

MAX-PLANCK-INSTITUT FÜR PLASMAPHYSIK
GARCHING BEI MÜNCHEN

**Analysen zur thermischen und mechanischen
Belastung der Targetplatten
des AUG - Divertors II**

M. Weißgerber, J. Simon-Weidner

Max-Planck-Institut für Plasmaphysik, EURATOM-Association
D-85748 Garching, Germany

IPP Z/2

Januar 1997

*Die nachstehende Arbeit wurde im Rahmen des Vertrages zwischen dem
Max-Planck-Institut für Plasmaphysik und der Europäischen Atomgemeinschaft über die
Zusammenarbeit auf dem Gebiete der Plasmaphysik durchgeführt.*

Inhalt	Seite
1. Einführung	1
2. Berechnung des Wärmeflusses und des Temperaturfeldes	2
2.1 Die Belastungssituation	2
2.2 Bezugs- und Überschlagsberechnung 1D	5
2.3 Das Poloidalschnitt-Modell	9
2.4 Das Toroidalschnitt-Modell	14
2.5 Das 3D-Modell	22
3. Zusammenstellung einiger Auslegungskriterien	29
3.1 Vergleich von Standard- und Schuppenform	29
3.2 Vergleich von Feinkorngraphit und CFC	32
3.3 Der Verrundungsradius	34
4. Thermomechanische Überlegungen	36
4.1 Das Werkstoffverhalten von Graphit-Materialien	36
4.2 Die thermomechanische FE-Untersuchung	38
4.3 Die Divertor I Kachel	40
4.4 Plattensegmente	44
5. Zusammenfassung	49
Literatur	50
Anhang	

1. Einführung

In diesem Bericht sind einige Überlegungen zusammengestellt, die beim Projekt ASDEX Upgrade 1995 neben experimentellen Untersuchungen zur Auslegung der hoch belasteten Zone des Divertors II beigetragen haben.

Die hier dargestellten Abschätzungen und Analysen mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode (FEM) beziehen sich auf die thermische sowie thermomechanische Belastung von Divertorplatten. Da die konstruktive Gestaltung der Divertor II-Kachel zu Beginn der Rechnungen noch weitgehend offen war, wurde für die FE- Untersuchungen behelfsweise die Kachelgeometrie des Divertors I bzw. ein stark vereinfachtes Plattensegment-Modell herangezogen. An diesen Modellen wurden Parameterstudien durchgeführt, insbesondere im Hinblick auf die beim Divertor I stark belastete Frontkante der Kachel sowie deren mögliche Abschattung bei einer schuppenförmigen Anordnung der Targetplatten, wie sie letztlich beim Divertor II realisiert wurde.

Desweiteren wurden dreidimensionale thermomechanische Analysen durchgeführt, um die thermisch bedingten Dehnungen und Spannungen innerhalb der Kachel abzuschätzen sowie um Hinweise für eine verbesserte konstruktive Gestaltung zu erhalten.

Für ein erstes Verständnis der thermischen und mechanischen Belastung von Targetplatten und für weitergehende Betrachtungen soll der Report eine Hilfe sein.

2. Berechnung des Wärmeflusses und des Temperaturfeldes

2.1 Die Belastungssituation

Die Geometrie der hochbelasteten Zone orientiert sich an den für ASDEX Upgrade festgelegten Abmessungen der Divertor I Kachel des äußeren Divertor-Schenkels im Bereich des maximalen Leistungsflusses an der Separatrix. Die Verrundung der toroidal verlaufenden Kachelkante kann dabei vernachlässigt werden, da der Vektor des Leistungsflusses nahezu parallel dazu verläuft. Abb. 1 zeigt schematisch die Belastungssituation im Toroidalschnitt.

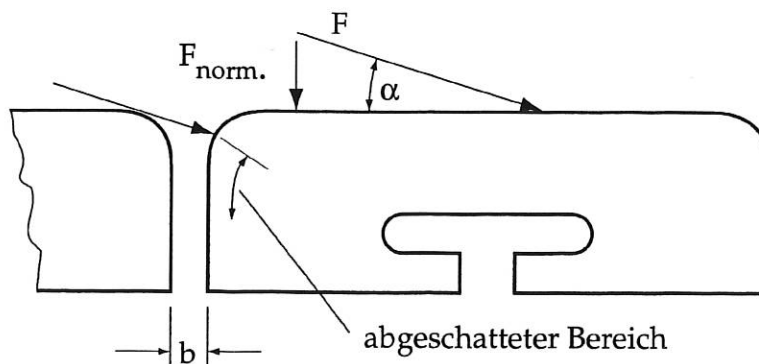


Abb.1: Leistungsdeposition an Divertor I - Kachel

Die Leistungsdeposition selbst erfolgt toroidal verteilt längs eines Vektors, der unter einem sehr spitzen Winkel α ($1,5^\circ$ bis ca. $4,5^\circ$) auf die Kacheloberfläche auftrifft. Auf das poloidale Leistungsprofil kann durch thermographische Messungen geschlossen werden; in den Rechnungen wurde es durch einen rampenförmigen Verlauf angenähert. Um Symmetrieeffekte nutzen zu können (halbierte Modellgröße bei Berechnungen), ist es vorteilhaft, eine mittige Positionierung dieses Profils anzuwenden. Aus der Darstellung der Kachel-Geometrie in Abb. 2 sind die Leistungsprofile in poloidaler sowie toroidaler Richtung zu ersehen.

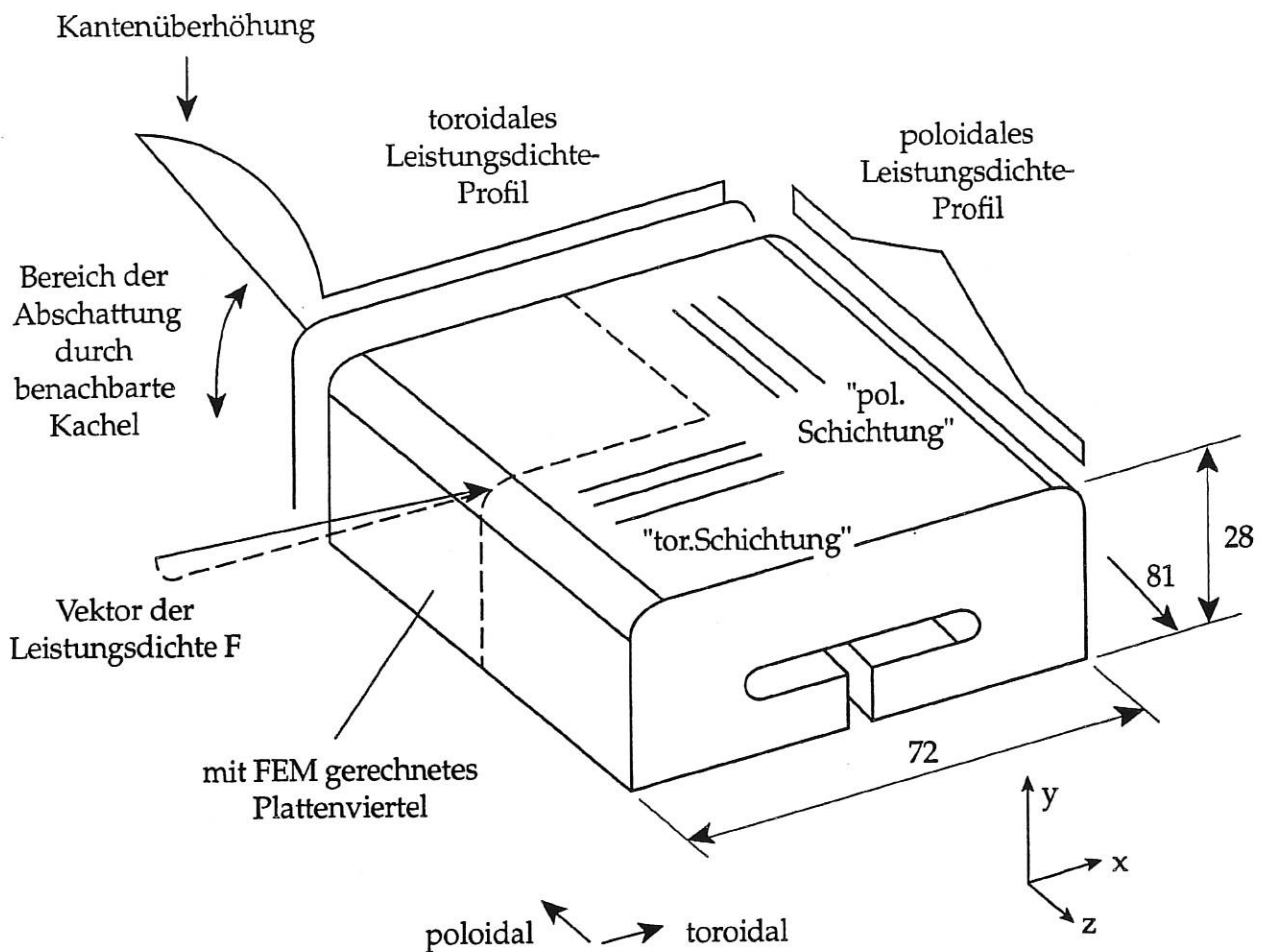


Abb. 2: Kachelgeometrie mit Verteilung der Normalkomponente F_{norm} der Leistungsdichte F über die Kacheloberfläche

An der Verrundung der stirnseitig getroffenen Kante kommt es zu einer lokalen Überhöhung der deponierten Leistungsdichte normal zur Oberfläche der Kachel. Diese lokale Überhöhung ist von mehreren Parametern abhängig wie:

- Spaltbreite b zwischen benachbarten Kacheln,
- Verrundungsradius,
- Einfallswinkel α ,
- Höhenversatz δ gegenüber der Nachbarkachel (Fertigungs - Toleranz),
- thermische Verwölbung (bedingt durch ungleiche Temperaturverteilung)

Für die Pulsdauer wurde ein Zeitintervall von überwiegend $t = 2$ s zugrundegelegt, wobei in diesem Zeitintervall eine konstant bleibende Leistungsdichte F angenommen wurde.

Aus der Vielfalt der Materialien, die als Limiterwerkstoff in Frage kommen, wurde für die Untersuchung folgende Auswahl getroffen:

- der bereits im Divertor I verwendete handelsübliche Feinkorngraphit EK98

- die Kohlefaserverstärkten Graphite (CFC) Sigrabond CC1501, SEP N112 sowie ein in Entwicklung befindliches Dunlop-Material

- das Hoch Z-Material Wolfram (als Plattengrundwerkstoff gerechnet)

CFC-Materialien bestehen aus Carbonfasern mit einer sehr guten Wärmeleitfähigkeit, die ihrerseits in eine Graphit-Matrix eingebettet sind. Im Gegensatz zu Feinkorngraphit und Wolfram sind die Eigenschaften dieser Verbundwerkstoffe im allgemeinen anisotrop und hängen im wesentlichen von der Faserart und dem Faseranteil in der jeweiligen Richtung ab. Infolgedessen ergeben sich unterschiedliche Möglichkeiten, den Plattenwerkstoff hinsichtlich der Faserstruktur auszurichten. Durch die Wahl der besten Wärmeleitfähigkeit senkrecht zur Oberfläche ist ein ausgezeichneter Wärmetransport in dieser Richtung gewährleistet. Bei 2D- und 3D CFC Materialien besteht weiterhin die Möglichkeit, die Faserrichtung mit der zweitbesten Wärmeleitfähigkeit poloidal bzw. toroidal auszurichten, um zusätzlich einen Wärmeabfluß in seitlicher Richtung aus der hochbelasteten Zone zu erreichen. Eine Faserstruktur mit dieser Ausrichtung ist in dieser Arbeit mit den Abkürzungen pol. bzw. tor. indiziert worden (vgl. Abb. 2).

In den Tabellen im Anhang sind die in den FEM- Rechnungen verwendeten Werkstoffe mit ihren Bezeichnungen und physikalischen Eigenschaften zusammengestellt.

2.2 Bezugs- und Überslagsberechnung 1D

Es wurde zunächst eine 1D-Rechnung durchgeführt, um die Referenztemperatur im Bereich der Plattenmitte (hier beträgt die Plattenstärke nur 15 mm bedingt durch die für die Befestigung benötigte Nut) zu ermitteln. Der Einfluß des Kanteneffekts bzw. des seitlichen Wärmeabflusses quer zur Separatrix-Spur sollte später auf die hier ermittelte Referenztemperatur bezugnehmen und die maximalen Oberflächentemperaturen in Form von Faktoren erkennen lassen.

Der zeitliche Temperaturverlauf an der Oberfläche einer Platte ist relativ einfach mit Hilfe der Formel für den halbumendlichen Körper [1] abschätzbar, wobei für die temperaturabhängigen Stoffwerte λ und c_p über den zu erwartenden Temperaturbereich gemittelte Zahlenwerte einzusetzen sind. Die Formel lautet:

$$\Delta T = 2 F (t / (\lambda c_p \rho \pi))^{1/2}$$

hierbei ist:	T	Temperatur in K, F	in	K
	F	Wärmeflußdichte	in	W/m ²
	t	Pulsdauer	in	s
	λ	Wärmeleitfähigkeit	in	W/m K
	c_p	spez. Wärmekapazität	in	J/kg K
	ρ	Dichte	in	kg/m ³

Abb. 3 zeigt das für die 1D-Berechnung verwendete Modell mit den in der Tiefenrichtung unterteilten Elementen, wobei die Plattendicke mit 15 mm gewählt wurde. Es wurde einheitlich angenommen, daß die Divertorplatte jeweils von einer Raumtemperatur von 20 °C ausgehend während 2 s einer Leistungsdichte ausgesetzt ist, die bei den Rechnungen bis zu 30 MW/m² parametrisch variiert wurde. Die Oberflächentemperatur T_{ref} nach dieser Exposition ist in Abb. 4 ersichtlich, wobei das Verhalten der 5 unterschiedlichen Auslegungsmaterialien aufgetragen wurde.

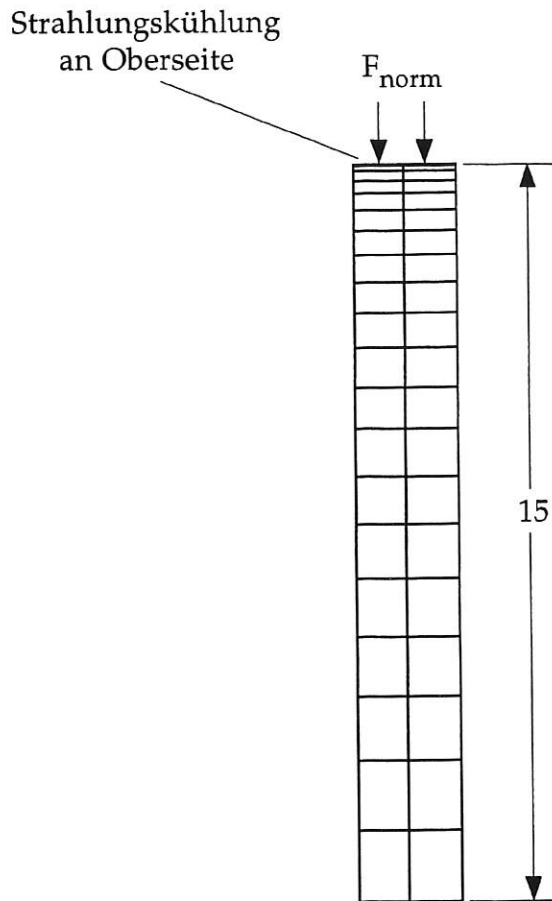


Abb. 3: FE-Netz zur 1D-Bezugsrechnung

Für die FEM-Berechnungen wurden dabei die temperaturabhängigen Werte der Wärmeleitfähigkeit und der spez. Wärmekapazität verwendet. Der Einfluß auf die Oberflächentemperatur ist jedoch gering einzustufen, da die beiden Werte sich in Abhängigkeit von der Temperatur entgegengesetzt verhalten und damit das Produkt aus λ und c_p nahezu konstant bleibt. Dies ist auch aus den in Abb. 4 dargestellten Kurven erkennbar, die jeweils nahezu geradlinig vom Ausgangspunkt ausgehend verlaufen [2].

Die bei diesen Vorgängen beteiligte Strahlungskühlung ist berücksichtigt worden, auch wenn der Einfluß sich erst ab ca. 2000 °C bemerkbar macht (z. B. beträgt der Anteil der Strahlungskühlung im Falle von EK98 mit $\varepsilon = 0,8$ bei einer Endtemperatur von 2000 °C und $t = 2$ s rund 5%).

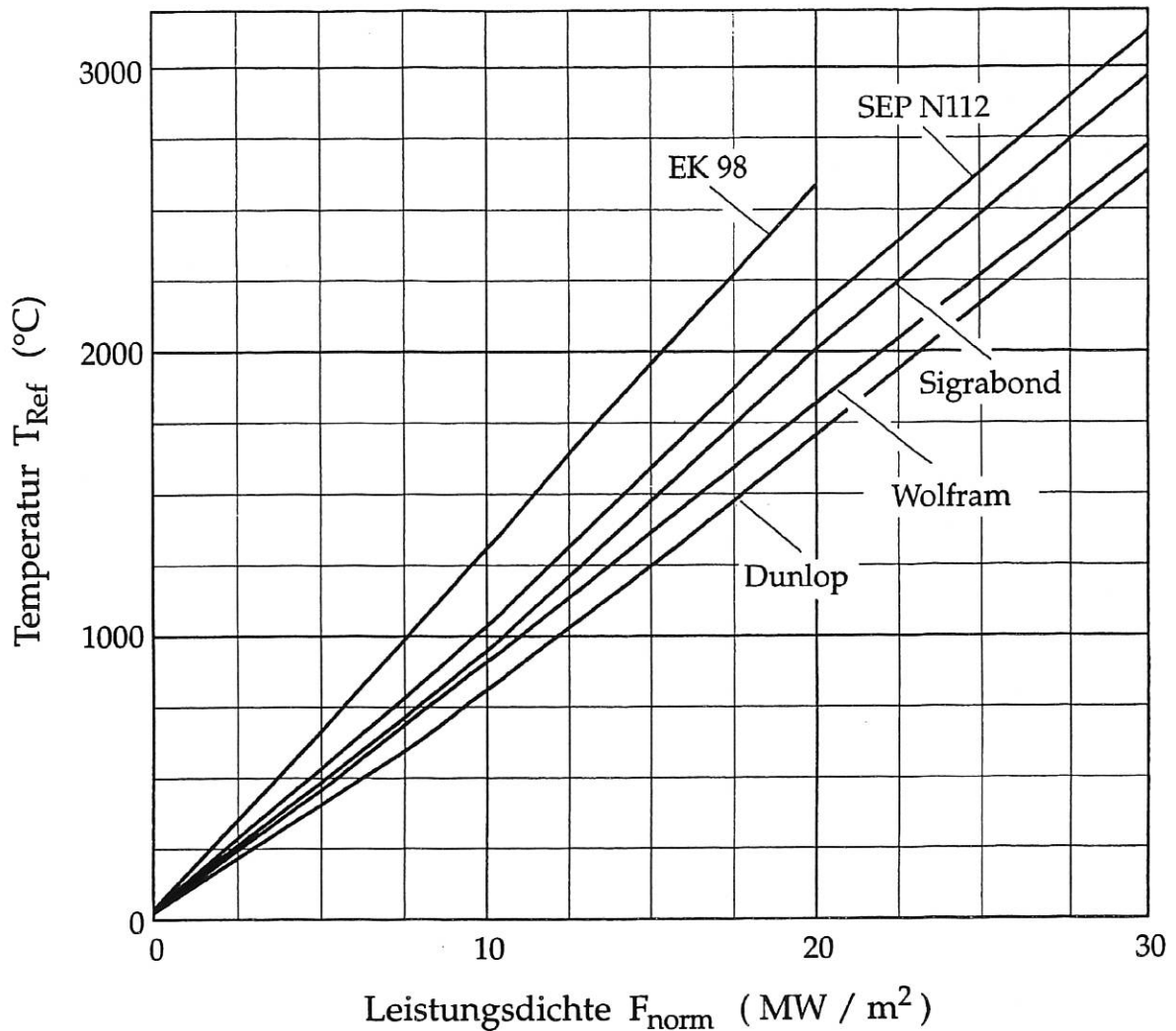


Abb. 4: Oberflächentemperatur T_{Ref} (mit Strahlungskühlung)

Für die Auslegung der Wandstärke der Divertorplatten kann als Faustformel für die Eindringtiefe des Wärmeimpulses nach der Pulsdauer t der Ansatz für die thermisch dicke Platte gewählt werden [3]:

$$d = 2 (t \lambda / (\rho c_p))^{1/2}$$

wobei d die Eindringtiefe in m ist; alle anderen Größen sind bereits oben angegeben.

Für die Bestimmung der Plattendicke ist weiterhin der Platzbedarf für die Befestigungselemente zu berücksichtigen sowie die Eigenschaft, daß mit abnehmender Plattendicke eine Reduktion der thermodynamischen Spannungen zu erwarten ist. Dies gilt insbesondere für den für die aktuelle Auslegung relevanten Fall, bei dem während des Pulses die Wärmefront die Rückseite der Divertorplatte erreicht [4].

2.3 Das Poloidalschnitt-Modell

Der Einfluß des Wärmeabflusses in poloidaler Richtung trägt dazu bei, daß die sich an der Oberfläche einstellende Temperatur etwas niedriger ausfällt. Um diesen Effekt besser quantifizieren zu können, ist eigens hierfür ein Poloidalschnitt-Modell mit verfeinerter Elementunterteilung im Bereich der hochbelasteten Zone (Abb. 5) generiert worden. Die Steuerung der zeitlichen Schrittweite (abhängig von Netzfeinheit, den Stoffwerten λ , c_p und ρ und der gewünschten Genauigkeit der Resultate) wurde vom Berechnungsprogramm MARC automatisch durchgeführt [5].

Das Leistungsprofil in poloidaler Richtung wurde durch einen rampenförmigen Verlauf angenähert, der hinsichtlich der Temperaturverteilung gut mit den gemessenen Thermographie-Daten übereinstimmt. Die Form der Rampe ist in Abb. 5 dargestellt. Die bei den Rechenergebnissen angegebene Leistungsdichte F_{norm} bezieht sich jeweils auf den Spitzenwert F_{max} (an der Separatrix). Die Leistungsdichte F_{norm} wurde im Bereich von 10 bis 30 MW/m² variiert, die Strahlungskühlung ist dabei berücksichtigt worden.

Die Abb. 6 zeigt die für Poloidalschnitt- Rechnungen typische Temperaturverteilung (ohne Temperaturskala).

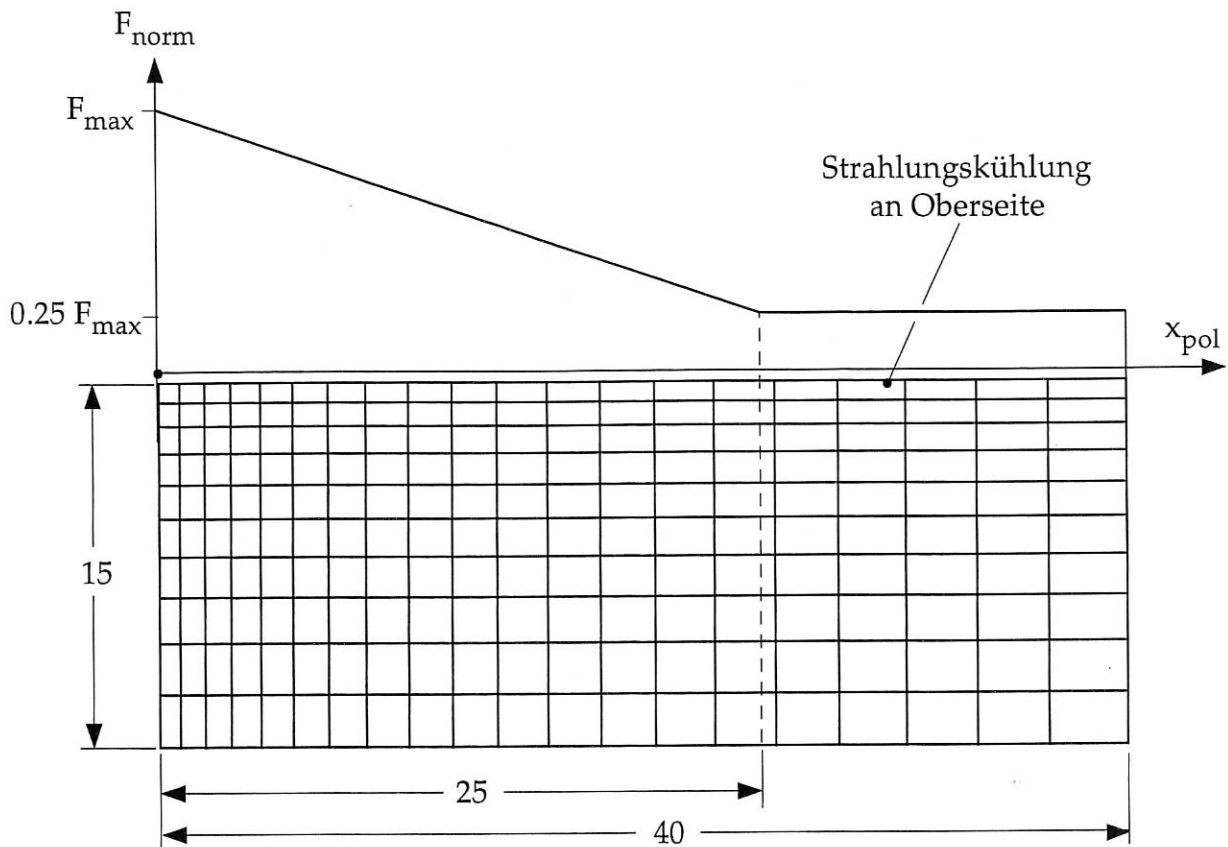


Abb. 5: FE-Netz des Poloidalschnitt-Modells (Kachelhälfte) mit Leistungsprofil

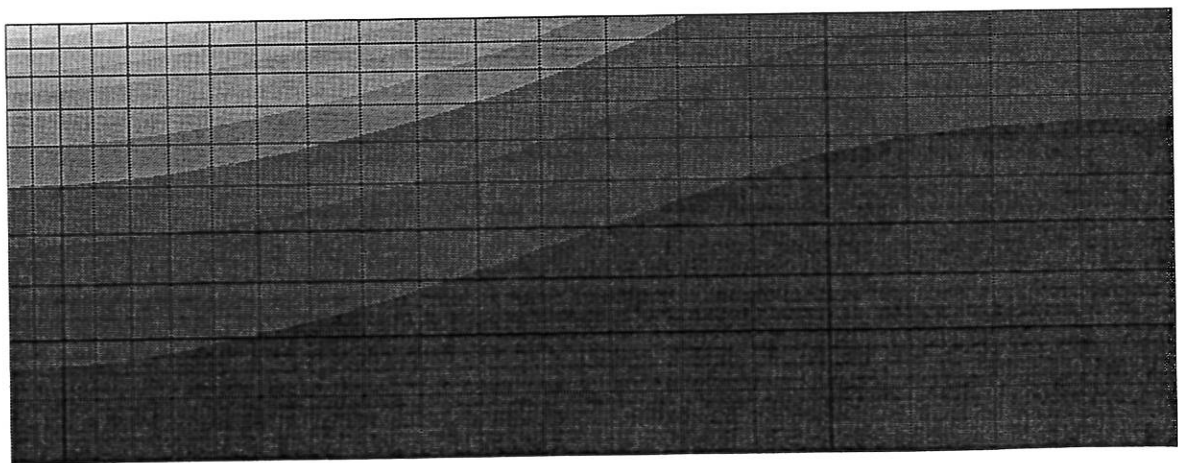


Abb. 6: Temperaturfeld bei Poloidalschnitt-Modellen

Da die Temperaturleitfähigkeit $a = \lambda / (c_p \rho)$ das wesentliche Merkmal in den entsprechenden Wärmeflußrichtungen darstellt, stellen sich als Folge bei der Anwendung der jeweiligen Werkstoffe unterschiedliche Maximaltemperaturen ein.

Für die Werkstoffe EK 98, Wolfram und CFC mit toroidaler Schichtung ist in Abb. 7 die Maximaltemperatur in Abhängigkeit von der Leistungsdichte dargestellt. Abb. 8 entspricht der Auswertung der Materialien EK 98, Wolfram und CFC mit poloidaler Schichtung.

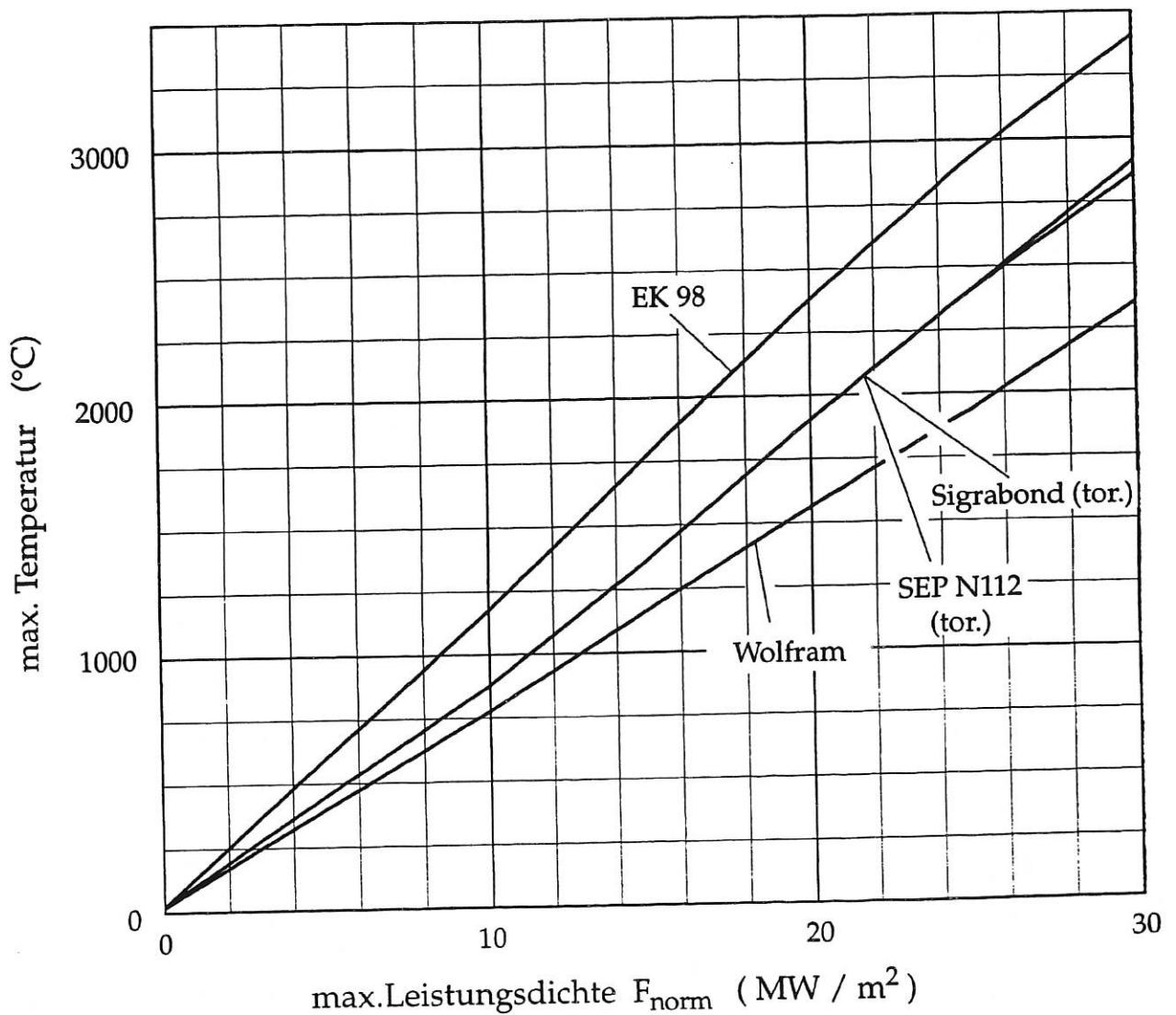


Abb. 7: Im Poloidalschnitt-Modell erzielte max. Oberflächentemperaturen (CFC mit toroidaler Schichtung)

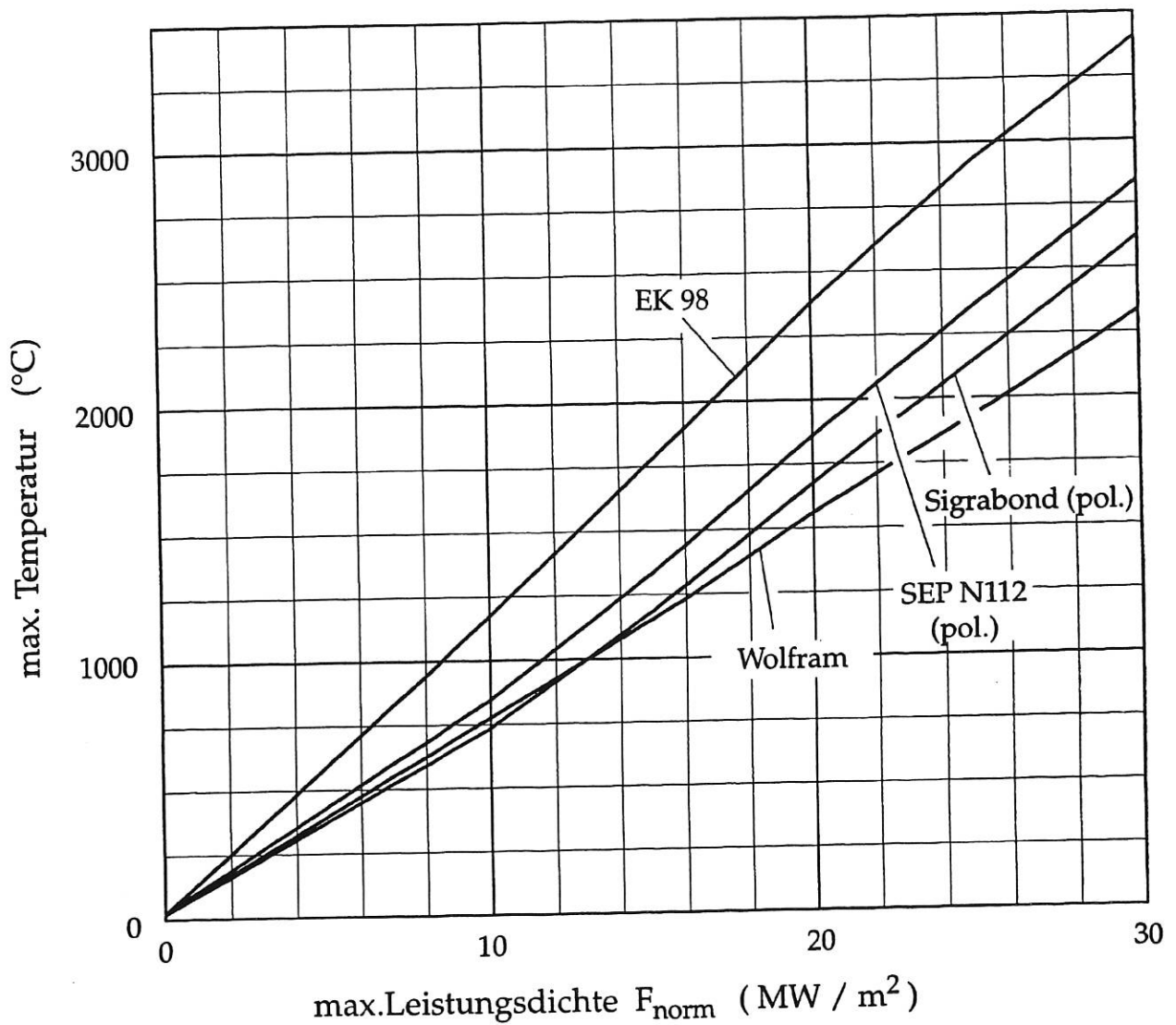


Abb. 8: Im Poloidalschnitt-Modell erzielte max. Oberflächentemperatur (CFC mit poloidaler Schichtung)

Die Untersuchung zeigt an dieser Stelle, daß der Einfluß des poloidalen Wärmeabflusses auf die Senkung der Maximaltemperatur mit 5 bis 22 % angegeben werden kann. Der entsprechende Effekt der Temperaturabsenkung geht aus der Auftragung im Abb. 9 hervor, in welchem der Quotient $T_{max, pol} / T_{ref}$ in Abhängigkeit von der Temperatur T_{ref} beginnend bei ca. 1000 °C dargestellt ist.

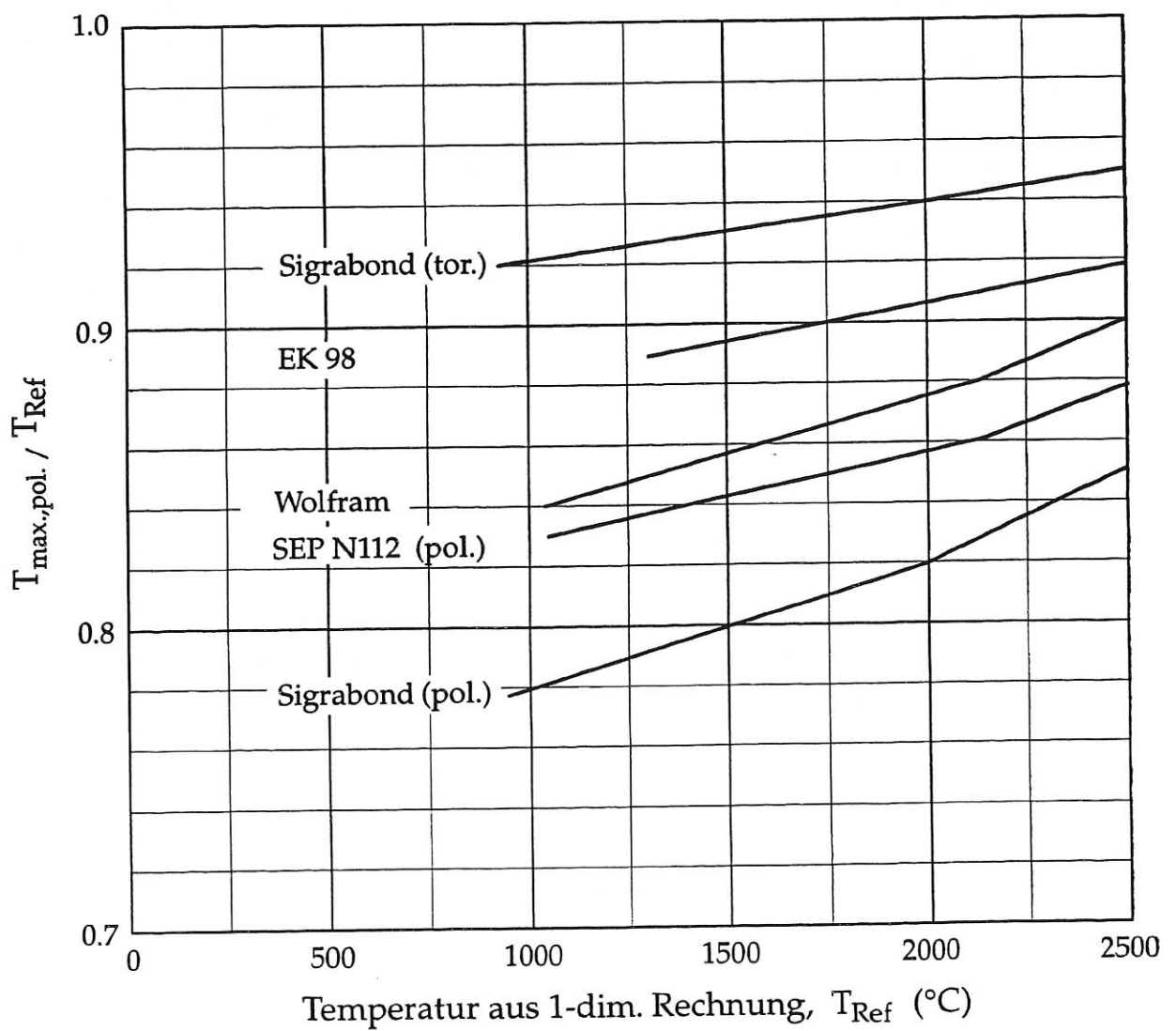


Abb. 9: Temperaturabsenkung durch Wärmefluß in poloidaler Richtung

2.4 Das Toroidalschnitt-Modell

Als wesentliches Ziel bei der Untersuchung sollte gezeigt werden, welche maximale Oberflächentemperatur im Bereich der abgerundeten Frontkante (mit dem Radius von 5 mm) zu erwarten ist, wenn von einer konstanten Leistungsdichte F_{norm} (Bezugswert: 8 MW/m², parametrisiert zu 4 und 16 MW/m²) entlang dem flachen Teil der Kachel ausgegangen wird und wenn bei vorgegebenem Einfallswinkel α und variablem Abschattungswinkel β die Leistungsdichte F_{ges} an einem diesen Vorgaben entsprechenden Oberflächenbereich an der abgerundeten Kante auftrifft. Die Leistungsdichte F_{ges} bestimmt sich aus dem für F_{norm} und dem Einfallswinkel α gegebenen Wert. Der normal zur abgerundeten Kante wirkende Anteil der von F_{ges} stammenden Leistungsdichte wurde dem lokalen FE-Netz an dieser Stelle aufgeprägt, indem für jedes einzelne Element an der Oberfläche die entsprechende Normalkomponente über ein in dem Berechnungsablauf integriertes Fortran-Programm ermittelt wurde. Abb. 10 gibt diese Verhältnisse wieder, Abb. 11 zeigt das toroidale Modell mit der Verfeinerung der Elementunterteilung im Bereich der signifikanten Stellen.

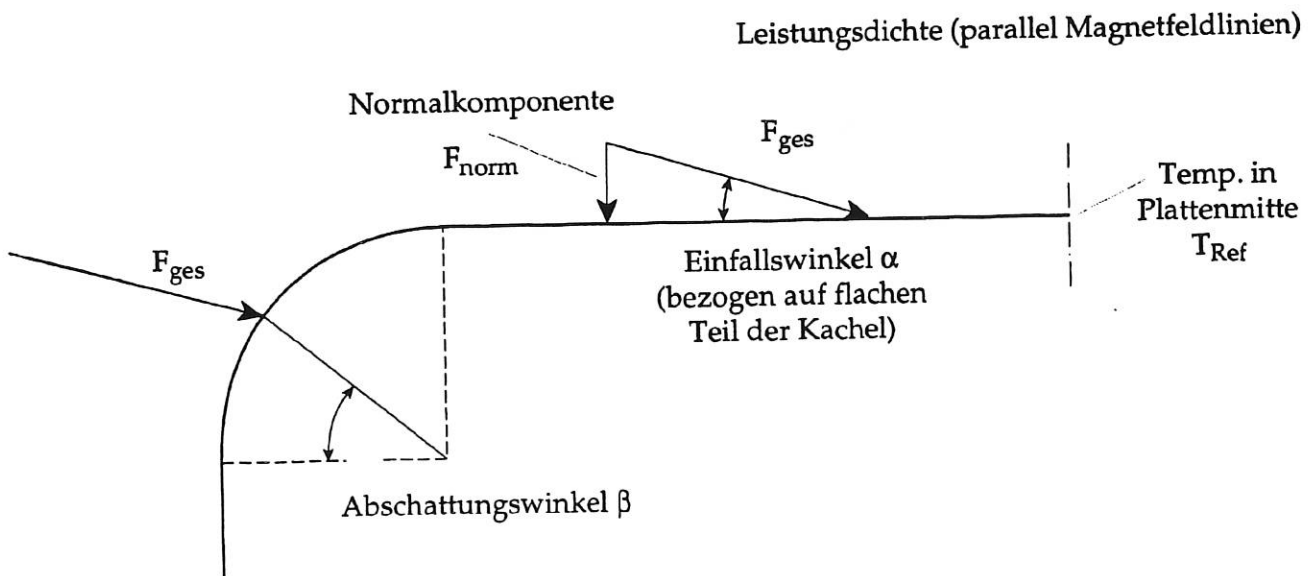


Abb. 10: Belastungssituation an der abgerundeten Frontkante

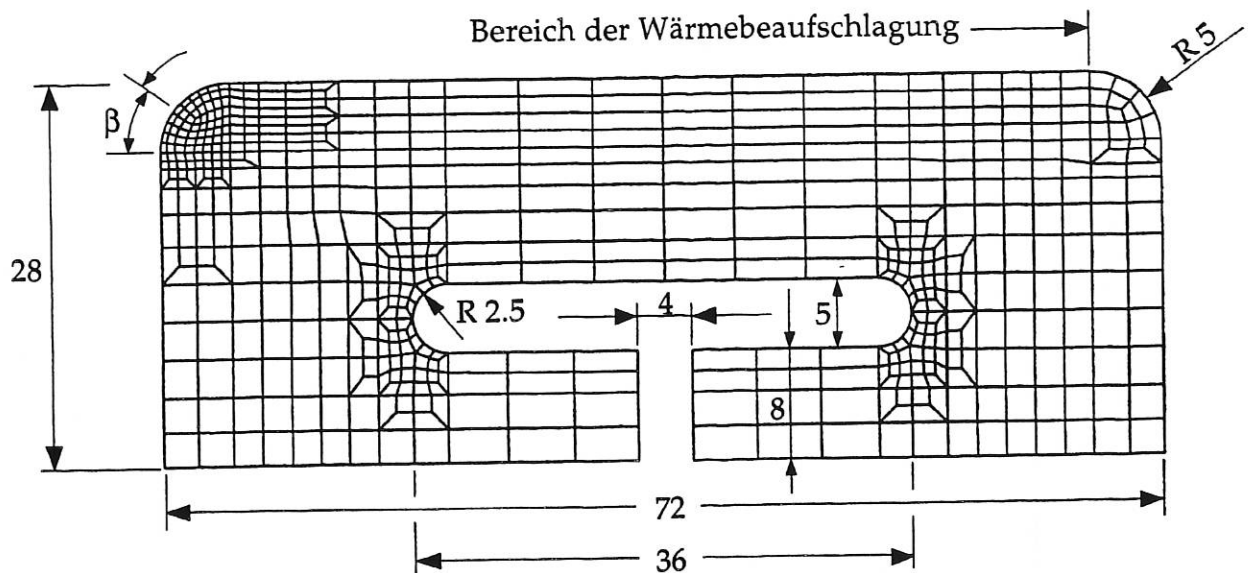


Abb.11: FE-Netz des Toroidal-Modells

Mit kleinerem Abschattungswinkel β spielt die Strahlungskühlung infolge der sich einstellenden sehr hohen Temperaturen eine entscheidende Rolle. Da die für den Anwendungsfall zulässigen Maximaltemperaturen jedoch in einem Bereich liegen, in dem die Strahlungskühlung während der Pulsphase nur eine untergeordnete Rolle spielt, wurden die Rechnungen vorwiegend ohne Berücksichtigung der Strahlung durchgeführt, um realistische Überhöhungsfaktoren angeben zu können. Als Beispiel hierfür kann Abb. 12 dienen, bei der für das Material EK 98 die Überhöhungsfaktoren $T_{\max}(\beta)/T_{\text{ref}}$ mit und ohne Strahlungskühlung bei einem Einfallswinkel α von $2,5^\circ$ als Funktion des Abschattungswinkels β aufgetragen sind.

Der Einfallswinkel α wurde von $2,5^\circ$ zu $1,5^\circ$ und $4,5^\circ$ parametrisch verändert. Alle Ergebnisse wurden als Überhöhungsfaktoren (Quotient $T_{\max}(\beta)/T_{\text{ref}}$) aufgeführt, um einen raschen Vergleich zu ermöglichen.

Die folgenden Ergebnisdarstellungen der Abbildungen 13 bis 15 nehmen einheitlich auf eine Leistungsdichte $F_{\text{norm}} = 8 \text{ MW/m}^2$ Bezug.

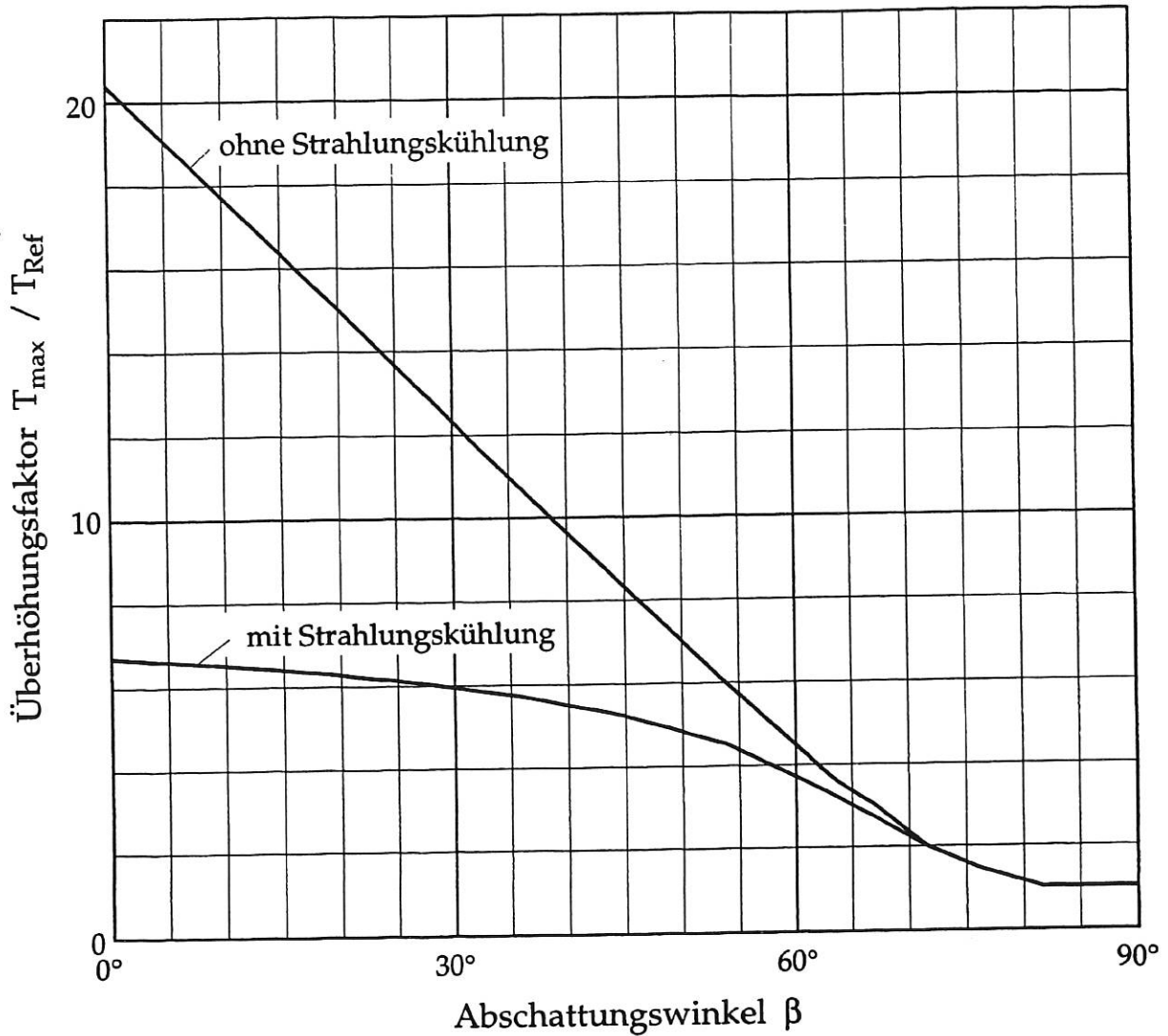


Abb. 12: Überhöhungsfaktoren mit/ohne Strahlung
(EK 98, $\alpha = 2,5^\circ$, $F_{\text{norm}} = 8 \text{ MW/m}^2$)

Ein Vergleich unterschiedlicher Materialien ist aus der Ergebnisdarstellung Abb. 13 entnehmbar. Hier beträgt der Einfallswinkel $\alpha = 1,5^\circ$, der Abschattungswinkel β wurde von 54° bis 90° variiert, wobei die Strahlungskühlung unberücksichtigt blieb. Abb. 14 gibt die Verhältnisse bei einem Einfallswinkel von $\alpha = 2,5^\circ$ und einem Abschattungswinkel von $\beta = 45^\circ$ bis 90° und sonst unveränderten Verhältnissen wieder. Die Ergebnisse für den auf $4,5^\circ$ erhöhten Einfallswinkel sind in Abb. 15 dargestellt (hier ohne poloidal geschichtete CFC).

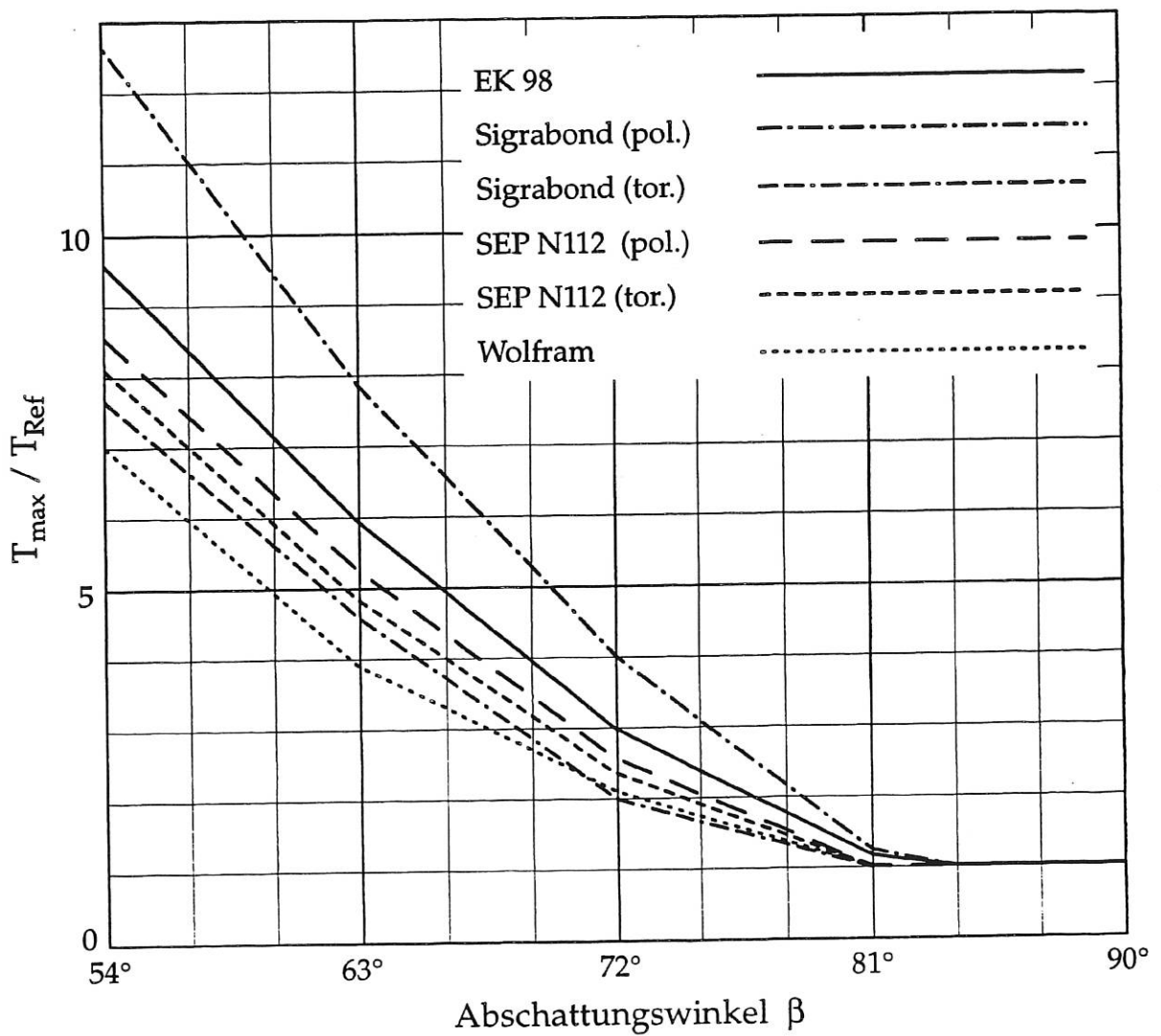


Abb. 13: Überhöhungsfaktoren für $\alpha = 1.5^\circ$
 ($F_{\text{norm}} = 8 \text{ MW/m}^2$, ohne Strahlung)

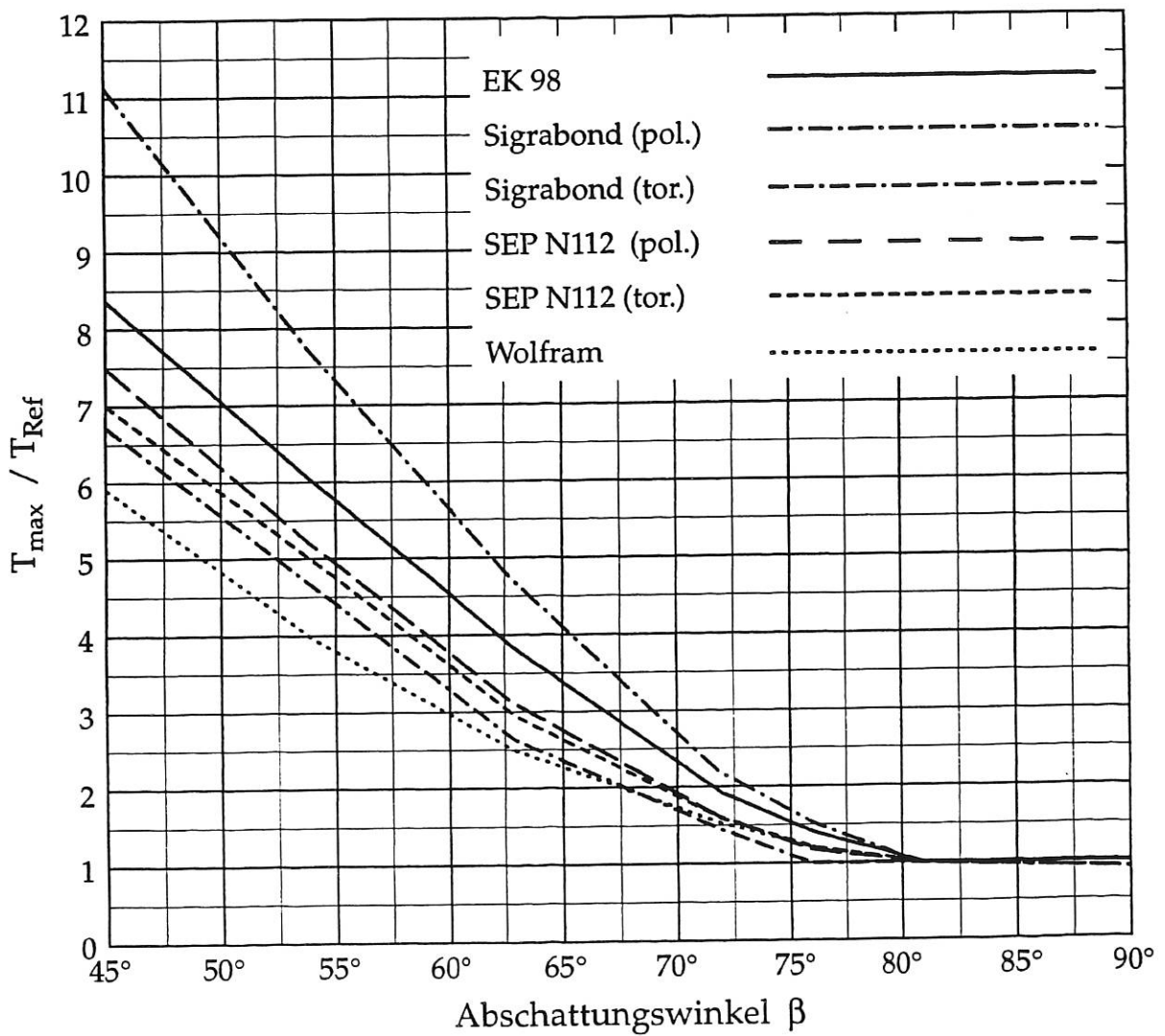


Abb. 14: Überhöhung für $\alpha = 2.5^\circ$
 ($F_{\text{norm}} = 8 \text{ MW/m}^2$, ohne Strahlung)

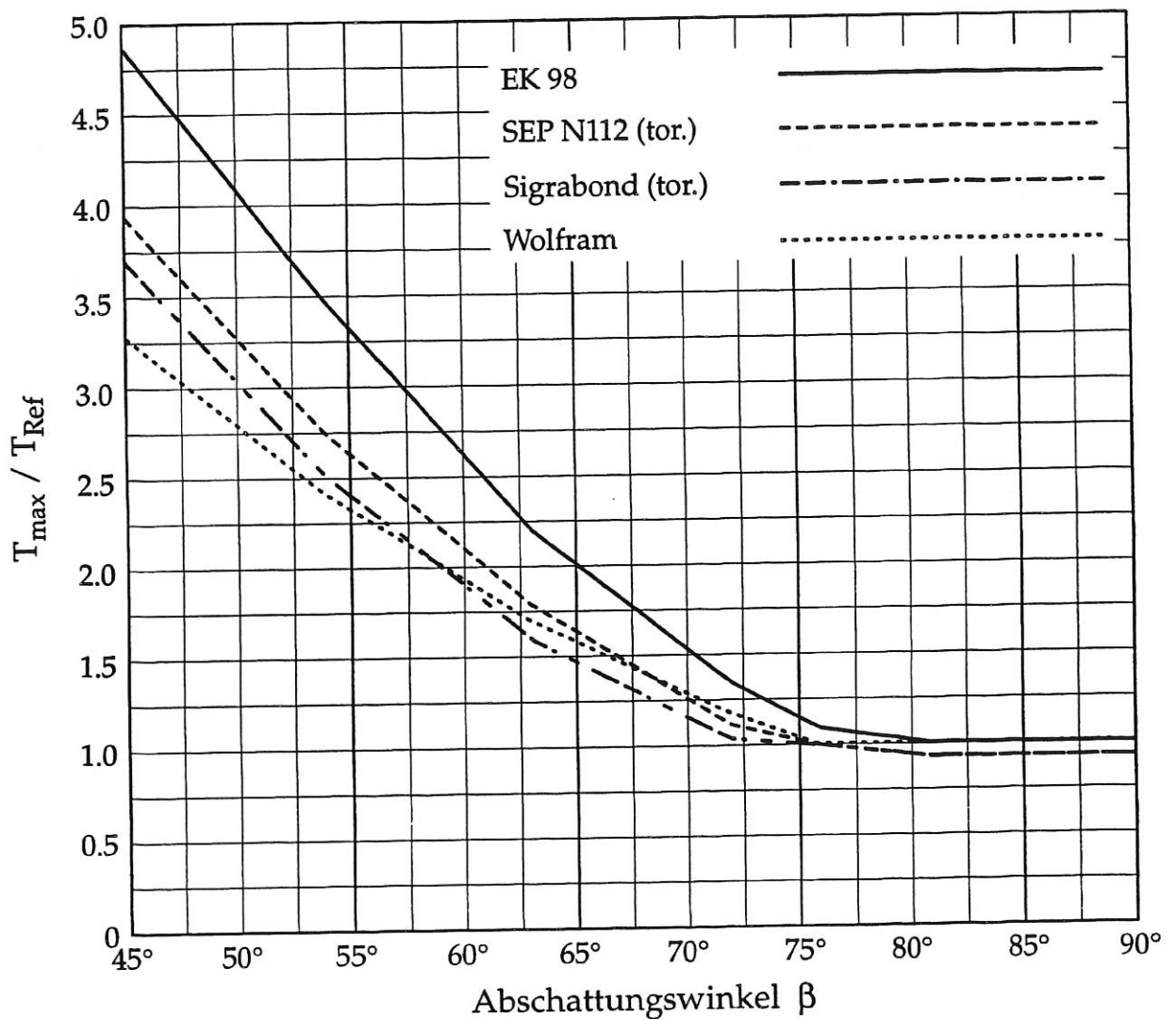


Abb. 15: Überhöhungsfaktor für $\alpha = 4.5^\circ$
 ($F_{\text{nom}} = 8 \text{ MW/m}^2$, ohne Strahlung)

Die auffallend hohen Werte, die sich bei Verwendung von Sigrabond, poloidal geschichtet, ergeben, sind auf die stark verminderte Wärmeleitfähigkeit in toroidaler Richtung zurückzuführen. In diesem Fall kann der Wärmefluß im Rundungsbereich nicht durch einen in toroidaler Richtung wirkenden Wärmetransport reduziert werden.

Zusatzuntersuchungen der Wärmeleistungsaufprägung bei einem Einfallswinkel $\alpha = 1,5^\circ, 2,5^\circ$ und $4,5^\circ$, fest vorgegebenem Abschattungswinkel $\beta = 54^\circ$ und normalen Leistungsdichten $F_{\text{norm}} = 4$ und 16 MW/m^2 zeigen gegenüber den Rechnungen mit $F_{\text{norm}} = 8 \text{ MW/m}^2$ einen Einfluß auf die Überhöhungsfaktoren, der im Bereich von $\pm 30\%$ eingegrenzt werden kann. Diese Ergebnisse sind in der Tabelle 1 wiedergegeben. Der Einfluß dieser veränderten normalen Leistungsdichte F_{norm} ist auch bei anderen Abschattungswinkeln β abschätzbar, indem die Abweichung des Überhöhungsfaktors aus dieser Tabelle durch Interpolation ermittelt wird.

Bei einer maximalen Oberflächentemperatur von 2000° C ist der Einfluß der Strahlungskühlung auf die Oberflächentemperatur, wie später im Zusammenhang mit dem 3D-Modell gezeigt wird, gering. Die Temperatur wird lediglich um $3,5\%$ reduziert.

Die Werte der temperaturabhängigen Materialien sind nach unseren Unterlagen nur bis 1000° C (EK 98, SEP N112) bzw. 2000° C (Wolfram, Sigrabond) bekannt. Die bei der Berechnung benötigten Daten über diese Temperatur hinaus wurden extrapoliert und sind aus diesem Grund mit gewissen Unsicherheiten verbunden.

Material	α in °	$F_{\text{norm}} = 4 \frac{\text{MW}}{\text{m}^2}$			$F_{\text{norm}} = 16 \frac{\text{MW}}{\text{m}^2}$		
		T_{max} in °C	$\frac{T_{\text{max}}}{T_{\text{ref}}}$	Abwei- chung in %	T_{max} in °C	$\frac{T_{\text{max}}}{T_{\text{ref}}}$	Abwei- chung in %
EK 98	1,5	4747	8,76	-9	20980	9,58	± 0
	2,5	2690	4,96	-17	13180	6,02	+ 1
	4,5	1531	2,82	-18	7953	3,63	+ 5
Wolfram	1,5	2141	5,60	-20	11660	7,90	+ 13
	2,5	1348	3,53	-10	7151	4,84	+ 23
	4,5	872	2,28	-5	4079	2,76	+ 14
Sigrabond pol.	1,5	4534	11,22	-11	19650	12,27	- 3
	2,5	2483	6,15	-20	12190	7,61	± 0
	4,5	1262	3,12	-28	7199	4,5	+ 4

Tab. 1: Abweichung des Überhöhungsfaktors bei ggü. 8 MW/m²
veränderter normaler Leistungsdichte F_{norm}

2.5 Das 3D-Modell

Um festzustellen, mit welcher Genauigkeit die Temperaturabschätzungen mit Hilfe der 2D-Rechnungen (Poloidalschnittmodell in Kombination mit dem Toroidalschnittmodell) gemacht werden können, wurde eine 3D-Modell erstellt. Dabei wurde ein Volumenelement gewählt, welches auf einem linearen Ansatz basiert (Volumen mit 8 Knotenpunkten), das FE-Netz selbst wurde in poloidaler Richtung etwas gröber unterteilt im Vergleich zur Aufteilung bei dem 2D-Modell. Unter Ausnutzung der Symmetrieeigenschaften ist nur ein Viertel der Divertorkachel generiert worden. Abb. 16 zeigt diesen Ausschnitt aus der Divertorkachel mit der Unterteilung in die Volumenelemente.

Die Lage des gerechneten Ausschnitts der Divertorkachel und die Leistungsdichteverteilung in toroidaler und poloidaler Richtung ist in Abb. 2 von Kapitel 2.1 dargestellt, wobei hier von einer nicht abgeschatteten Frontkante ausgegangen wurde.

Die Temperaturverteilung an der Oberfläche des gerechneten Plattenviertels ist aus Abb. 17 ersichtlich mit einem typischen Verlauf des "Hot Spots" im Bereich der verrundeten Frontkante. Ausgangsparameter für diese Berechnung sind:

$$F_{\text{norm}} = 5 \text{ MW/m}^2, \quad t = 1 \text{ s}, \quad \alpha = 2.5^\circ, \quad \beta = 55.7^\circ.$$

Abb. 18 zeigt im Vergleich hierzu die Temperaturverteilung einer Divertorkachel mit geneigter Oberfläche und somit abgeschatteter Frontkante, bei der sich die hochbelastete Zone entlang der Separatrix streifenförmig ausbildet. Der Rechnung liegt die gleiche Bestrahlungssituation wie bei Abb. 17 zugrunde ($F_{\text{norm}} = 6,7 \text{ MW/m}^2$ infolge der Plattenneigung mit $\gamma = 0,85^\circ$, $\beta = 83^\circ$). Näheres hierzu wird im nachfolgenden Kapitel beschrieben.

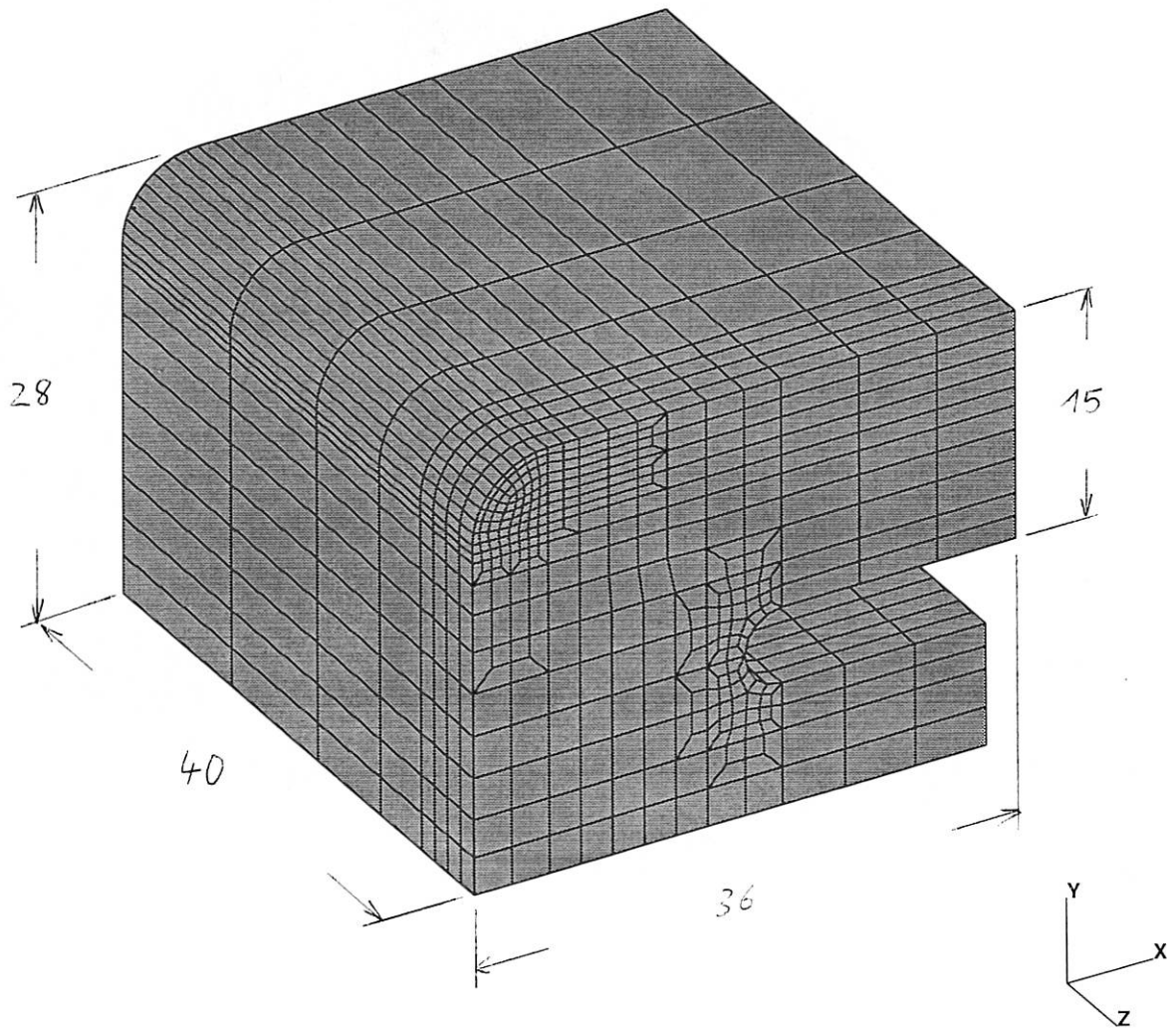


Abb. 16: FE-Netz des 3D-Modells

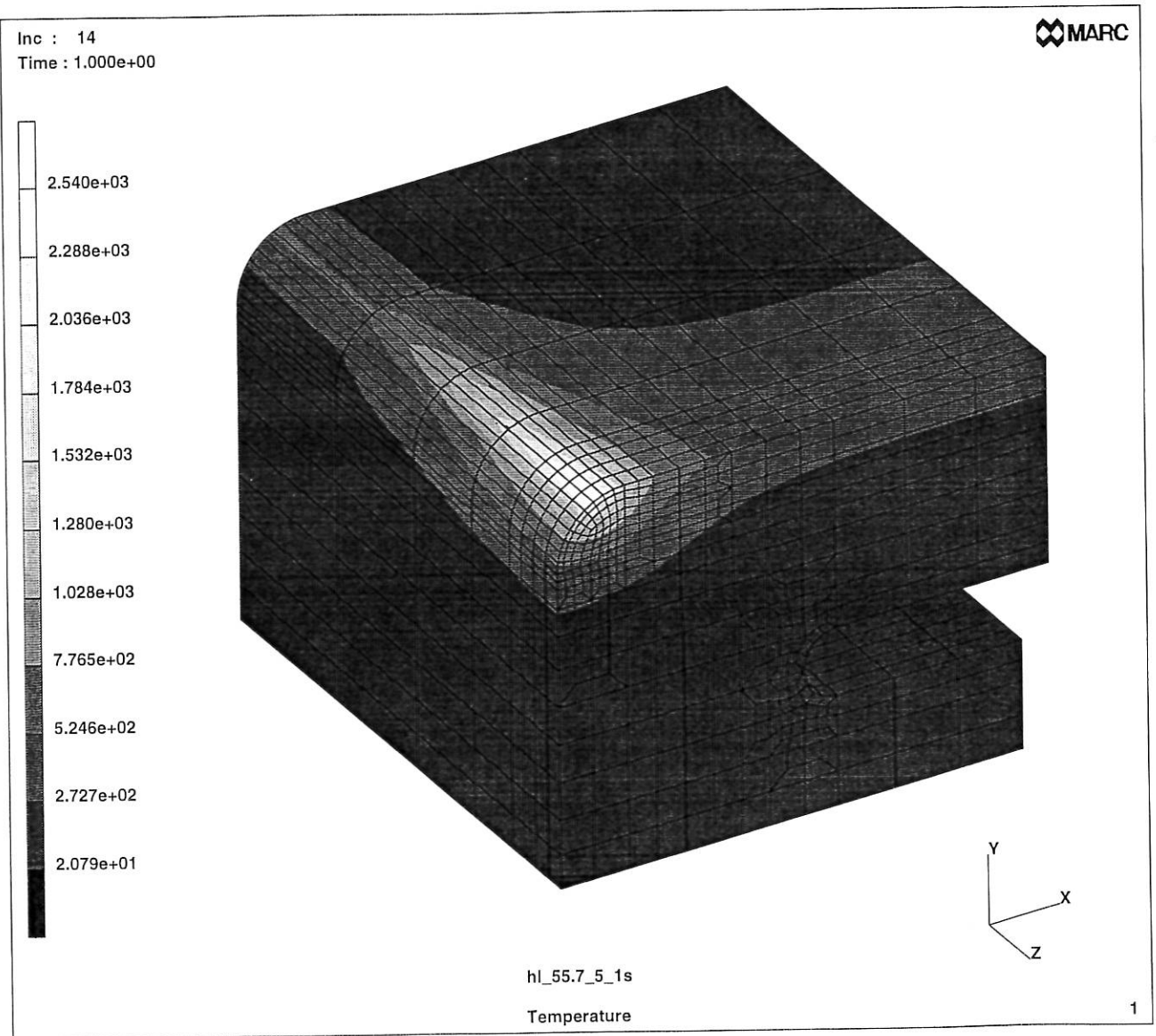


Abb. 17: Beispiel für die Temperaturverteilung einer Kachel mit "Hot Spot" an der Frontkante

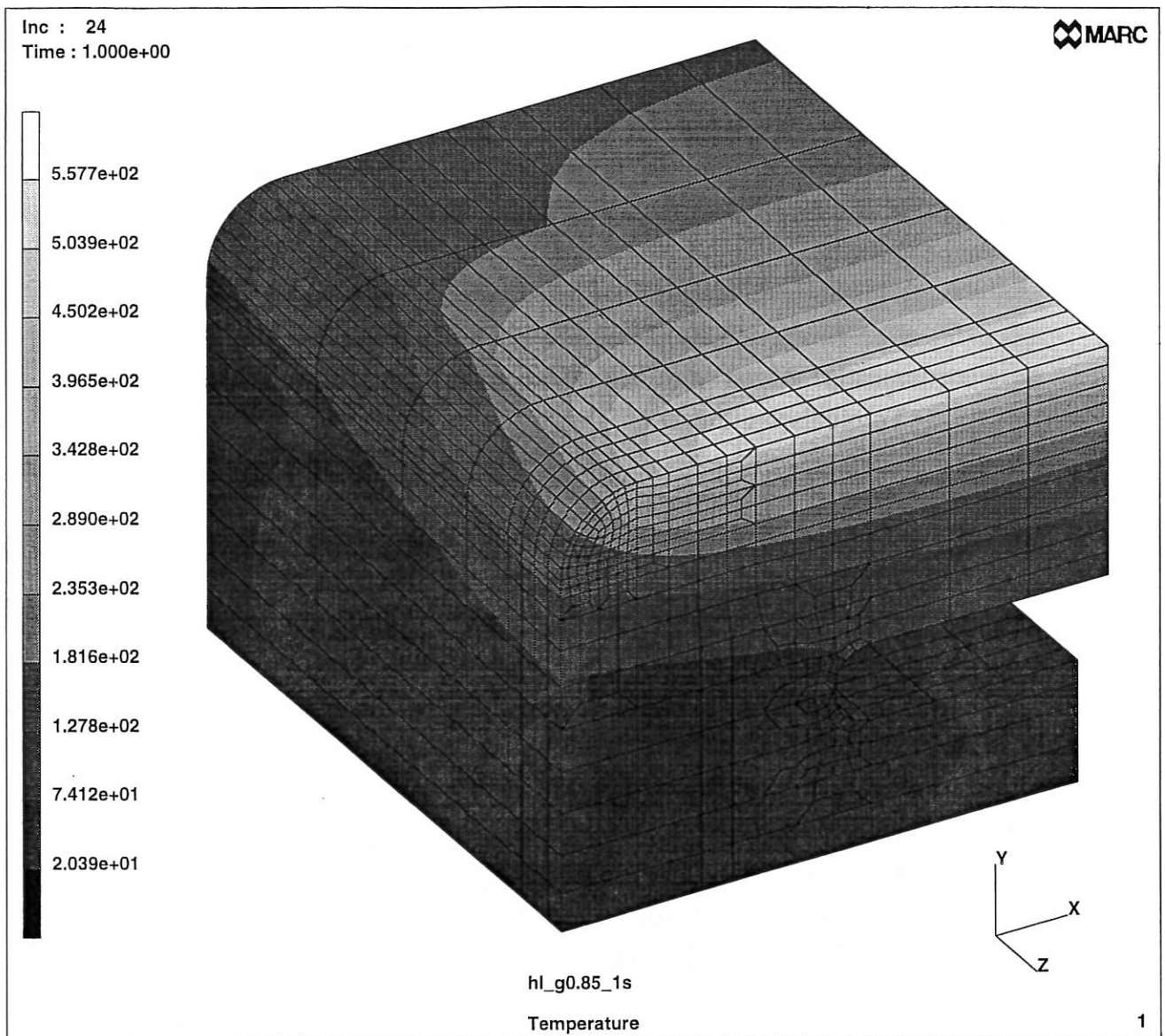


Abb. 18: Beispiel für die Temperaturverteilung einer geneigten Kachel mit Frontkantenabschattung

Die Reduktion der maximalen Temperatur infolge der thermischen Strahlung ist abhängig von der Größe der hochbelasteten Zone. Im Fall von EK98 und einer nach $t = 2$ s sich einstellenden maximalen Temperatur von 2000°C ergibt sich bei Ausbildung einer streifenförmigen Zone eine Absenkung um ca. 3.5 %, während bei einer punktförmigen Zone die Absenkung nur noch 1.6 % beträgt.

Der Vergleich mit den aus den 3D-Rechnungen erhaltenen Ergebnisse zeigt, daß die Temperaturen im Bereich des "Hot Spot" sich um weniger als 2 % unterscheiden. Damit ist nachgewiesen, daß sich die Temperaturverteilung im 3D-Fall ausreichend genau mit Hilfe der beiden 2D-Schnittrechnungen bestimmen läßt.

Die Vorgehensweise, um mit Hilfe der 2D-Berechnungen die maximale Temperatur für den 3D-Fall ($t = 2$ s) zu bestimmen, ist hier rezeptartig zusammengestellt:

- Der Temperaturwert aus dem Poloidalschnittmodell ist zu multiplizieren mit dem Überhöhungsfaktor aus dem Toroidalschnittmodell.

Für den Fall, daß neue, bisher nicht untersuchte Werkstoffe zu berücksichtigen sind, können überschlägige Berechnungen zur Abschätzung der maximalen Temperatur auf folgende Weise durchgeführt werden:

- Es wird die Faustformel für den halbumendlichen Körper (1D) verwendet, der sich daraus ergebende maximale Temperaturwert ist zu multiplizieren mit dem Faktor für die Temperaturabsenkung durch den Wärmefluß in poloidaler Richtung (Abb. 9, unter Verwendung plausibler Näherungswerte) und mit dem Überhöhungsfaktor aus dem Toroidalschnittmodell (vgl. Abb.13 - 15, Tab. 1).

Die Reduktion der Maximaltemperatur infolge Wärmestrahlung kommt erst dann in Betracht, wenn höhere Temperaturen (ab ca. 2000°C) auftreten. Die Leistungsdichte der Strahlungskühlung ist bestimmbar nach der Formel:

$$F_{\text{Str}} = \varepsilon \sigma_{\text{S}} (T^4 - T_{\infty}^4)$$

hierbei ist:	F_{Str}	in W/m^2	die Leistungsdichte der Strahlungskühlung
	ε	-	der Emissionsgrad, für Graphit beträgt $\varepsilon = 0.8$
	σ_s	in $\text{W}/\text{m}^2\text{K}^4$	Stefan-Boltzmann'sche Strahlungskonstante, für Graphit beträgt $\sigma_s = 5.67 \cdot 10^{-8} \text{ W}/\text{m}^2\text{K}^4$
	T	in K	Temperatur der Oberfläche
	T_∞	in K	Umgebungstemperatur $T_\infty = 293 \text{ K} = 20^\circ\text{C}$

Soll eine Obergrenze für den Einfluß der Strahlungskühlung festgelegt werden, so kann hierfür die 1-D Belastungssituation herangezogen werden (also die Wärmeabfuhr in die Tiefe der Platte sowie Annahme der Maximaltemperatur an der gesamten Plattenoberseite).

Als Beispiel für die Höhe der Kühlleistungsdichte bei Graphit ($\varepsilon = 0,8$) sowie die daraus resultierende Absenkung der Maximaltemperatur sind in der folgenden Tabelle einige Zahlenwerte zusammengestellt:

T bzw. T_{max} in $^\circ\text{C}$	F in MW/m^2	Absenkung der Maximaltemperatur T_{max} bei 1D-Belastung für $T = 2 \text{ s}$, EK98	
1000	0,12	1	%
1500	0,45	2,5	%
2000	1,2	5	%
2500	2,7		
3000	5,2		
4000	15		

Zum Beitrag der Sublimationskühlung wurden spezielle Untersuchungen durchgeführt. Im Zusammenhang mit dem in Fusionsanlagen beobachteten Phänomen des 'Carbon Bloom' wurde die Verdampfung von Kohlenstoff bei hochbelasteten Graphit- Kacheln quantitativ abgeschätzt. Dazu sind Berechnungen durchgeführt worden, die neben der Strahlungs- auch die Sublimationskühlung berücksichtigen, die ab einer Temperatur von ca. 2600°C einsetzt. Die hierfür nötige Kühlleistungsdichte in Abhängigkeit von der Oberflächentemperatur ist aus der Verdampfungsrate bestimmbar. Die Menge des dabei freigesetzten Kohlenstoffs kann aus der flächenmäßigen Ausbreitung der hochbelasteten Zone an der Platten-Frontkante im Zeitbereich der gesamten Pulsdauer ermittelt werden. Bei den Berechnungen hat sich gezeigt, daß die maximale Temperatur im Hot Spot Bereich sich auf den Wert von ca. 3600°C einpendelt.

3. Zusammenstellung einiger Auslegungskriterien

3.1 Vergleich von Standard- und Schuppenform

Neben der herkömmlichen Anordnung der Divertorplatten (Standardform) können die Plattenoberflächen auch so stark geneigt angebracht sein, daß die gerundeten Frontkanten abgeschattet sind (Schuppenform) und damit der "Hot Spot" im Bereich der Frontkante entfällt. Dabei ist gleichzeitig zu berücksichtigen, daß bei Wahl einer Schuppenform mit zunehmender Plattenneigung auch die Normalkomponente der Leistungsdichte zunimmt. Daneben ist für den Tokamakbetrieb zu beachten, daß bei Anwendung der Schuppenform eine Umkehr des Plasmastromes nur in Verbindung mit einer Toroidalfeldumkehr vorgenommen werden darf, da sonst die Plasmateilchen aus der entgegengesetzten Richtung kommend auf die nun völlig ungeschützt liegenden Kanten treffen und diese bei entsprechender Leistung zerstören würden. Eine schematische Gegenüberstellung der Standardform und Schuppenform mit Angabe der wichtigsten Parameter ist aus Abb. 19 ersichtlich.

Um einen Anhalt zu geben, in welcher Weise sich die Wahl einer Schuppenform günstig verhält im Vergleich zur Standardform, sind in der Tabelle 2 die Werte der sich einstellenden Maximaltemperatur angegeben, wobei folgende Parameter der Rechnung zugrundegelegt sind:

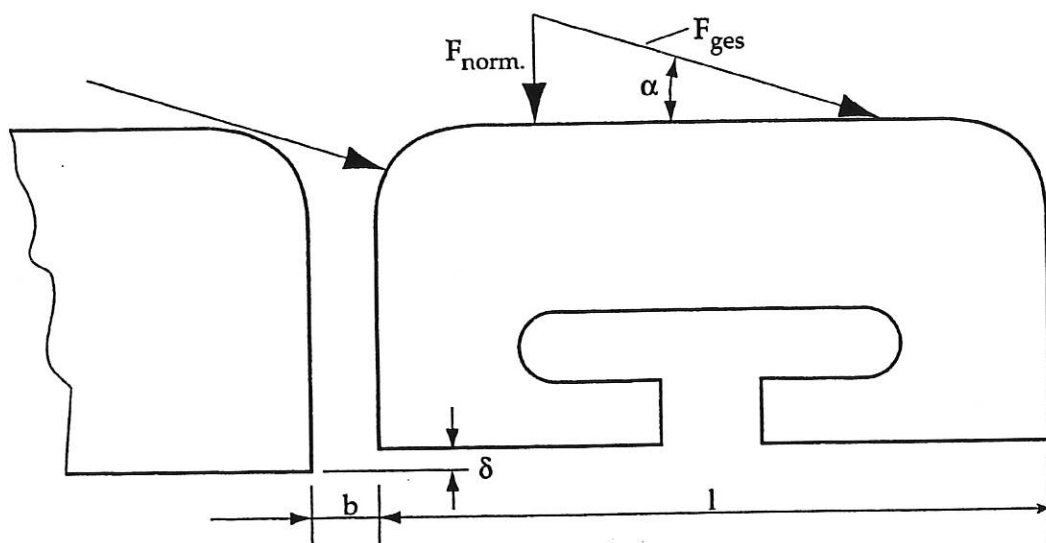
Material:	EK98
Pulsdauer:	$t = 2 \text{ s}$
Leistungsdichte(bei Standardform):	$F_{\text{norm}} = 10 \text{ MW/m}^2$
Spaltbreite:	$b = 6 \text{ mm}$
Plattenlänge:	$l = 72 \text{ mm}$

Bei den FE- Rechnungen zur Schuppenform zeigte sich, daß die niedrigsten Oberflächentemperaturen entstehen, wenn der Neigungswinkel γ so gewählt wird, daß sich ein Abschattungswinkel von $\beta = 80^\circ$ bis 84° ergibt. Dieser so ermittelte optimale Neigungswinkel γ_{opt} wurde den Berechnungen zur Schuppenform jeweils zugrunde gelegt. Aus den in Tab. 2 zusammengestellten Werten ist ersichtlich, daß die bei der Standardform bei kleinem Auftreffwinkel α und bei größerer Toleranz δ auftretende sehr starke Temperaturerhöhung im

"Hot Spot" Bereich sich durch die Neigung der Plattenoberseite bei der Schuppenform auf ein erträgliches Maß reduzieren läßt. Aus diesem Grund wurde für den Divertor II von AUG die Schuppenform gewählt.

Weiterhin ist erkennbar, daß eine möglichst geringe Höhentoleranz δ anzustreben ist, so daß gleichzeitig der Neigungswinkel γ gering gehalten werden kann.

Standardform:



Schuppenform:

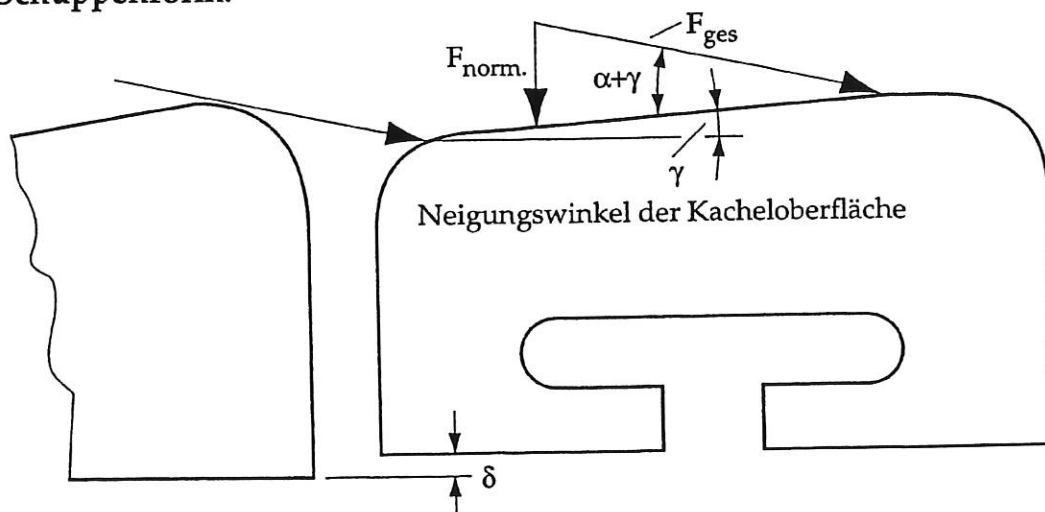


Abb. 19: Anordnung der Kacheln in Standard- und Schuppenform

Tol. δ in mm	α in $^\circ$	Standardform		Schuppenform		
		β in $^\circ$	T_{\max} in $^\circ\text{C}$	β in $^\circ$	T_{\max} in $^\circ\text{C}$	$\gamma_{\text{opt.}}$ in $^\circ$
0	1,5	67,9	6690	84,6	1450	0,35
	2,5	61,9	5040	81,4	1430	0,55
	4,5	53,0	4220	80,2	1440	1,0
0,3	1,5	60,4	10800	82,5	1650	0,6
	2,5	55,7	6500	83,2	1590	0,85
	4,5	48,1	5160	81,6	1520	1,3
0,5	1,5	56,2	12900	84,0	1820	0,8
	2,5	52,0	7600	81,1	1650	1,0
	4,5	45,0	5700	82,6	1570	1,5

Tab. 2: Vergleich von Standard- und Schuppenform bei gleicher Bestrahlungssituation

3.2 Vergleich von Feinkorngraphit und CFC

Unter der Annahme, daß der Divertor aus Platten der Standardform aufgebaut ist, wurde untersucht, inwieweit bei Verwendung von faserverstärkten Graphiten mit verbesserter Wärmeableitung in toroidaler Richtung eine Verringerung der maximalen Oberflächentemperatur bewirkt werden kann.

Als Vergleich dazu dient das Basismaterial EK98. In Tabelle 3 sind die Ergebnisse zusammengestellt, wobei infolge der geringen Temperaturabweichungen zwischen den Materialien SEP N112 und Sigrabond CC 1501 nur der jeweilige Mittelwert angegeben ist. Für den Vergleich wurde die Standardform ($R = 5 \text{ mm}$) mit folgenden Parametern gewählt:

Leistungsdichte	$F_{\text{norm}} = 10 \text{ MW/m}^2$
Plusdauer:	$t = 2 \text{ s}$
Spaltbreite:	$b = 6 \text{ mm}$

Wie aus den in der Tabelle zusammengestellten Resultaten hervorgeht, konnte durch die Wahl von CFC-Material eine Reduktion der maximalen Oberflächentemperatur um 40 bis 55 % erreicht werden.

In Anbetracht der deutlich verbesserten Wärmeleitfähigkeit ist für die höherbelasteten Zonen des Divertor II der Einsatz von CFC- Graphiten vorgesehen.

Tol. δ in mm	α in °	β in °	T_{\max} in °C	
			EK 98	SEP N 112 / Sigrabond CC 1501 toroidale Schichtung
0	1,5	67,9	6690	3000
	2,5	61,9	5040	2600
	4,5	53,0	4220	2400
0,3	1,5	60,4	10800	4800
	2,5	55,7	6500	3900
	4,5	48,1	5160	3000
0,5	1,5	56,2	12900	5800
	2,5	52,0	7600	4600
	4,5	45,0	5700	3400

Tab. 3: Vergleich der Maximaltemperaturen bei Feinkorngraphit und CFC
($F_{\text{norm}} = 10 \text{ MW/m}^2$, $t = 2\text{s}$, $b = 6\text{mm}$)

3.3 Der Verrundungsradius

Für die Schuppenform sollte der Einfluß ermittelt werden, den der Radius an der verrundeten Frontkante auf die Größe des optimalen Neigungswinkels und somit auf die Wärmebelastung ausübt. Zu diesem Zweck wurden die maximalen Oberflächentemperaturen gegenübergestellt, die sich bei vorgegebenen Parametern für die Radien $R = 5 \text{ mm}$ und $R = 2 \text{ mm}$ ergeben (vgl. Tab. 4). Die vorgegebenen Parameter waren: Material EK 98, Spaltweite 6 mm , Kantenlänge $l = 72 \text{ mm}$, $F_{\text{norm}} = 10 \text{ MW/m}^2$ (bei $\gamma = 0^\circ$).

Tol. δ in mm	α in $^\circ$	R = 5 mm			R = 2 mm		
		β in $^\circ$	$\gamma_{\text{opt.}}$ in $^\circ$	T_{max} in $^\circ\text{C}$	β in $^\circ$	$\gamma_{\text{opt.}}$ in $^\circ$	T_{max} in $^\circ\text{C}$
0,3	1,5	82,5	0,6	1650	82,4	0,45	1530
	2,5	83,2	0,85	1590	84,1	0,6	1450
	4,5	81,6	1,3	1520	79,3	0,85	1400
0,5	1,5	84,0	0,8	1820	79,3	0,6	1660
	2,5	81,1	1,0	1650	80,9	0,75	1530
	4,5	82,6	1,5	1570	84,0	1,05	1450

Tab. 4: Einfluß des Verrundungsradius bei geeigneten Platten

Die Resultate dieser Tabelle zeigen ein günstigeres Verhalten der Maximaltemperaturen bei kleinerem Verrundungsradius $R = 2 \text{ mm}$. Die Werte liegen gegenüber dem größeren Verrundungsradius $R = 5 \text{ mm}$ um 7 bis 10 % niedriger. Insgesamt ist der Einfluß des Verrundungsradius gering einzustufen.

Soll für die Standardform der Einfluß des Kantenradius abgeschätzt werden, so sind grundsätzlich zwei gegenläufige Tendenzen zu beachten. Einerseits nimmt zwar mit kleiner werdendem Radius die toroidale Breite des Hot-Spot-Bereiches ab mit der Folge einer effektiveren Temperaturabsenkung durch den seitlichen Wärmeabfluß, andererseits nimmt jedoch gleichzeitig der Abschattungswinkel β ab, was eine größere Leistungsüberhöhung bedeutet. Zudem nimmt bei kleinerem Kantenradius die Empfindlichkeit gegenüber der Höhentoleranz deutlich zu. Aufschluß über den Zusammenhang dieser Effekte in Bezug auf die Standardform ist nur durch entsprechende Rechnungen zu gewinnen. Hierauf wurde bei der Auslegung des Divertors II verzichtet, da die Festlegung auf die Schuppenform bereits erfolgt war.

4. Thermomechanische Überlegungen

4.1 Das Werkstoffverhalten von Graphit-Materialien

Die für Limiter und Divertoren bevorzugt eingesetzten Feinkorn- und CFC-Graphite lassen sich hinsichtlich ihres Werkstoffverhaltens in groben Zügen folgendermaßen charakterisieren:

Feinkorngraphit:

- Annähernd isotropes Materialverhalten bezüglich thermische Ausdehnung und mechanischem Spannungs-Dehnungsverhalten
- Sprödbrechend bei Überbelastung, Zugfestigkeit in der Regel bei ca. 40 MPa, Druckfestigkeit bei ca. 120 MPa

CFC-Materialien:

Verbundwerkstoff aus Fasern hoher Steifigkeit, Festigkeit und Wärmeleitfähigkeit, eingebettet in eine relativ schwache Matrix mit Eigenschaften ähnlich dem Feinkorngraphit. Die im allgemeinen anisotropen Eigenschaften variieren stark, sie sind durch folgende Merkmale bestimmt:

- Aufbau des Faserverbundes (Filz, Kurzfaser, Stapelfaser, Roving-Gewebe)
- Fasergehalt je Richtung
- Faserart (PAN, pitch-coke)
- Fülltechnik der Kohlenstoff-Matrix (Infiltration mit flüssigem Bindemittel, CVD, Pyrographit)
- Art und Anzahl der Wärmebehandlungsstufen (Carbonisieren, Graphitieren)

Die eigentliche Schwachstelle von CFC-Materialien ist die meist schlechte Verbindung zwischen Faser und Matrix, die unter hoher Beanspruchung zum Versagen führt. Dies wirkt sich insbesondere bei den 1D- sowie bei den 2D-Werkstoffen aus.

Während bei den 2D-CFC-Materialien innerhalb der Faserschichten die Festigkeitswerte aufgrund der Fasereigenschaften recht hoch sind (typisch für Zug: 60 MPa, für Schub: 30 MPa), liegt die Zugfestigkeit senkrecht zu den Faserebenen bei nur ca. 3 MPa und die interlaminare Scherfestigkeit nimmt Werte im Bereich von ca. 5 MPa an.

Die 3D-Materialien, die meist aus miteinander vernähten Laminatschichten bestehen, weisen die beste mechanische Festigkeit auf und sind damit auch gegenüber Thermospannungen am unempfindlichsten, da das Fasergewebe den Zusammenhalt des Verbundwerkstoffs sicherstellt [6].

4.2 Die thermomechanische FE-Untersuchung

Grundlage für die Berechnung ist eine genaue Kenntnis der thermischen Belastung der Kachel sowie des daraus resultierenden Temperaturfeldes, welches zunächst zu ermitteln ist. Darauf aufbauend können die thermischen Dehnungen mit den zugehörigen Spannungen ermittelt werden, wobei folgende Kenngrößen als bekannt vorausgesetzt werden:

Elastizitätsmodul	E
Querkontraktionszahl	ν
thermischer Ausdehnungskoeffizient (temperaturabhängig)	α

Diese Stoffgrößen haben jeweils unterschiedliche Werte für die drei Hauptrichtungen (Orientierung des Fasermaterials). Zudem sind die mechanischen Randbedingungen (Auflageflächen, Befestigungselemente mit ihren auftretenden Kräften) entscheidend, da zusätzlich eingeleitete Kräfte und Verformungsbehinderungen unmittelbar auf das Spannungsverhalten einwirken.

Ziel dieser Analysen ist es, infolge der berechneten Spannungen und Verformungen zu Aussagen der Belastbarkeit der Kachel zu kommen. Die Verformung ist auch insofern von Interesse, als eine Aufwölbung der plasmaseitigen Oberfläche die thermische Belastung verstärken kann. Erst anhand der durch diese Untersuchungen gewonnenen Ergebnisse und das Verständnis der thermomechanischen Zusammenhänge kann im aktuellen Fall der Versuch gemacht werden, eine Optimierung in Bezug auf die Geometrie und die Art der Befestigung der Kachel durchzuführen.

Für die Gültigkeit der Ergebnisse bestehen folgende Einschränkungen:

- Infolge des sehr unterschiedlichen Verhaltens von Faser und Matrix und der komplizierten Struktur des Verbundwerkstoffs kann die Beschreibung der CFC-Materialeigenschaften durch ein einfaches orthotropes Stoffgesetz nur eine grobe Annäherung an das tatsächliche Materialverhalten darstellen. Zudem können sich innerhalb des Plattenmaterials fertigungsbedingte Inhomogenitäten bzgl. der Eigenschaften ergeben.
- Zu vielen Stoffgrößen, die für die Berechnung erforderlich sind, werden vom Hersteller keine Angaben gemacht, da sie insbesondere bei höheren Temperaturen gar nicht oder nur sehr schwer zu ermitteln sind. Diese müssen in der Berechnung durch plausible Schätzwerte ersetzt werden.
- Bei Anwendung von Finiten Elementen mit linearem Ansatz sind insbesondere bei den Randelementen die Spannungskomponenten auf ihre Richtigkeit zu überprüfen und unter Umständen sind hier Elemente mit höherwertigem Ansatz (quadratisch, kubisch) oder zumindest eine verfeinerte Elementunterteilung anzuwenden.

Es zeigte sich, daß die FE-Analyse gut geeignet ist, Schwachstellen aufzudecken. Ein belastbarer Festigkeitsnachweis kann jedoch wegen der bestehenden nicht unerheblichen Unsicherheiten nicht geliefert werden. Bei der Auslegung müssen somit entsprechend hohe Sicherheitsfaktoren angesetzt bzw. experimentelle Untersuchungen durchgeführt werden.

4.3 Die Divertor I Kachel

Aus der Vielzahl thermomechanischer Rechnungen, die mit der Kachelgeometrie des Divertors I für das Projekt Asdex-Upgrade durchgeführt wurden, werden im folgenden das 1D-Material MFC-1 (Mitsubishi) und ein 3D-Dunlop Material (mit poloidal ausgerichteter Faserebene) gegenübergestellt. Die thermische Belastung ($F_{\text{norm}} = 24 \text{ MW/m}^2$) und alle geometrischen und mechanischen Bedingungen (Schuppenform, also geneigte Kacheloberfläche mit abgeschatteter Frontkante, frei gelagert) sind gleich angenommen.

Abb. 20 zeigt das Dunlop-Material mit der Temperaturverteilung an seiner Oberfläche, die dazu gehörende Spannungsverteilung der Komponente σ_x ist in Abb. 21 dargestellt. Die Zusammenstellung der erreichten maximalen Temperatur sowie der Spannungs- und Festigkeitswerte beider Materialien ist in der Tabelle 5 enthalten.

Das Dunlop-Material mit seiner 3D-Charakteristik weist zwar eine etwas schlechtere Wärmeleitfähigkeit im Vergleich zum 1D-Material MFC auf (maximale Temperaturüberhöhung liegt bei 1839°C verglichen zu 1566°C), das thermomechanische Verhalten ist aber wesentlich stabiler, wie die Zuordnung der erreichten Spannungswerte zu den entsprechenden Festigkeitswerten Tab. 5 zeigt.

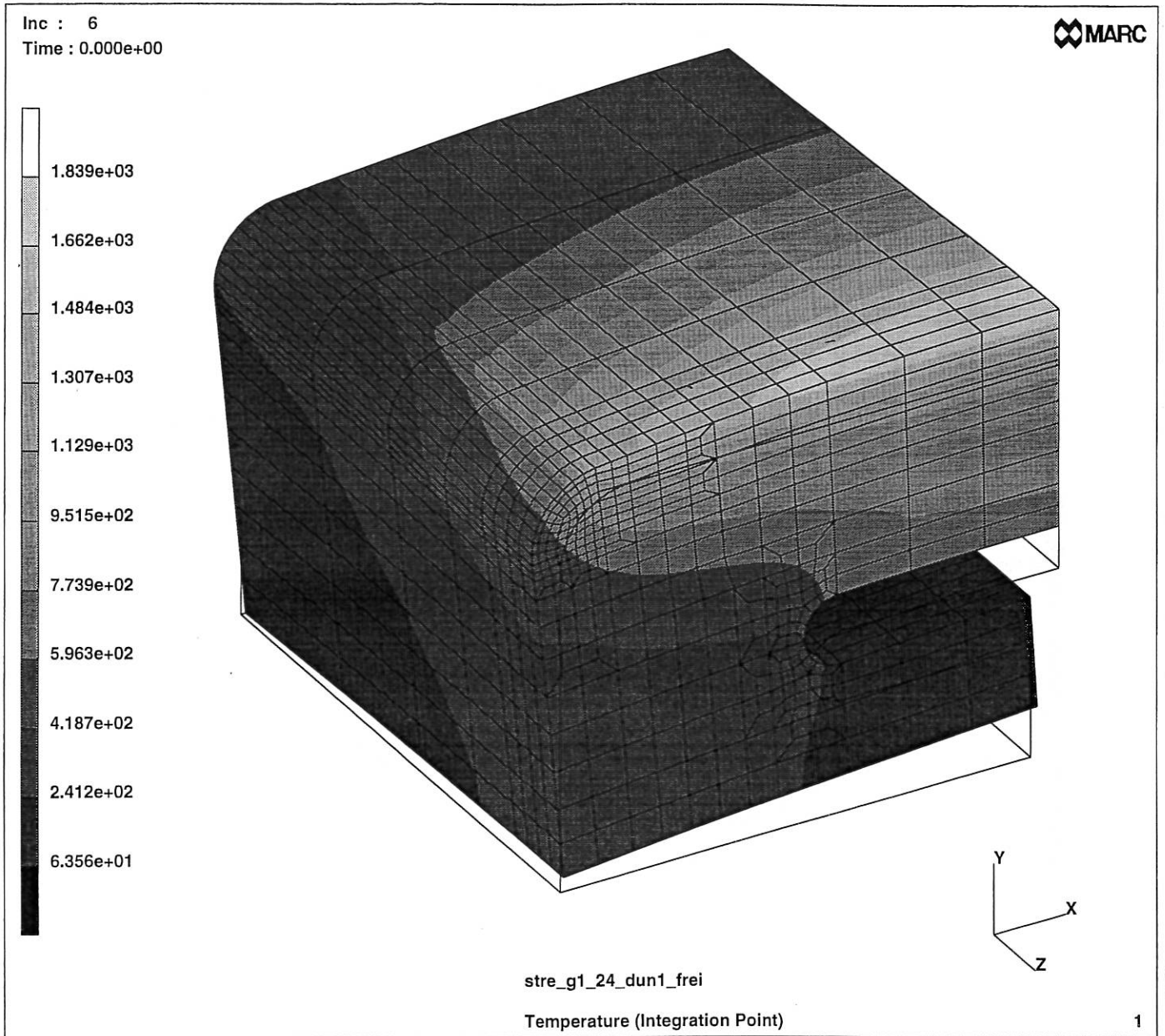


Abb. 20: Temperaturverteilung (in °C) einer Kachel mit geneigter Oberfläche (Dunlop, $F_{\text{norm}} = 24 \text{ MW/m}^2$; Verformung um Faktor 20 überhöht dargestellt)

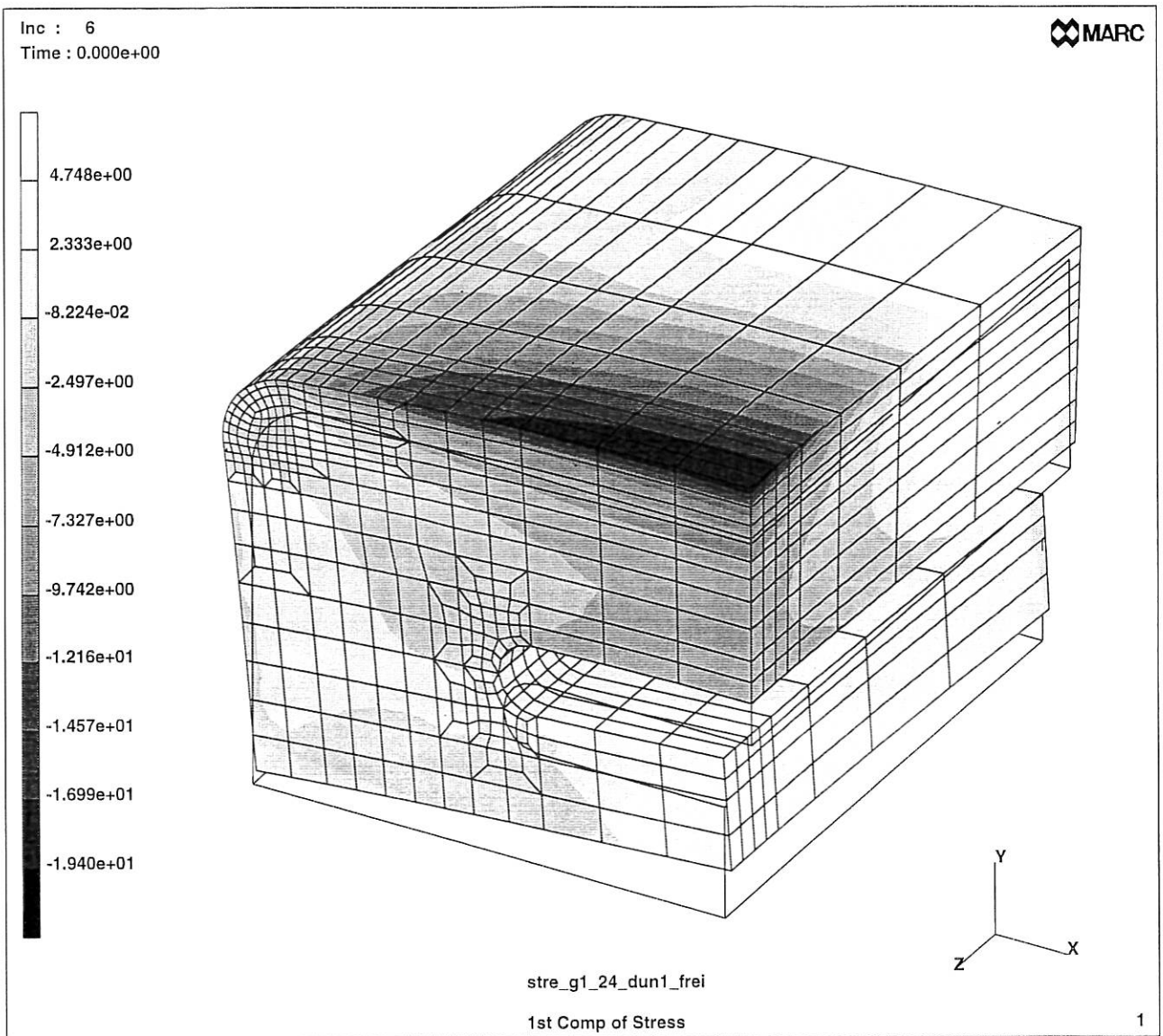


Abb. 21: Verteilung der Normalspannung σ_x (in MPa)
(Verformung um Faktor 20 überhöht dargestellt)

Material	max. Temp.	Zugfestigkeit	Zugspannung	Druckfestigkeit	Druckspannung	Scherfestigkeit	Scherspannung
MFC-1 1D	1566°C	400	$\sigma_{\parallel} = 29$	216	143	5	40
		3	$\sigma_{\perp} = 9$	16	22		
Dunlop (Mat. D) 3D	1839°C	16	(\perp) $\sigma_x = 5$	60	20	24	$\tau_{xy} = 3$
		76	(\parallel) $\sigma_y = 6$	80	15	13	$\tau_{yz} = 1$
		44	(\perp) $\sigma_z = 21$	44	17	13	$\tau_{zx} = 4$

alle Spannungswerte in MPa;

\parallel parallel zu Faser bzw. Laminebene

\perp senkrecht zu Faser bzw. Laminebene

Tab. 5: Vergleich der Festigkeitswerte mit errechneten Spannungswerten

4.4 Plattensegmente

Bei Verwendung von 2D- und 3D-CFC-Materialien ist für die Richtung normal zur Laminebene bzw. für die genähte Richtung fertigungsbedingt eine maximale Dicke von ca. 40 bis 50 mm anzustreben. Größere Dicken sind zwar herstellbar, führen jedoch zu deutlich höheren Kosten. Für den Divertor II (Asdex-Upgrade) wurde ein Konzept gewählt, bei dem die hochbelasteten Strike Point Module aus poloidal ausgerichteten Plattensegmenten bestehen, wobei ein 2D-CFC-Material mit Faserschichten in poloidaler Richtung verwendet wird.

Um die thermomechanischen Spannungen in Abhängigkeit von der toroidalen Segmentdicke zu untersuchen, wurde ein vereinfachtes quaderförmiges FE-Modell erstellt. Die Symmetrieeigenschaften konnten voll ausgenutzt werden, sodaß die Berechnung eines Segment-Viertels genügte.

Die Leistung wurde in poloidaler Richtung in Form eines rampenförmigen Profils mit einem Spitzenwert von 24 MW/m² für die Dauer von 2 s beaufschlagt. Als Material wurde Sigrabond gewählt.

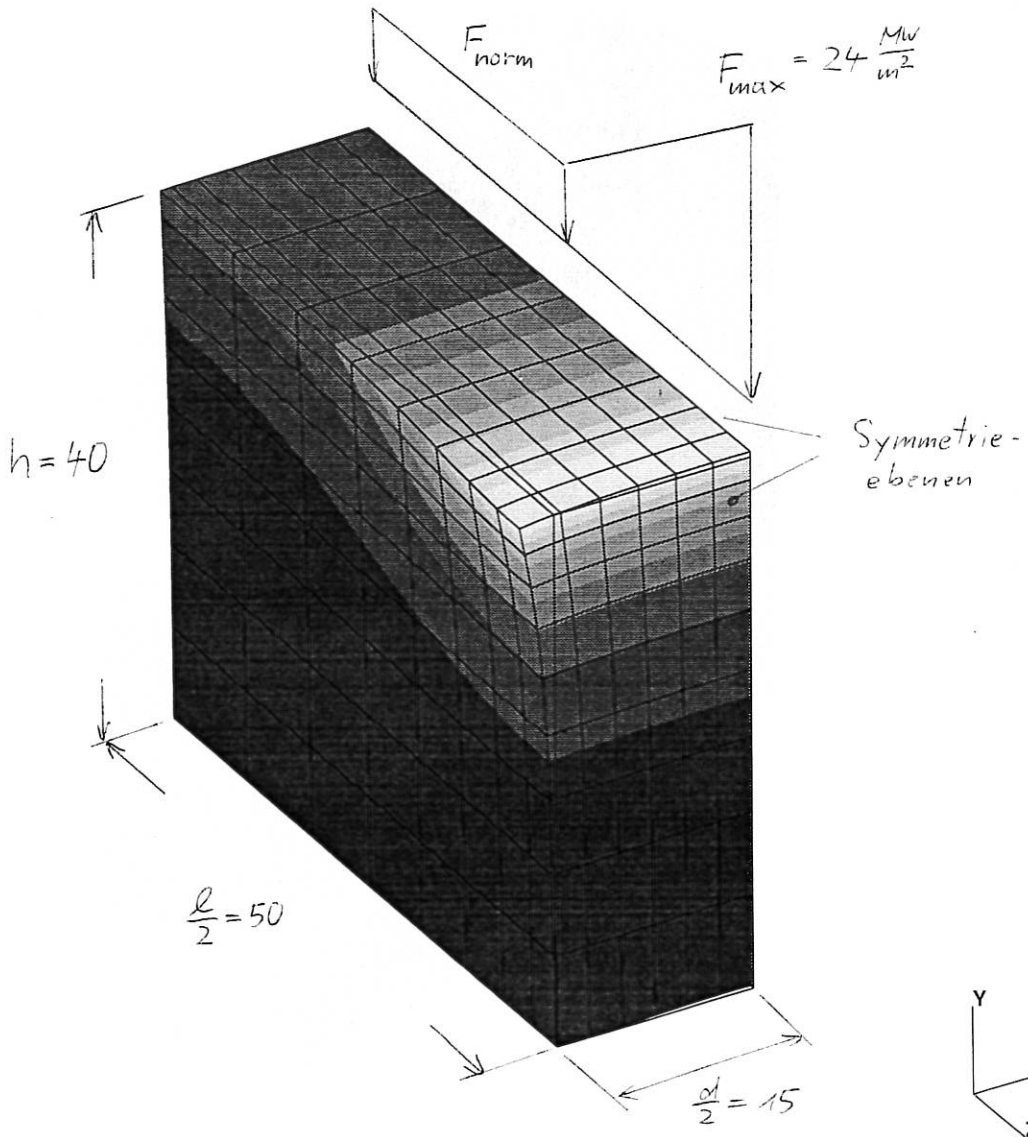
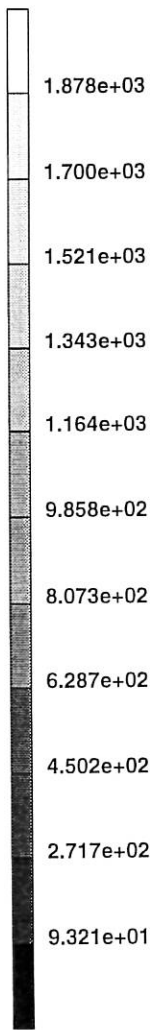
Die Abb. 22 stellt die Temperaturverteilung in °C an der Oberfläche des Segmentviertels dar, in Abb. 23 ist die interlaminare Schubspannung

$$\tau_{il} = (\tau_{xy}^2 + \tau_{xz}^2)^{1/2}$$

gezeigt. Abb. 24 und 25 zeigen ergänzend dazu den Verlauf der Normal- und Schubspannungskomponenten.

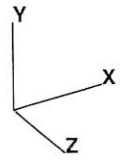
Wird die toroidale Segmentdicke reduziert, so ergeben sich für einen Großteil der einzelnen Normal- und Schubspannungskomponenten verringerte Maximalwerte. Damit können insbesondere die als kritisch zu betrachtenden Werte der Zugspannung senkrecht zu den Faserschichten $\sigma_{x, \text{Zug}}$ sowie die interlaminare Scherspannung τ_{il} herabgesetzt werden.

Inc : 7
Time : 0.000e+00



strepla_quad_24_sgra2

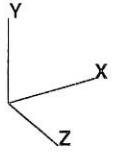
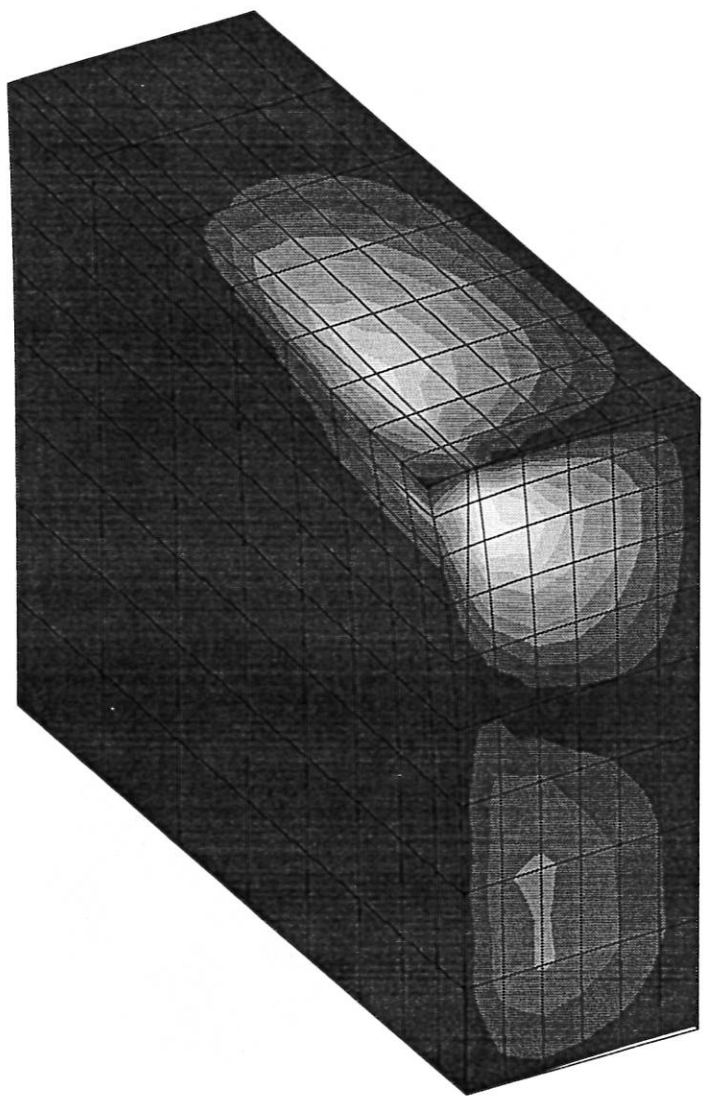
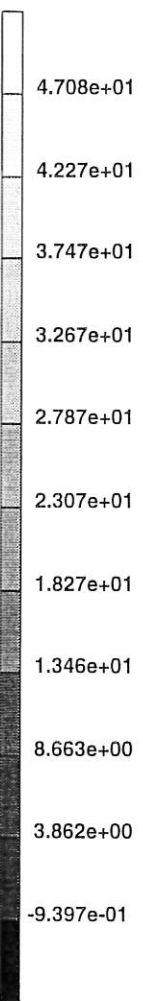
Temperature (Integration Point)



1

Abb. 22: Segment-Viertel mit Temperaturverteilung (in °C) und Leistungsprofil (Verformung um Faktor 10 überhöht)

Inc : 7
Time : 0.000e+00



strepla_quad_24_sgra2
User Defined Variable

1

Abb. 23.: Verteilung der interlaminaren Scherspannung (in MPa)
(Verformung um Faktor 10 überhöht)

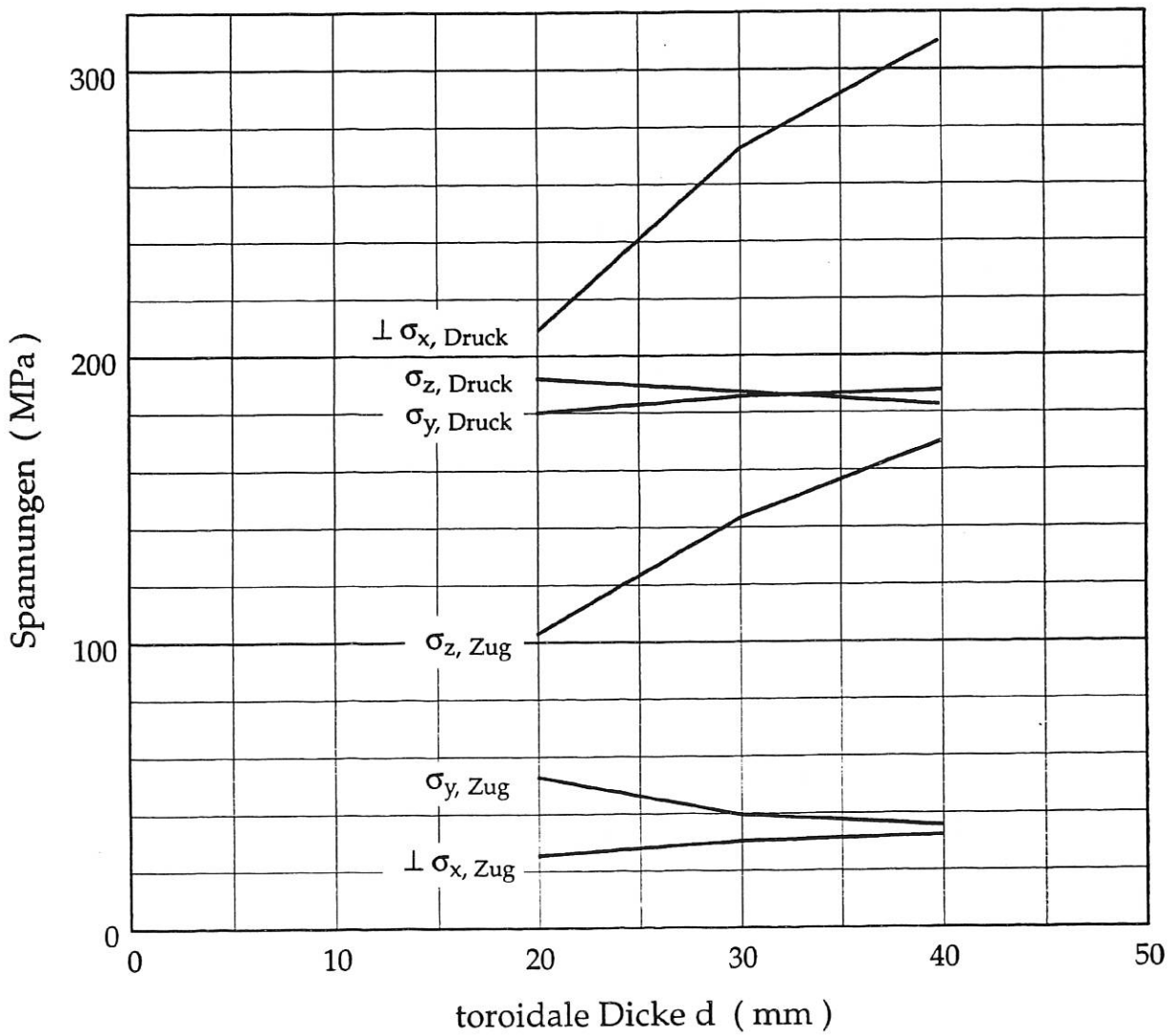


Abb. 24: Normalspannungskomponente in Abhängigkeit der toroidalen Dicke

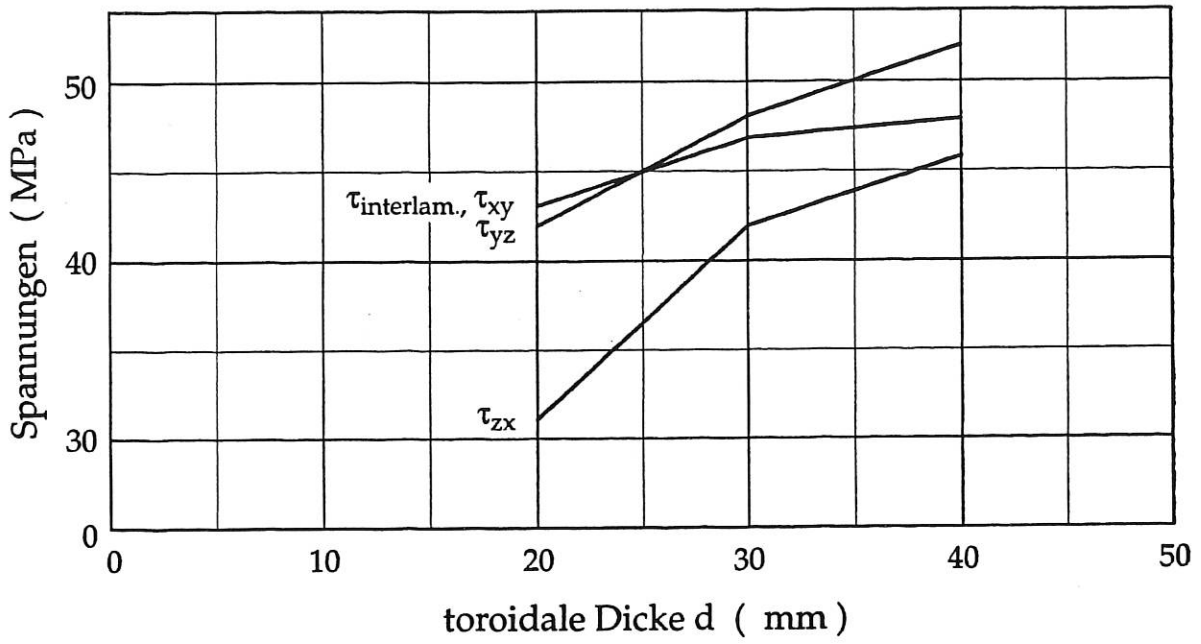


Abb. 25: Schubspannungskomponenten in Abhängigkeit der toroidalen Dicke

5. Zusammenfassung

Ausgehend von der Divertor I - Geometrie wurden Finite Element-Untersuchungen zur thermischen Belastung der Divertor- Kacheln angestellt; dies betraf die hoch belastete Zone im Bereich der Separatrix, wobei insbesondere der starke Temperaturanstieg an der ungeschützten Frontkante der Kacheln eingehender betrachtet wurde.

Um bei der Vielzahl der Parameter- Variationen sowie der untersuchten Werkstoffe den Rechenaufwand in akzeptablen Grenzen zu halten, wurden zunächst nur 1D- und 2D- Modelle verwendet. Die Berechnung des Wärmeflusses erfolgte hierbei getrennt nach poloidaler und toroidaler Schnittebene. Wie sich zeigte, erlaubt die Kombination der beiden 2D- Modelle eine sehr gute Aussage über die zeitliche und örtliche Temperaturentwicklung im 3D- Fall.

Auf diesen thermischen Rechnungen aufbauend, wurden einige für die Auslegung von Divertoren bedeutsame Fragestellungen untersucht, wie etwa die Wahl des Plattenmaterials, wobei CFC- Graphite im Vordergrund standen.

Bei der Frage der Gestaltung der Plattenoberfläche konnte deutlich gemacht werden, wie wichtig es ist, bei höher belasteten Kacheln die Frontkanten abzuschatten.

Was den Einfluß des Verrundungsradius an der Frontkante betrifft, so zeigt sich, daß der Effekt im Falle der Kantenabschattung gering einzustufen ist.

Um vor dem Hintergrund des komplexen Werkstoffverhaltens von CFC- Graphiten Aufschluß über die thermomechanische Belastung zu erhalten, wurden an dem 3D- Modell der Divertor I- Kachel entsprechende FE- Rechnungen durchgeführt. Darüber hinaus wurden Plattensegmente gerechnet, wie sie in ähnlicher Form beim Divertor II zum Einsatz kommen. Hierbei stellte sich heraus, daß die infolge der thermischen Dehnungen hervorgerufenen Spannungen sich mit einer Verringerung der toroidalen Segmentdicke reduzieren lassen.

Literatur

- [1] Grigull, U., Sandner, H., Wärmeleitung, Springer, Berlin 1990
- [2] Grigull, P., Report IPP 2/276, Limiter für den Stellarator W7 AS, August 1985
- [3] Carslaw, H. S., Jaeger, J. C., Conduction of Heat in Solids, Clarendon Press, Oxford 1959
- [4] Gatewood, B. E., Thermal Stresses, McGraw Hill, New York 1957
- [5] MARC Analysis Research Corp., Rev. K. 6, Program Documentation Vol. A - F, 260 Sheridan Avenue, Palo Alto CA 94306 U.S.A.
- [6] Bosch, H. S., et al. Report IPP 1/281, Extension of the ASDEX Upgrade Programme: Divertor II and Tungsten target Plate Experiment, September 1994

Anhang

Material (Hersteller)	Wärme- leitfähigkeit λ (W /mK)		Dichte ρ ($10^3 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$)	Wärme- kapazität c_p ($\frac{\text{J}}{\text{kgK}}$)	therm. Ausd.- koeffizient α ($10^{-6}/\text{K}$)		An- merkung	
	20° C	1000° C	20° C	20° C	20° C	1000° C		
EK 98 (Ringsdorff)	90	48	1,84	700	3,4	5,0	isotroper Feinkorn- graphit	
Sigrabond CC 1501 (SGL)	x	300	100	1,8	(670)	-0,7	0,3	2D
	y	300	100			-0,7	0,3	
	z	30	11			12	13	
N 112 (SEP)	x	194	85	1,9	670	1,6	2,4	3D
	y	194	85			1,6	2,4	
	z	130	66			2,8	3,7	
Mat.D für NET (Dunlop)	x	350	180	1,8	(670)	0	1,5	quasi 3D
	y	110	56			0,5	2,5	
	z	80	40			2,5	4,4	
MFC - 1 (Mitsubishi)	x	700	250	1,96	700	(-0,7)	(0,3)	1D
	y	27	11			(12)	(13)	
	z	27	11			(12)	(13)	
Wolfram		130	110	19,3	130	4,2	5	

Tab. 6: Thermische Stoffwerte der mit FEM untersuchten Materialien
(Schätzwerte in Klammern)

Material (Hersteller)	E- Modul E (GPa)			Schubmodul G (GPa)			Poissonzahl γ			Zugfestigkeit σ_m (MPa)			Druckfestigkeit σ_c (MPa)			Biegefestigkeit σ_b (MPa)			interlaminae Scherfestigkeit σ_{ij} (MPa)	
	x	y	z	xy	yz	zx	xy	yz	zx	x	y	z	x	y	z	x	y	z		
EK 98 (Ringsdorff)	12			(5,2)			0,15			27			110			50				
Sigrabond CC 1501 (SGL)	120	120	(20)	(50)	(10)	(10)	(0,25)	(0,02)	(0,15)				190	190					8	
N 112 (SEP)	28	28	24	(12)	(12)	(11)	(0,2)	(0,13)	(0,15)	65	65	35	160	160	180				30/40	
Mat. D (Dunlop)	(32)	(9,5)	(2,6)	(2)	(0,9)	(2,8)	(0,04)	(0,15)	0,04								76	43	16	
MFC - 1 (Mitsubishi)	100	0,8	0,8	(4,4)	(0,35)	(4,4)	(0,001)	0,15	(0,08)	400	3	3	216	16	16	480	5	5		

Tab. 7: Mechanische Stoffwerte der bei der Berechnung verwendeten Materialien (Schätzwerte in Klammern)