

KFK-343

**KERNFORSCHUNGSZENTRUM
KARLSRUHE**

Mai/Juni 1965

KFK 343

Institut für Reaktorbauelemente

Thermische Belastungsgrenzen von Kernbrennelementen

G. Höppner



GESELLSCHAFT FÜR KERNFORSCHUNG M. B. H.
KARLSRUHE

Thermische Belastungsgrenzen von Kernbrennelementen

Von G. Höppner

Aus dem Institut für Reaktorbauelemente im Kernforschungszentrum Karlsruhe

Zusammenfassung

Als Grenze für die thermische Belastbarkeit von zylindrischen, platten- und kugelförmigen Kernbrennelementen wird das Erreichen der Schmelztemperatur des Brennstoffs im Zentrum des Elements gesetzt. Die den Temperaturverlauf beeinflussenden Parameter, die Wärmeleitfähigkeit des Brennstoffs und die Kontaktzahl Brennstoff-Hülle werden erörtert. Zylindrische Brennelemente können nur geringe Oberflächenbelastungen und Leistungsdichten erzielen. Platten- und Kugelelemente erreichen sehr hohe Oberflächenbelastungen und Leistungsdichten, stellen aber festigkeitsmäßige und kühltechnische Probleme. Die vorgeschlagenen Kugelelemente erlauben wegen der außen aufgetragenen Brennstoffschicht hohe Oberflächenbelastungen, Wärmequellichten, Leistungsdichten und extrem hohe Oberflächentemperaturen.

Abstract

Limits of high-temperature resistance of nuclear fuel elements

The limit generally used to determine the thermal load capacity of cylindrical, slab-type and spherical nuclear fuel elements is the melting temperature of the fuel in the centre of the element. The parameters influencing the temperature distribution are discussed, i.e., the thermal conductivity of the fuel and the contact conductance between fuel and can. Cylindrical fuel elements can reach only relatively low surface loads and power densities, but they raise problems with respect to stability and cooling. The proposed spherical elements permit high surface loads, heat flux densities, power densities, and extremely high surface temperatures because of the fuel layer forming the outer surface of the sphere before cladding.

EURATOM KEYWORDS

FUEL ELEMENTS	SINTERED MATERIALS
THERMAL STRESSES	PELLETS
REACTORS	HELIUM
POWER	FILMS
SURFACES	GASES
FISSION	EXPANSION
ELECTRIC CONDUCTIVITY	DEFORMATION
HIGH TEMPERATURE	SINTERING
THERMODYNAMICS	CERAMICS
TEMPERATURE	PLUTONIUM OXIDES
COOLANTS	POWDERS
HEAT TRANSFER	REFINING
HEATING	VIBRATIONS
MELTING POINTS	DENSITY
FAILURES	POROSITY
FUEL CANS	ADSORPTION
CORROSION	BURNUP
CONFIGURATION	MAGNESIUM OXIDES
CONVECTION	DISTRIBUTION
URANIUM DIOXIDE	LIQUID METALS
CHROMIUM STEELS	ECONOMICS
NICKEL ALLOYS	IRRADIATION
CERMETS	STABILITY
RODS	FISSION PRODUCTS
PLATES	ENRICHMENT
THICKNESS	NEUTRON FLUX
STEELS	HEAT TRANSFER
BERYLLIUM OXIDES	CROSS SECTIONS
BONDING	THORIUM OXIDES
VOLUME	CHEMICAL REACTIONS
SPHERES	* INTEGRALS

1. Einleitung

Die Entwicklung für die Brennelemente von Leistungsreaktoren zielt aus Wirtschaftlichkeitsgründen auf die Erhöhung der Leistungsdichte der Spaltzone hin. Die erstrebte Verbesserung des thermodynamischen Wirkungsgrades von Kernkraftwerken erfordert wegen der Erhöhung der Kühlmitteltemperatur höhere Brennelement-Oberflächentemperatur. Die nukleare Zielsetzung bei Forschungsreaktoren bringt hohe thermische Beanspruchung der Brennelemente mit sich.

Höhere Leistungsdichte führt für eine bestimmte Brennelementgeometrie zu höherer Wärmestromdichte an der Brennelement-Oberfläche und höherer Brennelement-Zentraltemperatur.

Die Auslegung der Brennelemente und ihre maximale thermische Belastung richtet sich nach den zulässigen Werten für die Zentraltemperatur und Oberflächentemperatur des Brennelements.

Die Zentraltemperatur ist durch die Schmelztemperatur des Kernbrennstoffs begrenzt, weil an diesem Punkt Dimensions- und Konzentrationsänderungen im Brennelement möglich sind, die schließlich zu seiner Zerstörung führen können. Durch Anordnung von Spaltgasvolumen muß dafür gesorgt werden, daß der von Abbrand und Zentraltemperatur abhängige Spaltgasdruck diese Grenze zuläßt.

Die Oberflächentemperatur ist im allgemeinen begrenzt durch das Zeitstands- und Korrosionsverhalten des Hüllwerkstoffes. Sie hängt von Kühlmitteltemperatur, Oberflächenbelastung und Wärmeübergangszahl ab. Für eine bestimmte Geometrie der Spaltzone und ein bestimmtes Kühlmittel ergibt sich deshalb bei vorgegebener zulässiger Oberflächentemperatur eine Oberflächenbelastungsgrenze.

Die Belastungsgrenze eines Brennelementes hinsichtlich der Zentraltemperatur wird unabhängig von der Geometrie der Spaltzone und dem Kühlmittel betrachtet. Sie hängt dann von der Brennelementgeometrie, der Wärmeleitfähigkeit des Brennstoff- und Hüllmaterials und dem thermischen Kontaktwiderstand zwischen Brennstoff und Hülle ab. Aus dem Temperaturverlauf (Abb. 1) werden für drei Brennelementtypen die internen Belastungsgrenzen berechnet und grafisch dargestellt:

- 1 Zylinder Brennstoff UO_2 , Hüllrohr aus CrNi-Stahl
Außendurchmesser $0,3 \text{ cm} < d_z < 1 \text{ cm}$
- 2 Platte Brennstoff Cermet $UO_2 - 50\% \text{ CrNi-Stahl}$
Molekular gebundene Edelstahlhaut
Plattenstärke $0,08 \text{ cm} < d_{pl} < 0,2 \text{ cm}$
- 3 Kugel Kern BeO Brennstoffschicht.
a) Cermet $UO_2 - 50\% \text{ CrNi-Stahl}$
Molekular gebundene BeO -Haut
b) Mischung $UO_2 - 50\% \text{ BeO}$
Molekular gebundene BeO -Haut
Außendurchmesser $0,6 \text{ cm} < d_K < 1,2 \text{ cm}$.
Volumenverhältnis BeO zu UO_2 12

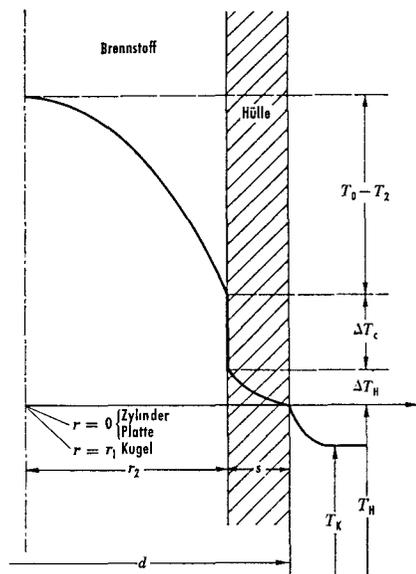


Abb. 1: Schematische Temperaturverteilung in Brennelementen

Fig. 1: Schematic temperature distribution in fuel elements

2. Temperaturabfall in der Hülle

Nach dem Grundgesetz der Wärmeleitung berechnet sich im Beharrungszustand der Temperaturabfall ΔT_H in der Hülle mit einer mittleren Wärmeleitfähigkeit λ_H der Hülle als Funktion der Oberflächenbelastung q , des Brennelementdurchmessers d und der Hüllwandstärke s nach folgenden Formeln:

$$\Delta T_{HZ} = q \frac{d}{2\lambda_H} \ln \frac{1}{1 - \frac{2s}{d}} \quad (\text{Zylinderelement}), \quad (1)$$

$$\Delta T_{HP} = q \frac{s}{\lambda_H} \quad (\text{Plattenelement}), \quad (2)$$

$$\Delta T_{HK} = q \frac{s}{\lambda_H} \frac{1}{1 - \frac{2s}{d}} \quad (\text{Kugelelement}). \quad (3)$$

Die Stärke der Hülle soll im Fall des Zylinders 0,05 d_z sein, im Fall von Platte oder Kugel 0,01 cm. Als mittlere Wärmeleitfähigkeit wird verwendet 0,2 W/cm grad für CrNi-Stahl (100 bis 700 °C), 0,15 W/cm grad für BeO (2000 °C).

Die in Abschnitt 6 angegebenen Belastungsgrenzen sind nicht empfindlich gegen Abweichungen der wahren λ_H -Werte von den hier angegebenen, weil ΔT_H relativ klein ist.

3. Temperaturabfall am Kontakt Brennstoff—Hülle

Zylindrische Brennelemente für Leistungsreaktoren mit UO_2 als Brennstoff werden bisher überwiegend so hergestellt, daß gesinterte, maßgeschliffene UO_2 -Pellets in die gezogenen Hüllrohre eingefüllt werden. So eng man auch die Passung zwischen Hüllrohr-Innendurchmesser und Pellet-Außendurchmesser beim Einfüllen herstellen mag, immer wird durch die Oberflächenrauigkeiten und Durchmessertoleranzen (besonders beim gezogenen Rohr) am Kontakt eine Gasschicht eingeschlossen sein. Selbst Helium als Füllgas hat gegenüber UO_2 eine um ein bis zwei Größenordnungen

kleinere Wärmeleitfähigkeit, die nach der kinetischen Gastheorie effektiv erniedrigt ist, wenn die Stärke der Gasschicht mit der mittleren freien Weglänge der Gasmoleküle vergleichbar wird. Dieser »Akkommodationseffekt« liegt besonders in der Nähe eines jeden Punktkontaktes vor. Der große Temperaturgradient in der schlecht leitenden dünnen Gasschicht wird umgedeutet in einen Temperatursprung an der nun unendlich dünn gedachten Kontaktschicht, und man definiert eine Kontaktzahl $h_c = q/\Delta T$. Damit wird der Temperatursprung am Kontakt

$$\Delta T_c = \frac{q_e}{h_c} = \frac{q}{h_c} \cdot \frac{1}{1 - \frac{2s}{d}} \quad (4)$$

Es gibt eine Anzahl von theoretischen und experimentellen Arbeiten [1 bis 8] zur Bestimmung der Kontaktzahl in Abhängigkeit von der Art der Kontaktpartner und vom Füllgas, von Oberflächenrauigkeiten und Anpreßdruck, Temperaturniveau und Wärmeflußdichte, die die Bestimmung der Kontaktzahl gestatten, wenn diese Parameter und ihre Verknüpfung, d. h. die Mikrostruktur des Kontaktes, und das Temperaturfeld (Iteration) bekannt sind.

Entscheidend sind Anzahl und Größe der wahren Kontaktpunkte und damit die Aufteilung des Wärmestroms über Feststoffbrücken und durch die Gasschicht. Diese Werte sind für ein Brennelement im allgemeinen nicht anzugeben; man muß sich deshalb darauf beschränken, Kontaktzahlen zu messen und als Funktion der Herstellungsdaten, der Bestrahlungszeit, der Temperatur und der Wärmeflußdichte anzugeben. Von besonderem Einfluß auf die Kontaktzahl sind Bestrahlungszeit und Temperatur hinsichtlich Spaltgasansammlung und Spaltgasdruck im Kontakt, hinsichtlich thermischer Dehnung und bleibender Verformung von Brennstoffteilchen an die Hülle. Daraus läßt sich die festgestellte Verbesserung der Kontaktzahl bei hohen Belastungen erklären. Wegen geringerer Kosten und aus Sicherheitsgründen wird die Herstellung von zylindrischen Brennelementen mit keramischem Spaltstoff (UO_2 , PuO_2) durch Pulververdichtung, besonders durch die Vibrationsverdichtung, angestrebt. Hohe Brennstoffdichten erreicht man durch gezielte Herstellung und Auswahl des Pulvers in bezug auf Korngrößenspektrum und Kornform.

An verschiedenen Stellen wurden Vibrationsdichten mit UO_2 -Pulver in Hüllrohren mit etwa 1 cm Durchmesser von 85 bis 90% der theoretischen Dichte erreicht [9, 10]. Eine hohe Dichte ist für große Brennstoffkonzentration und große Wärmeleitfähigkeit erwünscht, umgekehrt aber auch ein Porenvolumen von 10 bis 20% als Sammelraum für Spaltgase zur Erreichung eines hohen Abbrandes. Für die Kontaktzahl bedeutet die Vibrationsverdichtung gegenüber dem Einfüllen von Sinterkörpern, auf gleiche Brennstoffdichte bezogen, zu Beginn des Einsatzes eine erhebliche Verbesserung. Erste Messungen [8] der Kontaktzahl an einem einvibrierten MgO -Pulver von 67% der theoretischen Dichte ergaben Kontaktzahlen bis zu 2 W/cm² grad. Die Wärmeleitfähigkeit des verdichteten Pulvers ist dagegen schlechter als die von Sinterkörpern. Es wird angenommen, daß sich diese Unterschiede mit steigendem Abbrand vermindern.

Nach z. T. neuen Quellen [11 bis 17] kann man bei hochverdichteten hochbelasteten Brennelementen aus keramischem Spaltstoff und einem Hüllrohr aus CrNi-Stahl mit Kontaktzahlen von 1,1 bis 1,6 W/cm² grad rechnen. In Abb. 5 ist ΔT_c in Abhängigkeit von q mit $h_c = 1$ W/cm² grad für das

zylindrische Brennelement aufgetragen. Messungen der Kontaktzahl von Brennelementen sind erforderlich bei Bestrahlung, mit der wirklichen Temperaturverteilung, mit Abbrandeinfluß, bei möglichst exakter Temperatur- und Wärmeflußmessung.

Gegen die *Bonding*-Technik, d. h. das Ausfüllen der Kontaktschicht mit weichen oder flüssigen Metallen, sprechen die hohen Kosten für Herstellung und Wiederaufarbeitung.

Bei den hier betrachteten Platten- und Kugelelementen soll die Haut mit dem Brennstoff zusammengewalzt oder -gesintert sein, so daß kein Kontaktwiderstand auftritt. Es ist zu prüfen, ob diese Bindung einer Temperatur- und Strahlungsbeanspruchung standhält.

4. Temperaturverlauf im Brennstoff

Vom Grundgesetz der Wärmeleitung ausgehend, wird für die Brennstoffzone der drei beschriebenen Brennelementtypen der Temperaturverlauf im Beharrungszustand berechnet. Dabei wird eine konstante Wärmequellichte in Richtung des Wärmestroms angenommen, was für Brennelemente in schnellen Reaktoren nahezu exakt erfüllt ist. In thermischen Reaktoren ist die Annahme um so weniger fehlerhaft, je kleiner der Brennstoffschichtdurchmesser (wie bei den hier betrachteten Elementen) und die Spaltstoffanreicherung sind.

Die Temperaturdifferenz an einer festgehaltenen axialen Stelle zwischen Brennstoff-Außenradius r_2 und -Innenradius 0 bzw. r_1 schreibt sich implizit

für das Zylinderelement

$$\int_{T_2}^{T_0} \lambda(T) dT = \frac{1}{4} q_v r_2^2 = \frac{1}{4} q d \quad (5)$$

für das Plattenelement

$$\int_{T_2}^{T_0} \lambda(T) dT = \frac{1}{2} q_v r_2^2 = \frac{1}{4} q d \left(1 - \frac{2s}{d}\right) \quad (6)$$

für das Kugelement

$$\int_{T_2}^{T_1} \lambda(T) dT = \frac{1}{6} q_v r_2^2 \left[1 - 3\left(\frac{r_1}{r_2}\right)^2 - 2\left(\frac{r_1}{r_2}\right)^3\right]$$

$$= \frac{1}{4} q d \frac{1}{1 - \frac{2s}{d}} \cdot \frac{1 - 3\left(\frac{r_1}{r_2}\right)^2 - 2\left(\frac{r_1}{r_2}\right)^3}{1 - \left(\frac{r_1}{r_2}\right)^3} \quad (7)$$

Dabei bedeuten q_v die Wärmequellichte, q die Wärmestromdichte an der Oberfläche, d den Brennelement-Außendurchmesser und s die Hüllstärke.

Wenn man die radiale Veränderung der Wärmequellichte als Folge der Neutronenflußdepression berücksichtigen will, schreibt man in Gl. (5), (6), (7) auf die rechte Seite eine Korrekturfunktion F , die von r_1 , r_2 und der Anreicherung abhängt. Wie man sogleich sieht, würde die linke Seite der Gl. (5), (6), (7) für eine temperaturinvariante Wärmeleitfähigkeit des Brennstoffs zu $\lambda(T_0 - T_2)$. Da dies besonders in großen Temperaturbereichen nicht zutrifft, empfiehlt sich statt der Verwendung einer temperaturabhängigen Wärmeleitfähigkeit die

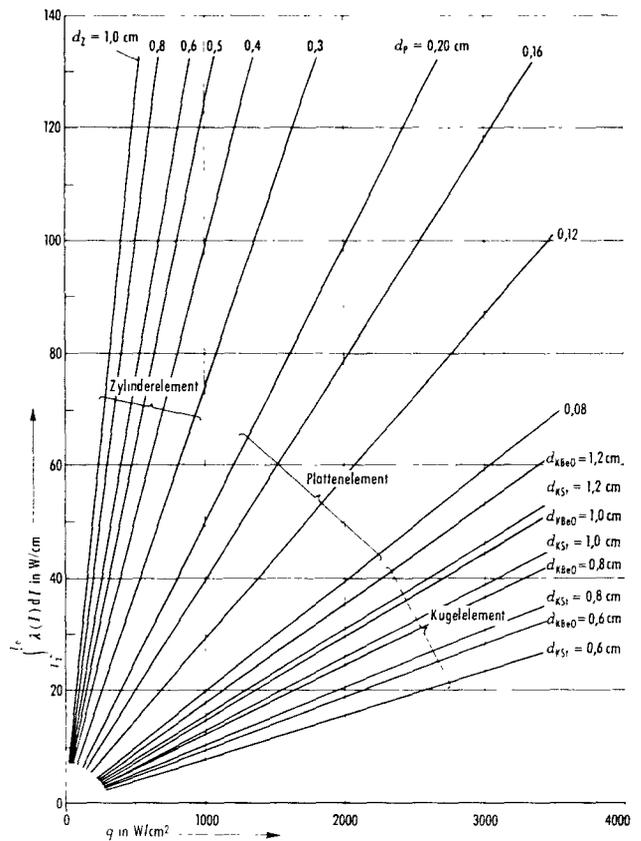


Abb 2: Erforderliches Wärmeleitintegral eines Brennstoffs für Zylinder-, Platten- und Kugelelemente in Abhängigkeit von Oberflächenbelastung und Brennelement-Durchmesser d [cm]

Fig. 2: Required thermal conductance integral of a fuel for cylindrical, slab-type, and spherical fuel elements as a function of the surface load and the fuel element diameter d [cm]

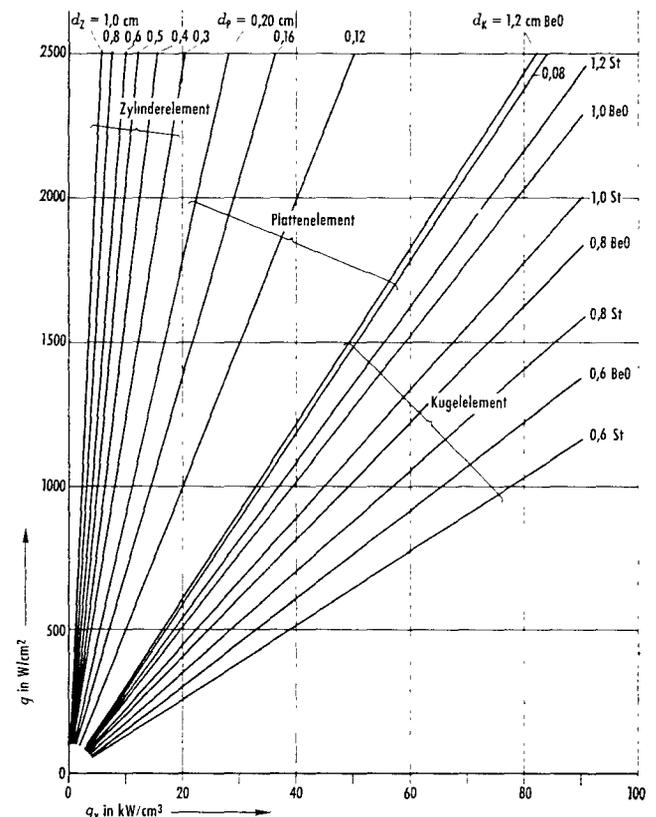


Abb 3: Brennstoffbelastung als Funktion der Oberflächenbelastung und der Brennelement-Abmessung

Fig 3: Fuel load as a function of the surface load and the fuel element dimensions

direkte Benutzung des Wärmeleitintegrals, zumal dieser abgeleitete Stoffwert über Gl. (5), (6), (7) sofort in Beziehung gesetzt wird zur Wärmequellendichte und zur Wärmeflußdichte. Abb. 2 enthält die rechten Seiten der Gl. (5), (6), (7), d. h. das erforderliche Wärmeleitintegral eines Brennstoffs in Abhängigkeit von der Wärmeflußdichte an der Oberfläche für die berechneten Brennelementtypen. Abb. 3 gibt den Zusammenhang zwischen Oberflächenbelastung q und Wärmequellbelastung q_v des Brennstoffs an. Aus der q_v -Verteilung in der Spaltzone berechnet man mit der Geometrie des Brennelements und der Spaltzone die mittlere Leistungsdichte. Wenn eine bestimmte Brennstoffbelastung gefordert wird, ist damit andererseits die Spaltstoffanreicherung und die absolute Größe der Neutronenflußdichte vorgeschrieben.

5. Brennstoff und Wärmeleitintegral

Außer kernphysikalischen Kriterien (Wirkungsquerschnitte) sind für die Wahl eines Kernbrennstoffes folgende Erfordernisse im Sinne der Wirtschaftlichkeit unerlässlich:

1. Großer Widerstand gegen Bestrahlungsschäden für hc Abbrand,
2. großes Wärmeleitintegral für hohe Leistungsdichten,
3. chemische Verträglichkeit mit Hüllwerkstoff und Kühlmittel,
4. günstige physikalische und mechanische Eigenschaften für Brennelement-Herstellung.

UO_2 erfüllt die Forderungen 1., 3. und 4. in hohem Maße. Die niedrige Wärmeleitfähigkeit [13 bis 17] wird zwar durch den hohen Schmelzpunkt von $2800^\circ C$ zum Teil kompensiert, dennoch ist das Wärmeleitintegral zu niedrig, als daß man Uranradioxyd als idealen Brennstoff bezeichnen könnte. Dies gilt analog für PuO_2 und ThO_2 . Abb. 4 zeigt den Verlauf des Wärmeleitintegrals für einige Brennstoffe.

Eine Verbesserung der Wärmeleitfähigkeit des UO_2 wird mit den folgenden Methoden versucht:

1. Bildung von Cermets von UO_2 mit metallischen Brücken. Der niedrigere Schmelzpunkt des metallischen Partners vermindert die zulässige Zentraltemperatur.
2. Mischen von UO_2 mit gut leitenden Keramiken, z. B. BeO . Verminderung der möglichen Zentraltemperatur, Gefahr chemischer Reaktionen zwischen den Partnern.
3. Impfen des UO_2 mit elektrischen Halbleitern. Die Verbesserung der Wärmeleitfähigkeit bei hohen Temperaturen scheint nur gering zu sein.
4. Bildung von unterstöchiometrischem UO_2 . Nur geringe Verbesserungen zu erwarten, schwierige Herstellung.

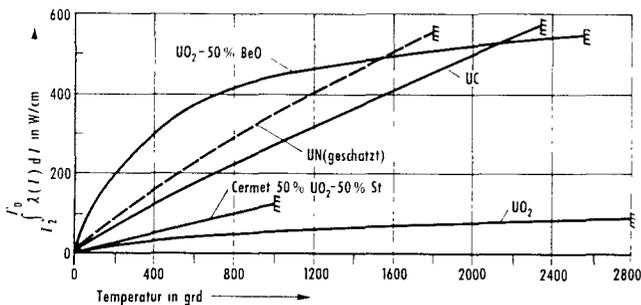


Abb 4 Wärmeleitintegrale für Kernbrennstoffe nach [13, 16, 17, 18, 19]
Fig 4 Thermal conductance integrals of nuclear fuels according to [13, 16, 17, 18, 19]

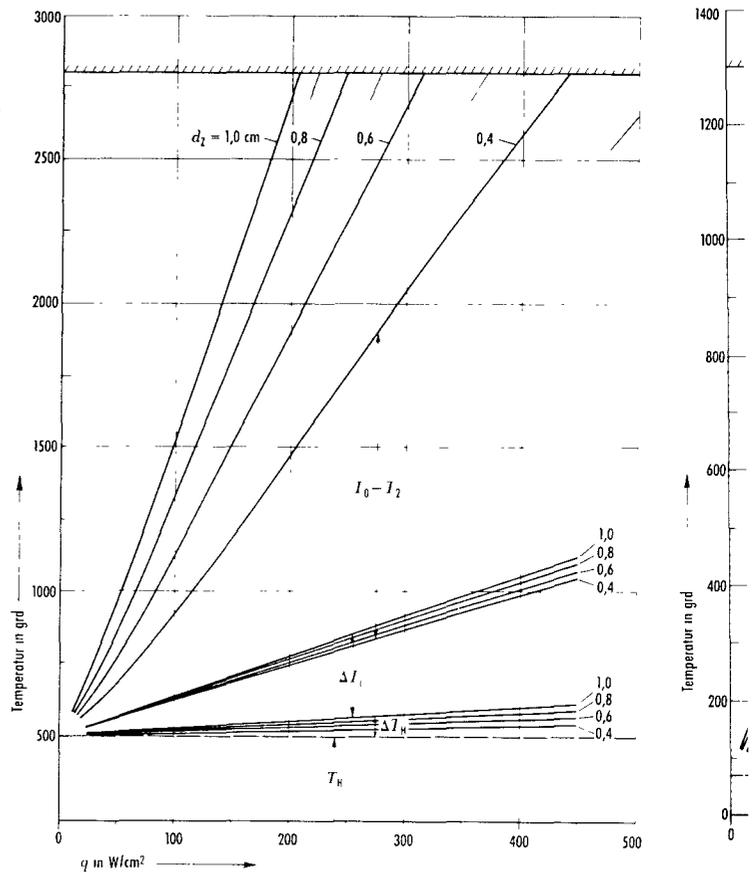


Abb 5 Belastungsgrenze und Temperaturen im Zylinderelement. Brennstoff UO_2 , 95% der theoretischen Dichte, Hüllrohr. CrNi-Stahl

Fig 5 Load limit and temperatures in the cylindrical fuel element Fuel UO_2 , 95% theoretical density, canning tube CrNi-steel

Durch diese Methoden wird zum Teil die Strahlungsbeständigkeit verringert, und es werden höhere Fabrikations- und Wiederaufarbeitungskosten verursacht.

Es ist ungewiß, ob und wann die Monocarbide oder Mononitride von U, Pu und Th in die Lücke der schlechten Wärmeleitfähigkeit der Dioxide stoßen können.

6. Belastungsgrenzen

6.1 Zylinderelement

Nach Gl. (1), (4) und (5) werden in Abb. 5 die Temperaturen in zylindrischen Brennelementen, mit UO_2 als Brennstoff, als Funktion der Oberflächenbelastung und des Durchmessers aufgetragen. Als Belastungsgrenze wird die Schmelztemperatur im Zentrum eingezeichnet. Muß aus Sicherheitsgründen die Zentraltemperatur niedriger sein, so kann die zugehörige Belastung abgelesen werden. Als Oberflächentemperatur wird für alle Oberflächenbelastungen $500^\circ C$ angenommen. Bei Abweichungen hiervon erhält man die dann auftretende Belastungsgrenze in erster Näherung durch Anwendung des Proportionalitätsgesetzes zwischen $T_0 - T_{II}$ und q , d. h. in Abb. 5 durch Verschieben des Ordinatenmaßstabes.

Als Kontaktzahl wird für den Temperatursprung ΔT_c am Kontakt Brennstoff—Hülle mit $h_c = 1,0 W/cm^2 \text{ grad}$ gerechnet. Die Veränderungen der Zentraltemperatur und der Belastungsgrenze mit der Kontaktzahl sind ebenfalls leicht aus Abb. 5 abzulesen: Man addiert zu T_0 das $(1/h_c - 1)$ -fache von ΔT_c . Zu beachten ist, wie der Anteil des Temperatursprungs im Kontakt am gesamten Temperaturgefälle im

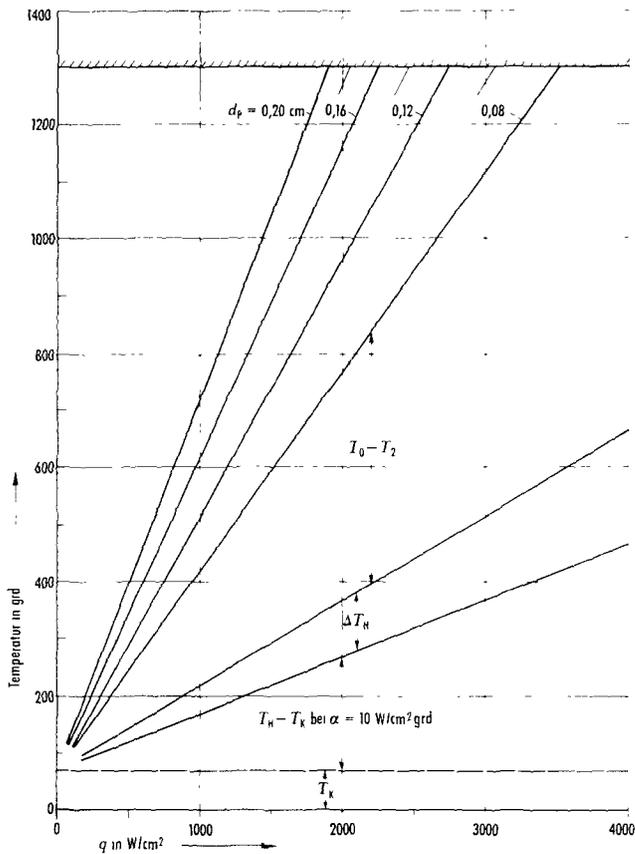


Abb 6: Belastungsgrenze von Plattenelementen Brennstoff Cermet aus UO_2 und 50% Stahl, Hülle 0,01 cm Stahl

Fig 6 Load limit of slab-type elements Fuel cermet of UO_2 and 50% steel, can 0.01 cm steel

Brennelement mit abnehmendem Brennelementdurchmesser wächst.

Die Zentraltemperatur T_0 ergibt sich aus Gl. (5) unter Anwendung der Abb. 2 und Abb. 4. Für Wärmeleitintegrale, bei denen sich die Wärmeleitfähigkeit um höchstens etwa $\pm 10\%$ von der Wärmeleitfähigkeit von UO_2 unterscheidet (das ist z. B. bei ThO_2 und UO_2-PuO_2 der Fall), kann man $T_0 - T_2$ um den entsprechenden Faktor verändern.

Das Zylinderelement mit oxydischem Brennstoff als typisches Leistungsreaktorelement kann bei einem Durchmesser von 0,5 cm mit maximal 370 W/cm^2 belastet werden.

6.2 Plattenelement

Nach Gl. (2) und (6) mit dem Wärmeleitintegral des Cermets aus UO_2 und 50% CrNi-Stahl nach Abb. 4 wird für das beschriebene Plattenelement die Zentraltemperatur im Brennelement als Funktion der Oberflächenbelastung und der Plattenstärke d aufgetragen (Abb. 6). Als Zentraltemperaturgrenze wird die Schmelztemperatur des Stahls mit 1300°C eingetragen. Da diese Plattenelemente in Forschungsreaktoren meist mit schnell strömendem Wasser gekühlt werden (H_2O oder D_2O gleichzeitig Moderator), wird die Oberflächentemperatur aus einer mittleren Kühlmitteltemperatur von 70°C und einer Wärmeübergangszahl von $10 \text{ W/cm}^2 \text{ grad}$ (H_2O , 20 m/sec, 150 at, kleine hydraulische Durchmesser) grob angenommen. Die Oberflächentemperatur T_{11} soll unter der Sättigungstemperatur des in der Spaltzone herrschenden Druckes liegen, da ein örtliches Sieden des Kühlmittels (Moderators) zu vermeiden ist. In der Regel ergibt sich bei Spaltzonen aus Plattenelementen die Belastungsgrenze aus der

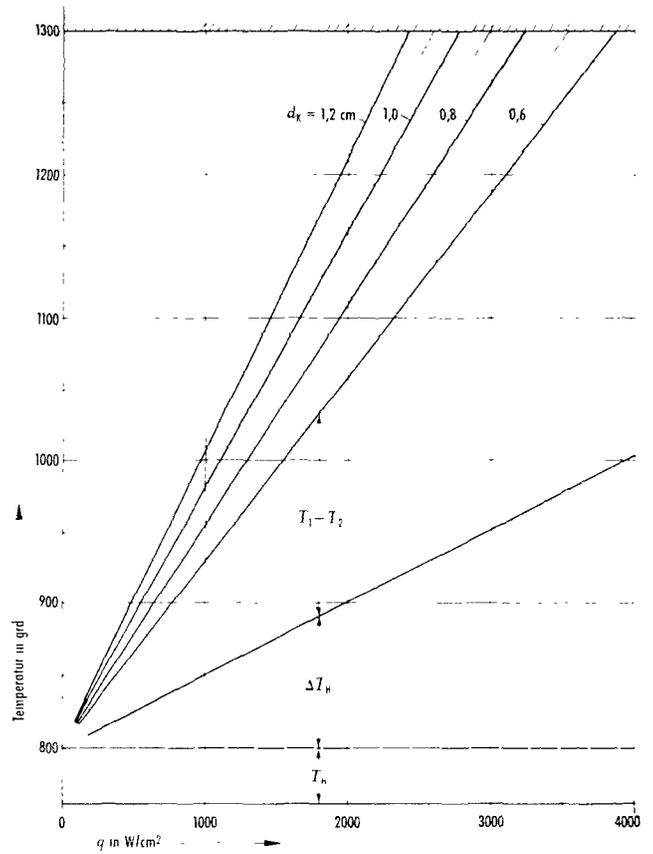


Abb 7: Belastungsgrenze für Kugelelemente mit BeO-Kern Brennstoff Cermet aus UO_2 und 50% Stahl, Hülle 0,01 cm Stahl

Fig 7 Load limit of spherical elements with a BeO core Fuel cermet of UO_2 and 50% steel, can 0.01 cm steel

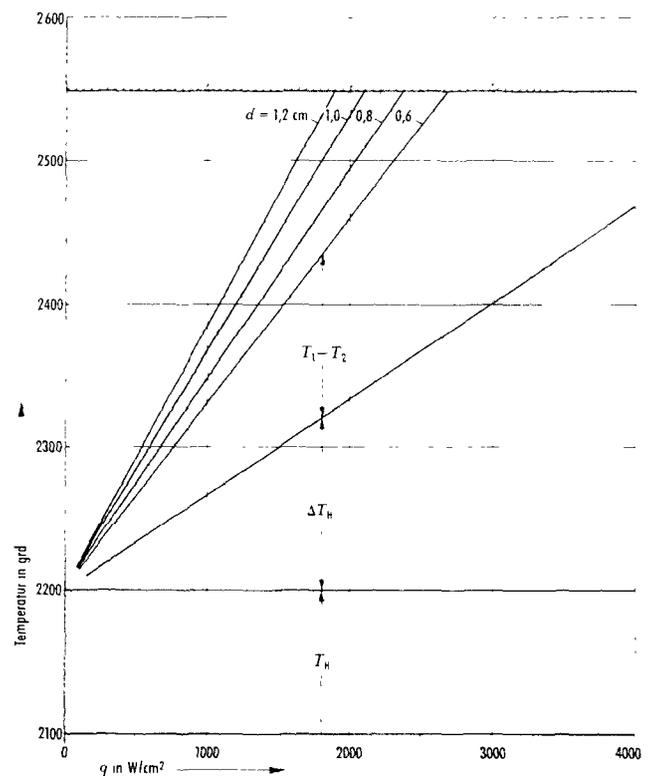


Abb 8 Belastungsgrenze für Kugelelemente mit BeO-Kern Brennstoff UO_2 , 50% BeO, Hülle: 0,01 cm BeO

Fig 8 Load limit of spherical elements with a BeO core Fuel UO_2 , 50% BeO, can. 0.01 cm BeO

erreichbaren Wärmeübergangszahl und der Druckbegrenzung.

Die minimale Plattenstärke wird von der mechanischen Festigkeit her begrenzt.

6.3 Kugelement

Nach Gl. (3) und (7) wird für die beschriebene Kugelemente mit dem Wärmeleitintegral für das Cermet aus UO_2 und 50% CrNi-Stahl bzw. UO_2 und 50% BeO nach Abb. 4 die Zentraltemperatur T_1 (Einheitstemperatur des BeO-Kerns) als Funktion der Oberflächenbelastung und des Kugeldurchmessers d aufgetragen (Abb. 7, 8).

Als Temperaturgrenze im Brennelement gilt für das Stahl-Cermet 1300 °C, für die Mischung mit BeO dessen Schmelzpunkt 2550 °C. Als Oberflächentemperatur wird für das Element mit Stahlhaut für alle Belastungen 800 °C gewählt.

Die Oberflächentemperatur des Elements mit BeO-Haut beträgt 2200 °C.

Diese Kugelemente, deren Brennstoff außen aufgebracht ist, zeigen folgende Eigenschaften:

1. Der Temperaturverlauf im Brennelement erlaubt extrem hohe Oberflächenbelastungen und damit hohe Leistungsdichten in der Spaltzone.
2. Die hohe Brennstoffbelastung q_v ergibt kurze Abbrandzeiten und damit kurze erforderliche Standzeiten des Hüllwerkstoffs, wodurch die zulässige Oberflächentemperatur erhöht werden kann.
3. Die Kombination von festem Moderator und gasförmigem Kühlmittel vermeidet die hohen Systemdrücke flüssig moderierter und gekühlter Spaltzonen. Höhere Oberflächen- und Kühlmitteltemperaturen verbessern den thermodynamischen Wirkungsgrad des Kraftwerks.
4. Hohe Neutronenflußdichte und somit hohe Brennstoffbelastung bringen relativ kleine Oberflächenbelastung (Abb. 3).
5. Der Moderator BeO gewährleistet als Träger der Brennstoffschicht die mechanische Festigkeit des Brennelements.
6. Bezüglich der Wärmespannungen ist das Kugelement durch seine Symmetrie begünstigt.

7. Das Kugelement mit UO_2 -BeO-Brennstoff und BeO-Haut erlaubt Oberflächentemperaturen bis über 2000 °C. Eine Spaltzone aus solchen Kugelementen könnte das Arbeitsgas für eine magnetohydrodynamische Konversion aufheizen.

Die internen Eigenschaften solcher Kugelemente erscheinen sehr vorteilhaft. Nach der Erörterung und Beurteilung eines Reaktorkerns aus Kugelementen sollte sich eine Entscheidung über ihre Entwicklung ergeben.

(Eingegangen am 10. 2. 1965)

Literatur

- [1] Holm, R.: Electric Contacts Handbook
- [2] Centinkale, T. N., M. Fishenden: Thermal Conductance of Metal Surfaces in Contact. ASME Proc. of the Gen. Discussion on Heat Transfer, 271 (1951)
- [3] Fenech, H., W. M. Rohsenow, J. J. Henry: Prediction of Thermal Conductance of Metallic Surfaces in Contact. ASME C Journal of Heat Transfer, Febr. 1963 und Nov. 1964
- [4] Ross, A. M., R. L. Stoute: Heat Transfer Coefficient between UO_2 and Zircaloy—2 June 1962 CRFD 1075. AECL-1552
- [5] Skipper, R. G. S., K. J. Waotton: Thermal Resistance between Uranium on Con UK P/87
- [6] Shlykoy, Y. P., E. A. Ganin, N. B. Demkin. Investigation of Contact Heat Exchange Teploenergetika, 6, 72 (1960). Translation TRG Information Series 280 (W) UKAEA
- [7] Wheeler, R. G.: Thermal Contact Conductance of Fuel Element Materials AEC Conf 1959 024—112
- [8] IRB-Arbeitsbericht d. Vert.: Wärmeleitung und Kontaktwiderstand im Brennelement. — Febr. 1965, unveröffentl.
- [9] Murtha, B. E., W. P. Chernock: The Development and Testing of the UO_2 Fuel Element System. USAEC 1961 CEND 141
- [10] Himmelstein, P., et al.: Herstellung von rundgehämmerten Brennelementen. 1964 EUR 541 d
- [11] Robertson, J. A. L., et al.: Temperature Distribution in UO_2 Fuel Elements. J. Nuc. Mat. 7, 3, 225 (1962)
- [12] Bain, A. S.: AECL-1827, 1963
- [13] Roberts, L. E. J.: Genfer Konferenz 1964 28/P/155
- [14] Pashos, T. J.: Genfer Konferenz 1964 28/P/240
- [15] Robertson, J. A. L., et al.: Genfer Konferenz 1964 28 P/17.
- [16] Belle, J.: Uranium Dioxide Properties and Nuclear Applications USAEC
- [17] Andriessen, H., J. M. Leblanc: Compartement Thermique d'Éléments Combustibles New Nucl. Mat. Vol. 11, S. 303—363, IAEA 1963
- [18] Watman, J. F.: Data Manual for Beryllium Oxide. Nav. 62 Unclassified Australian AEC
- [19] Harkort, D., et al.: Physikalische Eigenschaften von UO_2 -Sinterkarpfern mit BeO-Zusätzen. Battelle Inst. Ffm
- [20] Scheibe, H., et al.: Werkstoffe der Kerntechnik I. Vlg. d. Wiss. Bln 1963
- [21] Robertson, J. A.: $\int kd\theta$ in Fuel Irradiations CRFD-835 1959
- [22] IAEA New Nucl. Mat. Bd 2 Jul 62