW/m² maximaler Leistungsdichte im Zentrum des Elektronenstrahls, entsprechend 17.2 MW/m² mittlerer Leistungsdichte auf dem gesamten Ziegel, aufgebracht. Bis etwa 16 MW/m² maximaler Leistungsdichte war keine Schädigung des Ziegels zu erkennen, sowohl die Probenoberfläche als auch die beiden Lötverbindungen blieben intakt. Bei Wärmeflüssen über 16 MW/m² im Strahlzentrum wurde Erosion des CFC-Materials beobachtet, das Abkühlverhalten des Ziegels

blieb jedoch unverändert. Bei dem Maximalwert von 20.7 MW/m^2 im Strahlzentrum und 50 s Pulslänge traten extrem hohe Erosion und Delamination des CFC-Materials auf. Die Tiefe des Erosionskraters betrug etwa $250\text{-}300 \text{ }\mu\text{m}$. Nach dem Puls kühlte der Ziegel gleichmäßig ab. Weder am CuPd-Lot noch an der Zr-Lotverbindung wurden Aufschmelzen oder Austreten der Lote beobachtet. Die metallographische Untersuchung dieses Ziegels bestätigte die makroskopischen Befunde. Im CuPd-Lot waren keine Anzeichen von Aufschmelzen, Spalt- oder Reißbildung im Lot oder an den Grenzen zum TZM und keine Poren erkennbar. Im Zr-Lot zeigte sich ein leichter Anstieg des Carbidgehaltes nach der Belastung (unbelastete Fügeproben: 8-15% ZrC, nach dem JEBIS-Screening Test: etwa 22% ZrC), es wurden jedoch keine Anzeichen für eine Schädigung, wie z.B. Poren, Spalt- oder Reißbildung, Aufschmelzen oder Phasenumwandlungen, wie vollständige Umwandlung des freien β -Zirkons in ZrMo_2 und ZrC [63,64], gefunden. In Bild 6.2 ist ein metallographischer Schliff des Zr-Lotes nach der Belastung mit 17.2 MW/m^2 mittlerer Leistungsdichte in JEBIS gezeigt.

TZM

Mo41Re

100 μm

Abb. 6.3: Sägezahnartige Poren an der HIP-Verbindung zwischen TZM-Körper und MoRe-Kühlrohr nach Belastung in JEBIS mit 17.2 MW/m^2 mittlerer Leistungsdichte (20.7 MW/m^2 maximaler Leistungsdichte im Strahlzentrum) und 50 s Pulslänge

An der HIP-Verbindung zwischen dem Mo41Re-Kühlrohr und der TZM-Wärmesenke traten große sägezahnförmige Poren mit etwa $200 \text{ }\mu\text{m}$ Länge und etwa $10 \text{ }\mu\text{m}$ Breite auf. Solche Poren, die exemplarisch in Bild 6.3 gezeigt sind, erschienen nicht nur an dem im Screening Test in JEBIS beaufschlagten Ziegel, sondern auch an zyklisch belasteten Ziegeln sowohl der in JEBIS, als auch der in MARION getesteten Probe. Die sägezahnartigen Poren traten ausschließlich an Ziegeln auf, die mit mehr als 11.5 MW/m^2 im Ionenstrahl- und mehr als 12 MW/m^2 im Elektronenstrahlexperiment belastet worden waren. Mit Hilfe von Rasterelektronenmikroskopie und energiedispersiver Röntgenanalyse wurde festgestellt, daß die Poren entlang der Grenze zwischen TZM und Mo41Re verlaufen und an Stellen auftreten, an denen während des

heißisostatischen Pressens kein vollständiger Verbund zwischen TZM und Mo41Re durch Ausbildung einer Diffusionszone, die die Bindung bewirkt, entstanden war. Mit Hilfe energiedispersiver Röntgenanalyse wurde festgestellt, daß bei intaktem Verbund die Breite der Diffusionszone etwa 1-3 µm beträgt. Fehlstellen in der Verbundnaht können entstehen, wenn durch das Tieflochbohren des Kühlkanals Riefen in die Wand des Bohrlochs in der TZM-Wärmesenke eingebracht werden, an denen sich während des HIP-Prozesses zur Verbindung von TZM-Körper und Mo41Re-Kühlrohr keine Mischungszone an den Materialgrenzen ausbildet oder sogar Poren zwischen TZM und Mo41Re verbleiben. Vermutlich entstehen die sägezahnartigen Poren durch Aufweitung von bereits nach dem HIP-Prozeß vorhandenen Poren durch hohe Zugspannungen, die während der thermischen Belastung an der TZM/MoRe-Grenzfläche auftreten. Für diese Annahme spricht auch der Befund, daß die Poren nur entlang der oberen Hälfte auftreten, wo aufgrund des hohen Temperaturgradienten unter thermischer Beaufschlagung die höchsten Spannungen zu erwarten sind. Dagegen befinden sich am unteren Rohrumfang nur kleine runde oder längliche Poren. Die Spannungen an der Grenzfläche zwischen TZM und Mo41Re sind jedoch nicht hoch genug, um eine Trennung an den intakten Stellen der HIP-Verbundnaht mit deutlich ausgeprägter Diffusionszone hervorzurufen.

Die "reparierte" Komponente K1 wurde einem zweiten Screening Test in MARION unterzogen. Bei Beaufschlagung mit Wärmeflüssen bis 5.0 MW/m² zeigte sich im thermischen Verhalten kein Unterschied zum ersten Screening Test. Die gemessenen Oberflächentemperaturen entsprachen im Rahmen der Meßgenauigkeit jenen aus dem ersten Experiment. Zwischen dem konventionell und dem mittels Laserstrukturierung hergestellten Ziegel konnte bei den vergleichsweise niedrigen Wärmeflüssen keine signifikante Temperaturdifferenz im Bereich bis etwa 700°C ermittelt werden.

Die nach der vorhergehenden zyklischen thermischen Belastung in MARION nicht erneuerten Ziegel Nr. 5 und 7 zeigten jedoch im zweiten Screening Test höhere Temperaturen als im ersten sowie verzögertes Abkühlen. Dieses Verhalten läßt sich zum Teil auf eine Schädigung durch die vorangegangene zyklische Belastung zurückführen; teilweise wird aber auch ein schädigender Einfluß des zur Reparatur angewandten Lötprozesses vermutet, insbesondere deshalb, weil Ziegel Nr. 5 im Zyklieperiment normales Abkühlverhalten gezeigt hatte. Die Annahme, daß die Schädigung an Ziegel Nr. 5 zumindest teilweise auch aus dem Löten zur Erneuerung der CFC/TZM-Verbunde resultiert, wird dadurch noch bestätigt, daß die reparierten Ziegel Nr. 3 und 4 an Ziegel Nr. 5 angrenzen, so daß die lokale Erwärmung während des Lötens von Ziegel Nr. 3 und 4 teilweise auch auf Ziegel Nr. 5 wirken konnte. Der exzessive Verlust von CuPd-Lot zwischen Interlayer und TZM-Körper unter Ziegel Nr. 5, der in der anschließenden metallographischen Untersuchung gefunden wurde, könnte auf übermäßiges Erwärmen durch den Lötprozeß an den reparierten Ziegeln Nr. 3 und 4 zurückzuführen sein. Durch den entstandenen Spalt von 55-80 µm Breite ist der thermische Kontakt von Ziegel Nr. 5 zur Wärmesenke nahezu vollständig unterbrochen, was sich im Experiment in erhöhten Temperaturen während der Belastung und verzögertem Abkühlen manifestiert hatte.

Bei 5.5 MW/m^2 Leistungsdichte löste sich nach 4 s Pulslänge der konventionell gelötete CFC-Ziegel Nr. 4 plötzlich von der Interlayer, ohne daß zuvor eine Temperaturerhöhung an der Oberfläche des CFC auf eine beginnende Ablösung hinwies. Auch Aufschmelzen des Zr-Lotes konnte als Ursache ausgeschlossen werden. Der laserstrukturierte Ziegel Nr. 3 dagegen zeigte keine Anzeichen einer beginnenden Schädigung. Die anschließende metallographische Untersuchung des konventionell gelöteten Ziegels zeigte eine unzureichende Eindringtiefe des Lotes in den CFC und eine unvollständig ausgebildete Zirkoncarbidschicht entlang der Grenzfläche zwischen dem CFC und dem Lot. Die Trennung war entlang der Grenzfläche zwischen CFC und Lot erfolgt.

In Bild 6.4 ist die TZM-Interlayer mit dem anhaftenden Zr-Lot gezeigt. Es wurden praktisch keine Lotreste an der lotseitigen CFC-Oberfläche gefunden, ebenso hafteten keine Fasern des CFC-Materials am Lot. Nur im Randbereich des Ziegels löste sich das Lot auch von der TZM-Interlayer ab. Diese Beobachtungen lassen auf eine unvollständige Verbindung zwischen Lot und CFC schließen. Die mechanische Festigkeit der Fügeverbindung war daher zu niedrig, um die während der Aufheizphase durch die unterschiedliche thermische Ausdehnung des CFC und des TZM entstehenden thermomechanischen Spannungen aufnehmen zu können.

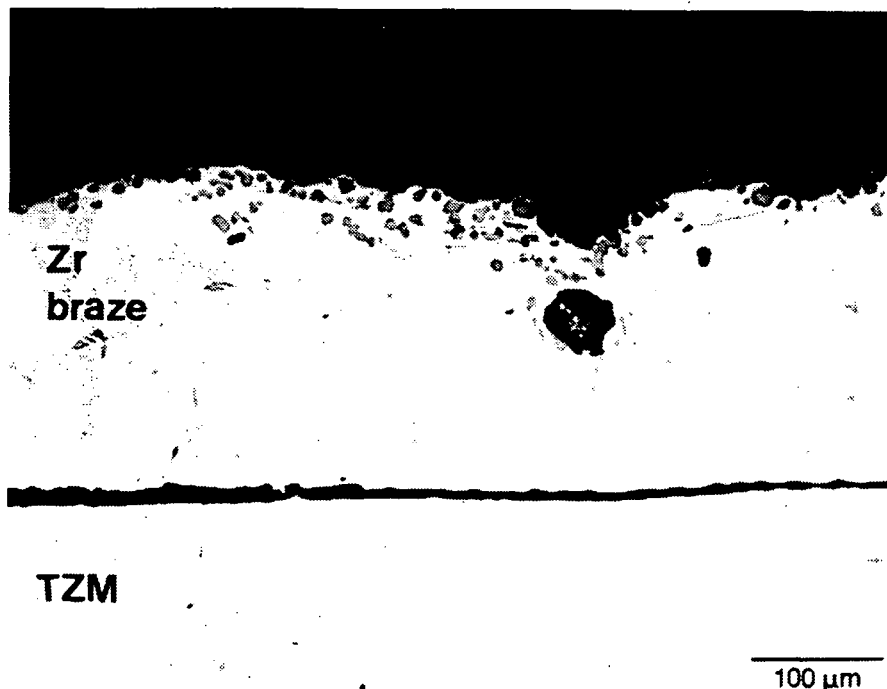


Abb. 6.4: TZM-Interlayer (reparierter Ziegel Nr. 4) und Restlot nach spontan aufgetretener Abtrennung des CFC-Ziegels nach 4 s Pulslänge bei Belastung mit 5.5 MW/m^2

Die Laserstrukturierung an Ziegel Nr. 3 ist in Bild 6.5 deutlich zu erkennen. Die Tiefe der eingebrachten konusförmigen Kerben beträgt etwa 750 µm , der Durchmesser etwa $50\text{-}200 \text{ µm}$, und der Abstand schwankt zwischen etwa 200 und 500 µm . In der Lotschicht unterhalb des CFC befinden sich zahlreiche Poren mit einem Durchmesser von etwa $100\text{-}150 \text{ µm}$. Aufgrund der Größe und der nahezu kreisrunden Form dieser Poren kann angenommen werden, daß diese in der

6.1.2 Einzelrohrkomponente ohne TZM-Interlayer

Die an der Komponente ohne Interlayer (K3) im Ionenstrahl-Screening Test gemessenen Oberflächentemperaturen sind höher als die bei der Komponente mit Interlayer (K1) ermittelten. Diese Tatsache ist im Widerspruch zu Designkalkulationen und ebenso zu den Ergebnissen aus Finite-Elemente-Rechnungen. In der metallographischen Untersuchung der Ziegel wurden zahlreiche Poren in der Zr-Lotzone gefunden, wie sie bereits an dem Ziegel mit laserstrukturiertem CFC/TZM-Verbund an der "reparierten" Komponente mit Interlayer (K1) beobachtet worden waren. In Bild 6.6 ist die Zr-Lotverbindung an Ziegel Nr. 5 gezeigt. In den Spitzen des in den konusförmigen Vertiefungen des CFC befindlichen Lotes sind zahlreiche Risse erkennbar, die jedoch am Übergang zum CFC gestoppt werden und daher zu keiner Trennung der Fügeverbindung führen. Dieser Befund bestätigt die rißhemmende Wirkung der CFC-Topographie. Mit Hilfe interaktiver Bildanalyse wurde festgestellt, daß die Poren, welche an den Ziegelzentren gehäuft auftreten, einen Anteil von mehr als 20% der Lotfläche einnehmen können. Diese Poren behindern den Wärmetransport durch die Lotzone und bewirken dadurch die im stationären Zustand beobachteten höheren Oberflächentemperaturen. Im Ionenstrahl-Screening Test zeigten die Ziegel trotz der porenbedingten Beeinträchtigung der Wärmeabfuhr während der Belastung thermisch stabiles Verhalten und kühlten nach Pulsende rasch und gleichmäßig ab.

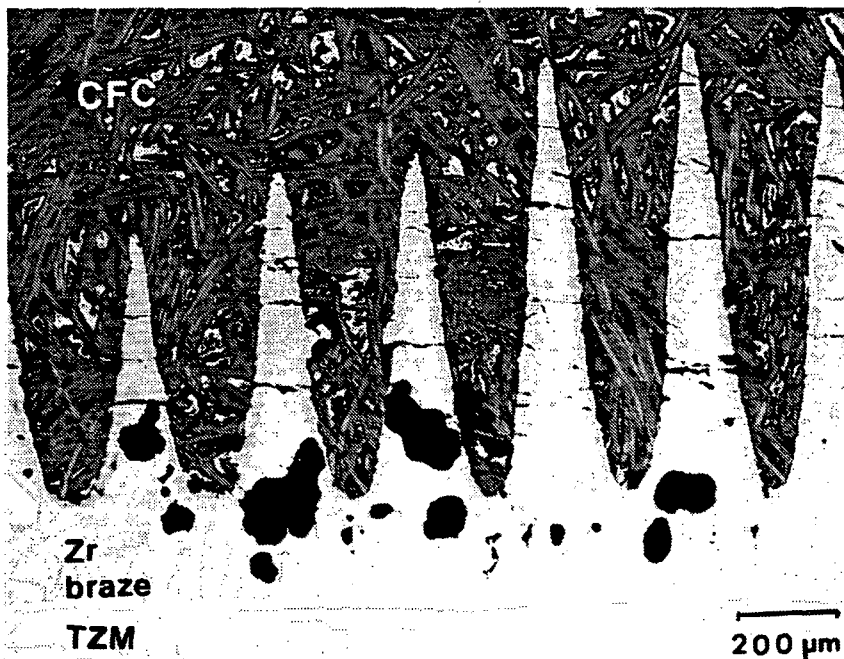


Abb. 6.6: Laserstrukturierte Zr-Lotverbindung zwischen CFC und TZM-Wärmesenke an der Einzelrohrkomponente ohne TZM-Interlayer (Ziegel Nr. 5, K3)

Im Screening Test in der Elektronenstrahlanlage JUDITH an der Komponente K3 wurde ein Ziegel (Nr. 5) beaufschlagt, welcher im vorhergehenden Ionenstrahltest einer Leistungsdichte von bis zu 5 MW/m² ausgesetzt war. Die im JUDITH-Screening Test gemessenen Oberflächentemperaturen von 1190°C bei 6.0 MW/m² und 1540°C bei 7.0 MW/m² zeigen gute

Flüssigphase des Lotes, d.h. bereits während des Lötprozesses und nicht durch die thermische Belastung im Ionenstrahltest entstanden sind. Eine Messung des Porenanteils im Lot mit Hilfe interaktiver Bildanalyse ergab, daß die Poren in der Lotfläche mehr als 20% einnehmen. Es kann daher davon ausgegangen werden, daß die Poren den Wärmetransport durch den Lötverbund behindern, indem sie die für Wärmeleitung zur Verfügung stehende Fläche verringern. Als Folge der porenbedingten thermischen Barriere in der Zr-Lotzone sind erhöhte Oberflächentemperaturen im Vergleich zum porenfreien Verbund zu erwarten.

Wegen der niedrigen Pulszahl im Screening Test an der "reparierten" Komponente und aufgrund des vergleichsweise niedrigen aufgetragenen Wärmeflusses sind jedoch nur wenig Daten über das thermische Verhalten dieses laserstrukturierten Ziegels verfügbar. Im Vergleich zum ebenfalls während der Reparatur erneuerten Ziegel Nr. 4, der keine Laserstrukturierung aufweist, wurden an Ziegel Nr. 3 keine signifikant höheren Oberflächentemperaturen gemessen. Im metallographischen Schliffbild (Bild 6.5) ist im Zr-Lot keine Veränderung durch die thermische Belastung im Screening Test feststellbar.

Trotz der zahlreichen Poren, welche unter mechanischer Beanspruchung rißauslösend wirken können, wurden keine Risse in der Lotzone oder Spaltbildung zwischen Lot und Interlayer beobachtet. Einer Trennung zwischen CFC und Lot wird durch die Oberflächenvergrößerung durch die Laserstrukturierung und die Topographie der lotseitigen CFC-Oberfläche entgegengewirkt. Falls keine Poren im Zr-Lot vorhanden sind, kann die Laserstrukturierung daher ein plötzliches Abplatzen des CFC-Ziegels von der Interlayer, wie es an dem konventionell gelöteten Ziegel Nr. 4 beobachtet worden war, verhindern.

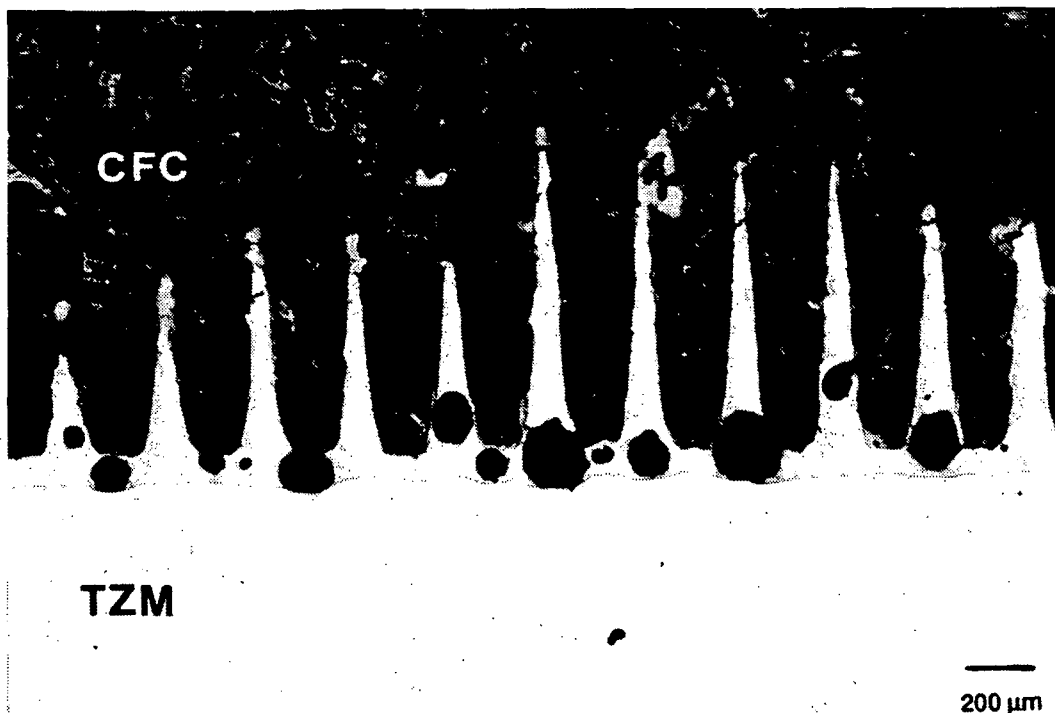


Abb. 6.5: Laserstrukturierte Zr-Lotverbindung zwischen CFC und TZM-Interlayer (Ziegel 3, K1)

Übereinstimmung mit den im Ionenstrahl-Screening Test beobachteten Werten. Mit Hilfe von Kühlwasserkalorimetrie wurde die ins Wasser abgeführte Wärmemenge bei 7.0 MW/m^2 aufgebracht Leistungsdichte (entsprechend 7.1 kW thermischer Leistung) im stationären Zustand zu 6.2 kW berechnet. Unter Einbeziehung des durch Temperaturstrahlung bei 1540°C von der Ziegeloberfläche abgestrahlten Anteils ergibt sich für die kalorimetrisch bestimmte Gesamtleistung, die von der Divertorprobe abgeführt wird, 6.9 kW . Dieser Wert ist nahezu identisch mit der aus den elektrischen Parametern berechneten thermischen Leistung des Elektronenstrahls.

6.1.3 Prototypische Divertorprallplatte

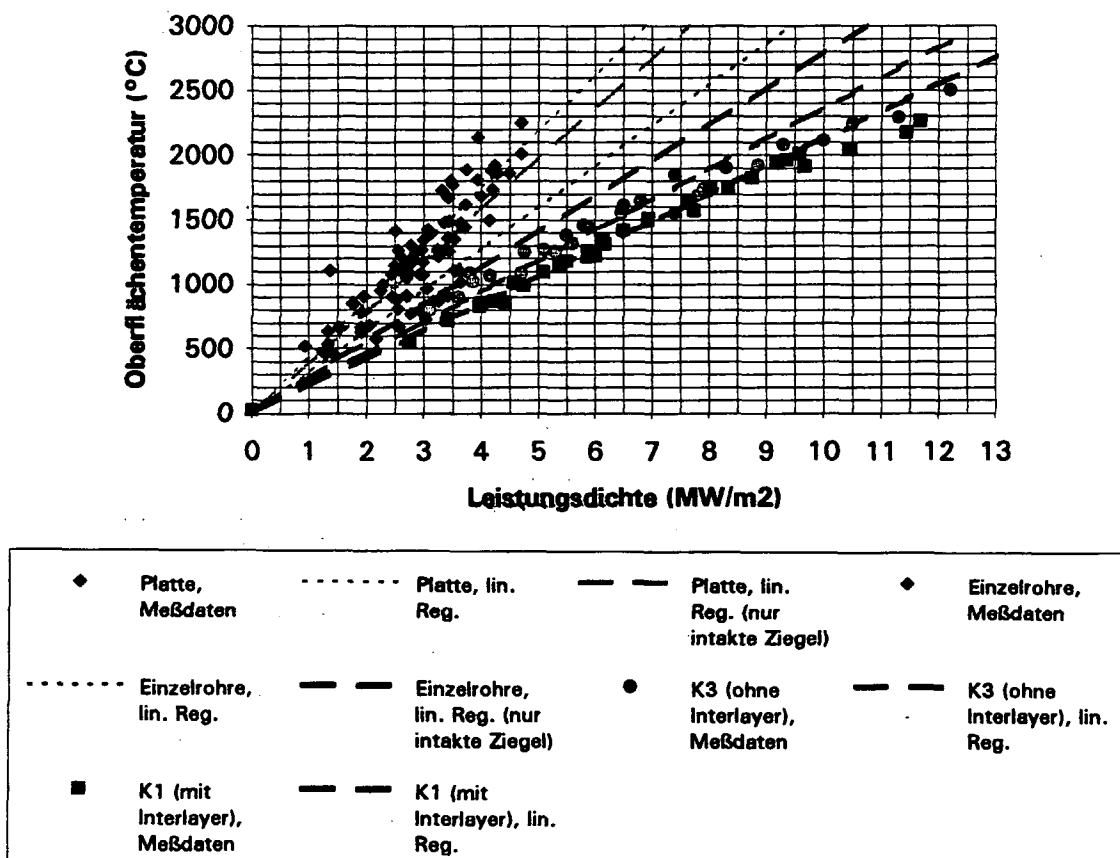


Abb. 6.7: Auf den Einzelrohren und auf der TZM-Platte des Divertorprototyps gemessene Oberflächentemperaturen als Funktion des Oberflächenwärmeflusses. (Die Oberflächentemperaturen der in MARION getesteten Einzelrohrkomponenten K1 und K3 sowie die zugehörigen Ausgleichsgeraden sind ebenfalls eingetragen)

Die auf den Einzelrohren und der TZM-Platte gemessenen Oberflächentemperaturen sind mit den jeweiligen Regressionsgeraden als Funktion der Leistungsdichte in Bild 6.7 dargestellt. Die Berechnung der Geraden mit Hilfe linearer Regression wurde im ersten Fall für alle im Diagramm dargestellten Meßpunkte der Einzelrohre sowie der TZM-Platte, im zweiten Fall nur für die zum

Zeitpunkt der Messung noch intakten Ziegel auf dem Prototyp durchgeführt. Defekte Ziegel wurden mit Hilfe der während jedes Pulses aufgenommenen Videoaufzeichnungen bzw. aus den Abkühlkurven ermittelt. Zum Vergleich sind außerdem die in den MARION-Experimenten gemessenen Temperaturen mit den jeweils berechneten Regressionsgeraden der Einzelrohrkomponenten mit (K1) bzw. ohne TZM-Interlayer (K3) dargestellt. Zur Berechnung der Regressionsgeraden wurden nur Meßpunkte herangezogen, für die Verluste aufgrund von Temperaturstrahlung vernachlässigbar waren, d.h. für die die Annahme eines linearen Zusammenhangs zwischen Oberflächenwärmefluß und Temperatur mit hinreichender Genauigkeit gültig war. Dies ist für Temperaturen unterhalb von 1500°C der Fall.

In dem Diagramm ist erkennbar, daß sich die Oberflächentemperaturkurve der prototypischen Divertorprallplatte in zwei Gerade, nämlich eine für die Einzelrohre und eine für die TZM-Platte, aufspaltet. Bei identischer aufgebrachter Leistungsdichte sind die an den Einzelrohren gemessenen Temperaturen deutlich niedriger als die Werte für den TZM-Block. Die Gerade für die Einzelrohre liegt nur geringfügig oberhalb der Regressionsgeraden für die Komponente ohne Interlayer (K3). Diese Abweichung kann zum einen dadurch erklärt werden, daß die CFC-Ziegel an den Einzelrohren des Prototyps sowohl über eine Laserstrukturierung der lotseitigen CFC-Oberfläche verfügen, wie sie auch die Ziegel an der Komponente ohne Interlayer aufweisen, als auch zwischen dem CFC und der aktiv gekühlten Wärmesenke eine TZM-Interlayer besitzen. Die Interlayer erhöht den thermischen Widerstand der Komponente und bewirkt dadurch unter identischer Belastung eine höhere Oberflächentemperatur als bei der laserstrukturierten Probe ohne TZM-Interlayer.

Zusätzlich ist bei den Einzelrohren des Divertorprototyps im Gegensatz zu den Einzelrohrkomponenten eine Energieabgabe durch Temperaturstrahlung an den Seiten der Proben nicht möglich, da sich im Verband des Prototyps zwischen den Einzelrohren ein Strahlungsgleichgewicht einstellt, so daß das betrachtete Rohr von dem jeweils benachbarten Segment annähernd die gleiche Wärmemenge durch Strahlung aufnimmt, wie es selbst an den Seiten abstrahlt. Die Einschränkung der Energieabstrahlung an den Seiten der Rohre bewirkt eine weitere Erhöhung der Oberflächentemperatur im Vergleich zu den an der Einzelrohrkomponente ohne Interlayer gemessenen Werten.

Ein weiterer Grund für die höheren Temperaturen liegt in schlechterer Kühlung des Prototyps durch das Fehlen von Leitblechen in den Kühlrohren. Bei Verwendung von Leitblechen ist die Strömung im Kühlwassers stark turbulent. Der Wärmeübergangskoeffizient von der Rohrwand ins Wasser steigt dadurch auf das etwa 2-3-fache an. Die resultierende Verringerung der Oberflächentemperatur wurde mit Hilfe einer numerischen Analyse berechnet und beträgt für Einzelrohrkomponenten bei einem Oberflächenwärmefluß von 12 MW/m^2 etwa 250-300°C. Da im Prototyp, wie bereits erwähnt, keine Leitbleche vorhanden sind, kann ein Teil der Erhöhung der gemessenen Oberflächentemperaturen auf den niedrigeren Wärmeübergangskoeffizienten von der Kühlrohrwand ins Wasser zurückgeführt werden.

Die Temperaturen an den auf den TZM-Block gelöteten CFC-Ziegeln sind deutlich höher als die auf den Einzelrohren des Prototyps gemessenen. Die Vermutung, daß die in den Spalten zwischen den CFC-Ziegeln auf den TZM-Block auftreffende Energie für diese Überhöhung verantwortlich sein könnte, kann nicht bestätigt werden, da die zusätzliche Oberfläche der TZM-Platte im Vergleich zu den Einzelrohrkomponenten nur etwa 4.5% beträgt und somit zu klein ist, um die beobachtete Temperaturdifferenz erklären zu können. Aufgrund des symmetrischen Anschlusses der Kühlwasserzuführungen kann unterschiedliche Kühlung der verschiedenen Bereiche des Prototyps (Einzelrohre und Block) als Ursache für die höheren Temperaturen auf dem TZM-Block ebenfalls ausgeschlossen werden. Außerdem korreliert die kalorimetrisch für die einzelnen Kühlkanäle bestimmte Leistung im Wasser mit der einfallenden Leistungsdichteverteilung, so daß die Annahme gleichmäßiger Kühlung der gesamten Divertorprallplatte gerechtfertigt scheint.

Eine mögliche Erklärung für die erhöhten Oberflächentemperaturen im Bereich der TZM-Platte mit den 4 parallelen Kühlkanälen könnte darin liegen, daß der zusätzliche Wärmeeintrag in den Spalten zwischen den CFC-Ziegeln das CuPd-Lot im Randbereich der einzelnen CFC/TZM-Verbunde bei bereits vergleichsweise niedrigen Wärmelasten zum Aufschmelzen bringt und dadurch eine vorzeitige Schädigung durch Spaltbildung zwischen Interlayer und Wärmesenke hervorruft. Bereits an den Einzelrohrkomponenten wurde beobachtet, daß Versagen der Ziegel durch Verlust des thermischen Kontaktes zur Wärmesenke unter anderem auch durch Aufschmelzen des CuPd-Lotes an den Ziegelrändern, d.h. am Spalt zwischen den CFC/TZM-Verbunden, bewirkt wird. Dieser Schädigungsmechanismus wurde vor allem in den Screening-Tests an den Einzelrohrkomponenten, also vorwiegend bei hohen Wärmelasten und niedrigen Zyklenzahlen, beobachtet. Möglicherweise wird das CuPd im Bereich des TZM-Blocks durch den in den Spalt auf die TZM-Platte fallenden Wärme fluß bereits bei niedrigen Leistungsdichten übermäßig erwärmt, was zu Spaltbildung zwischen Interlayer und Platte führt.

Aufgrund des beeinträchtigten Wärmetransportes über den entstandenen Spalt sind während der thermischen Beaufschlagung die Temperaturen an der Oberfläche und im Inneren des CFC/TZM-Verbundes im Vergleich zu den intakten Ziegeln der Einzelrohre erhöht. Es ist jedoch fraglich, ob diese Annahme auch für Belastungen mit extrem niedrigen Leistungsdichten, wie sie im Randbereich des Strahls auftreten, angewandt werden und damit die bereits bei sehr niedrigen Wärme flüssen höheren Oberflächentemperaturen der Ziegel auf der TZM-Platte erklären kann. Möglicherweise sind die erhöhten Werte auf diesen Ziegeln, die nicht zu Beginn der Screening-Tests, sondern nach Beaufschlagung der Komponente mit etwa 6-8 Zyklen auf dem jeweiligen Leistungsdichtenniveau gemessen wurden, auch durch eine Vorschädigung aufgrund der zyklischen Belastung bei niedrigen Wärme flüssen bedingt.

Funktionsbeeinträchtigende Schädigungen traten an einzelnen Ziegeln bereits bei niedrigen Wärme flüssen auf. Auf der TZM-Platte versagten zwei Ziegel bei 1.3 und bei 2.5 MW/m², wobei jedoch aus den Videoaufzeichnungen hervorgeht, daß diese CFC/TZM-Verbunde bereits vor den Experimenten keinen ausreichenden Kontakt zur Wärmesenke aufwiesen. Diese Tatsache wird

dadurch bestätigt, daß eine deutliche Überhitzung dieser Ziegel bereits während der Aufheizphase des ersten Pulses stattfand. Die hohen Temperaturen im Ziegel bewirken in der Folge sogar bei niedriger Leistungsdichte eine Schädigung durch Aufschmelzen des CuPd-Lotes und Spaltbildung zwischen Interlayer und TZM-Körper. Oberhalb von 3.3 MW/m^2 zeigten zahlreiche weitere Ziegel auf dem TZM-Block erhöhte Oberflächentemperaturen und deutlich verzögertes Abkühlen. In anschließenden makroskopischen Untersuchungen wurden auf der gesamten TZM-Platte Spuren aufgeschmolzenen CuPd-Lotes gefunden.

Das Verhalten der mit unterschiedlich orientierten CFC/TZM-Verbunden belöteten Einzelrohre des Prototyps war je nach Orientierung des CFC verschieden. Während auf den Rohren R1 und R3 (vgl. Abb. 3.3), auf denen der CFC in der bereits von den Einzelrohrkomponenten bekannten Orientierung (Orientierung A in Abb. 3.3 e) aufgelötet war, nur ein Ziegel (Nr. 5 auf R3, Dimensionen $26 \times 48.5 \text{ mm}^2$) im Strahlzentrum eine Schädigung durch teilweises Ablösen von der Wärmesenke und Aufschmelzen des CuPd-Lotes aufwies, versagten auf den Rohren R2 und R4 mit um 90° gedrehten CFC/TZM-Verbunden 11 Ziegel (Dimension $26 \times 23.5 \text{ mm}^2$, Orientierung B in Abb. 3.3 d). Die wesentlich höhere Versagensrate bei den Ziegeln der Orientierung B ist durch das Auftreten höherer Spannungen in der Fügezone im Randbereich der CFC/Interlayer-Verbunde als bei Orientierung A und durch die Ausbildung von Zugspannungen an den seitlichen Rändern des Ziegels bedingt. Im Fall der Orientierung A dagegen treten an den seitlichen Ziegelrändern Druckspannungen auf, die eine Ablösung des CFC/TZM-Verbundes von der Wärmesenke in diesem Bereich weitgehend verhindern. Die Spannungsverteilungen wurden mit Hilfe der Methode der Finiten Elemente für die verschiedenen Orientierungen des CFC berechnet. Obwohl in den Rechenmodellen der Einfluß der von der Lötung resultierenden Eigenspannungen in der Fügezone vernachlässigt wurde, konnten in den Experimenten die numerisch ermittelten Schädigungsmechanismen bestätigt werden. Ziegel mit der Orientierung A versagten vorwiegend durch Ablösung der Interlayer von der Wärmesenke an den oberen bzw. unteren Rändern (zum benachbarten Ziegel auf dem jeweiligen Rohr), wobei der Teil des CFC/TZM-Verbundes, der sich nicht ablöste, noch ausreichenden thermischen Kontakt zur Wärmesenke aufwies. Dagegen erfolgte die Ablösung bei den Ziegeln mit der Orientierung B von den seitlichen Rändern der CFC/Interlayer-Verbunde aus und beeinträchtigte den Wärmetransport zum TZM-Körper auf dem gesamten Ziegel wesentlich. Infolge der hohen Temperaturen auf den geschädigten Ziegeln kam es zum Aufschmelzen des CuPd-Lotes und teilweise sogar des Zr-Lotes.

Die Versagensmechanismen auf den mit Ziegeln der Orientierung A belöteten Rohren R1 und R3 sind vergleichbar mit den an den Einzelrohrkomponenten beobachteten und berechneten Abläufen. Aufgrund der höheren Temperaturen an der Oberfläche und im Inneren der prototypischen Divertorprallplatte im Vergleich zu den Einzelrohrkomponenten liegt jedoch der Wert des Wärmeflusses, oberhalb dessen eine Schädigung zu erwarten ist, deutlich niedriger. Auf der TZM-Platte dagegen wird Versagen vor allem durch Aufschmelzen des CuPd-Lotes an den Ziegelrändern infolge übermäßiger Erwärmung in den Spalten zwischen den CFC/Interlayer-Verbunden ausgelöst.

6.2 Zyklische thermische Belastung

Thermische Zyklerversuche an Einzelrohrkomponenten mit TZM-Interlayer wurden in den Testanlagen JEBIS (Elektronenstrahlanlage mit "stationärem" Strahl) und MARION (Ionenstrahlanlage, Wasserstoffstrahl) durchgeführt. Wie bereits im Screening Test, unterschieden sich auch bei zyklischer Belastung die Ergebnisse der in verschiedenen Testanlagen beaufschlagten Komponenten voneinander. Die zyklische Beaufschlagung der prototypischen Divertorprallplatte erfolgte in MARION mit Heliumstrahl.

6.2.1 Einzelrohrkomponenten mit TZM-Interlayer

In MARION führte ein Wärmefluß von 12.2 MW/m^2 mit dem Wasserstoffstrahl an zwei Ziegeln von K1 zum Versagen nach 10 bzw. 17 Zyklen durch Verlust des thermischen Kontaktes des CFC/TZM-Verbundes zur Wärmesenke. Zwei weitere Ziegel auf K1, welche mit 10.8 MW/m^2 beansprucht worden waren, verloren den Kontakt nach 11 bzw. 22 Zyklen. Aus den Videoaufzeichnungen konnte in einer an die Experimente anschließenden Analyse der exakte Zeitpunkt des Schädigungsbeginns mit Hilfe des folgenden Verfahrens festgestellt werden. Durch Messung des Grauwertes als Funktion der Zeit mit Hilfe eines Bildanalyse-Systems an mehreren Punkten auf den einzelnen Ziegeln der Komponente während der Abkühlphase nach jedem Puls wurden sogenannte "Abkühlkurven" erstellt, in denen der gemessene Grauwert als Funktion der Zeit nach dem Pulsende aufgetragen wird. Eine Schädigung eines Ziegels, die durch Verminderung des thermischen Kontaktes zur Wärmesenke charakterisiert ist, manifestiert sich in verzögertem Abkühlen nach Strahlabschalten. Gleichzeitig ist auch die Oberflächentemperatur des geschädigten Ziegels erhöht. Durch Vergleich der nach jedem Puls gemessenen Abkühlkurven kann eine beginnende Schädigung an der charakteristischen Änderung des Kurvenverlaufes, der im Fall eines verminderten thermischen Kontaktes deutlich flacher ist als bei intaktem Ziegel, erkannt werden.

Im Thermobild ist die Temperaturerhöhung an den defekten Ziegeln ebenfalls erkennbar. In Bild 6.8 sind die an Komponente K1 nach 2 und nach 17 Zyklen gemessenen Abkühlkurven dargestellt. Der Grauwert wurde während der Abkühlphase nach Pulsende auf den Ziegeln 3-7 gemessen. Ein Grauwert von 255 Einheiten entspricht dem Sättigungswert des Bildanalyse-Systems, d.h. Temperaturen, die einem höheren Grauwert entsprechen, können nicht mehr aufgelöst werden. Mit sinkender Temperatur des Ziegels sinkt auch der Grauwert, und nach Erreichen der Grenztemperatur, die dem Grauwert von 255 entspricht, kann das weitere Abkühlen des Ziegels durch die Grauwertmessung quantifiziert werden. Zusätzlich zu den Meßpunkten auf den Zentren der einzelnen Ziegel (Nr. 3-7) wurde an den Ziegeln Nr. 3 und Nr. 6 ein Meßpunkt am Ziegelrand (zum angrenzenden Nachbarziegel Nr. 4 bzw. Nr. 7) in die Grauwertmessung einbezogen, da an diesen Punkten der Verlust des thermischen Kontaktes am stärksten ausgeprägt und diese Schädigung in den Abkühlkurven am deutlichsten erkennbar war.

Das verzögerte Abkühlen der defekten Ziegel ist an dem flacheren Abfall des Kurvenverlaufes zu erkennen.

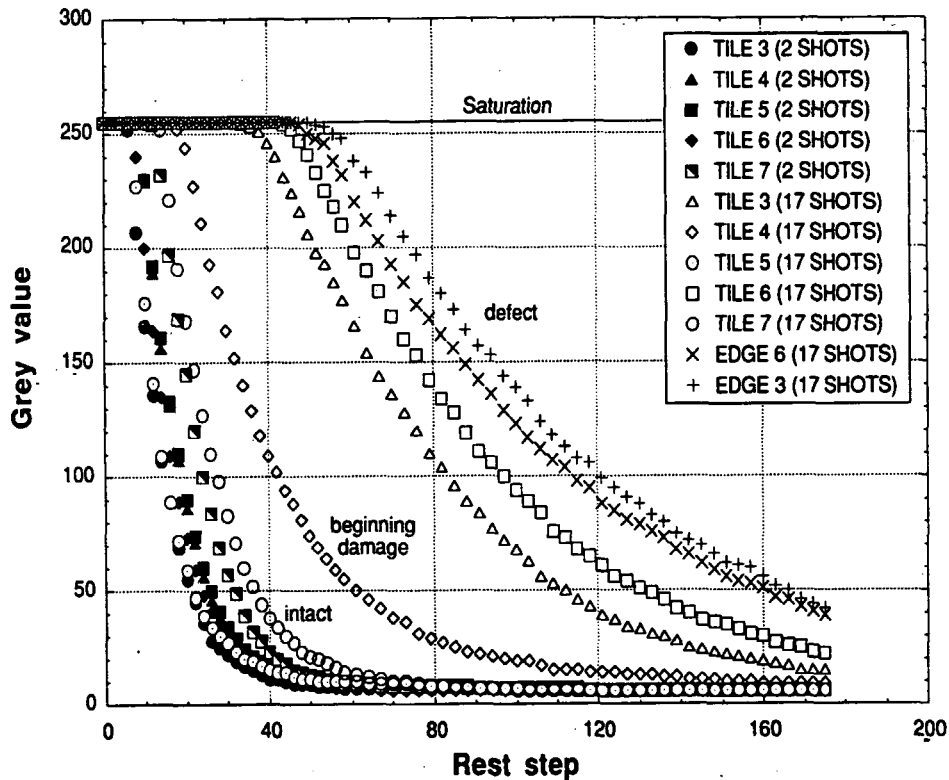


Abb. 6.8: Abkühlkurven nach 2 und nach 17 Zyklen an Komponente K1: Ziegel 3, 4, 6, 7 defekt, Ziegel Nr. 5 kann noch als intakt bezeichnet werden, ein minimal verzögertes Abkühlen tritt jedoch bereits auf. Diese beginnende Schädigung könnte bei weiterer Zyklisierung deutlicher erkennbar werden.

In der metallographischen Untersuchung der geschädigten Ziegel zeigte sich, daß Spaltbildung zwischen CFC und TZM-Interlayer bzw. zwischen Interlayer und TZM-Körper oder Rißbildung innerhalb des CFC an der Grenze zum Zr-Lot die dominierenden Schädigungsmechanismen waren. Während Ablösen des CFC von der Interlayer (Versagen der Zr-Lotverbindung) sowohl im Ziegelzentrum als auch an den Rändern auftrat, wurde Spaltbildung zwischen der Interlayer und der Wärmesenke (Versagen der CuPd-Lotverbindung) bevorzugt an den Ziegelrändern im Bereich zum benachbarten CFC/TZM-Verbund beobachtet. Da über den entstandenen Spalt hinweg die Wärmeleitung unterbrochen ist und durch Strahlung nur wenig Energie an die aktiv gekühlte Wärmesenke abgegeben werden kann, steigt die Temperatur des CFC-Ziegels deutlich an, und nach dem Strahlabschalten kühlt der Ziegel langsamer ab.

Da der Hauptanteil des Wärmestroms über die verbleibende intakte Fläche abgeführt werden muß, steigt dort lokal die Temperatur und kann die Schmelztemperatur des CuPd-Lotes erreichen. Der dann weiter wachsende Spalt zwischen Interlayer und Wärmesenke behindert den Energietransport durch die Komponente immer stärker, und in der Folge steigt die Temperatur des CFC-Ziegels weiter an. Wenn die Temperatur des CFC-Ziegels die Schmelztemperatur des Zr-Lotes

erreicht, löst sich der CFC nahezu vollständig von der Interlayer. An den verbleibenden Kontaktflächen können die hohen Temperaturen sogar ein Schmelzen der Interlayer bewirken. An der Oberfläche des CFC-Ziegels erodiert das Material aufgrund der hohen Temperatur, zusätzlich kann auch Delamination auftreten. Die einzelnen Phasen dieses Schädigungsablaufs wurden in unterschiedlicher Ausprägung an Komponente K1 beobachtet.

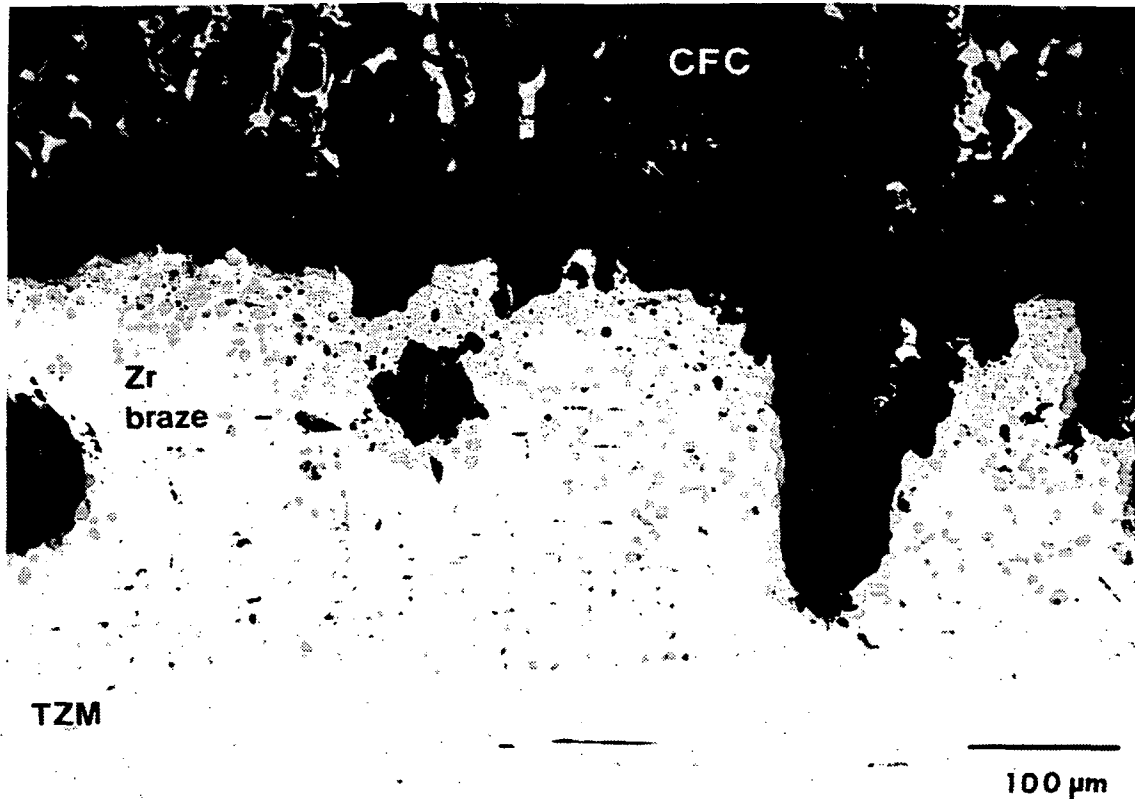


Abb. 6.9: a) Rißbildung innerhalb des CFC-Materials und Ablösung des CFC vom Zr-Lot im Randbereich von Ziegel Nr. 5 (K1)

In Bild 6.9 ist in Bild a) an Ziegel Nr. 5 nach 26 Zyklen bei 11.4 MW/m^2 in den äußersten Randbereichen des CFC-Ziegels Rißbildung innerhalb des CFC-Materials und Ablösung des CFC vom Zr-Lot erkennbar. In der Ziegelmitte dagegen (Bild b)) treten keine Risse auf, und die Lötverbindung ist intakt. Durch den unterbrochenen thermischen Kontakt steigen die Temperaturen in der Schädigungszone deutlich an. Der Wärmetransport durch die Komponente erfolgt nun über die verbleibenden intakten Zonen der Lötverbindung. Aufgrund der hohen Temperaturen in der geschädigten Zone steigen die Temperaturen auch an der Grenze zwischen der noch intakten Lötzone und dem geschädigten Bereich. Dies kann sogar zum Aufschmelzen des CuPd-Lotes bei etwa 1100°C führen. In den Randbereichen des defekten Ziegels Nr. 5 ist,

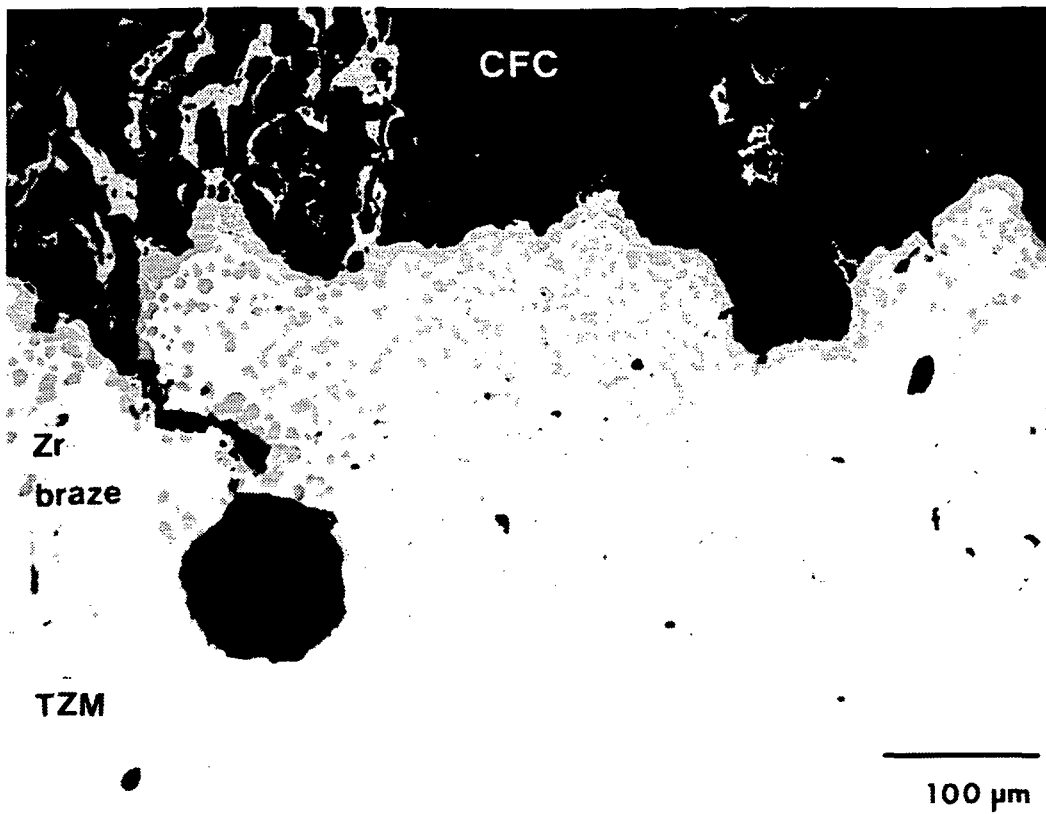


Abb. 6.9 b) intakte Zr-Lotverbindung im Bereich der Ziegelmitte (Ziegel Nr. 5, K1)

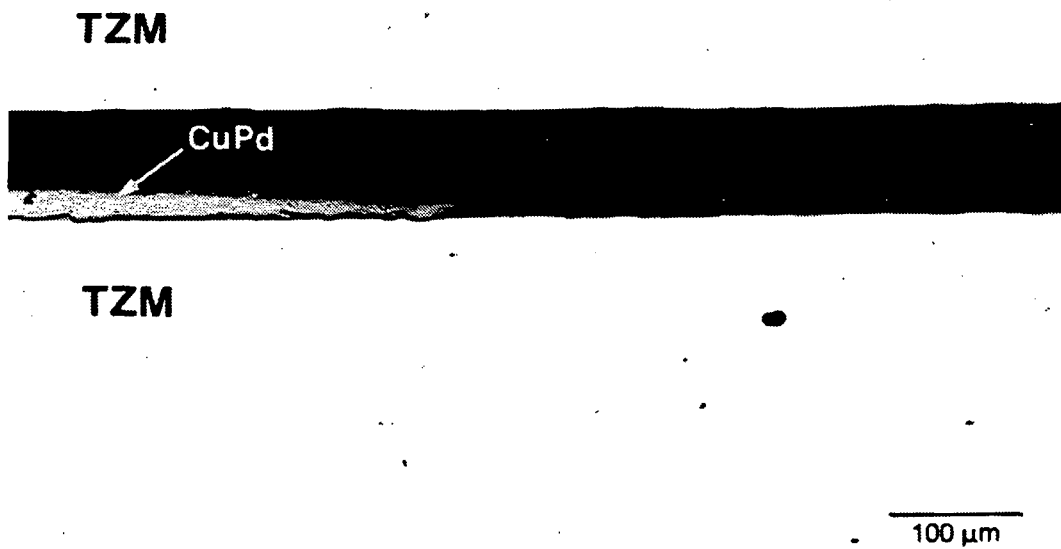


Abb. 6.9 c) Aufschmelzen und partielles Verdampfen des CuPd-Lotes im Randbereich des Ziegels Nr. 5 auf K1

wie in Bild 6.9 c) gezeigt, Aufschmelzen und partielles Verdampfen des CuPd-Lotes zu erkennen. Ein Verlust an CuPd-Lot ist an beiden Ziegelrändern, sowohl an der Grenze zu Ziegel Nr. 6, als auch zu dem "reparierten" Ziegel Nr. 4 zu beobachten. Ein Teil dieser Schädigung muß jedoch auch auf einen negativen Einfluß der "Reparatur" an den benachbarten Ziegeln Nr. 3 und 4 zurückgeführt werden, wie bereits früher erwähnt wurde. Diese Vermutung liegt deshalb nahe, da der Grad der in den metallographischen Untersuchungen gefundenen Schädigung so weit fortgeschritten war, daß eine deutliche Erhöhung der Oberflächentemperatur während der Belastung und insbesondere verzögertes Abkühlverhalten des Ziegels im Zyklrierexperiment meßbar gewesen wären; ein solches Verhalten wurde jedoch nicht beobachtet.

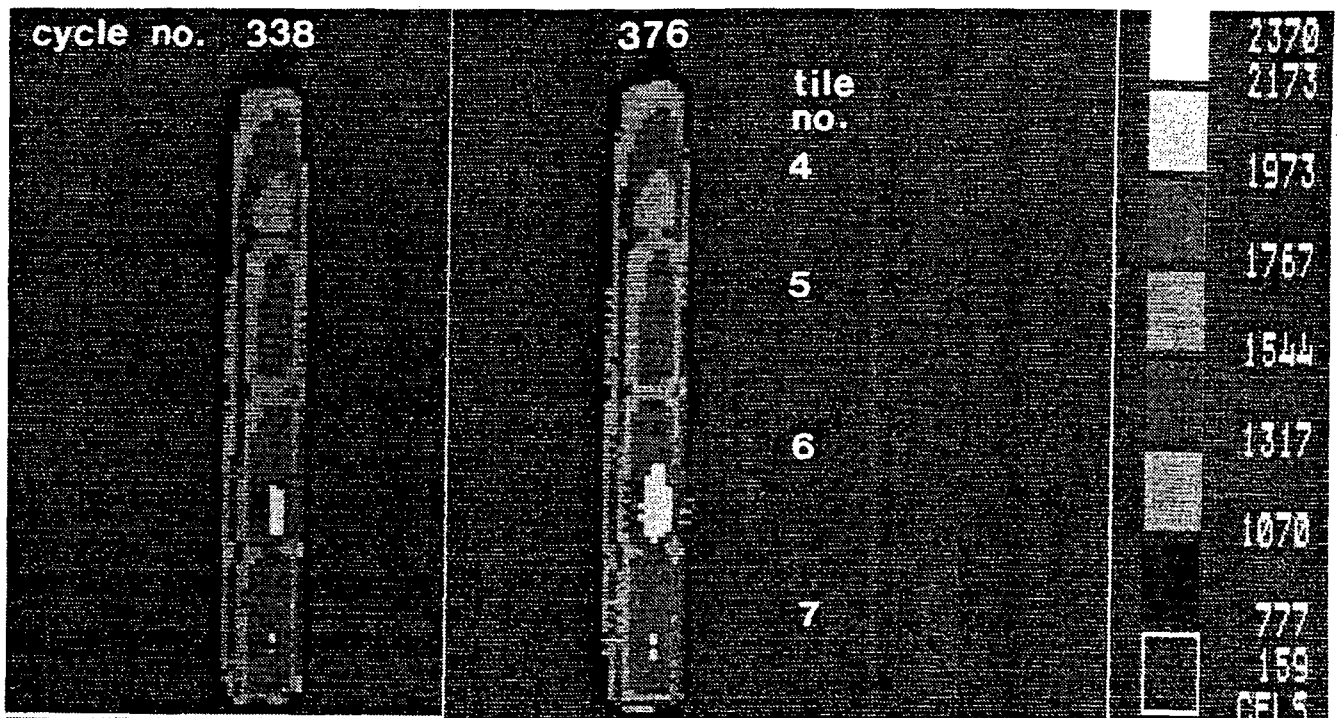


Abb. 6.10: Zweidimensionale Oberflächentemperaturverteilung an Komponente K4 bei 10.0 MW/m^2 maximaler Leistungsdichte nach 338 und 376 Zyklen:

338 Zyklen: Divertorkomponente intakt

376 Zyklen: Oberflächentemperaturerhöhung auf Ziegel 6 und Veränderung der Temperaturverteilung im Bereich von Ziegel 5

(Original-Farbbild siehe Anhang)

Komponente K4, an welcher vor den Experimenten im Zuge der Fertigung an Ziegel Nr. 5 eine "Reparatur" durch "De- und Rebrazing" simuliert worden war, wurde bei einer Leistungsdichte von 10.0 MW/m^2 im Strahlzentrum (Position zwischen den Ziegeln 6 und 7), ebenfalls mit dem Wasserstoffstrahl, zyklisch belastet, wobei der "reparierte" Ziegel mit einem Wärmefluß von 7.0 MW/m^2 beaufschlagt wurde. Nach 376 Zyklen war an den Ziegeln Nr 5 und 6 eine Schädigung durch Spaltbildung zwischen Interlayer und Wärmesenke sowie Aufschmelzen und

Austritt des CuPd-Lotes zu beobachten. Im Thermobild, das in Abbildung 6.10 gezeigt ist, ist die Erhöhung der Oberflächentemperatur auf Ziegel Nr. 6 und eine Temperaturerhöhung im Bereich des Ziegels Nr. 5 deutlich erkennbar. Die Schädigung konnte auch anhand der Abkühlkurven durch verzögertes Abkühlen im Bereich der Ziegelmitte von Ziegel Nr. 6 und am Ziegelrand von Ziegel Nr. 5 (angrenzend an Ziegel Nr. 6) ermittelt werden.

Im Gegensatz zu den Ergebnissen aus den Ionenstrahlexperimenten war die Lebensdauer der in der Elektronenstrahlanlage JEBIS zyklisch beaufschlagten Ziegel der Divertorkomponente mit Interlayer (K2) bei Belastung mit vergleichbaren oder höheren Leistungsdichten signifikant höher (vgl. Tab. 6.1). Bei Belastung von Ziegel Nr. 4 mit einem Wärmefluß von 12.0 MW/m^2 im Zentrum des Elektronenstrahls, entsprechend 10.0 MW/m^2 gemittelt über den gesamten Ziegel, wurde nach 1000 Zyklen keine Änderung des thermischen Verhaltens beobachtet. Ziegel Nr. 2, der mit einer maximalen Leistungsdichte von 15.0 MW/m^2 im Strahlzentrum (12.5 MW/m^2 mittlere Leistungsdichte) beaufschlagt wurde, zeigte nach 300 Zyklen zwar deutlich Erosion des CFC-Materials an der Probenoberfläche (Tiefe des Erosionskraters etwa $100 \text{ }\mu\text{m}$), der thermische Kontakt des Ziegels zur Wärmesenke war jedoch nicht beeinträchtigt. In beiden Experimenten blieben die Temperaturen an der Probenoberfläche und unterhalb der Interlayer während der Zyklisierung stabil. Auch im Abkühlverhalten wurden nach 1000 Zyklen bei 12.0 MW/m^2 bzw. nach 300 Zyklen bei 15.0 MW/m^2 maximaler Leistungsdichte keine Veränderungen bzw. verlangsamtes Abkühlen festgestellt.

In der anschließenden metallographischen Untersuchung wurden am CuPd-Lot keine Anzeichen für einen Verlust des thermischen Kontaktes der Ziegel zur Wärmesenke, wie Poren, Spalt- oder Rißbildung, gefunden. Ein Aufschmelzen des Lotes während der thermischen Beanspruchung hatte nicht stattgefunden. Im Zr-Lot wurde ein leichter Anstieg des Carbid-Anteils von etwa 8-15% in unbelasteten CFC/TZM-Verbunden auf etwa 12-18% beobachtet. Der mit 15.0 MW/m^2 maximaler Leistungsdichte beaufschlagte Ziegel wies hierbei höhere Werte auf als der mit 12.0 MW/m^2 belastete.

An dem mit 1000 Zyklen bei 12.0 MW/m^2 belasteten Lötverbund wurde an der Grenze zur TZM-Interlayer an einigen Stellen eine beginnende Ablösung des Zr-Lotes beobachtet, die Spaltbreite betrug etwa $10 \text{ }\mu\text{m}$ und beeinträchtigte offenbar nicht die Wärmeübertragung zwischen CFC und Interlayer. An beiden zyklisch beanspruchten Ziegeln wurden keine Hinweise auf plastische Deformation während der Belastung gefunden. An der HIP-Verbindung zwischen TZM-Körper und MoRe-Kühlrohr traten an dem mit 15.0 MW/m^2 belasteten Ziegel charakteristische sägezahnförmige Poren auf, die bereits an der im Ionenstrahl zyklisch beaufschlagten Probe K1 und an dem im Screening Test in JEBIS belasteten Ziegel Nr. 6 von K2 beobachtet worden waren. Solche Poren wurden an dem mit 12.0 MW/m^2 maximaler Leistungsdichte (10.0 MW/m^2 mittlerer Wärmefluß) mit 1000 Zyklen beaufschlagten Ziegel nicht gefunden. Diese Beobachtungen bestätigen den aus den Screening-Tests erhaltenen Grenzwert für das Auftreten der sägezahnartigen Poren an der HIP-Verbindung von etwa 12.0 MW/m^2 mittlerer

Leistungsdichte auf dem getesteten Ziegel für Elektronenstrahltests und etwa 11.5 MW/m^2 für Ionenstrahlbeaufschlagung.

6.2.2 Prototypische Divertorprallplatte

Die zyklische Beanspruchung der prototypischen Divertorprallplatte wurde auf folgenden Leistungsdichteniveaus durchgeführt: bei 3.5 MW/m^2 , 3.9 MW/m^2 und 5.3 MW/m^2 maximaler Leistungsdichte im Strahlzentrum. Das Maximum des Wärmeflusses wurde für die Zyklierungen bei 3.5 MW/m^2 und 5.3 MW/m^2 auf den TZM-Block, bei 3.9 MW/m^2 auf die Einzelrohre des Prototyps positioniert. Die Temperaturen an der Probenoberfläche und im Inneren der Wärmesenken entsprachen für intakte Ziegel den aus dem Screening Test ermittelten Werten.

Wie in den Screening Tests, trat auch in den Zyklerversuchen Versagen der Fügeverbindungen bei extrem niedrigen Leistungsdichten und Zyklenzahlen auf. Bei 3.5 MW/m^2 maximaler Leistungsdichte zeigten drei im Strahlzentrum befindliche Ziegel auf dem TZM-Block bereits bei Testbeginn einen schlechten thermischen Kontakt zur Wärmesenke. Möglicherweise wurden die Fügeverbindungen dieser CFC/TZM-Verbunde durch den vorangehenden Screening Test vorgeschädigt, obwohl das Strahlmaximum im Screening Test auf dem Bereich der Einzelrohre lag, so daß die TZM-Platte nur mit niedrigen Leistungsdichten bis 2.5 MW/m^2 beaufschlagt wurde. Ausgehend von den defekten Ziegeln, schritt die durch Aufschmelzen des CuPd-Lotes und Verlust des thermischen Kontaktes zur Wärmesenke charakterisierte Schädigung zu den benachbarten CFC/Interlayer-Verbunden weiter. Nach 16 Zyklen zeigten insgesamt 8 Ziegel stark erhöhte Oberflächentemperaturen während des Pulses sowie deutlich verzögertes Abkühlen nach dem Strahlabschalten. Dennoch trat trotz fortgesetzter thermischer Beaufschlagung nur geringe Erosion des CFC-Materials an der Probenoberfläche ein, und Aufschmelzen des Zr-Lotes oder der TZM-Interlayer wurden nicht beobachtet. Nach 32 Zyklen wurde das Experiment abgebrochen, da insgesamt 9 Ziegel (alle im Bereich des Strahlmaximums auf dem TZM-Block) deutlich erhöhte Temperaturen zeigten.

Im zweiten Zyklertest bei 5.3 MW/m^2 (Strahlmaximum auf den Ziegeln Nr. 9 und 10 auf B4 (vgl. Abb. 3.3) zeigten zwei Ziegel auf dem mit CFC/TZM-Verbunden der Orientierung B belöteten Einzelrohr R4 (Ziegel Nr. 10a und 10b) bereits bei Testbeginn erhöhte Oberflächentemperaturen. In Bild 6.11 ist die zweidimensionale Oberflächentemperaturverteilung auf der Divertorprallplatte bei Beaufschlagung mit 3.5 MW/m^2 dargestellt. Die lokale Temperaturüberhöhung im Bereich der Ziegel Nr. 10a und 10b auf R4 ist deutlich zu erkennen.

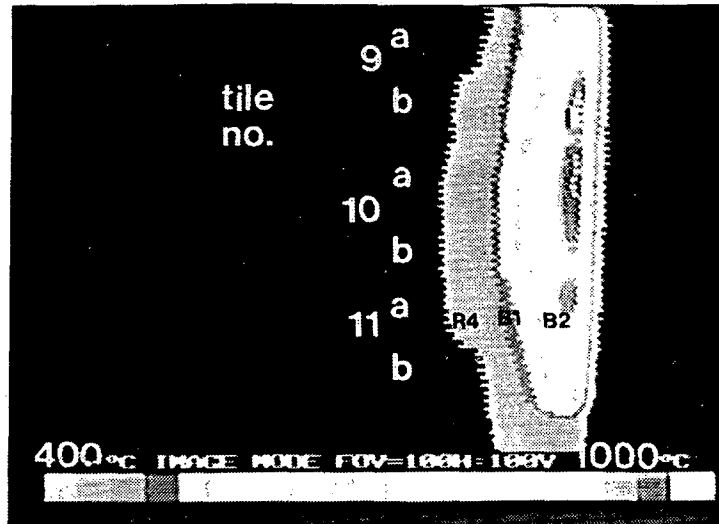


Abb. 6.11: Oberflächentemperaturverteilung auf der Divertoroberfläche bei 3.5 MW/m² und 30 s Pulslänge (Original-Farbbild siehe Anhang)

Nach insgesamt 7 Pulsen mit Leistungsdichten bis 4.0 MW/m² waren auf den CFC/TZM-Verbunden im Bereich des Strahlmaximums (insgesamt 8 Ziegel auf B2, B3, B4) eine Erhöhung der Oberflächentemperatur und verzögertes Abkühlen erkennbar. Eine makroskopische Untersuchung der Divertorplatte zeigte, daß das Versagen der Ziegel durch Aufschmelzen und partielles Verdampfen des CuPd-Lotes bedingt war. Der entstandene Spalt von etwa 100 µm Breite zwischen der TZM-Interlayer und der gekühlten Wärmesenke beeinträchtigte den thermischen Kontakt der Ziegel zur TZM-Platte und bewirkte dadurch erhöhte Oberflächentemperaturen und verzögertes Abkühlen nach dem Pulsende. Die anschließende zyklische Beaufschlagung mit 5.3 MW/m² maximaler Leistungsdichte im Strahlzentrum führte zum Versagen weiterer Ziegel, die vorwiegend im Bereich des maximalen Wärmeflusses lagen. Nach insgesamt 22 Zyklen mußte auch dieser Versuch abgebrochen werden, da an den geschädigten Ziegeln Aufschmelzen des Zr-Lotes, hohe Erosion des CFC-Materials und an einem Ziegel (Nr. 9 auf B4) sogar Schmelzen der TZM-Interlayer eintraten.

In dem Zyklierexperiment bei 3.9 MW/m² maximaler Leistungsdichte war das Strahlzentrum auf den Einzelrohren (auf den Ziegeln Nr. 4 und 5 auf R3 und R4) des Divertorprototyps positioniert. Bereits während des ersten Zyklus löste sich auf einem Rohr, auf das CFC/TZM-Verbunde der Orientierung B aufgelötet waren, ein Ziegel (Nr. 5a auf R2) von der Wärmesenke. Nach 5 Zyklen trat, ebenfalls an einem Ziegel der Orientierung B (Nr. 6a auf R4) eine Schädigung auf. Nach insgesamt 10 Zyklen bei 3.9 MW/m² Leistungsdichte im Strahlzentrum zeigten 6 Ziegel deutlich erhöhte Oberflächentemperaturen und verzögertes Abkühlverhalten nach dem Strahlabschalten.

6.3. Vergleich der Ergebnisse aus Wasserstoff-Ionenstrahl- und Elektronenstrahlexperimenten an den Einzelrohrkomponenten

Die deutlich unterschiedlichen Ergebnisse der H-Ionenstrahl- und Elektronenstrahlexperimente weisen darauf hin, daß die Lebensdauer der Divertorkomponenten nicht nur von der Höhe des aufgebrachten Wärmeflusses abhängt, sondern auch vom Strahlprofil und der Teilchenart des verwendeten Strahles beeinflußt wird. Der Einfluß des Strahlprofils ist hierbei allerdings geringer zu bewerten, da die Inhomogenität der Leistungsdichteverteilung auf den einzelnen Ziegeln im Bereich zwischen etwa 5-15% liegt und der inhomogene Wärmefluß an der Oberfläche durch die gute thermische Leitfähigkeit des CFC-Materials in der Ebene der Zr-Lotzone bereits nahezu homogen verteilt ist.

Die wichtigste Auswirkung der unterschiedlichen Strahlprofile ist vielmehr, daß in MARION die Proben großflächig beaufschlagt werden, so daß der größte Teil der Wärme nicht zu unbelasteten Zonen der Divertorkomponente abgeleitet und damit über einen größeren Bereich auf dem Kühlrohr verteilt werden kann. Im Elektronenstrahlexperiment dagegen ist die belastete Zone auf der Probenoberfläche deutlich kleiner, so daß eine gleichmäßigere Verteilung der eingebrachten Energie über eine größere Länge des Kühlrohres möglich ist und daher die lokale Wärmeflußdichte im TZM-Körper und im Kühlrohr verringert wird. Dies könnte eine Erklärung für den geringfügig höheren Grenzwert für das Auftreten der sägezahnartigen Poren entlang des Kühlrohrumfangs im Elektronenstrahlexperiment sein. Die unterschiedlichen Strahlprofile beeinflussen jedoch nicht das Verhalten der Fügezonen, welches die Lebensdauer der Komponenten maßgeblich bestimmt.

Der zweite Parameter, der für die unterschiedlichen Ergebnisse der H-Strahl- und Elektronenstrahlexperimente verantwortlich sein könnte, ist die Art der im Strahl verwendeten Teilchen. Während im Elektronenstrahltest die einfallenden Teilchen lediglich eine Erwärmung der Probenoberfläche bewirken, werden die in der Ionenstrahlanlage verwendeten Wasserstoffatome teilweise in den CFC-Werkstoff implantiert bzw. an der Probenoberfläche adsorbiert (Partialdruck während der Bestrahlung etwa 2×10^{-4} mbar). Die Wasserstoffatome können durch den CFC in das Zr-Lot diffundieren. Aufgrund der hohen Affinität des Zirkoniums zu Wasserstoff bildet das freie Zirkonium im Lot stabile Hydride, welche durch Ausscheidungen zur Versprödung des Lotes führen. Eine Abnahme der Duktilität von Zirkonium wird bereits bei Wasserstoffgehalten von etwa 10 ppm beobachtet [65,66]. Zur Überprüfung der Annahme, daß der Beschuß mit Wasserstoffatomen im Ionenstrahlexperiment zur Wasserstoffversprödung des Zr-Lotes führt, wurden die Konzentration von Wasserstoff und dessen Verteilung im Zr-Lot von Proben bestimmt, die in der Elektronenstrahlanlage JEBIS bzw. in der Ionenstrahlanlage MARION bei vergleichbaren Wärmeflüssen zyklischen thermischen Belastungen ausgesetzt worden waren.

Um Aufschluß über die Verteilung des Wasserstoffs in den verschiedenen Phasen des Zr-Lotes zu gewinnen, wurden die Proben mit Hilfe von Sekundärionen-Massenspektroskopie (SIMS) untersucht. Da die Zr-Lotschicht nur eine Dicke von etwa 100-150 µm aufweist, wurden die

Proben zur Vergrößerung der zu untersuchenden Lotfläche unter einem Winkel von etwa 10 Grad zur Lotebene angeschliffen und poliert. Zur Bestimmung der Verteilung der Molybdän-, Zirkonium- und Titanatome im Zr-Lot bzw. im angrenzenden TZM und CFC-Material wurden Sauerstoffionen (O^+) als Primärionen verwendet, zur Ermittlung der Elementverteilungen für Kohlenstoff- und Wasserstoffatome dagegen Cäsiumionen (Cs^+).

Die Verteilungen des Wasserstoffs sowie des Molybdäns im Zr-Lot der mit dem Wasserstoffstrahl und dem Elektronenstrahl belasteten Proben (Ziegel Nr. 7 auf K1 und Ziegel Nr. 4 auf K2) sind in den Bildern 6.12 und 6.13 gezeigt. In den Bildern a) ist jeweils die Wasserstoffverteilung dargestellt, in den Bildern b) die Molybdänverteilung, die die Zuordnung der Bildbereiche zu den verschiedenen Phasen im Lot ermöglicht. Alle Bilder wurden mit denselben Belichtungsparametern aufgezeichnet, so daß die Intensitäten annähernd den Konzentrationen der jeweiligen Elemente im Lot entsprechen.

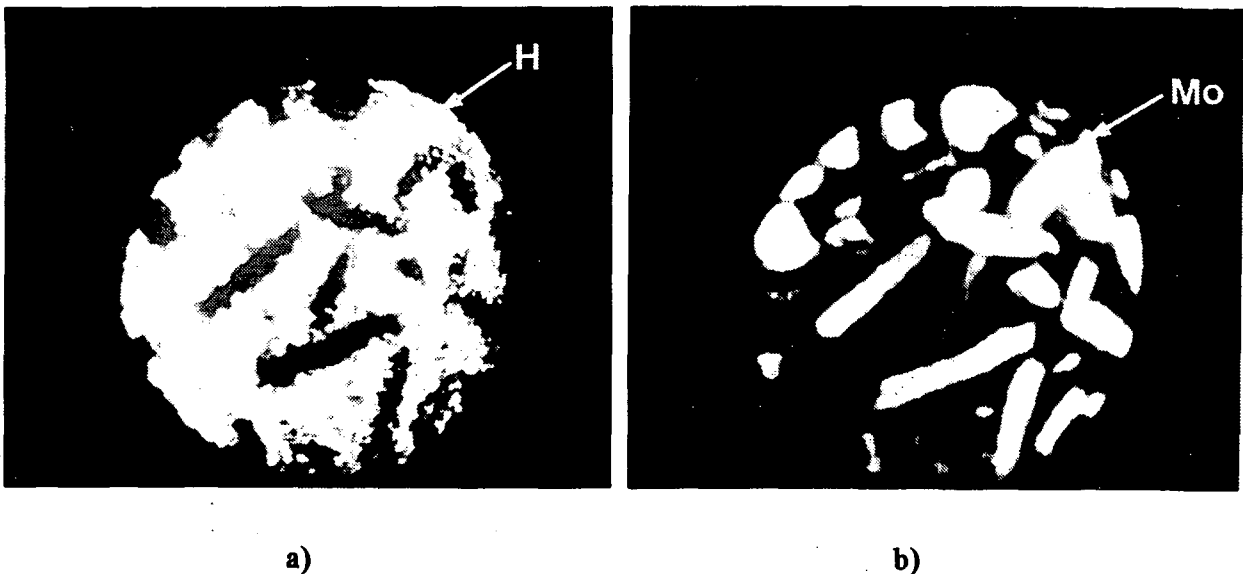


Abb. 6.12: Wasserstoff- (a) und Molybdän- (b) Verteilung im Zr-Lot der mit dem Wasserstoffstrahl beaufschlagten Komponente (K1, Ziegel Nr. 7, 53 Pulse mit ansteigender Leistungsdichte von 3.5 bis 10.6 MW/m², anschließend zyklische Belastung bei 10.6 MW/m² mittlerer Leistungsdichte auf dem Ziegel über 26 Zyklen)

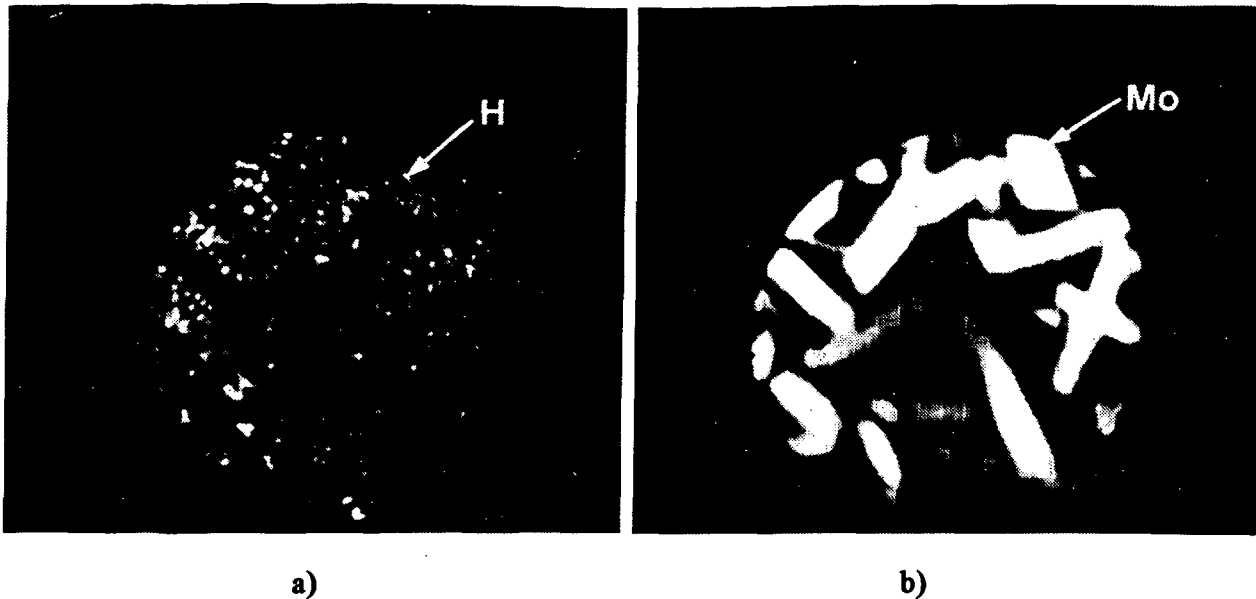


Abb. 6.13: Wasserstoff- (a) und Molybdän- (b) Verteilung im Zr-Lot der mit dem Elektronenstrahl beaufschlagten Komponente (K2, Ziegel Nr. 4, 1000 Pulse bei 10.0 MW/m^2 mittlerer Leistungsdichte auf dem Ziegel)

Aus den Bildern ist ersichtlich, daß Wasserstoff nahezu ausschließlich in der β -Zirkonphase des Lotes auftritt, während in den ZrMo_2 -Körnern, die im Verteilungsbild der Mo-Konzentration deutlich zu erkennen sind, nur sehr wenig bzw. kein Wasserstoff erscheint. Dies ist durch die unterschiedliche Löslichkeit des Wasserstoffs in Zr und Mo bedingt [66,67]. Aus dem Vergleich der Intensitäten der Wasserstoffreflexe für Ziegel Nr. 7 (K1) und Ziegel Nr. 4 (K2) geht außerdem hervor, daß im Zr-Lot der mit dem Wasserstoffstrahl beaufschlagten Probe die Wasserstoffkonzentration in der β -Zirkonphase höher ist als im Zr-Lot der elektronenstrahlbelasteten Probe.

Um die Konzentrationsverhältnisse der Elemente Zirkonium, Molybdän, Titan und Wasserstoff im Lot zu bestimmen und zusätzlich eventuell störende Oberflächeneffekte, wie beispielsweise den Einfluß unterschiedlicher Haftungskoeffizienten für Restwasserstoffatome in der Vakuumkammer des Gerätes an den verschiedenen Phasen der Probenoberflächen auszuschließen, wurden mit Hilfe des sogenannten "Mikrosonden-Modus" Tiefenprofile der Konzentrationen von Mo, Ti und H sowohl in der β -Zirkonphase, als auch in den ZrMo_2 -Körnern erstellt. Da während des Beschusses mit Primärionen an der untersuchten Stelle durch Absputtern der ersten 2-3 Atomlagen zur Analyse Material abgetragen wird, kann durch längeren Beschuß eines definierten Probenortes über einige Minuten ein Tiefenprofil der Elementverteilung, d.h. die Konzentrationsverhältnisse der detektierten Elemente als Funktion der Zeit bzw. der der Beschußzeit und der Sputterraten entsprechenden Tiefe, erstellt werden. Diese Methode bietet außerdem die Möglichkeit, Störeinflüsse durch Oberflächenverunreinigungen oder Verfälschungen der Meßergebnisse durch an der Oberfläche haftende Fremdatome weitgehend zu eliminieren. Die auf die Zirkoniumkonzentration normierten gemessenen Intensitäten der Signale

für Molybdän, Titan und Wasserstoff in der β -Zirkonphase (a) sowie in den ZrMo_2 -Körnern (b) für die beiden Proben (K1Z7, K2Z4) sind in den Bildern 6.14 und 6.15 dargestellt.

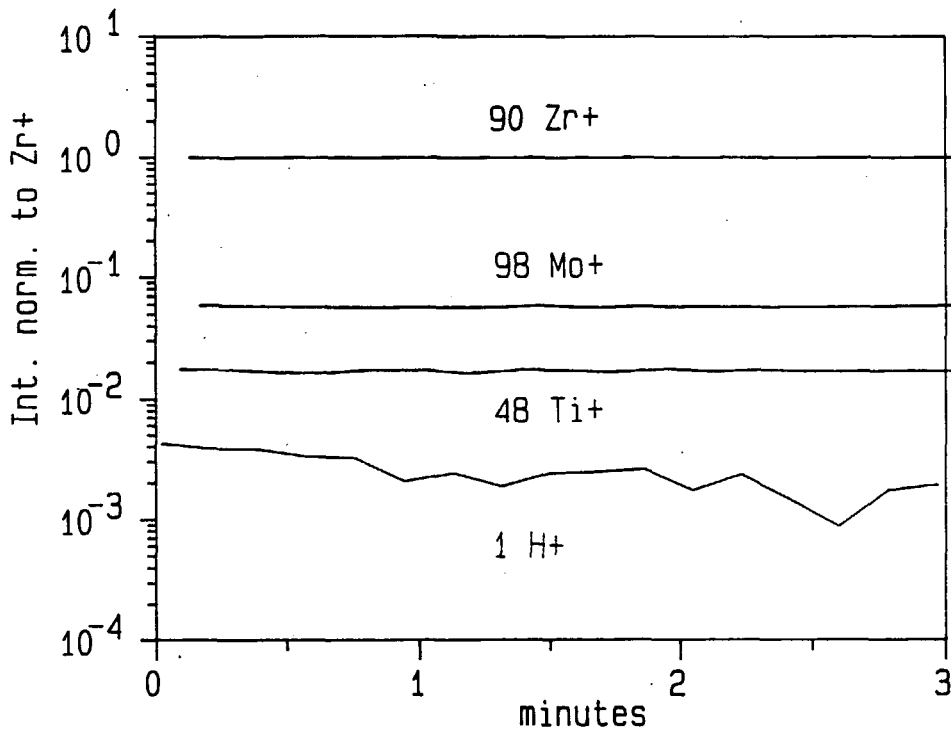


Abb. 6.14: a) Auf die Zr-Intensität normierte Intensitäten der Signale für Molybdän, Titan und Wasserstoff in der β -Zirkonphase der wasserstoffstrahlbelasteten Probe K1Z7

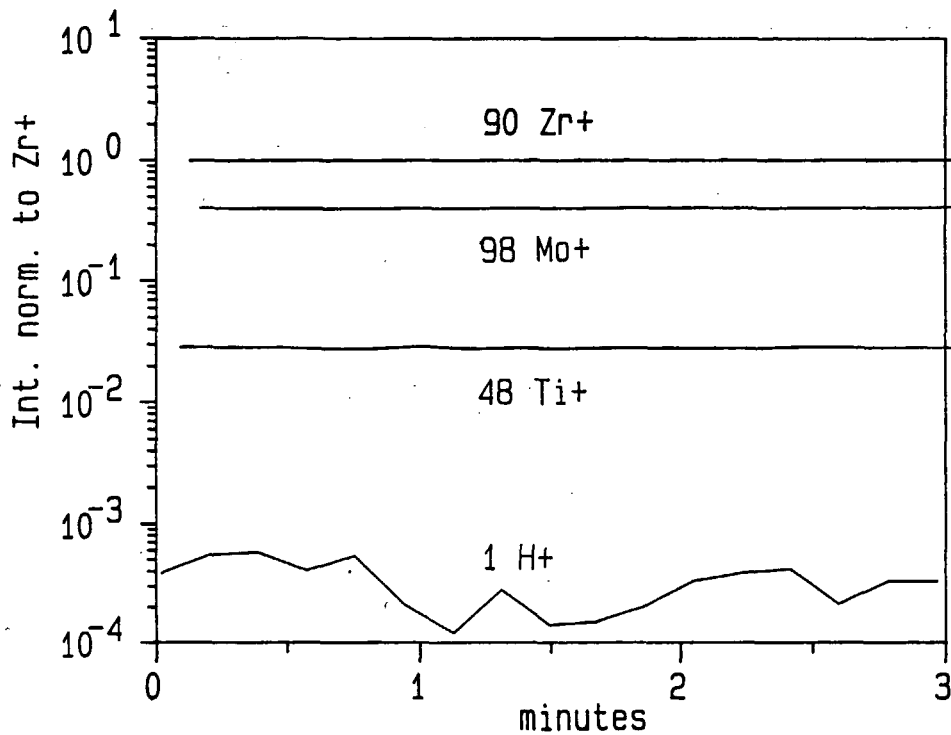


Abb. 6.14: b) Auf die Zr-Intensität normierte Intensitäten der Signale für Molybdän, Titan und Wasserstoff in den ZrMo_2 -Körnern der wasserstoffstrahlbelasteten Probe K1Z7

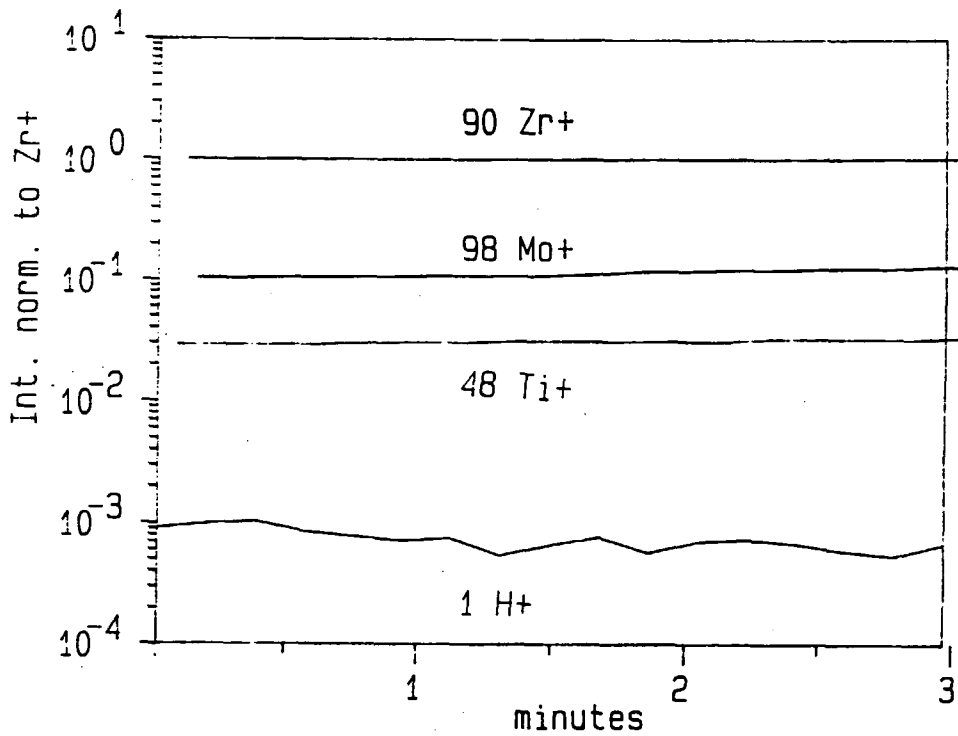


Abb. 6.15: a) Auf die Zr-Intensität normierte Intensitäten der Signale für Molybdän, Titan und Wasserstoff in der β -Zirkonphase der elektronenstrahlbelasteten Probe K2Z4

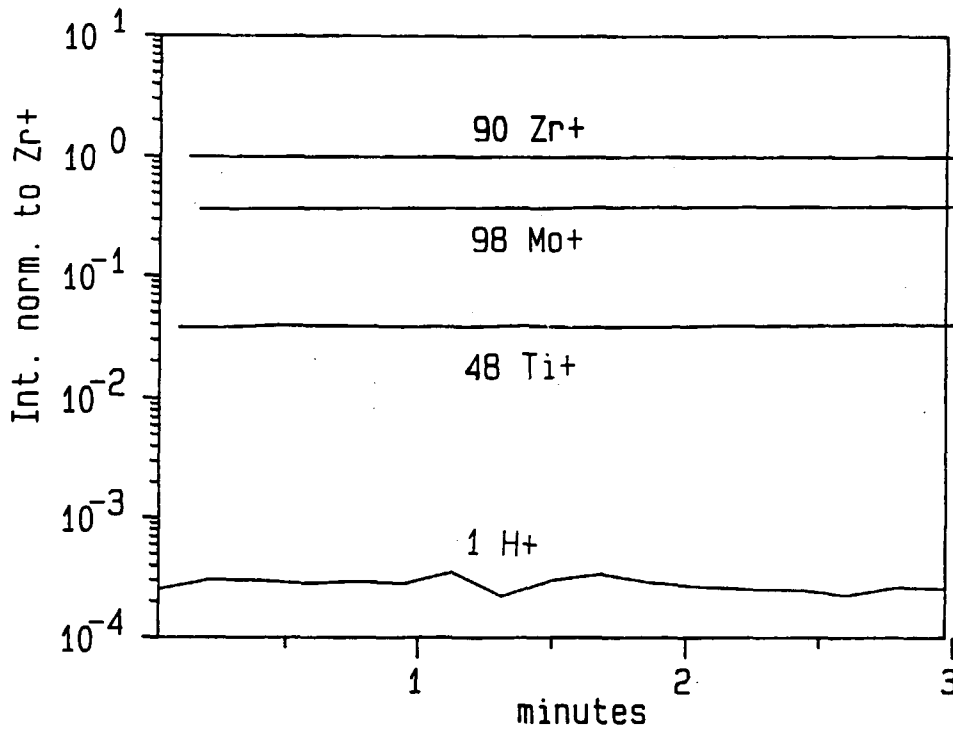


Abb. 6.15: b) Auf die Zr-Intensität normierte Intensitäten der Signale für Molybdän, Titan und Wasserstoff in den ZrMo_2 -Körnern der elektronenstrahlbelasteten Probe K2Z4

Die normierten Intensitätsverhältnisse zeigen, daß der Wasserstoffgehalt in der β -Zirkonphase bei der wasserstoffstrahlbeaufschlagten Probe (K1Z7) um etwa einen Faktor 4 höher ist als in der elektronenstrahlbelasteten (K2Z4). Die Anteile an Molybdän und Titan im Zr-Lot dagegen sind für beide Proben etwa gleich hoch. Diese Beobachtung stimmt mit den Erwartungen überein, da diese beiden Elemente während des Lötprozesses durch Lösung aus dem TZM in das Lot gelangen und ihre Konzentration im Lot daher in erster Linie von den Lötparametern, und nicht von der thermischen Beanspruchung abhängt, solange die Temperatur während der Belastung deutlich unterhalb der Liquidustemperatur des Lotes bleibt. Der Vergleich der phasenspezifischen Konzentrationsverhältnisse in den beiden Proben zeigt außerdem, daß in den ZrMo_2 -Körnern systematisch niedrigere Werte für Wasserstoff und höhere Werte für Molybdän gemessen werden in der β -Zirkonphase. Der Titangehalt dagegen differiert in den beiden Phasen nur geringfügig.

Da mittels SIMS die Intensitätsverhältnisse der den detektierten Elementen entsprechenden Signale gemessen werden, aus denen relative Konzentrationsverhältnisse berechnet werden, ist eine Absolutwertmessung von Konzentrationen nur mit Hilfe einer Eichprobe möglich. Die Herstellung solcher standardisierten Proben durch Ionenimplantation ist jedoch aufwendig. Für eine quantitative Analyse zur Abschätzung der Auswirkungen der Wasserstoffanreicherung wurde daher der H-Gehalt im Zr-Lot mit Hilfe eines Heißextraktions-Trärgasverfahrens bestimmt. Die Ergebnisse sind in Tabelle 6.2 zusammengefaßt.

Testanlage:	MARION (H-Strahl)	JEBIS (e^- -Strahl)
Komponente:	K1, Ziegel Nr. 5	K2, Ziegel Nr. 2 und Nr. 4
Belastungs- parameter:	53 Pulse bei ansteigender Leistungsdichte (3 MW/m ² bis 11.4 MW/m ²), anschließend 26 Pulse bei 11.4 MW/m ²	1000 Pulse bei 12 MW/m ² max. Leistungsdichte (Ziegel 4) 300 Pulse bei 15 MW/m ² max. Leistungsdichte (Ziegel 2)
H-Gehalt im:		
CFC	45 ppm	43 ppm
Zr-Lot	88 ppm	17 ppm
TZM	1.3 ppm	1.8 ppm

Tab. 6.2: Wasserstoffgehalt in den verschiedenen Werkstoffen belasteter Divertorproben

Der Grenzwert für die H-Konzentration im Zr-Lot unbelasteter Proben, die im Metallwerk Plansee routinemäßig an gefügten Röntgendrehanoden (Graphit mittels Zr-Lot auf Molybdän gefügt) bestimmt wird, liegt bei 30 ppm. Tabelle 6.2 zeigt, daß der H-Gehalt im Zr-Lot der in der

Wasserstoff-Ionenstrahlanlage belasteten Probe mit 88 ppm deutlich über diesem Grenzwert liegt, wogegen die Wasserstoffkonzentration im Zr-Lot der in der Elektronenstrahlanlage beaufschlagten Probe unterhalb des Grenzwertes bleibt. Die Wasserstoffgehalte im CFC und in der TZM-Interlayer sind bei den in unterschiedlichen Testanlagen beaufschlagten Proben dagegen nahezu gleich.

Bei 88 ppm Wasserstoff im Zr, entsprechend etwa 0.8 at% H, ist die Duktilität von Zr deutlich verringert und das Zr-Lot daher nahezu vollständig versprödet. Unter dem Einfluß der thermomechanischen Spannungen, die während der thermischen Beaufschlagung durch die unterschiedliche thermische Ausdehnung des CFC und des TZM in der Fügezone entstehen, kann es daher in dem versprödeten Zr-Lot zu Ribildung und Trennung zwischen CFC und TZM kommen. Die Schädigung der Fügezonen durch Wasserstoffversprödung des Zr-Lotes kann die im Vergleich zu den Elektronenstrahltests deutlich verminderte thermomechanische Stabilität der gefügten Divertorkomponenten erklären und stellt den dominierenden Versagensmechanismus unter Wasserstoff-Ionenstrahlbeaufschlagung dar.

Da in einem zukünftigen Tokamakreaktor das Fusionsplasma vorwiegend aus Wasserstoffisotopen (einem Gemisch aus Deuterium und Tritium) bestehen wird, ist der Einsatz eines mittels Zr-Lotes gefügten Divertors aufgrund einer möglichen Wasserstoffversprödung des Zr-Lotes und der dadurch hervorgerufenen frühzeitigen Schädigung des Bauteils äußerst kritisch zu beurteilen. In den bislang durchgeführten thermischen Belastungstests an Divertormodulen in Elektronenstrahlmaschinen blieb der schädigende Einfluß des Wasserstoffs auf die Proben unberücksichtigt, und die Lebensdauer der getesteten Komponenten unter Beaufschlagung mit fusionsrelevanten Wärmeffüssen entsprach den Vorgaben von NET/ITER. Wie jedoch die Ergebnisse der vorliegenden Experimente zeigen, ist die Schädigung durch Wasserstoffversprödung des Zr-Lotes der maßgebliche lebensdauerbeschränkende Faktor der gefügten Divertorproben. Um dennoch die zahlreichen Vorteile gelöteter Werkstoffverbunde für Fusionsanwendungen nutzen zu können, ist die Verwendung alternativer Lote mit deutlich geringerer Affinität zu Wasserstoff und die Vermeidung von Aktivloten bzw. hoher Anteile von Aktivmetallen, die zur Hydridbildung und Versprödung durch Wasserstoffeinfluß neigen, in Loten möglich. Solche Lote werden bereits erfolgreich in diversen Hochtemperaturanwendungen, wie beispielsweise Röntgendrehanoden, eingesetzt und wurden in früheren Untersuchungen bereits hinsichtlich ihrer Einsatzfähigkeit im Fusionsbereich charakterisiert [z.B. 63,64]. Als geeignete Alternativen sind beispielsweise AgCuTi-Lote, CuTi- oder NiTi-Verbindungen anzusehen.

7. Berechnungen nach der Methode der Finiten Elemente

Neben den experimentellen Untersuchungen bildet die numerische Berechnung der Temperatur- und Spannungsverteilung in den Einzelrohrdivertorproben bei Beaufschlagung mit hohen Wärmeflüssen einen weiteren Schwerpunkt zur Beurteilung der Einsatzfähigkeit der Divertormodule in einem zukünftigen thermonuklearen Reaktor. Für die Berechnungen nach der Methode der Finiten Elemente wurde das Programm "ABAQUS" [68] verwendet. Die Randbedingungen wurden entsprechend den Parametern der Einzelrohrmodule formuliert. In einem ersten Schritt wurden die Temperaturfelder berechnet, in einem zweiten die resultierenden thermischen Spannungsfelder ermittelt. Zur Weiterverarbeitung der mittels "ABAQUS" berechneten Daten, insbesondere für farbgraphische Darstellungen, wurden die am Forschungszentrum Jülich zur Verfügung stehenden Hilfsprogramme verwendet.

7.1 Modell, Parameter und Randbedingungen

Die in den Rechnungen verwendeten Netze für die Komponenten mit und ohne Interlayer sind in Bild 7.1 dargestellt. Es wurden sowohl zweidimensionale (2D) als auch ein dreidimensionales (3D) Modell erstellt. Während im ebenen Netz beide Designvarianten (mit und ohne Interlayer) konstruiert wurden, beziehen sich die Berechnungen am dreidimensionalen Modell nur auf das Design mit TZM-Interlayer. Das 2D-Netz besteht aus ebenen isoparametrischen 8-Knotenelementen und 6-Knoten-Dreieckselementen, das 3D-Netz aus dreidimensionalen isoparametrischen 20-Knotenelementen. Aus Symmetriegründen wurde im ebenen Modell nur eine Hälfte, im dreidimensionalen Modell nur ein Viertel eines repräsentativen Ausschnitts der Komponenten betrachtet (vgl. Abb. 7.1). Da die Materialeigenschaften von Interlayer und TZM-Körper identisch sind, wurde keine Unterscheidung zwischen diesen beiden Bereichen getroffen. Die Lot- und HIP-Zonen wurden aufgrund ihrer geringen Dicke vernachlässigt, es findet daher an den Grenzflächen zwischen CFC und TZM bzw. zwischen TZM und Mo41Re eine sprunghafte Änderung der Materialeigenschaften statt. An der Fügefläche zwischen CFC und Interlayer wurde im Bereich am Rand des Divertorsegments im zweidimensionalen Modell eine Verfeinerung des Netzes vorgenommen, um die Informationen über den dort vorliegenden Spannungszustand zu verdichten. Für die Spannungsrechnung am ebenen Modell wurden vom Programm "ABAQUS" sog. "Generalized Plain Strain"-Elemente zur Verfügung gestellt, welche zusätzlich zu den Verschiebungsfreiheitsgraden drei weitere Freiheitsgrade besitzen, welche die Verschiebung und Verdrehung ursprünglich paralleler Ebenen beinhalten. Somit kann auch im zweidimensionalen Rechenfall "quasi-dreidimensionales Verhalten" des Divertorelements simuliert werden.

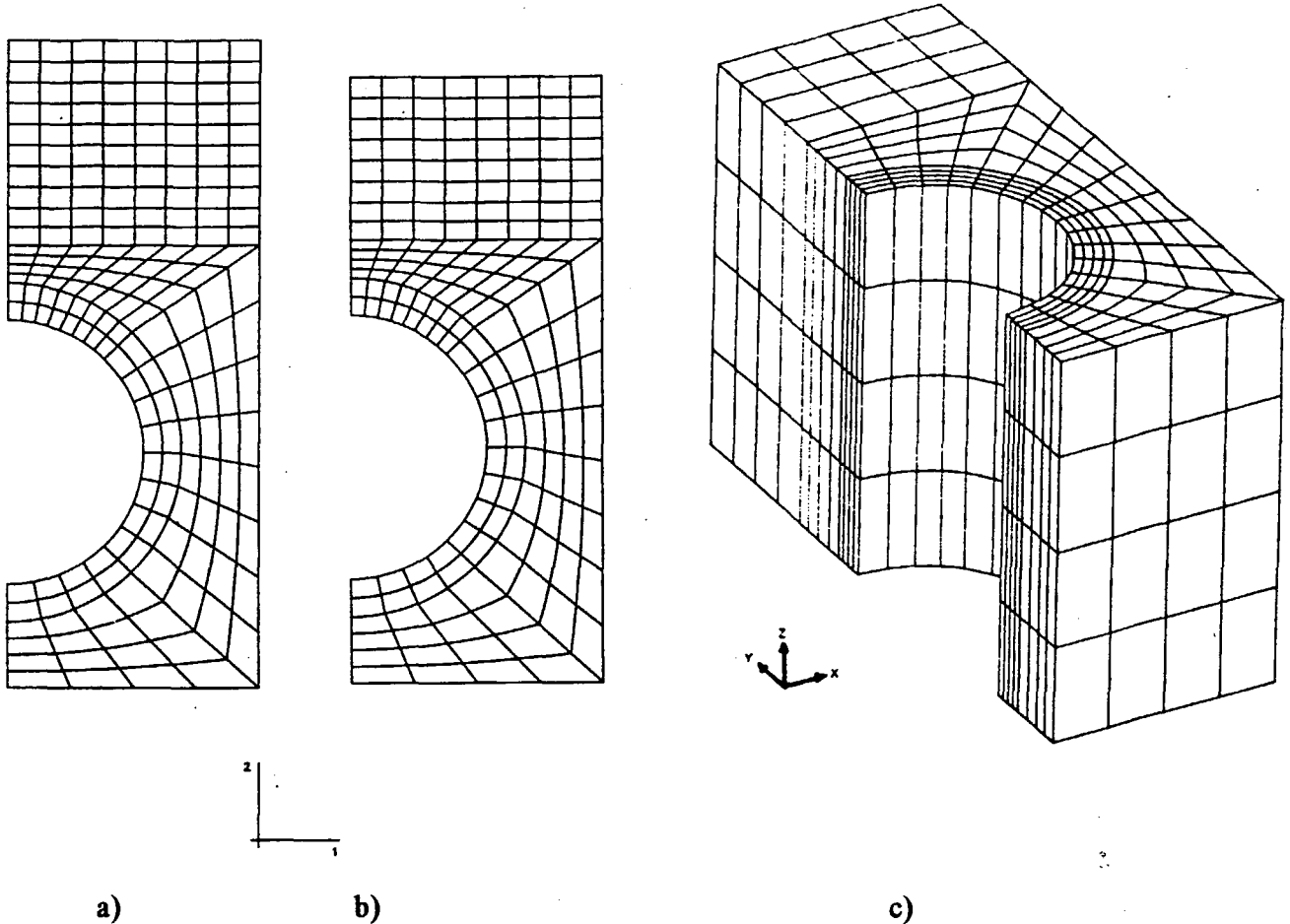


Abb. 7.1: Netze für die Berechnungen nach der Methode der Finiten Elemente
a) zweidimensionales Netz, Komponente mit TZM-Interlayer
b) zweidimensionales Netz, Komponente ohne TZM-Interlayer
c) dreidimensionales Netz, Komponente mit TZM-Interlayer

Die Stoffdaten für die Temperaturfeld- und Spannungsrechnungen wurden aus der Literatur bzw. Herstellerangaben [57,69] entnommen. Für die Temperaturfeldrechnungen sind die Wärmeleitfähigkeit λ , die spezifische Wärme c_p und die Dichte ρ der Grundwerkstoffe erforderlich. Für die Spannungsrechnung ist unter der Annahme linear elastischen Materialverhaltens zusätzlich die Kenntnis des E-Moduls E , der Poissonzahl μ und des linearen thermischen Ausdehnungskoeffizienten α erforderlich. Da die Temperaturen während der Belastung der Komponenten ein breites Intervall überstreichen, muß außerdem die Temperaturabhängigkeit der Stoffdaten berücksichtigt werden. Diese wurde ebenfalls aus den oben angeführten Datensammlungen [57,69] entnommen. Die Dichte der Grundwerkstoffe wurde als temperaturunabhängig angenommen. Für den Werkstoff CFC wurde außerdem die Anisotropie der Wärmeleitfähigkeit und der thermischen Ausdehnung einbezogen, bei den metallischen Werkstoffen wurde isotropes Verhalten vorausgesetzt.

Die Analyse wurde in zwei Schritten durchgeführt. Im ersten Rechenlauf wurden die sich unter thermischer Belastung einstellenden Temperaturfelder ermittelt, aus denen im zweiten Lauf die daraus resultierenden Spannungsfelder berechnet wurden. Die dreidimensionale Verteilung des

einfallenden Wärmestroms wurde entsprechend den experimentellen Vorgaben angenommen. Das Maximum der auftreffenden Leistungsdichte (100%) wurde in das Zentrum des betrachteten Divertorelements gelegt, zu den Rändern hin fiel die Leistungsdichte sowohl in horizontaler (x-) als auch in vertikaler (y-) Richtung parabelförmig auf 90% dieses Wertes ab. Der Abfall der Leistungsdichte zu den Probenrändern wurde steiler angenommen, als in den Experimenten tatsächlich auftrat, um die daraus resultierenden Effekte zu verdeutlichen. Die Pulslänge der thermischen Belastung wurde zu 30 s angenommen, in der anschließenden Pause wurde das Abkühlverhalten bis zum Erreichen der Ausgangstemperatur (RT) beobachtet. Für den Wärmeübergangskoeffizienten h von der Kühlrohrwand ins Wasser, welcher als freier Parameter gewählt werden kann, wurde durch Variation, in Einklang mit den Literaturwerten [70], ein konstanter Wert von $55000 \text{ W/m}^2\text{K}$ ermittelt, da bei diesem Wert die beste Übereinstimmung zwischen gemessenen und berechneten Temperaturen im Divertorelement erzielt wurde. Dennoch stellt die Annahme des konstanten Koeffizienten eine starke Vereinfachung der realen Verhältnisse dar, weil der reale Wärmeübergangskoeffizient durch die teilweise extrem hohen Wärmestromdichten am Übergang von der Rohrwand zum Kühlwasser von der Temperatur und der Position an der Rohrwand abhängig ist. Entlang des Kühlrohrumfanges ändert sich h , entsprechend der lokalen Wandtemperatur und der resultierenden lokalen Wärmestromdichte, von vergleichsweise niedrigen Werten, die die erzwungene Strömung charakterisieren, zu wesentlich höheren Werten stetig [39].

Die an der Oberfläche eingebrachte Wärme fließt teilweise in das Material, teilweise wird sie durch Temperaturstrahlung (abgestrahlte Energie proportional T^4) an den Oberflächen des Divertorelements wieder abgegeben. Die Emissionszahl ϵ wurde für den CFC-Werkstoff zu 0.85, für das TZM zu 0.35 angenommen. Abstrahlung war an den offenen Seiten des Modells möglich, in den Symmetrieebenen wurden weder Wärmeleitung noch Abstrahlung zugelassen. Zwischen CFC und TZM sowie zwischen TZM und MoRe wurde kein Wärmewiderstand angenommen, daher sind die Temperaturen in den Grenzflächen stetig.

Aus dem transienten Verlauf des Temperaturfeldes wurden die daraus resultierenden Thermospannungen im Divertorsegment berechnet. In der Symmetrieebene waren die senkrecht dazu orientierten Freiheitsgrade gefesselt. Es wurde ein verallgemeinerter ebener Spannungszustand zugrunde gelegt, wobei Ebenen parallel zur 1-2-Ebene (vgl. Abb. 7.1) parallel blieben. Aufgrund ihrer vergleichsweise niedrigen Werte blieben der Wasserdruck im Kühlrohr sowie vom Lötprozeß resultierende Thermospannungen unberücksichtigt. An jedem Ort der Probe wurde der zeitliche Verlauf sämtlicher Spannungskomponenten untersucht. Als Vergleichskriterium für die Gesamtbelastung diente die von-Mises-Spannung σ_{VM} , welche aus den einzelnen Spannungskomponenten gemäß nachstehender Formel berechnet wird.

$$\sigma_{\text{VM}} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2}$$

wobei: σ_{ii}Hauptnormalspannungen ($i=1,2,3$)

Ausgehend von den berechneten Verformungen und Spannungen im Divertorelement wurde im zweidimensionalen Modell das Auftreten eines Defektes simuliert und die unter erneuter thermischer Belastung mit 12 MW/m^2 Wärmestromdichte im Zentrum der Komponente resultierende Temperaturverteilung berechnet. Als Schädigung wurde ein Abheben des CFC-Ziegels von der TZM-Wärmesenke im zentralen Bereich des Divertorsegments angenommen. Ein Wärmetransport in dem geschädigten Bereich konnte daher nur durch Strahlung erfolgen, Wärmeleitung wurde dort definitionsgemäß nicht zugelassen.

7.2 Ergebnisse

7.2.1 Temperaturfeldrechnungen

ebenes Modell:

Der zeitliche Verlauf der Temperaturen an 6 charakteristischen Punkten der Probe bei einem einfallenden Wärmefluß von 12 MW/m^2 maximaler Leistungsdichte im Zentrum des Divertorelements ist in Bild 7.2 dargestellt. Nach dem Einschalten des Strahls steigen die Temperaturen an der Divertoroberfläche und im Inneren an, bis nach etwa 20 s der stationäre Zustand erreicht ist. Die nach 30 s Pulsdauer resultierende Temperaturverteilung ist in Bild 7.3 dargestellt. Die maximale Temperatur an der Oberfläche des Divertorelements beträgt 2191°C . Am Übergang vom CFC-Ziegel zur TZM-Interlayer (Zr-Lotverbindung) ist der Wert im Zentrum 1076°C bzw. am äußeren Rand 1150°C . Diese Temperaturen liegen damit deutlich unterhalb der Grenztemperatur für eine mögliche Schädigung des Zr-Lotes [64]. An der CuPd-Lotverbindung ist die Temperatur mit 871°C im Zentrum des Divertorsegments bzw. 930°C am äußeren Rand unterhalb der Schmelztemperatur von etwa 1100°C , sie liegt jedoch bereits in dem Bereich, in welchem eine Schädigung der Fügeverbindung durch Loterweichung nicht auszuschließen ist.

An der Oberfläche des CFC ist in der Probenmitte ein leicht ausgeprägtes Temperaturmaximum erkennbar, entsprechend dem parabelförmigen Strahlprofil des einfallenden Wärmestroms. Ab etwa 5 mm unterhalb der Oberfläche verlaufen die Isothermen im CFC nahezu parallel. Für dieses Verhalten ist die gute Wärmeleitfähigkeit des Werkstoffs in den Richtungen senkrecht zur belasteten Oberfläche bei gleichzeitig um einen Faktor 2 niedrigerer Wärmeleitfähigkeit in der dazu senkrechten Richtung verantwortlich. In der Interlayer sowie im TZM-Körper zeigt sich in dem Bereich nahe der Grenzfläche zum CFC ebenfalls ein nahezu paralleler Isothermenverlauf. Im TZM-Körper dagegen sind die Temperaturen im Zentrum des Divertorelements, wo der Abstand von der beaufschlagten Oberfläche zum Kühlrohr am geringsten ist, signifikant niedriger als am äußeren Rand der Probe.

Nach dem Abschalten des Strahls kühlt das Divertorelement innerhalb von etwa 20 s wieder auf die Ausgangstemperatur ab.

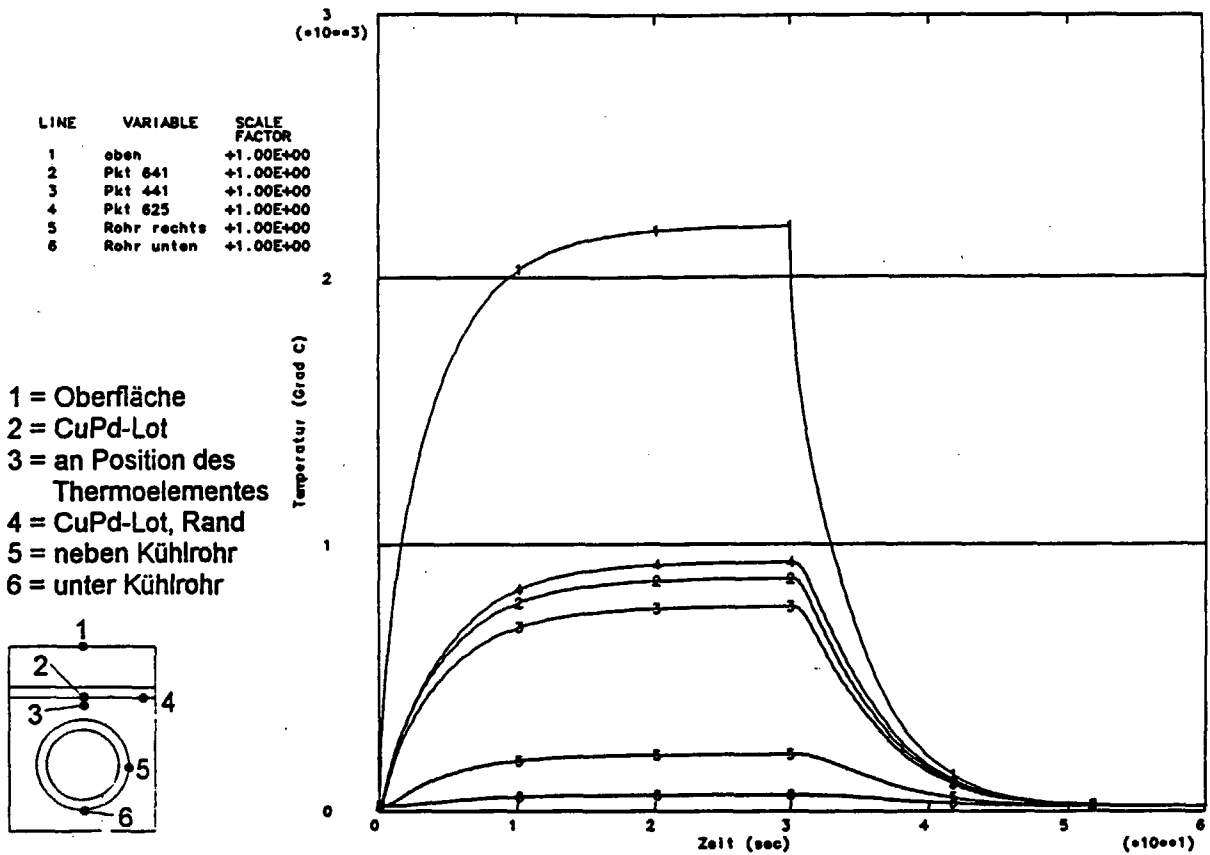


Abb. 7.2: Berechnetes Temperatur-Zeit-Diagramm des intakten Divertorelements bei Belastung mit 12 MW/m^2 Leistungsdichte im Strahlzentrum

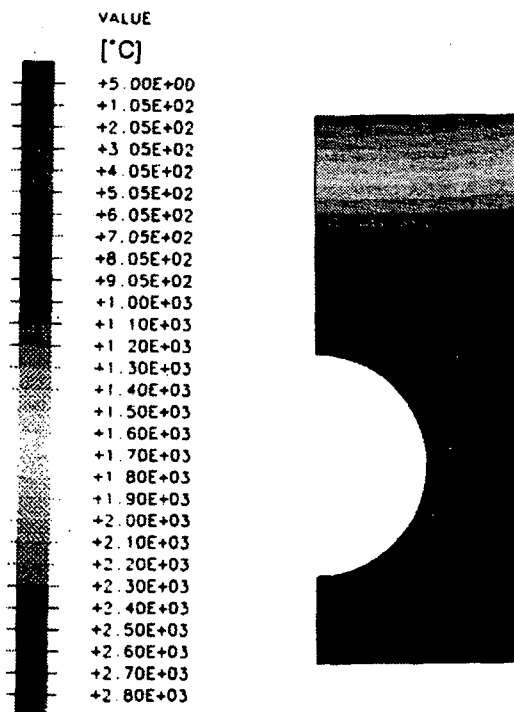


Abb. 7.3: Temperaturverteilung im intakten Divertorelement nach 30 s Pulsdauer bei Belastung mit 12 MW/m^2 Leistungsdichte im Strahlzentrum (Original-Farbbild siehe Anhang)

Für das Design ohne TZM-Interlayer ist die Temperaturverteilung qualitativ ähnlich wie bei der Komponente mit Interlayer, bedingt durch den geringeren Abstand des CFC-Ziegels vom Kühlrohr sind jedoch die Temperaturen, insbesondere im CFC, niedriger. Die berechnete Temperatur für einen einfallenden Wärmefluß von 12 MW/m^2 im Strahlzentrum beträgt nach 30 s Pulsdauer an der Oberfläche 2039°C , an der Grenze zwischen CFC und TZM-Körper (laserstrukturierte Zr-Lotverbindung) 908°C . Der zeitliche Verlauf der Temperaturen während der Aufheiz- und Abkühlphase, der in Bild 7.4 dargestellt ist, zeigt, daß nach etwa 20 s der stationäre Zustand erreicht ist.

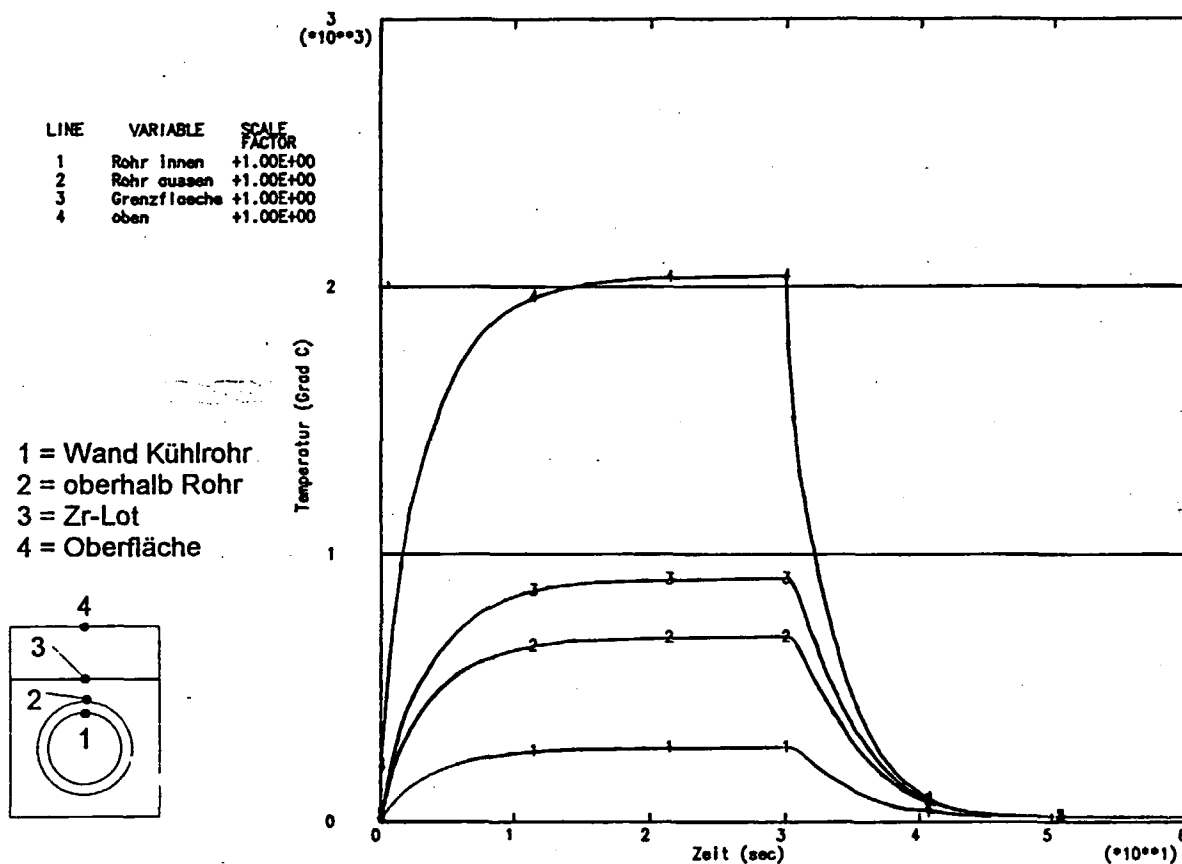


Abb. 7.4: Berechnetes Temperatur-Zeit-Diagramm der Komponente ohne TZM-Interlayer bei Belastung mit 12 MW/m^2 maximaler Leistungsdichte

Die berechneten Temperaturverläufe für ein "defektes" Divertorsegment (Design mit Interlayer) sind in Abbildung 7.5 dargestellt. Als "Defekt" wurde die Existenz eines Spaltes im CuPd-Lot zwischen dem TZM-Körper und der Interlayer, d.h. ein partieller Verlust des CFC/TZM-Verbundes zur Wärmesenke modelliert. Der "Spalt" erstreckte sich von der Probenmitte zu den seitlichen Rändern über die halbe Probenbreite. Die Wirkung des Spaltes wurde dadurch definiert, daß Wärmeleitung in dem defekten Bereich nicht zugelassen war; Wärmeübertragung vom CFC/TZM-Verbund zum TZM-Körper konnte nur durch Strahlung erfolgen. Die Oberflächentemperatur bei Beaufschlagung mit 12 MW/m^2 beträgt nach 30 s Pulslänge in diesem Fall etwa 2700°C und liegt damit im Vergleich zur intakten Komponente deutlich höher. Die

Temperaturen unterhalb der Interlayer sind dagegen im Bereich des Defektes signifikant niedriger als im Fall des intakten Verbundes. Bild 7.6 zeigt die nach 30 s resultierende stationäre Temperaturverteilung. Im Gegensatz zum intakten Divertorelement verlaufen die Isothermen im CFC-Ziegel nun nicht mehr nahezu parallel, sondern es bildet sich in der Probenmitte ein ausgeprägtes kraterförmiges Temperaturmaximum aus. An der Grenzfläche zur Interlayer (Zr-Lotverbindung) betragen die Temperaturen im Bereich der Schädigung im CFC etwa 1700-2000°C, im TZM dagegen nur etwa 650°C. Diese hohe Differenz wird durch den unterbrochenen Wärmefluß durch das Abheben des CFC-Ziegels bewirkt. An den Endpunkten des Defekts, an denen der CFC-Ziegel mit der TZM-Interlayer noch verbunden ist, tritt eine Grenzflächentemperatur von etwa 1600°C auf, so daß hier Aufschmelzen des Zr-Lotes möglich ist und dadurch der Defekt weiter fortschreiten kann. Während trotz der hohen Temperaturen im CFC-Ziegel durch Strahlung nur wenig Energie über den Spalt übertragen wird, fließt der größte Teil des Wärmestroms über den noch intakten Teil der Grenzfläche.

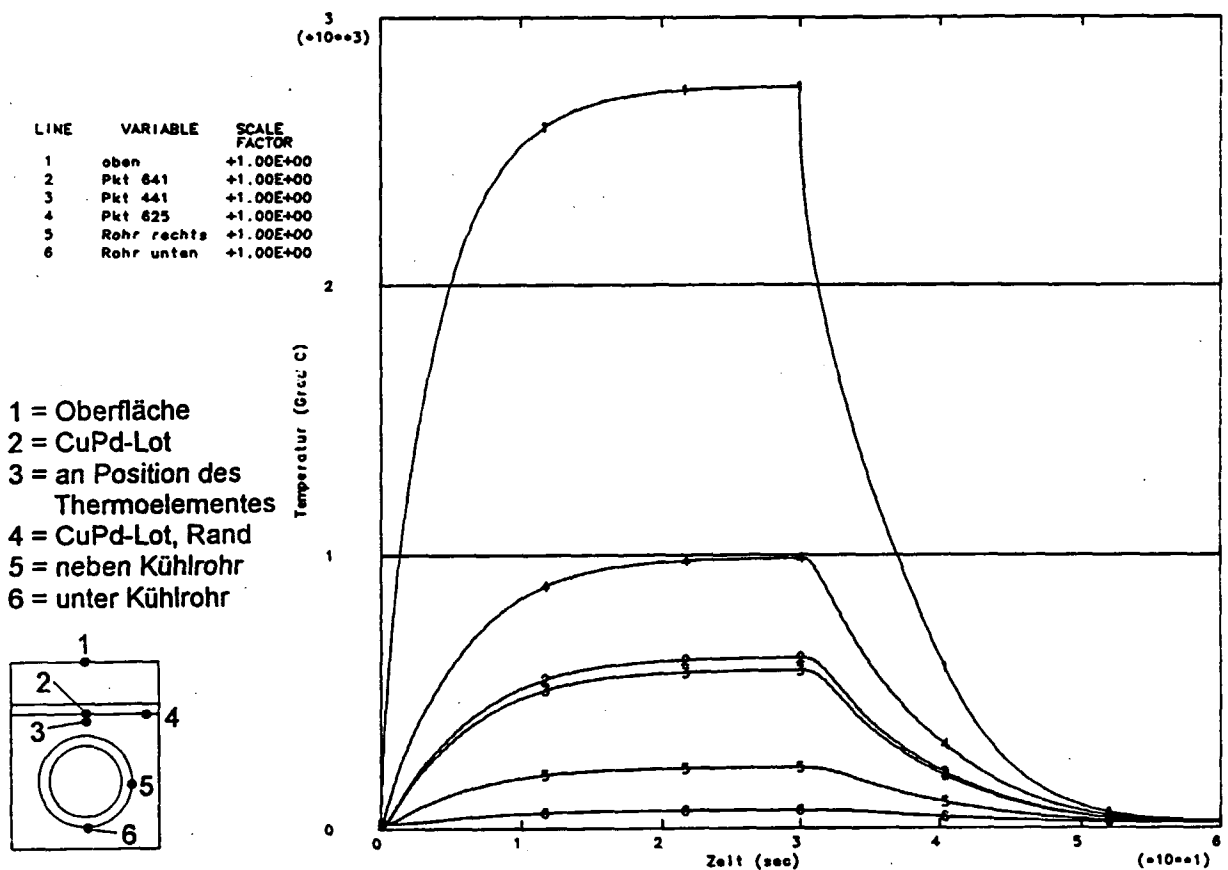


Abb. 7.5: Berechnetes Temperatur-Zeit-Diagramm des defekten Divertorelements mit TZM-Interlayer bei Belastung mit 12 MW/m^2 Leistungsdichte im Strahlzentrum

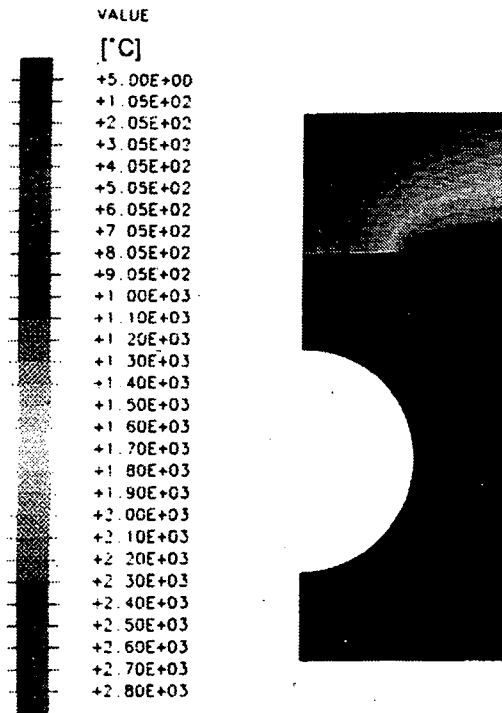


Abb. 7.6: Temperaturverteilung im defekten Divertorelement nach 30 s Pulsdauer bei Belastung mit 12 MW/m^2 Leistungsdichte im Strahlzentrum (Original-Farbbild siehe Anhang)

dreidimensionales Modell:

Die an den bezeichneten Punkten des Divertorsegments (Position entlang der Rohrachse bei $z=0$, d.h. im Strahlmaximum) unter Belastung mit 13 MW/m^2 Leistungsdichte im Strahlzentrum, abfallend auf 90% dieses Wertes an den Rändern des Ziegels, auftretenden Temperaturen als Funktion der Zeit sind in Abb. 7.7 dargestellt. In Übereinstimmung mit der ebenen Modellrechnung ist der stationäre Zustand nach etwa 20 s Pulsdauer erreicht. Bei dem höheren Wärmestrom ist die im dreidimensionalen Fall berechnete Temperatur an der CFC-Oberfläche mit 2350°C im Strahlzentrum höher als bei dem ebenen Modell. Der Wert an der Zr-Lotverbindung liegt mit etwa 1160°C auch höher als der im ebenen Modell berechnete, an der CuPd-Lotverbindung zwischen Interlayer und Wärmesenke dagegen liegt er unter dem für das ebene Netz ermittelten Wert. Die dreidimensionale Temperaturverteilung für denselben Lastfall im stationären Zustand (nach 30 s Pulslänge) ist in Bild 7.8 gezeigt. Ausgehend vom Strahlzentrum in der Ziegelmitte, fällt die Temperatur an der CFC-Oberfläche von 2350°C auf etwa 2180°C an den seitlichen Rändern des Ziegels ab. In der Ziegelmitte tritt ein leicht ausgeprägtes Temperaturmaximum auf. Entsprechend der anisotropen Wärmeleitfähigkeit des CFC-Materials ist der Temperaturgradient an der CFC-Oberfläche in horizontaler (x-) Richtung höher als in der Richtung entlang der Rohrachse (z-) Richtung.

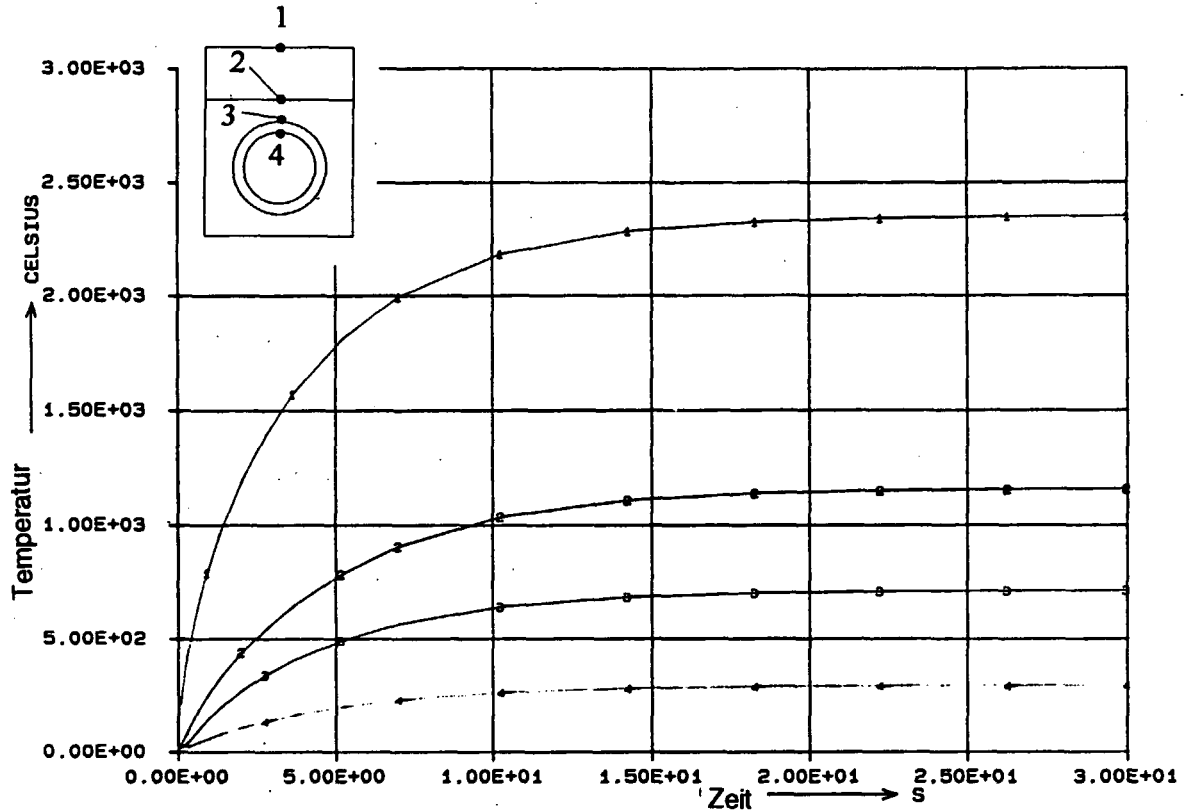


Abb. 7.7: Zeitlicher Verlauf der Temperaturen an den bezeichneten Punkten des Divertorsegments (dreidimensionales Modell, Belastung mit 13 MW/m^2)

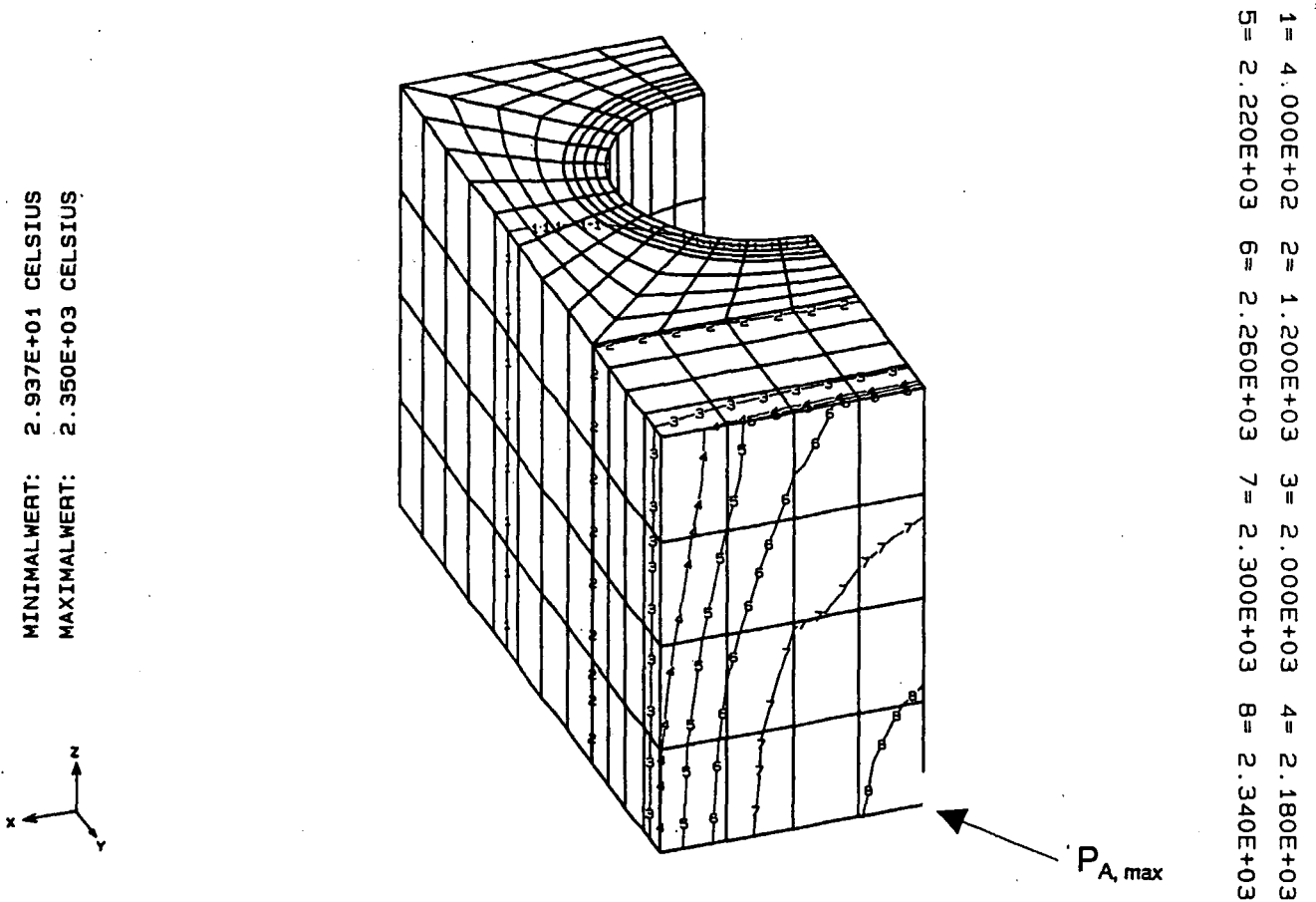


Abb. 7.8: Temperaturverteilung für den stationären Zustand bei Belastung mit 13 MW/m^2 maximaler Leistungsdichte (dreidimensionales Modell)

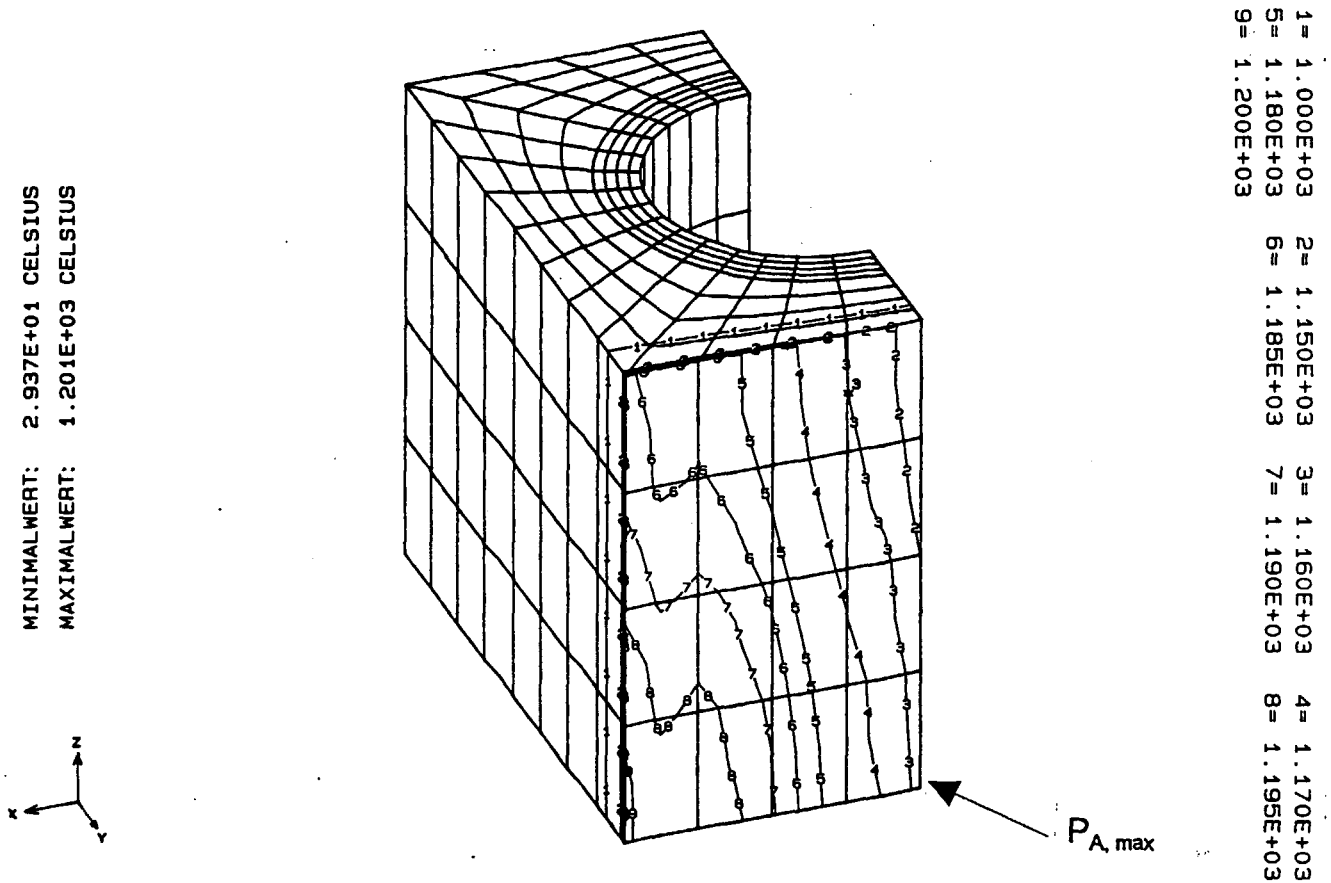


Abb. 7.9: Temperaturverteilung in der Zr-Lotebene für den stationären Zustand bei Belastung mit 13 MW/m^2 maximaler Leistungsdichte (dreidimensionales Modell)

In Bild 7.9 ist die Temperaturverteilung in der Ebene der CFC/Interlayer-Grenzfläche (Zr-Lot) dargestellt. Bedingt durch den unterschiedlichen Abstand der Punkte in dieser Ebene zum Kühlrohr, zeigt sich ein Temperaturmaximum an einer Ecke des Divertorsegments, wobei die berechnete Temperatur bei etwa 1200°C liegt. Zur Ziegelmitte hin sinken die Temperaturen ab, der Wert im Zentrum beträgt etwa 1160°C . Die niedrigsten Temperaturen wurden für den oberen bzw. unteren Rand des Segments in der Mitte des Ziegels berechnet, der Wert liegt dort bei etwa 1150°C . Die Temperaturdifferenzen in der Zr-Fügeebe sind jedoch nur gering, zwischen der maximalen und minimalen Temperatur beträgt der Unterschied etwa 50°C .

An der Fügeverbindung zwischen Interlayer und TZM-Körper (CuPd-Lot) liegen die Temperaturen bei etwa 810°C und zeigen somit gute Übereinstimmung mit der zweidimensionalen Modellrechnung. An der Grenze zwischen TZM und MoRe beträgt die Temperatur im Zentrum des Divertorsegments etwa 500°C , die maximale Wandtemperatur des Kühlrohres liegt bei 310°C . Wie bereits im ebenen Fall zeigt sich auch hier, daß der Wärmeübergang vom Kühlrohr zum Wasser detaillierter betrachtet werden sollte, da bei den berechneten hohen Wandtemperaturen der Wärmeübergangskoeffizient h nicht, wie in den Modellrechnungen angenommen, über den Kühlrohrumfang konstant ist, sondern von der Wandtemperatur und somit von der Position abhängt. Die Änderung von h mit steigender Wandtemperatur kann beispielsweise durch eine Subroutine innerhalb eines Finite-Elemente-

Programms berechnet werden [39]. Damit kann h innerhalb eines großen Bereichs, von Werten für erzwungene Konvektion (z.B. [49,70]) bis zu Werten, die bei lokalem unterkühltem Sieden gültig sind (beschrieben z. B. durch die Thom-Korrelation [50]), numerisch ermittelt werden.

7.2.2 Spannungsrechnung

Um eine möglichst vollständige Übersicht über die durch Thermospannungen verursachte Beanspruchung zu erhalten, wurde der zeitliche Verlauf sämtlicher Spannungskomponenten an jedem Ort der Probe untersucht. Es zeigte sich, daß die höchsten Spannungen im stationären Zustand, also gleichzeitig mit den höchsten Temperaturen im Divertorsegment auftreten. Da die Temperaturverteilung in der Komponente ohne Interlayer qualitativ ähnlich ist wie bei dem Design mit Interlayer, ist auch der zu erwartende Spannungszustand für beide Designs ähnlich.

ebenes Modell:

Bild 7.10 zeigt die resultierenden Verschiebungen im Divertorsegment mit TZM-Interlayer bei thermischer Belastung mit 12 MW/m^2 Leistungsdichte im Strahlzentrum. Der hohe vertikale Temperaturgradient bewirkt ein Aufwölben des CFC-Ziegels und eine Verbiegung der TZM-Wärmesenke derart, daß die heißere, dem CFC-Ziegel zugewandte Seite gedehnt und die kältere Rückseite der Komponente komprimiert wird.

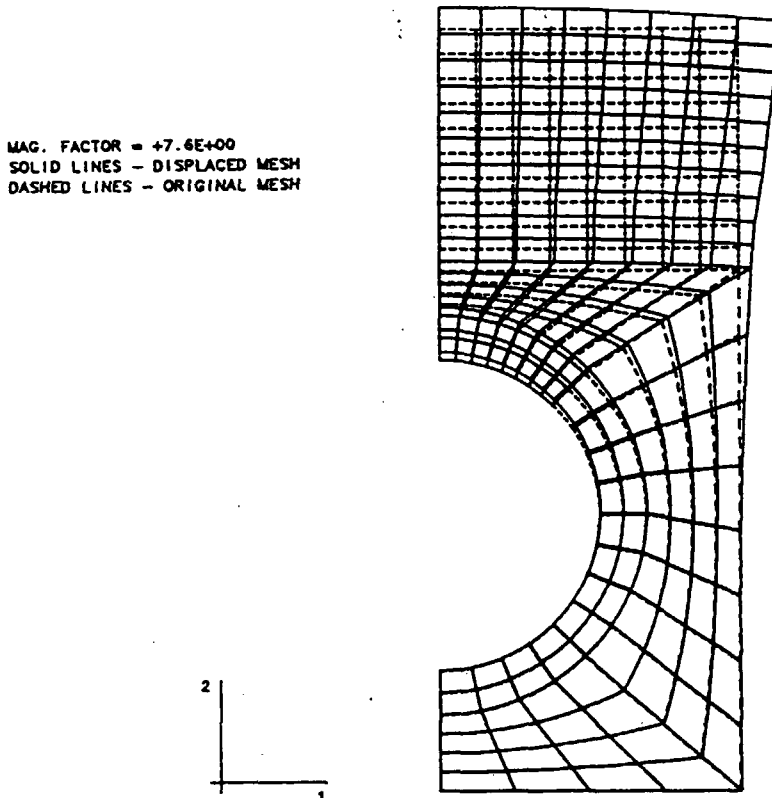


Abb. 7.10: Resultierende Verformung der Divertorkomponente mit Interlayer bei Belastung mit 12 MW/m^2 maximaler Leistungsdichte

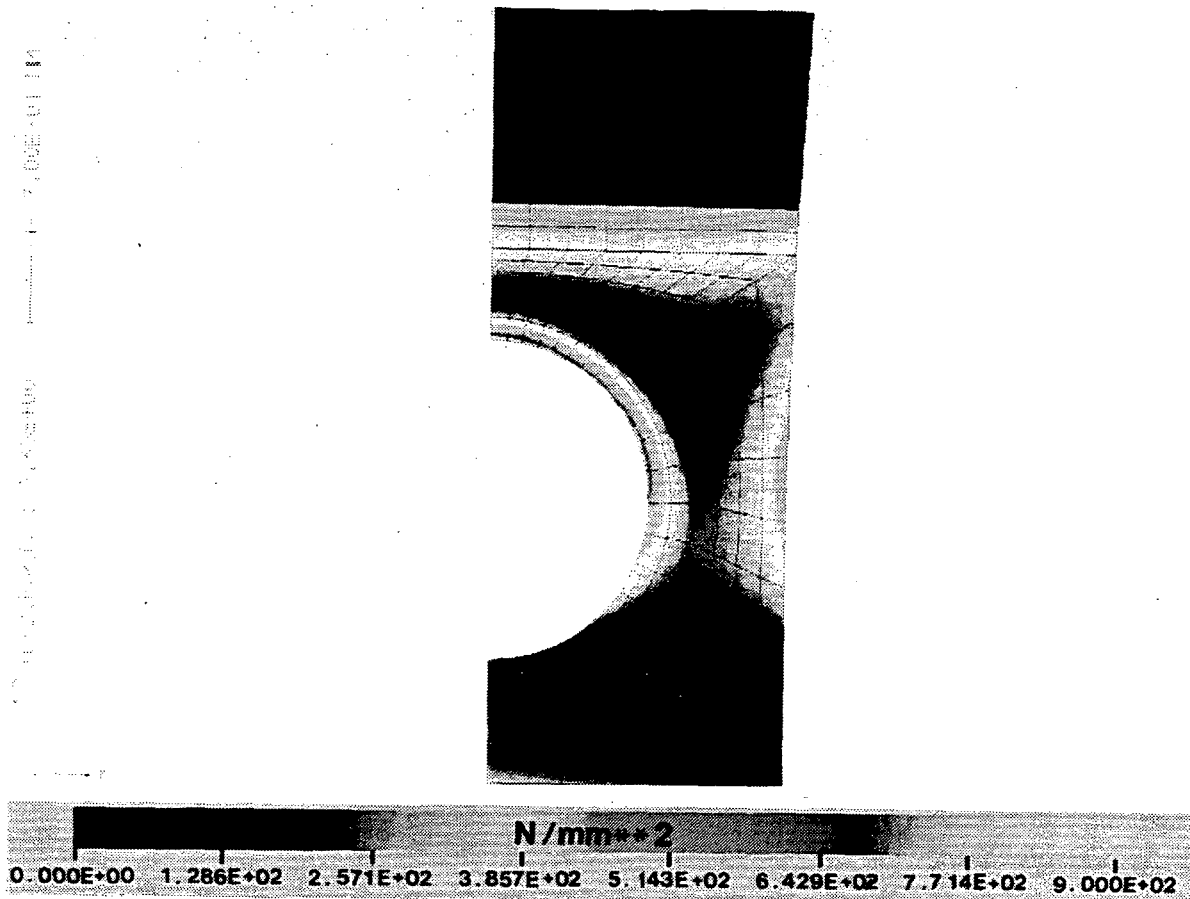


Abb. 7.11: Von-Mises-Vergleichsspannung bei Belastung mit 12 MW/m^2 Leistungsdichte im Strahlzentrum (Original-Farbbild siehe Anhang)

In Bild 7.11 ist die aus der Verformung der Komponente mit TZM-Interlayer berechnete von-Mises-Spannungsverteilung im stationären Zustand für Belastung mit 12 MW/m^2 maximaler Leistungsdichte in der Ziegelmitte dargestellt. Während im CFC-Ziegel aufgrund des niedrigen E-Moduls die Spannungen deutlich unterhalb 100 MPa bleiben (sieht man von der noch zu diskutierenden Spannungsspitze an der Fügeverbindung ab), überschreiten sie in der Interlayer und im oberen Bereich der TZM-Wärmesenke, an den Seiten des TZM-Körpers und insbesondere im MoRe-Kühlrohr 300 MPa . In der Interlayer kann es durch die hohen Temperaturen bei den berechneten Spannungen von etwa 500 MPa zu plastischer Verformung und unter zyklischer Beanspruchung zum sogenannten "Ratcheting" [71] kommen. Plastische Verformungen können auch im MoRe-Kühlrohr erwartet werden, das in der elastischen Spannungsrechnung die am höchsten beanspruchte Zone darstellt.

Für das Design ohne Interlayer wurde qualitativ eine ähnliche von-Mises-Spannungsverteilung ermittelt. Allerdings treten hier vor allem an der Fügeverbindung zwischen CFC und TZM sehr hohe Spannungen auf, die in der relativ steifen TZM-Wärmesenke zum Kühlrohr hin nur langsam abgebaut werden. Am Kühlrohr liegen ebenfalls hohe Spannungen an, die jedoch nicht die Werte des Designs mit Interlayer erreichen.

Die Analyse der Hauptspannungen zeigt, daß im CFC-Ziegel und, bei dem Design mit Interlayer, in der Interlayer vor allem Zugspannungen auftreten, während der TZM-Körper vorwiegend mit Druckspannungen beaufschlagt wird. Im Kühlrohr treten im oberen Bereich des Rohrumfanges extrem hohe Zugspannungen auf, die zu plastischer Deformation und Ratcheting führen können. Der Spannungszustand im TZM (Interlayer (falls vorhanden) und Wärmesenke) wird maßgeblich durch den hohen vertikalen Temperaturgradienten bestimmt, der aufgelötete CFC-Ziegel übt aufgrund seines niedrigen E-Moduls nur einen untergeordneten Einfluß aus.

Die Normalspannungskomponente an der Fügeverbindung zwischen CFC und Interlayer, welche in Abb. 7.12. als Knotenpunkt-Ergebnisdiagramm für den Spannungsverlauf sowohl im CFC als auch im TZM dargestellt ist, zeigt, daß in der Ziegelmitte Zugspannungen auftreten, während im Randbereich Druckspannungen vorherrschen. Für das Design ohne Interlayer wurde ein qualitativ ähnlicher Befund ermittelt, allerdings sind dort die berechneten Spannungen höher als bei dem Modell mit Interlayer. Dieser Spannungszustand wird durch die Aufwölbung des CFC-Ziegels aufgrund des hohen Temperaturgradienten und den im Vergleich zum TZM höheren thermischen Ausdehnungskoeffizienten in der Querrichtung bewirkt. Am äußeren Rand des Ziegels erscheint eine Spannungssingularität, an der die Spannungen unter der Annahme elastischen Materialverhaltens theoretisch unendlich hohe Werte annehmen. Im realen Fall wird dort die Spannung durch plastische Effekte begrenzt. Die Singularität kann mit ähnlichen Modellen beschrieben werden, wie sie aus der linear-elastischen Bruchmechanik zur Beschreibung des Spannungszustandes an einer Rißspitze bekannt sind (z.B. [72,73]), andererseits wurden in der Literatur auch bereits Modelle entwickelt, welche Spannungszustände in Verbundkörpern und die damit verbundenen Randeffekte behandeln (z.B. [41-44]). Mit Hilfe dieser Modelle kann der am Ziegelrand herrschende Spannungszustand exakter beschrieben werden. Im Bereich des freien Randes kann das mehrachsig ausgebildete Spannungsfeld σ_{ij} für isotrope elastische Materialien durch einen Ansatz der Form

$$\sigma_{ij}(r, \theta) = \frac{K}{(r/L)^\omega} \cdot f_{ij}(\theta) + \sigma_{ij0}(\theta)$$

beschrieben werden [42]. Hierbei bezeichnen r und θ ebene Zylinderkoordinaten des betrachteten Punktes um den Randpunkt des Zweistoffverbundes, $2L$ ist eine charakteristische Länge des Verbundes (z.B. die Gesamtbreite). f_{ij} und σ_{ij0} sind nur vom Winkel θ abhängige Funktionen und können analytisch berechnet werden. Ähnlich wie in der Bruchmechanik ist durch K die Intensität der Singularität charakterisiert. K besitzt jedoch, anders als in der Bruchmechanik, die Dimension einer Spannung und wird üblicherweise numerisch berechnet. Die Spannungspotenz ω wird von Werkstoffkennwerten der zusammenstoßenden Materialien bestimmt. Während sich in der Bruchmechanik die Potenz zu $1/2$ ergibt, ist die Situation bei Verbunden komplizierter. Für isotrope elastische Werkstoffe kann ω analytisch durch Lösen einer transzendenten Gleichung ermittelt werden [42].

Mit Hilfe numerischer Finite-Elemente-Analysen erhält man für die Spannungen an dem singulären Punkt am Rand des Zweistoffverbundes stets endliche Werte, die im allgemeinen die singuläre Stelle nur qualitativ charakterisieren. Für genauere Untersuchungen sind Rechnungen mit sehr feinen FE-Netzen erforderlich, die der Bestimmung des Intensitätsfaktors der Singularität K dienen. Solche Rechnungen sind jedoch sehr zeitaufwendig, daher wurde zur Analyse des Spannungszustandes im Divertorelement nur eine qualitative Charakterisierung der Singularität durch eine vergleichsweise grobe Netzverfeinerung vorgenommen.

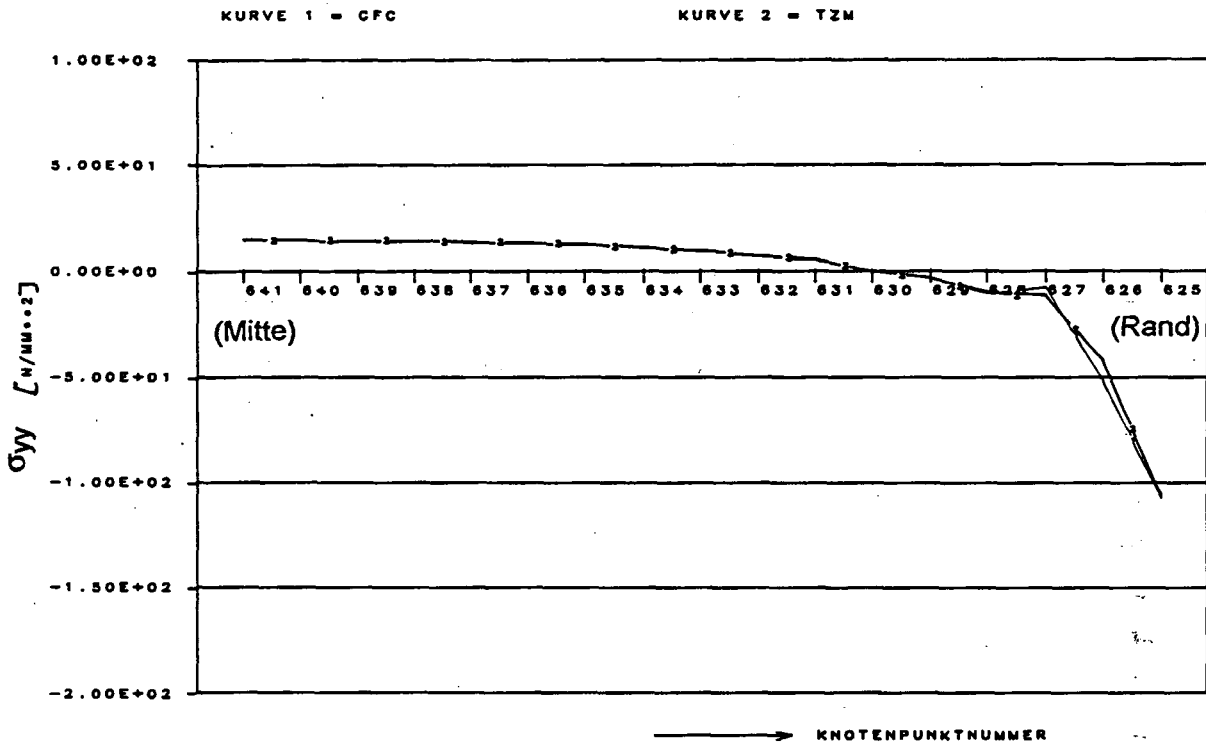


Abb. 7.12: Normalspannung entlang der Fügefläche zwischen CFC und Interlayer

dreidimensionales Modell:

In Bild 7.13 ist die im Metallkörper (TZM-Wärmesenke + Interlayer + MoRe-Kühlrohr) nach 30 s Pulslänge im dreidimensionalen Modell berechnete von-Mises-Spannung für Belastung mit 13 MW/m² Leistungsdichte im Zentrum des Ziegels dargestellt. Aufgrund der höheren Temperaturgradienten im CFC-Ziegel und im TZM sind auch die resultierenden Thermospannungen höher als in der zweidimensionalen Rechnung. Die höchsten Spannungen treten vor allem in der TZM-Interlayer auf, sie übersteigen in der elastischen Rechnung 850 MPa und liegen damit deutlich über den im ebenen Modell berechneten Werten. Unter Berücksichtigung der hohen Temperaturen in diesem Bereich sind plastische Verformungen zu erwarten. Im Molybdän-Rhenium-Kühlrohr dagegen ist die unter der Annahme elastischen Materialverhaltens berechnete Spannung mit Werten bis 700 MPa trotz der höheren Leistungsdichte niedriger als die im ebenen Modell mit Interlayer berechnete. In der unteren Hälfte des Rohres treten hohe Zugspannungen auf, die im ebenen Modell nicht erschienen. In dem Bereich gegenüber dem Leistungsdichtemaximum, d.h. am Rand des Segments, wo etwa 80% des

maximalen Wärmeflusses auf die Probe aufgebracht werden, ist die von-Mises-Spannung geringfügig niedriger als im Bereich der maximalen thermischen Beaufschlagung. Da die Spannungen aufgrund des niedrigen E-Moduls im CFC vergleichsweise niedrig sind, ist dieser Bereich der Übersichtlichkeit halber nicht gezeigt.

Die Analyse der Hauptspannungen zeigt, daß der TZM-Körper vor allem einer Druckbeanspruchung unterliegt, während im Kühlrohr sehr hohe Zugspannungen auftreten. Dieser Befund stimmt gut mit den im ebenen Modell berechneten Spannungszuständen überein.

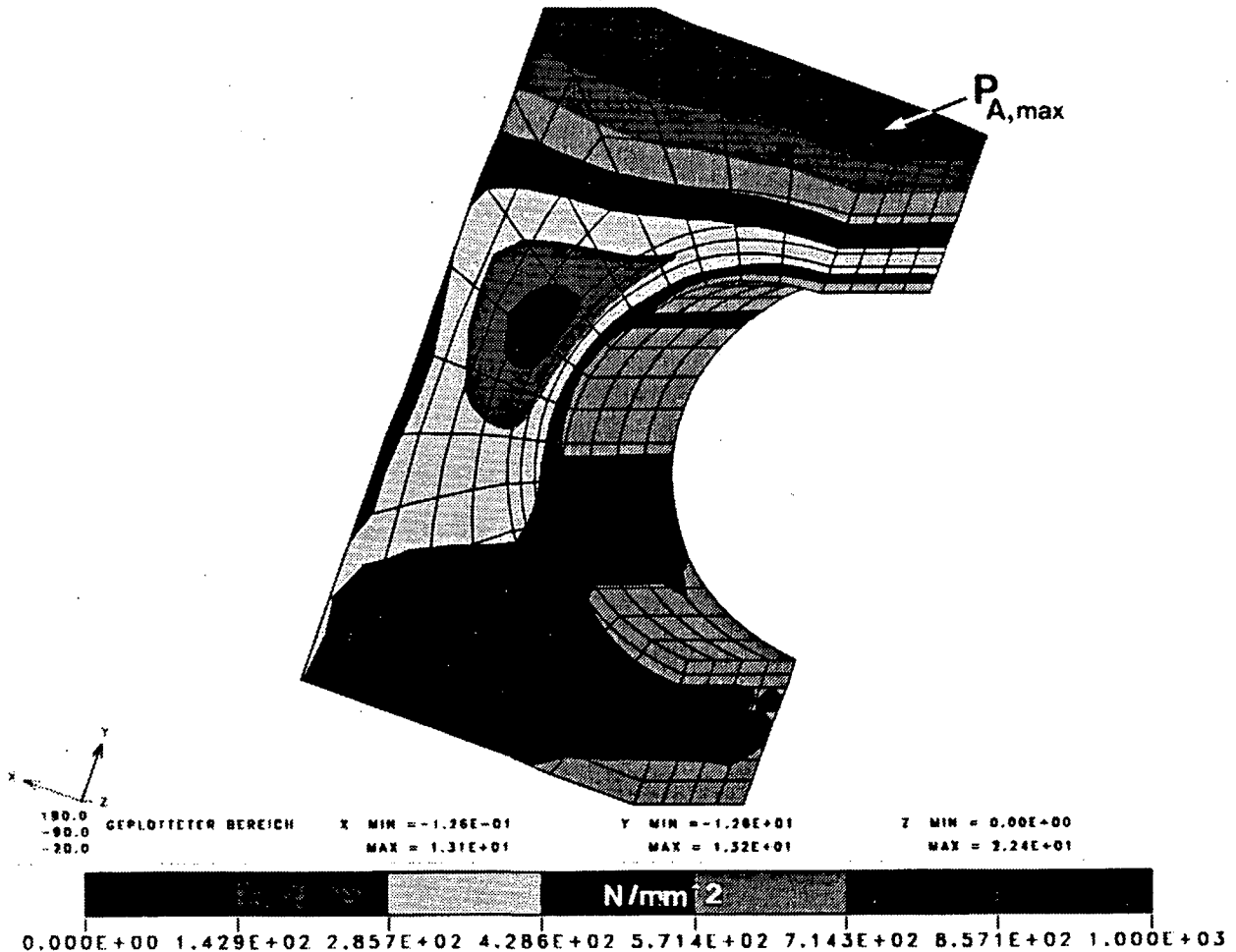
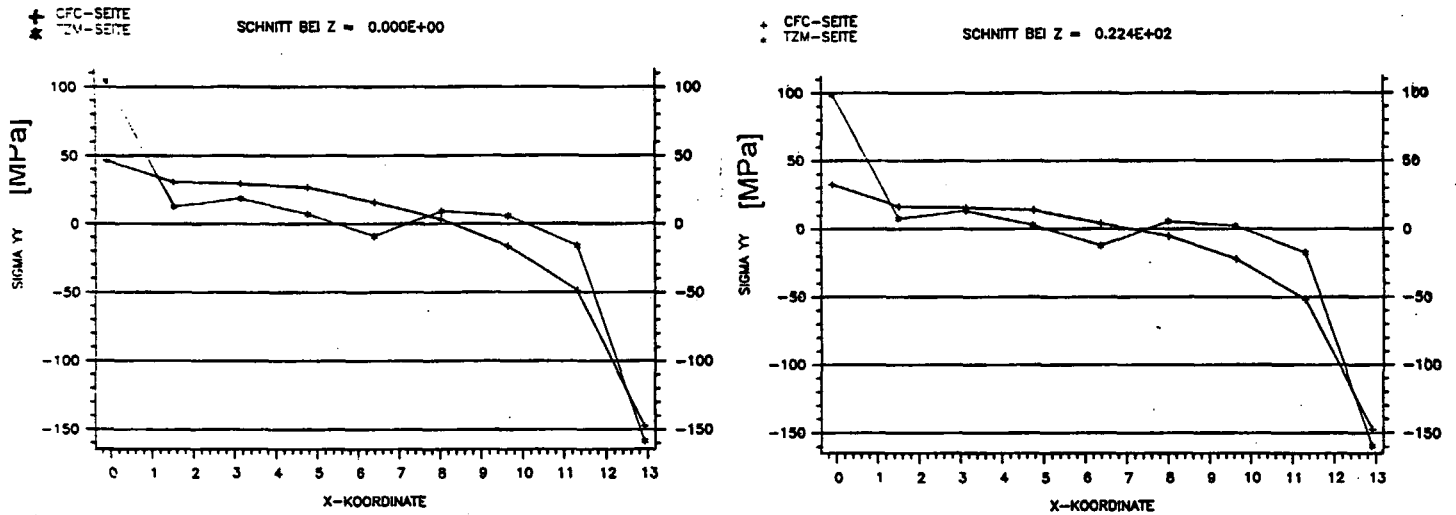


Abb. 7.13: Berechnete von-Mises-Vergleichsspannung im Metallkörper (Wärmesenke + Interlayer + Kühlrohr) bei Beaufschlagung mit 13 MW/m² maximaler Leistungsdichte im Zentrum des Ziegels
(Ansicht vom Ziegelzentrum in z-Richtung) (Original-Farbbild siehe Anhang)

Die Entwicklung der Normalspannungen von der Ziegelmitte in Richtung der Kühlrohrachse (d.h. in z-Richtung mit steigendem z) ist durch die Abfolge der in Abbildung 7.14 dargestellten Bilder a) und b) gezeigt. Im Zentralbereich treten Zugspannungen auf, die mit steigender x-Koordinate zu Druckspannungen wechseln. Die Normalspannungen in der Fügezone zwischen CFC und Interlayer liegen im allgemeinen unterhalb 100 MPa. Am seitlichen Rand tritt wieder eine

Spannungssingularität auf, welche durch die Randbedingungen bewirkt wird und bereits im Rahmen der Modellrechnungen am ebenen Netz diskutiert wurde.



a)

b)

Abb. 7.14: Normalspannungen in der Fügezone als Funktion des Abstandes vom Ziegelzentrum

a) $z = 0 \text{ mm}$ (Ziegelzentrum)

c) $z = 22.4 \text{ mm}$ (Ziegelrand)

Generell unterliegt jedoch die dreidimensionale Spannungsrechnung einer Beschränkung, welche in der Formulierung der Randbedingungen begründet ist. In der realen Divertorkomponente sind die einzelnen CFC/Interlayer-Verbunde voneinander durch etwa 1.5 mm breite Spalte getrennt, während die TZM-Wärmesenke mit dem Kühlrohr aus einer einzigen Einheit besteht. Die Randbedingungen, welche die mechanische Separation der CFC-Ziegel mit Interlayer voneinander beschreiben, können im Programm "ABAQUS" nicht gleichzeitig mit den Randbedingungen für den mechanisch nicht frei verformbaren TZM-Körper mathematisch formuliert werden. Im weiteren ist die Formulierung dieser Randbedingungen selbst äußerst kompliziert und ohne Kenntnis der Art der Verkopplung der einzelnen modellierten Divertorsegmente, welche sich aus der Gesamtdurchbiegung der großflächig inhomogen thermisch beaufschlagten Komponente ergibt, unmöglich. Es ist jedoch zu erwarten, daß die mechanische Trennung der einzelnen CFC/Interlayer-Verbunde voneinander die Spannungen möglicherweise senkt, da der CFC-Ziegel und insbesondere die mit hohen Spannungen beaufschlagte Interlayer keiner festen Einspannung an allen Grenzflächen unterliegen, sondern einen Teil der Spannung durch Verformung abbauen können.

7.3 Vergleich mit dem Experiment und Diskussion

7.3.1 Divertorkomponente mit TZM-Interlayer

Die berechnete Temperaturverteilung für Belastung mit parabelförmiger Wärmeflußverteilung mit 12 MW/m^2 (2D) bzw. 13 MW/m^2 (3D) Leistungsdichte im Zentrum des Ziegels, abfallend auf 90% dieses Wertes sowohl in horizontaler, als auch in vertikaler Richtung zu den Rändern, und 30 s Pulslänge wurde mit den experimentell ermittelten Temperaturkurven verglichen. Die im Experiment mittels Thermoelementen gemessenen Temperaturen sind jedoch mit systematischen Ungenauigkeiten behaftet. Wegen der hohen Temperaturgradienten im Metallkörper dürfen die Thermoelemente nicht mehr als punktförmig betrachtet werden, so daß kein exakter Wert an der Idealposition des Thermoelements, sondern ein Mittelwert über die in der Umgebung des Meßpunktes vorliegende Temperaturverteilung gemessen wird. Außerdem können wegen des hohen vertikalen Temperaturgradienten bereits geringfügige Verschiebungen des Thermoelements aus seiner Idealposition (z.B. Kontakt mit dem oberen oder unteren Rand der Bohrung anstelle exakt zentrierter Lage) bereits hohe Schwankungen der Meßwerte von mehr als 100°C bewirken. Die im Metallkörper gemessenen Temperaturen sind daher nur als Richtwerte zu betrachten.

Durch Variation des aus Literatur [49,50,70] nur ungenau bekannten Wärmeübergangskoeffizienten h und Vergleich der Ergebnisse mit den experimentell ermittelten Temperaturen wurde im zweidimensionalen Modell der Wert von h bestimmt, der eine optimale Übereinstimmung zwischen beiden Temperaturverteilungen, insbesondere der Oberflächentemperaturen, ergab. Dies war unter Annahme eines über den Rohrumfang konstanten, temperaturunabhängigen h bei $55000 \text{ W/m}^2\text{K}$ gegeben. In Tabelle 7.1 sind die im ebenen und dreidimensionalen Modell unter Annahme verschiedener Werte für h berechneten Temperaturen an 6 Positionen (vgl. Abb. 7.15) im intakten und geschädigten (nur ebenes Modell) Divertorsegment mit Interlayer mit den experimentell ermittelten Werten verglichen.

Das zweidimensionale Modell zeigt für $h = 55000 \text{ W/m}^2\text{K}$ gute Übereinstimmung mit den gemessenen Temperaturen, insbesondere im Fall der intakten Verbundfläche zwischen CFC und TZM. An den Meßstellen 2-5 ist die Abweichung etwas größer, dies ist einerseits durch den oben beschriebenen Effekt der Mittelwertmessung und möglicherweise durch eine leicht verschobene Kontaktposition der Thermoelemente bewirkt, andererseits stellt auch die Bohrung für die Thermoelemente selbst eine Störung der Struktur dar.

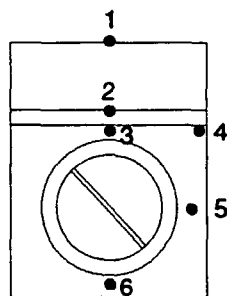


Abb. 7.15: Position der Meßpunkte 1-6 aus Tabelle 7.1

Position	Messung		2D-Rechnung h=40 000W/m²K		2D-Rechnung h=55 000W/m²K		3D-Rechnung h=55 000W/m²K
	[°C]		[°C]		[°C]		[°C]
	12 MW/m²		12 MW/m²				13 MW/m²
	intakt	defekt	intakt	defekt	intakt	defekt	intakt
1	2170	2250	2370	2742	2191	2727	2360
2	-	-	929	626	871	583	960
3	680	455	828	580	767	537	850
4	650	570	973	988	930	958	1005
5	190	170	235	225	214	208	380
6	70	60	70	68	63	61	-

Tabl 7.1: Vergleich der gemessenen und unter verschiedenen Bedingungen im 2D- und 3D-Modell berechneten Temperaturen im intakten und defekten (nur 2D) Divertorelement mit Interlayer bei 12 MW/m² (2D) bzw. 13 MW/m² (3D) maximaler Leistungsdichte

Bei der defekten Komponente sind die berechneten Temperaturen deutlich höher als die gemessenen. Es ist zu vermuten, daß das Ausmaß und die Wirkung eines realen Defektes durch die verwendete Modellierung nur unzureichend beschrieben werden. Es ist möglich, daß sich der CFC-Ziegel unter thermischer Belastung nur unvollständig von der Interlayer abhebt und ein Teil des Energietransportes immer noch durch Wärmeleitung, und nicht, wie im Modell angenommen, ausschließlich durch Strahlung über die geschädigte Zone erfolgt. Eine weitere Fehlerquelle kann darin liegen, daß im Experiment nicht der Maximalwert, sondern ein Mittelwert der vorliegenden inhomogenen Oberflächentemperaturverteilung auf dem Ziegel gemessen wird. Dieser gemessene Mittelwert ist deutlich niedriger als der wahre Wert im Bereich des Defektes und stimmt nicht mit der berechneten Temperatur überein.

Es ist jedoch festzuhalten, daß ein teilweiser Verlust des thermischen Kontaktes des CFC zur Wärmesenke deutliche Auswirkungen auf die Temperaturverteilung in der Divertorkomponente zeigt. Diese wurden auch im Experiment zumindest teilweise bestätigt: das aus der Erosion des CFC-Materials an geschädigten Ziegeln ermittelte kraterförmige Temperaturprofil ist in guter Übereinstimmung mit den Rechenergebnissen. Die hohe Erosionsrate läßt außerdem auf wesentlich höhere Oberflächentemperaturen in der Ziegelmitte schließen, als gemessen wurden. Auch die bei Verlust des thermischen Kontaktes des CFC-Ziegels zur Wärmesenke im Kühlkörper gemessenen Temperaturen sind deutlich niedriger als im Fall des intakten Verbundes und liegen, unter Berücksichtigung der oben beschriebenen Einschränkungen der Meßgenauigkeit, im Rahmen der berechneten Werte.

Das aus der Temperaturverteilung resultierende Spannungsfeld konnte in den Experimenten nicht direkt bestimmt werden. In metallographischen Untersuchungen wurde versucht, Hinweise auf die

berechneten hohen Spannungen in der Interlayer und im Kühlrohr zu finden. Während in der Interlayer keine eindeutigen Hinweise auf plastische Deformation durch die thermische Beaufschlagung der Proben entdeckt wurden, bestätigen möglicherweise die an der HIP-Verbindung zwischen Kühlrohr und TZM-Körper beobachteten sägezahnartigen Poren das Auftreten hoher Zugspannungen. Wie bereits erwähnt, existieren zwar bereits nach dem Bohren des Kühlkanals Riefen entlang des Rohrumfanges, welche jedoch im Verlauf des HIP-Prozesses weitgehend geschlossen werden. Ist der Verbund zwischen TZM und MoRe an einigen Stellen jedoch nicht vollständig, so bewirken die berechneten hohen Zugspannungen eine Aufweitung dieser bereits vorhandenen, schmalen Riefen zu den großen, entlang des oberen Rohrumfanges beobachteten Poren.

Diese Annahme wird insbesondere dadurch bestätigt, daß die Sägezahnporen ausschließlich in der oberen Hälfte des Kühlrohres bei Ziegeln beobachtet wurden, welche einer thermischen Beanspruchung von etwa 12 MW/m^2 oder darüber ausgesetzt waren. An niedrigerbelasteten oder unbelasteten Ziegeln sowie in der unteren Hälfte des Kühlrohrumfanges wurden keine sägezahnförmigen Poren gefunden.

Das Fehlen von Anzeichen plastischer Deformation in der Interlayer kann auch auf das Vorhandensein von Eigenspannungen in der Fügezone durch die unterschiedliche thermische Ausdehnung von CFC und TZM während der Abkühlphase nach dem Lötprozeß und das teilweise Aufheben der während der Belastung im Experiment entstehenden Thermospannungen durch diese Eigenspannungen, welche in den Modellrechnungen nicht berücksichtigt worden waren, zurückzuführen sein. Eine genauere Untersuchung des Einflusses der Löt-Eigenspannungen auf den sich während der thermischen Belastung einstellenden Spannungszustand in der Fügezone ist beispielsweise durch Modellierung eines sogenannten "Dreischicht-Verbundes" und die Berücksichtigung der aus dem Lötprozeß resultierenden Eigenspannungen möglich [41,42].

Der Schädigungsmechanismus durch Aufwölben des CFC-Ziegels und Verlust des thermischen Kontaktes zwischen CFC und TZM im Zentralbereich des Ziegels wurde experimentell ebenfalls bestätigt. Die vergleichsweise hohen Zugspannungen in der Mitte des Divertorsegments können bei Rißbildung oder Loterweichung zu einem teilweisen oder sogar vollständigen Abheben des CFC-Ziegels von der Interlayer führen. Innerhalb des CFC-Materials wurde Rißbildung parallel zur Fügefläche beobachtet. Die resultierende Verringerung des thermischen Kontaktes zwischen CFC und Wärmesenke bewirkt im CFC/Interlayer-Verbund hohe Temperaturen, bei denen das darunterliegende CuPd-Lot, welches einen wesentlich niedrigeren Schmelzpunkt besitzt als das zwischen CFC und Interlayer verwendete Zr-Lot, erweicht oder aufschmilzt, so daß auch die Interlayer von der Wärmesenke getrennt wird. Dies ist insbesondere am Rand des Defektes zu erwarten, da dort die höchsten Temperaturen in der Fügezone auftreten. Eine Umkehrung der beschriebenen Reihenfolge des Versagens der beiden Lote ist ebenfalls denkbar, falls die thermische Beanspruchung hoch genug ist, um bei vorerst intakten Fügeverbindungen das CuPd-

Lot zu erweichen oder aufzuschmelzen. Der teilweise Verlust des thermischen Kontaktes der Interlayer zur Wärmesenke bewirkt in der Folge so hohe Temperaturen im CFC und in der Interlayer, daß auch das Zr-Lot versagt und möglicherweise sogar die Interlayer aufschmilzt. Beide Versagensarten, sowohl das Abheben des CFC-Ziegels von der Interlayer als auch teilweise Trennung der Interlayer vom TZM-Körper mit nachfolgendem Schmelzen des Zr-Lotes und der Interlayer, wurden in den Experimenten beobachtet und in den metallographischen Untersuchungen bestätigt.

7.3.2 Divertorkomponente ohne TZM-Interlayer

Die berechnete Oberflächentemperatur bei Beaufschlagung mit 12 MW/m^2 maximaler Leistungsdichte liegt mit 2039°C deutlich unterhalb des gemessenen Wertes von etwa 2350°C . Dennoch wurden in den Experimenten keine Hinweise auf schlechten thermischen Kontakt der CFC-Ziegel zur Wärmesenke, wie beispielsweise verzögertes Abkühlen nach dem Schuß, gefunden. Als Grund für die im Experiment gemessenen höheren Temperaturen werden folgende Ursachen vermutet:

- Inhomogenitäten im CFC-Werkstoff, wodurch die Ziegel eine vergleichsweise niedrige Wärmeleitfähigkeit aufweisen. Möglicherweise variieren auch die Materialeigenschaften unterschiedlicher Chargen des CFC. Da die Wärmeleitfähigkeit die Oberflächentemperaturen maßgeblich beeinflusst, kann vermutet werden, daß für diese Komponente Material mit niedrigerer Wärmeleitfähigkeit verwendet wurde.
- Erhöhung des thermischen Widerstandes der Komponente durch die Laserstrukturierung der lotseitigen CFC-Oberfläche. Zwar haben Messungen der thermischen Leitfähigkeit laserstrukturierter, mit Zr-Lot gefügter CFC/TZM-Verbunde keine Erhöhung des thermischen Widerstandes ergeben [62], dennoch ist es denkbar, daß die aufgrund der Laserstrukturierung dickere Lotschicht mit relativ niedriger Wärmeleitfähigkeit ($15\text{-}20 \text{ W/mK}$ [67]) eine Barriere für den Wärmetransport durch die Komponente darstellt und dadurch höhere Oberflächentemperaturen verursacht.

Die dominierenden Schädigungsmechanismen bei dem Design ohne Interlayer sind prinzipiell ähnlich wie bei der Komponente mit Interlayer. Das Aufwölben des CFC-Ziegels und die daraus resultierenden Spannungen in der Fügezone können einen Verlust des thermischen Kontaktes des CFC zur Wärmesenke bewirken. Da jedoch laserstrukturierte Verbunde höhere mechanische Festigkeiten aufweisen als konventionell gefertigte [33], ist auch eine höhere thermische Stabilität zu erwarten, insbesondere bei zyklischer Belastung.

Die Hydridbildung im Zr-Lot unter Wasserstoffeinfluß führt jedoch auch bei laserstrukturierten Lötverbindungen zu Versprödung und Festigkeitsverlust. Unter zyklischer Beaufschlagung mit dem Wasserstoffstrahl ist daher auch für dieses Design eine verringerte Lebensdauer zu erwarten.

8. Zusammenfassung

Für den ökonomischen Betrieb eines künftigen Fusionsreaktors nach dem Tokamakprinzip ist die Lebensdauer der plasmainteraktiven Strukturen von entscheidender Bedeutung. Neben Schädigungen durch Disruptionen, die durch extrem hohe Energieeinträge während Pulslängen im Bereich einiger Millisekunden charakterisiert sind und unter anderem zu massiver Erosion der plasmaseitigen Werkstoffe führen, stellt vor allem die zyklische thermische Beanspruchung unter Normalbetriebsbedingungen einen wesentlichen Faktor zur Lebensdauerbegrenzung der plasmainteraktiven Komponenten dar. Dies gilt insbesondere für den Divertor, der zur Abfuhr des bei der Fusionsreaktion aus den Wasserstoffisotopen Deuterium und Tritium entstehenden Heliums, zur Kontrolle von Plasmaverunreinigungen und zur Energieauskopplung aus dem Plasma dient und dessen thermische Beaufschlagung im Normalbetrieb etwa 10-50 mal höher ist als die der Ersten Wand des Einschlußgefäßes.

Ziel der vorliegenden Arbeit war die Charakterisierung des thermomechanischen Verhaltens aktiv gekühlter gefügter Divertormodule unter thermischer Beaufschlagung entsprechend den erwarteten Normalbetriebsbedingungen von NET/ITER. Die Untersuchung der thermischen Stabilität der Fügeverbindungen bildete hierbei einen Schwerpunkt.

Begleitend zu den Experimenten sollten in einer numerischen Analyse nach der Methode der Finiten Elemente die unter thermischer Belastung resultierenden Temperatur- und Spannungsverteilungen berechnet und die dominierenden Schädigungsmechanismen ermittelt werden.

Vier Einzelrohrkomponenten und eine prototypische Divertorprallplatte standen für Wärmeflußexperimente zur Verfügung. Die Schutzziegel der Module bestanden aus kohlefaserverstärktem Kohlenstoffmaterial (CFC), welches mittels eines Zirkonium-Hochtemperaturlotes auf eine Zwischenschicht aus der Molybdänlegierung TZM gefügt war. Diese Zwischenschicht ("Interlayer") war mit Hilfe eines Kupfer-Palladiumlotes (Cu18Pd) mit einer Wärmesenke aus TZM verbunden. Bei einer zweiten Designvariante waren die CFC-Ziegel ohne Interlayer direkt auf die Wärmesenke gefügt.

An der prototypischen Divertorprallplatte wurden laserstrukturierte CFC-Schutzziegel mit einer Interlayer auf die Wärmesenken gelötet. Der Prototyp bestand aus 8 parallelen Kühlrohren (4 Einzelrohre und eine TZM-Platte mit 4 Kühlkanälen), die über einen Kollektor verbunden waren.

In der vorliegenden Arbeit wurden Wärmeflußexperimente an zwei Elektronenstrahlanlagen (gerasterter Strahl und "stillstehender" Strahl) sowie einer Ionenstrahlanlage durchgeführt.

Die Ergebnisse können wie folgt zusammengefaßt werden:

Zwei Testarten wurden durchgeführt: zur Bestimmung des maximal tolerierbaren Wärmeflusses, oberhalb dessen eine Schädigung der Komponente durch Versagen der Fügeverbindungen oder Erosion des CFC-Materials eintritt, wurde die aufgebrachte Leistungsdichte schrittweise erhöht (Screening Test). Das thermomechanische Ermüdungsverhalten wurde durch zyklische Beanspruchung untersucht.

Im Screening Test zeigten sich zwischen den in den unterschiedlichen Testanlagen gemessenen Temperaturen deutliche Differenzen. Die Ursachen für dieses Verhalten konnten nicht eindeutig geklärt werden. Bei identischer Wärmelast wurden die höchsten Werte in der Elektronenstrahlanlage mit gerastertem Strahl (JUDITH) gemessen. Die Annahme, das Rastern des Strahls führe zu einer "heißen Spur" auf der Probenoberfläche, die höhere Oberflächentemperaturen vortäuscht, wurde widerlegt. Während in JUDITH die Temperaturen an der Komponente ohne Interlayer niedriger waren als die an der Probe mit TZM-Zwischenschicht, führten die Experimente in der Ionenstrahlanlage mit Wasserstoffstrahl zu gegenteiligen Ergebnissen. In diesen Versuchen zeigte die Probe ohne Zwischenschicht höhere Temperaturen als der Modul mit Interlayer. Die erhöhten Oberflächentemperaturen an der Probe ohne Interlayer konnten auf die Existenz von Poren in der Fügeverbindung zurückgeführt werden, die den Wärmetransport vom CFC-Ziegel zur Interlayer behindern. Möglicherweise bildet auch die Laserstrukturierung durch die deutlich dickere Lotschicht mit niedriger Wärmeleitfähigkeit eine thermische Barriere, welche höhere Oberflächentemperaturen bewirkt. In der Elektronenstrahlanlage mit "stationärem" Strahl (JEBIS) waren die gemessenen Temperaturen am niedrigsten.

In metallographischen Nachuntersuchungen wurde bestätigt, daß die Fügeverbindungen der Einzelrohrkomponenten bei einmaliger Beaufschlagung bis 17.2 MW/m^2 in den Elektronenstrahlexperimenten und bis 12.0 MW/m^2 im Ionenstrahlexperiment intakt blieben. An der Grenze zwischen der TZM-Wärmesenke und dem Kühlrohr aus einer Molybdän-Rhenium-Legierung (Mo41Re) traten sägezahnförmige Poren auf. Diese entstehen während der Beaufschlagung unter dem Einfluß thermomechanischer Spannungen an Fehlstellen in der Verbindungszone, und zwar durch Aufweitung von bereits nach der Herstellung vorhandenen kleinen Poren. In numerischen Berechnungen der Spannungsverteilung in den Divertorproben wurden hohe Zugspannungen im Kühlrohr ermittelt, welche für die Bildung der sägezahnförmigen Poren verantwortlich sein können.

Die prototypische Divertorprallplatte wies im Ionenstrahlexperiment unter Beaufschlagung mit Heliumstrahl höhere Temperaturen auf als die Einzelrohrkomponenten. Bei den Einzelrohren war die Temperaturerhöhung nur gering. Diese Tatsache konnte durch das Vorhandensein einer

Interlayer, zusammen mit Laserstrukturierung der lotseitigen CFC-Oberfläche, sowie durch schlechtere Kühlung aufgrund fehlender Leitbleche in den Kühlrohren erklärt werden.

Die auf der TZM-Platte gemessenen Werte waren signifikant höher als auf den Einzelrohren des Prototyps. Als Grund für dieses Verhalten wurde Aufschmelzen des CuPd-Lotes zwischen Interlayer und Wärmesenke, bedingt durch den Wärmeeintrag in den Spalten zwischen den CFC-Ziegeln, und nachfolgender Verlust des thermischen Kontaktes vermutet.

Die Zyklerversuche zur Untersuchung des thermischen Ermüdungsverhaltens lieferten ebenfalls unterschiedliche Ergebnisse in den verschiedenen Testanlagen. Während in der JEBIS-Elektronenstrahlanlage eine Probe 1000 Zyklen bei 10.0 MW/m^2 bzw. 300 Zyklen bei 12.5 MW/m^2 mittlerer Leistungsdichte ohne Versagen der Fügeverbindungen überstand, traten in der Ionenstrahlanlage bei Beaufschlagung mit Wasserstoffstrahl und 12.2 MW/m^2 Schäden bereits nach 10 Zyklen auf. Eine weitere Probe versagte bei Belastung mit 10.0 MW/m^2 mit dem Wasserstoffstrahl nach 376 Zyklen.

Das unterschiedliche Verhalten der Proben im Ermüdungsversuch konnte auf Versprödung des Zr-Lotes unter den Einfluß von Wasserstoff zurückgeführt werden. Wasserstoff kann durch den porösen CFC zum Lot transportiert werden. Dort bildet das Zirkonium, das eine hohe Affinität zu Wasserstoff besitzt, Hydride, die durch Ausscheidungen und die daraus resultierende Volumenzunahme zur Versprödung des Lotes führen. Mittels Heißgasextraktion wurde der H-Gehalt in wasserstoffstrahlbelasteten Proben zu etwa 0.8 at% bestimmt. Die Ergebnisse der Sekundärionenmassenspektroskopie, welche zur Ermittlung der phasenspezifischen Verteilung des Wasserstoffs im Zr-Lot angewandt wurde, zeigten eine Anreicherung von Wasserstoff in der β -Zr-Phase.

Der Prototyp, der in der Ionenstrahlanlage mit einem Heliumstrahl beaufschlagt wurde, wies bereits nach wenigen Zyklen Schäden an der Fügeverbindung zwischen Interlayer und Wärmesenke auf, was sich in erhöhten Oberflächentemperaturen und verzögertem Abkühlen manifestierte. Dabei zeigte sich, daß die Orientierung des anisotropen CFC-Materials der Schutzziegel die Lebensdauer der Verbunde beeinflusst. Dies konnte mit Hilfe von Finite-Elemente-Rechnungen dadurch begründet werden, daß in den Fugezonen Zugspannungen auftreten, die bei ungünstiger Orientierung des CFC zu Rißbildung in den Loten, ausgehend von den Ziegelrändern, und zur Ablösung des Schutzziegels von der Wärmesenke führen.

Die aus den numerischen Berechnungen nach der Methode der Finiten Elemente ermittelten Schädigungsmechanismen zeigten gute Übereinstimmung mit den in den Experimenten und den metallographischen Nachuntersuchungen beobachteten Befunden.

Der Vergleich zwei- und dreidimensionaler Modellrechnungen ergab, daß die realen unter thermischer Belastung auftretenden Temperatur- und Spannungsverteilungen bereits mit hinreichender Genauigkeit mittels zweidimensionaler Elementnetze berechnet werden können.

9. Literaturverzeichnis

- [1] J. Raeder, "Kontrollierte Kernfusion - Grundlagen ihrer Nutzung zur Energieversorgung", Teubner Studienbücher: Physik, Teubner, Stuttgart (1981)
- [2] R.S. Pease, Proc. ICFRM-5 (Clearwater, Florida, 1991), J. Nucl. Mater. 191-194 (1992), Part A, Elsevier Sc. Publ. (1992), pp. 7
- [3] K. Tomabechi and the ITER Team, Nucl. Fus. 31, Vol. 6 (1991), pp. 1135
- [4] R.W. Conn, W.A. Tschujanow, N. Inoue, D.R. Sweetman, Spektrum der Wissenschaft, Juni 1992, Heidelberg, pp. 62
- [5] The JET Team, Proc. 17th SOFT (Rom, 1992), Editoren: C. Ferro, M. Gasparotto, H. Knoepfel, Fus. Tech. 1992, Vol. 1, Elsevier Sc. Publ. (1993), pp. 77
- [6] J. Eidens, G.H. Wolf, "Kontrollierte Kernfusion: Stand, Probleme, Entwicklungsschritte", VDI Berichte Nr. 984 (1992), pp. 283
- [7] R. Toschi, Proc. 15th SOFT (Utrecht, 1988), Editors: A.M. van Ingen, A. Nijssen-Vis, H.T. Klippel, Fus. Tech. 1988, Vol. 1, Elsevier Sc. Publ. (1989), pp. 47
- [8] V.V. Rybin, D.L. Smith, Proc. ICFRM-5 (Clearwater, Florida, 1991), J. Nucl. Mater. 191-194 (1992), Part A, Elsevier Sc. Publ. (1992), pp. 30
- [9] H. Bolt, H. Hoven, E. Kny, K. Koizlik, J. Linke, H. Nickel, W. Wallura, "Plasma Induced Material Defects and Threshold Values for Thermal Loads in High Temperature Resistant Alloys and in Refractory Metals for First Wall Application in Fusion Reactors", Jül-2086-RW, Berichte der Kernforschungsanlage Jülich (1988), pp. 2
- [10] G. Vieider, M. Harrison, F. Moons, Proc. 15th SOFT (Utrecht, 1988), Editors: A.M. van Ingen, A. Nijssen-Vis, H.T. Klippel, Fus. Tech. 1988, Vol. 1, Elsevier Sc. Publ. (1989), pp. 125
- [11] J. Roth, C. Garcia-Rosales, R. Behrisch, W. Eckstein, Proc. ICFRM-5 (Clearwater, Florida, 1991), J. Nucl. Mater. 191-194 (1992), Part A, Elsevier Sc. Publ. (1992), pp. 45
- [12] S. Cierjacks, K. Ehrlich, E.T. Cheng, H. Conrads, H. Ullmaier, Nucl. Sci. Eng. 106 (1990) pp. 99
- [13] G.J. Butterworth, Proc. 15th SOFT (Utrecht, 1988), Editors: A.M. van Ingen, A. Nijssen-Vis, H.T. Klippel, Fus. Tech. 1988, Vol. 1, Elsevier Sc. Publ. (1989), pp. 231
- [14] P.H. Rebut, D. Boucher, D.J. Gambier, B.E. Keen, M.L. Watkins, Proc. 17th SOFT (Rom, 1992), Editoren: C. Ferro, M. Gasparotto, H. Knoepfel, Fus. Tech. 1992, Vol. 1, Elsevier Sc. Publ. (1993), pp. 7
- [15] P. Thomas, J. Nucl. Mater 176&177 (1990), pp. 3
- [16] G.R. Smolik, B.J. Merrill, R.S. Wallace, Proc. ICFRM-5 (Clearwater, Florida, 1991), J. Nucl. Mater. 191-194 (1992), Part A, Elsevier Sc. Publ. (1992), pp. 153
- [17] J. Dietz, Fus. Tech. 19, Vol. 4 (1991), pp. 2031
- [18] G. Vieider, A. Cardella, M. Akiba, R. Matera, R. Watson, Fus. Eng. Des. 16 (1991), pp. 23

- [19] H. Takatsu, M. Eto, T. Ando, M. Yamamoto, K. Kodama, T. Arai, A. Kaminaga, H. Horiike, M. Shimizu, K. Fukaya, T. Oku, Proc. 16th SOFT (London, 1990), Editoren: B.E. Keen, M. Huguet, R. Hemsworth, Fus. Tech. 1990, Vol. 2, Elsevier Sc. Publ. (1991), pp. 336
- [20] T. Kuroda et al., ITER Plasma Facing Components, ITER Documentation Series, No. 30, IAEA, Wien (1991)
- [21] E. Zolti, Proc. Jahrestagung Kerntechnik 1991, Deutsches Atomforum e.V., Kerntechnische Gesellschaft e.V., Inforum Verlags- und Verwaltungsgesellschaft mbH, Bonn (1991), pp. 569
- [22] J. Linke, M. Akiba, I. Mazul, Proc. Workshop on Thermal Shock and Thermal Fatigue Behavior of Advanced Ceramics (Schloß Ringberg, 1992)
- [23] S.A. Cohen et al., IAEA Proc. 13th Conf. on Plasma Physics and Controlled Nuclear Fusion Research (Washington D.C., 1990)
- [24] H.E. Kotzlowski, Proc. 13th SOFT (Varese, 1984)
- [25] R. Toschi, Fus Technol. 14 (Juli 1988)
- [26] G. Kneringer et al., The Design and Feasibility of NET Divertor Target Plates; Final Report on Contract NET/87-724A, Phase I, Metallwerk Plansee (Januar 1988)
- [27] R. Howard et al., The Design and Feasibility of NET Divertor Target Plates; Final Report on Contract NET/87-724B, Phase I, GEC Energy Systems Ltd. (1988) R (88) 18
- [28] F. Moons, R. Howard, G. Kneringer, R. Stickler, Proc. 17th SOFT (Rom, 1992), Editoren: C. Ferro, M. Gasparotto, H. Knoepfel, Fus. Tech. 1992, Vol. 1, Elsevier Sc. Publ. (1993), pp. 859
- [29] A. Cardella, M. Chazalon, G. Vieider, R. Santa, Proc. 16th SOFT (London, 1990), Editoren: B.E. Keen, M. Huguet, R. Hemsworth, Fus. Tech. 1990, Vol. 2, Elsevier Sc. Publ. (1991), pp. 258
- [30] M. Lipa, P. Chappuis, P. Deschamps, Fus. Tech. 19, No. 4 (1991), pp.2041
- [31] E. Franconi, J. Nucl. Mater. 191-194 (1992), pp. 493
- [32] M. Seki, T. Horie, T. Tone et al., J. Nucl. Mater. 155-157 (1988), pp. 392
- [33] N. Reheis, M. Witwer, G. Kneringer, G. Vieider, A. Cardella, E. die Pietro, Proc. 17th SOFT (Rom, 1992), Editoren: C. Ferro, M. Gasparotto, H. Knoepfel, Fus. Tech. 1992, Vol. 1, Elsevier Sc. Publ. (1993), pp. 345
- [34] I. Šmid, J. Linke, H. Nickel, E. Kny, N. Reheis, G. Kneringer, H. Bolt, High Temperatures, High Pressures (1989), Vol. 21
- [35] A. Cardella, R. Santa, G. Vieider, The divertor System Design for ITER, ITER-IL-PC-8-9-E-11 (1989)
- [36] A. Cardella, H. Gorenflo, Thermal Analysis of the CFC Directly Cooled Divertor Design, NET N/I/3330/6/A (1990)
- [37] A. Della Corte et al., Analysis of the CFC Block Divertor under Thermal and Electromagnetic Loads, ITER-IL-PC-8-0-9 (1990)
- [38] S. Suzuki, M. Akiba, M. Araki, M. Seki, H. Ise, Y. Ozawa, N. Tachikawa, M. Toyoda, S. Yamazaki, Proc. 2nd Japan Int. Soc. for the Advancement of Mater. and Proc. Engineering Symp. and Exhib. (Chiba, Japan, 1991)

- [39] I. Šmid, M. Akiba, M. Araki, S. , K. Satoh, "Material and Design Considerations for the Carbon Armored ITER Divertor", JAERI Report JAERI-M 93-149, Japan Atomic Energy Research Institute (1993)
- [40] J. Schlosser, P. Chappuis, P. Deschamps, Proc. 17th SOFT (Rom, 1992), Editoren: C. Ferro, M. Gasparotto, H. Knoepfel, Fus. Tech. 1992, Vol. 1, Elsevier Sc. Publ. (1993), pp. 372
- [41] O. Iancu, "Berechnung von thermischen Eigenspannungsfeldern in Keramik/Metall-Verbunden", VDI-Fortschrittsberichte, Reihe 18, Nr. 74, VDI Verlage, Düsseldorf (1989)
- [42] Yang Y., "Spannungssingularitäten in Zweistoffverbunden bei mechanischer und ' thermischer Belastung", VDI Fortschrittberichte, Reihe 18: Mechanik/Bruchmechanik, Nr. 113, VDI Verlag, Düsseldorf (1992)
- [43] J. B. Blanchard, N.M. Ghoniem, J. Nucl. Mater. 172 (1990), pp. 54
- [44] J.R. Yeh, I.G. Tadjabakhsh, J. Composite Mater. 20 (1986), pp. 347
- [45] I. Šmid, A. Cardella, C.D. Croessmann, R.D. Watson, N. Reheis, G. Kneringer, Proc. ISFNT-2 (Karlsruhe, 1991), Editoren: D. Vollath, K. Herschbach, H. Kleykamp, F. Najmabadi, C. Wassilew, Fus. Eng. Des. 18 (1991), Vol. C, Elsevier Sc. Publ. (1991), pp. 125
- [46] M. Akiba, H. Takatsu, T. Kuroda, H. Hashizume, M. Araki, M. Dairaku, H. Ise, S. Suzuki, S. Tanaka, K. Yokoyama, M. Seki, Proc. ISFNT-2 (Karlsruhe, 1991), Fus. Eng. Des. 18 (1991), pp. 99
- [47] S. Yamazaki, H. Ise, K. Mohri, K. Satoh, Proc. 17th SOFT (Rom, 1992), Editoren: C. Ferro, M. Gasparotto, H. Knoepfel, Fus. Tech. 1992, Vol. 1, Elsevier Sc. Publ. (1993), pp. 410
- [48] W.R. Gambill, R.D. Bundy, R.W. Wnasbrough, Heat Transfer, Burnout and Pressure Drop for Water in Swirl Flow through Tubew with Internal Twisted Tapes, ORNL-2911 (11. April 1960)
- [49] F. W. Dittus, L.M.K. Boelter, Univ. Calif. Publs. Engrg., Vol. 2 (1930), p. 443
- [50] J.R.S Thom., W.M. Walker, T.A. Fallon, G.F.S. Reising, Proc. Instn. Mech. Engrs. 180/3 (1965-66), pp. 226
- [51] I. Šmid, E. Kny, N. Reheis, R.D. Watson, C.D Croessmann, T.J. Lutz, A. Cardella, H. Bolt, F. Moons, Proc. 16th SOFT (London, 1990), Editoren: B.E. Keen, M. Huguet, R. Hemsworth, Fus. Tech. 1990, Vol. 2, Elsevier Sc. Publ. (1991), pp. 523
- [52] A. Cardella, E. di Pietro, M. Brossa, U. Guerreschi, M. Reale, N. Reheis, G. Vieider, Proc. 17th SOFT (Rom, 1992), Editoren: C. Ferro, M. Gasparotto, H. Knoepfel, Fus. Tech. 1992, Vol. 1, Elsevier Sc. Publ. (1993), pp. 211
- [53] J. Schlosser et al., Proc. of Am. Nuclear Society (1991) Meeting (San Fancisco 1991)
- [54] M. Araki, S. Suzuki, M. Akiba, M. Dairaku, R. Duwe, J. Linke, W. Wallura, K. Yokoyama, I. Šmid, M. Ogawa, S. Tanaka, Y. Ohara, K. Nakamura, Proc. 17th SOFT (Rom, 1992), Editoren: C. Ferro, M. Gasparotto, H. Knoepfel, Fus. Tech. 1992, Vol. 1, Elsevier Sc. Publ. (1993), pp. 166
- [55] M. Seki, M. Guseva, G. Vieider, J.B. Whitley, J. Nucl. Mater. 179-181 (1991), pp. 1189

- [56] S. Suzuki et al., Fus. Tech. 21 (1992), pp. 1858
- [57] E. Zolti, "Material Data for Predesign Analysis of In. Vessel Components", ITER Internal Report ITER-IN-N/I/3300/5/A, 9.4.1990, revised 14.9.1990
- [58] "Brazing of Carbon-Carbon-Composite (CCC) Material to Molybdenum Alloys at Design Relevant Temperatures", Plansee Intermediate Report to the NET-Team, July 31, 1989, Metallwerk Plansee GmbH, Reutte, Österreich
- [59] "Temperaturmessungen, Thermocoax Mantelthermoelemente", Philips Test- & Meßtechnik-Thermocoax-Produkte, Philips GmbH, Kassel
- [60] M. Lochter, Fus. Tech., 19, Vol. 4 (1991) pp. 2101-2111
- [61] Mitteilung von Euringer, IPP der KFA Jülich, 1991
- [62] G. Groboth, Temperaturleitfähigkeit von TZM-Graphit-Lötverbunden, Österreichisches Forschungszentrum Seibersdorf, interner Bericht an Metallwerk Plansee, Reutte
- [63] I. Šmid, E. Kny, K. Koizlik, J. Linke, H. Nickel, E. Wallura, Fus. Tech., 2 (1988), pp. 1071
- [64] E. Wallura, H. Hoven, K. Koizlik, J. Linke, I. Šmid, Sonderbände der prakt. Metallographie, Bd. 21 "Metallographie - Stähle, Verbundwerkstoffe, Schadensfälle" (1990), pp. 249-262
- [65] Jr. W.L. Mudge, "Effect of hydrogen on the embrittlement of zirconium and zirconium-tin alloys", Symp. Amer. Soc. Metals; Zirconium and Zirconium Alloys, Cleveland (1953), pp. 274
- [66] E. Fromm, E. Gebhardt, "Gase und Kohlenstoff in Metallen", Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York (1976), p. 427
- [67] Gmelins Handbuch der anorganischen Chemie, 8. Auflage, Nr. 42: Zirkonium, Gmelin-Institut für anorganische Chemie und Grenzgebiete in der Max-Planck-Gesellschaft zur Förderung der Wissenschaften, A. Kotowski, Verlag Chemie GmbH, Weinheim/Bergstraße (1958)
- [68] Hibbit, Karlson and Sorenson, Inc., "ABAQUS Manuals", Providence, RI (1984)
- [69] "TZM - Eine Hochtemperatur-Molybdän-Legierung", Metallwerk Plansee GmbH, Reutte, Österreich
- [70] R.D. Boyd, "Subcooled Water Flow Boiling in a Horizontal Coolant Channel at 0.45 MPa for Fusion Applications", Prairie View A&M Research Foundation, Texas A&M University, October 16, 1989
- [71] Schmidt-Plutka A., "Verformungsverhalten dickwandiger Rohre aus X10NiCrAlTi3220 unter zyklischen thermomechanischen Beanspruchungen (Ratcheting)", Dissertation RWTH Aachen, Juli 1992
- [72] A. Trost, "Einführung in die allgemeine Werkstoffkunde metallischer Werkstoffe I", BI Wissenschaftsverlag, Mannheim, Zürich (1980)
- [73] H. Blumenauer, G. Pusch, "Technische Bruchmechanik", VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig (1982)

Anhang

Farbbilder der auf Seite 59 (Abb. 6.10), Seite 62 (Abb. 6.11), Seite 74 (Abb. 7.3), Seite 77 (Abb. 7.6), Seite 81 (Abb. 7.11) und Seite 84 (Abb. 7.13) gezeigten Schwarzweiß-Kopien.

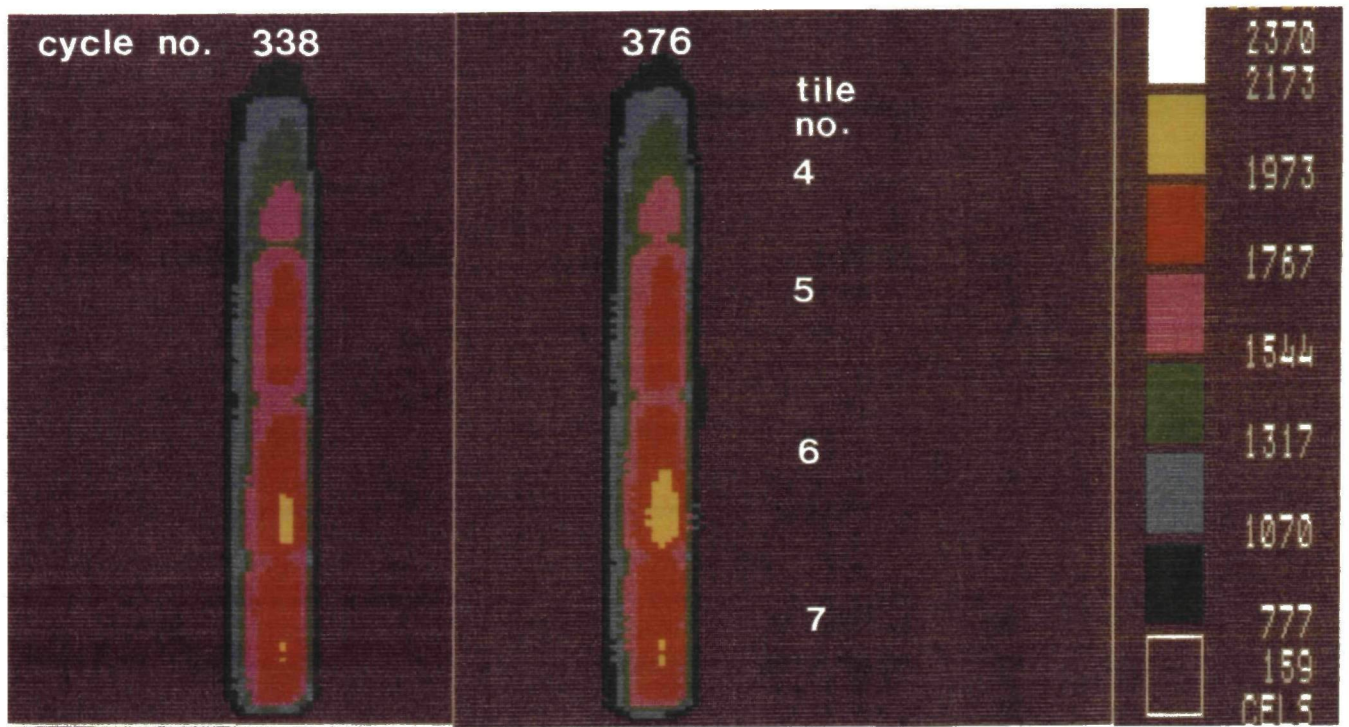


Abb. 6.10

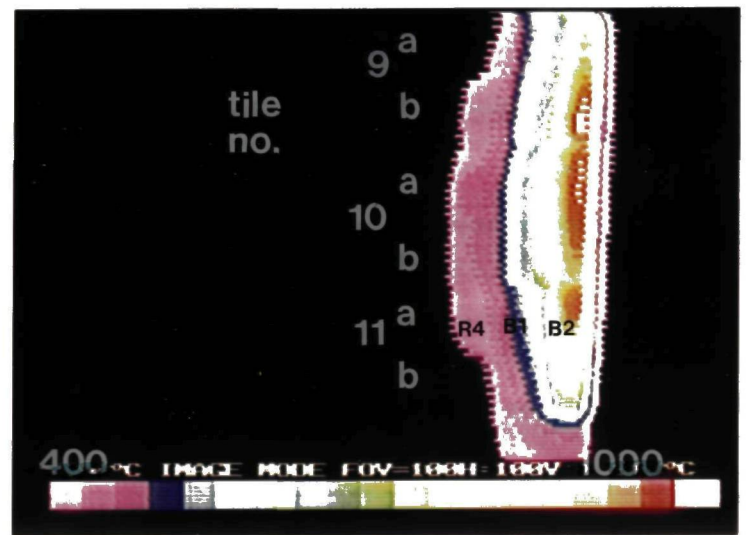


Abb. 6.11

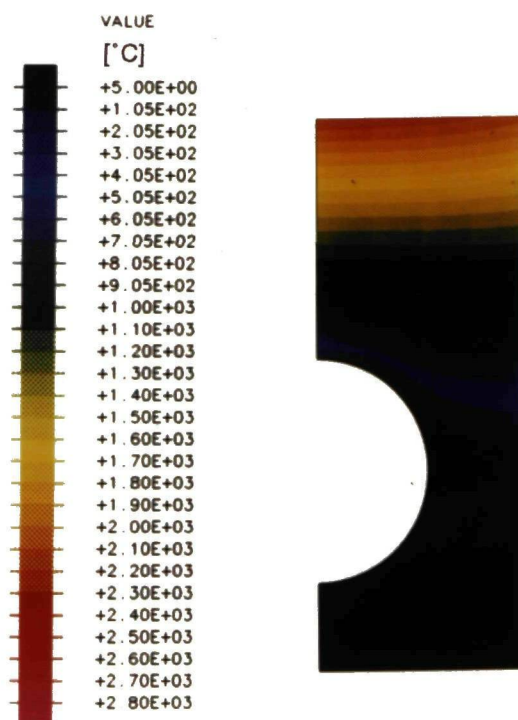


Abb. 7.3

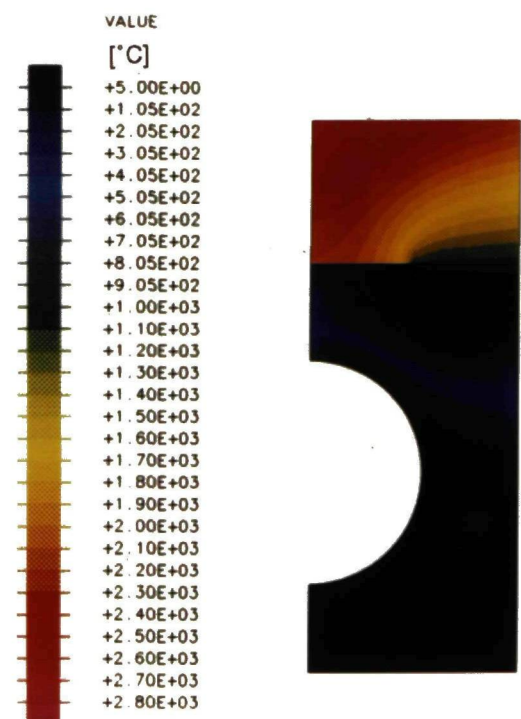


Abb. 7.6

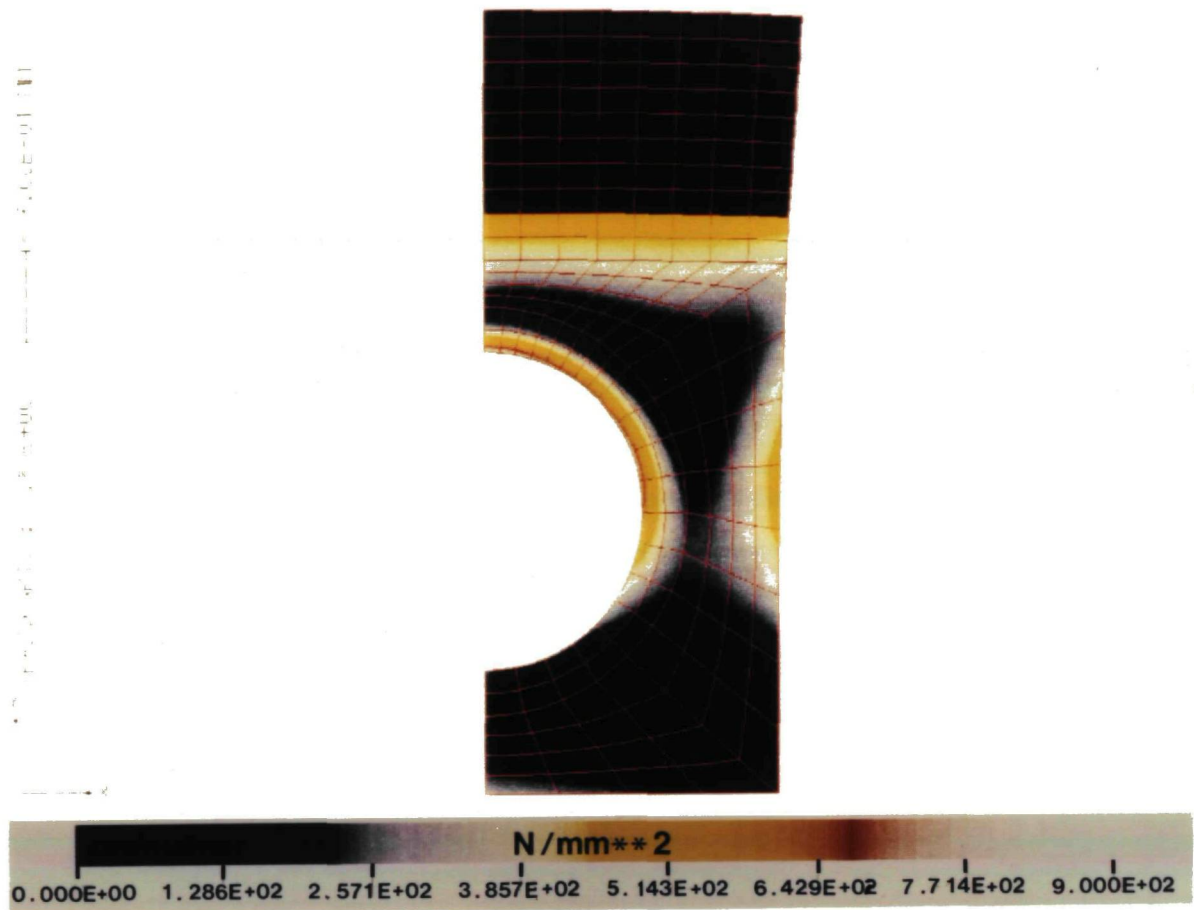


Abb. 7.11

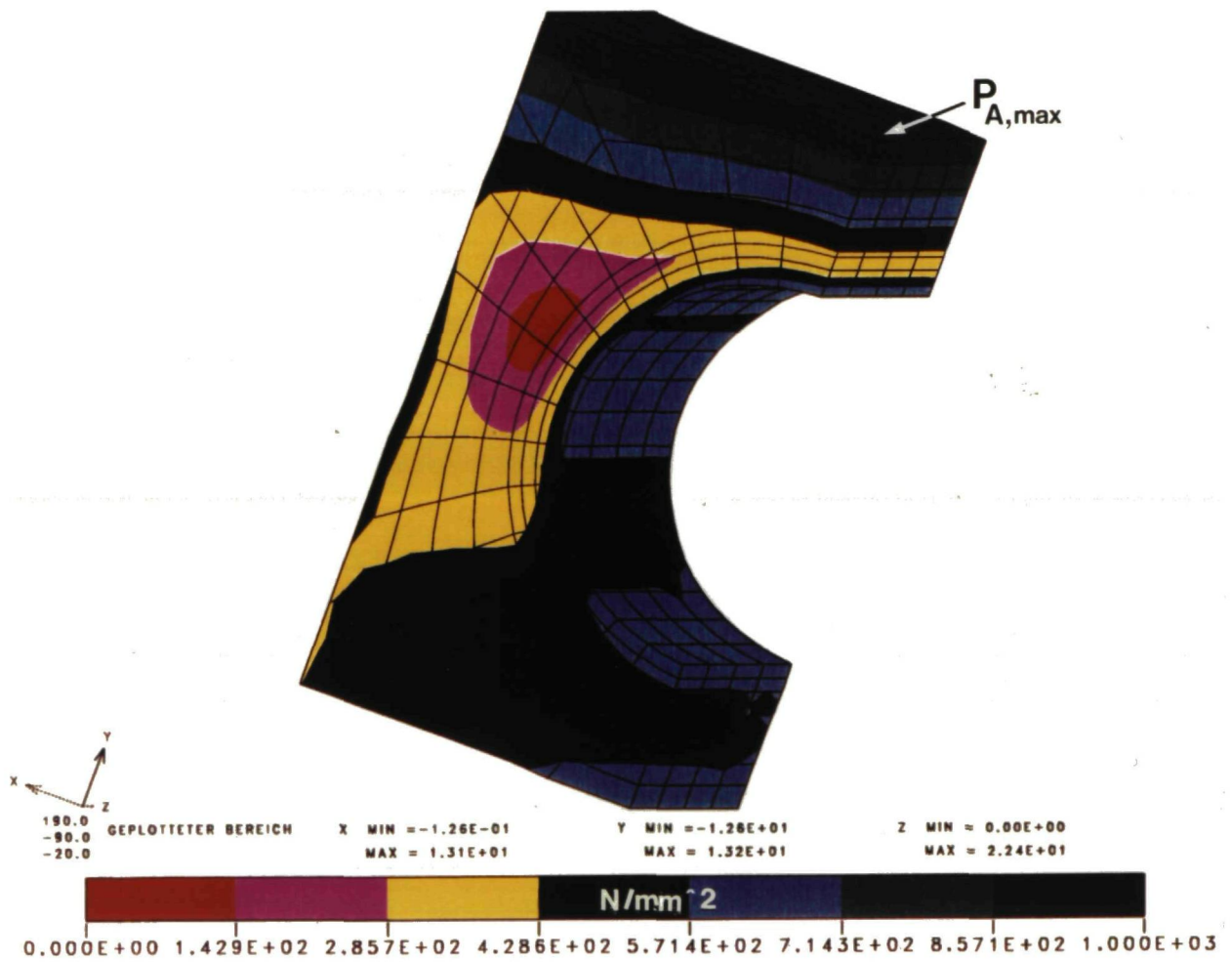


Abb. 7.13

Danksagung

Die vorliegende Arbeit wurde im Rahmen einer Förderung durch die Friedrich-Schiedel-Stiftung für Energieforschung, Österreich, am Institut für Werkstoffe der Energietechnik des Forschungszentrums Jülich durchgeführt.

Wir danken allen Mitarbeitern des Institutes für Werkstoffe der Energietechnik-1, der Heißen Zellen, des Institutes für Plasmaphysik, der Zentralabteilung Chemie, der Zentralabteilung Technologie und des Japanischen Atomenergieforschungszentrums JAERI für die hilfreiche Unterstützung bei der Erstellung dieser Arbeit.

Unser Dank gilt auch Herrn Dr. Kneringer und Herrn Reheis der Metallwerk Plansee GmbH sowie Herrn Dr. Šmid vom Österreichischen Forschungszentrum Seibersdorf für die umfangreiche Beratung und die anregenden Diskussionen.