

**EUR 3284.d**

ASSOCIATION

Europäische Atomgemeinschaft - Euratom  
Brown Boveri/Krupp Reaktorbau GmbH, Düsseldorf  
Kernforschungsanlage Jülich des Landes Nordrhein-Westfalen e.V.

**EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNGEN ZUM  
FLIESSVERHALTEN EINES KUGELHAUFENS IM  
HINBLICK AUF DEN BRENNELEMENTKREISLAUF  
IM CORE EINES KUGELHAUFENREAKTORS**

von

**D. BEDENIG**

**1967**



**THTR 35**

Bericht abgefasst bei der KFA  
Kernforschungsanlage Jülich des Landes Nordrhein-Westfalen e.V., Jülich  
Deutschland

Assoziation Nr. 003-63-1 RGAD

## HINWEIS

Das vorliegende Dokument ist im Rahmen des Forschungsprogramms der Kommission der Europäischen Atomgemeinschaft (EURATOM) ausgearbeitet worden.

Es wird darauf hingewiesen, daß die Euratomkommission, ihre Vertragspartner und die in deren Namen handelnden Personen :

keine Gewähr dafür übernehmen, daß die in diesem Dokument enthaltenen Informationen richtig und vollständig sind, oder daß die Verwendung der in diesem Dokument enthaltenen Informationen, oder der in diesem Dokument beschriebenen technischen Anordnungen, Methoden und Verfahren nicht gegen gewerbliche Schutzrechte verstößt;

keine Haftung für die Schäden übernehmen, die infolge der Verwendung der in diesem Dokument enthaltenen Informationen, oder der in diesem Dokument beschriebenen technischen Anordnungen, Methoden oder Verfahren entstehen könnten.

Dieser Bericht wird in den auf der vierten Umschlagseite genannten Vertriebsstellen

zum Preise von DM 12,—	FF 15,—	FB 150,—	Lit. 1 870	Fl. 11,—
------------------------	---------	----------	------------	----------

verkauft.

**Es wird gebeten, bei Bestellungen die EUR-Nummer und den Titel anzugeben, die auf dem Umschlag jedes Berichts aufgeführt sind.**

Gedruckt von Guyot, s.a.  
Brüssel, April 1967

Das vorliegende Dokument wurde an Hand des besten Abdruckes vervielfältigt, der zur Verfügung stand.

## EUR 3284.d

EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNGEN ZUM FLIESSVERHALTEN  
EINES KUGELHAUFENS IM HINBLICK AUF DEN BRENNELEMENT-  
KREISLAUF IM CORE EINES KUGELHAUFENREAKTORS von  
D. BEDENIG

Assoziation : Europäische Atomgemeinschaft - EURATOM  
Brown Boveri/Krupp Reaktorbau GmbH, Düsseldorf  
Kernforschungsanlage Jülich des Landes Nordrhein-Westfalen  
e. V., Jülich

Bericht THTR 35 abgefasst bei der KFA - Kernforschungsanlage Jülich des  
Landes Nordrhein-Westfalen e. V., Jülich (Deutschland)

Assoziation Nr. 003-63-1 RGAD

Brüssel, April 1967 - 102 Seiten - 41 Abbildungen - FB 150

Zusammenfassung nicht verfügbar

---

## EUR 3284.d

EXPERIMENTAL STUDIES ON THE CREEP BEHAVIOUR OF A  
PILE OF SPHERES WITH REGARD TO FUEL ELEMENT CIRCULA-  
TION IN THE CORE OF A PEBBLE-BED REACTOR by D. BEDENIG

Association : European Atomic Energy Community - EURATOM  
Brown Boveri/Krupp Reaktorbau GmbH, Düsseldorf  
Kernforschungsanlage Jülich des Landes Nordrhein-Westfalen e. V.

Report THTR 35 prepared at KFA - Kernforschungsanlage Jülich des Landes  
Nordrhein-Westfalen e. V., Jülich (Germany)

Association No. 003-63-1 RGAD

Brussels, April 1967 - 102 Pages - 41 Figures - FB 150

Summary not available

---

## EUR 3284.d

EXPERIMENTAL STUDIES ON THE CREEP BEHAVIOUR OF A  
PILE OF SPHERES WITH REGARD TO FUEL ELEMENT CIRCULA-  
TION IN THE CORE OF A PEBBLE-BED REACTOR by D. BEDENIG

Association : European Atomic Energy Community - EURATOM  
Brown Boveri/Krupp Reaktorbau GmbH, Düsseldorf  
Kernforschungsanlage Jülich des Landes Nordrhein-Westfalen e. V.

Report THTR 35 prepared at KFA - Kernforschungsanlage Jülich des Landes  
Nordrhein-Westfalen e. V., Jülich (Germany)

Association No. 003-63-1 RGAD

Brussels, April 1967 - 102 Pages - 41 Figures - FB 150

Summary not available

---

## EUR 3284.d

EXPERIMENTAL STUDIES ON THE CREEP BEHAVIOUR OF A  
PILE OF SPHERES WITH REGARD TO FUEL ELEMENT CIRCULA-  
TION IN THE CORE OF A PEBBLE-BED REACTOR by D. BEDENIG

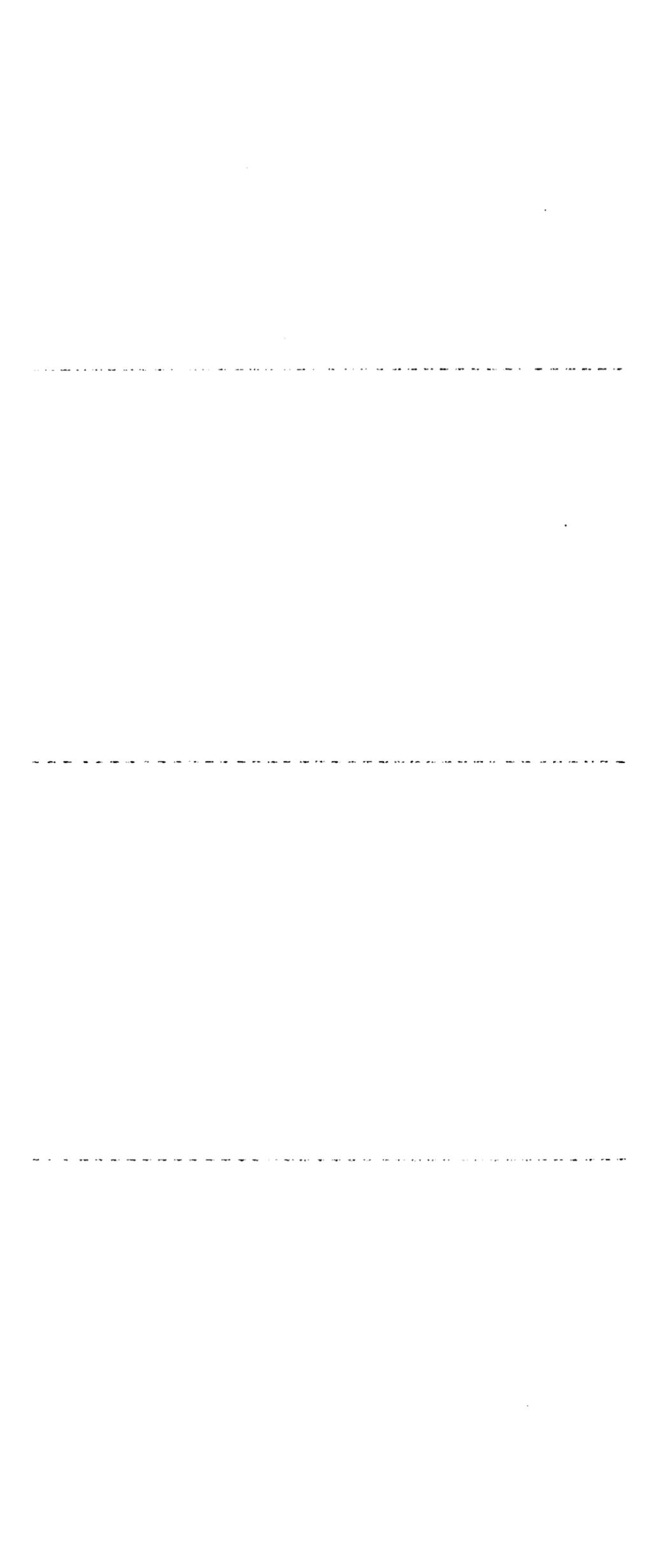
Association : European Atomic Energy Community - EURATOM  
Brown Boveri/Krupp Reaktorbau GmbH, Düsseldorf  
Kernforschungsanlage Jülich des Landes Nordrhein-Westfalen e. V.

Report THTR 35 prepared at KFA - Kernforschungsanlage Jülich des Landes  
Nordrhein-Westfalen e. V., Jülich (Germany)

Association No. 003-63-1 RGAD

Brussels, April 1967 - 102 Pages - 41 Figures - FB 150

Summary not available



**EUR 3284.d**

ASSOZIATION

Europäische Atomgemeinschaft - Euratom  
Brown Boveri/Krupp Reaktorbau GmbH, Düsseldorf  
Kernforschungsanlage Jülich des Landes Nordrhein-Westfalen e.V.

EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNGEN ZUM  
FLIESSVERHALTEN EINES KUGELHAUFENS IM  
HINBLICK AUF DEN BRENNELEMENTKREISLAUF  
IM CORE EINES KUGELHAUFENREAKTORS

von

D. BEDENIG

1967



THTR 35

Bericht abgefasst bei der KFA  
Kernforschungsanlage Jülich des Landes Nordrhein-Westfalen e.V., Jülich  
Deutschland

Assoziation Nr. 003-63-1 RGAD

Dissertation von D. BEDENIG - EURATOM Praktikant  
genehmigt von der Fakultät für Naturwissenschaft der Technischen Hochschule-  
Wien

Tag der Promotion : 16. Dezember 1966

Referent : Prof. Dr. G. Ortner

Konferent : Prof. Dr. F. Lihl

## Inhaltsübersicht

	Zusammenfassung	1
1.0	Einleitung	3
2.0	Grundlegende Eigenschaften des Kugelhaufens	6
	2.1 Böschungswinkel	6
	2.2 Füllfaktor	7
	2.3 Brückenbildung	11
	2.4 Druckverteilung	12
	2.5 Ordnungseffekt	16
	2.6 Zusammenfassung der grundlegenden Eigenschaften des Kugelhaufens	18
3.0	Meßmethoden zur Untersuchung des Kugelhaufen-Fließverhaltens	20
	3.1 Direkte Methoden	20
	3.2 Indirekte Methoden	21
	3.2.1 Die uK-Methode	23
	3.2.2 Methode der Durchlaufkurven	25
	3.2.3 Spektrenmethode	25
	3.3 Zusammenfassung der Meßmethoden	26
4.0	Beschreibung des Kugelhaufen-Fließverhaltens	28
	4.1 Theoretische Grundlage	28
	4.2 Charakteristische Funktionen	30

4.2.1	Radiale Geschwindigkeitsverteilung	30
4.2.2	Durchlaufkurven	31
4.2.3	Verweilspektren	32
4.3	Das Rechenprogramm	
5.0	Versuchseinrichtungen	34
5.1	1:1 Graphitkugelmodell	34
5.2	Stahlkugelmodell	37
5.3	Glaskugelmodell	39
5.4	Schöpfmodell	40
5.5	Zusammenstellung der untersuchten Kugelsorten	41
6.0	Versuchsergebnisse	42
6.1	Experimentelle Ermittlung von Kugelbahnkurven	42
6.2	Nachweis der Gültigkeit des Stromröhrenmodells	46
6.2.1	Vergleich von Geschwindigkeitsverteilungen	46
6.2.2	Vergleich von Strömungsprofilen	50
6.3	Anwendung des Stromröhrenmodells zur Berechnung von Geschwindigkeits- und Mengenflußverteilung	55
6.3.1	Isotachendiagramme	55
6.3.2	Mengenflüsse und Grenzradien bei Zweizonenbeschickung	56
6.4	Parameteruntersuchungen an rotationssymmetrischen Coregeometrien	59
6.4.1	Einflüsse der Coregeometrie	60
6.4.1.1	Einfluß von Verrundungen	60
6.4.1.2	Einfluß des Abzugsdurchmessers	63
6.4.1.3	Einfluß der Konusneigung	64
6.4.2	Einflüsse von Kugelhaufeneigenschaften	67
6.4.2.1	Einfluß der Reibung	69
6.4.2.2	Einfluß des relativen Kugeldurchmessers	71
6.4.2.3	Einfluß des spezifischen Kugelgewichts	74

6.4.3 Zusammenfassung der Parametereigenschaften	74
7.0 Berechnung des Kugelhaufen-Fließverhaltens beim THTR 300 MW Prototypreaktor	80
7.1 Bahnkurvenmodell	80
7.2 Durchlaufkurve	81
7.3 Geschwindigkeitsverteilung im Core	81
7.4 Mengenflußverteilung und Grenzradius bei Zweizonenbeschickung in Abhängigkeit vom Beschickungsverhältnis	83
7.5 Kritische Stellungnahme zu den angegebenen Werten	84
8.0 Schlußbemerkung	88
Literaturnachweis	90



## Zusammenfassung

In Hinblick auf die Bewegung von Brennelementen durch das Core eines Kugelhaufenreaktors wird das Kugelhaufen-Fließverhalten experimentell untersucht.

Nach einer Einleitung über die grundlegenden Eigenschaften des Kugelhaufens - Böschungswinkel, Füllfaktor, Brückenbildung, Druckverteilung und Ordnungseffekt, wobei auch eigene Meßergebnisse angeführt werden - werden Meßmethoden zur Untersuchung des Kugelhaufen-Fließverhaltens diskutiert. Von den beiden prinzipiellen Möglichkeiten direkter und indirekter Methoden wird auf die indirekten Methoden näher eingegangen, welche in die  $\mu K$ -Methode, in die Methode der Durchlaufkurven und in die Spektrenmethode aufgegliedert werden.

Anschließend wird auf die Möglichkeiten zur Beschreibung des Kugelhaufen-Fließverhaltens eingegangen. Vorausgeschickt wird ein Abschnitt über theoretische Beziehungen, die der Beschreibung des Kugelhaufen-Fließverhaltens zugrunde gelegt werden. Hierbei handelt es sich um die Kontinuitätsbedingung für inkompressible Medien, die zur Aufstellung des sog. "Stromröhrenmodells" herangezogen wird. Auf diesem Modell aufbauend wurde ein Rechenprogramm entwickelt, mit welchem Geschwindigkeitsverteilungen und Strömungsprofile für die Kugelhaufenbewegung bei Kenntnis der Kugelbahnkurven und einer sog. "charakteristischen Funktion" errechnet werden können. Das Rechenprogramm wurde auf einer Rechenanlage IBM 360 eingesetzt.

Als charakteristische Funktionen werden die radiale Geschwindigkeitsverteilung, die Durchlaufkurve und das Verweilspektrum eingeführt.

In einem weiteren Abschnitt werden die Versuchseinrichtungen - das 1:1 Graphitkugelmodell, das Stahlkugelmodell, das Glaskugelmodell und das Schöpfmodell - beschrieben.

An die Spitze der Versuchsergebnisse wird die Beschreibung von Kugelbahnkurven gestellt. Es folgen Untersuchungen zum Nachweis der Gültigkeit des Stromröhrenmodells. Dies geschieht in der Weise, daß experimentell ermittelte Ergebnisse Resultaten des Rechenprogramms gegenübergestellt werden. Durch die sehr gute Übereinstimmung wird die Anwendbarkeit des Stromröhrenmodells zur Berechnung des Kugelhaufen-Fließverhaltens gezeigt.

Als Anwendung des Stromröhrenmodells werden für verschiedene Coremodelle Isotachendiagramme sowie Mengenflußverteilungen und Grenzradien für Zweizonenbeschickung errechnet.

Ein Hauptabschnitt der Versuchsergebnisse befaßt sich mit Parameteruntersuchungen an rotationssymmetrischen Coregeometrien. Hierbei werden Einflüsse der Coregeometrie - Verrundungen, Variation des Abzugsdurchmessers, Wirkung der Konusneigung - und Einflüsse der Kugelhaufeneigenschaften - Reibung, relativer Kugeldurchmesser und spezifisches Gewicht - untersucht.

Die Ergebnisse werden dazu verwendet, das Fließverhalten beim THTR 300 MW Prototypreaktor abzuschätzen. Für diesen Fall wird die Durchlaufkurve angegeben und hieraus die Geschwindigkeitsverteilung im Core, die Mengenflußverteilung und der Grenzradius bei Zweizonenbeschickung errechnet.

Die angegebenen Werte werden einer kritischen Betrachtung unterzogen, wobei Fehlergrenzen für die erhaltenen Daten angegeben werden.

## 1.0 Einleitung

Unter den verschiedenen Hochtemperaturreaktoren nimmt der Kugelhaufenreaktor wegen seines Brennelementkonzeptes eine besondere Stellung ein. Der Brennstoff ist hierbei in Graphitkugeln eingeschlossen, die dem Core durch Zugaberohre im Deckenreflektor zugeführt werden. Im Core befinden sich die Kugeln in regelloser Packung in Form eines "Kugelhaufens". Durch Abzugsrohre im Coreboden werden sie dem Core kontinuierlich entnommen. Je nach Abbrand werden sie dem Core wieder zugeführt oder durch frische Kugeln ersetzt.

Es findet somit ein Fließen des Kugelhaufens durch das Core statt, wobei im stationären Zustand durch entsprechende Nachfüllung ein konstantes Füllniveau beibehalten wird.

Wesentliche Vorteile dieses Konzeptes differentieller, einem ständigen Kreislauf unterworfenen Brennelemente bestehen in der kontinuierlichen Austauschbarkeit der Brennelemente ohne Störung des Betriebes, in der laufenden Kontrolle des Abbrandes differentieller Anteile des Spaltstoffeinsatzes sowie in der Tatsache, daß eine Überschußreaktivität zur Kompensation des Abbrandes nicht erforderlich ist. Dies führt zu optimaler Nutzung des Brennstoffes und damit zu geringen Kosten für den Spaltstoffeinsatz.

Um diese Vorzüge des Kugelhaufenkonzeptes in vollem Umfang nützen zu können, ist eine entsprechende Kenntnis über die Kugelhaufenbewegung - im folgenden "Kugelhaufen-Fließverhalten" genannt - unbedingt erforderlich. Erst mit Hilfe dieser Kenntnis ist die Erstellung eines sinnvollen Beschickungsprogramms möglich.

Das Ziel der vorliegenden Arbeit lag daher darin, das Kugelhaufen-Fließverhalten experimentell zu untersuchen. Hierzu mußten zunächst geeignete Methoden entwickelt und erprobt und Darstellungen zur Beschreibung des Fließverhaltens gefunden werden. Hierauf sollten die Einflüsse der wichtigsten Parameter auf das Bewegungsverhalten des Kugelhaufens ermittelt werden. Diese Untersuchungen sollten es ermöglichen, das Fließverhalten des Kugelhaufens beim THTR-Prototyp (Thorium-Hochtemperaturreaktor) abzuschätzen.

Im Hinblick auf die Rotationssymmetrie des THTR-Cores befaßt sich die vorliegende Arbeit lediglich mit rotationssymmetrischen Coregeometrien. Es werden weiterhin nur Schüttungen äquiradialer Kugeln betrachtet.

Hierbei konnte auf wertvolle Erfahrungen und Versuchseinrichtungen zurückgegriffen werden, die bei der Firma Brown Boveri/Krupp Reaktorbau GmbH vorhanden waren.

Die Arbeiten, die hier im Zusammenhang mit der Entwicklung des ersten Kugelhaufenreaktors, des in Jülich errichteten AVR-Reaktors, durchgeführt worden waren, hatten auf methodischem Gebiet vor allem zur Anwendung direkter Meßmethoden, speziell zur Entwicklung des Glaskugelmodells geführt ( 1 ). Neben verschiedenen anderen kleinen Modellen war außerdem ein 1:1 Modell des AVR-Cores errichtet worden, das mit Graphitvollkugeln beschickt wurde.

Mit Problemen des Kugelhaufen-Fließverhaltens befaßt sich in jüngerer Zeit eine Gruppe in Australien, die im Auftrag der Australian Atomic Energy Commission die Verwendung von Berylliumoxid als Moderator in Kugelhaufenreaktoren untersucht ( 2 ) ( 3 ).

Mit diesen Zitaten ( die alle aus den Jahren 1965/1966 stammen, jedoch zum Teil Arbeiten seit etwa 1960 betreffen) ist die Literatur zur Frage des Fließverhaltens eines Kugelhaufens im wesentlichen erschöpft. Erwähnt werden muß lediglich noch die 1957 erschienene Arbeit von W.H. Denton ( 4 ), in welcher neben Messungen des Füllfaktors von statischen Kugelschüttungen in Behältern das Verhältnis der Durchlaufzeiten von Rand- zu Zentralkugel für einige Behältergeometrien bei Verwendung von Glaskugeln untersucht wurde.

Bei Ausdehnung der Literatursuche auf das Gebiet körniger Schüttgüter wächst die Literatur stark an. Die Arbeiten beziehen sich in erster Linie auf Fragen der Bunkerung von Schüttgütern, in geringerem Maße auf Vorgänge in chemischen Reaktionsbetten ( 5 - 32 ) und sind nur von geringer Bedeutung für die Untersuchung des Kugelhaufen-Fließverhaltens, obwohl gelegentlich auch Probleme berührt werden, die mit kugelförmigen Elementen in Zusammenhang stehen ( 27 ). Das Hauptziel dieser Arbeiten liegt darin, die Ausflußrate aus Bunkern in Abhängigkeit von verschiedenen Parametern ( Öffnungsgeometrie, Auslaufprofil, relative Korngröße, Korngrößenverteilung, Teilchendichte, innere Reibung, Wassergehalt usw.) experimentell zu ermitteln.

An theoretischen Untersuchungen zum Fließverhalten von Schüttgütern sind im wesentlichen nur die Arbeiten von A.W. Jenike und Mitarbeitern bekannt ( 33 - 38 ). Auch hier werden Fragen der Bunkerung feinkörniger Schüttgüter behandelt. Das pulverförmige Schüttgut wird hierbei als Kontinuum betrachtet, das bei der Bewegung durch den Bunker plastisch verformt wird.

Schließlich ist noch die Gruppe von Arbeiten zu erwähnen, die spezielle Fragen statischer Kugelschüttungen untersuchen, wie z.B. den Füllfaktor in regellosen und regelmäßigen Anordnungen, den Zusammenhang zwischen Füllfaktor und Koordinationszahl

bei regelloser Verteilung u.a.m. (Abschnitt 2.2 und 2.3).

Die im folgenden verwendeten Symbole sind in Tabelle 1 zusammengefaßt.

Tabelle 1: Zusammenstellung der verwendeten Symbole und Abkürzungen		TK	Testkugel
$\alpha$	Verhältnis von Horizontal- zu Vertikaldruck	$U = U(r, z)$	Umwälzkurve
AVR	Arbeitsgemeinschaft Versuchsreaktor	$u_K$	umgewälzte Kugeln
D	Behälter- bzw. Coredurchmesser	$u V_c$	umgewälzte Corevolumina
$D_a$	Abzugsrohrdurchmesser	V	Volumen
$D = D(r)$	Durchlaufkurve	$V_c$	Corevolumen
d	Kugeldurchmesser	$V_{ges}$	Gesamtvolumen einer Kugelschüttung (einschließlich Hohlräume)
f	Füllfaktor	$V_K$	Volumen einer Kugel
$f_c$	Füllfaktor in einer unendlich ausgedehnten Kugelschüttung	$V_{KH}$	Volumen des Kugelhaufens
$f_m$	mittlerer Füllfaktor	$V(r^+, z_1, z_2)$	Volumen der Stromröhre $r^+$ im Höhenintervall $(z_1, z_2)$
H	gesamte Corehöhe	$V(r^+)$	Volumen der Stromröhre $r^+$ im Intervall $(0, H)$ , Stromröhrenvolumen
$H_{zyl}$	zylindrische Corehöhe	v	senkrechte Komponente der Kugelgeschwindigkeit
$\bar{H}_{zyl}$	mittlere zylindrische Corehöhe	$\bar{v}$	senkrechte Komponente der mittleren Kugelgeschwindigkeit
h	Bodenerntfernung	$v(r^+, z)$	senkrechte Komponente der Geschwindigkeit in der Stromröhre $r^+$ an der Position z
$M(r^+, z)$	Mengenfluß in der Stromröhre $r^+$ an der Höhenposition z	$v(r^+, 0)$	Anfangsgeschwindigkeit in der Stromröhre $r^+$
$M(r)$	normierter Mengenfluß	$v_{rel}(r^+, z)$	senkrechte Komponente der Relativgeschwindigkeit in der Stromröhre
$M_{ges}$	Mengenfluß über den gesamten Corequerschnitt	z	Höhenkoordinate
p	Vertikaldruck	$\alpha$	Neigungswinkel des Corebodens (Konusneigung)
$p_h$	Horizontaldruck	$\beta$	Beschickungsverhältnis bei Zweizonenbeschickung
$Q(r^+, z)$	Querschnitt der Stromröhre $r^+$ an der Höhenposition z	$\gamma$	spezifisches Gewicht der Kugeln
R	Coredurchmesser	$\gamma^+$	spezifisches Gewicht der Kugelschüttung
r	radiale Koordinate	$\epsilon$	Lücken- oder Leervolumen
$r_G$	Grenzradius bei Mehrzonenbeschickung	$\epsilon = \epsilon(uV_c)$	Verweilspektrum
$r^+$	Bahnkurvenindex	$\eta$	Zähigkeit
$s(r^+, z)$	Strömungsprofil	$\theta$	Bäschungswinkel
$T(r^+, z_1, z_2)$	Zeit zum Durchlaufen des Höhenintervalls $(z_1, z_2)$ in der Stromröhre $r^+$	$\mu$	Reibungskoeffizient der Kugeln
$T(r^+)$	Durchlaufzeit (Höhenintervall $(0, H)$ ) in der Stromröhre $r^+$	$\mu^+$	Reibungskoeffizient Kugeln - Wand
THTR	Thorium-Hochtemperatur-Reaktor	$\rho$	Dichte
		$\rho = \rho(r, z)$	Bahnkurve

## 2.0 Grundlegende Eigenschaften des Kugelhaufens

Die folgenden Eigenschaften bilden die wesentlichen Merkmale eines Kugelhaufens.

- 2.1 Die freie Oberfläche eines Kugelhaufens kann gegen die Horizontale unter einem Winkel geneigt sein, dessen Maximalwert durch den für die betreffende Kugelsorte charakteristischen Böschungswinkel gegeben ist.
- 2.2 Für einen Kugelhaufen mit definierter Vorgeschichte ist der Füllfaktor eine charakteristische Größe, die von der relativen Kugelgröße abhängt.
- 2.3 Im Kugelhaufen besteht die Tendenz zur Brückenbildung.
- 2.4 Die Druckverteilung in einem Kugelhaufen ist anisotrop.
- 2.5 Der Kugelhaufen besitzt unter bestimmten Nebenbedingungen bei Energiezufuhr die Tendenz, einen Zustand höherer Ordnung einzunehmen (Ordnungseffekt).

### 2.1 Böschungswinkel

Ähnlich wie bei feinkörnigen Schüttgütern kann die freie Oberfläche eines Kugelhaufens unter einem Winkel gegen die Horizontale geneigt sein. Um den Böschungswinkel für verschiedene Kugelsorten näherungsweise zu ermitteln, wurden Versuche durchgeführt. Die Kugeln wurden hierbei langsam durch einen Trichter in einen zylindrischen Behälter ausreichender Größe gefüllt, wobei sich die Trichterunterkante jeweils an der Spitze des Schüttkegels befand und langsam mit den zugegebenen Kugeln angehoben wurde. Auf diese Weise wurde die ungestörte Ausbildung des Schüttkegels gewährleistet.

In Tabelle 2 sind die gemessenen Böschungswinkel  $\theta$  zusammengefaßt (jeweils Mittelwerte aus fünf Messungen).

Tabelle 2

Böschungswinkel  $\theta$  bei verschiedenen Kugelsorten

Kugelmaterial	$\gamma$ ( $\text{p/cm}^3$ )	$\theta$
Graphit	1,6	$29^{\circ}10'$
Ton glasiert	2,0	$27^{\circ}$
Ton unglasiert	2,0	$27^{\circ}40'$
Glas	2,6	$24^{\circ}40'$
Stahl	7,8	$20^{\circ}30'$

Den Werten aus Tabelle 2 ist zu entnehmen, daß der Böschungswinkel nur schwach durch den Reibungskoeffizienten der Kugeln beeinflußt wird – glasierte und unglasierte Tonkugeln unterscheiden sich in ihren Reibungsbeiwerten um den Faktor 2,7, der Unterschied im Böschungswinkel ist jedoch gering.

Hingegen ist eine deutliche Abhängigkeit des Böschungswinkels vom spezifischen Gewicht der Kugeln erkennbar. Der Böschungswinkel ist umso größer, je leichter die betrachtete Kugelsorte ist.

Beim Kugelhaufenreaktor wird die im Core erzeugte Wärme von einem Helium-Kühlgasstrom zum Dampferzeuger geleitet. Der Druckabfall des Kühlgases im Core bewirkt eine scheinbare Änderung des spezifischen Kugelgewichts, wie durch Versuche nachgewiesen wurde. Beim AVR-Reaktor wird das Core von unten nach oben durchströmt, beim THTR-300 MW Prototypreaktor von oben nach unten. Bei letzterem tritt daher durch die Kühlgasströmung (Druckabfall im Core: 0,55 ata) eine scheinbare Erhöhung des spezifischen Kugelgewichts ein. Daher ist im Betriebszustand mit einem flacheren Böschungswinkel als in Tabelle 2 angegeben zu rechnen.

## 2.2 Füllfaktor

Der Füllfaktor, definiert als relative Raumerfüllung eines Kugelhaufens:

$$f = V_{KH} / V_{ges} \quad (1)$$

wurde für regelmäßige sowie regellose Kugelverteilungen mehrfach untersucht (43 - 48). Anstelle des Füllfaktors wurde jedoch meist sein Komplementärwert, das Lücken- oder Leervolumen

$$\epsilon = 1 - f \quad (2)$$

angegeben.

Im folgenden werden nur regellose Kugelschüttungen betrachtet, die sich in einem zylindrischen Behälter befinden. Im Innern einer solchen Kugelschüttung mit hinreichend großem D/d-Wert (D = Behälterdurchmesser, d = Kugeldurchmesser) hat der Füllfaktor den Wert  $f_0$ , der in einem unendlich ausgedehnten Kugelhaufen an jeder Stelle herrscht. In unmittelbarer Wandnähe ist der differentielle Füllfaktor Null (differentiell in r-Richtung), erreicht im Abstand eines Kugelradius seinen Maximalwert, um im Abstand von

einem Kugeldurchmesser ein Minimum zu erreichen. In abnehmenden Abständen folgen weitere Maxima und Minima, die sich jedoch nach einigen "Schwingungen" auf einen Mittelwert einpendeln.

Die beschriebene radiale Abhängigkeit des differentiellen Füllfaktors wurde vor allem von Benenati und Brosilow ( 48 ) untersucht. Hier interessiert vor allem der mittlere oder integrale Füllfaktor  $f_m$ , der im Mittel im gesamten Behälter herrscht. Wegen des unterschiedlichen relativen Wandeinflusses ist dieser eine Funktion von  $D/d$ .  $f_m$  nimmt mit steigendem  $D/d$ -Verhältnis zu.

G. Sonntag ( 45 ) leitete eine Formel ab, nach welcher  $f_m$  eine lineare Funktion von  $f_o$  und vom Verhältnis  $d/D$  ist.

In der Tatsache, daß  $f_m$  nicht lediglich von den geometrischen Bedingungen, d.h. vom Verhältnis  $d/D$ , abhängt, spiegelt sich die Problematik von Füllfaktorangaben. Die zusätzliche Abhängigkeit des mittleren Füllfaktors von  $f_o$  bedeutet, daß  $f_m$  von der Art des Kugeleinfüllens abhängig ist.

In der Literatur werden als Grenzwerte für  $f_o$  die Werte 0,60 und 0,64 angegeben, die der lockersten bzw. dichtesten regellosen Kugelschüttung entsprechen ( 46 ).

Wegen der Wichtigkeit der Kenntnis des integralen Füllfaktors wurden hierzu eigene Messungen durchgeführt. Abb. 1 zeigt ein Bild der Meßeinrichtung.

Durch Auffüllen der Hohlräume im Kugelhaufen mit entspanntem Wasser wurde das Leervolumen ermittelt, indem der Anstieg des Wasserniveaus pro zugegebenem Wasservolumen auf einer Spiegelskala abgelesen wurde. Die Wasserzugabe erfolgte mittels Pipetten.

Das Ziel der Messung lag darin, den integralen Füllfaktor in Abhängigkeit vom Verhältnis  $d/D$  zu ermitteln. Hierzu wurden Stahlkugeln mit verschiedenen Durchmessern (  $d$  (mm) = 4, 6, 8 ) sowie Plexiglasbehälter mit unterschiedlichen lichten Weiten (  $D$  (mm) = 24.0, 41.5, 50.0, 71.5, 120.2, 190.0 ) verwendet.

Die Zugabe der Kugeln erfolgte stets in der gleichen Weise, indem die Kugeln langsam durch den in Abb. 1 abgebildeten Trichter eingeschüttet wurden. Durch einen Rüttelmotor konnten Vibrationen erzeugt werden, um die Packungsdichte gegebenenfalls zu erhöhen.

In Vorversuchen wurde zunächst der Einfluß des ebenen Bodens auf den Füllfaktor untersucht. Ein Beispiel eines solchen Vorversuches zeigt Abb. 2; dieser wurde bei einem Behälterdurchmesser von 120,2 mm  $\varnothing$  mit 8 mm  $\varnothing$  Stahlkugeln durchgeführt.

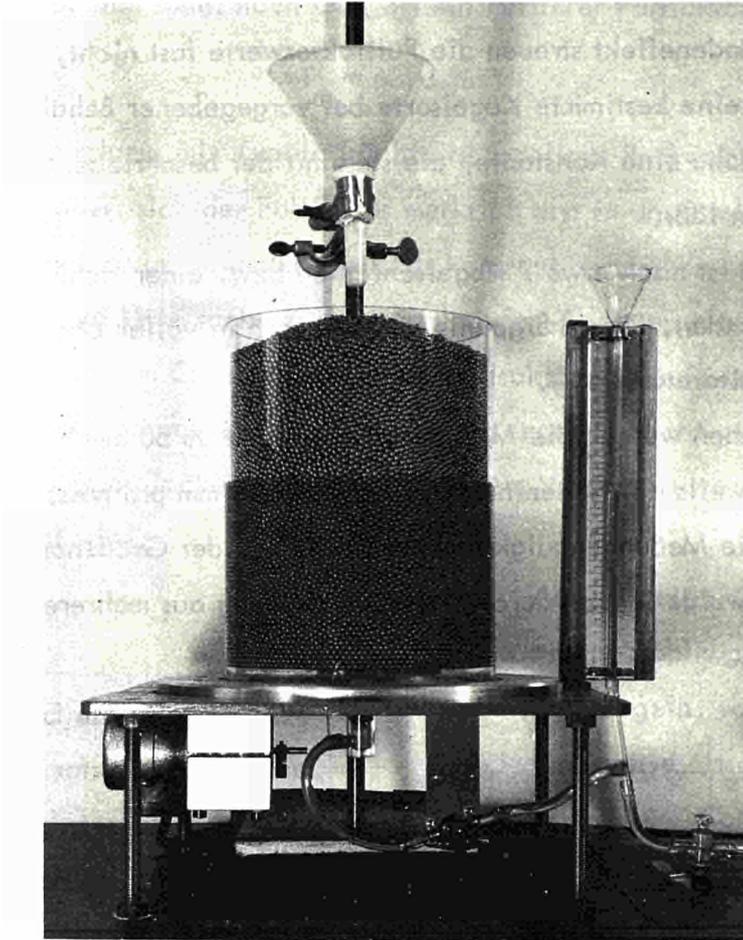


Abb. 1 Apparatur zur Messung des integralen Füllfaktors

Die Wasserzugabe erfolgte anfangs in Schritten von 10 ml (entsprechend etwa 2,5 mm Steighöhe), später in solchen von 20 ml. Dargestellt ist der integrale Füllfaktor ( ab Boden bis zum jeweiligen Wasserniveau ) über der Wasserspiegelhöhe.

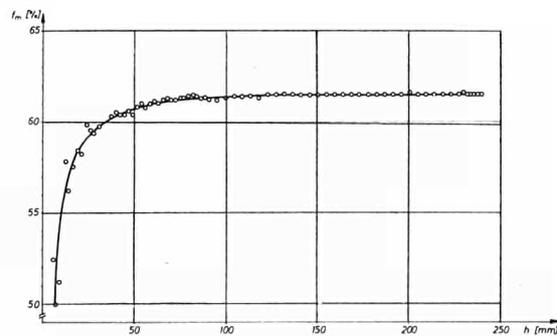


Abb. 2 Integraler Füllfaktor in Abhängigkeit von der Bodentfernung  $D/d = 15$

Aus diesen Versuchen ging hervor:

- a) Abgesehen vom Bodeneffekt streuen die Füllfaktorwerte fast nicht, d.h. der mittlere Füllfaktor ist für eine bestimmte Kugelsorte bei vorgegebener Behältergeometrie und Art der Kugelzugabe eine Konstante, die sich mit der beschriebenen Meßeinrichtung sehr genau messen läßt.
- b) Der Bodeneinfluß ist nach etwa 7 Kugelschichten bzw. einer Höhe von 5 Kugeldurchmessern verschwunden. Dieses Ergebnis befindet sich in voller Übereinstimmung mit Angaben in der Literatur ( 48 ).

Bei den Hauptversuchen wurden die Messungen daher erst ab 50 mm Wasserspiegelhöhe begonnen, wobei jeweils ein Höhenintervall von rund 50 mm pro Messung mit Wasser aufgefüllt wurde. Die Meßgenauigkeit liegt hierbei in der Größenordnung von  $\pm 1\%$ . Diese Fehlergrenze wurde jedoch durch Mittelwertbildung aus mehreren Messungen noch weiter herabgesetzt.

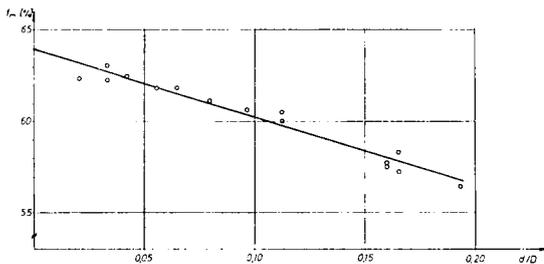


Abb. 3

Abhängigkeit des integralen Füllfaktors vom Verhältnis Kugel - zu Rohrdurchmesser

Abb. 3 zeigt die Ergebnisse. Der mittlere Füllfaktor ist hierbei über  $d/D$  in % aufgetragen.

Die Streuung der Meßpunkte liegt nicht an der Ungenauigkeit der Messung. Sie zeigt vielmehr, wie sehr der Füllfaktor von der Art der Kugelzugabe abhängt. Die Streuung liegt in der Größenordnung von  $\pm 2\%$ , obwohl darauf geachtet worden war, daß die Kugelzugabe von Versuch zu Versuch in gleicher Weise durchgeführt wurde.

Die in Abb. 3 eingezeichnete Gerade entspricht genau der von Sonntag angegebenen Geraden für dichteste regellose Kugelpackungen. Dies wurde durch die Tatsache bestätigt, daß durch Vibration während des Einfüllvorganges und im Anschluß daran keine Verdichtung der Kugelpackung bewirkt werden konnte.

Danach läßt sich der mittlere Füllfaktor in Abhängigkeit von  $d/D$  durch die Gleichung:

$$f_m [\%] = 64,0 - 35,2 d/D \quad (3)$$

beschreiben.

Beim THTR 300 MW Prototypreaktor hat  $d/D$  den Wert 0,0107. Für den zylindrischen

Corebereich ergibt sich somit nach Gl ( 3 ) ein mittlerer Füllfaktor von

$$f_m = 63,6 \%$$

für die erste Beschickung mit Kugeln (dichteste regellose Packung).

Im Core vermindert sich der Füllfaktor merklich erst in unmittelbarer Nähe des Kugelabzugsrohres, sodaß er im gesamten Core als konstant angesehen werden kann.

Bei Versuchen zur Untersuchung des Kugelhaufen-Fließverhaltens wurde beobachtet, daß sich die Füllhöhe im Core und damit der Füllfaktor im Laufe des Umwälzens änderte. Eine genauere Untersuchung zeigte, daß sich ein regellos dicht gepackter Kugelhaufen durch das Umwälzen auflockert, wobei nach einem Volumenzuwachs von etwa 4 % eine Sättigung erreicht wird.

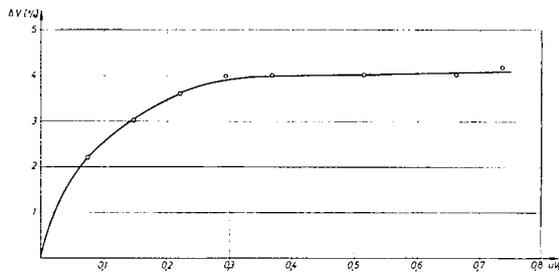


Abb. 4

Relative Volumenänderung eines Kugelhaufens durch Umwälzen  
 Stahlkugeln 8 mm  $\varnothing$     D = 400 mm  $\varnothing$      $H_{\text{zyl}}/D = 1,25$

Abb. 4 zeigt Versuchsergebnisse mit einem Stahlkugelmodell ( 8mm  $\varnothing$  Stahlkugeln, rotationssymmetrische Geometrie,  $H_{\text{zyl}}/D =$  zylindrische Corehöhe / Coredurchmesser = 1,25 bei D = 400 mm  $\varnothing$  ), wobei der prozentuale Füllhöhenzuwachs über dem umgewälzten Corevolumen dargestellt ist. Nach dem Umwälzen von etwa 0,4 Corevolumina war die Sättigung erreicht.

Für den THTR Prototypreaktor bedeutet dieses Ergebnis, daß der integrale Füllfaktor im stationären Betrieb den Wert

$$f_m = 61,2 \%$$

für den zylindrischen Corebereich annehmen wird.

### 2.3 Brückenbildung

Im Kugelhaufen besteht die auch in der Silotechnik bekannte Tendenz zur Brückenbildung. Diese äußert sich darin, daß sich die Kugeln bei geeigneter Behältergeometrie in Form einer Brücke bzw. eines Gewölbes gegeneinander abstützen, sodaß der Druck der darüber lastenden Kugelschüttung abgeleitet wird und unterhalb der Brücke ein

Gebiet stark verminderten Drucks entsteht.

Die Tendenz zur Brückenbildung zeigt sich daher vor allem bei Querschnittsvermindierungen eines Behälters, im Falle des Kugelhaufercores in erster Linie am Kugelabzug.

Um freies Ausfließen der Kugeln zu gewährleisten, ist ein bestimmtes Mindestverhältnis von Abzugsdurchmesser zu Kugeldurchmesser,  $D_a/d$ , erforderlich. Hierzu sind für kreisförmige und verschiedene andere Abzugsquerschnitte mehrere Literaturangaben bekannt ( 4, 6, 30 ). Für kreisförmige Querschnitte wurde von Takahasi ( 6 ), Denton ( 4 ) und Wöhlbier, Reisner ( 30 ) übereinstimmend

$$D_a/d \geq 3$$

angegeben. In der Praxis muß die Beziehung

$$D_a/d \geq 5$$

eingehalten werden.

## 2.4 Druckverteilung

Die Druckverteilung stellt das wesentlichste Unterscheidungsmerkmal zwischen Flüssigkeiten und Schüttgütern dar. Die im folgenden betrachtete statische Druckverteilung in zylindrischen Behältern weist folgende Charakteristika auf:

- i) Die Höhenabhängigkeit des Druckes zeigt einen exponentiellen Verlauf
- ii) Der Druck ist richtungsabhängig ( anisotrop )
- iii) Der Druck in einem Horizontalschnitt ist abhängig von der radialen Position.

Diese Hauptmerkmale wurden in der Literatur für Schüttgüter mehrfach beschrieben ( 49 - 54 ). Der Grund für das erwähnte Druckverhalten liegt in der Tendenz zur Brückenbildung und in einem Abstützen des Schüttgutes an der Behälterwand. Bei rohrförmigen Behältern ausreichender Länge wird hierdurch bewirkt, daß der Bodendruck ab einer bestimmten Füllhöhe eine Sättigung erreicht und unabhängig wird von weiterem Auffüllen. Diese Sättigung wird umso früher erreicht, je kleiner der Rohrdurchmesser ist.

Im folgenden wird über eigene Versuche berichtet, bei welchen Druckmessungen in Kugelschüttungen durchgeführt wurden.

Die Herleitung der Druckgleichung erfolgt unter folgenden Annahmen:

- a) Die unter iii) erwähnte Abhängigkeit des Druckes von der radialen Lage innerhalb einer Horizontalschicht wird vernachlässigt.

b) Der Horizontaldruck ist dem Vertikaldruck proportional

$$p_h(z) = a p(z) \quad (4)$$

c) Die Schubspannung an der Wand ist dem Horizontaldruck proportional

$$\sigma = \mu' p_h \quad (5)$$

Unter diesen Voraussetzungen kann folgende Gleichung für den Gleichgewichtszustand angeschrieben werden

$$R^2 \pi \gamma' dz - 2 R \pi \mu' a p dz - R^2 \pi dp = 0 \quad (6)$$

Hieraus folgt für den Vertikaldruck in Abhängigkeit von z :

$$p = \gamma' R / 2 a \mu' [1 - \exp(-2 a \mu' z / R)] \quad (7)$$

beziehungsweise:

$$p = \gamma' / \lambda [1 - \exp(-\lambda z)] \quad (8)$$

mit

$$\lambda = 2 a \mu' / R$$

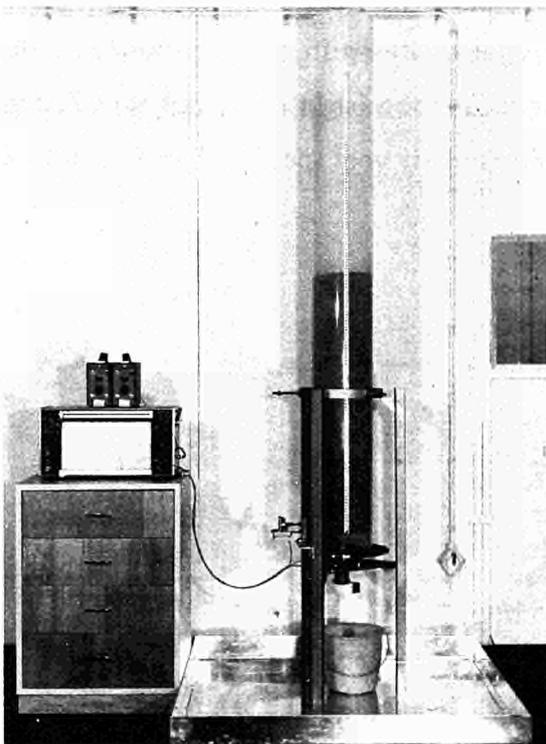


Abb. 5 Druckmeßeinrichtung

Die Druckmessungen wurden in einer Apparatur durchgeführt, die in Abb.5 abgebildet und in Abb.6 schematisch dargestellt ist. Die Kugelschüttung befand sich in einem Plexiglasrohr, das zur Erhöhung der Wandreibung gesandstrahlt worden war. Gemessen wurde der Bodendruck und der Wanddruck unmittelbar über dem Boden. Die Messung erfolgte mit Quarzmeßdosen und wurde nach einer Verstärkerstufe auf einem Zweikanalschreiber registriert. In Verbindung mit verschiedenen Bodeneinsätzen konnten Plexiglasrohre variabler Durchmesser verwendet werden.

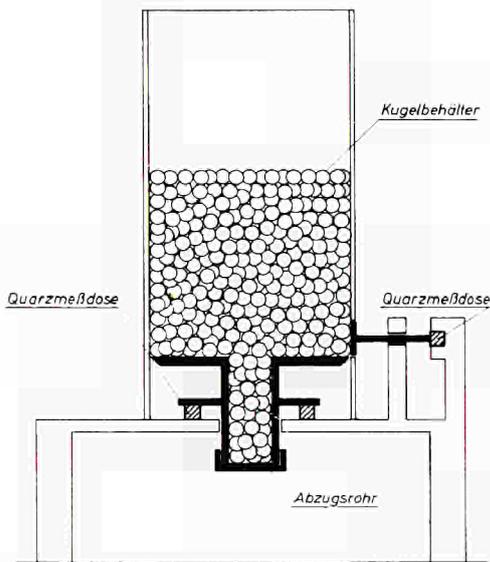


Abb. 6 Schematische Darstellung der Druckmeßeinrichtung

Das Ziel der Messung lag in folgendem:

- Messung des Bodendrucks in Abhängigkeit von der Füllhöhe für verschiedene Kugelsorten (unterschiedliche relative Kugeldurchmesser, Reibungsbeiwerte, spezifische Gewichte),
- Ermittlung des Verhältnisses Horizontaldruck zu Vertikaldruck in Abhängigkeit von der Füllhöhe für verschiedene Kugelsorten,
- Vergleich der Meßwerte mit Gl ( 8 ).

Zwei Beispiele der Druckmessung sind in Abb. 7.1 und 7.2 dargestellt. Durch die Meßpunkte für 8 mm Stahlkugeln und 5,3 mm unglasierte Tonkugeln wurden Kurven gelegt, die nach Gl ( 8 ) errechnet wurden. Unbekannt in Gl ( 8 ) war der genaue Wert des Reibungsbeiwertes  $\mu'$ . Er wurde so gewählt, daß die errechneten Kurven möglichst gut mit den Meßwerten übereinstimmten. Das spezifische Gewicht der Schüttung wurde experimentell ermittelt, indem das Gewicht der Kugelschüttung in Abhängigkeit von der Füllhöhe bestimmt wurde. Die solcherart erhaltene Gerade ist in Abb. 7.1 und 7.2 miteingezeichnet. Sie gibt den Druckverlauf einer Flüssigkeit vom spezifischen Gewicht der Kugelschüttung an.

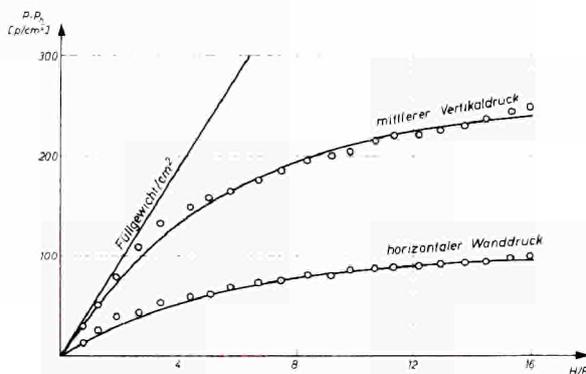


Abb.7.1 Statische Drücke, Stahlkugeln  
 $d = 0,8 \text{ cm } \varnothing$   $R = 9,5 \text{ cm}$   $\mu' = 0,23$   
 o experimentell ermittelte Werte  
 — errechnete Kurve

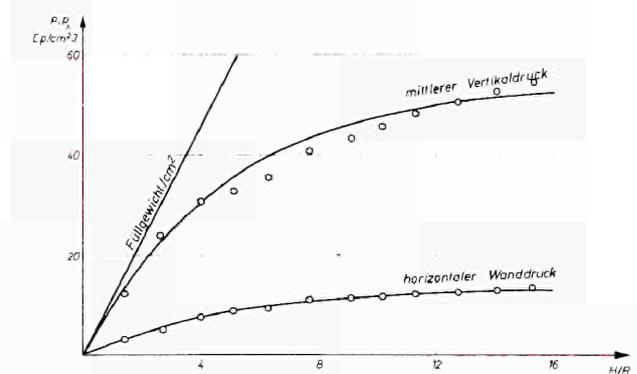


Abb. 7.2 Statische Drücke; unglasierte Tonkugeln  
 $d = 0,53 \text{ cm } \varnothing$   $R = 9,5 \text{ cm}$   $\mu' = 0,42$   
 o experimentell ermittelte Werte — errechnete Kurve

Aus den Ergebnissen folgt:

- 1) Der Horizontaldruck ist dem Vertikaldruck proportional, Gl ( 4 ) als Voraussetzung für die Druckgleichung ist in guter Näherung erfüllt.
- 2) Die Approximation der Meßwerte nach Gl ( 8 ) ergab realistische Reibungsbeiwerte.
- 3) Der errechnete Kurvenverlauf befindet sich in sehr guter Übereinstimmung mit den Meßwerten.

Die Druckgleichung ( 8 ) kann somit zur Berechnung von Druckverteilungen in zylindrisch begrenzten Kugelschüttungen herangezogen werden.

Weitere Versuche ergaben, daß die relative Kugelgröße eine untergeordnete Rolle spielt ( Versuche mit 8,6 mm  $\varnothing$  unglasierten Tonkugeln und mit 3,3 mm  $\varnothing$  Stahlkugeln brachten keine merklichen Abweichungen von den Abb. 7.1 und 7.2 ).

Der durch Gl ( 8 ) beschriebene Druckverlauf gilt auch für den dynamischen Fall. Dies wurde durch Messungen gezeigt, bei welchen die Änderung der Füllhöhe nicht durch Auffüllen des Rohres hervorgerufen wurde, sondern durch Abziehen der Rohrfüllung durch das Abzugsrohr. Die Schreiberaufzeichnung einer solchen Messung für unglasierte Tonkugeln zeigt Abb. 7.3. Die Zuordnung der Füllhöhen konnte aufgrund der selbst beobachteten und mehrfach in der Literatur ( 28, 30 ) belegten Tatsache erfolgen, daß die Ausfließgeschwindigkeit von Schüttgütern aus Behältern praktisch unabhängig ist von der Füllhöhe. Die Abweichung in der Nähe des Koordinatenursprungs erklärt sich daraus, daß bei sehr geringen Füllhöhen Änderungen der Ausfließgeschwindigkeit auftreten.

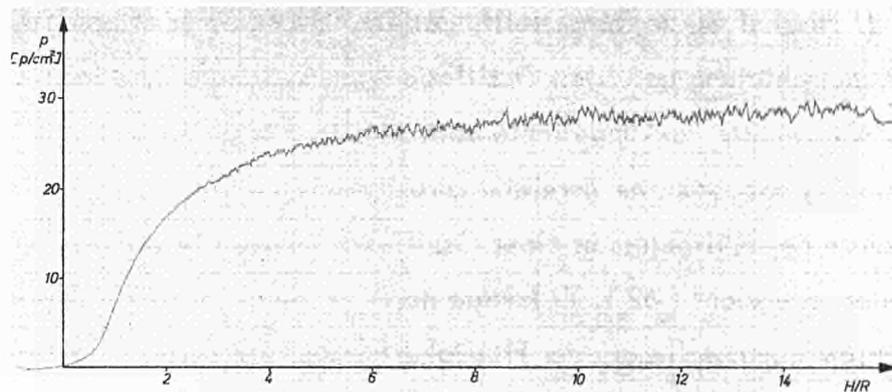


Abb. 7.3 Bodendruck beim Abziehen, unglasierte Tonkugeln  
 $d = 0,53 \text{ cm } \varnothing \quad R = 9,5 \text{ cm} \quad \mu' = 0,42 \quad a = 0,46 \quad \gamma' = 1,2 \text{ p/cm}^3$

Abb. 7 Ergebnisse der Druckmessung in Rohren.

Im übrigen stimmt die dargestellte Kurve jedoch sehr gut mit der errechneten überein, wenn der gleiche Wert für den Reibungskoeffizienten wie beim statischen Fall in Gl ( 8 )

eingesetzt wird. Aus der gleichzeitig aufgezeichneten Kurve für den Wanddruck ergab sich jedoch ein höherer Wert für das Verhältnis Wand- zu Vertikaldruck. Insgesamt ist der Bodendruck beim Abziehen um den Faktor 1,85 kleiner als im statischen Fall. Der Grund hierfür liegt in der durch das Abziehen gestörten Brückenbildung innerhalb der Kugelschüttung.

Sind die Begrenzungsflächen des Kugelhaufens geneigt, ist mit Komplikationen hinsichtlich der Berechnung von Druckverteilungen zu rechnen, wie aus der Literatur für Schüttgüter bekannt ist ( 52 ). Der auftretende Bodendruck beispielsweise kann je nach Neigungswinkel höher oder niedriger sein als nach der Druckgleichung ( 8 ) errechnet. Weiterhin sind an Stellen, an welchen sich der Behälterquerschnitt ändert, Druckänderungen zu erwarten ( 50 ).

## 2.5 Ordnungseffekt

Untersuchungen über das Auftreten von Ordnungsstrukturen in Schüttungen äquiradialer Kugeln wurden erstmals im Zusammenhang mit Modellversuchen zur Molekulartheorie einfacher Flüssigkeiten durchgeführt. Hierbei wurde die Analogie: regellose Kugelschüttung - flüssiger Aggregatzustand, regelmäßige Kugelanordnung - fester Aggregatzustand benutzt ( 57 - 60 ).

Erste Untersuchungen in diesem Zusammenhang wurden von D.G. Scott et al. durchgeführt ( 61 ). Hierbei wurde festgestellt, daß im Inneren einer ursprünglich mit einer regellosen Kugelschüttung gefüllten Oszillationskammer durch Schwingbewegungen eine erhebliche Zunahme der Packungsdichte auftrat. Diese Erscheinung wurde auf das Entstehen regelmäßig angeordneter Bereiche zurückgeführt.

Die Zunahme des Füllfaktors in einer Oszillationskammer wurde von J.D. Bernal et al eingehender untersucht ( 62 ). Es konnte nachgewiesen werden, daß durch die Energiezufuhr gleichsam Einkristalle aus der Flüssigkeit gezüchtet wurden. Im Inneren der Oszillationskammer entstanden regelmäßige Kugelanordnungen. Die Versuche zeigten sogar, daß durch die Wahl der Oszillation das Kristallwachstum und die Strukturorientierung gesteuert werden konnten.

In der experimentellen Abteilung der Firma Brown Boveri/Krupp Reaktorbau GmbH wurde der Ordnungseffekt in einem anderen Zusammenhang beobachtet. Bei Modell-Untersuchungen zum Fließverhalten des Kugelhaufens wurde ein instationäres Verhalten

der Randkugelgeschwindigkeit festgestellt: die Anfangsgeschwindigkeit der Randkugeln verminderte sich im Laufe des Umwälzens<sup>+)</sup> merklich, wobei schließlich eine Sättigung erreicht wurde.

Die Ursache für die beschriebene Randkugelverzögerung lag darin, daß sich durch das Umwälzen des Kugelhaufens eine regelmäßige Kugelanordnung längs der zylindrischen Corewand aufbaute, die sich über mehrere Schichten ins Innere des Cores fortsetzte. Hierdurch wurde die Bewegungsfreiheit der einzelnen Kugeln erheblich eingeschränkt, insbesondere konnten sie nicht ins Coreinnere ausweichen, sondern mußten innerhalb ihrer Schicht gleichmäßig absinken.

Das erwähnte instationäre Verhalten der Randzone ist bei einem Kugelhaufenreaktor unerwünscht, weshalb der Aufbau der Ordnungsstruktur verhindert wird. Dies läßt sich durch Störungen in der zylindrischen Begrenzungsfläche erreichen ( beim AVR-Reaktor wurden daher Schlitze in die Corewand eingefräst ).

Die erwähnten Ordnungseffekte sind Ausdruck eines Minimalprinzips. Es wird ein Zustand minimaler potentieller Energie angestrebt. Hierzu ist zur Überwindung der Reibung im Kugelhaufen die Zufuhr von Energie erforderlich.

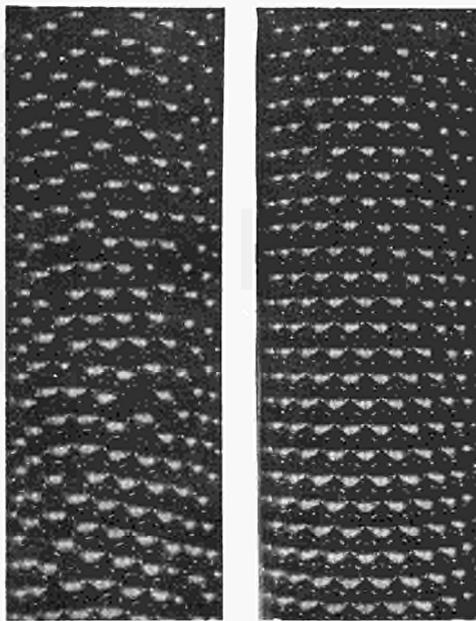


Abb. 8.1  $uK = 0$     Abb. 8.2  $uK = 35000$   
Abb. 8    Ordnungseffekt im Kugelabzugsrohr

Parameter: Anzahl der umgewälzten Kugeln

Eigene Untersuchungen zum Ordnungseffekt wurden an Kugelabzugsrohren durchgeführt. Es zeigte sich, daß Ordnungseffekte auch bei Begrenzungsflächen mit großer Krümmung (Abzugsrohre) auftraten. Abb. 8 zeigt einen Ausschnitt aus einem Abzugsrohr unmittelbar nach dem Einfüllen sowie nach dem Umwälzen von 35000 Kugeln. Weiterhin wurde festgestellt, daß für das Auftreten des durch Umwälzen bedingten Ordnungseffektes Begrenzungsflächen erforderlich sind, die aus parallelen Erzeugenden bestehen.

<sup>+)</sup>  Unter "umwälzen" wird das Abziehen von Kugeln aus dem Core bei gleichzeitiger Kugelzugabe zum Core in einem geschlossenen Kreislauf verstanden, sodaß die Kugelzahl im Core konstant bleibt.

In Abzugsrohren mit gekrümmten Achsen tritt kein Ordnungseffekt dieser Art auf.

## 2.6 Zusammenfassung der grundlegenden Eigenschaften des Kugelhaufens

Der Kugelhaufen läßt sich der Gruppe der Schüttungen zuordnen. Wie diese weist er gewisse Parallelen zu Flüssigkeiten auf, die vor allem auf der gegenseitigen Beweglichkeit seiner Elemente beruhen. Es gibt jedoch einige Eigenschaften, in welchen sich der Kugelhaufen in Übereinstimmung mit Schüttungen allgemeiner Art wesentlich von Flüssigkeiten unterscheidet. Zu diesen gehören insbesondere:

- i) Die Oberflächenausbildung ( Böschungswinkel ),
- ii) Die Tendenz zur Brückenbildung,
- iii) Die Druckverteilung.

Andererseits gibt es charakteristische Eigenschaften des Kugelhaufens, in welchen er sich von allgemeinen Schüttgütern unterscheidet. Sie beruhen auf der ausgezeichneten geometrischen Gestalt seiner Elemente. Zu ihnen zählen:

- a) Der Füllfaktor in einer Kugelschüttung ist praktisch unabhängig von der betrachteten Kugelsorte,
- b) In einem Kugelhaufen können Ordnungseffekte auftreten, ähnlich der Entstehung von Kristallen aus einer Schmelze.

Ferner fallen beim Kugelhaufen gewisse Parameter fort, die bei Schüttgütern eine Rolle spielen können, wie beispielsweise Alterungseffekte durch Lagern, Kompressibilität der Schüttung, Effekte im Zusammenhang mit unterschiedlichen Korngrößen usw.

Der Kugelhaufen weist somit Parallelen zu Flüssigkeiten, Schüttungen und Festkörpern auf. Bei Vermeidung von Ordnungseffekten und Störungen durch Brückenbildung (Verstopfungen) ist er in seinem Bewegungsverhalten am ehesten als inkompressible Flüssigkeit zu betrachten. Eine theoretische Beschreibung mit Hilfe der Navier-Stokesschen Gleichungen wird vor allem durch die komplizierte Druckverteilung (Abschnitt 2.4) erschwert. Selbst für den behandelten einfachsten Fall des durch einen zylindrischen Behälter begrenzten, statischen Kugelhaufens ist die Theorie noch nicht weit genug entwickelt, um auf experimentelle Untersuchungen verzichten zu können. Diese sind bisher der einzige Weg zur Ermittlung der Anisotropie des Drucks.

Bei komplizierteren Behältergeometrien fehlt eine Theorie der Druckverteilung vollends. Hinzu kommen Schwierigkeiten bei der Definition und Messung der Zähigkeit des Kugelhaufens.

Aus diesen Gründen wurde das Fließverhalten des Kugelhaufens in der vorliegenden Arbeit auf experimentellem Wege untersucht. Als Grundlage diente das Modell der inkompressiblen Flüssigkeit.

### 3.0 Meßmethoden zur Untersuchung des Kugelhaufen-Fließverhaltens

Die Meßmethoden zur experimentellen Untersuchung des Kugelhaufen-Fließverhaltens können in direkte und indirekte Methoden gegliedert werden.

#### 3.1 Direkte Meßmethoden

Bei den direkten Methoden werden mit Hilfe einer Strahlung die Positionen von Testkugeln im Kugelhaufen unmittelbar festgestellt. Hierzu bieten sich zwei Möglichkeiten:

- i) Die Strahlenquellen befinden sich innerhalb der Testkugeln. Diese werden durch Registrierung der Strahlung außerhalb des Coremodells geortet ("Emissionsmethode").
- ii) Die Strahlenquelle befindet sich außerhalb des Coremodells, das Core wird durchstrahlt ("Transmissionsmethode"). Die Ortung der Testkugeln geschieht unter Benutzung ihrer Eigenschaften als Absorber, Reflektoren oder Streuzentren.

Für diese Methoden kommt jede hinreichend durchdringende Strahlung in Frage. Materialeigenschaften der Coremodelle, Sicherheits- und Kostenüberlegungen engen die Auswahl der Strahlungsarten jedoch beträchtlich ein. Zur praktischen Anwendung gelangten Gammastrahlen und sichtbares Licht.

Die Emissionsmethode wurde zur Untersuchung der winkelabhängigen Geschwindigkeitsverteilung längs der Wand des AVR-Cores herangezogen (1). Die Winkelabhängigkeit des Kugelfließens rührt im AVR-Reaktor von den vier Einbuchtungen des Reflektors her, in welchen die Abschaltstäbe geführt werden. Hierbei wurden Testkugeln verwendet, die  $\text{Co}^{60}$  Präparate enthielten. Die Positionen der Testkugeln wurden mit Hilfe von Geiger-Müller-Zählrohren festgestellt.

Von den Möglichkeiten der Transmissionsmethode wurde die Absorptionsmethode als günstigste bei zahlreichen Versuchen herangezogen. Als Strahlung wird sichtbares Licht verwendet, Coremodell und Kugelhaufen sind aus durchsichtigem Material gefertigt, während die Testkugeln undurchsichtig sind (Absorber). Core und Kugelhaufen werden von einer Lichtquelle durchstrahlt, die Testkugeln erscheinen bei einer Beobachtungsrichtung von  $180^\circ$  zur Einfallrichtung des Lichts als schwarze Kreisflächen. Ihre räumliche Ortung erfolgt durch zwei Ortungsgerade. Die Lichtquelle ist hierbei zweckmäßig flächenförmig ausgebildet. Bei rotationssymmetrischen Coregeometrien kann auf die Bestimmung der Winkelposition verzichtet werden, sodaß eine einzige Ortungsgerade genügt.

Wegen des bei der Transmissionsmethode bisher stets verwendeten Kugelmaterials Glas wurden die Modelle, bei welchen nach dieser Methode gemessen wurde, "Glaskugelmodelle" genannt. Die Entwicklung solcher Modelle wurde in der experimentellen Entwicklungsabteilung der Firma Brown Boveri/Krupp Reaktorbau GmbH durchgeführt und war zu Beginn der vorliegenden Arbeit im wesentlichen abgeschlossen. Probleme ergaben sich hierbei vor allem mit der Immersionsflüssigkeit (Abschnitt 5.3). Um durch die Glaskugeln hindurchsehen zu können, muß das gesamte Modell in eine Flüssigkeit vom Brechungsindex der verwendeten Glaskugeln getaucht werden (Immersionsflüssigkeit). Es liegt dann ein optisch homogener Körper mit planem, parallelen Begrenzungsflächen vor, in welchem Testkugeln eindeutig festgestellt werden können.

Das Hauptanwendungsgebiet des Glaskugelmodells liegt in folgendem:

- a) Ermittlung von Strömungsprofilen
- b) Bestimmung von Kugelbahnkurven
- c) Ermittlung von Versuchsergebnissen zur Aufstellung spezieller Beschickungsprogramme (Anwendung: Anfahrprogramm des AVR-Reaktors).

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurde das Glaskugelmodell vor allem zur Ermittlung von Kugelbahnkurven (Abschnitt 6.1.1) und in geringerem Maße zur Bestimmung von Strömungsprofilen in rotationssymmetrischen Coremodellen eingesetzt. Darüberhinaus wurden auch beim Glaskugelmodell indirekte Meßmethoden angewandt, um die Analogie der Fließvorgänge im Glaskugelmodell zu jenen im Reaktorcore nachzuweisen.

Ein wesentlicher Vorteil des Glaskugelmodells liegt in der unmittelbaren Anschaulichkeit der Strömungsvorgänge. Ein solches Modell eignet sich daher in besonderem Maße als Simultanmodell, das parallel zum Reaktorcore laufen kann und jederzeit die Konfiguration des Kugelhaufens anzeigt. Ein solcher Simultanbetrieb wurde bei bestimmten Anfahrstritten des AVR-Reaktors durchgeführt.

### 3.2 Indirekte Meßmethoden

Im Gegensatz zu den direkten Meßmethoden, deren Entwicklung in der experimentellen Entwicklungsabteilung der Firma Brown Boveri/Krupp Reaktorbau GmbH zu Beginn der vorliegenden Arbeit bereits weitgehend abgeschlossen war, mußten die indirekten Methoden erst entwickelt und erprobt werden. Die Notwendigkeit hierzu ergab sich vor allem aus den beiden folgenden Gründen:

- i) Einsatz von Core- bzw. Kugelhaufenmodellen aus undurchsichtigen Materialien (Parameteruntersuchungen, 1:1 Graphitkugelmodell)
- ii) Erhöhung der Umwälzgeschwindigkeit für Reihenuntersuchungen.

Die indirekten Methoden bestehen darin, daß aus der Messung integraler Größen die Einflüsse verschiedener Parameter auf das Fließverhalten festgestellt oder die Geschwindigkeitsverteilung im Core approximativ ermittelt werden. Als solche integrale Größen kommen vor allem die Zeiten in Betracht, die bestimmte Kugeln zum Durchlaufen des Cores benötigen. Die Durchlaufzeiten werden hierbei durch die Kugelzahlen angegeben, die zum Durchlaufen der betrachteten Kugeln durch das Core umgewälzt werden müssen ( $u_K = \underline{\text{umgewälzte Kugel}}$ ). Die  $u_K$ -Werte werden häufig auf die Gesamtzahl der Kugeln im Core bezogen, d.h. die Durchlaufzeiten werden in Vielfachen der "umgewälzten Corevolumina"  $u_{VC}$  (genauer: Coreinhalte) angegeben. Diese Zählung ist vor allem beim Vergleich verschiedener Kugelhaufen (mit unterschiedlichen Kugelzahlen) vorteilhaft.

Bei den indirekten Methoden werden also markierte Testkugeln (TK) an definierte Stellen des Cores eingelegt und die Anzahl der umgewälzten Kugeln oder der Bruchteil des umgewälzten Coreinhaltes bestimmt, bis die Testkugeln an einer anderen definierten Position, z.B. am Kugelabzugsrohr oder einer beliebigen anderen Stelle des Kugelkreislaufs erscheinen.

Die Testkugeln müssen folgenden Anforderungen genügen:

- i) Sie müssen an irgendeiner Stelle des Kugelkreislaufs, nach Möglichkeit auch im automatischen Betrieb, eindeutig als Testkugeln erkennbar sein.
- ii) Durch die Testkugeln darf keine Störung der Kugelhaufenbewegung bewirkt werden, bzw. die Testkugeln dürfen sich in ihrem Bewegungsverhalten nicht von den anderen Kugeln unterscheiden.
- iii) Bei gewissen Varianten indirekter Meßmethoden muß eine eindeutige Zuordnung der Testkugeln zu bestimmten Raumpunkten im Core gewährleistet sein.

Für die Markierung der Testkugeln gegenüber den Normkugeln bieten sich verschiedene Möglichkeiten. Die einfachste und gleichzeitig verlässlichste Methode besteht darin, als Testkugeln Kugeln mit abweichendem Durchmesser zu verwenden.

Ein wichtiger Punkt in der Entwicklung der direkten Meßmethoden lag darin, die Einsatzmöglichkeit solcher Testkugeln zu prüfen. In zahlreichen Experimenten wurde sichergestellt, daß Durchmesserabweichungen bis zu  $\pm 50\%$  zulässig sind, solange die Zahl der Testkugeln klein ist gegenüber der Gesamtkugelzahl im Core. Bei der Unter-

suchung spezieller Randeffekte in Gebieten großer radialer Geschwindigkeitsgradienten sollte allerdings der Durchmesserunterschied möglichst klein sein.

Der Hauptvorteil dieser Markierung gegenüber allen anderen besteht in der absoluten Sicherheit, mit welcher die solcherart markierten Testkugeln aus dem Kugelkreislauf ausgeschieden und damit registriert werden können.

Die Forderung nach Einzelidentifizierbarkeit der Testkugeln wurde durch Numerierung der Testkugeln oder durch Farbmarkierung erreicht.

Aus dem Bereich der indirekten Meßmethoden wurden drei Verfahren entwickelt: die uK-Methode, die Methode der Durchlaufkurven und die Spektrenmethode.

Testkugeln und Normkugeln bilden jeweils eine Gruppe. Die drei indirekten Meßmethoden unterscheiden sich darin, ob bzw. in welchem Umfang die Elemente der Testkugelgruppe voneinander unterscheidbar sind, d.h. ob und in welcher Form eine "zweite Markierung" vorhanden ist oder nicht.

Bei der uK-Methode sind die Elemente der Testkugelgruppe individuell gekennzeichnet (Numerierung) und somit voneinander unterscheidbar, während dies bei der Spektrenmethode nicht der Fall ist. Die Methode der Durchlaufkurven nimmt eine Mittelstellung ein. Die Gruppe der Testkugeln zerfällt hier in mehrere Untergruppen (Farbmarkierung), wobei die Elemente der einzelnen Untergruppen untereinander nicht unterscheidbar sind.

Die uK-Methode liefert somit eine Fülle von differentieller Information, während bei Anwendung der Spektrenmethode eine integrale Information in Form einer Wahrscheinlichkeits- bzw. Häufigkeitsverteilung erhalten wird.

Im Falle eines rotationssymmetrischen Cores reicht die Ermittlung solcher Häufigkeitsverteilungen zur Beschreibung des gesamten Kugelhaufen-Fließverhaltens aus. Bei nicht rotationssymmetrischen Coregeometrien muß hierzu die uK-Methode herangezogen werden.

### 3.2.1 Die uK-Methode

Bei der uK-Methode werden Testkugeln in übereinanderliegenden Horizontalschichten mit Hilfe von Schablonen an bestimmten Stellen des Cores eingelegt, wobei sie zur Mittelwertbildung im allgemeinen auf konzentrischen Kreisen angeordnet sind. Gemessen wird, nach wieviel umgewälzten Kugeln die einzelnen Testkugeln das Core verlassen haben (daher die Bezeichnung uK-Methode).

Die Auswertung der Meßwerte erfolgt graphisch. Zunächst werden die "Umwälzkurven" ( U-Kurven ) - uK-Werte als Funktion der radialen Ausgangslage mit der ursprünglichen

Höhenposition als Parameter - ermittelt:

$$U = U(r, z) \quad (9)$$

Durch Differenzenbildungen aufeinanderfolgender U-Kurven wird hierauf die mittlere Geschwindigkeit in Abhängigkeit von der radialen Position für die einzelnen Höhenintervalle erhalten.

Die Differenzenbildung hat längs Kugelbahnkurven ( im folgenden kurz mit Bahnkurven bezeichnet ) zu erfolgen.

Für die Anwendung der uK-Methode müssen daher die Bahnkurven als Funktion der Raumkoordinaten r und z bekannt sein:

$$\rho = \rho(r, z) \quad (10)$$

Die Bahnkurven werden durch Indizes  $r^+$  ( $r^+ = 1, 2, 3 \dots n$ ) gekennzeichnet.

Die Differenzen zweier U-Kurven der Höhenpositionen  $z_1$  und  $z_2$  lauten somit:

$$\Delta uK(r^+, z_1, z_2) = U(r^+, z_1) - U(r^+, z_2) \quad (11)$$

für  $r^+ = 1, 2 \dots n$

Hieraus werden Mittelwerte der senkrechten Geschwindigkeitskomponenten im Höhenintervall  $\Delta z$  ermittelt:

$$\bar{v}(r^+, z_1, z_2) = \Delta z / \Delta uK \quad (12)$$

Entsprechend könnten auch Mittelwerte der radialen Geschwindigkeitskomponenten errechnet werden. Die senkrechte Komponente ist jedoch wesentlicher, im folgenden wird daher unter "Geschwindigkeit" stets die senkrechte Komponente verstanden. Die Mittelwerte der Geschwindigkeiten längs der einzelnen Bahnkurven werden schließlich in Form einer Treppenkurve als Funktion der Höhenposition dargestellt und durch eine stetige Kurve approximiert.

Das beschriebene Verfahren kann für jede beliebige Bahnkurve durchgeführt werden, womit die Geschwindigkeit an jedem Punkt des Cores in guter Näherung angegeben werden kann.

Die uK-Methode wurde angewendet, um das in Abschnitt 4.1 behandelte theoretische Modell des Kugelfließens zu überprüfen. Außerdem ermöglicht diese Methode die Untersuchung des Fließverhaltens in nicht rotationssymmetrischen Coregeometrien ( z.B. AVR ).

### 3.2.2 Methode der Durchlaufkurven

Die Durchlaufkurve eines Kugelhaufens ist die Umwälzkurve für  $z = 0$ , d.h. sie gibt an, wie lange eine Kugel in Abhängigkeit von ihrer radialen Anfangsposition zum Durchlaufen des Cores benötigt:

$$D(r) = U(r, 0) \quad (13)$$

Wie bei der uK-Methode werden zur Ermittlung der Durchlaufkurve Testkugeln in konzentrischen Kreisen an der Oberfläche des Kugelhaufens angeordnet und gemessen, wie lange sie zum Durchlaufen des Cores benötigen.

Die Messung der Durchlaufkurve kann deshalb als eigene Methode zur Untersuchung des Kugelhaufen-Fließverhaltens bezeichnet werden, da sie in Verbindung mit dem in Abschnitt 4.1 behandeltem theoretischen Modell der Kugelhaufenbewegung zur approximativen Bestimmung der Geschwindigkeit im gesamten Core ausreicht.

Bei der Bestimmung der Durchlaufkurven erhält man gleichzeitig Aufschluß über den statistischen Charakter der Kugelhaufenbewegung durch die Streuung der Durchlaufzeiten von Testkugeln gleicher Positionen.

### 3.2.3 Spektralmethode

Bei der Spektralmethode werden Testkugeln gleichmäßig über die eingeebnete Oberfläche der Kugelschüttung verteilt (Testkugelschicht) und mit einem Schüttkegel bedeckt. Gemessen wird die Anzahl (oder das Gewicht) der Testkugeln  $\Delta TK$  pro  $uV_c$ -Intervall  $\Delta uV_c$  ( $uV_c =$  umgewälztes Corevolumen<sup>+</sup>), d.h. die Verteilungsfunktion, nach welcher die Testkugeln das Core verlassen. Diese Verteilungsfunktion

$$\varepsilon = \varepsilon(uV_c) \quad (14)$$

wird als "Verweilspektrum" (V-Spektrum) bezeichnet.

$\varepsilon$  ist nach obigem gegeben durch:

$$\varepsilon(uV_c) = (1 / \Sigma TK) \lim_{\Delta uV_c} \frac{\Delta TK(uV_c)}{\Delta uV_c} = (1 / \Sigma TK) \frac{dTK(uV_c)}{duV_c} \quad (15)$$

$\Sigma TK$  bedeutet die Summe der verwendeten Testkugeln (Normierung).

Wie in Abschnitt 4.2.3 gezeigt wird, können aus V-Spektren Geschwindigkeitsver-

---

<sup>+</sup> Corevolumen bedeutet den vom Kugelhaufen erfüllten Corebereich

teilungen ermittelt werden. In graphischer Darstellung vermitteln sie ein anschauliches Bild vom Fließverhalten des Kugelhaufens und eignen sich daher in hervorragendem Maße zum Vergleich verschiedener Kugelhaufen, insbesondere durch die Art der "Zeit"-Zählung in  $uV_c$ -Einheiten. Aus diesem Grunde und wegen der Möglichkeit, mit einfachen Modellen in relativ kurzer Zeit Informationen über das Kugelhaufen-Fließverhalten zu gewinnen, wurde die Spektrenmethode zu Parameteruntersuchungen an rotationssymmetrischen Cores herangezogen.

Sie läßt sich auch zur Untersuchung nicht rotationssymmetrischer Coregeometrien verwenden. In solchen Fällen ist eine Zuordnung der Testkugeln zu ihren ursprünglichen Ausgangspositionen an der Oberfläche des Kugelhaufens im Gegensatz zu rotationssymmetrischen Geometrien (Abschnitt 4.2.3) nicht mehr möglich, die Spektren vermitteln jedoch auch dann noch einen guten Überblick über das Kugelhaufen-Fließverhalten. So wurde beispielsweise die Frage, ob der THTR 300 MW Prototypreaktor ein zentrales Abzugsrohr (Rotationssymmetrie) oder mehrere (z.B. 5) Abzugsrohre haben sollte, bzw. ob hierdurch große Unterschiede im Kugelhaufen-Fließverhalten auftreten, mittels Verweilspektren untersucht (worauf im Rahmen dieser Arbeit jedoch nicht weiter eingegangen werden kann). Wesentliche Anregungen zur Entwicklung der Verweilspektrenmethode kamen von Herrn Dr. W. Rausch, der auch über erste Ergebnisse mit dieser Methode (u.a. im Zusammenhang mit der Frage der Abzugsrohre) berichtete ( 63, 64 ).

### 3.3 Zusammenfassung der Meßmethoden

Im folgenden sind die wesentlichen Merkmale der einzelnen Meßmethoden sowie ihre Hauptanwendungsgebiete tabellarisch zusammengefaßt.

	Methode	Vorteile	Nachteile	Hauptanwendungsgebiet
direkte Methoden	Emissionsmethode	Möglichkeit direkter Messungen in undurchsichtigen Modellen, insbesondere Großmodellen	Geringe Zahl von Testkugeln aus Sicherheitsgründen, aufwendige Versuchseinrichtung zur Ortung von Testkugeln, die sich nicht unmittelbar längs der Corewand befinden	Untersuchung von "Wandprofilen" bei nichtrotationssymmetrischen Coregeometrien
	Transmissionsmethode (Glaskugelmodell)	Höchste Anschaulichkeit durch Verwendung von sichtbarem Licht als Strahlenquelle	Komplizierter Modell-aufbau, geringe Umwälzgeschwindigkeit	Ermittlung von Kugelbahnkurven, Strömungsprofilen, speziellen Beschickungsprogrammen
indirekte Methoden	uK-Methode	Möglichkeit zur approximativen Messung der gesamten Geschwindigkeitsverteilung im Core	Aufwendige Versuchsdurchführung und -auswertung	Überprüfung von theoretischen Modellen, Untersuchung von nichtrotationssymmetrischen Coregeometrien
	Methode der Durchlaufkurven	Einfache Versuchsauswertung	Zweifachmarkierung der Testkugeln erforderlich	Parameteruntersuchungen bei rotationssymmetrischen Coregeometrien
	Spektralmethode	Möglichkeit der Verwendung einfacher Modelle mit hohen Umwälzraten, kurze Versuchsdurchführung wegen Einfachmarkierung der Testkugeln	Reicht zur eindeutigen Ermittlung des Kugelhaufenfließverhaltens nur bei rotationssymmetrischen Coregeometrien aus	Parameteruntersuchungen bei rotationssymmetrischen Coregeometrien

#### 4.0 Beschreibung des Kugelhaufen-Fließverhaltens

Im folgenden wird zunächst das theoretische Modell behandelt, das der Erfassung der Kugelhaufenbewegung zugrunde gelegt wurde. Anschließend werden verschiedene Funktionen diskutiert, die in Verbindung mit dem theoretischen Modell zur Beschreibung des Kugelhaufen-Fließverhaltens herangezogen werden können.

#### 4.1 Theoretische Grundlage

Als Grundgleichung, die die Bewegung des Kugelhaufens genügt, wird die Kontinuitätsbedingung für inkompressible Medien

$$\operatorname{div} \vec{v} = 0 \quad (16)$$

betrachtet. Abweichungen von der Gültigkeit der Inkompressibilität innerhalb des Cores sind lediglich in der Umgebung des Abzugsrohres zu erwarten, da sich hier durch erhöhten Wandeinfluß die Packungsdichte zu niedrigeren Werten verschiebt (vgl. Abschnitt 2.2). Wegen der geringen relativen Kugelgröße ist dieser Corebereich jedoch vernachlässigbar klein (kleiner als 1 % des gesamten Corevolumens).

In Hinblick auf den Einsatz einer digitalen Rechenanlage wurde, ausgehend von Gleichung (16), das folgende theoretische Modell eingeführt, das die Bezeichnung "Stromröhrenmodell" erhielt.

Das gesamte Corevolumen wird durch Bahnkurvenrotationsflächen in rotationssymmetrische Teilvolumina zerlegt, die als "Stromröhren" bezeichnet werden. Die Kennzeichnung der einzelnen Stromröhren erfolgt durch die Bahnkurvenindizes  $r^+$ , wobei die Stromröhre mit dem Index  $r^+ = i$  von den Bahnkurvenrotationsflächen  $i$  und  $i-1$  begrenzt wird (Abb. 9).

Weiterhin werden folgende Bezeichnungen eingeführt (siehe Abb. 9, Zählung der z-Koordinate von oben nach unten)

$Q(r^+, z)$	kreisförmiger Querschnitt (Horizontalschnitt) der Stromröhre $r^+$ an der Höhenposition $z$
$V(r^+, z_1, z_2)$	Volumen der Stromröhre $r^+$ im Höhenintervall $(z_1, z_2)$
$V(r^+)$	Volumen der Stromröhre $r^+$ im Intervall $(0, H)$ ("Stromröhrenvolumen")
$T(r^+, z_1, z_2)$	Zeit zum Durchlaufen des Höhenintervalls $(z_1, z_2)$ in der Stromröhre $r^+$ (gemessen in $uK$ oder $uV_C$ )

$T(r^+)$	Durchlaufzeit (Höhenintervall $(0, H)$ ) in der Stromröhre $r^+$
$v(r^+, z)$	senkrechte Geschwindigkeit in der Stromröhre $r^+$ an der Höhenposition $z$
$v(r^+, 0)$	Anfangsgeschwindigkeit in der Stromröhre $r^+$
$M(r^+, z)$	Mengenfluß in der Stromröhre $r^+$ an der Höhenposition $z$ , Definition siehe Gleichung (17) .

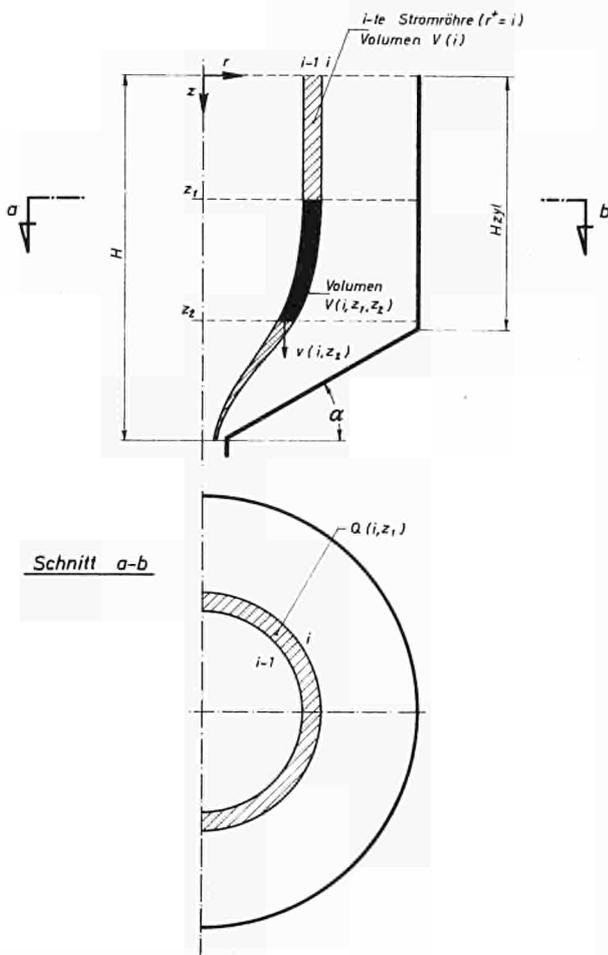


Abb. 9 Schematische Darstellung zum Stromröhrenmodell

$v(r^+, z)$  und  $T(r^+, z_1, z_2)$  sowie die entsprechenden Größen ohne  $z$ -Argumente sind Mittelwerte über den Stromröhrenquerschnitt  $Q(r^+, z)$ , d.h. durch das Stromröhrenmodell werden die radiale Geschwindigkeitsverteilung und die Durchlaufkurve als Treppenfunktion dargestellt. Dies kommt durch das Symbol  $r^+$  zum Ausdruck.

Innerhalb einer Stromröhre gilt entsprechend der Kontinuitätsbedingung:

$$M(r^+, z) = Q(r^+, z) v(r^+, z) = M(r^+) \quad (17)$$

d.h. der Mengestrom  $M(r^+, z)$ , definiert als Produkt aus horizontaler Querschnittsfläche  $Q(r^+, z)$  und der Vertikalkomponente der Geschwindigkeit ist eine Größe, die lediglich von der betrachteten Stromröhre abhängt, jedoch unabhängig ist von der Höhenposition innerhalb der Stromröhre. Daher reicht bei Kenntnis der Bahnkurven eine einzige radiale Funktion zur Festlegung

des gesamten Fließverhaltens eines bestimmten Kugelhaufens aus. Derartige radiale Funktionen werden "charakteristische Funktionen" genannt.

In der Möglichkeit, durch Angabe einer einzigen charakteristischen Funktion das Fließverhalten des Kugelhaufens zu beschreiben, liegt einer der wesentlichen Vorzüge des Stromröhrenmodells. Ein weiterer Vorteil liegt darin, daß sich das Kugelhaufen-

Fließverhalten mit dem Stromröhrenmodell durch ein einfaches Rechenprogramm bei minimalen Rechenzeiten berechnen läßt. Die radiale Mittelwertbildung der Geschwindigkeit innerhalb einer Stromröhre ist durchaus zulässig, da sich in großen Corebereichen die Geschwindigkeit in radialer Richtung nicht sehr stark ändert. Lediglich in der Nähe der Wände treten größere Geschwindigkeitsgradienten auf.

## 4.2 Charakteristische Funktionen

In Abschnitt 4.1 wurden die charakteristischen Funktionen als radial abhängige Funktionen definiert, durch die in Verbindung mit dem Stromröhrenmodell das Kugelhaufen-Fließverhalten beschrieben werden kann. Im engeren Sinn werden hierunter Funktionen verstanden, die experimentell unmittelbar meßbar sind.

Es sei noch einmal hervorgehoben, daß das Stromröhrenmodell sowie die charakteristischen Funktionen in der beschriebenen Weise nur für rotationssymmetrische Coregeometrien anwendbar sind. Beide sind prinzipiell auch für nicht rotationssymmetrische Coregeometrien gültig (z.B. AVR), in diesen Fällen muß jedoch die Winkelabhängigkeit des Kugelhaufen-Fließens berücksichtigt werden. Hieraus ergeben sich kompliziertere Stromröhrengometrien, die charakteristischen Funktionen werden zu Flächen. Zu ihrer experimentellen Ermittlung ist die Unterscheidbarkeit der Testkugeln (zweite Markierung) erforderlich.

Aus der Kenntnis der (experimentell meßbaren) charakteristischen Funktionen lassen sich weitere Funktionen errechnen, die zur Lösung spezieller Probleme des Kugelhaufenreaktors hinsichtlich des Kugelhaufen-Fließverhaltens erforderlich sind. Hierzu gehören beispielsweise die radiale Mengenflußverteilung  $M(r^+)$  (siehe Gl ( 17 )), deren Kenntnis für die Erstellung des Beschickungsprogramms erforderlich ist, oder die Abhängigkeit des Grenzradius  $r_g$  bei Zweizonenbeschickung vom Beschickungsverhältnis  $\beta$  (siehe Abschnitt 6.3.2).

### 4.2.1 Radiale Geschwindigkeitsverteilung

Durch Angabe der radialen Geschwindigkeitsverteilung in einer beliebigen Höhe ist die Geschwindigkeitsverteilung im gesamten Core festgelegt.

Gegeben sei  $v(r^+, z_1)$ . Die Geschwindigkeit an einer beliebigen Höhe  $z$  des Cores ergibt sich dann näherungsweise durch

$$v(r^+, z) = v(r^+, z_1) \frac{Q(r^+, z_1)}{Q(r^+, z)} \quad (18)$$

Hinsichtlich der experimentellen Ermittlung kommt in erster Linie die radiale Anfangsgeschwindigkeitsverteilung als charakteristische Funktion in Betracht.

Es gilt dann:

$$v(r^+, z) = v(r^+, 0) v_{rel}(r^+, z) \quad (19)$$

wobei  $v_{rel}(r^+, z)$  die relative Geschwindigkeitsverteilung im Core bedeutet (d.h. die Anfangsgeschwindigkeit ist in jeder Stromröhre gleich 1).  $v_{rel}(r^+, z)$  sind Größen, die nur von den Bahnkurven abhängen. Die Verteilung der relativen Geschwindigkeiten wird daher vom Rechenprogramm (Abschnitt 4.3) ohne Eingabe einer charakteristischen Funktion bei vorgegebenen Bahnkurven errechnet.

$v(r^+, 0)$  läßt sich bei nicht zu geringen Füllhöhen ( $H_{zyl} / D = \text{zylindrische Corehöhe} / \text{Coredurchmesser} > 0.7$ ) aus Strömungsprofilen ermitteln, sofern der Bereich senkrechter Bahnkurven (Abschnitt 6.1.1) nicht verlassen wird. In diesem Bereich ist die Geschwindigkeit höhenunabhängig, die zurückgelegten Wege  $s(r^+, z)$  (Strömungsprofile) sind daher den Geschwindigkeiten  $v(r^+)$  proportional.

#### 4.2.2 Durchlaufkurven (D-Kurven)

Die Durchlaufkurve

$$D = D(r)$$

gibt an, wieviele Kugeln bzw. welche Bruchteile des Coreinhalts umgewälzt werden müssen, damit das gesamte Core in Abhängigkeit von der radialen Ausgangsposition  $r$  durchlaufen wird.

Aus Gleichung (17) ergibt sich die Zeit  $T(r^+, z_1, z_2)$ , die eine Kugel zum Durchlaufen des Höhenintervalls ( $z_1, z_2$ ) in der Stromröhre  $r^+$  benötigt, aus

$$Q(r^+, z) dz = M(r^+) dt \quad (20)$$

$$\int_{z_1}^{z_2} Q(r^+, z) dz = M(r^+) T(r^+, z_1, z_2)$$

zu

$$T(r^+, z_1, z_2) = \frac{V(r^+, z_1, z_2)}{M(r^+)} \quad (21)$$

Insbesondere gilt für das Höhenintervall  $(O, H)$ :

$$T(r^+) = V(r^+) / M(r^+) \quad (22)$$

Mit Gl (17) ergibt sich somit die Geschwindigkeit  $v(r^+, z)$  an einem beliebigen Corepunkt aus der Durchlaufzeit  $T(r^+)$  zu:

$$v(r^+, z) = \frac{V(r^+)}{T(r^+) Q(r^+, z)} \quad (23)$$

Die Methode,  $v(r^+, z)$  nach Gl (23) aus der Durchlaufzeit  $T(r^+)$  zu errechnen, ist die günstigste, da hierbei Ungenauigkeiten im Bahnkurvenmodell (Abschnitt 6.1) am wenigsten ins Gewicht fallen. Diese können lediglich lokale Abweichungen der Geschwindigkeit bewirken, die integrale Größe der Gesamtdurchlaufzeit wird von möglichen Fehlern im Bahnkurvenmodell nicht beeinflusst.

#### 4.2.3 Verweilspektren

Verweilspektren lassen sich unter Benützung der Tatsache in Durchlaufkurven umwandeln, daß die Durchlaufkurven monoton wachsende Funktionen sind (gerechnet von der Coreachse zum Corerand). Es besteht daher ein eindeutiger Zusammenhang zwischen der prozentualen Anzahl von Testkugeln, die das Core zu einem bestimmten Zeitpunkt  $uV_C$  verlassen haben und der Kreisfläche der Horizontalschicht, in welcher sie sich ursprünglich befanden.

Da das Verweilspektrum  $\varepsilon(uV_C)$  nach Gl (14) normiert ist:

$$\int_0^{\infty} \varepsilon(uV_C) d uV_C = 1 \quad (24)$$

gilt:

$$\int_0^{uV_C} \varepsilon(f) df = r^2 / R^2 \quad (25)$$

wobei  $r$  den oben erwähnten Radius der Testkugelschicht bedeutet, bis zu welchem die Testkugeln zum Zeitpunkt  $uV_C$  das Core verlassen haben.  $R$  ist der Coreradius.

Somit ergibt sich  $r$  als Funktion von  $uV_C$ :

$$r(uV_C) = R \left[ \int_0^{uV_C} \varepsilon(f) df \right]^{1/2} \quad (26)$$

Dies ist die inverse Funktion zur Durchlaufkurve  $D(r)$ . Wegen des bereits erwähnten monotonen Charakters der Durchlaufkurve ist diese jedoch durch Gl (26) eindeutig bestimmt.

Durch die beschriebene Möglichkeit der Umwandlung der Verweilspektren in die entsprechenden Durchlaufkurven können die Verweilspektren daher ebenfalls als Eingabedaten für ein Rechenprogramm herangezogen werden, mit welchem das Kugelhaufen-Fließverhalten nach dem Stromröhrenmodell berechnet wird.

Wie bereits in Abschnitt 3.2.3 erwähnt, eignen sich Verweilspektren in besonderem Maße zum Vergleich des Fließverhaltens verschiedener Kugelhaufen. Je gleichmäßiger das Kugelhaufen-Fließen ist, desto höher ist der Peak des Spektrums und umso kürzer ist das  $uV_c$ -Intervall  $\Delta uV_c$  (100 %), innerhalb dessen 100 % der Testkugeln das Core verlassen. Die erste Testkugel (1. TK) erscheint relativ immer später, die letzte (100 %) relativ immer früher, d.h. das Verweilspektrum zieht sich immer mehr zusammen.

Verschiedene Verweilspektren können daher neben dem graphischen Vergleich auch tabellarisch dadurch verglichen werden, daß die  $\Delta uV_c$  (x %)-Werte für verschiedene Prozente x der Testkugeln gegenübergestellt werden (Abschnitt 6.4).

#### 4.3 Das Rechenprogramm

In Zusammenarbeit mit der theoretischen Entwicklungsabteilung der Firma Brown Boveri/Krupp Reaktorbau GmbH wurde das Rechenprogramm DONAU erstellt. Das Programm wurde für eine Rechanlage IBM 360 in Fortran IV programmiert. Es berechnet bei vorgegebenen Bahnkurven die Stromröhrenvolumina  $V(r^+)$ , die relativen Geschwindigkeiten an den Gitterpunkten  $v_{rel}(r^+, z)$  (Anfangsgeschwindigkeit  $v(r^+, 0) = 1$  innerhalb jeder Stromröhre), sowie bei vorgegebenen Durchlaufzeiten die absoluten Geschwindigkeiten  $v(r^+, z)$ . Hieraus werden Strömungsprofile errechnet.

Ergebnisse des Rechenprogramms und Vergleiche mit experimentellen Ergebnissen werden in den Abschnitten 6.2, 6.3 und 7.0 behandelt.

## 5.0 Versuchseinrichtungen

Die Hauptabmessungen der im folgenden beschriebenen Modelle sind in Tabelle 3 zusammengefaßt.

Tabelle 3

Abmessungen verschiedener Modelle

	1:1 Graphit- kugelmodell	Stahlkugel- modell	Glaskugel- modell	Schöpf- modell
D ( mm )	3 000	400	400	400
d ( mm )	60	8	8	3.3, 4, 5.3, 6, 8, 8.6
$D_a$ ( mm )	500	variabel	66,6	variabel
H ( mm )	2 500	800	400	500
$\alpha$ ( mm )	30	30	30	10 bis 40

### 5.1 Das 1:1 Graphitkugelmodell

Das 1:1 Modell war, wie bereits in der Einleitung erwähnt, von der experimentellen Abteilung der Firma Brown Boveri/Krupp Reaktorbau GmbH vor Beginn der vorliegenden Arbeit errichtet worden, um das Kugelhaufen-Fließverhalten im AVR-Reaktor zu studieren. Es wurde zur Untersuchung des Ordnungseffektes (Abschn. 2.5) sowie zu Messungen der Durchlaufzeiten von Zentral- und Randkugeln benutzt, wobei  $\text{Co}^{60}$ -markierte Testkugeln verwendet wurden.

Ein Bild des Modells zeigt Abb. 10. Das Modell besteht aus einer Stahlkonstruktion, in der sich ein Graphitboden mit Gasschlitzten, Plexiglaswände mit Schlitzten zur Verhinderung des Aufbaus einer Ordnungsstruktur (Abschn. 2.5) sowie Graphiteinbauten (sog. "Nasen") zur Führung der Abschaltstäbe befinden.

Die wesentlichen Abmessungen des Modells sind in Tabelle 3 zusammengestellt.

Durch den Übergang zu anderen Meßmethoden im Rahmen dieser Arbeit mußte der Kugelkreislauf außerhalb des Cores neu aufgebaut werden. Außerdem wurde er soweit automatisiert, daß die erforderlichen Meßwerte selbsttätig registriert wurden und daß Sicherungen für alle möglichen Störungen vorgesehen wurden.

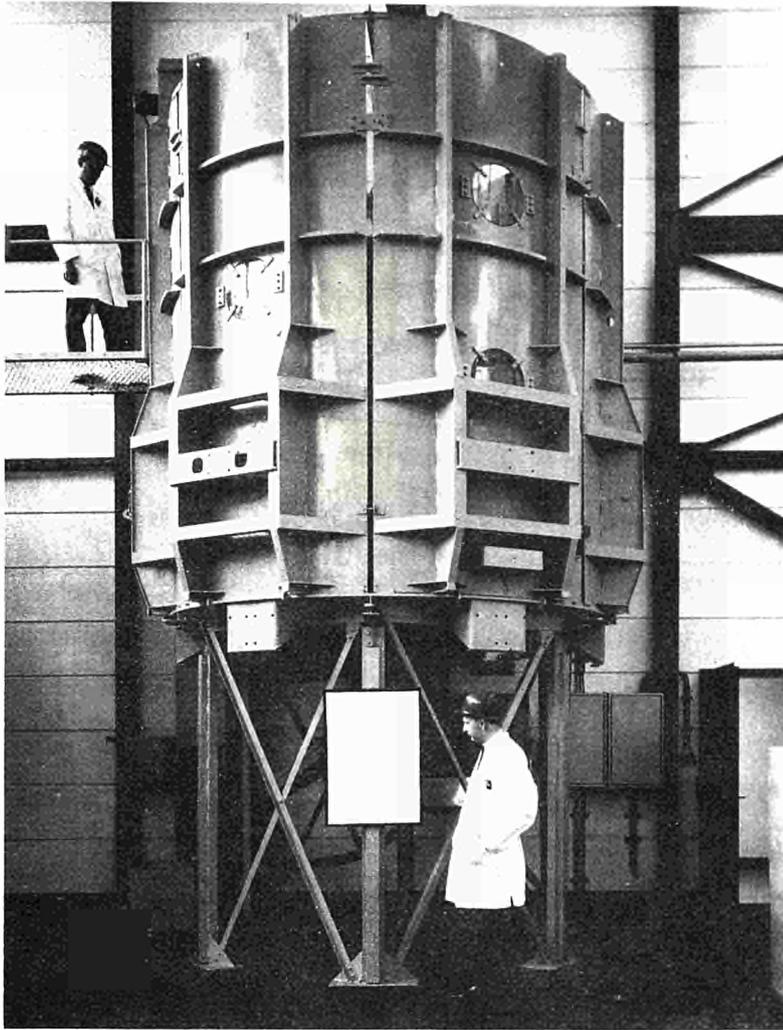


Abb. 10 1:1 Graphitkugelmodell

Als Testkugeln wurden anstelle der  $\text{Co}^{60}$ -markierten Kugeln Graphitkugeln mit 55 mm  $\varnothing$  (gegenüber 60 mm  $\varnothing$  der Normkugel) verwendet. Ein Schema des Kugelkreislaufes zeigt Abb. 11.

Die Kugeln gelangen durch den langsam rotierenden Tellereinzeln T über die Rinne R zum Höhenförderer H. Nach dem Passieren des Höhenförderers werden sämtliche Kugeln mit Hilfe der Lichtschranke  $L_1$  elektronisch gezählt (Hauptzähler).

Anschließend werden die Testkugeln längs der Entnahmestrecke E von den Normkugeln getrennt. Dies geschieht durch einen Schlitz, den die Normkugeln überrollen, während die Testkugeln hindurchfallen.

Die Registrierung der Testkugeln erfolgt über eine weitere Lichtschranke  $L_2$ , deren Signale von einem zweiten elektronischen Zähler aufgenommen werden.

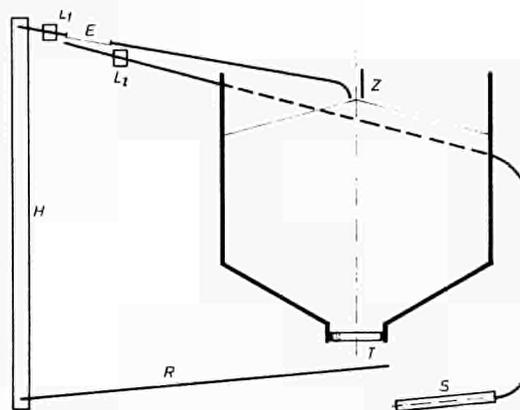


Abb. 11 Schema des Kugelkreislaufs beim 1:1 Graphitkugelmodell

E	Entnahmestrecke der Testkugeln	R	Rinne
H	Höhenförderer	S	Sammelbehälter für Testkugeln
L <sub>1</sub>	Lichtschranke 1 (Kugelzählung)	T	Tellereinzelnher
L <sub>2</sub>	Lichtschranke 2 (Testkugelzählung)	Z	Zentrale Kugelzugabe

Die Normkugeln werden dem Core über das zentrale Kugelzugaberohr Z wieder zugeführt, während die Testkugeln in den Sammelbehälter S gelangen. Dieser besteht aus einem Plexiglasrohr, in welchem die Testkugeln hintereinander aufgereiht werden, wodurch ihre Reihenfolge festgelegt ist.

Für die Ausgabe von Meßwerten mit Hilfe eines Druckers stehen zwei Möglichkeiten offen:

- a) Beim Erscheinen einer Testkugel wird der Drucker veranlaßt, den augenblicklichen Zählerstand auszudrucken. Um zu vermeiden, daß bei zu rascher Aufeinanderfolge Testkugeln wegen der Totzeit des Druckers nicht registriert werden, wird der Kreislauf durch den Zählimpuls einer Testkugel unterbrochen. Weitere Testkugeln, die noch vor der Unterbrechung des Kugelkreislaufs ausgeschieden werden, werden vom Testkugelzähler gezählt. Durch eine justierbare Zeitverzögerung druckt der Drucker den Zählerstand des Hauptzählers erst aus, wenn mit Sicherheit keine Testkugel mehr ausgeschieden werden kann. Da gleichzeitig auch der Zählerstand des Testkugelzählers mitausgedruckt wird, ist ein Nichtregistrieren von Testkugeln ausgeschlossen. Nach dem Druckvorgang läuft das Modell selbsttätig wieder an.

Diese Methode wurde bei Untersuchungen mit der uK-Methode eingesetzt. Durch die eindeutige Reihenfolge im Sammelbehälter ist die Zuordnung der nummerierten Testkugeln zu den ausgedruckten Zählerständen gewährleistet.

b) Durch Einstellung einer Vorwahl am Hauptzähler wird erreicht, daß der Drucker die Anzahl der in einzelnen  $\mu\text{K}$ - bzw.  $\mu\text{V}_c$ -Intervallen ausgeschiedenen Testkugeln ausdrückt. Diese Registriermöglichkeit entspricht der Ermittlung von Verweilspektren. Die Intervall-Länge kann während des Versuchs geändert und damit der Testkugelrate angepaßt werden.

Auch bei diesem Verfahren wird das Nichtregistrieren von Testkugeln, deren Erscheinen in die Totzeit des Druckers fällt, durch Unterbrechung des Kugelkreislaufs und verzögertes Ausdrucken vermieden.

Nach diesem Verfahren wurden Verweilspektren bei der AVR-Geometrie (mit Nasen) und im rotationssymmetrischen Core ohne Nasen ermittelt.

Bei der Installierung des Kugelkreislaufes traten Schwierigkeiten durch die bereits in Abschn. 2.3 erwähnte Tendenz zur Brückenbildung auf. Diese äußerte sich in Verstopfungen und Verklümmungen der Kugeln, die insbesondere an zwei Stellen des Kreislaufs auftraten: beim Eintritt in den Höhenförderer (der pro Tasche bis zu drei Kugeln gleichzeitig aufnehmen kann) und vor Eintritt in das Kugelzugaberohr.

Diese Schwierigkeiten konnten durch geeignete geometrische Anordnung und durch Justierung des Kugeldurchsatzes am Tellereinzelnher beseitigt werden; außerdem wurden verschiedene Überlaufsicherungen eingebaut.

Die mittlere Umwälzleistung des Modells liegt bei ca. 15000 Kugeln pro Stunde.

Das 1 : 1 Graphitkugelmodell wurde vor allem dazu eingesetzt, Ähnlichkeitsbeziehungen zwischen verschiedenen Modellen nachzuweisen ( Abschn. 6.2.4.1 ).

## 5.2 Stahlkugelmodell

Ein Bild des Stahlkugelmodells zeigt Abb. 12. Die Hochförderung der hierbei verwendeten Stahlkugeln geschieht mit Hilfe einer Spindel, mit welcher bis zu 60000 Kugeln pro Stunde umgewälzt werden können.

Vor dem Eintritt der Kugeln in die Spindel befinden sich zur Vermeidung von Einlaufverklümmungen eine verstellbare Schleuse. Ein Rüttelmotor verhindert Brückenbildungen an der Schleuse.

Der Kugelkreislauf ist in der gleichen Weise automatisiert wie beim 1 : 1 Graphitkugelmodell. Die Testkugeln haben einen Durchmesser von  $7,5 \text{ mm } \varnothing$ , während der

Durchmesser der Normkugeln 8 mm  $\varnothing$  beträgt. Die Registrierung der Testkugeln erfolgt ebenfalls über Lichtschranken, elektronische Zähler und einen Drucker.

In Tabelle 3 sind die wesentlichen Abmessungen des Modells zusammengefaßt. Durch Einsätze kann der Abzugsdurchmesser sowie der Übergang Wand - Konus (eckig oder verschiedene Verrundungen) variiert werden.

Das Modell wurde zu Messungen mit der uK-Methode sowie zur Aufnahme von Verweil-Spektren eingesetzt.



Abb. 12 Das Stahlkugelmodell

### 5.3 Glaskugelmodell

Als Normkugeln wurden beim Glaskugelmodell durchsichtige Glaskugeln von 8mm  $\varnothing$  und einem Brechungsindex von  $n = 1,517$  verwendet. Als Testkugeln dienten früher schwarze Glaskugeln.

Um die schwarzen von den durchsichtigen Glaskugeln zu trennen, wurde in der experimentellen Entwicklungsabteilung der Firma Brown Boveri/Krupp Reaktorbau GmbH eine elektronische Sortiermaschine entwickelt, die jedoch den Kugeldurchsatz auf maximal 6000 Kugeln pro Stunde begrenzte und zudem störanfällig war.

Daher wurde im Rahmen der vorliegenden Arbeit wie beim 1:1 Graphitkugelmodell das Prinzip der kleineren Testkugeln eingeführt, wodurch der Kugeldurchsatz verdoppelt und das Meßverfahren wesentlich vereinfacht wurde. Als Testkugeln wurden Aluminiumkugeln verwendet.

Eines der Hauptprobleme des Glaskugelmodells lag in der Entwicklung einer geeigneten Immersionsflüssigkeit, mit welcher die Hohlräume zwischen den Glaskugeln sowie der Raum um das Coremodell erfüllt werden müssen, um einen optisch homogenen Block mit planparallelen Begrenzungsflächen zu erhalten. Die Immersionsflüssigkeit mußte mindestens aus zwei Komponenten mit verschiedenen Brechungsindizes bestehen, um den Brechungsindex genau auf die verwendete Glascharge einjustieren zu können.

Nach verschiedenen Vorversuchen brachte schließlich ein Gemisch aus Phenyläthylalkohol und Geraniol den gewünschten Erfolg. Der Brechungsindex beträgt für Phenyläthylalkohol 1,531 und für Geraniol 1,479. Die Zähigkeit des Gemisches beträgt  $\eta = 0,63 \text{ P}$ , seine Dichte  $\rho = 0,975 \text{ g cm}^{-3}$ . Um diesen Wert vermindert sich wegen des Auftriebes das spezifische Gewicht der Glaskugeln.

Schwierigkeiten ergaben sich daraus, daß die Immersionsflüssigkeit mit verschiedenen häufig verwendeten Modellwerkstoffen reagiert, beispielsweise mit Plexiglas, Kupfer, Kupferlegierungen und Gummi. Als Werkstoffe mußten daher Plexidur, Stahl, Aluminium und bestimmte Kunststoffe wie Polytetrafluoräthylen ( Teflon ) verwendet werden.

Das Glaskugelmodell wurde im Rahmen dieser Arbeit vor allem zur Ermittlung von Kugelbahnkurven verwendet, wozu eine eigene Methode entwickelt wurde, in geringem Maße zur Ermittlung von Strömungsprofilen. Zu Vergleichszwecken wurden jedoch auch Versuche mit der Verweilspektren-Methode durchgeführt.

Ein Bild des Versuchstandes zeigt Abb. 13. Die Abmessungen des verwendeten Glaskugelmodells entsprechen im wesentlichen jenen des Stahlkugelmodells.

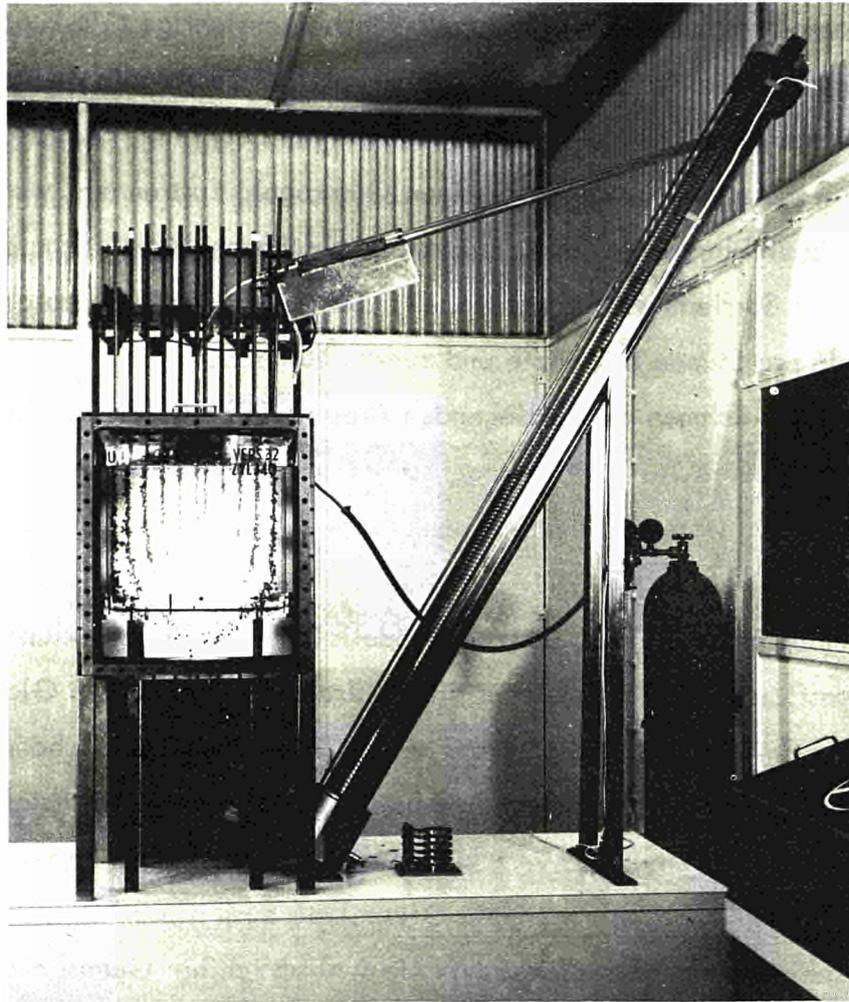


Abb. 13 Das Glaskugelmodell

#### 5.4 Schöpfmodell

Das Schöpfmodell erhielt seinen Namen daher, weil hierbei von Hand "umgeschöpft" wurde. Ein Bild des Modells zeigt Abb. 14.

Der zylindrische Teil besteht aus Plexiglas und ist mit Einfräsungen zur Verhinderung einer Ordnungsbildung versehen. In den Plexiglaszylinder können verschiedene Böden eingesetzt werden, die selbst wieder Ausnehmungen für unterschiedliche Einsätze besitzen. Somit können verschiedene Verrundungen zwischen zylindrischem Corebereich und konischem Boden (Wand - Boden) sowie zwischen Boden und Abzugsrohr angebracht werden. Weiterhin kann der Abzugsdurchmesser variiert werden.

Als Testkugeln wurden Kugeln mit größerem Durchmesser verwendet, die von den Normkugeln durch Aussieben getrennt wurden. Die pro Umwälzintervall umgewälzten

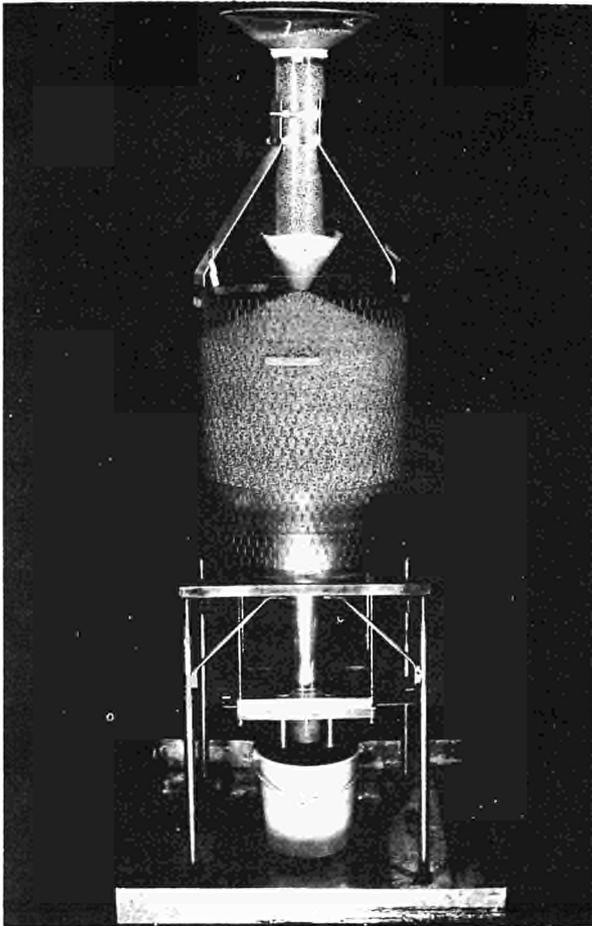


Abb. 14 Das Schöpfmodell

Corebruchteile  $\Delta uV_c$  sowie die hierin enthaltenen Testkugeln  $\Delta TK$  wurden durch Wägung ermittelt.

Das Schöpfmodell wurde aufgebaut, um die Einschränkungen der Spindelmodelle zu umgehen. Diese sind:

- a) Hohe Anforderungen an die Toleranzen der Kugeln,
- b) Festlegung auf eine bestimmte Kugelgröße,
- c) Begrenzte Umwälzgeschwindigkeit.

Das Schöpfmodell wurde vorwiegend zu Parameteruntersuchungen an rotations-symmetrischen Coregeometrien eingesetzt, wobei in erster Linie die Verweil-Spektren-Methode, daneben auch die Methode der Durchlaufkurven angewendet wurde.

## 5.5 Zusammenfassung der untersuchten Kugelsorten

In Tabelle 4 sind die wichtigsten Eigenschaften der untersuchten Kugelsorten zusammengefasst. Die Reibungskoeffizienten wurden nach der Vier-Kugelmethode gemessen (65) und dürften eher zu hoch liegen. Sie sollten auch hauptsächlich als Relativdaten dienen. Nicht angeführt sind die verschiedenen Arten von Testkugeln.

Tabelle 4

Zusammenfassung der wichtigsten Eigenschaften der verwendeten Kugelsorten

Kugelmateriale	d	$\gamma$ (p/cm <sup>3</sup> )	$\mu$
Graphit	60	1,6	0,20
	10	1,6	0,20
Ton glasiert	5,3	2,0	0,37
	8,6	2,0	1,01
Ton unglasiert	5,3	2,0	0,37
	8,6	2,0	1,01
Glas	8	2,6	0,20
Aluminium	7	2,6	0,22
Stahl	3,3	7,8	0,20
	4	7,8	0,20
	6	7,8	0,20
	8	7,8	0,20

## 6.0 Versuchsergebnisse

Die Gliederung der Versuchsergebnisse entspricht folgenden Zielen:

- a) dem Nachweis der Gültigkeit des Stromröhrenmodells,
- b) Parameteruntersuchungen an rotationssymmetrischen Coregeometrien.

Voraussetzung für die Anwendung des Stromröhrenmodells ist die Kenntnis der Kugelbahnkurven. Ihre Ermittlung wird daher im ersten der folgenden Abschnitte beschrieben. Hieran schließt sich die Darstellung von Versuchsergebnissen an, die mit Ergebnissen des Rechenprogramms verglichen werden, wodurch die Gültigkeit des Stromröhrenmodells nachgewiesen wird. Im Anschluß daran werden als Beispiele für die Anwendung des Stromröhrenmodells Geschwindigkeits- und Mengenflußverteilungen berechnet.

Im darauffolgenden Abschnitt werden die Ergebnisse von Parameteruntersuchungen an rotationssymmetrischen Coregeometrien diskutiert. Auf der Grundlage dieser Ergebnisse wird im letzten Abschnitt das Kugelhaufen-Fließverhalten für den THTR Prototypreaktor mit Hilfe des in Abschnitt 4.3 beschriebenen Rechenprogramms näherungsweise errechnet.

### 6.1 Experimentelle Ermittlung von Kugelbahnkurven

Die Ermittlung von Kugelbahnkurven war im Zusammenhang mit dem Stromröhrenmodell eine der wesentlichsten experimentellen Aufgaben.

Am einfachsten lassen sich Bahnkurven im Glaskugelmodell ermitteln, in welchem sie unmittelbar sichtbar gemacht werden können. Hierzu wurden Aluminiumkugeln (gleiches spezifisches Gewicht wie Glas) von 7,5 mm  $\varnothing$  verwendet, die dem Kugelhaufen durch Rohre zugegeben wurden (Abb. 13). Die Bahnkurven wurden fotografiert, wobei häufig eine oder nur zwei Bahnkurven gleichzeitig ermittelt wurden, um eine eindeutige Zuordnung der Testkugeln in der Nähe des Kugelabzugsrohres zu gewährleisten.

Zwei Aufnahmen von Bahnkurven bei unterschiedlichen zylindrischen Füllhöhen zeigen Abb. 15.1 und 15.2. Auf diese Weise wurden im Glaskugelmodell Bahnkurven für die zylindrischen Höhen  $H_{\text{Zyl}}$  (mm) = 150, 200, 250, 300 und 340 ermittelt. Die Ergebnisse sind in Abb. 16.1 bis 16.5 dargestellt. Ihnen ist folgendes zu entnehmen:

Bei hohen zylindrischen Füllhöhen passen sich die Bahnkurven der Coreberandung an. Je geringer die Füllhöhe ist, desto schwächer wird die Anpassung, d.h. desto eher biegen die Bahnkurven in Richtung Abzugsrohr um. Unterhalb einer bestimmten Höhe tritt die entgegengesetzte Tendenz auf, d.h. die Bahnkurven passen sich mit abnehmender Füllhöhe

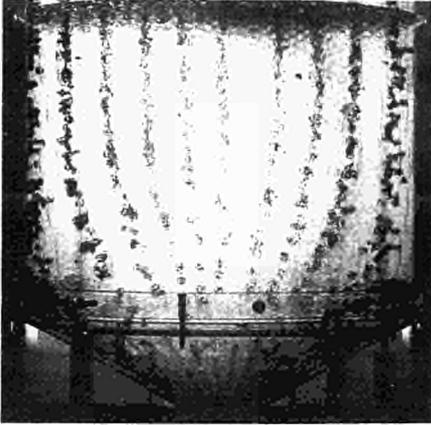
Abb. 15.1  $H_{\text{zyl}} = 300 \text{ mm}$ Abb. 15.2  $H_{\text{zyl}} = 200 \text{ mm}$ 

Abb. 15 Ermittlung von Kugelbahnkurven im Glaskugelmodell  
 Parameter: Zylindrische Höhe  
 $D = 400 \text{ mm } \varnothing$        $d = 8 \text{ mm } \varnothing$

wieder besser der Coreberandung an. Der kritische Höhenbereich liegt zwischen 200 und 250 mm, also im Bereich  $0,5 < H_{\text{zyl}}/D < 0,62$ . Auf diesen Effekt wird in Abschnitt 6.4 noch einmal eingegangen. Hier soll lediglich darauf hingewiesen werden, daß die Bahnkurven von der relativen Füllhöhe im Core abhängig sind.

Weiterhin sind sie abhängig vom spezifischen Kugelgewicht. Versuche zur Ermittlung von Bahnkurven, die nicht im Glaskugelmodell durchgeführt werden können, sind aufwendig, wurden jedoch für das Stahlkugelmodell bei einer zylindrischen Füllhöhe von  $H_{\text{zyl}} = 300 \text{ mm}$  durchgeführt.

Hierbei wurden an mehreren Radien farbmarkierte Testkugeln auf konzentrischen Kreisen eingelegt. Anschließend wurde umgewälzt, die Testkugeln sanken ein Stück ab, worauf weitere Testkugeln an denselben Stellen eingelegt wurden. Dies wurde wiederholt, bis die ersten Testkugeln das Core verlassen hatten, worauf die im Core befindlichen Testkugeln mit Hilfe eines Gebläses durch Absaugen der übrigen Kugeln freigelegt und ihre Positionen ermittelt wurden.

Die solcherart ermittelten Bahnkurven sind in Abb. 16.6 neben jenen dargestellt, die bei derselben Höhe am Glaskugelmodell ermittelt wurden. Es ist ersichtlich, daß eine Erhöhung des spezifischen Kugelgewichts eine bessere Anpassung der Bahnkurven an die Coregeometrie bewirkt. Die Stahlkugelbahnkurven sind allerdings mit größeren Fehlern behaftet als jene, die am Glaskugelmodell aufgenommen wurden, wo jede Bahnkurve mehrmals gemessen wurde.

Insgesamt ist festzustellen, daß die Bahnkurven im Hauptteil des zylindrischen

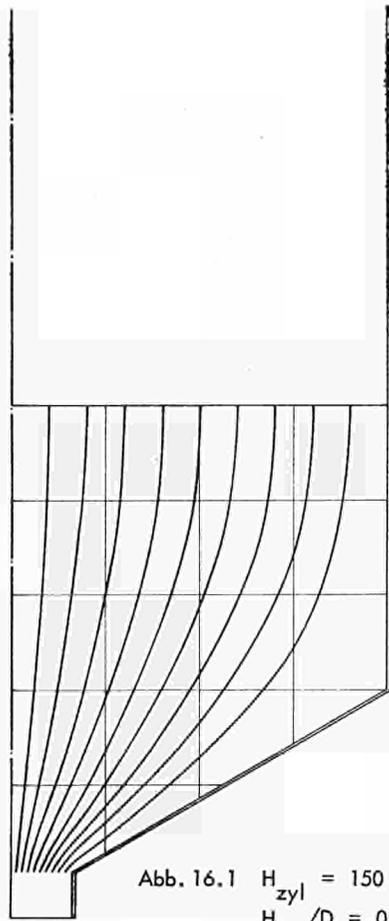


Abb. 16.1  $H_{\text{zyl}} = 150 \text{ mm}$   
 $H_{\text{zyl}}/D = 0,375$

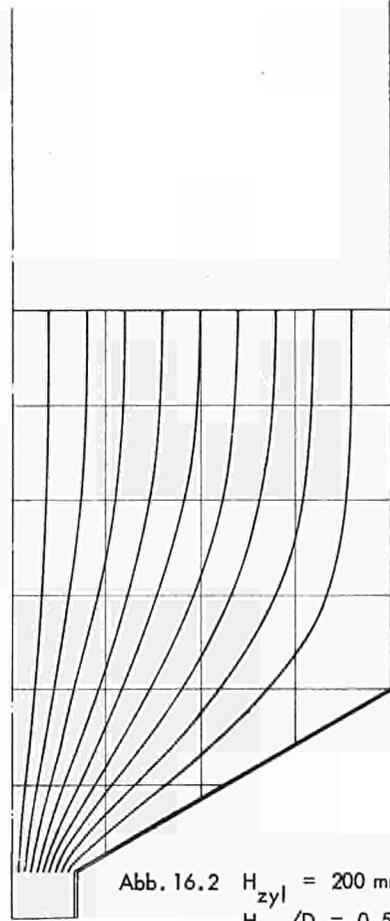


Abb. 16.2  $H_{\text{zyl}} = 200 \text{ mm}$   
 $H_{\text{zyl}}/D = 0,5$

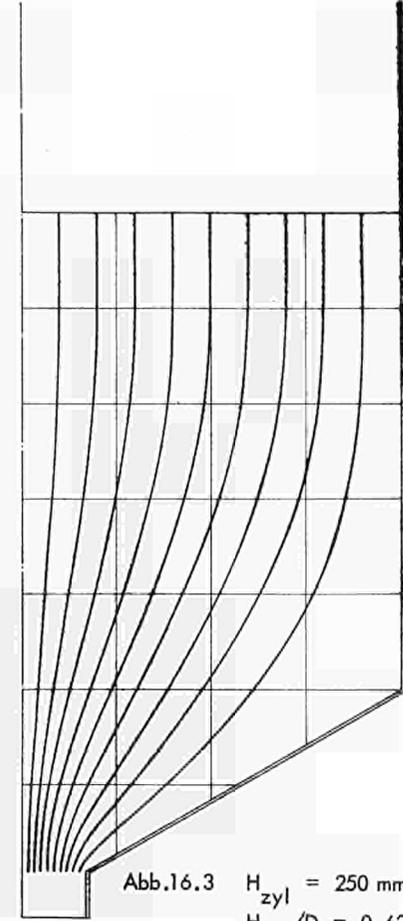


Abb. 16.3  $H_{\text{zyl}} = 250 \text{ mm}$   
 $H_{\text{zyl}}/D = 0,625$

Abb. 16 Kugelbahnkurven Glaskugelmodell  
 Parameter: zylindrische Füllhöhe

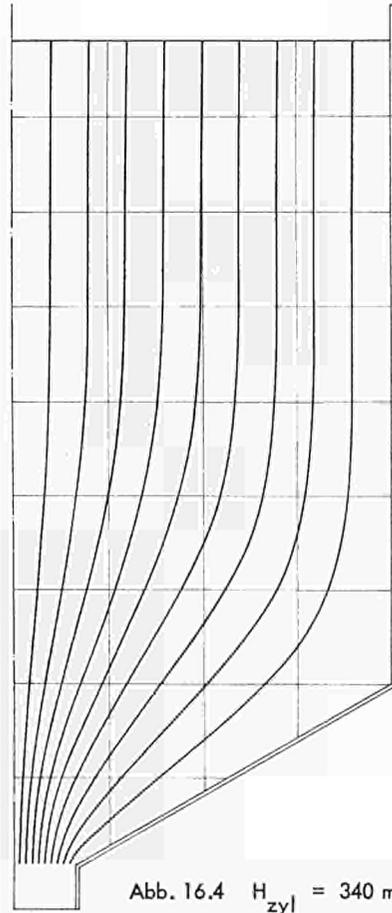


Abb. 16.4  $H_{\text{zyl}} = 340 \text{ mm}$   
 $H_{\text{zyl}}/D = 0,85$   
 Glaskugelmodell

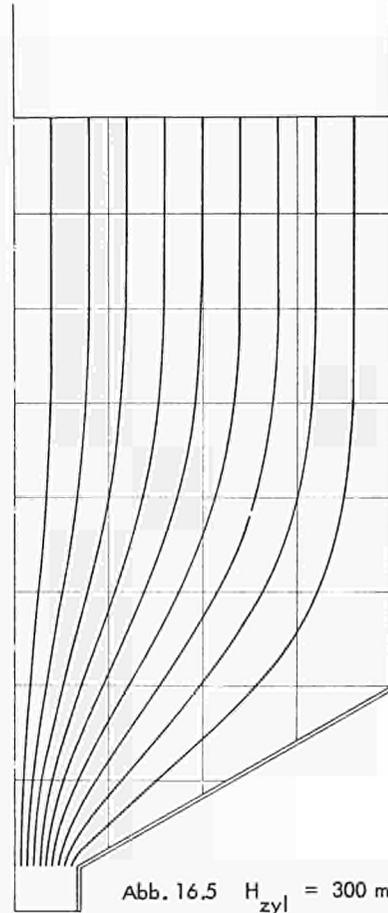


Abb. 16.5  $H_{\text{zyl}} = 300 \text{ mm}$   
 $H_{\text{zyl}}/D = 0,75$   
 Glaskugelmodell

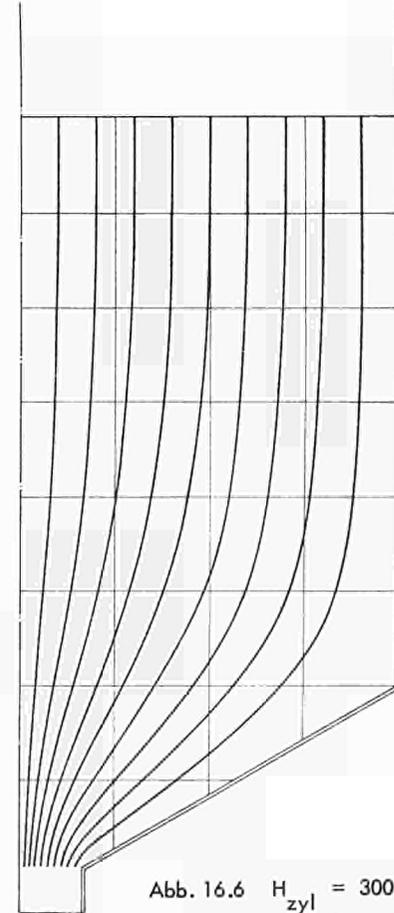


Abb. 16.6  $H_{\text{zyl}} = 300 \text{ mm}$   
 $H_{\text{zyl}}/D = 0,75$   
 Stahlkugelmodell

Abb. 16 Kugelbahnkurven Glaskugelmodell  
 Parameter: zylindrische Füllhöhe

Corebereichs vertikal verlaufen. Wann und in welcher Weise das Abwandern in radialer Richtung erfolgt, hängt von der zylindrischen Füllhöhe und vom spezifischen Kugelgewicht ab. Weitere Parameter wurden nicht untersucht.

## 6.2 Nachweis der Gültigkeit des Stromröhrenmodells

Der Nachweis der Gültigkeit des Stromröhrenmodells wird durch Vergleiche zwischen experimentell erhaltenen Werten und Ergebnissen des Rechenprogramms erbracht. Von experimenteller Seite werden hierzu Ergebnisse herangezogen, die nach unterschiedlichen Methoden an verschiedenen Modellen ermittelt wurden. Die Vergleiche beziehen sich auf Strömungsprofile, Geschwindigkeitsverteilungen sowie auf die Zuordnung von Durchlaufkurven und Verweilspektren. Der letzte Punkt stellt zwar keinen unmittelbaren Beweis für die Gültigkeit des Stromröhrenmodells dar, zeigt jedoch die beiden charakteristischen Funktionen als gleichwertige Eingabedaten für ein auf dem Stromröhrenmodell basierendes Rechenprogramm.

### 6.2.1 Vergleich von Geschwindigkeitsverteilungen

Nach der uK-Methode (Abschnitt 3.2.1) wurde die Geschwindigkeitsverteilung in einem Stahlkugelmodell mit folgenden Abmessungen ermittelt:

Coredurchmesser	$D = 400 \text{ mm } \varnothing$
zylindrische Füllhöhe	$H_{\text{Zyl}} = 300 \text{ mm}$
Kugeldurchmesser	$d = 8 \text{ mm } \varnothing$
Abzugsdurchmesser	$D_{\alpha} = 66,6 \text{ mm } \varnothing$

Als Testkugeln wurden nummerierte Stahlkugeln von  $7,5 \text{ mm } \varnothing$  verwendet, die mit Hilfe von Schablonen in horizontalen Lagen auf konzentrischen Kreisen eingelegt wurden. Die Positionen der Testkugellagen zeigt Abb. 17.

Die Testkugellagen im zylindrischen Corebereich enthielten jeweils 98 Testkugeln auf 9 Kreisen. Insgesamt wurden 1258 Testkugeln verwendet, 376 im konischen, 882 im zylindrischen Corebereich.

Das Modell lief in einem automatisierten Kreislauf (Abschnitt 5.2). Sobald eine Testkugel den Kreislauf verließ, wurde der entsprechende Zählerstand (Kugelzählung) ausgedruckt.

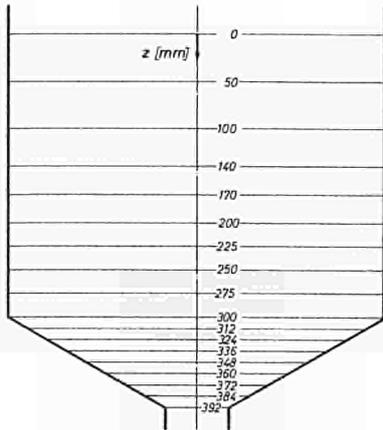


Abb. 17

Positionen der Testkugellagen Stahlmodell

 $D = 400 \text{ mm } \varnothing$      $H_{\text{zyl}} = 300 \text{ mm}$      $d = 8 \text{ mm } \varnothing$ 

Abb. 18 enthält die Umwälzkurven der Testkugellagen ( in Abb. 18.2 sind aus Gründen der Übersichtlichkeit nicht alle Umwälzkurven eingezeichnet ).

Als Bahnkurven wurden die in Abb. 16.6 dargestellten verwendet. Mit Hilfe dieser Bahnkurven wurden für jede Stromröhre mittlere Geschwindigkeiten in den Höhenabschnitten zwischen den Testkugellagen errechnet.

Zum Vergleich wurde die Geschwindigkeitsverteilung mit Hilfe des Rechenprogramms errechnet, wobei außer den Bahnkurven die

Durchlaufzeiten als Eingabedaten programmiert werden. Tabelle 5 enthält die Durchlaufzeiten sowie die für die einzelnen Stromröhren errechneten Geschwindigkeiten.

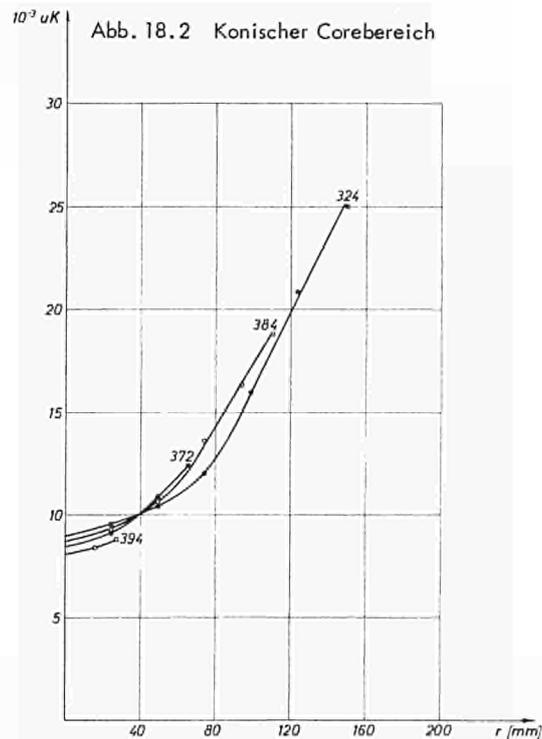
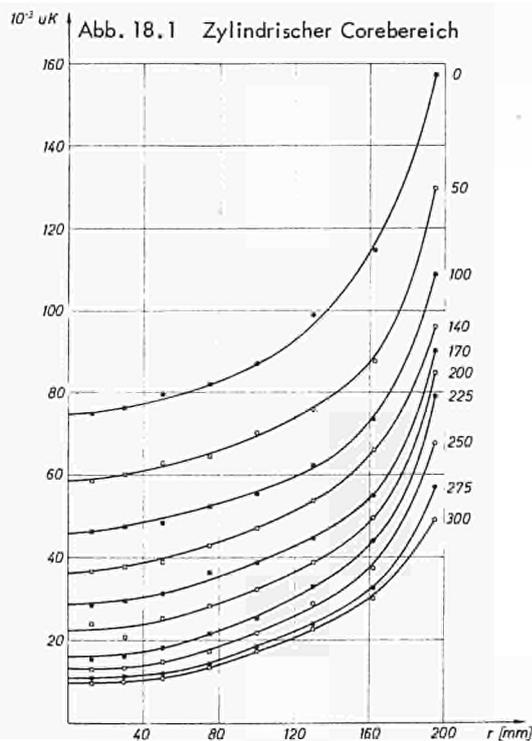


Abb. 18 Umwälzkurven Parameter: Höhenposition der Testkugellagen [mm]  
 Stahlkugelmodell  $D = 400 \text{ mm } \varnothing$   $H_{\text{zyl}} = 300 \text{ mm}$   $d = 8 \text{ mm } \varnothing$

Tabelle 5

Eingabedaten (Durchlaufzeiten) und Ergebnisse (Geschwindigkeiten) des Rechenprogramms DONAU zum Stahlkugelmodell

Durchlaufzeiten										
	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
	52 500	53 571	55 929	58 071	61 786	64 571	68 357	74 071	84 571	106 786

Geschwindigkeiten ( $10^{-3}$ mm / uK )										
1	50,3	50,7	49,4	50,8	50,3	51,3	52,8	52,2	49,8	48,2
2	50,3	50,7	49,4	50,8	50,3	51,3	52,8	52,2	49,8	48,2
3	50,3	52,1	53,2	51,4	50,5	51,8	52,9	51,2	48,7	48,2
4	54,6	53,5	55,9	53,0	50,3	54,1	51,7	52,9	47,9	46,0
5	56,9	59,9	55,9	54,9	53,4	55,0	52,1	50,9	46,5	45,4
6	65,7	65,2	58,1	59,5	56,8	52,3	53,6	49,1	46,1	44,0
7	76,6	70,8	66,8	62,7	59,4	54,0	53,1	48,5	45,6	41,4
8	95,7	81,0	76,2	72,3	60,4	54,8	53,1	47,9	44,7	39,0
9	119,0	98,9	91,2	79,4	68,1	58,2	54,1	48,3	41,8	36,1
10	160,2	121,8	110,2	98,3	79,2	66,6	55,7	51,9	40,9	30,2

Tabelle 5

Fortsetzung

	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
11	201,1	166,0	143,2	124,0	97,6	82,8	63,1	55,3	42,0	24,3
12	271,9	243,3	202,7	172,0	132,0	110,8	79,3	63,2	46,5	19,0
13	357,6	304,5	267,6	191,4	178,9	129,8	96,3	72,7	50,8	25,3
14	410,5	413,9	342,8	263,6	219,6	175,5	117,3	88,2	57,8	34,2
15	558,7	539,2	465,2	375,9	287,9	229,6	157,4	115,5	73,0	44,9
16	664,9	670,3	652,7	468,7	404,3	305,1	227,5	151,1	105,8	59,5
17	950,5	1048,0	845,2	698,0	656,4	546,8	307,8	208,6	158,0	83,7
18	1257,1	1511,5	1298,9	1017,1	953,3	846,5	516,4	386,4	240,2	125,4
19	2235,5	2253,0	2194,2	1527,2	1270,4	1112,4	1038,7	709,6	476,5	219,9
20	3491,6	2858,8	2455,0	1978,0	1793,5	1658,4	1694,9	1435,5	1265,5	635,4

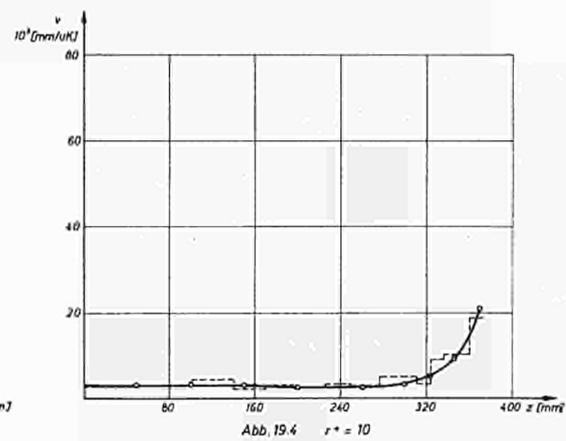
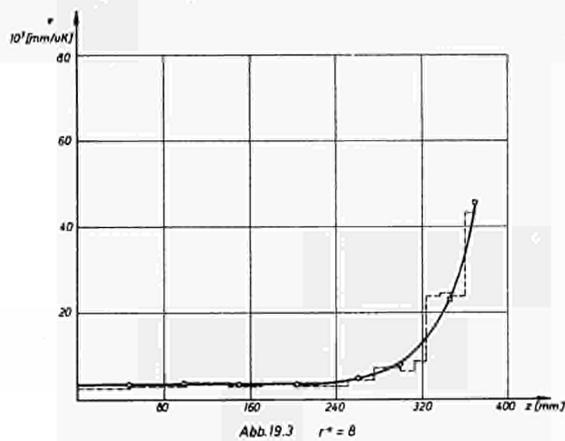
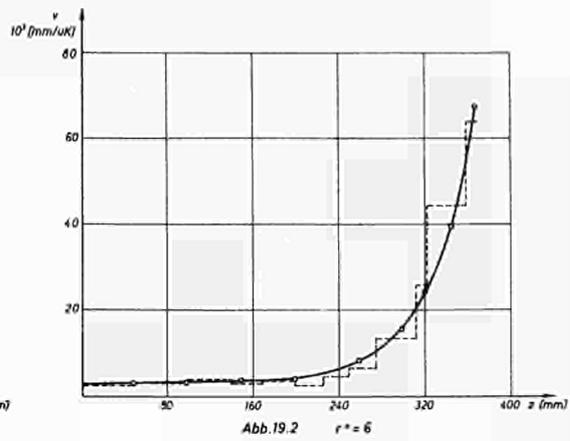
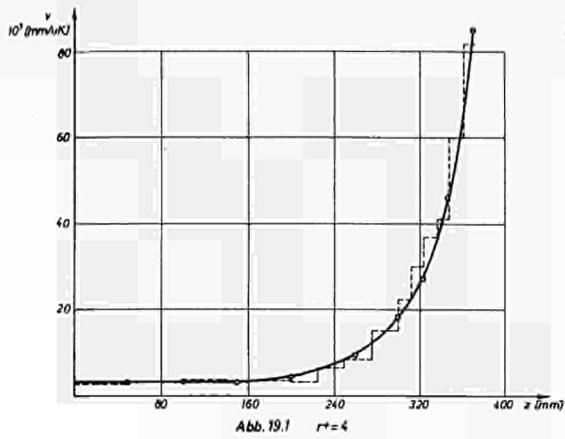


Abb. 19 Geschwindigkeitsverlauf innerhalb einzelner Stromröhren  
 --- experimentell ermittelt    o—o errechnete Werte  
 Parameter: Stromröhrenindex  $r^*$     Stahlkugeln 8mm  $\varnothing$      $D = 400$  mm  $\varnothing$      $H_{\text{zyl}} = 320$  mm

In Abb. 19 sind die experimentell ermittelten und die errechneten Geschwindigkeiten in vier Stromröhren über der Höhe dargestellt. Der Vergleich zeigt, daß die errechneten Werte gut mit den experimentell erhaltenen übereinstimmen. Die Abweichungen der experimentellen Werte von den errechneten beruhen zum Teil auf systematischen Fehlern der Art, daß eine Testkugellage nicht genau an der vorgeschriebenen Höhe eingelegt wurde. Beispiele hierfür sind die mittleren Geschwindigkeiten in den Höhenintervallen 140 - 170 mm und 324 - 336 mm, die in allen Stromröhren zu hohe Werte aufweisen. Hinzu kommt die Streuung der experimentellen Meßwerte. Die mittlere quadratische Abweichung der Umwälzzeiten von Testkugeln des gleichen Testkugelkreises liegt im Großteil des Cores zwischen  $\pm 3$  und  $\pm 5$  % und steigt zum Rand hin bis auf  $\pm 10$  %.

### 6.2.2 Vergleich von Strömungsprofilen

Zur Ermittlung von Strömungsprofilen ist das Glaskugelmodell am besten geeignet. Zum Vergleich mit errechneten Werten wurde ein Modell verwendet, dessen Abmessungen mit jenen des Stahlkugelmodells (Abschnitt 6.2.1) übereinstimmen.

Als Testkugeln wurden Aluminiumkugeln von 7 mm  $\varnothing$  verwendet, die in einer Horizontalschicht in einer zylindrischen Füllhöhe von 300 mm eingelegt und mit einem Schüttkegel aus Glaskugeln bedeckt wurden. Gezählt wurden die Umdrehungen der Spindel, mit welcher die abgezogenen Kugeln dem Coremodell wieder zugeführt wurden. Da die Kugelzahl pro Spindelgang im Mittel gleich ist, konnten auf diese Weise die umgewälzten Kugeln gezählt werden.

Die Strömungsprofile wurden fotografiert. Eine Auswahl hiervon zeigt Abb. 20.

In einem weiteren Versuch wurde die Durchlaufkurve bei gleichen Bedingungen ermittelt. Sie wurde als Eingabefunktion des Rechenprogramms verwendet. Als weitere Eingabedaten wurden die in Abschnitt 6.1 beschriebenen Bahnkurven herangezogen, wobei 220 Gitterpunkte verwendet wurden.

Das Ergebnis zeigt Abb. 21, in welcher experimentell ermittelte und errechnete Strömungsprofile dargestellt sind. Die Übereinstimmung ist sehr gut.

Tabelle 6 enthält die als Eingabedaten verwendeten Durchlaufzeiten sowie die errechneten Strömungsprofile.

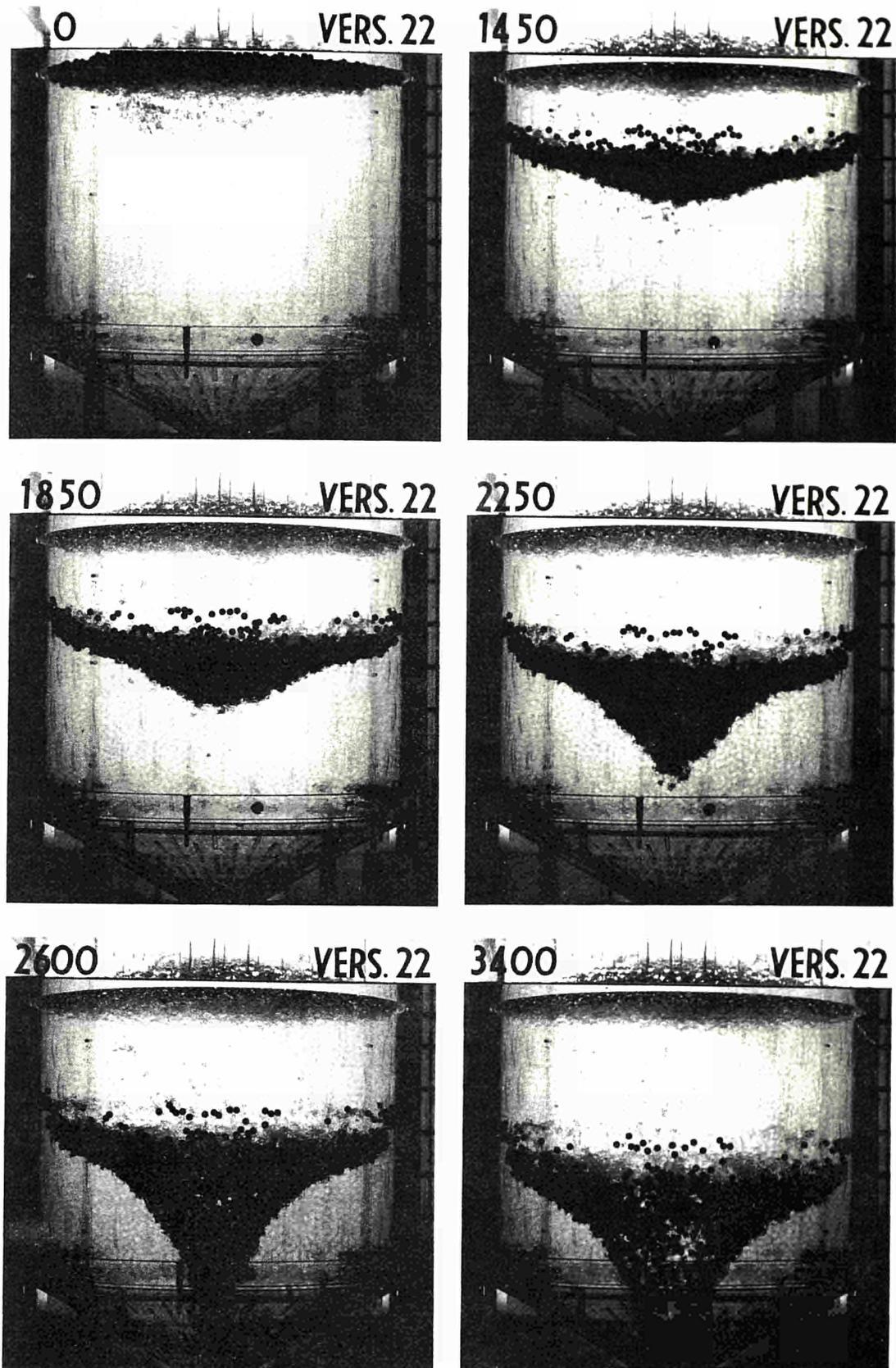


Abb. 20 Strömungsprofile im Glaskugelmodell  
 Parameter: Anzahl der Spindelumdrehungen  
 $D = 400 \text{ mm } \varnothing$   $H_{\text{zyl}} = 300 \text{ mm}$   $d = 8 \text{ mm } \varnothing$

Tabelle 6

Eingabedaten ( Durchlaufzeiten ) und Ergebnisse ( Strömungsprofile ) des Rechenprogramms zum Glaskugelmodell

Radialer Bereich	0 - 20		20 - 40		40 - 60		60 - 80		80 - 100	
Durchlaufzeit (uK)	51.500		53.000		56.000		61.000		68.000	
Durchlaufzeit ↓	Strömungsprofile									
	r	z	r	z	r	z	r	z	r	z
17.000	10,0	88,4	30,0	84,7	50,0	81,3	70,0	77,1	90,0	72,5
34.040	9,1	182,2	27,4	176,5	45,6	171,8	69,9	156,3	89,8	146,2
42.680	6,0	259,4	20,0	245,7	35,7	234,6	66,3	204,6	88,2	188,9
51.400	-	-	-	-	-	-	58,7	281,2	80,0	240,6
60.620	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
70.200	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
78.300	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
86.610	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
94.970	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-

Tabelle 6

Fortsetzung

Radialer Bereich	100 - 120		120 - 140		140 - 160		160 - 180		180 - 200	
Durchlaufzeit (uK)	77.000		87.000		103.000		124.000		195.000	
Durchlaufzeit ↓	Strömungsprofile									
	r	z	r	z	r	z	r	z	r	z
17.000	110,0	65,6	130,0	63,1	150,0	58,4	170,0	55,5	190,0	50,0
34.040	108,1	132,4	128,9	125,6	149,6	117,3	169,8	110,9	190,0	100,0
42.680	104,7	167,8	125,5	158,0	147,5	147,7	168,7	139,0	189,7	125,0
51.410	95,4	205,4	119,6	192,0	143,8	177,5	166,9	166,5	189,2	150,0
60.620	76,3	254,9	107,0	229,4	137,0	208,3	163,6	193,7	188,8	175,0
70.200	-	-	80,4	281,0	123,8	242,5	157,5	221,7	185,5	200,0
78.300	-	-	-	-	101,9	279,5	148,1	246,4	185,5	220,0
86.610	-	-	-	-	48,4	352,9	132,0	274,8	182,5	240,0
94.970	-	-	-	-	-	-	97,3	318,4	178,0	260,0

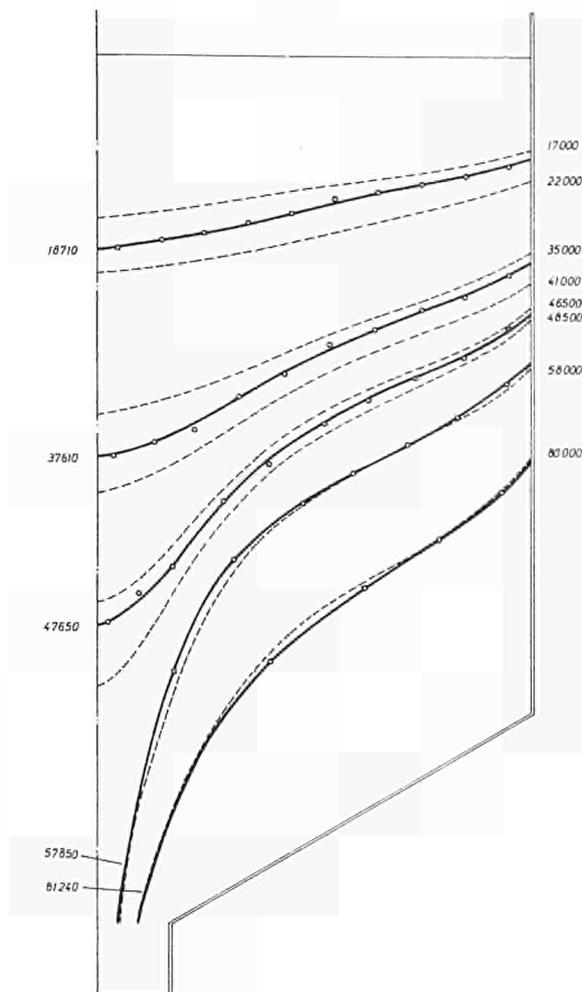


Abb. 21 Strömungsprofile im Glaskugelmodell  
 Vergleich von experimentell ermittelten und errechneten Werten  
 Parameter: Anzahl der umgewälzten Kugeln  
 --- experimentell ermittelt  
 ○—○ errechnet aus den Durchlaufzeiten  
 $D = 400 \text{ mm } \varnothing$     $H_{\text{zyl}} = 300 \text{ mm}$     $d = 8 \text{ mm } \varnothing$

### 6.2.3 Vergleich von Durchlaufkurven und Verweilspektren

In Abschnitt 4.2.3 wurde der Zusammenhang zwischen Verweilspektren und Durchlaufkurven behandelt. Danach entspricht einer vorgegebenen Prozentzahl  $a$  von Testkugeln, die das Core verlassen haben, ein prozentual gleicher Flächenanteil der ursprünglichen Testkugelschicht. Wegen des monotonen Charakters der Durchlaufkurve ist diese Fläche ein Kreis mit einem durch  $a$  festgelegten Radius.

Der "Zeitpunkt"  $uV_c$ , bis zu welchem  $a$  Prozent der Testkugeln das Core verlassen haben, entspricht somit der Durchlaufzeit einer Kugel vom Rand dieses Kreises (Durchlaufkurve).

In verschiedenen Versuchen wurde der beschriebene Zusammenhang zwischen Ver-

weilspektren und Durchlaufkurven experimentell nachgeprüft.

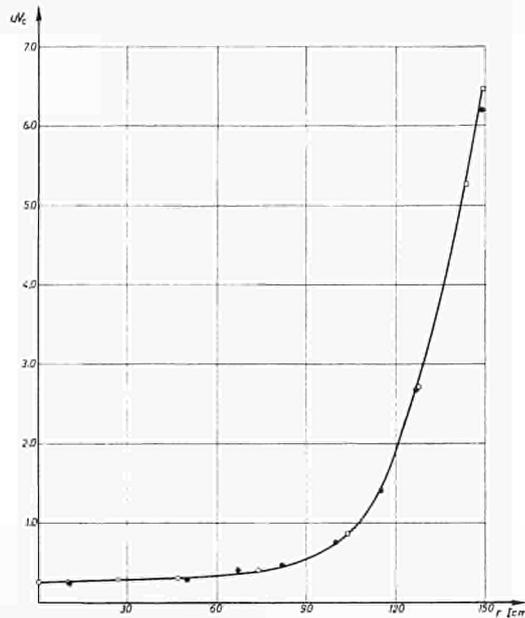


Abb. 22.1 Graphitkugelmodell

$$H_{\text{zyl}} = 152 \text{ cm} \quad D = 300 \text{ cm } \varnothing \quad d = 6 \text{ cm } \varnothing$$

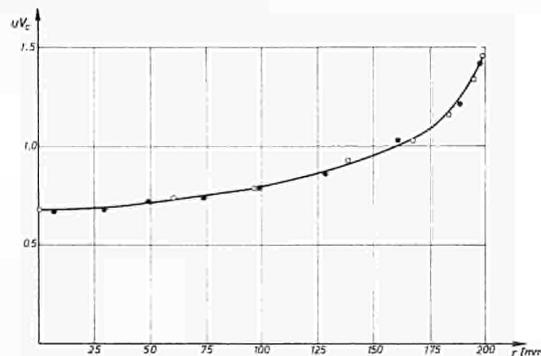


Abb. 22.2 Stahlkugelmodell

$$H_{\text{zyl}} = 320 \text{ mm} \quad D = 400 \text{ mm } \varnothing \quad d = 8 \text{ mm } \varnothing$$

Abb. 22 Durchlaufkurven

- Meßwerte der Durchlaufkurve
- aus Verweilspektren ermittelte Meßwerte

Hierbei wurden bei gleichen Versuchsbedingungen Verweilspektren und Durchlaufkurven ermittelt. Aus den Verweilspektren wurden Punkte der Durchlaufkurven errechnet und mit den experimentell ermittelten Durchlaufkurven verglichen.

Beispiele hierfür zeigt Abb. 22. Die dargestellten Ergebnisse wurden am Stahlkugelmodell ( $H_{\text{zyl}} = 320 \text{ mm}$ ,  $H_{\text{zyl}}/D = 0,8$ ) und am 1:1 Graphitkugelmodell ( $H_{\text{zyl}} = 152 \text{ cm}$ ,  $H_{\text{zyl}}/D = 0,5$ ) gemessen und zeigen sehr gute Übereinstimmung.

Wie bereits in der Einleitung des Abschnitts 6.2 erwähnt, wird durch diese Ergebnisse gezeigt, daß die beiden charakteristischen Funktionen Verweilspektrum und Durchlaufkurve gleichwertige Eingabedaten für ein auf dem Stromröhrenmodell basierendes Rechenprogramm darstellen.

### 6.3 Anwendung des Stromröhrenmodells zur Berechnung von Geschwindigkeits- und Mengenflußverteilung

Im Abschnitt 6.2 wurden Ergebnisse, die mit Hilfe des Stromröhrenmodells gewonnen wurden, unter dem Gesichtspunkt des Vergleichs mit experimentellen Werten behandelt. Im folgenden werden weitere Ergebnisse als Beispiele für die Darstellung des Kugelhaufen-Fließverhaltens auf der Grundlage des Stromröhrenmodells beschrieben.

#### 6.3.1 Isotachendiagramme

Die Darstellung der Geschwindigkeitsverteilung in einem rotationssymmetrischen Core kann in der Form von Kurvenscharen geschehen, wobei der Geschwindigkeitsverlauf innerhalb der Stromröhren mit dem Stromröhrenindex als Parameter (Abschnitt 6.2.2 Abb. 19) oder der radiale Geschwindigkeitsverlauf mit der Höhenkoordinate als Parameter dargestellt werden kann.

Abgesehen von speziellen Anforderungen eignen sich jedoch in besonderem Maße Isotachendiagramme, d.h. Diagramme, in welchen Kurven gleicher Geschwindigkeit dargestellt sind, um einen raschen Überblick über Geschwindigkeitsverteilungen zu ermöglichen.

Mit Hilfe von Ergebnissen des Rechenprogramms wurden für die beiden in den Abschnitten 6.2.1 und 6.2.2 beschriebenen Kugelhaufenmodelle (Stahlkugel- und Glaskugelmodell) Kurven gleicher Geschwindigkeit ermittelt. Die Isotachen sind in Abb. 23 dargestellt.

Aus den Isotachendiagrammen lassen sich folgende grundsätzliche Aussagen über das Fließverhalten der beiden Kugelhaufen gewinnen:

- 1) Die Coreachse ist die Stelle größter Geschwindigkeit innerhalb eines beliebigen Horizontalschnitts, wobei jedoch insbesondere beim Stahlkugelmodell keine ausgeprägten Maxima, sondern flache Kuppen vorliegen. Die Kugelhaufenbewegung weist demnach flache Strömungsprofile in der Umgebung der Coreachse auf.
- 2) Der Corerand ist das Gebiet kleinster Geschwindigkeit innerhalb eines beliebigen Horizontalschnitts.
- 3) In Achsennähe wächst die Geschwindigkeit von oben nach unten, wobei die Beschleunigung des Kugelhaufens in Richtung Abzugsrohr zunimmt. Im Gegensatz hierzu werden die Randkugeln während ihrer Bewegung im zylindrischen Corebereich immer langsamer. Eine Beschleunigung erfolgt erst im konischen Teil.

- 4) Diesem gegensätzlichen Geschwindigkeitsverhalten von Zentral- und Randkugeln im zylindrischen Teil entspricht eine vertikale Zone, in welcher die Geschwindigkeit über die gesamte Höhe konstant bleibt.
- 5) Beim Glaskugelmodell ist ein ausgeprägtes radiales Anfangsgeschwindigkeits-Profil vorhanden, während die Anfangsgeschwindigkeit beim Stahlkugelmodell radienunabhängig ist.
- 6) Die Isotachen in Abb. 23.1 erscheinen im Vergleich zu jenen in Abb. 23.2 in z-Richtung "komprimiert" zu sein. Dies ist eine Folge des höheren spezifischen Gewichts der hierbei verwendeten Stahlkugeln.

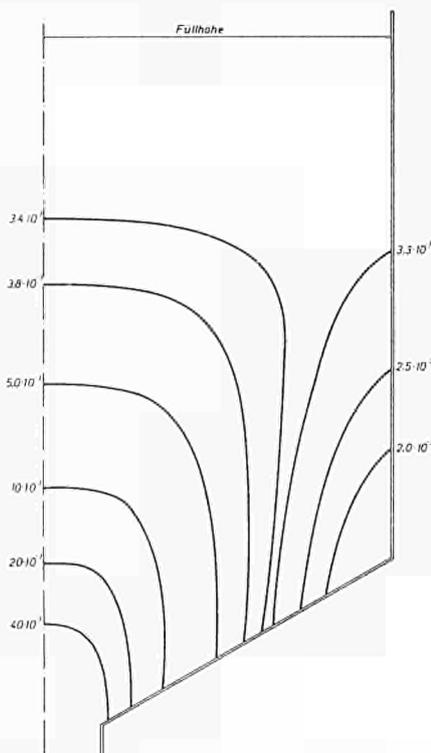


Abb. 23.1 Stahlkugelmodell  
 $H_{\text{zyl}} = 300 \text{ mm}$      $D = 400 \text{ mm } \varnothing$      $d = 8 \text{ mm } \varnothing$

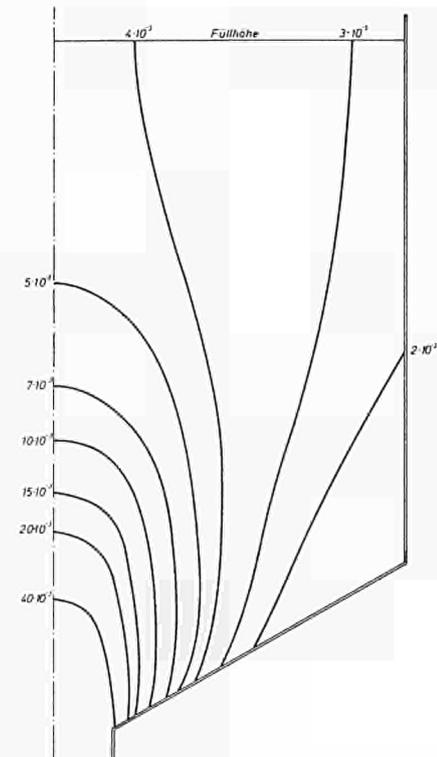


Abb. 23.2 Glaskugelmodell  
 $H_{\text{zyl}} = 300 \text{ mm}$      $D = 400 \text{ mm } \varnothing$      $d = 8 \text{ mm } \varnothing$

Abb. 23 Isotachen  
 $[v] = [\text{mm/uK}]$

### 6.3.2 Mengenflüsse und Grenzradien bei Zweizonenbeschickung

Für spezielle Anwendungen läßt sich aus dem Stromröhrenmodell die Mengenflußverteilung

$$M(r^+) = v(r^+, 0) Q(r^+, 0) = [v(r^+)/T(r^+)] Q(r^+, 0) \quad (27)$$

und hieraus grafisch die Funktion  $M(r^+, \Delta r)$  gewinnen, wobei vorausgesetzt wird, daß die Stromröhrenaufteilung in der Weise vorgenommen wurde, daß alle Stromröhren die gleiche Stromröhrenstärke  $\Delta r$  besitzen (äquiradiale Teilung).  $M(r, \Delta r)$  ist der Mengenfluß in einer Stromröhre der Stromröhrenstärke  $\Delta r$  an der Stelle  $r$ . Zweckmäßig wird die Abhängigkeit des Mengenflusses von der willkürlichen Einteilung in Stromröhren der Stärke  $\Delta r$  beseitigt, indem die Stromröhrenstärke normiert wird. Die normierte Mengenflußverteilung  $M(r)$  ist wie folgt definiert:

$$M(r) = (1 / \Delta r) M(r, \Delta r) = 2 \pi v r \quad (28)$$

Die normierte Mengenflußverteilung ist in Abb. 24.1 und 24.2 für das Stahlkugel- und das 1:1 Graphitkugelmodell dargestellt<sup>11+</sup>

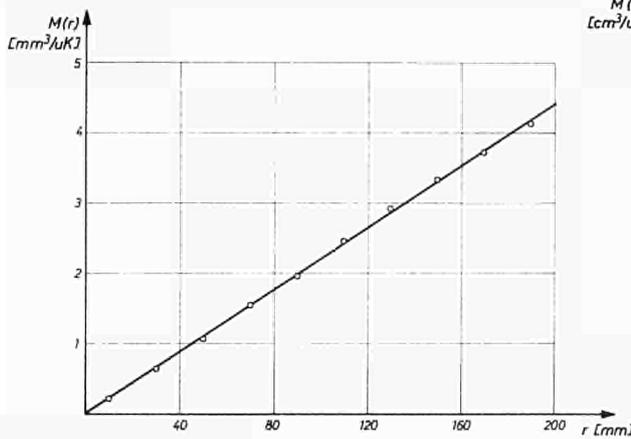


Abb. 24.1 Stahlkugelmodell

$D = 400 \text{ mm } \varnothing$      $H_{\text{zyl}} = 300 \text{ mm}$      $d = 8 \text{ mm } \varnothing$

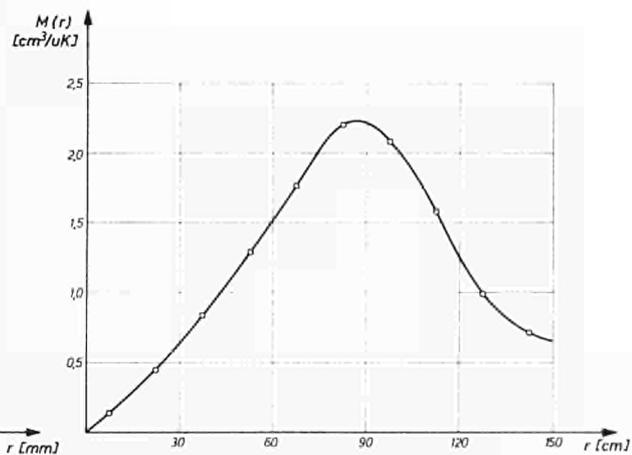


Abb. 24.2 1:1 Graphitkugelmodell

$D = 300 \text{ cm } \varnothing$      $H_{\text{zyl}} = 152 \text{ cm}$      $d = 6 \text{ cm } \varnothing$

Abb. 24 Mengenflußverteilungen

Entsprechend der radial unabhängigen Anfangsgeschwindigkeit beim Stahlkugelmodell ist hier die normierte Mengenflußverteilung eine Gerade. Beim 1:1 Graphitkugelmodell besitzt  $M(r)$  jedoch bei der gewählten niedrigen Füllhöhe ein ausgeprägtes Maximum, da, wie in Abb. 22.1 dargestellt, die Durchlaufzeit zum Rand hin sehr stark ansteigt und entsprechend die Anfangsgeschwindigkeit in der Nähe des Corerandes auf sehr kleine Werte absinkt.

Die Kenntnis der Mengenflußverteilung ist für den Reaktorbetrieb zur Erstellung eines Beschickungsprogramms im Falle eines Mehrzonencores erforderlich. Die Einhaltung bestimmter Grenzzadien für die rotationssymmetrischen Zonen kann nur über ein entsprechendes Beschickungsverhältnis der einzelnen Zonen erreicht werden.

Beim THTR Prototypreaktor sind 3 zentrale und 12 symmetrisch angeordnete Kugelzugabestellen an der Corewand vorgesehen, wodurch die Errichtung eines Zweizonencores möglich ist. Der Graben zwischen dem zentralen Schüttkegel und den Randschüttkegeln bestimmt die Grenze zwischen den beiden Zonen ( Zentral- und Randzone ). Der Radius des näherungsweise als kreisförmig angenommenen Grabens wird mit  $r_G$  (Grenzradius) bezeichnet. Er hängt vom Beschickungsverhältnis bzw. dem Mengenflußverhältnis der beiden Zonen ab. Dieses wird durch  $\beta$ , das Verhältnis von Zentralbeschickung zu Gesamtbeschickung festgelegt:

$$\beta = \frac{\int_0^{r_G} M(r) dr}{\int_0^R M(r) dr} = (1 / M_{ges}) \int_0^{r_G} M(r) dr \quad (29)$$

In Abb. 25.1 und Abb. 25.2 ist das Beschickungsverhältnis  $\beta$  in Abhängigkeit vom gewünschten Grenzradius  $r_G$  für das Stahlkugel- und das 1:1 Graphitkugelmodell dargestellt.

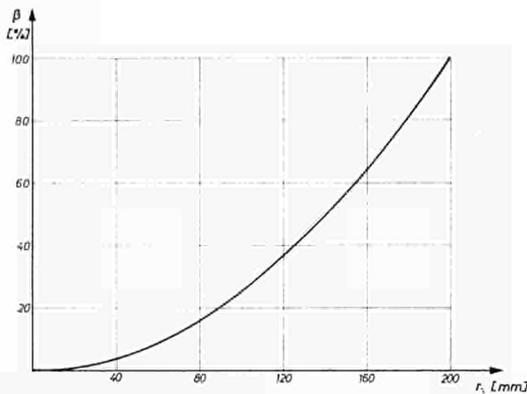


Abb. 25.1 Stahlkugelmodell

$D = 400 \text{ mm } \varnothing$     $H_{\text{zyl}} = 300 \text{ mm}$     $d = 8 \text{ mm } \varnothing$

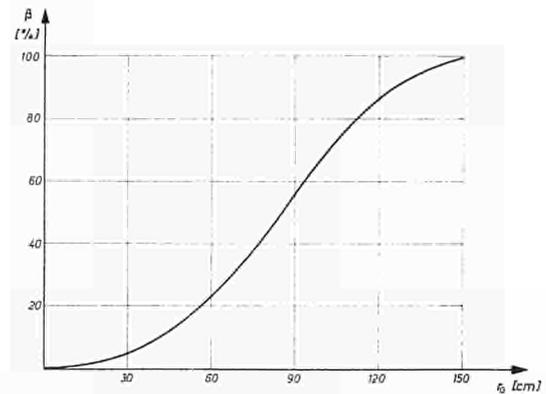


Abb. 25.2 1:1 Graphitkugelmodell

$D = 300 \text{ cm } \varnothing$     $H_{\text{zyl}} = 152 \text{ cm}$     $d = 6 \text{ cm } \varnothing$

Abb. 25 Beschickungsverhältnis bei Zweizonenbeschickung in Abhängigkeit vom Grenzradius

Abgesehen von der Berechnung des Beschickungsverhältnisses bei Mehrzonenbeschickung ist die Kenntnis der Mengenflußverteilung noch in anderer Hinsicht wertvoll. Sie bietet eine gute Möglichkeit zur Kontrolle von Ergebnissen bezüglich des Kugelhaufenfließverhaltens. Der Mengenfluß besitzt die Dimension "Volumen pro umgewälzter Kugel". Der Mengenfluß  $M_{ges}$  über dem gesamten Corequerschnitt muß daher dem Volumen einer Kugel  $V_K$  bei Berücksichtigung des Füllfaktors  $f$  gleich sein:

$$M_{ges} = \int_0^R M(r) dr \approx \sum_{i=2}^n M(r_i^+) = f V_K \quad (30)$$

Gl (30) stellt somit eine Kontrolle für die ermittelten Durchlaufzeiten und für das verwendete Bahnkuvenmodell dar, da beide Größen in  $M$  enthalten sind. Für die im Abschn.

6.2 zum Nachweis der Gültigkeit des Stromröhrenmodells angeführten Versuche ergaben sich folgende Werte für  $M_{ges}$ :

$$\begin{aligned} \text{Stahlkugelmodell} \quad M_{ges} &= 440 \text{ mm}^3 / \text{uK} \\ \text{Glaskugelmodell} \quad M_{ges} &= 412 \text{ mm}^3 / \text{uK} \\ \text{Der errechnete Wert beträgt: } M_{ges} &= 438 \text{ mm}^3 / \text{uK}. \end{aligned}$$

#### 6.4 Parameteruntersuchungen an rotationssymmetrischen Coregeometrien

Wie bereits in den Abschnitten 3.2.3 und 5.4 erwähnt, wurde wegen der Vielzahl der erforderlichen Versuche für die Parameteruntersuchungen das Schöpfmodell herangezogen. Als Meßmethode diente die Verweilspektrenmethode.

Aus der großen Zahl möglicher Parameter mußte eine Auswahl getroffen werden. Dies wurde in der Weise durchgeführt, daß das Grundkonzept des Kugelhaufencores, zylindrisches Core mit konischem Boden und zentralem Kugelabzug, im wesentlichen als vorgegeben betrachtet wurde. Es wurde lediglich der Einfluß von Verrundungen an den Übergängen zylindrischer Corebereich - konischer Boden und konischer Boden - Abzugsrohr untersucht, hingegen wurden beispielsweise außer dem konischen Boden keine anderen Boden- und Abzugsgeometrien betrachtet.

Es blieben immer noch zu viele Parameter, als daß jeder einzelne in Abhängigkeit von allen übrigen hätte untersucht werden können. Daher wurden Einschränkungen getroffen, nach welchen die Ergebnisse der Parameteruntersuchungen in zwei Gruppen geteilt werden können.

In der ersten wurden Einflüsse der Coregeometrie auf das Kugelhaufen-Fließverhalten untersucht, wobei jedoch die Füllhöhe nicht variiert wurde. Es wurde eine mittlere Füllhöhe gewählt, die etwa jener des THTR Prototypreaktors entsprach. Untersucht wurden neben den bereits erwähnten Verrundungen die Einflüsse der Konusneigung sowie des Abzugsdurchmessers. Diese Untersuchungen wurden mit verschiedenen Kugelsorten durchgeführt, so daß auch Parameter des Kugelhaufens selbst variiert wurden.

In der zweiten Gruppe wurden die Eigenschaften des Kugelhaufens: relative Kugelgröße (bezogen auf Coredurchmesser), spezifisches Gewicht, Reibung näher untersucht. Die Coregeometrie blieb hierbei fest, die Untersuchungen wurden jedoch in Abhängigkeit von der Füllhöhe durchgeführt, da sich zeigte, daß die relative Füllhöhe (bezogen auf den Coredurchmesser) von den Geometriefaktoren den weitaus größten Einfluß auf das

Fließverhalten besitzt. Außerdem kann die Coregeometrie bezüglich des THTR Prototypreaktors als feststehend angesehen werden, während die Füllhöhe, zumindest im Anfahrbetrieb, sehr starken Änderungen unterworfen sein wird.

#### 6.4.1 Einflüsse der Coregeometrie

##### 6.4.1.1 Einfluß von Verrundungen

Durch ringförmige Einsätze im  $30^\circ$ -Coreboden des Schöpfmodells konnten eckige und verrundete Übergänge am Zusammentreffen von zylindrischer Wand und konischem Boden (Wand - Boden) und von konischem Boden und Beginn des Abzugrohres (Abzugsrohr) hergestellt werden.

Die Versuche wurden bei einer zylindrischen Füllhöhe von 300 mm mit Stahlkugeln von 4 mm  $\varnothing$  und 8 mm  $\varnothing$  sowie mit Glaskugeln von 8 mm  $\varnothing$  durchgeführt, um den Einfluß der Verrundungen in Abhängigkeit vom spezifischen Gewicht und der Korngröße untersuchen zu können.

Ergebnisse hierzu sind in den Abb. 26.1 bis 26.4 in Form von Verweilspektren dargestellt. Ihnen ist folgendes zu entnehmen:

Die Verrundung des Überganges Wand - Konus hat einen merklichen Einfluß auf das Kugelhaufen-Fließverhalten. Sie bewirkt, daß die Durchlaufzeiten der ersten Testkugeln etwas erhöht werden, während die Randkugeln das Core erheblich früher verlassen. Das Fließen wird also gleichmäßiger, die radiale Geschwindigkeitsverteilung flacher.

Die Wirkung der Verrundung Wand - Konus ist unabhängig von den Kugelhaufeneigenschaften spezifisches Gewicht und Kugelgröße. Die Spektren selbst werden zwar von letzteren merklich beeinflusst - Erhöhung der Kugelgröße und des spezifischen Gewichts bewirken beide, daß das  $uV_C$  - Intervall, in welchem das Spektrum erscheint, verringert wird, d.h. daß das Fließen im Sinne eines gleichmäßigeren Absinkens verbessert wird (vgl. hierzu Abschnitt 6.4.2.1 und 6.4.2.2) - die relative Änderung durch die Verrundung Wand - Konus ist hiervon jedoch unabhängig. Die relative Verminderung des erwähnten  $uV_C$  -Intervalls zwischen erster und letzter Testkugel liegt in allen Fällen zwischen 30 und 35 %. Diese Werte beziehen sich nicht auf die tatsächlich letzten Kugeln ( 100 % TK ), da diese Werte relativ hohen statistischen Schwankungen unterworfen sind, sondern auf die  $uV_C$  -Werte, bei welchen 95 % der Testkugeln ( 95 % TK ) das Core verlassen haben.

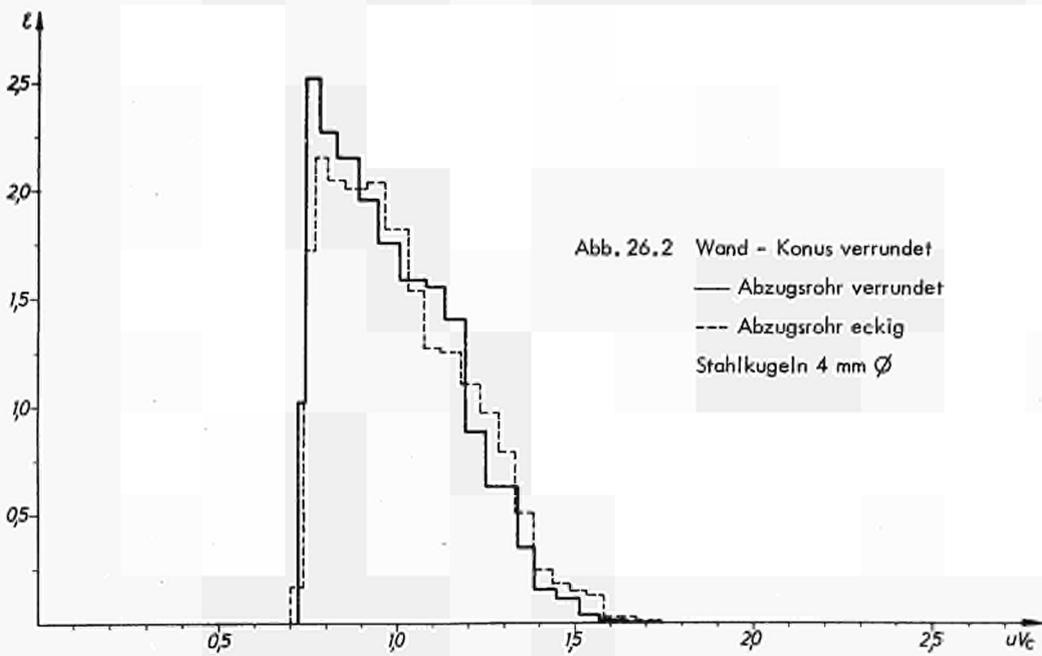
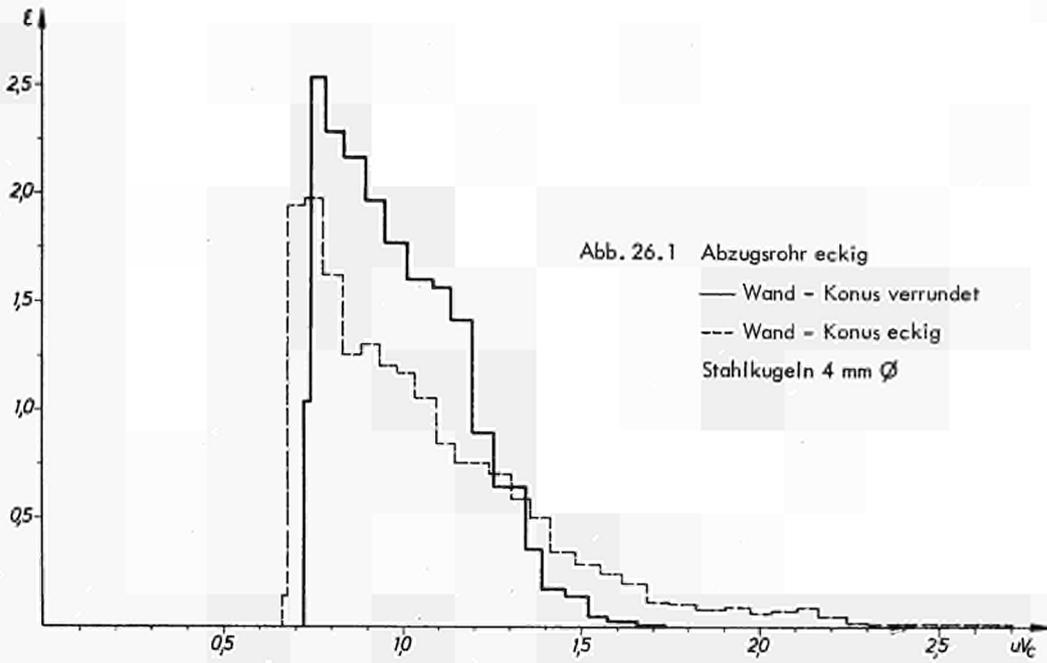
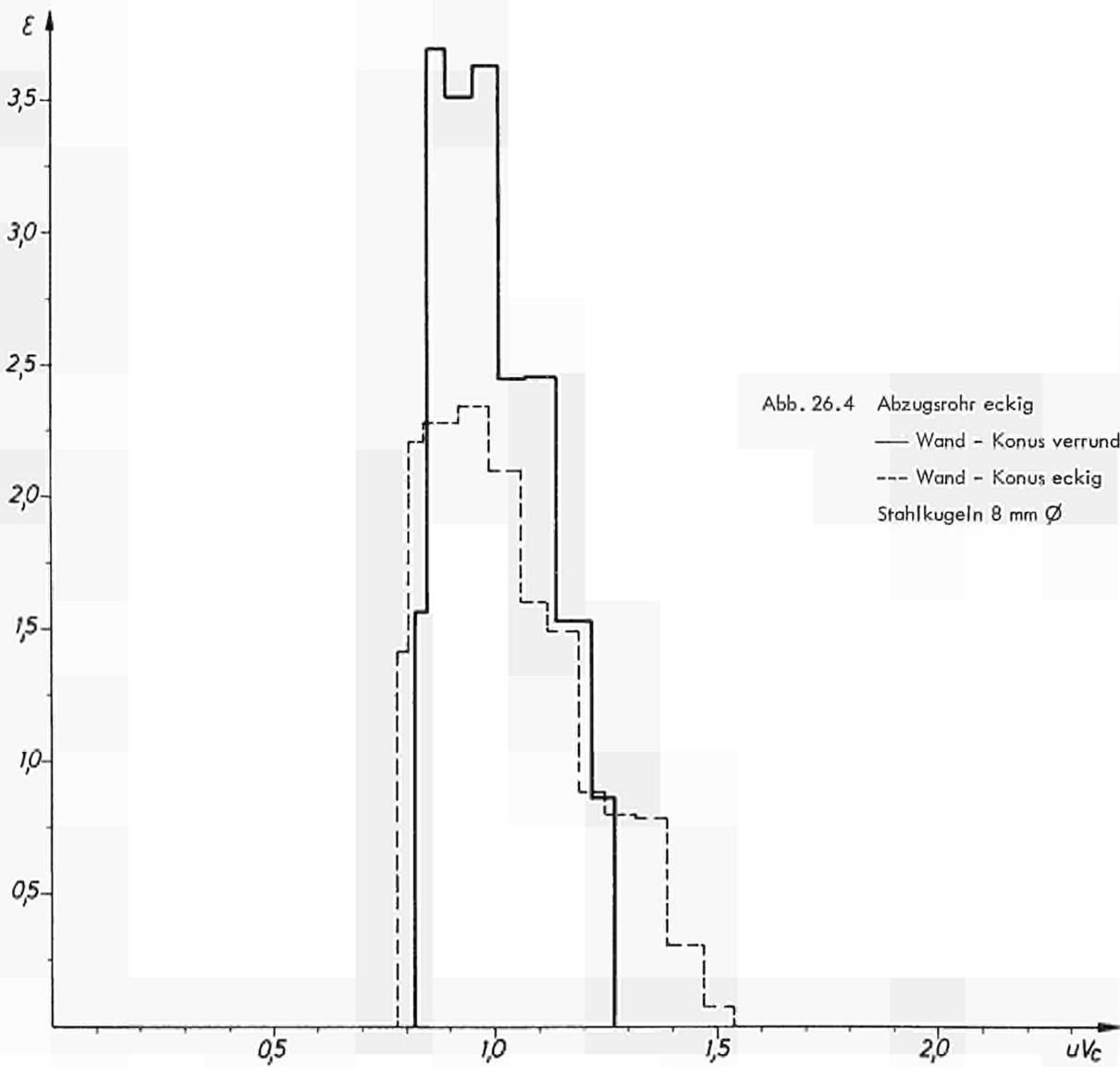
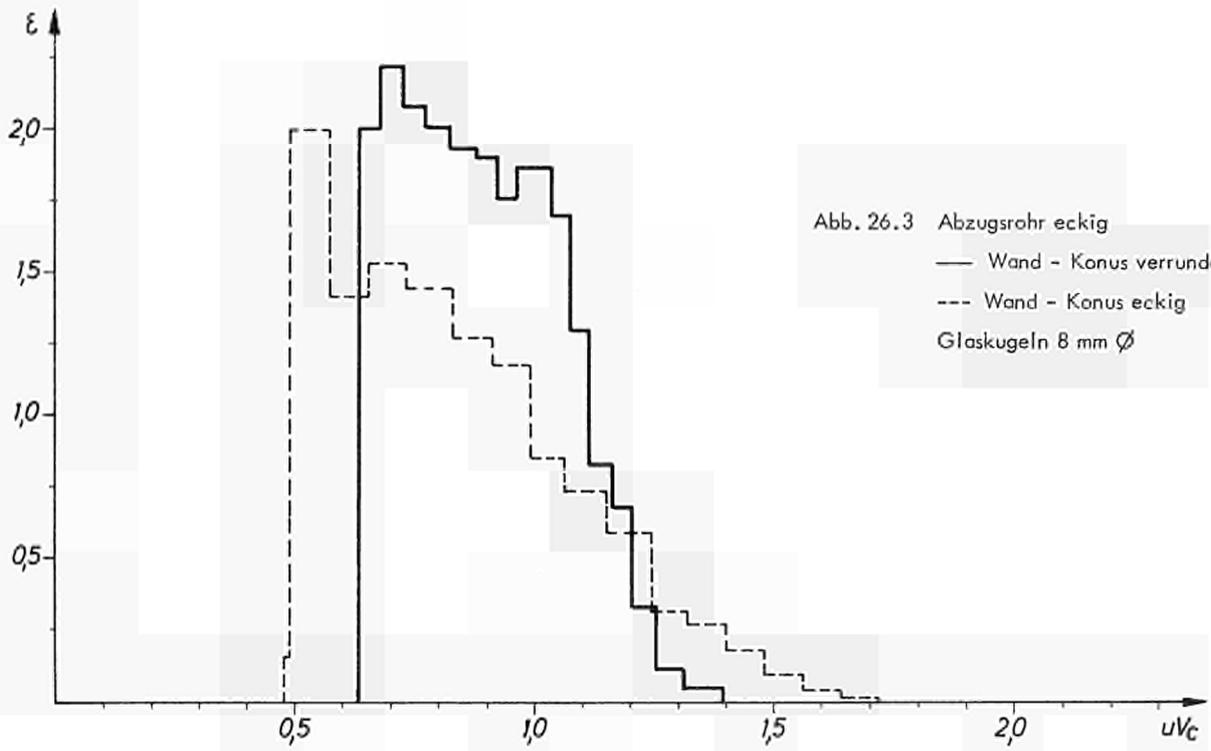


Abb. 26 Einfluß von Verrundungen

Verweilspektren  $\bar{H}_{zyl} = 320$  mm     $D = 400$  mm  $\varnothing$      $D_a = 66,6$  mm  $\varnothing$



Im Gegensatz zu dem beschriebenen, deutlichen Einfluß der Verrundungen Wand - Konus ist die Wirkung der Abzugsverrundung unerheblich. Nach Abb. 26.2 wird sogar eine geringfügige Verschlechterung des Fließverhaltens im Sinne eines möglichst gleichmäßigen Kugelfließens bewirkt.

( vgl. Abschnitt 6.4.1.2 ).

Aufgrund dieser Ergebnisse wurde beim THTR Prototypreaktor im Gegensatz zum AVR-Core eine Verrundung Wand - Konus mit einem Verrundungsradius von 80 cm ( Coredurchmesser  $D = 560$  cm ) vorgesehen. Die folgenden Versuche wurden mit einer entsprechenden Verrundung im Coremodell durchgeführt ( " THTR-Verrundung " ).

#### 6.4.1.2 Einfluß des Abzugsdurchmessers

In einer Versuchsreihe wurde im Schöpfmodell der Einfluß des Abzugsdurchmessers im Verhältnis zum Kugeldurchmesser untersucht. Die Abmessungen des Coremodells ( mit THTR-Verrundung Wand - Konus ) blieben hierbei unverändert, ebenso die Füllhöhe. Verändert wurde lediglich der Abzugsdurchmesser durch entsprechende Einsätze. Die Versuche wurden mit 4 mm  $\varnothing$  Stahlkugeln und 5,3 mm  $\varnothing$  glasierten Tonkugeln durchgeführt. Die Ergebnisse wurden nicht unmittelbar in Form der ermittelten Verweilspektren dargestellt. Aus den Spektren wurden die  $uV_C$  - Werte errechnet, bei welchen die 1. Testkugel, 25 %, 50 %, 75 %, 90 %, 95 % und 99 % der Testkugeln das Core verlassen hatten. Diese Werte wurden in Abhängigkeit vom Verhältnis Abzugsrohrdurchmesser zu Kugeldurchmesser (  $D_a / d$  ) dargestellt.

Diese Form der Darstellung ( die " %TK-Darstellung " ) ist übersichtlicher als die Zeichnung der Spektren, insbesondere bei Ergebnissen, die nicht sehr stark voneinander abweichen, sowie bei langen Versuchsreihen.

Abb. 27 zeigt den Einfluß des Abzugsdurchmessers in %TK-Darstellung für Ton- und Stahlkugeln. Es ist ersichtlich, daß der Abzugsdurchmesser im untersuchten Bereich  $8 \leq D_a / d \leq 32$  keinen sehr starken Einfluß auf das Kugelhaufen-Fließverhalten aufweist. Es zeigt sich jedoch, daß zwischen den Durchmesserhältnissen 12 und 20 ein Optimum hinsichtlich möglichst gleichmäßigen Fließens liegt.

Auffallend ist insbesondere, daß das Fließverhalten bei größeren Abzugsdurchmessern deutlich ungleichmäßiger wird. Dieses Verhalten kann durch die Druckverteilung in der Umgebung der Abzugsöffnung erklärt werden. Je größer die Abzugsöffnung ist, desto größer ist der Druckunterschied im Core zwischen achsennahem und randnahe Bereich, wes-

halb das Ausfließen achsennaher Corebereiche im Vergleich zu randnahen Gebieten bei Vergrößerung des Abzugsdurchmessers begünstigt wird. Hieraus resultiert ein ausgeprägtes Strömungsprofil (ungleichmäßigeres Fließverhalten).

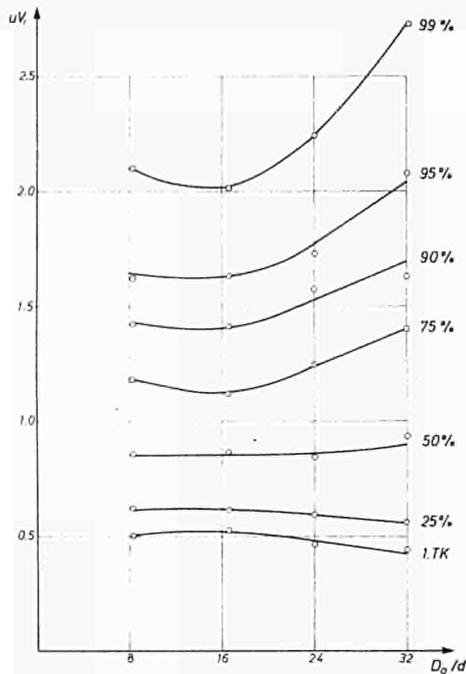


Abb. 27.1 Stahlkugeln 4 mm  $\varnothing$   
 $\bar{H}_{\text{zyl}} = 320$  mm  $D = 400$  mm  $\varnothing$   
 Parameter: % TK

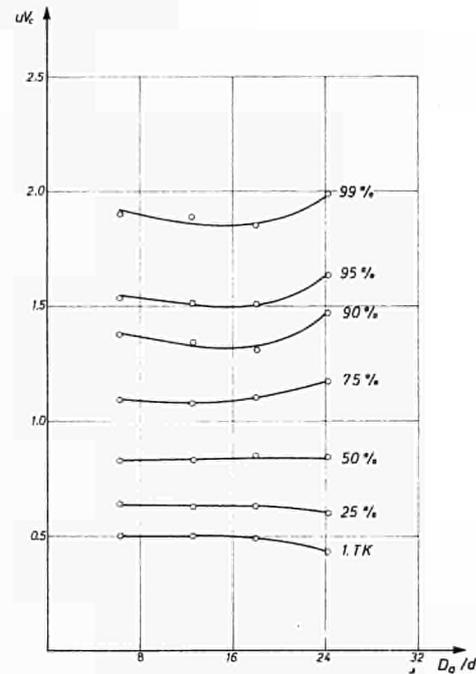


Abb. 27.2 glasierte Tonkugeln 5,3 mm  $\varnothing$   
 $\bar{H}_{\text{zyl}} = 320$  mm  $D = 400$  mm  $\varnothing$   
 Parameter: % TK

Abb. 27 Einfluß des Abzugsdurchmessers

Die beiden Kugelsorten, mit welchen die Versuche durchgeführt wurden, unterscheiden sich in ihrem Fließverhalten bei der betrachteten Füllhöhe kaum. Die entgegengesetzten Einflüsse der relativen Kugelgröße und des spezifischen Gewichts kompensieren sich hier weitgehend.

Der Abzugsdurchmesser beim THTR Prototypreaktor wurde u. a. aufgrund dieser Ergebnisse auf  $D_a / d = 13.3$  festgelegt.

#### 6.4.1.3 Einfluß der Konusneigung

Im Schöpfmodell wurde der Einfluß der Konusneigung auf das Kugelfließen mittels Verweilspektren untersucht, wobei der Konuswinkel zwischen  $10^\circ$  und  $40^\circ$  variiert wurde, zwischen  $20^\circ$  und  $40^\circ$  in Schritten von  $2,5^\circ$ . Die Konusneigung wird gegen die Horizontale gemessen. Die Versuche wurden mit eckigem und verrundetem Übergang Wand - Konus sowie mit 4 mm  $\varnothing$  Stahl- und 5,3 mm  $\varnothing$  glasierten Tonkugeln durchgeführt. Bei der Versuchsreihe mit eckigem Übergang wurde auch der ebene Boden

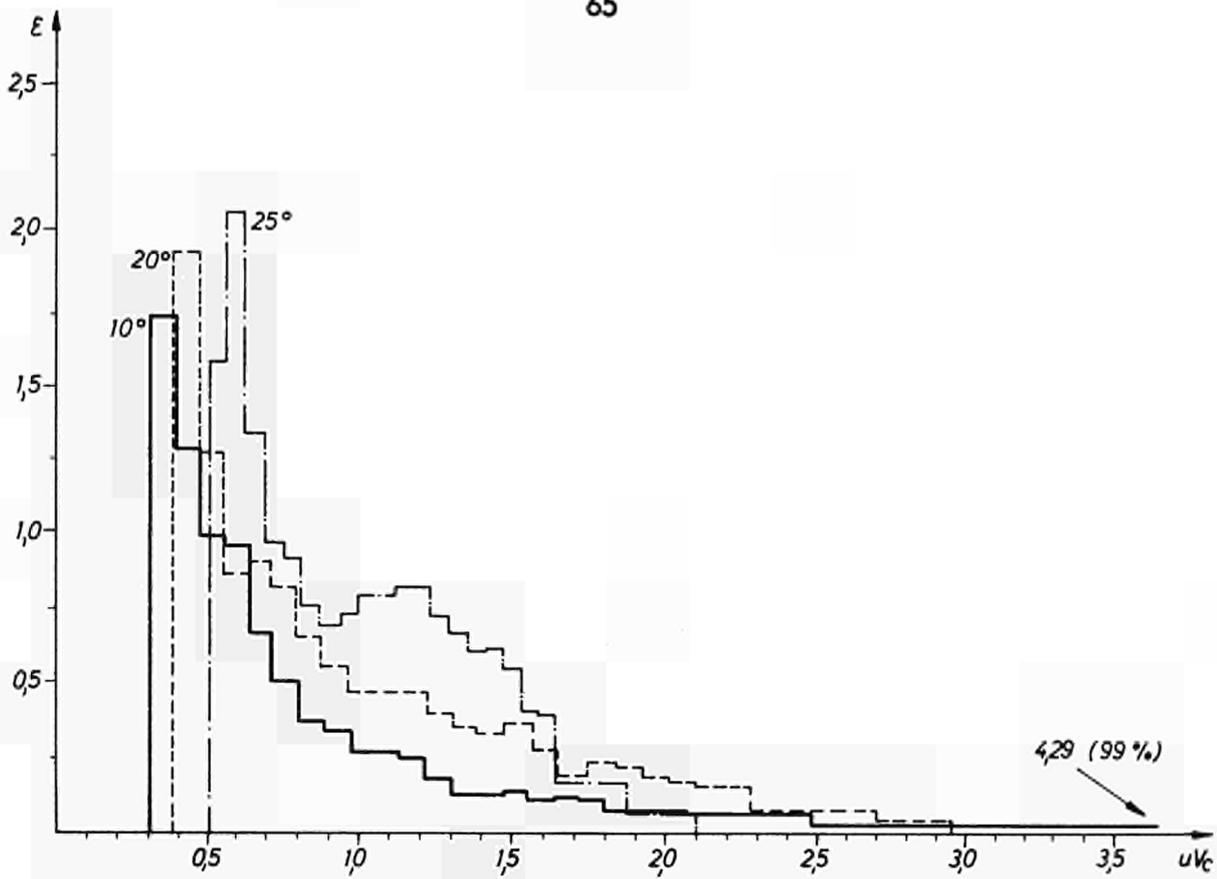


Abb. 28.1

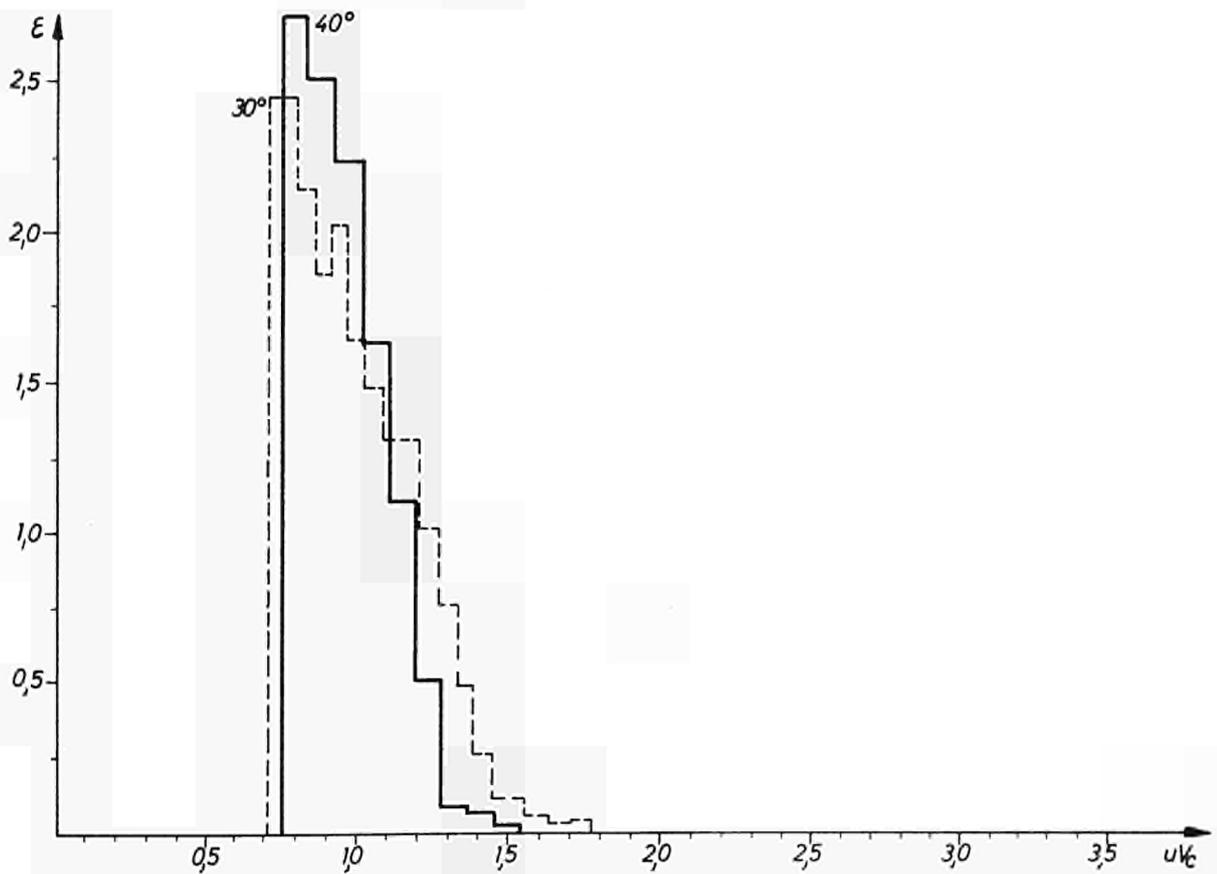


Abb. 28.2

Abb. 28 Einfluß der Konusneigung  
 Verweilspektren Parameter: Konusneigung  
 Stahlkugeln 4 mm  $\varnothing$  Wand - Konus verrundet  
 $\bar{H}_{zvl} = 320$  mm  $D = 400$  mm

( $\alpha = 0^\circ$ ) untersucht. Sämtliche Versuche wurden bei gleicher mittlerer Füllhöhe von  $\bar{H}_{\text{zyl}} = 320 \text{ mm}$  ( $\bar{H}_{\text{zyl}} / D = 0,8$  entsprechend THTR) durchgeführt.

Abb. 28 zeigt als Beispiel 5 Verweilspektren bei verrundetem Übergang Wand - Konus, aufgenommen mit 4 mm  $\varnothing$  Stahlkugeln. Der Einfluß der Konusneigung ist deutlich sichtbar. Mit wachsendem Neigungswinkel wird das  $u\sqrt{z}$  - Intervall zwischen erster und letzter Testkugel immer kleiner, die Spektren werden schmaler und höher. Das Kugelhafen-Fließverhalten wird demnach mit zunehmender Konusneigung gleichmäßiger.

In Abb. 29 ist der Einfluß der Konusneigung in %TK-Darstellung gezeigt. Den Diagrammen ist zu entnehmen, daß der Einfluß der Konusneigung bei kleinen Neigungswinkeln, zwischen  $10^\circ$  und  $30^\circ$ , besonders groß ist. Bei  $30^\circ$  liegt eine deutliche Zäsur.

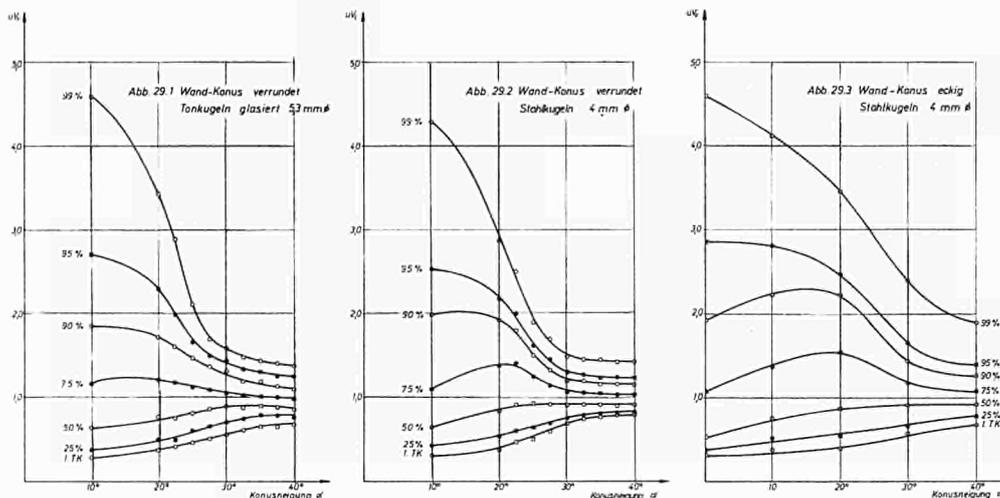


Abb. 29 Einfluß der Konusneigung

Parameter: Prozentzahl umgewälzter Testkugeln

$\bar{H}_{\text{zyl}} = 320 \text{ mm}$      $D = 400 \text{ mm } \varnothing$

Eine weitere Erhöhung des Konuswinkels bewirkt bei der betrachteten Füllhöhe fast keine Änderung des Kugelhafen-Fließverhaltens. Dies gilt insbesondere für verrundete Übergänge Wand - Konus.

Für diesen Fall ist ein Neigungswinkel von  $30^\circ$  ein Optimum hinsichtlich der neutronenphysikalischen Forderung nach möglichst kleinem Boden­neigungswinkel einerseits und einem möglichst gleichmäßigen Kugelfließen andererseits. Die Wahl des Neigungswinkels beim AVR-Reaktor erfuhr somit nachträglich ihre Rechtfertigung.

Eckige Übergänge zwischen Wand und Konus wirken sich insbesondere bei höheren Neigungswinkeln (etwa ab  $20^\circ$ ) in der bekannten Weise aus (siehe Abschnitt 6.2.1.1), daß sie ein deutlich ungleichmäßigeres Fließverhalten bewirken. Die oben erwähnte  $30^\circ$ -Zäsur ist zu höheren Neigungswinkeln verschoben.

Bei einem Neigungswinkel von  $10^\circ$  unterscheiden sich die % TK-Werte bei verrundeten und eckigen Übergängen Wand - Konus kaum voneinander. Dieses Verhalten erklärt sich daraus, daß bei Unterschreitung eines bestimmten Neigungswinkels die randnahen Kugeln der Testkugelschicht im Verlaufe ihrer Abwärtsbewegung nach innen abgedrängt werden und die "Ecke" Wand - Konus umwandern. Hierbei ist die Art des Übergangs Wand - Konus unwesentlich; unterhalb eines bestimmten Neigungswinkels ( bei den untersuchten Fällen etwa  $\alpha < 10^\circ$  ) verliert die Verrundung Wand - Konus ihren positiven Einfluß hinsichtlich eines möglichst gleichmäßigen Kugelfließens.

Dies ist auch aus dem Verlauf der 90 %TK - und der 75 %TK - Kurven ersichtlich, die in der Nähe von  $20^\circ$  Konusneigung ein deutliches Maximum aufweisen. Diese Maxima bedeuten, daß beispielsweise bei eckigem Übergang Wand - Konus 90 % der Testkugelschicht das Core bei einem ebenen Boden früher verlassen als bei  $20^\circ$  Konusneigung. Die Erklärung hierfür liegt wieder darin, daß die randnahen Kugeln der Testkugelschicht nach innen abgedrängt werden, wodurch Bereiche höherer Geschwindigkeit erreicht und die Durchlaufzeiten verringert werden.

Bei sehr kleinen Konuswinkeln bildet sich innerhalb des Kugelhaufen ein stabiler Krater aus, der die Grenze zwischen bewegtem und stagnierendem Kugelhaufenbereich darstellt. Diese Erscheinung wurde für  $\alpha = 0^\circ$  im Glaskugelmodell beobachtet, wobei ein Kraterwinkel von über  $50^\circ$  festgestellt wurde. Ein ebener Boden ist daher bei Verwendung eines einzigen Abzugsrohres für einen Kugelhaufenreaktor unbrauchbar, da durch den großen "Totraum" eine ungünstige Geometrie entsteht. Außerdem ist die Fließgrenze nicht scharf, weshalb damit zu rechnen ist, daß einzelne Brennelemente in den Totraum "diffundieren" und hier unbeeinflußbar lange liegen bleiben.

Die geringe Geschwindigkeit der Grenzschicht zwischen bewegtem und stagnierendem Kugelhaufenbereich ist der Grund dafür, daß die 99%TK-Kurve im Gegensatz zu der 90%TK- und der 75%TK-Kurve kein Maximum der Durchlaufzeit aufweist, sondern mit abnehmendem Konuswinkel monoton zunimmt.

Der beschriebene Effekt des "Ecken-Umwanderns" wurde auch bei der Ermittlung von Kugelbahnkurven bei niedrigeren Füllhöhen festgestellt ( Abschnitt 6.1 ).

#### 6.4.2 Einflüsse von Kugelhaufeneigenschaften

Wie bereits in Abschnitt 6.4 erwähnt, wurden die Einflüsse der Kugelhaufeneigenschaften in Abhängigkeit von der Füllhöhe im Core untersucht. In Abb. 30.1 und 30.2

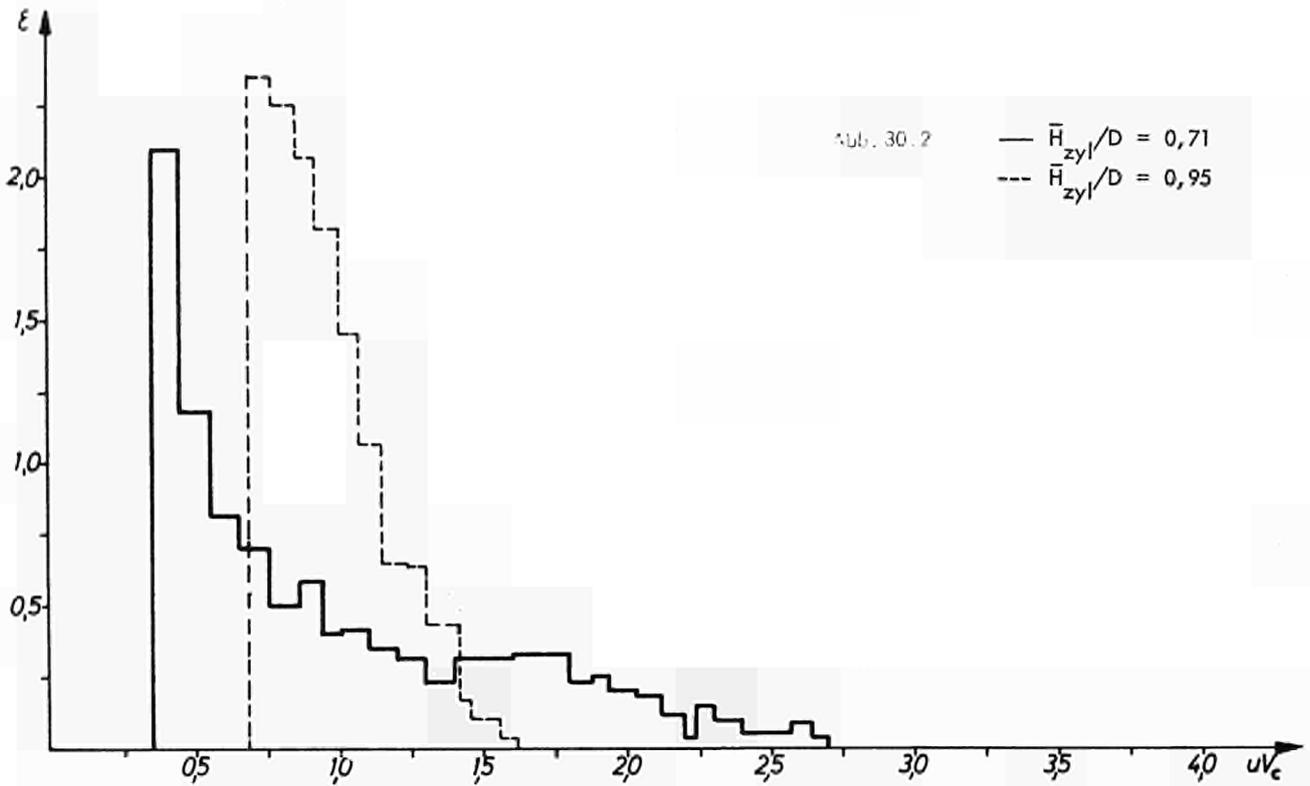
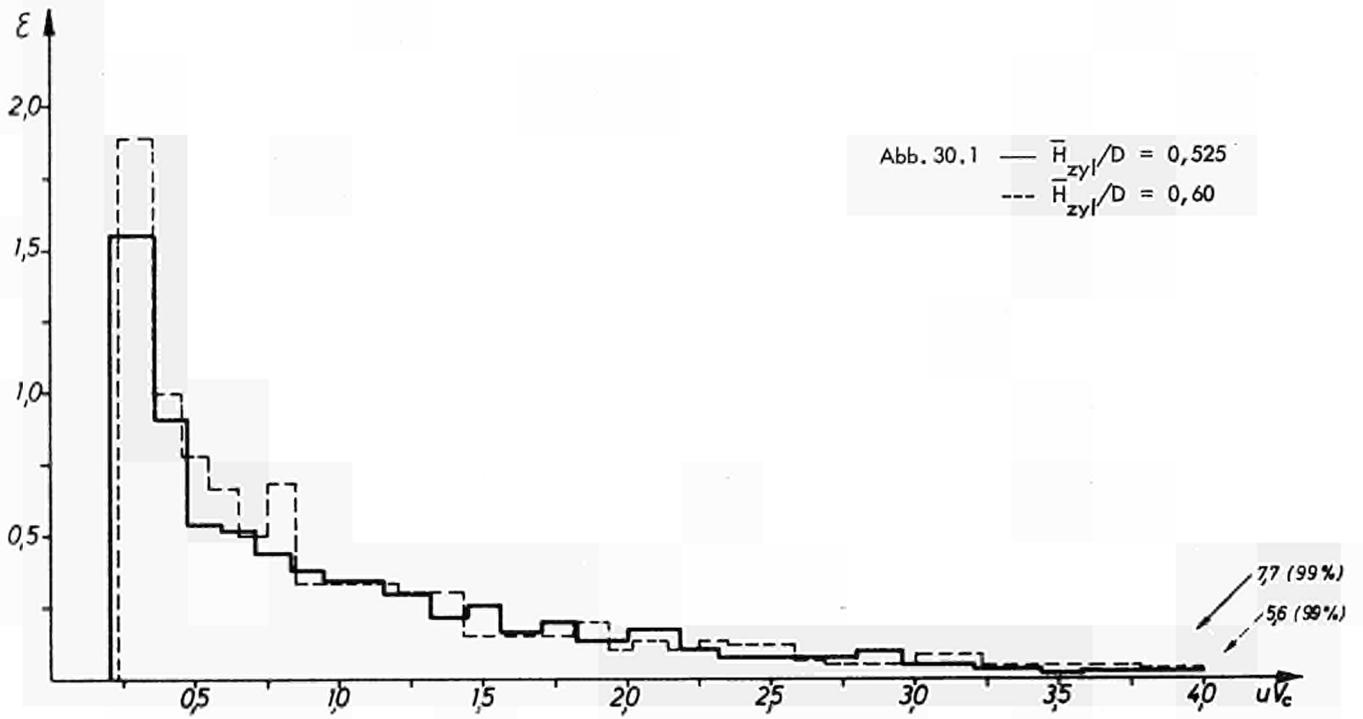


Abb. 30    Einfluß der Füllhöhe  
 Verweilspektren  
 Parameter:  $\bar{H}_{\text{zyl}}/D$   
 Tonkugeln glasiert     $D/d = 75$

sind Verweilspektren für 5,3 mm  $\varnothing$  glasierte Tonkugeln dargestellt. Es ist ersichtlich, daß das Kugelhaufen-Fließverhalten bei zunehmender Füllhöhe merklich gleichmäßiger wird.

In den folgenden Abschnitten wird wieder die %TK-Darstellung gewählt.

Eine Schwierigkeit bei der Untersuchung der Kugelhaufeneigenschaften lag darin, die einzelnen Eigenschaften zu separieren. Dies erfolgte durch Auswahl bzw. Kombination geeigneter Kugelsorten im Rahmen der vorhandenen Möglichkeiten.

#### 6.4.2.1 Einfluß der Reibung

Der Einfluß der Kugelreibung wurde durch Versuche mit glasierten und unglasierten Tonkugeln untersucht, deren Durchmesser und spezifisches Gewicht gleich waren, die sich jedoch in ihren Reibungskoeffizienten um den Faktor 2,7 unterschieden.

Die Ergebnisse sind in Abb. 31.1 bis 31.3 dargestellt. Ihnen ist zunächst in Übereinstimmung mit den Ergebnissen der nächsten Abschnitte folgendes zu entnehmen:

- i) Mit abnehmender Füllhöhe werden die Unterschiede in den Durchlaufzeiten von Rand- und Zentralkugeln immer ausgeprägter, das Fließverhalten wird ungleichmäßiger. Die erste Testkugel erscheint mit abnehmender Füllhöhe immer früher, während die Durchlaufzeiten der letzten Testkugeln stark anwachsen.
- ii) Bei großen Füllhöhen wird eine Sättigung erreicht, weitere Erhöhungen der Füllhöhe bewirken keine nennenswerte Verbesserung des Fließverhaltens.
- iii) Der Verlauf der 99%TK- und 95%TK-Kurve weist einen deutlichen Peak auf. Der Grund hierfür liegt darin, daß bei abnehmender Füllhöhe eine Änderung des Fließverhaltens in der Weise eintritt, daß die Randkugeln, die sich bei größeren Füllhöhen längs der Corewand abwärtsbewegen, nach innen abgedrängt werden und die "Ecke" Wand - Konus umwandern. Hierdurch gelangen sie in Bereiche größerer Geschwindigkeit und verlassen das Core daher früher als die Randkugeln bei größeren Füllhöhen. Bei weiterer Abnahme der Füllhöhe nimmt die Durchlaufzeit der Randkugeln wieder stark zu.

Es tritt hier also derselbe Effekt auf, wie er auch schon im Zusammenhang mit den Bahnkurven (Abschnitt 6.1) und mit dem Einfluß der Konusneigung (Abschnitt 6.4.1.3) beschrieben wurde.

Die Umgebung des Peaks weist entsprechend ihrem Charakter als Umschlagsbereich des Fließverhaltens die größte Streuung der Meßergebnisse auf.

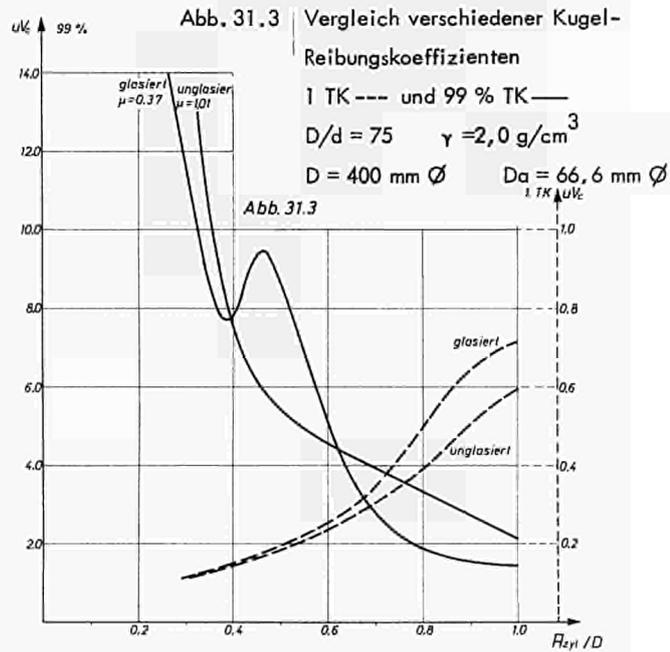
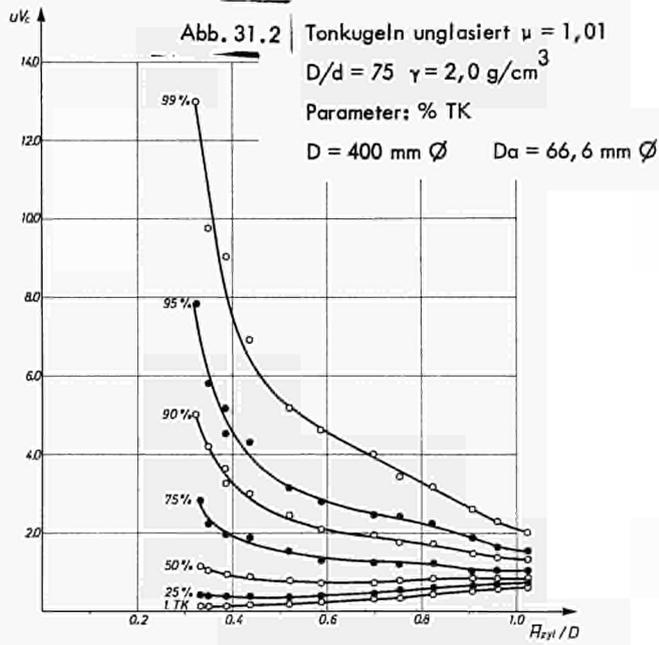
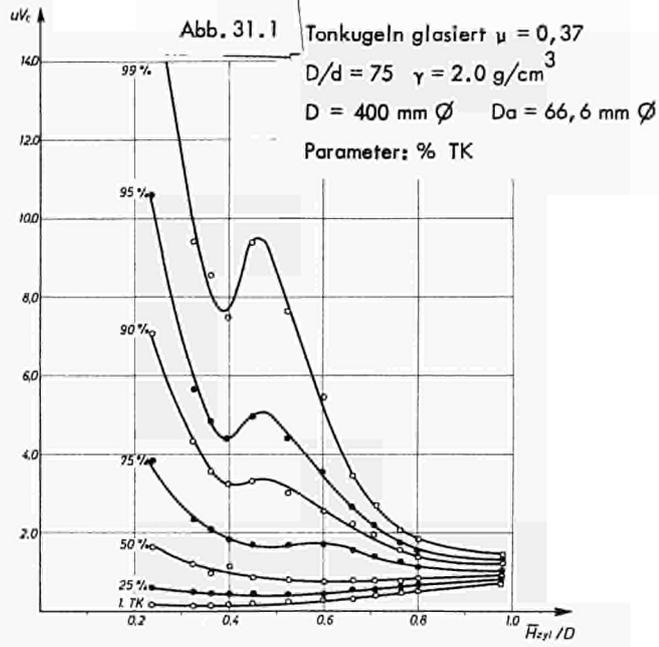


Abb. 31 | Einfluß der Kugelreibung in Abhängigkeit von der Füllhöhe

Charakteristisch für die in Abb. 31.1 bis 31.3 dargestellten Ergebnisse ist die Tatsache, daß bei den unglasierten Tonkugeln kein Peak bei den 99%TK- und 95%TK-Kurven auftritt. Hier beginnt das Abwandern der Randkugeln bereits bei hohen Füllhöhen.

Weiterhin ist bei den unglasierten Tonkugeln auch bei  $\bar{H}/D = 1$  noch nicht die sonst schon bei etwa  $\bar{H}/D = 0,8$  eintretende Sättigung hinsichtlich der Gleichmäßigkeit des Fließverhaltens erreicht.

In Abb. 31.3 werden die 99%TK- und die 1.TK-Kurven für glasierte und unglasierte Tonkugeln verglichen. Es ist ersichtlich, daß das Fließverhalten mit zunehmender Kugelreibung im allgemeinen ungleichmäßiger wird. Im Bereich des Peaks ist der Unterschied in den Durchlaufzeiten von Rand- zu Zentralkugeln jedoch bei den glasierten Tonkugeln größer als bei den unglasierten.

Die Verschlechterung des Fließverhaltens durch erhöhte Kugelreibung macht sich vor allem in dem für Kugelhaufenreaktoren wesentlichen Bereich von  $0,7 < \bar{H}/D < 1,0$  bemerkbar. Die Durchlaufzeiten der Randkugeln liegen beispielsweise bei  $\bar{H}/D = 0,8$  bei unglasierten Tonkugeln um etwa 50 % höher als bei glasierten. Dieser Bereich der 99%TK- und 95%TK-Kurven ist bei unglasierten Tonkugeln als entarteter Peak zu betrachten, da hier, wie schon erwähnt, bereits bei diesen hohen Füllhöhen das Abwandern der Randkugeln nach innen beginnt. Es ist daher zu erwarten, daß sich bei Kugeln, deren Reibungskoeffizient zwischen jenen von glasierten und unglasierten Tonkugeln liegt, der Peak zu niedrigeren Füllhöhen verschiebt und das Fließverhalten bei hohen Füllhöhen erheblich besser mit jenem von glasierten Tonkugeln übereinstimmen wird (vgl. hierzu die Abschnitte 6.4.2.2 und 6.4.2.3).

#### 6.4.2.2 Einfluß der relativen Kugelgröße

Zur Untersuchung des Einflusses der relativen Kugelgröße (bezogen auf den Core-durchmesser) wurden Stahlkugeln mit den Durchmessern 3,3 , 4, 6 und 8 mm  $\varnothing$  herangezogen. Die Ergebnisse sind in Abb. 32.1 bis 32.5 dargestellt. Ihnen ist folgendes zu entnehmen:

- a) Je kleiner die relative Kugelgröße, desto ungleichmäßiger ist das Fließverhalten und zu desto höheren Werten der Füllhöhe verschiebt sich der Peak. Das Abwandern der Randkugeln nach innen beginnt umso eher, je kleiner die relative Kugelgröße ist.
- b) Ab  $\bar{H}/D = 0,8$  unterscheiden sich die betrachteten Kugelsorten in ihrem Fließ-

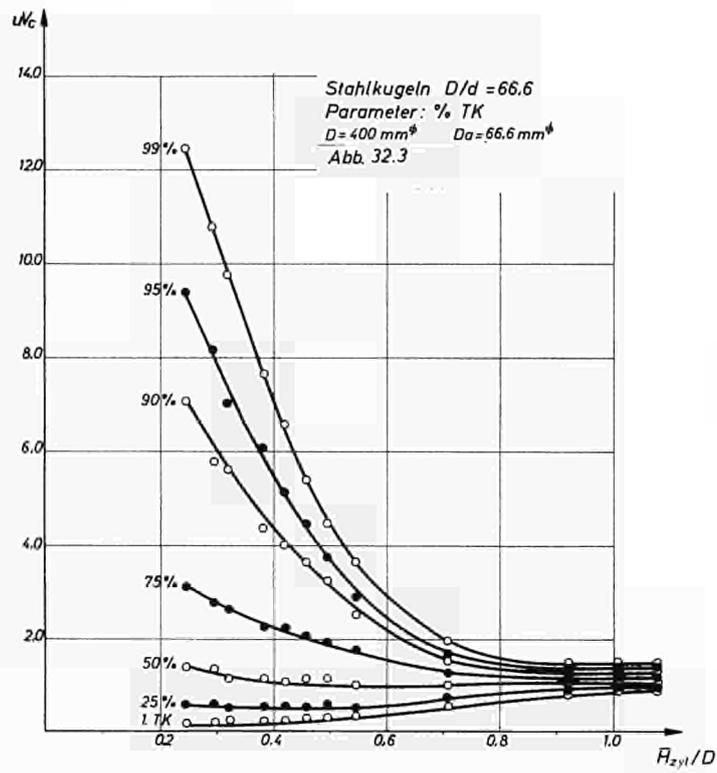
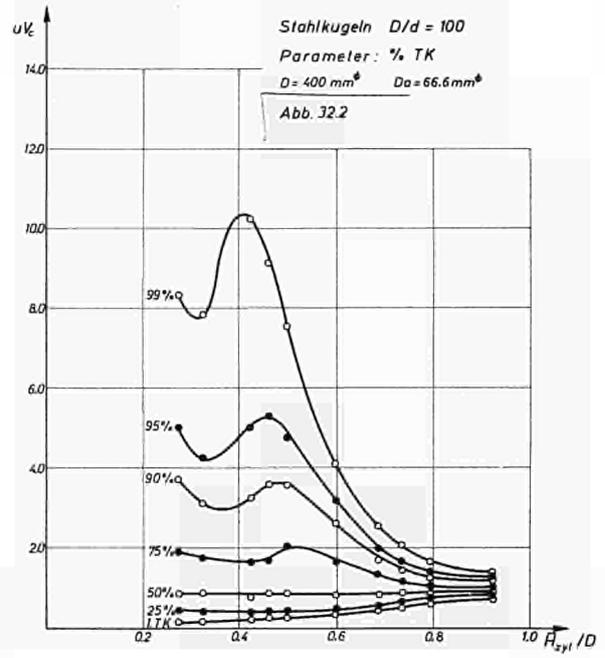
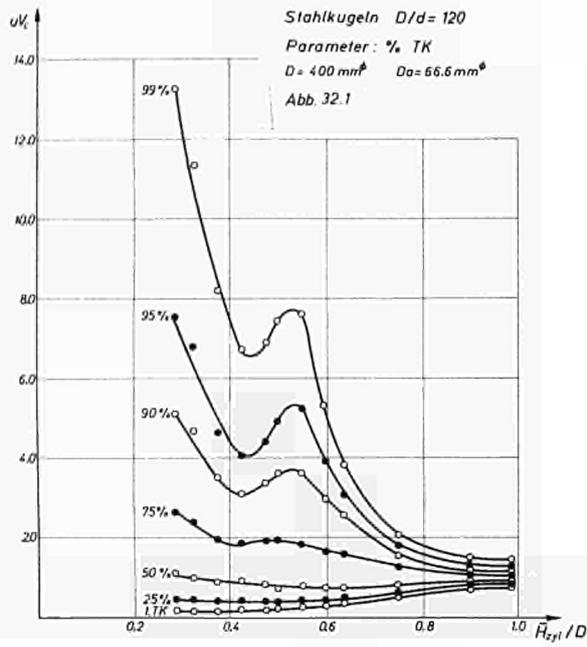


Abb. 32 Einfluß der Korngröße in Abhängigkeit von der Füllhöhe

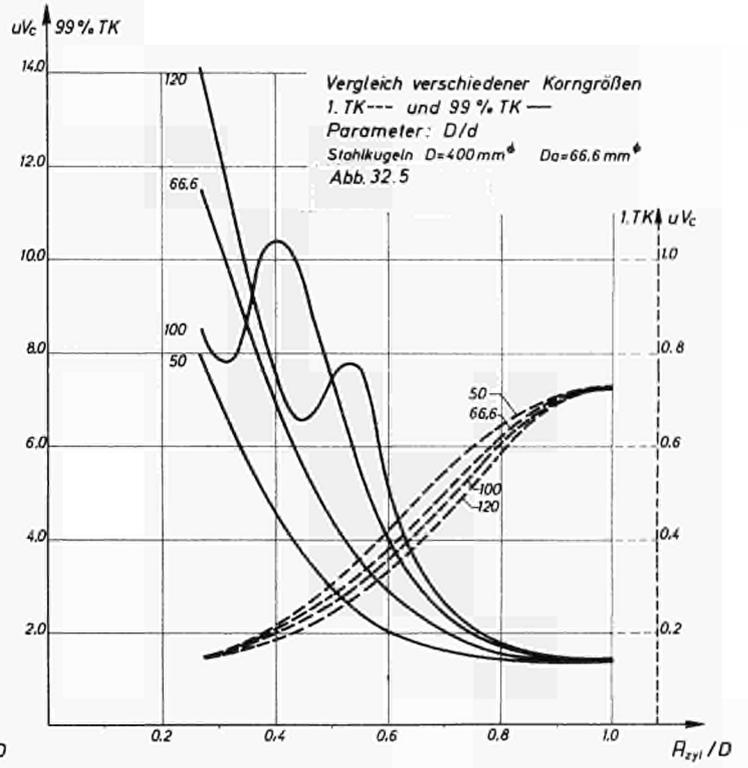
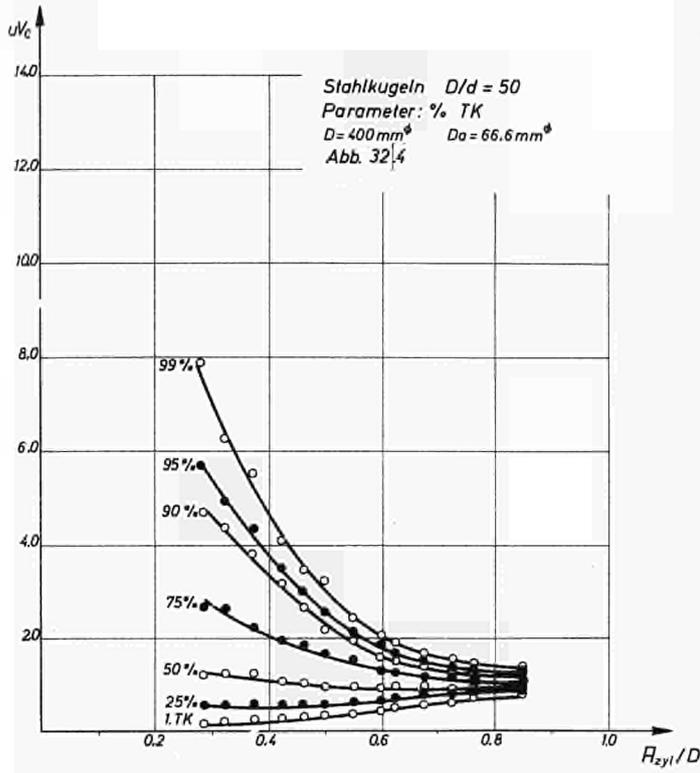


Abb. 32 Einfluß der Korngröße in Abhängigkeit von der Füllhöhe

verhalten nicht mehr wesentlich. Bei  $\bar{H}/D = 1$  ist kein Unterschied mehr meßbar, wie insbesondere aus Abb. 32.5 hervorgeht.

#### 6.4.2.3 Einfluß des spezifischen Kugelgewichts

Zur Untersuchung des Einflusses des spezifischen Kugelgewichts wurden Stahl- und Glaskugeln herangezogen, deren Durchmesser gleich waren (8 mm  $\varnothing$ ) und die sich auch bezüglich ihrer Reibungskoeffizienten nicht nennenswert unterschieden (der Reibungskoeffizient der Glaskugeln war durch Graphitstaub, der sich an der Oberfläche festgesetzt hatte, herabgesetzt worden).

Die Ergebnisse zeigen Abb. 33.1 bis 33.3. Es ist folgendes ersichtlich:

- a) Mit steigendem spezifischen Kugelgewicht wird das Kugelfließen gleichmäßiger.
- b) Bei hohen Füllhöhen verschwindet der Einfluß des spezifischen Kugelgewichts.

#### 6.4.3 Zusammenfassung der Parametereinflüsse

Zusammenfassend läßt sich über die Gestalt der %TK-Kurven in Abhängigkeit von der Füllhöhe feststellen:

- i) Je geringer die Füllhöhe, desto ungleichmäßiger ist das Fließverhalten.
- ii) Bei hohen Füllhöhen - etwa ab  $\bar{H}/D = 0,8$  - wird eine Sättigung hinsichtlich der Gleichmäßigkeit des Kugelfließens erreicht.
- iii) Im Zusammenhang mit dem Abwandern der Randkugeln nach innen tritt bei den 99%TK- und 95%TK-Kurven ein Peak auf, dessen Position von Kugelhafeneigenschaften und der Coregeometrie abhängt.

Das Kugelhafen-Fließverhalten wird sowohl durch die Coregeometrie als auch durch Kugelhafeneigenschaften beeinflusst. Es wird durch folgende Maßnahmen gleichmäßiger:

- 1) Durch Erhöhung der relativen Füllhöhe
- 2) Durch Erhöhung der Konusneigung
- 3) Durch Anbringung einer Verrundung am Übergang Wand - Konus
- 4) Durch Erhöhung des relativen Kugeldurchmessers
- 5) Durch Erhöhung des spezifischen Kugelgewichts
- 6) Durch Verminderung der Reibung zwischen den Kugeln.

Bezüglich des Abzugsrohrdurchmessers gibt es ein Optimum, das von Kugelhafeneigenschaften und von der Coregeometrie abhängt.

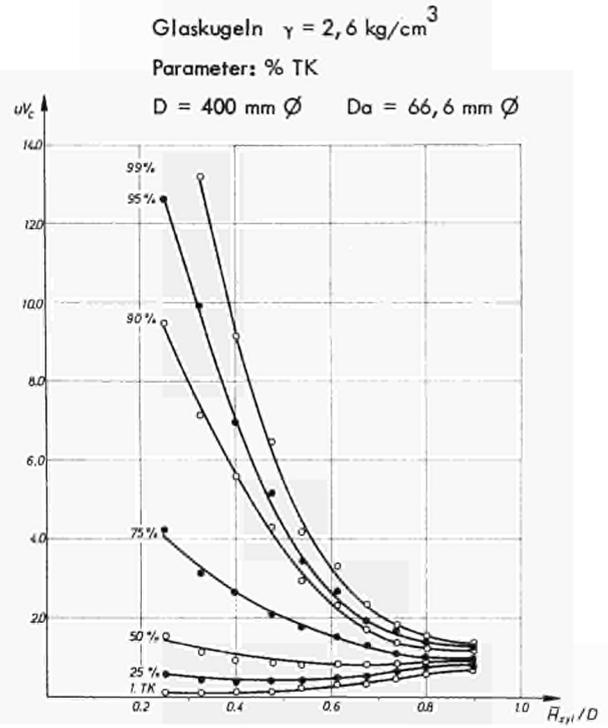
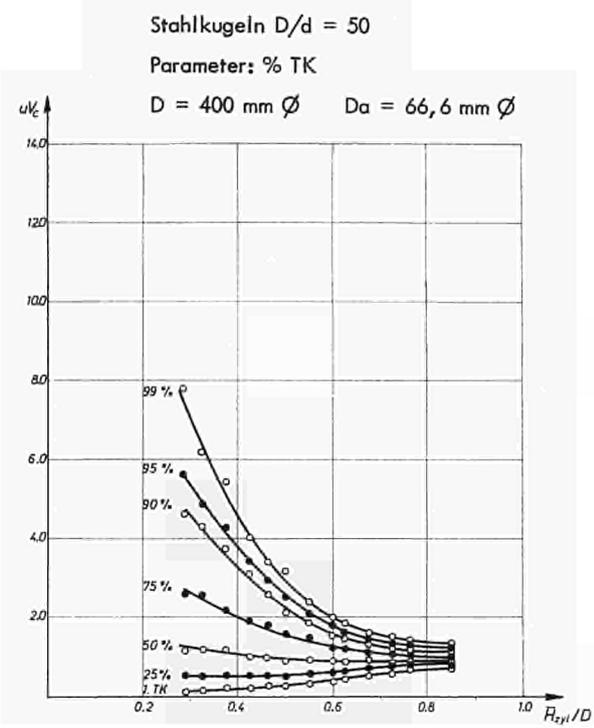


Abb. 33.3 Vergleich verschiedener spezifischer Kugelgewichte.

1. TK--- und 99 % TK

Parameter: Kugelsorte und spezifisches Kugelgewicht

$D 400 \text{ mm } \varnothing$     $Da = 66,6 \text{ mm } \varnothing$

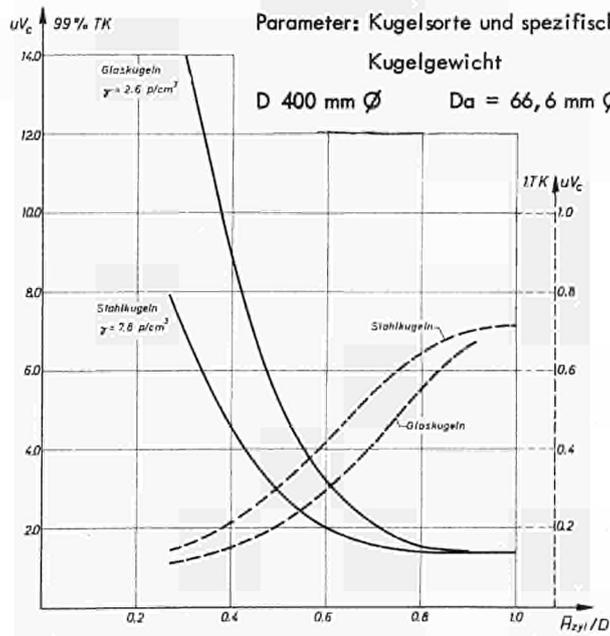


Abb. 33 Einfluß des spezifischen Kugelgewichts in Abhängigkeit von der Füllhöhe

Je höher die Füllhöhe ist, desto geringer wird der Einfluß der Kugelhaufeneigenschaften.

Je gleichmäßiger das Fließverhalten bei vorgegebener relativer Füllhöhe ist, bei desto geringerer Füllhöhe tritt der Peak bei den 99%TK- und 95%TK-Kurven auf, d.h. desto länger wandern die Randkugeln längs der Corewand.

Bei Modellversuchen ist daher auf folgendes zu achten:

- a) Strenge Einhaltung der geometrischen Ähnlichkeit (Coregeometrie, relative Kugelgröße)
- b) Übereinstimmung bezüglich des spezifischen Kugelgewichts (unter Berücksichtigung des Kühlgasdruckabfalls im Core)
- c) Übereinstimmung bezüglich der Reibungsverhältnisse.

Als Beispiel werden je zwei Parallelversuche am 1:1 Graphitkugelmodell und am Glaskugelmodell herangezogen. Abgesehen von der geometrischen Ähnlichkeit (Maßstab 1:7,5) stimmten die beiden Modelle hinsichtlich des spezifischen Kugelgewichts (wegen des durch die Immersionsflüssigkeit bedingten Auftriebes vermindert sich das spezifische Kugelgewicht auf  $1,6 \text{ p/cm}^3$  !) und der Reibung überein. Es war daher mit gleichem Fließverhalten zu rechnen.

Um dies zu zeigen, wurden die beiden Parallelversuche bei Bedingungen durchgeführt, bei welchen sich geringe Abweichungen in den Fließeigenschaften schon bemerkbar machen mußten. Dies wurde dadurch erreicht, daß ein Versuch bei AVR-Geometrie (d.h. mit den Graphiteinbauten zur Aufnahme der Abschaltstäbe, jedoch bei geringerer relativer Füllhöhe im Core), der andere bei rotationssymmetrischer Geometrie bei sehr geringer Füllhöhe durchgeführt wurde. Die Ergebnisse sind in Abb. 34.1 und 34.2 dargestellt. Die Übereinstimmung der Spektren ist für beide Geometrien im Rahmen der Meßgenauigkeit sehr gut. Die Verweilspektren wurden jeweils nur bis zu  $3,6 \text{ uV}_c$  gezeichnet, da in erster Linie die gute Übereinstimmung gezeigt werden sollte, wofür der dargestellte Bereich ausreicht. Bis zum Erscheinen der letzten Testkugel mußten erheblich mehr Corevolumina umgewälzt werden (für 95%TK bei der AVR-Geometrie  $10,1 \text{ uV}_c$  (1:1 Modell) und  $8,75 \text{ uV}_c$  (Glaskugelmodell), beim rotationssymmetrischen Fall  $6,45 \text{ uV}_c$  (1:1 Modell) und  $6,47 \text{ uV}_c$  (Glaskugelmodell). Um alle Testkugeln herauszubekommen, mußten bei der AVR-Coregeometrie über 20 Corevolumina umgewälzt werden).

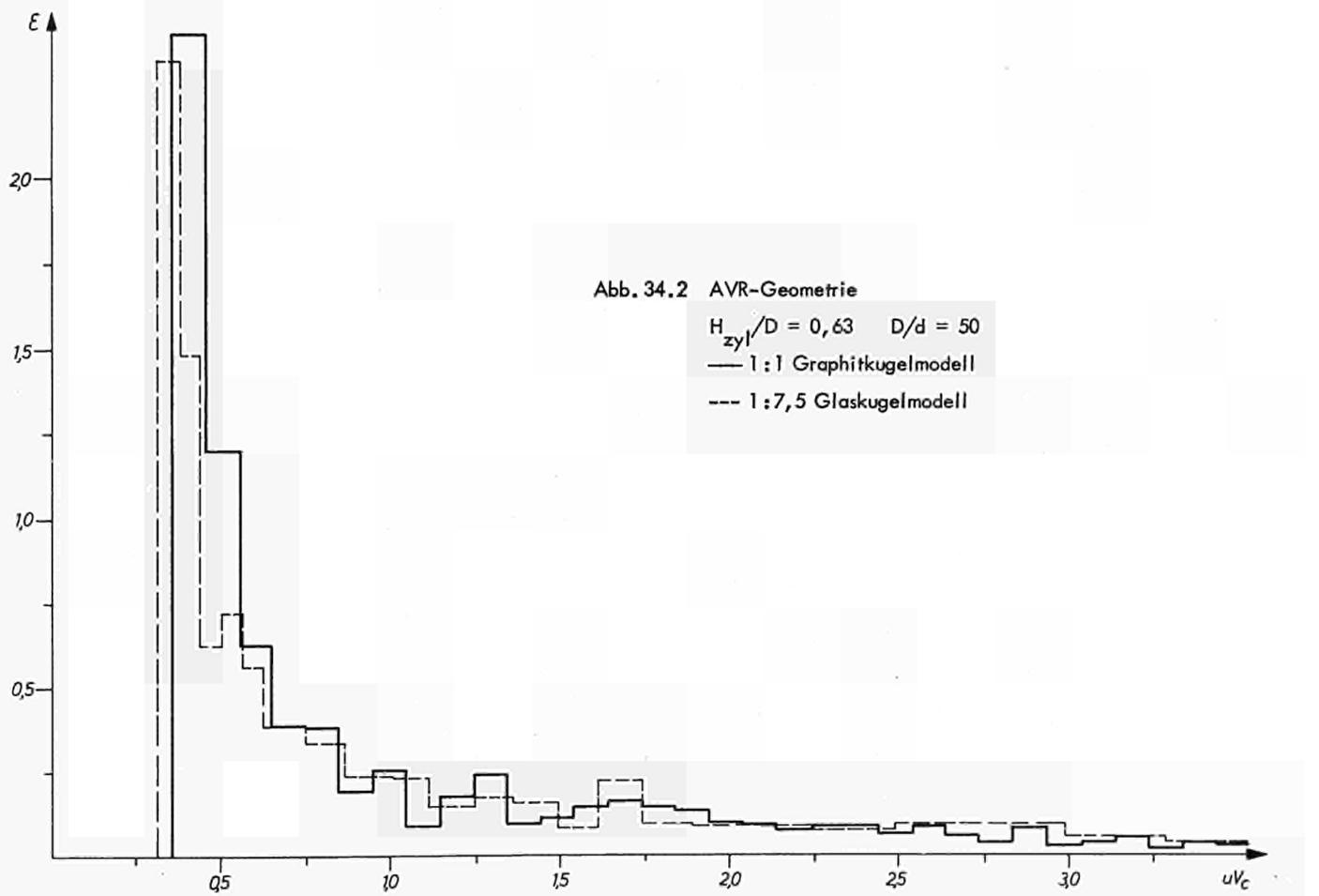
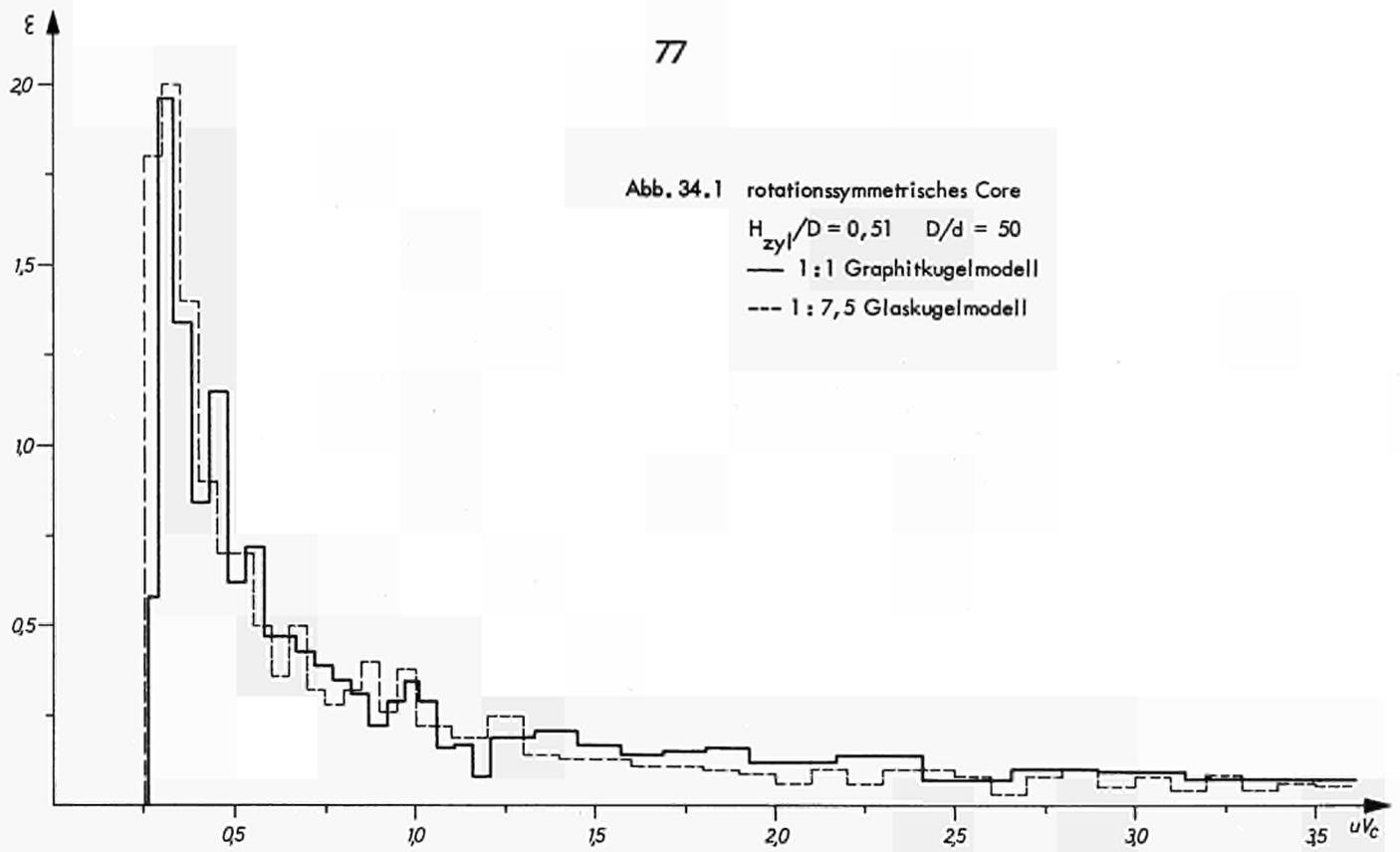


Abb. 34 Verweilspektren beim 1:1 Graphitkugel- und beim 1:7,5 Glaskugelmodell

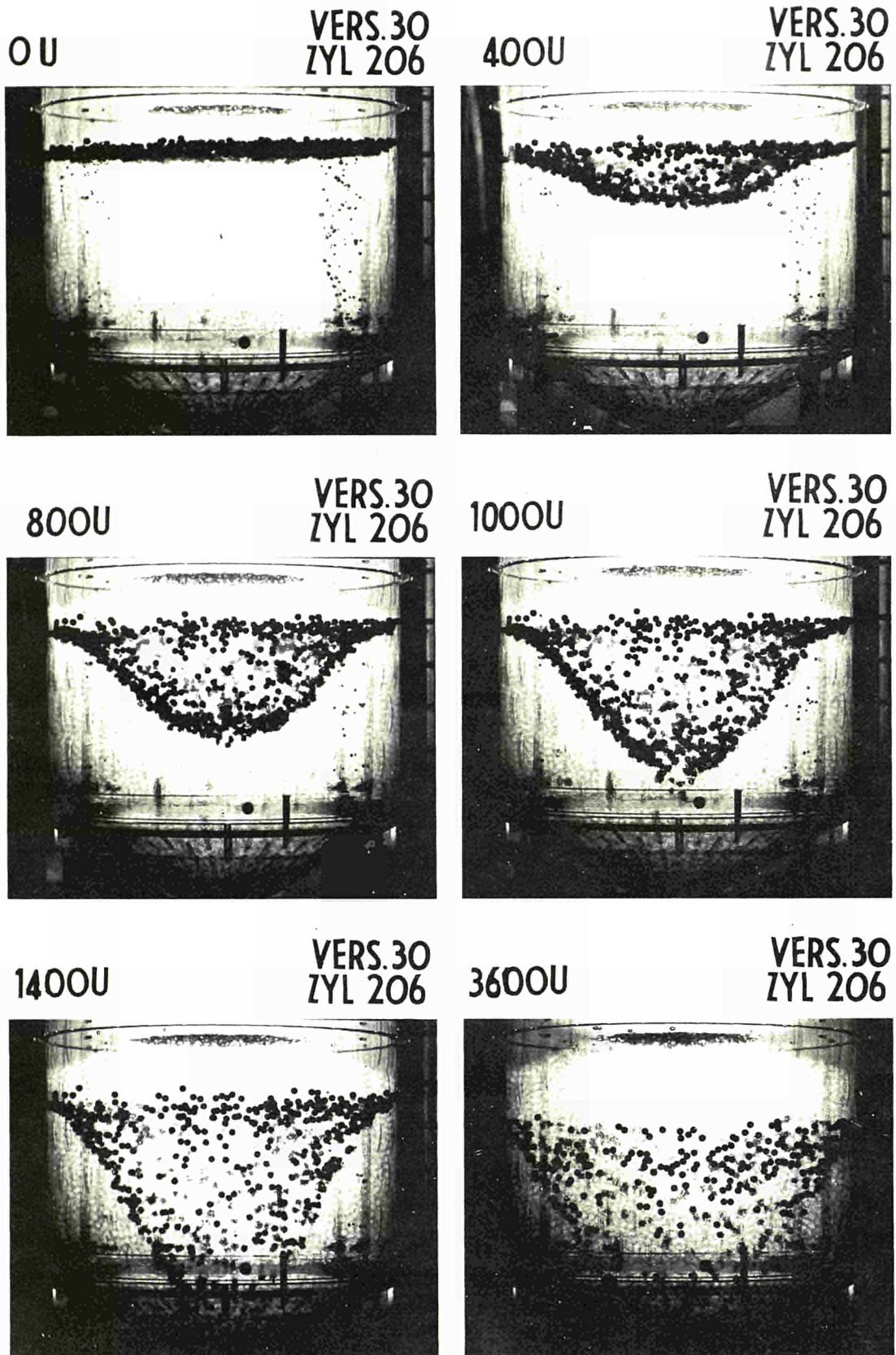


Abb. 35 Ermittlung eines Verweilspektrum im Glaskugelmodell (s. Abb. 34.1)

Parameter: Anzahl der Spindelumdrehungen

$$D = 400 \text{ mm } \varnothing \quad H_{\text{zyl}} = 206 \text{ mm} \quad d = 8 \text{ mm } \varnothing$$

Die Spektren bei der AVR-Geometrie und beim rotationssymmetrischen Core zeigen einen ähnlichen Verlauf. Der lange Auslauf der Spektren wird bei der AVR-Coregeometrie durch die Graphiteinbauten bewirkt, beim rotationssymmetrischen Fall durch die niedrige relative Füllhöhe. Aufnahmen von der Ermittlung des Verweilspektrums im rotationssymmetrischen Glaskugelmodell zeigt Abb. 35. Wie zu erwarten war, ist daher das Glaskugelmodell ein sehr gutes Modell zur Untersuchung des Fließverhaltens eines kalten Graphitkugelhaufens in Luft. Dies ist insofern von Bedeutung, als das Glaskugelmodell auch für Untersuchungen im Hinblick auf den Anfahrbetrieb herangezogen werden kann. Bei solchen Versuchen ist in besonderem Maße auf die Übereinstimmung der Parameter zu achten, da deren Einfluß wegen der niedrigen Füllhöhe groß ist.

Im Zusammenhang mit dem Anfahrprogramm des AVR-Reaktors wurde daher das Glaskugelmodell mit Erfolg zur Untersuchung spezieller Fragen zum Kugelhaufen-Fließverhalten eingesetzt. Durch Messungen im Laufe des Anfahrbetriebes konnte die ausgezeichnete Übereinstimmung der aus Glaskugel-Modellversuchen ermittelten Daten mit jenen, die beim AVR-Reaktor tatsächlich auftraten, nachgewiesen werden.

Wegen des geringen Einflusses der Parameter bei höherer Füllhöhe ist das Glaskugelmodell auch zur Untersuchung des Fließverhaltens eines Kugelhaufenreaktors im stationären Fall geeignet. Der Druckabfall des Kühlgases kann in guter Näherung dadurch simuliert werden, daß das Modell ohne Immersionsflüssigkeit betrieben wird ( Submersionsmethode ( 1 ) ).

## 7.0 Berechnung des Kugelhaufen-Fließverhaltens beim THTR 300 MW Prototypreaktor

Als Anwendungsbeispiel für die in den letzten Abschnitten behandelten Parameteruntersuchungen wird im folgenden das Fließverhalten des Kugelhaufens im Core des THTR 300 MW Prototypreaktors untersucht.

### 7.1 Das Bahnkurvenmodell

Als Bahnkurven wurden die im Glaskugelmodell ermittelten verwendet ( Abb. 17.5 ).

Tabelle 7

Gitterpunkte für das Rechenprogramm DONAU zur Berechnung des Kugelhaufen-Fließverhaltens im THTR-300 MW Prototypreaktor

Die Radien ( cm )

1	0.0	5	112.0	9	224.0
2	28.0	6	140.0	10	252.0
3	56.0	7	168.0	11	280.0
4	84.0	8	196.0		

Die Höhen ( cm )

1	0.0	8	308.0	15	479.5
2	28.0	9	336.0	16	496.3
3	98.0	10	364.0	17	512.4
4	168.0	11	392.0	18	528.5
5	203.0	12	420.0	19	544.6
6	238.0	13	448.0	20	560.6
7	273.0	14	450.1	21	576.8

Tabelle 8 Bahnkurven Eingabedaten (cm) für das Rechenprogramm DONAU zur Berechnung des Kugelhaufen-Fließverhaltens im THTR-300 MW Prototypreaktor

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
1	0.0	28.0	56.0	84.0	112.0	140.0	168.0	196.0	224.0	252.0	280.0
2	0.0	28.0	56.0	84.0	112.0	140.0	168.0	196.0	224.0	252.0	280.0
3	0.0	28.0	56.0	84.0	112.0	140.0	168.0	196.0	224.0	252.0	280.0
4	0.0	28.0	56.0	84.0	111.4	138.6	168.0	196.0	224.0	252.0	280.0
5	0.0	28.0	55.3	81.9	109.9	137.2	166.0	194.9	222.9	251.3	280.0
6	0.0	27.2	53.2	79.8	107.8	139.4	162.4	191.8	220.5	249.9	280.0
7	0.0	25.9	51.1	75.6	102.2	129.9	157.9	186.9	217.0	248.5	280.0
8	0.0	23.8	46.8	71.0	95.9	121.8	149.8	179.2	210.7	244.3	280.0
9	0.0	21.7	43.1	65.1	88.9	113.4	140.0	170.1	203.0	239.4	280.0
10	0.0	19.6	38.5	58.1	79.8	102.9	128.8	158.2	191.8	231.0	280.0
11	0.0	16.8	33.6	51.1	70.0	91.0	116.2	144.2	176.4	218.4	280.0
12	0.0	14.0	28.0	43.4	60.2	78.4	100.8	126.0	158.2	201.6	280.0
13	0.0	11.9	23.8	35.7	50.1	65.8	84.0	107.8	138.6	179.9	280.0
14	0.0	10.5	21.0	32.2	44.8	58.1	75.6	98.0	127.4	163.8	252.0
15	0.0	9.1	18.2	28.0	39.2	51.1	66.5	86.1	112.0	147.0	224.0
16	0.0	7.7	16.1	24.5	33.6	44.8	58.1	74.9	98.0	130.2	196.0
17	0.0	7.0	14.0	21.0	29.4	38.5	50.4	64.4	84.7	113.4	168.0
18	0.0	6.3	12.6	18.9	25.9	34.3	43.4	54.6	72.1	95.1	140.0
19	0.0	5.3	11.2	16.8	23.1	29.4	36.4	46.2	58.1	77.0	112.0
20	0.0	4.9	10.1	15.4	20.3	25.5	31.5	37.8	46.9	58.8	84.0
21	0.0	4.6	9.8	15.1	18.9	23.8	28.7	32.9	38.5	44.8	56.0

Die Eingabedaten der Bahnkurven für das Rechenprogramm sind in Tabelle 8 zusammengefaßt. Tabelle 7 enthält das Netz, mit welchem gerechnet wurde. Dieses wurde so gewählt, daß die vertikalen Geraden mit den Ausgangspunkten der Bahnkurven zusammenfallen und daß horizontale und vertikale Netzgeraden am konischen Boden zum Schnitt kamen.

## 7.2 Durchlaufkurve

Die Durchlaufkurve wurde durch lineare Interpolation aus den Ergebnissen der Parameteruntersuchungen gewonnen. Die Ausgangsdaten sowie die einzelnen Schritte der

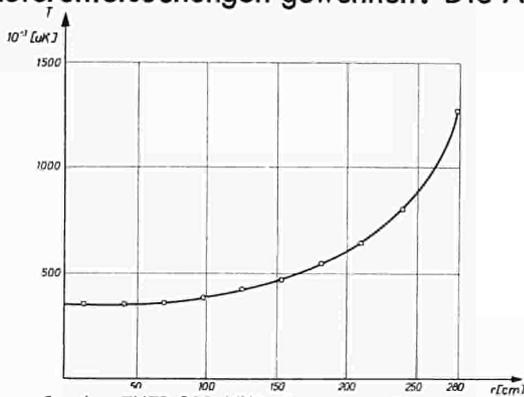


Abb. 36

Durchlaufkurve für den THTR 300 MW - Prototypreaktor

$D/d = 93,4$   $\gamma = 3,2$   $\mu = 0,3$   $\bar{H}_{zyl}/D = 0,8$   $D = 560 \text{ cm } \varnothing$

Interpolation sind in Tabelle 9 zusammengestellt. Bei der Umrechnung der Umwälzdaten aus  $uV_c$  - in  $uK$ -Einheiten mußte berücksichtigt werden, daß entsprechend dem Verfahren bei der Ermittlung der Verweilspektren die Testkugelschicht nicht unmittelbar an der Kugelhaufenoberfläche, sondern etwas tiefer lag. Bei

Berücksichtigung dieser Tatsache ergaben sich als Eingabedaten der Durchlaufkurve für das Rechenprogramm die in Tabelle 9.3 zusammengefaßten Werte. Die Durchlaufkurve ist in Abb. 36 dargestellt.

## 7.3 Geschwindigkeitsverteilung im Core

Die errechneten Geschwindigkeiten an den Gitterpunkten sind in Tabelle 10 zusammengestellt. Hiernach wurde in Abb. 37 die Anfangsgeschwindigkeit und Abb. 38 ein

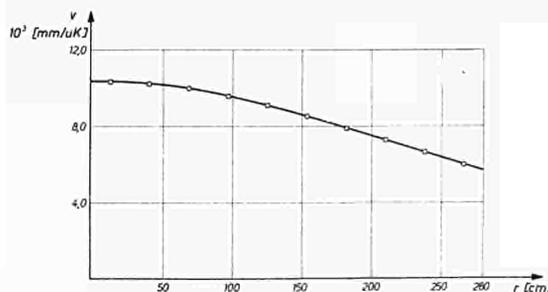


Abb. 37

Anfangsgeschwindigkeit beim THTR - 300 MW Prototypreaktor

$D/d = 93,4$   $\gamma = 3,2$   $\mu = 0,3$   $\bar{H}_{zyl}/D = 0,8$   $D = 560 \text{ cm } \varnothing$

Isotachendiagramm dargestellt. In Abb. 39 sind Strömungsprofile mit der Anzahl umgewälzter Kugeln als Parameter eingezeichnet.

Tabelle 9

Lineare Interpolation der Durchlaufzeiten für den THTR 300 MW Prototypreaktor:  
 $D/d = 93,4$   $\gamma = 3,2$   $\rho/\text{cm}^3$   $\mu = 0,5$

## 9.1 Experimentelle Ausgangsdaten

Kugelmaterial	Stahl				Glas	Ton	
d	3,3	4	6	8	8	5,3	
D/d	120	100	66,6	50	50	75	
$\gamma$	7,8			2,6			2
$\mu$	0,2			0,2			0,37 1,01
1. TK	0,58	0,60	0,62	0,64	0,55	0,50	0,40
25 %	0,68	0,74	0,80	0,80	0,75	0,65	0,55
50 %	0,85	0,90	1,00	0,90	0,80	0,82	0,80
75 %	1,15	1,06	1,15	1,00	1,00	1,10	1,20
90 %	1,32	1,26	1,30	1,15	1,25	1,33	1,70
95 %	1,55	1,40	1,40	1,25	1,40	1,60	2,20
99 %	1,76	1,64	1,50	1,37	1,53	1,85	3,30

## 9.2 Lineare Interpolation

Kugelmaterial	Stahl	Glas	Ton
D/d	93,4	93,4	93,4
$\gamma$	7,8	3,2	3,2
$\mu$	0,2	0,2	0,5
1. TK	0,60	0,50	0,48
25 %	0,76	0,72	0,62
50 %	0,90	0,84	0,81
75 %	1,12	1,12	1,12
90 %	1,30	1,37	1,40
95 %	1,40	1,54	1,66
99 %	1,60	1,75	1,98

## 9.3 Werte der Durchlaufzeit für das Rechenprogramm DONAU zur Berechnung des Kugelhaufen-Fließverhaltens beim THTR-300 MW Prototypreaktor

1	0	5	389.200	9	651.000
2	355.600	6	431.200	10	803.600
3	355.600	7	473.200	11	127.400
4	364.000	8	551.600		

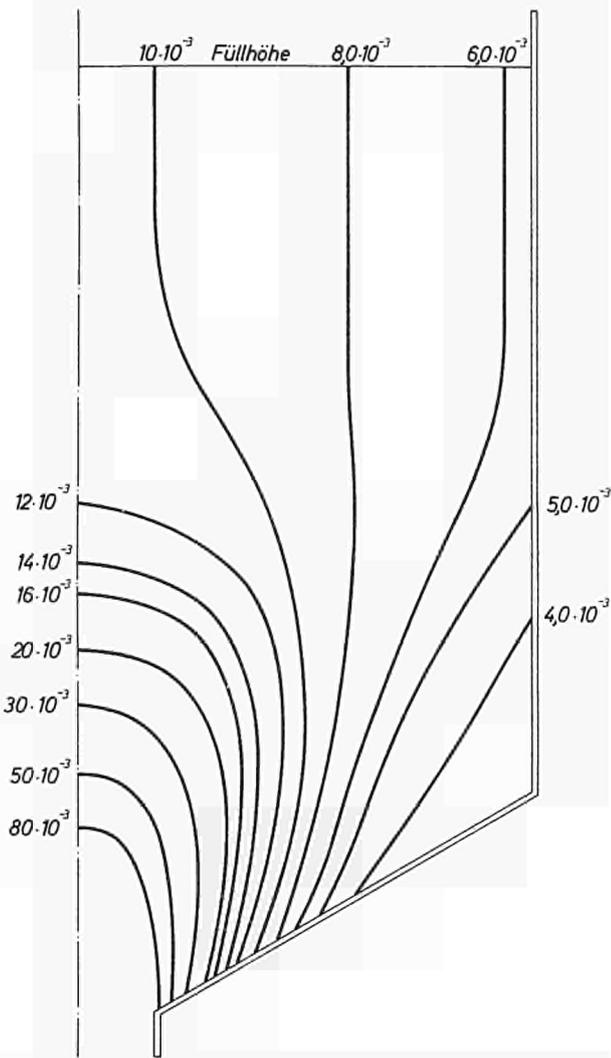


Abb. 38 Isotachen beim THTR - 300 MW Prototypreaktor  
 $[v] = [\text{mm}/\text{uK}]$   
 $D = 560 \text{ cm } \varnothing \quad H_{\text{zyl}}/D = 0,8 \quad D/d = 93,4$   
 $\gamma = 3,2 \text{ g/cm}^3 \quad \mu = 0,3$

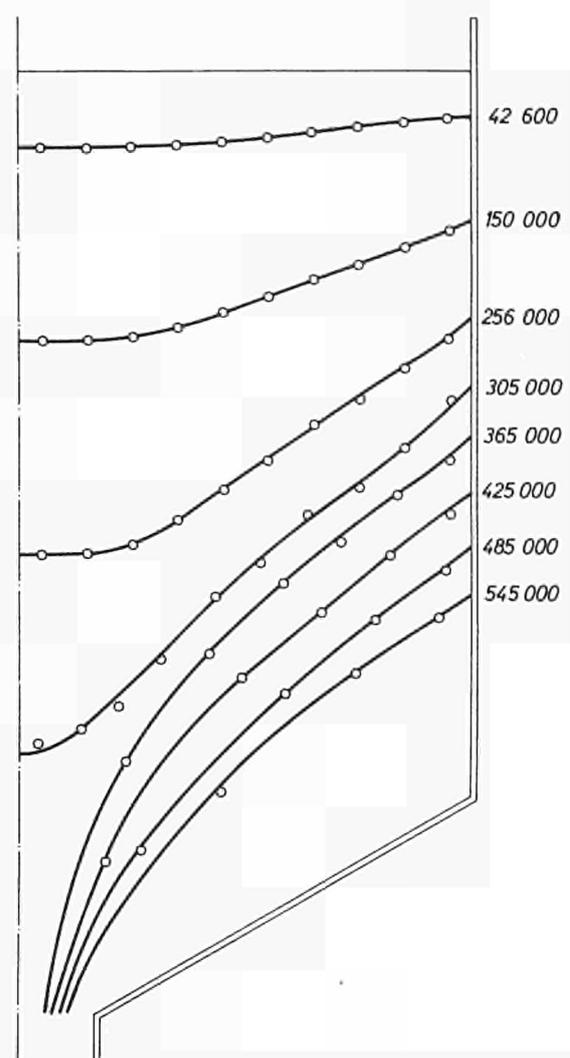


Abb. 39 Strömungsprofile beim THTR - 300 MW Prototypreaktor  
 $[v] = [\text{mm}/\text{uK}]$   
 $D = 560 \text{ cm } \varnothing \quad \bar{H}_{\text{zyl}}/D = 0,8 \quad D/d = 93,4$   
 $\gamma = 3,2 \text{ g/cm}^3 \quad \mu = 0,3$   
 Parameter: Anzahl umgewälzter Kugeln

#### 7.4 Mengenflußverteilung und Grenzradius bei Zweizonenbeschickung in Abhängigkeit vom Beschickungsverhältnis

Die Mengenflußverteilung für den THTR 300 MW Prototypreaktor ist in Abb. 40 dargestellt.

Der über den gesamten Corequerschnitt gemittelte Mengenfluß ergibt sich zu

$$M_{\text{ges}} = 188 \text{ cm}^3 / \text{uK}$$

Der theoretische Wert liegt bei

$$M_{\text{ges}} = 185 \text{ cm}^3 / \text{uK}$$

Tabelle 10 Absolute Geschwindigkeiten für den THTR-300 MW Prototypreaktor ( $10^{-3}$  mm/uK)

	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
1	10.23	10.07	9.96	9.59	9.01	8.48	7.83	7.21	6.56	5.98
2	10.23	10.07	9.96	9.59	9.01	8.48	7.83	7.21	6.56	5.98
3	10.23	10.07	9.96	9.59	9.01	8.48	7.83	7.21	6.56	5.98
4	10.23	10.07	9.96	9.80	9.37	8.12	7.83	7.21	6.56	5.98
5	10.23	10.41	10.70	9.81	9.43	8.37	7.67	7.25	6.49	5.84
6	10.87	11.32	11.03	10.01	8.13	10.56	7.66	7.16	6.32	5.59
7	11.96	12.20	12.57	11.12	9.89	9.08	7.99	6.97	5.96	5.35
8	14.16	14.62	13.69	12.65	11.28	9.62	8.25	6.90	5.92	4.76
9	17.03	17.06	16.41	14.35	12.83	10.85	8.55	6.91	5.43	4.23
10	20.88	21.57	20.62	17.58	15.07	12.19	9.46	7.21	5.28	3.56
11	28.41	27.97	26.33	22.98	18.81	14.01	10.94	8.21	5.27	2.90
12	40.92	40.28	35.50	30.22	25.21	18.23	13.96	9.26	5.60	2.36
13	56.63	55.75	55.13	42.51	34.99	26.84	17.84	11.17	6.65	1.94
14	72.74	71.60	65.51	54.22	46.48	31.27	20.52	12.78	8.25	2.43
15	96.84	95.33	86.21	69.89	59.19	40.40	26.68	16.52	9.65	3.12
16	135.3	118.5	114.5	99.50	72.44	53.46	35.71	21.22	11.90	4.15
17	163.7	161.1	159.3	124.3	102.9	69.16	49.65	28.00	15.38	5.80
18	202.1	198.9	196.7	167.7	125.8	103.5	72.69	38.22	22.62	8.46
19	283.4	243.8	248.9	209.3	192.3	158.8	98.57	68.29	34.24	13.47
20	334.0	305.2	288.0	300.7	268.2	213.3	182.8	110.0	69.51	24.76
21	375.7	317.5	294.4	409.1	304.0	284.4	208.4	212.0	166.6	78.94

Aus der Mengenflußverteilung wurde das in Abb. 41 dargestellte Beschickungsverhältnis bei Zweizonenbeschickung in Abhängigkeit vom Grenzradius ermittelt. Soll die Zentralzone beispielsweise einen Durchmesser aufweisen, der dem halben Coredurchmesser entspricht, so ergibt sich hiernach, daß zentral 35 % der Gesamtbeschickung zugegeben werden müssen.

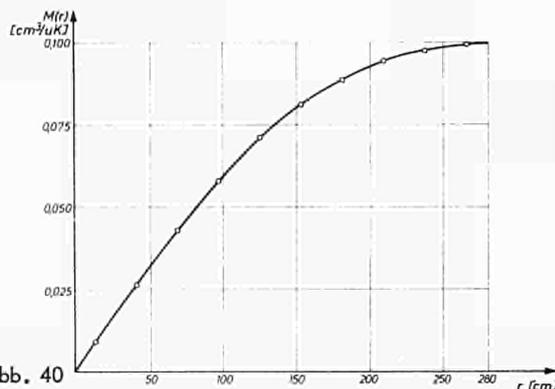


Abb. 40

Mengenflußverteilung beim THTR - 300 MW Prototypreaktor

$$D = 560 \text{ cm } \varnothing \quad \bar{H}_{\text{zyl}} = 452 \text{ cm} \quad d = 6 \text{ cm } \varnothing$$

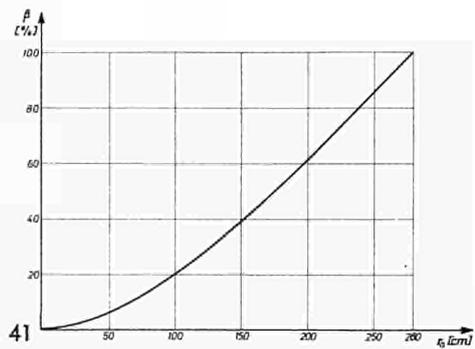


Abb. 41

Beschickungsverhältnis bei Zweizonenbeschickung in Abhängigkeit von

Grenzradius beim THTR - 300 MW - Prototypreaktor

$$D = 560 \text{ cm } \varnothing \quad \bar{H}_{\text{zyl}} = 452 \text{ cm} \quad d = 6 \text{ cm } \varnothing$$

### 7.5 Kritische Stellungnahme zu den angegebenen Werten

Fehler in den für den THTR 300 MW Prototypreaktor angegebenen Daten können sich vorwiegend aus folgenden Gründen ergeben:

- 1) Fehler in der Bewertung der einzelnen Parameter
- 2) Fehlerbehaftete Annahmen hinsichtlich der Betriebsbedingungen
- 3) Vernachlässigung der Verrundung Wand - Konus und Verwendung eines abweichenden Abzugsdurchmessers bei der Ermittlung der Kugelbahnkurven sowie bei der Durchführung des Rechenprogramms
- 4) Nichtberücksichtigung von Reibungsänderungen Wand - Kugelhaufen bei Reaktorbedingungen sowie der Gasaustrittsöffnungen am Boden
- 5) Änderungen im Kugelhaufen-Fließverhalten bedingt durch eine starke Reduktion der Kugelumlängsgeschwindigkeit
- 6) Fehler durch die unebene Oberfläche des Kugelhaufens.

Nicht berücksichtigt werden konnten ferner Änderungen im Kugelhaufen-Fließverhalten, die unter Umständen durch das beim THTR 300 MW Prototypreaktor vorgesehene Absorberstabsystem - unmittelbar in den Kugelhaufen eindringende Stäbe - auftreten können.

ad 1) Die Grundtendenzen der Parameterwirkungen stehen außer Zweifel. Hinsichtlich der ermittelten Ausgangsdaten für die Interpolation sind die Fehler in Anbetracht der großen Zahl durchgeführter Versuchsreihen vernachlässigbar, insbesondere da bei der vorliegenden Füllhöhe bereits der Beginn der "Sättigung" erreicht ist. Mit Fehlern ist in diesem Zusammenhang lediglich aufgrund der linearen Interpolation zu rechnen. Diese sind jedoch wegen der bereits erwähnten Sättigung ebenfalls vernachlässigbar, durch welche u.a. bewirkt wird, daß der Einfluß der einzelnen Parameter gering ist.

ad 2) Fehlerbehaftete Annahmen hinsichtlich der Betriebsbedingungen des Reaktors stellen wahrscheinlich die wesentlichste der oben angeführten Fehlerquellen dar. Hierbei sind insbesondere zwei Faktoren mit erheblichen Unsicherheiten belastet:

- a) das spezifische Kugelgewicht
- b) die Reibung.

Bezüglich der durch die Kühlgasströmung hervorgerufenen scheinbaren Erhöhung des spezifischen Gewichts der Kugeln liegen, wie bereits erwähnt wurde, Erfahrungen vor. Hier sind jedoch Unsicherheiten vorhanden, beispielsweise hinsichtlich der örtlichen Gleichmäßigkeit der Wirkung der Kühlgasströmung.

Der schwächste Punkt ist jedoch der Einfluß der Reibung. Abgesehen davon, daß zu seiner Ermittlung nur zwei Versuchsreihen zur Verfügung stehen, lassen sich die tatsächlichen Reibungsverhältnisse im Reaktorcore nur sehr schwer abschätzen. Der Reibungs-

koeffizient der Kugeln hängt vor allem von ihrer Oberflächentemperatur, vom Ausgasungsgrad des Graphits und vom Wassergehalt im Kühlgas ab. Daher ist der Reibungskoeffizient in jedem Falle ortsabhängig.

Der angenommene mittlere Wert des Reibungskoeffizienten kann daher etwa in den Grenzen - 30 % bis +75 % schwanken, wodurch angedeutet wird, daß eher mit einer Erhöhung des Reibungskoeffizienten zu rechnen ist.

Für Änderungen in den geschätzten Werten der übrigen Parameter gilt das bereits angeführte Argument, daß diese Änderungen nicht allzusehr ins Gewicht fallen, da der Einfluß der einzelnen Parameter wegen der hohen Füllhöhe gering ist. Dies trifft jedoch für eine weitere Erhöhung der Reibung nicht zu, da in diesem Fall damit zu rechnen ist, daß der Peak der 99 % TK- und 95 % TK-Kurven, wenn auch in entarteter Form, erst bei der gegebenen Füllhöhe zur Wirkung kommt ( vgl. Abschnitt 6.4.2.1 ).

ad 3 ) Änderungen, die dadurch bedingt werden könnten, daß bei der Ermittlung der Bahnkurven der Übergang Wand - Konus eckig war und daß ein etwas abweichender Abzugsdurchmesser vorlag, können vernachlässigt werden.

Änderungen der Bahnkurven bedingt durch den abweichenden Abzugsdurchmesser sind völlig untergeordnet, sie können auf den richtigen Abzugsdurchmesser extrapoliert werden. Hinsichtlich des eckigen Übergangs Wand - Konus ist mit gewissen geringfügigen Abweichungen der Bahnkurven zu rechnen, die jedoch lediglich lokale Geschwindigkeitsänderungen zur Folge haben können. Die Durchlaufzeiten bleiben hiervon unberührt, da sie an Coremodellen mit Verrundung Wand - Konus ermittelt wurden. Bei der Ermittlung der Durchlaufzeiten wurde allerdings ein etwas abweichender Abzugsrohrdurchmesser verwendet. Die Abweichung war jedoch nicht groß. Außerdem lagen beide Abzugsrohrdurchmesser in dem Bereich, in welchem nach Abschnitt 6.4.1.2 kein Einfluß der Abzugsrohrdurchmesser feststellbar war.

ad 4 ) Die Nichtberücksichtigung von Reibungsänderungen Wand - Kugelhaufen sowie der Gasaustrittsöffnungen am Boden ist der zweite Punkt, der größere Fehler in der angeführten Abschätzung zur Folge haben könnte. Versuche, auf welche im Rahmen dieser Arbeit nicht eingegangen wurde, zeigten, daß eine Erhöhung des Wandreibungskoeffizienten eine merkliche Verzögerung der Randkugelschichten zur Folge hat. Die gleiche Wirkung wird von jeder Art Störung des glatten Bodens durch Gasaustrittsöffnungen hervorgerufen.

Näherungsweise kann jedoch angenommen werden, daß die Erhöhung der Reibung Wand -

Kugelhaufen nicht wesentlich über die entsprechenden Versuchsbedingungen hinausgeht.

ad 5) Änderungen des Kugelhaufen-Fließverhaltens, welche durch die beim Reaktorbetrieb vorliegende starke Reduktion der Kugelumwälzgeschwindigkeit bedingt werden könnten, sind mit hoher Wahrscheinlichkeit vernachlässigbar. Hierauf deuten Ergebnisse von Parallelversuchen am Schöpfmodell (schrittweises rasches Umwälzen) und am Stahlkugelmodell hin (langames kontinuierliches Umwälzen). Hinzu kommen positive Erfahrungen vom Anfahrbetrieb des AVR-Reaktors.

ad 6) Fehler, welche durch die unebene Oberfläche des Kugelhaufens hervorgerufen werden könnten, sind vernachlässigbar, da wegen der großen Zahl der Kugelzugabestellen nur mit geringen Höhenschwankungen zu rechnen ist. Außerdem liegt ein Füllhöhenbereich vor, welcher gegen Änderungen der zylindrischen Höhe unempfindlich ist.

Von den angeführten Fehlerquellen bleiben also vor allem Fehler in der Berücksichtigung der Reibung, sowohl hinsichtlich der Reibung zwischen den Kugeln, als auch bezüglich der Wandreibung. Hinzu kommen in zweiter Linie Unsicherheiten hinsichtlich der Wirkung der Kühlgasströmung und der Kühlgasaustrittsöffnungen. Die hierdurch bedingten Fehler sind ortsabhängig. Um eine Abschätzung durchführen zu können, wird das Core in drei koaxiale Bereiche zerlegt, die im zylindrischen Corebereich durch die Radien:

0	bis 30 % R	Zentralbereich
30 % R	bis 90 % R	mittlerer Bereich
90 % R	bis R	Randbereich

begrenzt werden ( $R \dots$  Coreradius). Im mittleren Bereich kann näherungsweise angenommen werden, daß die angegebenen Werte bezüglich Durchlaufzeit, Geschwindigkeitsverteilung usw. nur mit geringen Fehlern behaftet sind. Hingegen bewirken die angegebenen Fehlerquellen vor allem eine Änderung der Geschwindigkeitsverhältnisse in der Randschicht, und, in Wechselwirkung damit, eine entgegengesetzte Änderung der Geschwindigkeit im Zentralbereich. Eine Verzögerung der Randkugeln hat beispielsweise i.a. zur Folge, daß die Zentralkugeln das Core rascher durchwandern.

Als Fehlergrenzen können etwa folgende Werte angegeben werden:

Zentralbereich:	$\pm$ 15 %
Randbereich:	- 15 % bis + 50 %.

## 8.0 Schlußbemerkung

Das Kugelhaufen-Fließverhalten kann mit direkten und indirekten Meßmethoden untersucht werden. Die beiden Methoden ergänzen sich und sind daher gleichermaßen wichtig bei der experimentellen Untersuchung von Bewegungsvorgängen eines Kugelhaufens.

Die Bedeutung der direkten Methoden, insbesondere des Glaskugelmodells liegt in der Ermittlung von Kugelbahnkurven und der Untersuchung des Kugelhaufen-Fließverhaltens während der Anfahrphase des Reaktorbetriebes. Darüberhinaus vermittelt das Glaskugelmodell wegen seiner unmittelbaren Anschaulichkeit einen sehr guten Überblick über das Fließverhalten eines Kugelhaufens bei neuen Coregeometrien. So könnte es beispielsweise zur Untersuchung des Kugelhaufen-Fließverhaltens in nicht rotationssymmetrischen Coregeometrien, etwa im Falle mehrerer Abzugsrohre oder beim Vorhandensein von Graphiteinbauten, eingesetzt werden.

Bei Reihenuntersuchungen an rotationssymmetrischen Coregeometrien, also insbesondere bei Parameterstudien, sind indirekte Methoden überlegen, vor allem die Methode der Verweilspektren.

Mit Hilfe des Stromröhrenmodells bzw. einem hierauf aufbauenden Rechenprogramm kann das Kugelhaufen-Fließverhalten in rotationssymmetrischen Coregeometrien bei Kenntnis der Kugelbahnkurven sowie einer charakteristischen Funktion errechnet werden. Charakteristische Funktionen sind experimentell zu ermittelnde (oder aus vorhandenen Daten interpolierbare), vom Radius abhängige Funktionen. Die wichtigsten dieser charakteristischen Funktionen sind Verweilspektren und Durchlaufkurven. Mit ihrer Hilfe lassen sich z.B. die Geschwindigkeitsverteilung im Core, Strömungsprofile und die Mengenflußverteilung errechnen.

Mit diesen Daten können Beschickungsprogramme aufgestellt werden. So kann beispielsweise das Beschickungsverhältnis errechnet werden, das zu einem Zweizonencore mit vorgegebenem Durchmesser Verhältnis führt. Ferner kann bei Kenntnis der Neutronenflußverteilung berechnet werden, welcher Anteil des Brennstoffeinsatzes einer Kugel beim Durchlaufen des Cores in Abhängigkeit von der radialen Ausgangsposition abbrennt ("Abbrandfunktion"). Diese Kenntnis kann zur Entscheidung darüber herangezogen werden, an welcher Stelle eine dem Core entnommene Brennstoffkugel wieder zugegeben oder ob sie ausgeschieden werden soll. Voraussetzung für eine sinnvolle Anwendung ist allerdings die Möglichkeit differenzierter Kugelzugabe.

Im Zusammenhang mit der oben erwähnten Abbrandfunktion könnte folgende Optimierung versucht werden. Durch Variation des Verhältnisses Füllhöhe zu Coredurchmesser und damit der Durchlaufkurve sowie paralleler Berechnung der Flußverteilung könnte versucht werden, ein Core zu berechnen, bei welchem

$$\phi(r^+) T(r^+) = \text{konst}$$

gilt. ( $\phi(r^+)$  ... mittlerer Fluß in der Stromröhre  $r^+$  bei Berücksichtigung der Kugelschwindigkeit,  $T(r^+)$  ... Durchlaufzeit in der Stromröhre  $r^+$ ) Hierdurch wäre erreicht, daß jede Kugel, unabhängig von ihrer Zugabe, denselben Abbrand beim Durchlaufen des Cores erfährt (Voraussetzung: kontinuierliches Umwälzen bei konstanter Reaktorleistung).

Die erforderlichen Daten hinsichtlich des Kugelfließens, in diesem Falle bezüglich der Durchlaufzeiten, können aus den in der vorliegenden Arbeit dargestellten Ergebnissen durch Interpolation gewonnen werden.

Literaturnachweis

- 1 Bedenig D., von der Decken C.B., Hündorf B., Rausch W.: Experimentelle Methoden zur direkten Untersuchung von Fließvorgängen in Kugelschüttungen. Techn. Mitt. Krupp, Forsch.-Ber. 24 (1966) H.3 S. 147-157
- 2 Gleed D.B., Leesment H.H.: Pebble bed reactor study flow visualisation experiment. Atomic Energy Australia 8 (1965) Nr. 4, S. 14-16
- 3 Annual Report. Australian Atomic Energy Commission 13 (1964/5)
- 4 Denton W.H.: The packing and flow of spheres. Jan. 1953 AERE - E/R - 1095 Atomic Energy Res. Establ., Harwell (Engl.)
- 5 Deming W.E., Mehring A.L.: The gravitational flow of fertilizers and other comminuted solids. Ind. Engng. Chem. 21 (1929) S. 661 - 665
- 6 Takahasi K.: Experimental investigation of the velocity of efflux of granular mass. Sci. Pap. Inst.phys. chem. Res., Tokyo 26 (1934/35) S. 11 - 20
- 7 Newton R.H., Dunham G.S., Simpson T.P.: The TCC catalytic cracking process for motor gasoline production. Trans. Amer. Inst. Chem. Eng. 41 (1945) S. 215-232
- 8 Kelley A.E.: Measurement of solids in TCC process. Petroleum Eng. 16 (1945) S. 136, 138, 142
- 9 Rausch J.M.: Gravity flow of solid beds in vertical towers. PhD Thesis. Princeton Univ. 1948
- 10 Shirai T.: Powder orifice nomograph. Chem. Engng. (Japan) 16 (1952) S. 86-89
- 11 Lee C.A.: New ideas about hoppers. Chem. Eng. 59 (1952) Apr. S.153, 173
- 12 Gregory S.A.: Problems of plants design for fluidized processes. J. appl. Chem. 2 (1952) Suppl. Issue 1, S. 1-7

- 13 Gunderson J.M.: A study of the flow-rate of granular material through inclined orifices. B.C. Thesis. Univ. Washington 1953
- 14 Lee C.A.: Design of hoppers for use. Chem. Eng. (1963) May S. 194, 195, 200
- 15 Lee C.A.: Hoppers by calculation. Chem. Eng. 61 (1954) 3 Dez. S. 181
- 16 Franklin F.C., Johanson L.N.: Flow of granular material through a circular orifice. Chem. Engng. Sci. 4 (1955) Nr. 3, S. 119 - 129
- 17 Fowler R.T., Glastonbury J.R.: The flow of granular solids through orifices. Chem. Engng. Sci. 10 (1959) S. 150 - 156
- 18 Brown R.L., Richards J.C.: Exploratory study of the flow of granules through apertures. Trans Instr. Chem. Eng. 37 (1959) S. 108 - 119
- 19 Kvapil R.: Theorie der Schüttgutbewegung. Berlin 1959
- 20 Leva M.: Fluidization. New York. 1959 McGraw Hill Sci. Chem. Engng.
- 21 Herrmann A.: Über das Ausfließen von Rohfeinkohle aus Bunkern. Bergbautechn. 9 (1959) S. 584 - 590
- 22 Zenz F.A., Othmer D.F.: Fluidization and fluid-particle systems. New York 1960. Reinhold Chem. Engng. Sci.
- 23 Taubmann H.: Beitrag zur Speicherung von Schüttgütern. Aufbereitungs-Techn. 1 (1961) S. 17 - 26
- 24 Kvapil R.: Problematik der Konstruktion von Bunkern für Schütt- und Teilschüttgüter. Bergbautechn. 10 (1960) S. 466 - 471
- 25 Lee Y.: Kohlefluß in Bunkern, Arch. Energiewirtsch. 14 (1960) S. 417 - 434
- 26 Reimbert M.: Silos. Wiesbaden, Berlin 1961
- 27 Reisner W.: Beitrag zur Untersuchung der Fließ- und Druckverhältnisse von gebunkerten Schüttgütern in Abhängigkeit von der Bunkerform. Goslar 1961. Clausthal, Bergakad., Diss.

- 28 Reisner W.: Bewegungsvorgänge im Schüttgut beim Ausfließen aus einem Bunker. Tonind.-Z. keram. Rdsch. 86 (1962) S. 138 - 141
- 29 Wöhlbier H., Reisner W.: Fragen der Bunkerung von mittel- und feinkörnigem Schüttgut. Chem.-Ing.-Techn. 34 (1962) S. 603 - 609
- 30 Wöhlbier H., Reisner W.: Grundlegende Erkenntnisse bei der Bunkerung von Schüttgütern. Fördern u. Heben 13 (1963) S. 406 - 416
- 31 Hager M.: Zur Speicherung von Schüttgütern. Stahl und Eisen 83 (1963) 11 S. 679 - 681
- 32 Richmond O.: Gestaltung von Bunkern mit Schwerkraftdurchsatz. Energie 15 (1963) S. 214 - 216
- 33 Jenike A.W., Elsey P.J., Woolley R.H.: Flow properties of bulk solids. Proc. Amer. Soc. Test.Mater. 60 (1960) S. 1168 - 1190
- 34 Jenike A.W.: Gravity flow of bulk solids. Salt Lake City, Utah 1961 Bull.Utah Engng. Exper. Station Nr. 108
- 35 Jenike A.W.: Gravity flow of solids. Trans. Instn. Chem. Eng. 40 1962 S.264-270
- 36 Jenike A.W.: Steady gravity flow of frictional-cohesive solids in converging channels. Trans.Amer. Soc. mech. Eng., Ser.E: J.appl.Mech. 31 (1964) S. 5 - 11
- 37 Jenike A.W.: Storage and flow of solids. Salt Lake City, Utah 1964 Bull. Utah Engng. Exper. Station Nr. 123
- 38 Johanson J.R.: Stress and velocity fields in the gravity flow of bulk solids. Trans. Amer. Soc. mech. Eng. Ser. E: J. appl. Mech. 31 (1964) S. 499 - 506
- 39 Smith W.O., Foote P.D., Busang P.D.: Packing of homogeneous spheres. Phys. Rev. 34 (1929) S. 1271 - 1274
- 40 Bernal J.D, Mason J.: Coordination of randomly packed spheres. Nature 188 (1960) Dec. 10, S. 910 - 911

- 41 Manegold E., Hofmann R., Solf K.: Die mathematische Behandlung idealer Kugelpackungen und das Hohlraumvolumen realer Gerüststrukturen. Kolloid-Z. 56 (1931) 2 S. 142 - 159
- 42 Manegold E., Solf K.: Die spezifische Durchlässigkeit und die Hohlraumstruktur von Kugelpackungen und Kugel- bzw. Koranschüttungen. Kolloid-Z. 89 (1939) H. 1 S. 36 - 47
- 43 Speck G.: Über die Randgängigkeit in gasdurchströmten Füllkörperschüttungen. Diss TH Dresden 1955
- 44 Scott G.D.: Packing of spheres. Nature 188 (1960) Dec. 10, S. 908 - 909
- 45 Sonntag G.: Einfluß des Lückenvolumens auf den Druckverlust in gasdurchströmten Füllkörpersäulen. Chem.-Ing.-Techn. 32 (1960) Nr. 5 S. 317 - 376
- 46 Rutgers R.: Packing of spheres. Nature 193 (1962) Feb. 3, S. 465 - 466
- 47 Jeschar R.: Druckverlust in Mehrkornschüttungen aus Kugeln Arch.f.d.Eisenhüttenwesen 35 (1964) H.2 S. 91 - 108
- 48 Benenati R.F., Brosilow C.B.: Void fraction distribution in beds of spheres. A.J.Ch.E.J. 8 (1962) Nr. 3, S. 359 - 361
- 49 Janssen H.A.: Versuche über Getreidedruck in Silozellen. VDI-Z. 39 (1895) S. 1045 - 1049
- 50 Jenike A.W.: Better design for bulk handling. Chem. Engng. (1954) Dec.
- 51 Jenike A.W.: How to keep solids flowing in bins and hoppers. Engng. Mining J. March 1955
- 52 Smith J.D.: Design of hoppers that won't arch. Chem.Engng. 62 (1955) Sept. S. 167 - 168
- 53 Jahns H.: Der Versatzdruck in steiler Lagerung nach Ergebnissen von Modellversuchen. Glückauf 96 (1960) 7 Nr. 5 S. 269 - 278

- 54 Friedrich E.: Vertikale und horizontale Spannungen in Silowänden. Österr. Ing.-Z. 5 (1962) S. 221 - 233
- 55 Henshaw D.G.: Atomic distribution in liquid argon by neutron diffraction and the cross sections of  $A^{36}$  and  $A^{40}$ . Phys.Rev. 105 (1957) 3, S. 976 - 981
- 56 Henshaw D.G.: Atomic distribution in liquid and solid neon and solid argon by neutron diffraction. Phys.Rev. 111 (1958) 6, S. 1470 - 1475
- 57 Bernal J.D.: A geometrical approach to the structure of liquids. Nature 193 (1959) Jan. 17, S. 141 - 147
- 58 Henshaw D.G.: Effect of the  $\lambda$  transition on the atomic distribution in liquid helium by neutron diffraction. Phys.Rev. 119 (1960) 1, S. 9 - 13
- 59 Scott G.D.: Radial distribution of the random close packing of equal spheres. Nature 194 (1962) June 9, S. 956 - 958
- 60 Round E.F., Newton R.: Random packing of equal spheres on a plane surface. Nature 198 (1963) May 25, S. 747 - 749
- 61 Scott G.D., Charlesworth A.M., Mak M.K.: On the random packing of spheres. J.Chem.Phys. 40 (1964) 611 Nr. 2, S. 611 - 612
- 62 Bernal J.D., Knight K.R., Cherry J.: Growth of crystals from random close packing. Nature 202 (1964) S. 852 - 854
- 63 Jelinek-Fink P., Rausch W., Schafstall H.G., Schulten R., Valette L.: The Thorium High Temperature Reactor Project. J. Brit. Nucl. Energy Soc. 5 (1966) Nr. 3 S. 385 - 395
- 64 Rausch W.: The Thorium High Temperature Reactor Project. Presentation of paper 12 at B.N.E.S. Symposium on High Temperature Reactors and the Dragon Project, May 1966. To be published in the Oct. issue of the J. Brit. Nucl. Energy Soc. 1966

- 65 Wittke W.: Über die Scherfestigkeit rolliger Erdstoffe. Veröffentl. d. Inst. f. Bodenmech. u. Grundbau d. TH Karlsruhe Heft 11
- 66 Flügge S.: Handbuch der Physik, Bd X, Struktur der Flüssigkeiten, Springer-Verlag 1960

Die Arbeit wurde bei der Österreichischen Studiengesellschaft für Atomenergie in Wien begonnen und in der experimentellen Abteilung der Firma Brown Boveri / Krupp Reaktorbau GmbH in Jülich fortgesetzt. Von der Firma Brown Boveri / Krupp Reaktorbau GmbH wurden im Rahmen des THTR-Assoziationsvertrages zwischen der Europäischen Atomgemeinschaft - der Firma Brown Boveri / Krupp Reaktorbau GmbH - und der Kernforschungsanlage Jülich des Landes Nordrhein-Westfalen e.V. sämtliche Versuchseinrichtungen sowie die Rechenanlage zur Verfügung gestellt.

Die Durchführung der Arbeit wurde durch ein Stipendium des Bundesministeriums für Unterricht im Rahmen der Österreichischen Studiengesellschaft für Atomenergie sowie im Anschluß daran durch ein Forschungsstipendium der Europäischen Atomgemeinschaft gefördert.

Herrn Professor Dr. G. Ortner danke ich herzlich für zahlreiche wertvolle Diskussionen. Desgleichen danke ich Herrn Professor Dr. F. Lihl für sein Interesse an der Arbeit. Herrn Dr. C. B. von der Decken sowie Herrn Dr. W. Rausch bin ich für wertvolle Anregungen und die Betreuung der Arbeit sowie für die Übermittlung wichtiger Erfahrungen, die in der experimentellen Abteilung der Firma Brown Boveri / Krupp Reaktorbau GmbH bereits gesammelt worden waren, besonders verpflichtet. Für die Anregungen zu dieser Arbeit bin ich Herrn Dozent Dr. H. Grümm zu Dank verpflichtet. Weiterhin möchte ich den Herren G. Schmidt und G. Merten sowie deren Mitarbeitern für ihre wertvolle Hilfe und den Herren J. Rockstein und G. Rimpl für die Unterstützung bei der Erstellung des Rechenprogramms danken.

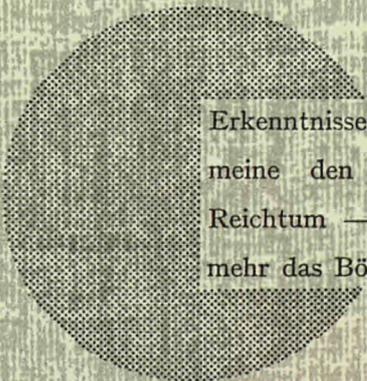
**AN UNSERE LESER**

Alle Euratom-Berichte werden nach Erscheinen in der von der Zentralstelle für Information und Dokumentation (CID) herausgegebenen Monatszeitschrift **EURATOM INFORMATION** angezeigt. Abonnements (1 Jahr : DM 60) und Probehefte sind erhältlich bei :

**Handelsblatt GmbH**  
**"Euratom Information"**  
**Postfach 1102**  
**D-4 Düsseldorf (Deutschland)**

oder

**Office de vente des publications**  
**des Communautés européennes**  
**2, Place de Metz**  
**Luxembourg**



Erkenntnisse verbreiten ist soviel wie Wohlstand verbreiten — ich meine den allgemeinen Wohlstand, nicht den individuellen Reichtum — denn mit dem Wohlstand verschwindet mehr und mehr das Böse, das uns aus dunkler Zeit vererbt ist.

Alfred Nobel

## VERTRIEBSSTELLEN

Alle Euratom-Berichte sind bei folgenden Stellen zu den auf der ersten Rückseite des Umschlags angegebenen Preisen erhältlich (bei schriftlicher Bestellung bitte die EUR-Nummer und den Titel, die beide auf der ersten Umschlagsseite jedes Bericht stehen, deutlich angeben).

### OFFICE CENTRAL DE VENTE DES PUBLICATIONS DES COMMUNAUTES EUROPEENNES

2, place de Metz, Luxembourg (Compte chèque postal N° 191-90)

#### BELGIQUE — BELGIË

MONITEUR BELGE  
40-42, rue de Louvain - Bruxelles  
BELGISCH STAATSBLAD  
Leuvenseweg 40-42, - Brussel

#### LUXEMBOURG

OFFICE CENTRAL DE VENTE  
DES PUBLICATIONS DES  
COMMUNAUTES EUROPEENNES  
9, rue Goethe - Luxembourg

#### DEUTSCHLAND

BUNDESANZEIGER  
Postfach - Köln 1

#### NEDERLAND

STAATSDRUKKERIJ  
Christoffel Plantijnstraat - Den Haag

#### FRANCE

SERVICE DE VENTE EN FRANCE  
DES PUBLICATIONS DES  
COMMUNAUTES EUROPEENNES  
26, rue Desaix - Paris 15<sup>e</sup>

#### UNITED KINGDOM

H. M. STATIONERY OFFICE  
P. O. Box 569 - London S.E.1

#### ITALIA

LIBRERIA DELLO STATO  
Piazza G. Verdi, 10 - Roma

EURATOM — C.I.D.  
51-53, rue Belliard  
Bruxelles (Belgique)