



Institut für Sicherheitsforschung und Reaktortechnik

Experimente zu Gastransport und Graphitkorrosion bei Lufteinbruch- störfällen im Hochtemperaturreaktor

Mario Bernhard Kuhlmann

Experimente zu Gastransport und Graphitkorrosion bei Lufteinbruch- störfällen im Hochtemperaturreaktor

Mario Bernhard Kuhlmann

Berichte des Forschungszentrums Jülich ; 4003

ISSN 0944-2952

Institut für Sicherheitsforschung und Reaktortechnik Jül-4003

D 82 (Diss., Aachen, RWTH, 2002)

Zu beziehen durch: Forschungszentrum Jülich GmbH · Zentralbibliothek

D-52425 Jülich · Bundesrepublik Deutschland

☎ 02461/61-5220 · Telefax: 02461/61-6103 · e-mail: zb-publikation@fz-juelich.de

Experimente zu Gastransport und Graphitkorrosion bei Lufteinbruchstörfällen im Hochtemperaturreaktor

von
Mario Bernhard Kuhlmann

Kurzfassung

Eine „katastrophenfreie Kerntechnik“, bei der selbst schwerste Unfälle auf das Anlageninnere beschränkt bleiben und somit keine signifikanten Auswirkungen auf die Umgebung des Kraftwerks haben, ist mit Hochtemperatur – Reaktoren realisierbar. Vorangegangene Untersuchungen belegen, daß der Hochtemperatur – Reaktor z.B. der Baureihe „Modul“ bezüglich grundlegender Sicherheitsaspekte über inhärente Sicherheitsmechanismen verfügt. Als Beispiel sei die Nachwärmeabfuhr ohne aktive Kühlsysteme genannt.

Bezüglich der sicherheitsrelevanten Frage des Lufteinbruchs in den Primärkreislauf, bei dem Luftsauerstoff mit den heißen Graphitstrukturen des Kerns und der Brennelemente reagieren kann, bestehen jedoch noch offene Fragen zum exakten Reaktionsverlauf, zu den Mechanismen des chemischen Angriffs und den radiologischen Auswirkungen.

Die vorliegende Arbeit liefert nähere Informationen über den Verlust des inhibierend wirkenden Kühlmittels Helium, über das Einsetzen einer Durchströmung aufgrund von Naturkonvektion und über den zu erwartenden Massenstromverlauf. Der Einfluß des Heliums auf die Strömungsbildung und die Höhe des Massenstroms unter diesen Bedingungen wird ebenfalls dargestellt. Experimente mit graphitischen Einbauten werden durchgeführt, die erste Aussagen über das Verhalten der Kombination Bodenreflektor und Kugelschüttung in Bezug auf Graphitkorrosion und deren Mechanismen erlauben. Eine Übersicht über inhärent wirkende Präventionsmaßnahmen und Maßnahmen im Rahmen des „Accident Managements“ stellt den Stand der Technik dar. In einer Wertung zeigt sich die Ausführung des Reaktordruckbehälters durch einen „vorgespannten Druckbehälter“ als effektivste Maßnahme, den Lufteinbruch zu verhindern, bzw. auf ein unrelevantes Maß zu verringern. Abschließend werden die Hauptgesichtspunkte zum Ausbau des Prüfstands für weiterführende experimentelle Arbeiten genannt.

Die dargestellten Ergebnisse wurden experimentell in der Versuchsanlage NACOK des Instituts für Sicherheitsforschung und Reaktortechnik ermittelt. Die erstellte umfangreiche Datenbasis diente zur Validierung des Thermohydraulik – Simulationsprogramms DIREKT, mit dessen Hilfe nachfolgend die Ergebnisse auf den realen Referenzreaktor übertragen wurden.

Experiments to investigate flow transfer and graphite corrosion in case of air ingress accidents in a high-temperature reactor

by
Mario Bernhard Kuhlmann

Abstract

The future world economy will require a substantial contribution of energy delivered by nuclear power plants to reduce the CO₂-output. But a new quality of safety, a so called catastrophe-free nuclear technology is necessary for making world-wide increase of nuclear energy possible. Producing energy in a catastrophe-free way means, that the consequences of largest accidents have no major impact on the environment of the power plant. Even in case of extreme accidents there must be no realisation of unallowable amounts of radioactive fission products. A high-temperature reactor is able to reach this objective by construction. For example the power plant can be designed to remove decay heat without using any active system.

However, during operation a break in the primary circuit of the HTR is principally possible. This accident is called an air ingress accident into the hot graphite reactor core. The leakage causes a pressure drop in the helium filled system, a loss of inert helium and after some time an air mass flow may be able to stream through the core according to free natural convection. If the ingress of air is not stopped this accident finally ends with a dangerous damage of the graphite fuel elements and reflector structures according to graphite corrosion with oxygen. The destroyed fuel elements will release fission products.

With the large-scale NACOC experiment a testing device is currently in operation at the Institute of Safety Research and Reactor Technology in the Research Centre Jülich. This set-up allows to investigate the sequence of events and consequences of air ingress accidents.

This report treats following points which finally lead to a better understanding of the air ingress accident. First: the effect of helium at rest in the upper part of the pressure vessel after pressure drop is demonstrated. Second: the onset of air flow transfer according to free natural convection is shown and the conditions of natural convection flow in a vertical tube system is described. Third: the amount of air mass flow is fixed by an experimental program. Fourth: the effect on the mass flow according to different amounts of helium is investigated. Fifth: the DIREKT code was validated by using the experimental results. Sixth: DIREKT calculations deliver results for the HTR – Modul reactor. Seventh: experiments with graphite pebbles and bottom reflectors were done to get an idea about the mechanism acting in the upper part of the bottom reflector and in the lowest pebble layers. Finally possible concepts are described for counteracting the damage and safeguarding the chemical and mechanical stability of the reactor.

Inhaltsverzeichnis

1 Einführung

1.1	Einleitung	1
1.2	Die HTR – Technologie (<u>H</u> och – <u>T</u> emperatur – <u>R</u> eaktor)	2
1.3	Der HTR – Modul – Reaktor	6
1.4	Lufteinbruch in den HTR – Modul	12
1.5	Schematische Übersicht über die zu erwartenden Verläufe relevanter Größen	15

2 Die Versuchsanlage NACOK

2.1	Die Abbildung des störfallrelevanten Strömungsweges	17
2.2	Aufbau der Versuchseinrichtung	19
2.3	Die Meß– und Regeltechnik des Prüfstands	23
2.4	Die NACOK – Kugelpackung	29
2.5	Das NACOK Sicherheitskonzept für Korrosionsversuche	32
2.6	Der Behälter für Langzeitkorrosionsversuche	35

3 Diffusionsphänomene im Prüfstand NACOK

3.1	Der Ablauf des Störfalls	38
3.2	Darstellung der Diffusionsmechanismen	40
3.2.1	<i>Visualisierung des Vorgangs Diffusion im Versuch</i>	42
3.2.2	<i>Vereinfachte theoretische Betrachtung des Diffusionsfortschritts</i>	43
3.2.3	<i>Ergebnisdarstellung und Diskussion</i>	45
3.3	Abschätzung der Einsetz – Zeit für den HTR – Modul	47

4 Die „Naturkonvektionsströmung“ im Prüfstand NACOK

4.1	Das Entstehen einer Naturkonvektionsströmung	48
4.2	Experimentelle Bestimmung des Massenstroms	57
4.2.1	<i>Versuchsaufbau und Durchführung</i>	57
4.2.2	<i>Darstellung und Diskussion der Ergebnisse</i>	59
4.3	Der Druckverlust der NACOK – Kugelpackung	64
4.4	Der Wärmeübergang im Prüfstand NACOK	73
4.5	Das Thermohydraulik Simulationsprogramm DIREKT	76
4.5.1	<i>Die Abbildung des Prüfstands NACOK in DIREKT</i>	77
4.5.2	<i>Darstellung und Vergleich der Simulationsergebnisse mit in NACOK ermittelten Meßwerten</i>	79
4.5.3	<i>Die Störfallmassenströme am realen Reaktor (eine Einschätzung mit Hilfe des Programms DIREKT)</i>	82
4.6	Das Verhalten der NACOK – Keramikpackung	89

5	Die Durchströmung von NACOK unter Mischatmosphäre	
5.1	Der Begriff Mischatmosphäre	93
5.2	Der Einfluß des Heliums auf die Graphitkorrosion	95
5.3	Experimentelle Bestimmung des Massenstroms für Gasgemische	97
5.3.1	<i>Versuchsaufbau und Durchführung.....</i>	97
5.3.2	<i>Darstellung und Diskussion der Ergebnisse sowie der Vergleich mit der DIREKT – Prognose für den Heliumeinfluß auf die Durchströmung des HTR – Modul - Reaktors.....</i>	100
5.4	Abschätzung der Luftmassenstromreduktion beim HTR – Modul unter Berücksichtigung der Mischatmosphäre	103
6	Langzeitkorrosion	
6.1	Der Werkstoff Graphit	104
6.1.1	<i>Matrixmaterial der Graphitsorte A3-3</i>	107
6.1.2	<i>Reflektormaterial der Graphitsorte ASR-1RS.....</i>	108
6.2	Die Graphitkorrosion	109
6.2.1	<i>Kurze Übersicht über bekannte Korrosionsmechnismen</i>	109
6.2.2	<i>Experimente zur Korrosion im Prüfstand NACOK.....</i>	112
6.2.2.1	<i>Vorüberlegungen zur Versuchsdurchführung.....</i>	112
6.2.2.2	<i>Versuchsaufbau und Durchführung.....</i>	116
6.2.2.3	<i>Darstellung und Diskussion der Ergebnisse sowie Interpretation der Versuchseffekte für den Störfallablauf im Experiment.....</i>	121
6.3	Konstruktive Vorschläge zur Verhinderung des Lufteinbruchs.....	128
6.4	Hinweise auf eine Prüfstandserweiterung.....	134
7	Zusammenfassung.....	136
8	Anhang	
8.1	Verzeichnis der Abbildungen	138
8.2	Verzeichnis der Tabellen	142
8.3	Verzeichnis der verwendeten Literatur	144

1 Einführung

1.1 Einleitung

Warum soll man sich überhaupt noch mit der Verbesserung der Kerntechnik beschäftigen?

Betrachtet man die Bevölkerungsentwicklung der Erde – graphisch dargestellt in Abbildung 1.1 (nach [1]) – so ist diese durch einen immer schnelleren Anstieg charakterisiert. Die Anzahl der Menschen, die bestrebt sind ihren Lebensstandard zu heben, steigt und wird auf absehbare Zeit immer stärker ansteigen. Da eine solche Verbesserung direkt mit einem höheren Energieverbrauch korreliert, muß also die Energieproduktion gleichfalls stark ansteigen. Der Anstieg der Energieverbrauchskurve muß durch Ausnutzung von z.B. Energieeinspartechniken flacher gehalten werden als der Gradient der Bevölkerungszuwachskurve.

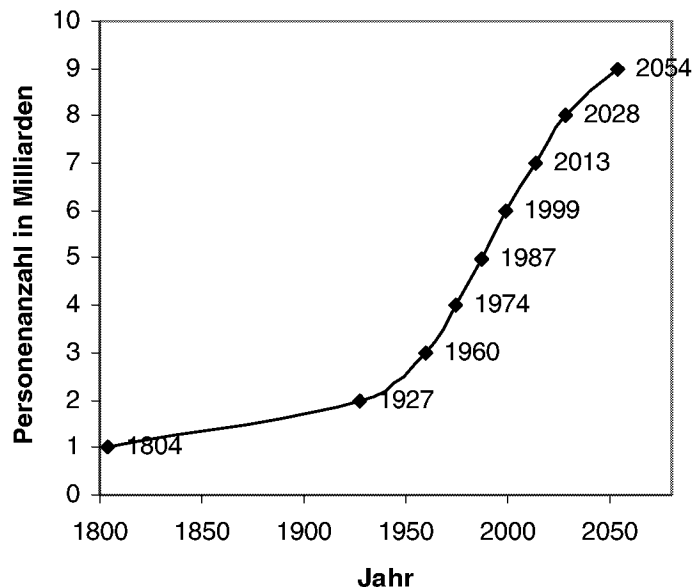


Abbildung 1.1: Die Weltbevölkerungsentwicklung seit 1800 mit einer Prognose für den Anstieg in naher Zukunft.

Nimmt man weiterhin die Beschlüsse der Weltklimakonferenzen ernst, den CO₂ Ausstoß drastisch zu verringern (Weltmittel in 2020: 2 t CO₂ / Kopf und Jahr, in 2050 nur noch 1 t CO₂ / Kopf und Jahr), um den Klima – Wechsel abzuschwächen oder gar aufzuhalten, so muß nicht nur der Energiezuwachs CO₂ – frei erzeugt werden, sondern auch der größte Teil der Energie, die bereits jeden Tag aufs neue verbraucht wird, auf CO₂ – freie Quellen umgestellt werden. Abbildung 1.2 [2] zeigt die beschriebene Problematik für die Bundesrepublik. In vielen anderen aufstrebenden Ländern z.B. aus dem asiatischen Raum wird die „Schere“ zwischen benötigter Energiemenge pro Kopf und erlaubtem CO₂ – Ausstoß pro Kopf deutlich stärker auseinanderklaffen, da dort neben den hohen Geburtenzahlen ein deutlicher „pro – Kopf – Nachholbedarf“ besteht.

Nicht nur die globale Erwärmung macht im Hinblick auf eine langfristige Energieversorgung kommender Generationen Sorgen, sondern auch die Endlichkeit der fossilen Energieträger. Denn ihr Einsatz zur Energieerzeugung ist im Prinzip zu schade, da sie einen viel bedeutenderen Grundstoff für z.B. die Pharmazie bedeuten.

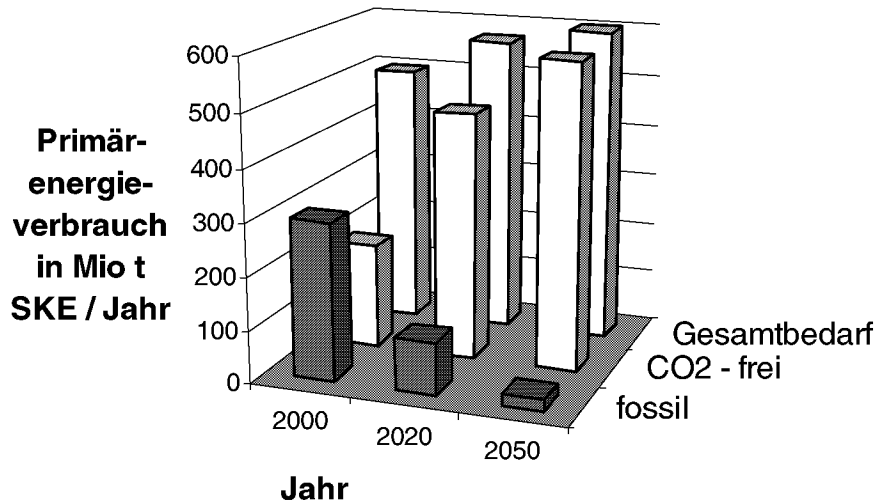


Abbildung 1.2: Der nach den Forderungen der Klimaforscher erlaubte Anteil der fossilen Energieträger an der Energieversorgung der BRD.

Neben der Wasserkraft ist die Kerntechnik auf absehbare Zeit die einzige etablierte Technik, die großtechnisch, rationell und kostengünstig CO₂ – frei Energie bereitstellen kann. Somit hat sie zusammen mit den weiterzuentwickelnden regenerativen Energietechniken einen festen Platz in einem CO₂ – freien Energiemix.

Schlimme Unfälle in kerntechnischen Anlagen haben gezeigt, daß die Sicherheit bei der Gewinnung von Energie aus Kernbrennstoffen deutlich erhöht werden muß, um wieder eine Vertrauensbasis in der Bevölkerung zu schaffen. Ziel sollte also eine „katastrophenfreie Kerntechnik“ [3] sein, die selbst bei einem sehr unwahrscheinlichen Unfall keine Beeinträchtigung der Umwelt nach sich zieht. Zur Realisierung dieses Ziels will die vorliegende Arbeit einen Beitrag leisten.

1.2 Die HTR – Technologie (Hoch – Temperatur – Reaktor)

Damit selbst bei einem schweren Störfall keine Spaltprodukte die Energieerzeugungsanlage verlassen können, bedarf es folgender spezieller Stabilitätskriterien:

1. die nukleare Stabilität,
2. die thermische Stabilität,
3. die chemische Stabilität,
4. die mechanische Stabilität.

Die nukleare Stabilität verlangt, daß der Reaktor in einem schweren Störfall seine Leistungsfreisetzung sofort beendet und in reine Nachwärmeproduktion übergeht. Dies kann durch Einhaltung von konstruktiven Regeln geschehen: z.B. die

Realisierung negativer Temperatur – Koeffizienten. Thermisch ist ein Reaktor stabil, wenn die entstehende Nachzerfallswärme allein durch von der Natur vorgegebene Mechanismen abgeführt wird. Somit ist eine Überhitzung der Brennelemente naturgesetzlich ausgeschlossen. Weiterhin müssen die Brennelemente und Strukturen des Reaktors gegenüber dem Kühlmedium und allen sonst eingesetzten Betriebsmedien chemisch resistent sein. Im Störfall können Fremdmedien eindringen, die unter Umständen eine Beschädigung des Reaktors bewirken. Die Auswirkungen eines solchen Eindringens werden im weiteren Verlauf der Arbeit intensiv beleuchtet. Es werden Wertungen vorgenommen und Vorschläge zur konstruktiven Verbesserung diskutiert. Die ersten drei Stabilitätskriterien können jedoch ohne Einhaltung der Geometrie des Reaktors – also der mechanischen Stabilität – nicht oder nur unzureichend gewährleistet werden. Wenn ein Kernreaktor unter strenger Einhaltung dieser Gesichtspunkte konstruiert wird, ist eine Kontamination der Umwelt ausgeschlossen¹.

Die Nutzung von Kernenergie in Hochtemperaturreaktoren kommt diesen Forderungen sehr nahe. Im Folgenden sei ein Kugelhaufenreaktor [4] als vorteilhafte Ausführung eines HTRs betrachtet². Der Kernbrennstoff – siehe Abb. 1.3 [5] – Urandioxid UO_2 befindet sich in kleinen Kügelchen, den sogenannten „Coated Particles“ (engl. für „ummantelte Teilchen“).

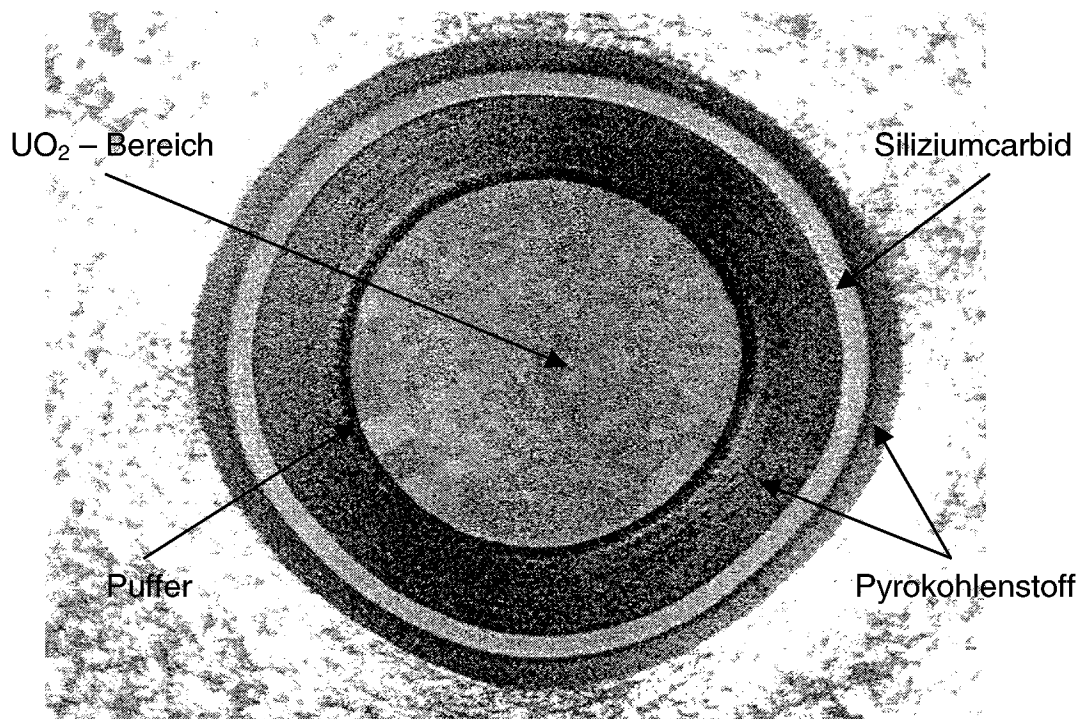


Abbildung 1.3: Schliffbild eines Coated Particles der Beschichtungsart TRISO.

Diese haben einen Durchmesser von etwa 1mm und enthalten nach dem Erreichen eines Zielabbrands von z.B. 80.000 MWd/Mg ca. 0,1Ci (Curie) Radioaktivität³. Ein Partikel ist durch mehrere Schichten aus Pyrokohlenstoff C und Silizium – Karbid SiC

¹ Hierbei sind massive äußere Einwirkungen durch Sabotage und Kriege nicht berücksichtigt.

² Der japanische HTTR Versuchsreaktor benutzt z.B. Graphitblöcke anstatt Kugeln.

³ Ein Brennstab eines Leichtwasserreaktors enthält ca. 10^5 Ci.

umhüllt und stellt somit die erste Barriere gegen das Austreten von Spaltprodukten in die Umwelt dar.

Der „Trick“ der hier verwendet wird, um im Schadensfall keine großen Mengen an Spaltprodukten freizusetzen ist einfach: Man verteilt das Versagensproblem auf sehr viele kleine Einheiten, die jeweils nur ganz wenig Spaltprodukte enthalten. Wird solch ein kleiner „Behälter“ beschädigt, so dringt nur sehr wenig toxisches Material aus. Zudem ist die Freisetzung von Spaltstoffen aus den „Coated Particles“ sehr gering [6]. 11.600 Partikel in einer Anreicherung von 8% U^{235} werden mit Graphit vermischt und zu einer homogenen $\varnothing 50\text{mm}$ – Kugel gepreßt, so daß es zu einer dispergierten Anordnung der „Coated Particles“ in der Matrix kommt. In einem zweiten Arbeitsschritt wird diese Kugel zum Schutz vor Abrieb mit einer reinen Graphit – Schicht umgeben, so daß eine $\varnothing 60\text{mm}$ – Kugel entsteht. Diese Graphitmatrix mit Umhüllung stellt die zweite Barriere dar.

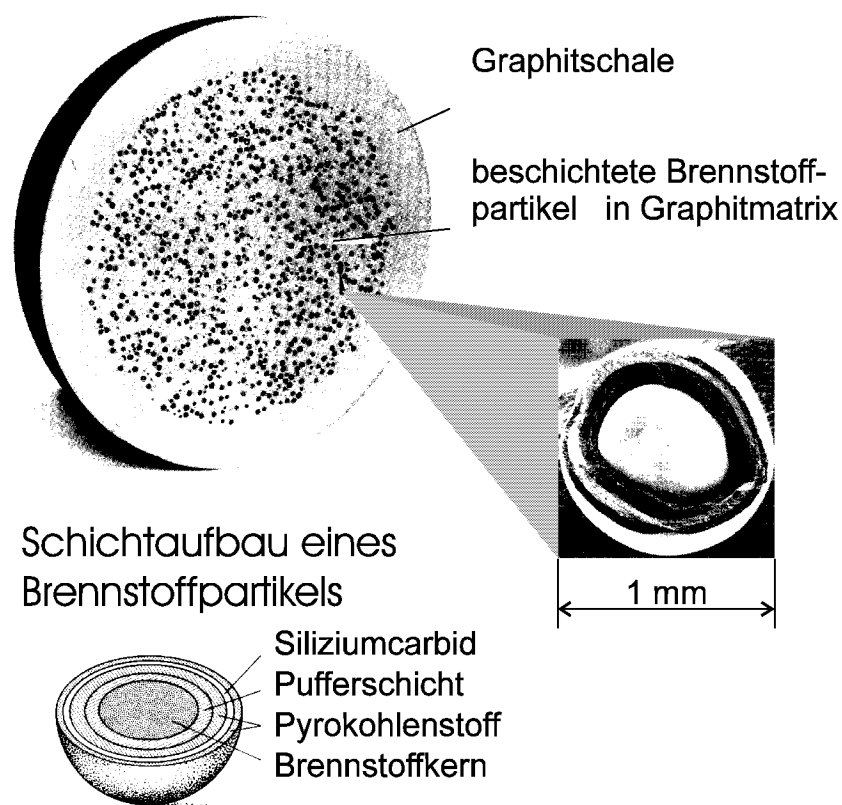


Abbildung 1.4: Struktur eines HTR – Brennelementes mit dreifach beschichteten Kernbrennstoffteilchen.

Die so entstandenen tennisballgroßen Brennelemente – vgl. Abbildung 1.4 – werden zu einem „Haufen“ aufgeschüttet: dem Reaktorkern. Dieser ist von einer Wand ebenfalls aus dem Werkstoff Graphit umgeben: dem Reflektor. Der Graphit dient in diesem Reaktorsystem nicht nur als Konstruktionsmaterial, sondern übernimmt gleichzeitig die Aufgabe zusätzlicher Moderation. Bei einem thermischen Reaktor müssen die bei der Kernspaltung entstehenden schnellen Neutronen (Energieniveau: 0,1 bis 10MeV) auf thermische Energie (0,025eV) abgebremst werden, damit sie von einem weiteren Urankern eingefangen werden können. Somit wird eine weitere Kernspaltung hervorgerufen, da der neu entstandene überschwere Kern instabil ist.

Durch diesen Aufbau ist ein im Störfall nicht schmelzender Kern entstanden, da Graphit bis weit über 2000°C temperaturstabil ist. Eine Sublimation des Graphits – das meint einen direkten Übergang von fester zu gasförmiger Phase – erfolgt erst bei etwa 3600°C. Die maximal erreichbare Störfalltemperatur im Kern jedoch muß durch die konstruktive Bauweise bei unter 1600°C gehalten werden, da die in der Graphitmatrix eingebetteten coated particles sonst aufgrund des stark ansteigenden inneren Überdrucks ($>10^3$ bar) versagen. Im Kern befinden sich also nur graphitische und oxidkeramische Werkstoffe, die ausreichend temperaturstabil sind. Somit ist der für andere Reaktorbauarten sehr bedenkliche „Kernaufheizstörfall“ für den HTR ohne Bedeutung⁴. Gleichzeitig kann die so entstandene Graphitmasse im Kern große Mengen an Energie speichern. Dies bedeutet einen weiteren Vorteil: ein träges Verhalten der Kerntemperaturen. So werden die Maximaltemperaturen im Kern beim HTR Modul⁵ erst ca. 30 Stunden⁶ nach Abschaltung der Zirkulation des Kühlmittels erreicht.

Als Wärmetransportmedium – also als Kühlgas – wird das Edelgas Helium (He) unter einem hohen Druck von ca. 60 bar verwendet. Helium wird aufgrund folgender unverzichtbarer Vorteile gewählt:

- He ist chemisch inert und phasenstabil.
- Es zeigt unter Druck gute Wärmeübergangseigenschaften.
- He zeichnet sich durch ein günstiges neutronenphysikalisches Verhalten aus.
- Es gibt keine Effekte auf die Reaktivität durch Beeinflussung der Neutronenökonomie, da der Wirkungsquerschnitt sehr klein ist.
- Es bildet unter Bestrahlung keine radioaktiven Isotope⁷.
- He greift die Brennelemente und Kernstrukturen chemisch nicht an.

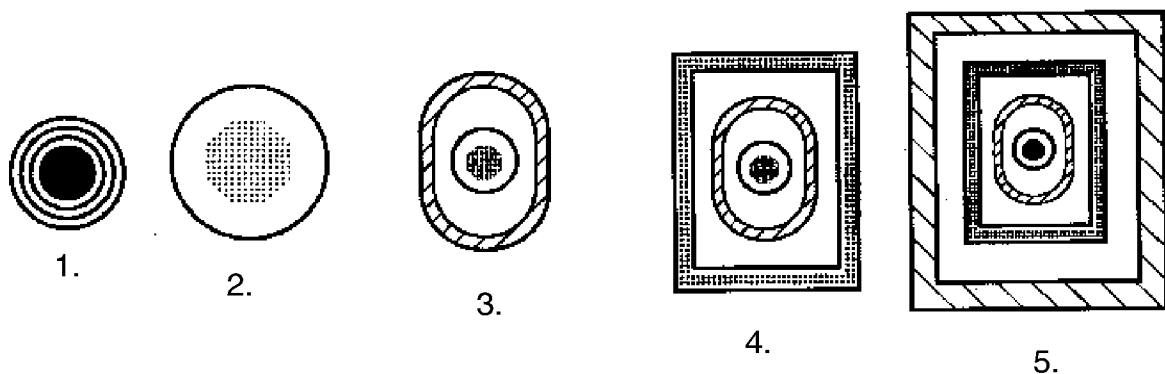


Abbildung 1.5: Das mehrstufige Barrierensystem eines HTRs:

1. „Coated Particle“,
2. Brennelementmatrix,
3. Primärkreis,
4. Stahlbetonkaverne (Biologischer Schild),
5. Reaktorschutzgebäude.

⁴ Zur Aufheizung durch Korrosion vgl. Kapitel 6.2.2.

⁵ Nähere Beschreibung Kapitel 1.3.

⁶ Nähere Erläuterung in Kapitel 4.4.3.

⁷ He³ kann radioaktives Tritium bilden, der Anteil ist jedoch verschwindend gering (0,00013%).

Das mehrfach unabhängig aufgebaute Barrierenprinzip der HTR – Technologie ist graphisch in Abbildung 1.5 dargestellt. Die ersten beiden Barrieren wurden bereits erläutert.

Die dritte Barriere ist der Reaktordruckbehälter, der den Kern, den ihn umgebenden Reflektor, die Steuerstäbe, den Kugelabzug und alle weiteren zum Betrieb notwendigen Einbauten beinhaltet. Dieser Behälter ist basissicher ausgelegt, was ein Versagen so gut wie unmöglich macht. Bei weiterführenden Konzepten ist die Ausführung als „vorgespannter Druckbehälter“ [7] möglich. Hier wird die Kraft nicht von einem konventionellen Druckbehälter aufgenommen, sondern von einem Druckbehälter aus Stahlguß – Segmenten, welche über dahinterliegende axial und radial gespannte Stahlkabel zusammengepreßt werden. Von Vorteil sind bei dieser Bauweise, daß nur Druckspannungen in der Behälterwand entstehen. Daher ist ein Rißfortschritt nicht möglich. Weiterhin können eventuell entstehende Überdrücke durch Abblasen über Fugen selbsttätig reduziert werden. Die Vorspannung durch die Kabel sorgt für ihr selbsttätiges Schließen nach Druckabbau. Die „Stahlkabel“ als eigentliche tragende Elemente erleiden nur in geringem Maße Schädigung durch Neutronenbeschuß. Eine Überprüfung und ein eventuelles Austauschen der Stahlkabel ist möglich. Durch die große Redundanz aufgrund vieler Stahlkabel aus wiederum vielen Einzeldrähten ist ein Bersten und somit eine Zerstörung des Reaktordruckbehälters praktisch ausgeschlossen.

Der Reaktordruckbehälter mitsamt seinen nachgeschalteten Komponenten wird von einer Stahlbetonkarverne umgeben: die vierte Barriere. Die Wand übernimmt neben Abstützung des Druckbehälters die Aufgaben des biologischen Schildes. Die innere Sektion wird zusammen mit den Hilfsaggregaten und Zusatzeinrichtungen in einem Reaktorschutzgebäude aus Stahlbeton zusammengefaßt. Dieses ist für den Schutz des Reaktors vor Umwelteinflüssen – Flugzeugabstürze von schnellfliegenden Militärmaschinen, Erdbeben, Überflutungen, Einwirkungen von Explosionen etc. – ausgelegt und stellt die fünfte und normalerweise letzte Barriere dar.

Es ist denkbar, ein solches Kernkraftwerk unterirdisch aufzustellen oder mit Erdschutt anzuhaufen bzw. zu überhäufen, so daß zu den bereits bestehenden fünf Barrieren eine sechste hinzukäme, die sogar den Einfluß von kriegerischen Einwirkungen und extremem Terrorismus stark einschränken könnte.

Alle diese Barrieren sind unabhängig voneinander. Es gibt keine innere Ursache, die ein sukzessives Versagen der Barrieren hervorrufen könnte.

1.3 Der HTR – Modul – Reaktor

Um die Technik des Kugelhaufenreaktors zu erforschen, wurde 1967 der AVR – Versuchsreaktor (Arbeitsgemeinschaft Versuchsreaktor) in Jülich (Deutschland) in Betrieb genommen [8]. Der 22 – jährige Testbetrieb zeigt die Vorzüge der HTR – Reaktorlinie. Selbst aus schwersten Störfallbedingungen – z.B. Abschaltung des Gebläses und somit der Wärmeabfuhr und gleichzeitiges Verriegeln der Abschaltssysteme bei Vollastbetrieb – brachte sich der Reaktor selbsttätig in einen sicheren Zustand. Nachfolger war die deutlich größere Prototypanlage THTR – 300 (Thorium – Hochtemperatur – Reaktor) in Hamm – Uentrop (Deutschland), die von 1985 bis 1988 Energie ins öffentliche Netz lieferte. Jedoch fand die

Weiterentwicklung der HTR – Baureihe in Deutschland aus politischen Gründen keine Fortsetzung.

Die gewonnenen Kenntnisse aus dem Versuchsbetrieb dienten zur Konstruktion eines weiter fortgeschrittenen HTR – Typs: dem HTR – Modul – Reaktor. Diese vorteilhafte Ausführung des HTRs in Kugelhaufenbauweise ist von der Firma SIEMENS AG in Zusammenarbeit mit der Tochtergesellschaft INTERATOM GmbH entwickelt worden. Diese Konstruktion wurde jedoch bis jetzt nicht technisch realisiert. Tabelle 1.1 zeigt eine vergleichende Übersicht dieser drei Baulinien.

Tabelle 1.1: Vergleich von verschiedenen HTR Konzepten.

Reaktor	AVR	THTR-300	Modul	Einheit
Thermische Leistung	50	750	200	MW
Elektrische Leistung	15	300	80	MW
Mittlere Leistungsdichte	2,2	6	3	MW/m ³
Reaktorkern H/D	3/3	5,6/5,6	9,4/3	m/m
Abbrand	140.000	100.000	80.000	MWd/t SM
Brennelement – Zyklus ⁸	Medul	Medul	Medul	
Kühlgasaufheizung	270-950	250-750	250-700	°C
Kühlgasdruck	11	40	60	bar
Kühlgasströmung	aufwärts	abwärts	abwärts	
Dampfzustand	505/73	530/180	530/180	°C/bar
Material des Reaktordruckbehälters	Stahl	SBB	Stahl	

Abbildung 1.6 [9] zeigt einen Schnitt durch den Primärkreis eines Moduls. Der Dampferzeuger ist hier mit einem Wendelrohrbündel ausgestattet, das einen Wärmeaustausch des heißen Heliums aus dem Primärkreis mit dem kälteren Wasser des Sekundärkreises ermöglicht. Der durch Energieaufnahme entstehende Wasserdampf wird zur Erzeugung elektrischer Energie in einer Dampfturbine entspannt. Mit dem im Kondensator verflüssigten Wasser wird wiederum der Wärmetauscher gespeist. Tabelle 1.2 gibt einen Überblick über die technischen Daten des nuklearen Wärmeenergieerzeugungssystems. Durch die hohen Temperaturen des Primärkühlmittels sind auch hohe Dampfparameter realisierbar, die Voraussetzung für einen hohen thermodynamischen Wirkungsgrad sind. Für die Energieerzeugungsanlage nach Abbildung 1.6 wird ein hoher Gesamtwirkungsgrad von ca. 40% angegeben.

Die Bezeichnung „Modul“ trägt dieses Reaktorkonzept deshalb, weil die Energieerzeugungsanlage bestehend aus dem nukleare Teil (der Primärkreis: Reaktorkern und Dampferzeuger) und dem konventionellen Teil (dem Sekundärkreis: Dampfturbine, Generator, Kondensator, Hilfsaggregate etc.) eine relativ kleine Leistung von ca. 80 MW_{el} pro Modul⁹ hat. Somit kann Modul für Modul hinzugefügt werden, bis die geforderte Leistungsgröße erreicht wird.

Durch die Begrenzung des Kernradius auf $\leq 1,5\text{m}$ und die Verwendung von gut wärmeleitenden Materialien, die einen definierten Wärmeabtransport aus dem Kern

⁸ Erläuterungen siehe Seite 11 unten.

⁹ Ein Leichtwasser der Baulinie „Konvoi“ kann bis zu 1,5GW_{el} liefern.

ermöglichen, wird das zuvor erwähnte 1600°C – Störfallkonzept eingehalten. Durch die relativ kleine Leistung von 200 MW thermisch – das entspricht einer Kernleistungsdichte¹⁰ von 3 MW/m^3 – ist das oben erläuterte Konzept der inhärenten Sicherheit konsequent erfüllt. „Inhärent“ meint, daß Sicherheitssysteme nur auf Prinzipien basieren dürfen, die innewohnend sind, d.h. die mit Normal-Betrieb-Komponenten auskommen. Dies bedeutet z.B. für die Nachwärmeabfuhr technisch übersetzt, daß für die Abgabe der im Innern entstehenden Nachwärme nur die Mechanismen der Wärmeleitung, -strahlung und der Naturkonvektion in Frage kommen. Sie sind nicht auf aktive Teile wie z.B. Pumpen angewiesen und können somit nie versagen.

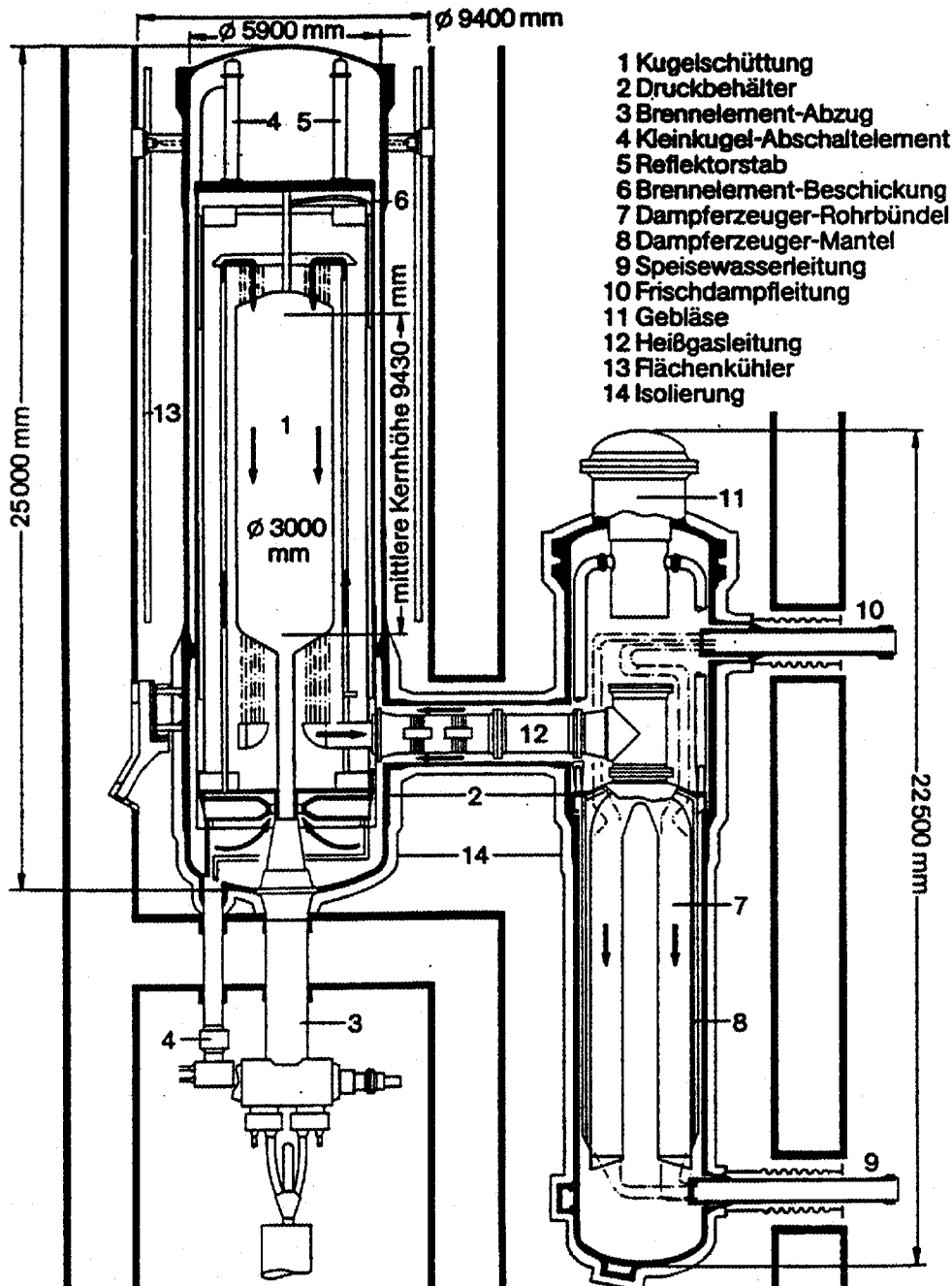


Abbildung 1.6: Schnittdarstellung eines HTR – Moduls.

¹⁰ Leistungsdichten zum Vergleich: DWR 100 MW/m^3 ; SNR 500 MW/m^3 .

Tabelle 1.2: Übersicht über die Daten einer HTR – Modul Einheit.

Kenngroße	Wert	Einheit
Thermische Leistung	200	MW (MJ/s)
Kerndurchmesser	3000	mm
mittlere Kernhöhe	9400	Mm
mittlere Leistungsdichte	3	MW/m ³
Reaktorauskleidung (Reflektor)	Graphit	
Kühlmitteltemperaturen im Kern	250 (ein) / 750 (aus)	°C
Primärkreisdruck	60	bar
Brennelementanzahl	360.000	
Brennelementdurchmesser	60	mm
Anzahl der Brennelementdurchläufe	15	
Reaktivitätsvorhaltung bei Lastwechsel	1,2	%
U ²³⁵ – Anreicherung	8,0	%U ²³⁵
Schwermetallbeladung	7	g/BE
mittlere Brennelement – Verweilzeit	1007	Vollasttage
mittlere Brennelementdurchlaufzeit	67	Tage
Zielabbrand	80.000	MWd/t U
Auslegungstemperatur der Brennelemente	1620	°C
Konversionsrate	0,47	
totaler Leistungsdichtefaktor	1,8	
Neutronenverlust aus der Schüttung	13,7	%
Brennstoffinventar des Kerns		
- Schwermetall (ohne Spaltprodukte)	2396	kg
- Spaltstoff	107	kg

Das Modul Reaktor – Konzept ist nicht nur für die Stromerzeugung verwendbar. Denn aufgrund des hohen Temperaturniveaus des Kühlmediums von ca. 700 bis 950°C ist eine industrielle Anwendung im Hochtemperaturbereich sehr sinnvoll. Hier sind z.B.:

- Gewinnung und Veredelung von Erdöl,
- Gewinnung von schwer förderbaren Rohstoffen (tertiäre Ölförderung oder untertägiges Schwelen von Ölschiefer),
- chemische Herstellungsprozesse,
- Meerwasserentsalzung und
- Kohlevergasung.

denkbar. Durch verschiedene Möglichkeiten der Wärmeauskopplung (Dampferzeuger nach Abb. 1.6, Helium / Helium – Zwischenwärmetauscher, Röhrenspaltöfen etc.) ist neben dem großtechnischen Einsatz eine Anwendung in mittleren Industriebetrieben für industrielle Koch-, Verdampfungs- und Destillationsprozesse, Warmverarbeitung von Kunststoffen usw. möglich. Auch auf dem kommunalen Sektor ist der Einsatz eines HTRs für die Erzeugung von Fernwärme mit gleichzeitiger elektrischer Energieerzeugung als Blockheizkraftwerk mit hohem energetischen Wirkungsgrad denkbar.

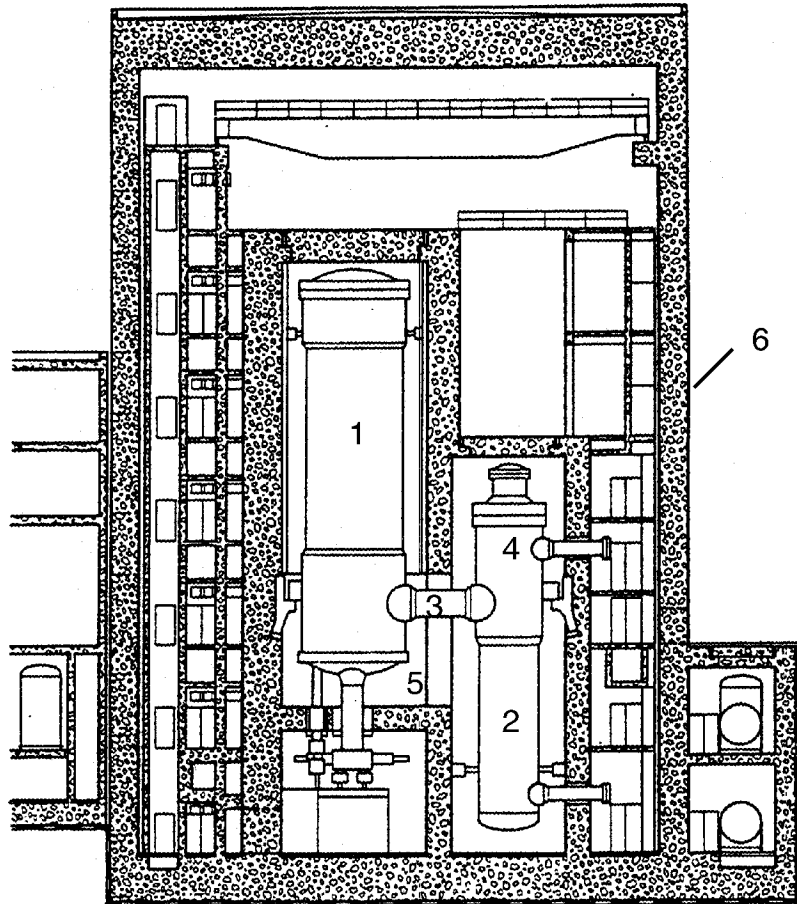


Abbildung 1.7: Primärkreisanordnung im Reaktorschutzgebäude:
 1 Reaktordruckbehälter, 2 Dampferzeuger, 3 Koaxialbehälter,
 4 Gebläse, 5 Primärzelle, 6 Reaktorschutzgebäude.

Abbildung 1.7 [4] zeigt die Anordnung der Primärkreiskomponenten im Reaktorgebäude für einen Aufbau als Zweikreisanlage. Jeder Behälter ist einzeln in einer Primärzelle aus 2,5m starkem Stahlbeton untergebracht. Diese Betonmauer stützt den Druckbehälter ab und übernimmt gleichzeitig die Aufgabe des biologischen Schildes. Der Reaktorkern und der Dampferzeuger sind nicht wie z.B. beim AVR – Reaktor in einem Druckbehälter untergebracht, sondern beide Komponenten befinden sich in separaten, geschweißten, basissicheren Stahldruckbehältern und zusätzlich noch in separaten Zellen. Die Behälter sind nur durch den sogenannten ebenfalls basissicheren Koaxialdruckbehälter miteinander verbunden. Einige Vorteile dieser Zwei – Behälter – Bauweise: Zwei kleine Behälter statt eines großen reduzieren Fertigungs-, Transport- und Installationskosten. Die Wandbelastung der Stützwände wird reduziert. Die Versagenswahrscheinlichkeit der Behälter wird herabgesetzt, da Materialfehler mit kleinerem Durchmesser des Behälters überproportional sinken, so daß die Sicherheit maximiert wird. Das getrennte Aufstellen des Dampferzeugers hat lange Wege vom Dampferzeuger bis zum Reaktorkern zur Folge, so daß eventuell in den Primärkreis eingedrungene Wassertropfen (z.B. Rohrbruch im Verdampfer) nur schwer in den Kern gelangen können, da sie aufgrund der vielen Strömungsumlenkungen und des Einflusses der Schwerkraft agglomerieren und so nicht mehr weitertransportiert werden. Nach dem Verdampfen des Wassers ist nun ein langsamer „Abtransport“ durch das reaktoreigene Gasreinigungssystem möglich. Da Wasser ebenso wie Graphit ein

guter Moderator ist, könnten in den Kern eindringende H_2O – Moleküle, in Tropfen oder Dampfform, zu einer zusätzlichen Moderation führen. Daraus würde eine unbeabsichtigte unkontrollierte Leistungssteigerung resultieren. Auch eine chemische Reaktion mit Graphitstrukturen oder gar Brennelementen über die Wassergasreaktion wäre denkbar. Durch ein zusätzlich in den Wärmetauscherbehälter installiertes Störfallabschlußsystem [10], das auf einer Schwimmer – Konstruktion beruht, kann die Gaszirkulation vollständig unterbrochen werden, so daß der Kernbehälter auf jeden Fall vor eindringenden Wassertropfen geschützt ist.

Durch das einstufige Radialgebläse wird das Kühlmittel Helium in den Ringspalt des Koaxialverbindungsdruckbehälters gepumpt und strömt zum Reaktordruckbehälter. Weiter gelangt das Helium durch die vertikalen, sogenannten Kaltgasbohrungen im Seitenreflektor in den Kaltgassammelraum, der sich oberhalb des Kerns befindet. Nach Durchströmen des Deckenreflektors tritt das unter 60 bar Druck stehende Helium in den zylinderförmigen Kern, d.h. die Kugelschüttung der oben beschriebenen Brennelemente, ein, durchströmt diese und nimmt so die durch Kernspaltung frei werdende Energie auf. Es verläßt den Kern durch den Bodenreflektor und sammelt sich im Heißgassammelraum. Die Temperatur des Gases beträgt nun etwa 750°C . Der Weg führt von dort durch das innere Rohr des Koaxialrohres in den Wärmetauscher. Im Dampferzeuger wird dem Kühlmittel die gespeicherte Energie entzogen, indem es auf ca. 250°C abgekühlt wird. Nach dem Durchströmen des Wärmetauschers fließt das Helium erneut zum Gebläse, womit sich der Kreislauf schließt.

Um die Kettenreaktion zu beeinflussen, gibt es zwei Abschaltssysteme. Das erste, das auch zur Regelung im Normalbetrieb dient, besteht aus sechs Steuerstäben, die in entsprechend große Bohrungen im Seitenreflektor eingefahren werden können. Diese Steuerstäbe bestehen aus metallischen Rohren, in die Bor – Karbid (B_4C) Ringe eingelegt sind. Das B_4C dient als „Neutronengift“, es absorbiert stark Neutronen, die dann nicht mehr für eine Aufrechterhaltung der Kettenreaktion zur Verfügung stehen; im Kern werden daraufhin weniger Urankerne gespalten und die Leistung sinkt. Das zweite System dient sowohl zur Schnellabschaltung im Störfall, als auch zum langfristigen Aufrechterhalten der Unterkritikalität im kalten Zustand während einer Betriebspause. Dieses KLAKE – System (Kleine Absorber Kugeln) besteht aus $\varnothing 10\text{mm}$ Kugeln, die einen Anteil von etwa 10% B_4C enthalten. Diese Kugeln fallen bei einer Abschaltung ebenfalls in Bohrungen des Seitenreflektors, so daß sich dort von unten nach oben eine „kleine“ zylinderförmige Kugelschüttung aus Abschaltkugeln aufbaut. Diese Kugelsäulen werden bei Wiederinbetriebnahme nach unten abgelassen und pneumatisch in die oberhalb des Kerns angebrachten Vorratsbehälter gefördert, um bei der nächsten Abschaltung wieder betriebsbereit zu sein.

Die Brennelemente wandern unter Schwerkrafteinfluß kontinuierlich durch den Kern und werden am Boden durch den Kugelabzug entnommen und auf ihren Abbrand hin kontrolliert. Kugeln, welche einen Zielabbrand von etwa 80.000 MWd/Mg Schwermetall erreicht oder Brüche erlitten haben, werden ausgesondert und in Abklingbehältern zwischengelagert. Die anderen werden oben wieder zugegeben. Dieses Verfahren wird MEDUL – Beschickung (Mehrfachdurchlauf) genannt. So durchläuft jedes normale Brennelement im Mittel 15 mal den Kern in insgesamt 1007 Volllasttagen. Damit ist ein kontinuierlicher Betrieb über einen langen Zeitraum

möglich. Ein zeitlich begrenzter Betrieb bis zum nächsten notwendigen Brennelementwechsel wie z.B. bei Leichtwasserreaktoren ist daher bei einem HTR nicht erforderlich. Die abgebrannten Brennelemente sind aufgrund ihrer Größe leicht zu handhaben und kommen nicht mit Flüssigkeiten oder anderen Verunreinigungen in Berührung. Die Brennelemente können unproblematisch z.B. in Speicherbehältern gelagert werden. Es besteht die Möglichkeit, die sich zwischen den verbrauchten Brennelementkugeln bildenden Zwischenräume eines solchen Lagerbehälters z.B. mit Bleikugeln kleinen Durchmessers zu füllen. Der Vorteil dieser Zweikornschüttung ist eine sehr gute Wärmeabfuhr an die Behälterwand.

1.4 Lufteinbruch in den HTR – Modul

Als am 26. April 1986 in Block 3 des graphitmoderierten Kernkraftwerks in Tschernobyl (Ukraine) durch menschliches Versagen in Verbindung mit der sicherheitstechnisch unzureichenden Konstruktion des Reaktors Überkritikalität auftrat, hatte diese eine sofortige Zerstörung des Reaktorkerns und der ihn umgebenden Reaktorhalle zur Folge. So wurden viele, auch weit entfernte Staaten radioaktiv belastet.

Auch der HTR arbeitet mit Graphit als Moderator. Zwar zeigt Graphit die vielen, oben beschriebenen Vorteile, die es ermöglichen, inhärent sichere Reaktorkonzepte wie den HTR zu realisieren, doch es bleibt ein gravierender Nachteil: Graphit kann durch Luftsauerstoff und / oder Wasserstoff (aus Wasserdampf) korrodiert werden, d.h. unter den entsprechenden Randbedingungen (vgl. Kap. 6) brennen.

Es gibt Bestrebungen, den Graphit zu passivieren, indem man ihn mit einer nicht brennbaren Schutzhülle umgibt (vgl. Kap. 6.3). Die hierfür benötigte Beschichtungstechnik steht kurz vor der technischen Realisierung. Somit bleibt die Frage, wie sich der Modul bei einem Kontakt mit Luft verhält.

Der Reaktordruckbehälter – vgl. Abbildung 1.6 – trennt die Heliumatmosphäre, in der sich die graphitischen Einbauten befinden, von der Luft – und somit vom Luftsauerstoff, der sich in der Primärzelle befindet. Hypothetische Störfallszenarien [6] zeigen, dass für den HTR – Modul Aufbau der größte Unfall der Abriß des Verbindungsdruckbehälters bedeutet¹¹. Man spricht von einem 2F – Bruch (zwei Flächen Bruch), da gleichzeitig Ein- und Auslaßöffnung des Koaxialdruckbehälters freigelegt werden.

Im Falle eines solchen Lecks am Reaktordruckbehälter tritt in den ersten Sekunden das unter hohem Druck stehende Helium aus dem Primärkreislauf in die Primärzelle aus [11]. Werden für die Strömungskanäle, die die einzelnen gasgefüllten Räume innerhalb des Druckbehälters verbinden, genügend große Querschnitte vorgesehen, so gefährden die auftretenden Drucktransienten die mechanische Stabilität des Reaktorkerns nicht. Der Druckentlastungsstörfall hat eine Druckerhöhung primär in der Primärzelle und sekundär im Reaktorgebäude zur Folge, welche durch Ausgleichleitungen und Klappen, die mit dem Fortluftkamin verbunden sind, auf Atmosphärendruck – ca. 1bar – abgebaut [12] wird.

¹¹Störfallszenarien, die das komplette Zerstören des Reaktorbehälters oder sonstige unrealistischer Ereignisse unterstellen, werden hier nicht diskutiert.

Beim Druckabbau wird der größte Teil der Luft, die sich im Primärkreis befindet, verdrängt. Nach dem Druckausgleich stagniert das Helium – aufgrund deutlich geringerer Dichte gegenüber Luft – im Reaktordruckbehälter (gasgefüllter Raum ca. 460m³), so daß der Kern weiterhin geschützt ist. Während des Druckabbaus tritt eine sehr geringe Aktivität in Form von Edelgasen aus dem Primärkreis in das Reaktorgebäude und letztlich auch in die Atmosphäre aus. Der AVR hat gezeigt, daß mit etwa 1 Ci pro MW thermisch, also für den Modul mit etwa 200Ci zu rechnen ist. Dieser Wert ist so gering, daß er für die Umgebung des Kraftwerks keine Probleme birgt und darüber hinaus die Möglichkeit bietet, das vorhandene Leck im Rahmen eines aktiven Eingreifens nach einen Störfall (engl.: „accident management“), provisorisch abzudichten.

Das Absinken des Drucks auf Umgebungsdruck (ein Sechzigstel des Betriebsdrucks) und der Ausfall der Wärmesenke, haben eine Aufheizung des Kerns zur Folge, da die produzierte Nachzerfallswärme nicht mehr konvektiv abgeführt wird. Diese Aufheizung liegt jedoch weit unterhalb der Toleranzwerte der Materialien (maximale Aufheizung ca. 1500°C) und hat gleichzeitig einen positiven Effekt: die Karenzzeit bis zum Eintritt von Luft in den Reaktorkern wird deutlich vergrößert. Denn das sich weiterhin im Behälter befindende Helium wird im Verlauf von etwa 80 Stunden von ca. 210°C auf 290°C erwärmt und strömt so aufgrund von Volumenvergrößerung kontinuierlich aus dem Behälter aus. Während dieser Zeit ist kein Eindringen von Luft möglich, da die Ausströmgeschwindigkeit größer ist als die Diffusionsgeschwindigkeit von Luft in Helium.

Nach Überschreiten des maximalen Temperaturniveaus (ca. 30h) setzt eine Abkühlung des Reaktorkerns ein. Nun kann das in der Primärzelle verbliebene Luft / Helium – Gemisch in den Druckbehälter eindringen, da sich das verbliebene Helium zusammenzieht; das sog. „Atmen“ des Reaktors. Der Rest an Helium, das sich noch immer im oberen Bereich des Druckbehälters befindet, hat weiterhin eine Hemmwirkung, so daß die kontinuierliche Durchströmung des Reaktorkerns aufgrund der Temperaturdifferenz zwischen Kern und Reflektorbohrung erst zeitlich verzögert einsetzt. Dieser Zeitgewinn durch das Verzögern der Naturkonvektionsströmung soll im Kapitel 3 näher betrachtet werden. Nach dem Austragen des Heliums bildet sich durch die Überlagerung zweier Kaminströmungen eine Strömung aus, die entgegen der Strömung im Normalbetrieb verläuft. Kapitel 4 erläutert diese Strömungsüberlagerung eingehend. Wird der Kern nun kontinuierlich durchströmt, so greift der Sauerstoff der Luft die Graphitstrukturen des Reaktorkerns an¹².

Die Primärzellen haben ein Volumen von 2000 m³. Geht man konservativ von reiner Luft aus, so reicht dies um ca. 225 bis 450 kg Graphit zu Kohlendioxid CO₂ bzw. zu einem Gemisch aus Kohlendioxid und Kohlenmonoxid CO umzusetzen. Nimmt man ferner an, daß sich die Überdruckklappen, die im Normalfall die Reaktorhalle gegen die Reaktorhalle abdichten, nicht geschlossen haben, so stehen – konservativ betrachtet – 25.000 m³ (Reaktorhalle 2) oder sogar 50.000 m³ (Reaktorschutzgebäude 3) Luft zur Korrosion bereit. Dies entspricht 5.600 bis 11.000 kg abgebranntem Graphit. Setzt man dies wie in Abbildung 1.8 [6] und Tabelle 1.3 gezeigt mit der vorhandenen Gesamtmasse an Graphit in Verhältnis, so

¹² Eine nähere Betrachtung erfolgt in Kapitel 6.2.2.2.

entspricht dies einem maximalem Umsatz von etwa 6,1%. Darüberhinausgehende Umsätze sind nur durch die Zerstörung des Reaktorschutzgebäudes denkbar.

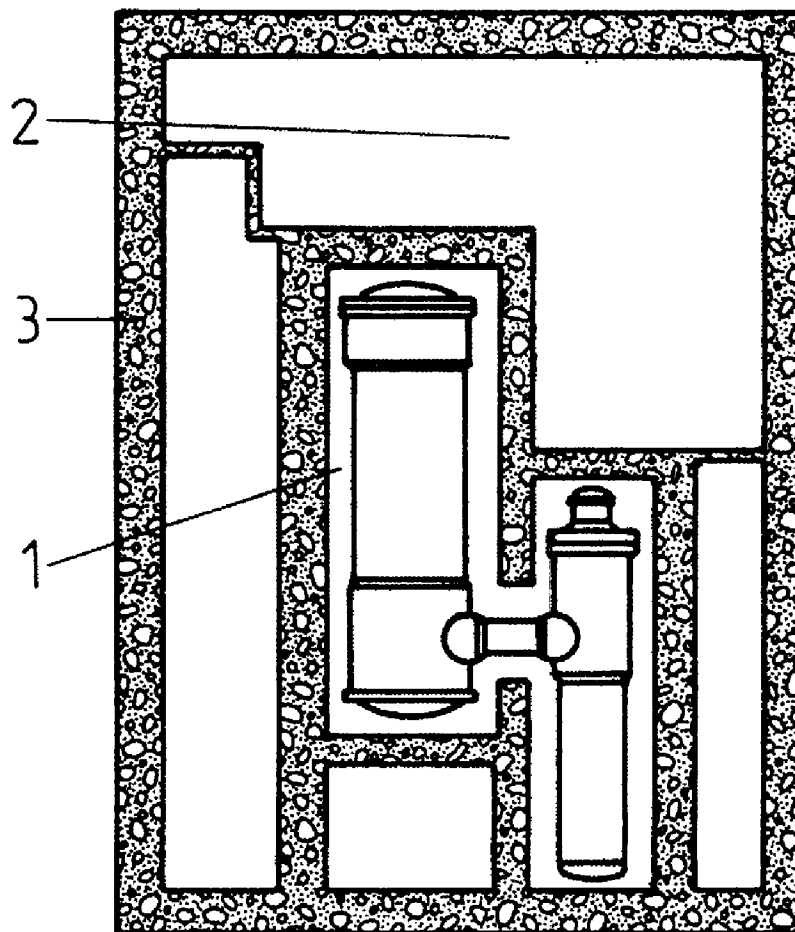


Abbildung 1.8: Die Volumina einer HTR –Modul – Anlage:
1. Reaktorzelle, 2. Reaktorhalle, 3. Reaktorschutzgebäude

Tabelle 1.3: Daten zur Abschätzung des maximalen Graphitumsatzes ohne freien Zugang zur Atmosphäre für den HTR – Modul.

Ort	Luftvolumen in m ³	Graphitumsatz in kg
Primärzelle	2.000	225 bis 450
Schutzgebäude	50.000	5.600 bis 11.000

Graphitmaterial	Graphitmasse in kg
Brennelemente	70.000
brennstofffreie Hülle der Brennelemente	30.000
graphitische Strukturmaterialien	150.000

Als schwerste Schäden durch kontinuierlichen Lufteinbruch sind folgende Punkte denkbar:

- Deutliche Schädigung des Graphitstrukturmaterials (Gefährdung der mechanischen Stabilität).
- Freilegung der „Coated Particles“ (dies bedeutet, daß die Wahrscheinlichkeit für ein Versagen der SiC – Schicht ansteigt, es ist jedoch nicht gleichzusetzen mit einem gleichzeitigen Bruch dieses Mikrobehälters).
- Stark ansteigende Kerntemperaturen aufgrund der exothermen Graphitumsetzung (dies bedeutet ebenfalls eine steigende Bruchrate der „Coated Partikles“).
- Gefährdung der äußeren metallischen Bauelemente durch starken Temperaturanstieg (im Normalbetrieb liegt die Temperatur des Reaktordruckbehälters bei ca. 200°C).
- Bildung und Freisetzung von Aerosolen.
- Entstehung eines explosionsfähigen Gasgemisches (He / CO / O₂).

1.5 Schematische Übersicht über die zu erwartenden Verläufe relevanter Größen

Als abschließendes Element der Einleitung soll hier den exakten Ableitungen in den nachfolgenden Kapiteln 3 bis 6 ein wenig vorgegriffen werden. Dies geschieht durch eine qualitative Übersicht über die zu erwartenden Verläufe der relevanten Größen, jeweils dargestellt über der Zeit. Als Startzeit wird der Zeitpunkt des Störfalleintritts gewählt und der Zeit $t = 0$ zugeordnet. Als Quellen sind insbesondere [4],[6] und [12] zu nennen.

Nach der schnellen Druckentlastung (Abbildung 1.9, Diagramm a) folgt die maximale Kernaufheizung (Abbildung 1.9, Diagramm b) und nachfolgend die Aufheizung der umgebenden Strukturen (Abbildung 1.9, Diagramm c zeigt hier einen Mittelwert), die vom Heliumaustrag durch Diffusion und den dadurch initiierten Ausgleichsmechanismen gefolgt wird. Nach dem Heliumaustrag (Abbildung 1.9, Diagramm d) kann Luft aufgrund von Naturkonvektionsprinzipien aus der Primärzelle in den Reaktordruckbehälter eindringen und somit zur Graphitvergasung führen. Zu Beginn des Austrags wird der ausgetragene Heliumanteil pro Zeiteinheit gering sein und mit fortlaufender Zeitdauer ansteigen.

Die Durchströmung mit Luft (Abbildung 1.9, Diagramm e) wird zu Beginn der Durchströmung aufgrund der großen treibenden Temperaturdifferenz zwischen Reaktorkern und äußeren Strukturen maximal sein. Mit zunehmender Dauer wird aufgrund der fallenden Temperaturen im Kern der durchgesetzte Luftvolumenstroms sinken. Der eingezeichnete Pfeil zeigt an, daß mit zunehmendem Anteil von Helium in der Strömung der Volumenstrom sinkt.

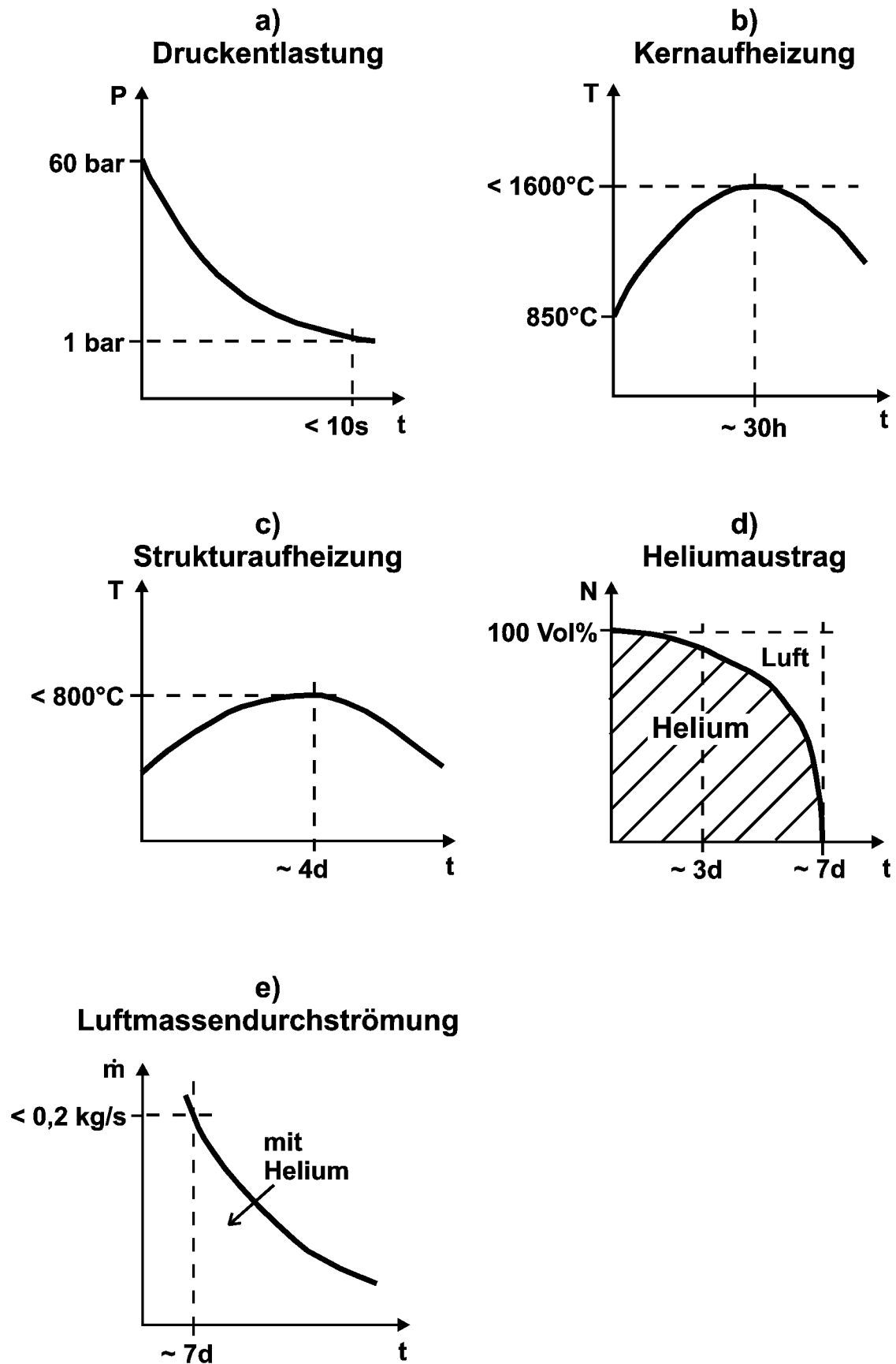


Abbildung 1.9: Die zu erwartenden qualitativen Verläufe relevanter Größen über der Zeit nach Störfalleintritt beim HTR – Modul. (Annahme vollständiger 2F-Brück des coaxialen Verbindungsbehälters)

2 Die Versuchsanlage NACOK

2.1 Die Abbildung des störfallrelevanten Strömungsweges

Die Versuchsanlage NACOK (Naturzug im Core - eng. für Kern - mit Korrosion) stellt einen Ausschnitt aus dem Reaktorkern des zuvor beschriebenen Referenzreaktors HTR – Modul nach einem 2F – Bruch¹³ des Verbindungsbehälters dar. Die Versuchseinrichtung ermöglicht Versuche in verschiedenen Aufbauten. Der Betrieb ist als Kamin und als umgekehrtes „U – Rohr“ (im folgenden als $\cap$ - Rohr bezeichnet) mit verschiedenen Auftriebshöhen möglich. Weiterhin können Versuche mit variierenden Einbauten sowohl aus keramischen als auch aus graphitischen Materialien bei verschiedenen Temperaturprofilen unter variierenden Randbedingungen (z.B. Helium – Mischatmosphäre) durchgeführt werden.

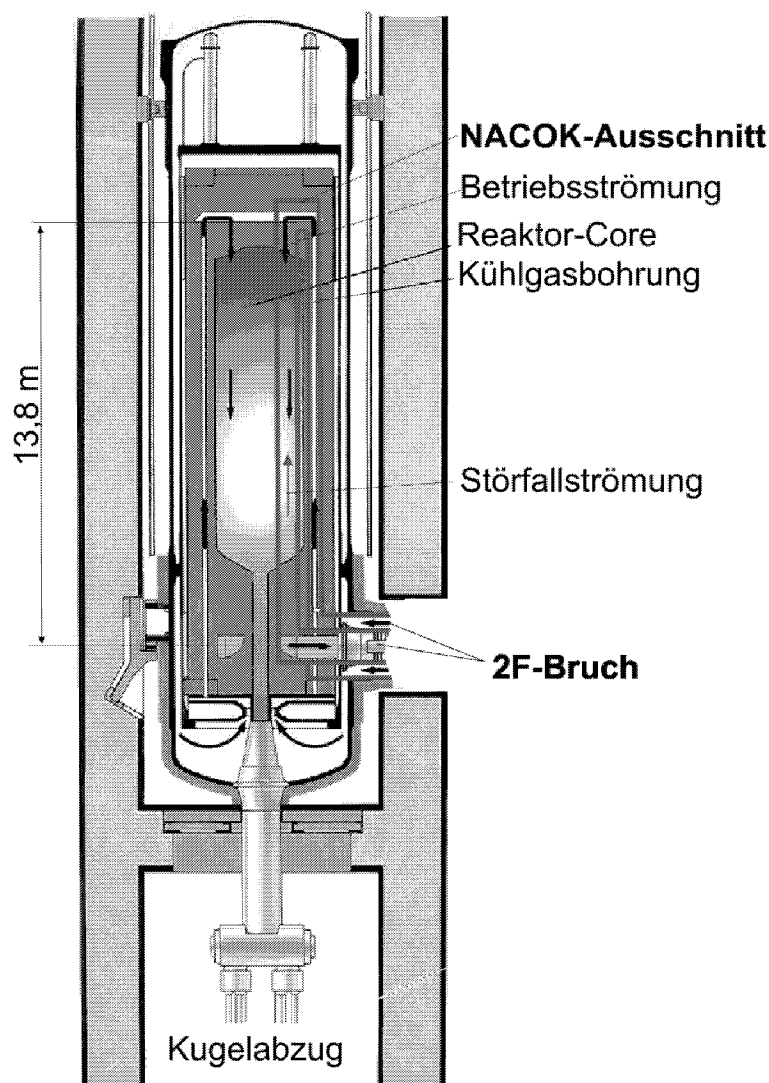


Abbildung 2.1: Der Druckbehälter des HTR – Moduls mit schwerstem Behälterversagen: Der 2F – Bruch des Verbindungsbehälters.

Die so gewonnenen Daten (z.B. Einsetz – Zeiten, Naturkonvektionsmassenströme, Korrosionseffekte) werden zur Validierung von bestehenden Reaktorberechnungs–

¹³ Schwerster unterstellter Störfall vgl. oben.

programmen benötigt. Mit diesen Instrumenten stehen Hilfsmittel zur Verfügung, um zukünftige Reaktorkomponenten und –baureihen zu entwickeln und deren Verhalten vorherzusagen. Gleichzeitig liefern sie Aussagen über das Verhalten im Störfall. Mit diesen Informationen können z.B. konstruktive Verbesserungen vorgenommen oder vorteilhafte Betriebsweisen entwickelt werden. Abbildung 2.1 zeigt den Aufbau eines Moduls, nachdem der Koaxialverbindungsbehälter beschädigt wurde. Somit ist der Störfalltyp 2F – Bruch eingetreten, bei dem zwei direkte Öffnungen zur Primärzelle entstanden sind. Dies legt aufgrund von Naturkonvektionsströmungen einen Durchströmungsweg in Gegenrichtung zur Betriebsströmung fest (nähere Erläuterungen siehe Kapitel 4):

1. Eintritt durch das Innenrohr des Koaxialbehälters,
2. Aufwärtsströmung durch den Bodenreflektor, die Kugelschüttung und den Deckenreflektor,
3. Richtungsumkehr,
4. Abwärtsströmung durch die Kühlgasbohrungen und
5. Austritt durch das Außenrohr des Koaxialbehälters.

Die NACOK – Versuchsanlage bildet diesen beschriebenen Störfallweg nach. Die Markierung in Abbildung 2.1 zeigt den gewählten Ausschnitt, dessen maßstäbliche Zeichnung Abbildung 2.2, [55].

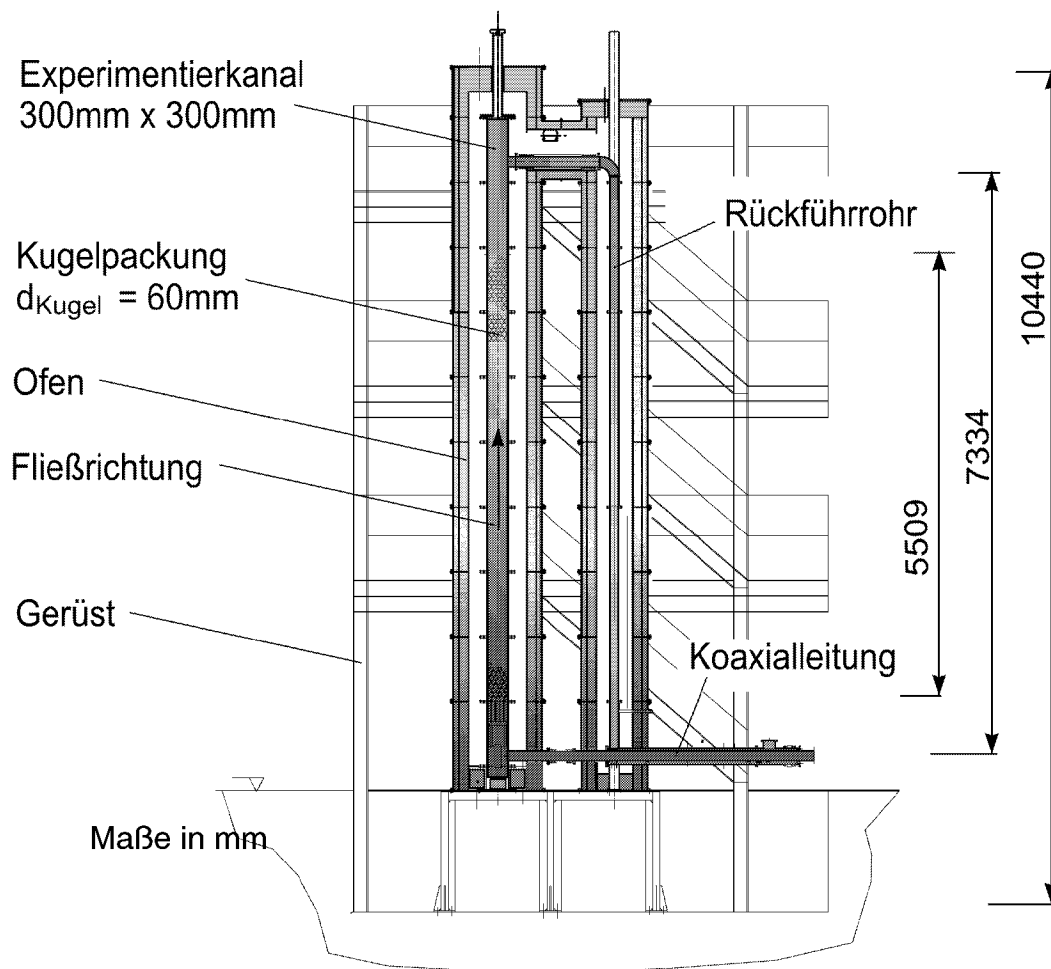


Abbildung 2.2: Maßstäbliche Zeichnung der Versuchseinrichtung NACOK.

2.2 Aufbau der Versuchseinrichtung

Die Abbildung 2.3 zeigt eine Photographie des Versuchsstandes. Wie Abbildung 2.2 zeigt, haben Ein- und Auslaß des Prüfkanals dieselbe geodätische Höhe. Dies entspricht dem bereits beschriebenen 2F – Bruch. Anstelle des konstruktiv vorgesehenen Koaxialrohres wird eine parallele Zuströmstrecke nach Abbildung 2.4 verwendet, da sich in Vorversuchen die Massenstrommessung im Innenrohr des Koaxialrohres aufgrund der Wärmebeeinflussung durch das heiße Außenrohr als zu stark fehlerbehaftet erwies.



Abbildung 2.3: Photographie des Versuchsstands NACOK.

Der aus der Versuchshalle zuströmenden Umgebungsluft kann nach erfolgter Luftmassenstrommessung Gas zugemischt werden. Die radiale Einspeisung erfolgt über vier rechtwinklig und innenbündig angeordnete Röhren ($d_i = 2 \text{ mm}$), die durch eine Sammelleitung mit Einfüllstutzen verbunden sind.

Auf Anordnung der Werksfeuerwehr sind die zur Einspeisung von Gasen notwendigen Gasdruckbehälter außerhalb der Experimentierhalle aufzustellen, da bei einem eventuellen Brand Detonationsgefahr aufgrund von Überhitzung besteht. Daher wurde für die Experimente NACOK sowie für benachbarte Experimente eine zentrale Gasversorgung beschafft. Es ist nun eine Gasversorgung für Helium aus zwei mal zwei 50 Liter Druckflaschen unter 200 bar Druck sowie für Stickstoff aus zwei mal zwei 600 Liter Druckflaschenbündeln unter 200 bar Druck möglich. Eine manuelle Umschaltung sowie eine automatische Überprüfungsanlage mit akustischer und optischer Warneinrichtung, die das Unterschreiten des gewählten Betriebsdrucks rechtzeitig anzeigt, sorgen für eine ausreichende Betriebssicherheit. An den einzelnen Versuchsständen kann durch separate Druckreduzierstationen Gas in benötigter Menge entnommen werden. Nach einer entsprechenden Anpassung ist das Drucknetz auch für andere Gase geeignet.

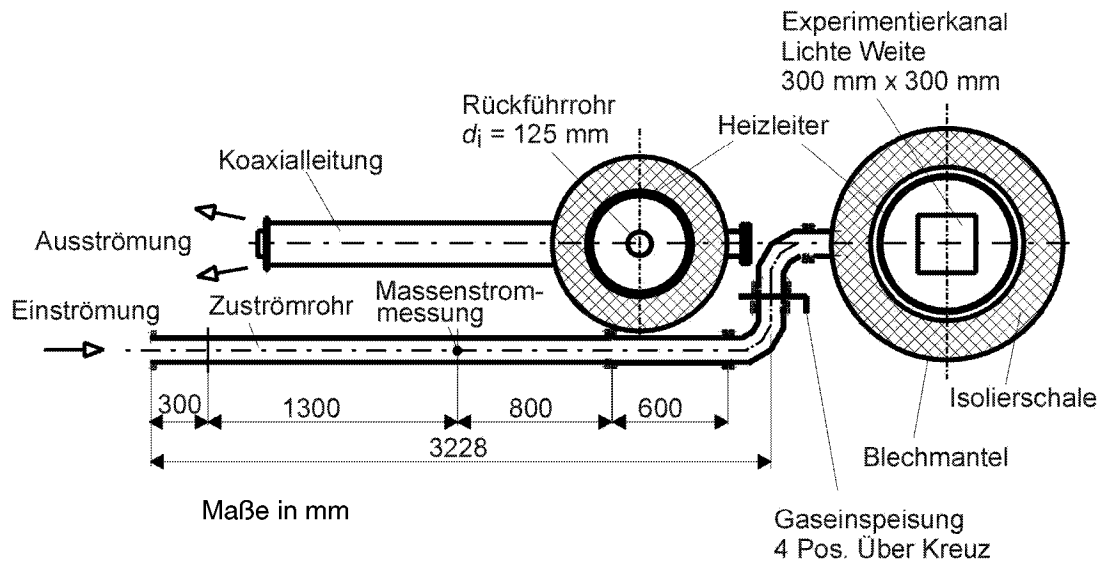


Abbildung 2.4: Ein- und Auslaß des Versuchsstands mit Gaseinspeisung und horizontalem Schnitt der Ofenschüsse.

Das Fluid (Luft oder Luft / Helium – Gemisch) tritt nun in den Experimentierkanal, der die Grundfläche eines Quadrates mit einer Kantenlänge von 300 mm und eine Gesamthöhe von 7,3 m hat, ein. Um den Kanal beladen, seine Höhe variieren oder andere Veränderungen vornehmen zu können, ist er in Abschnitte zu je 800 mm Höhe eingeteilt, die im Folgenden Schüsse genannt werden. Die Schweißkonstruktion der Schüsse ist aus zunderarmem und hoch hitzebeständigem Ofenbaustahl der Qualität 1.4841 (X15CrNiSi2520) hergestellt. Die Struktur des quadratischen Mantels mit einer Wandstärke von 6 mm wird durch Längs- und Querrippen verstärkt. Die Schüsse tragen Flansche mit Führungsbolzen unten und Führungsbohrungen oben, die eine leichte Montage ermöglichen. Der Aufbau eines Schusses mit einer exemplarischen Beladung aus Graphitkugeln – nun jedoch zur besseren Anschaulichkeit aus Plexiglas gefertigt – ist aus Abbildung 2.12 (vgl. Kapitel 2.4) zu ersehen. Die Flansche werden mit Hilfe von je 48 Schrauben

aufeinander gepreßt. Es hat sich gezeigt, daß Schrauben aus Edelstahl der Klasse V4A oder ähnliche auf Dauer zu stark verzundern bzw. aufgrund der zuvor erlebten Wärmebelastung so stark verschweißen, daß die Trennung nur noch mit einem Winkelschleifer möglich ist. Abhilfe wurde hier durch eigens angefertigte Schrauben aus demselben Stahl geschaffen, aus dem auch der Experimentierkanal gefertigt ist: Werkstoffnummer 1.4841. Die mit Antiverschweißpaste dünn eingestrichenen Schrauben werden mit dem Drehmomentschlüssel auf 50 Nm definiert angezogen, um einen gleichmäßigen Dichtungsdruck zu gewährleisten. Für ausreichende Gasdichtigkeit sorgen zwischen den Flanschen liegende Flachdichtungen auf Glimmeritbasis. Diese Dichtungen gleichen die Relaxation der Schrauben bei höheren Temperaturen zu einem Teil durch Aufblähen aus.

Die Höhe des gasdurchströmten Raumes des Bodenschusses (vgl. Heißgassammelraum des Reaktors) beträgt nur 675 mm, da der untere Teil mit Feuerleichtsteinen zur Wärmeisolation ausgekleidet ist. Der Bodenschuß schließt am oberen Ende bündig mit einer Bodenplatte nach Abbildung 2.5 ab. Die Platte hat 72 Löcher mit einem Durchmesser von 16 mm, deren Maße der Konstruktion des THTR Bodenreflektors entnommen sind. Die Anordnung der Löcher wurde so gewählt, daß eine möglichst ungehinderte Einströmung in das Kugelbett möglich ist. Die Bodenplatte nimmt das Gewicht der Kugelpackung auf und leitet es in den Bodenschuß. Eine eingehende Beschreibung des Kugelbettes erfolgt im nächsten Kapitel.

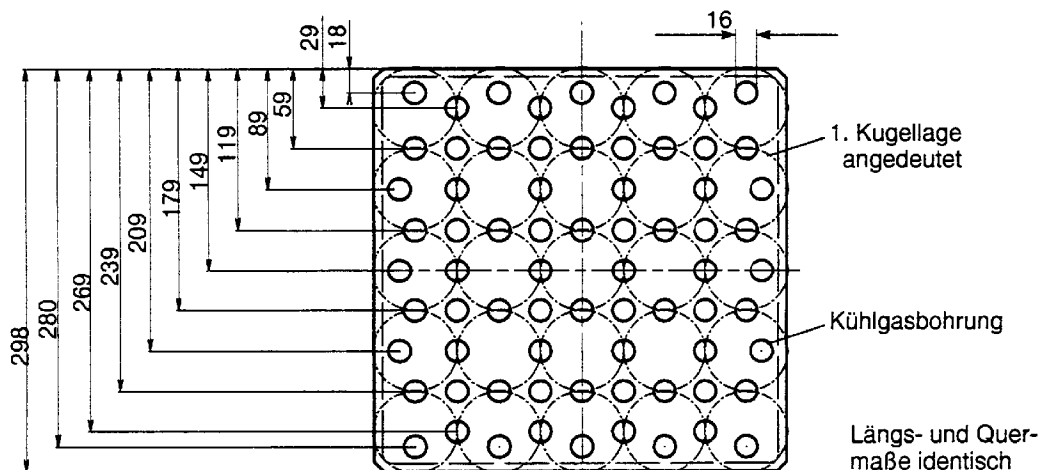


Abbildung 2.5: Bodenplatte als Auflager der Kugelschüttung (Maße in mm).

Nach Durchströmen des Kugelbetts sammelt sich das Gas im oberen Bereich des Experimentierkanals, um dann in das $\varnothing 125$ mm – Horizontalrohr einzuströmen, das den Experimentierkanal mit dem sogenannten Rückführrohr verbindet. Der horizontal zu durchströmende Weg von Mitte Rohr zu Mitte Rohr beträgt 1600 mm. Den Abschluß des Verbindungsrohres bildet ein 90° – Bogen, der in den Rückführkanal mündet.

Das Rückführrohr simuliert die Kühlgasbohrung im Seitenreflektor des Reaktors – vgl. Abbildung 2.1 – und hat einen Innendurchmesser von $d_i = 125$ mm. Die Schußhöhe im Rückführrohr beträgt ebenfalls jeweils 800 mm. Eine Ausnahme bildet der Bodenschuß, der aufgrund seiner Isolierung nur 675 mm hoch ist. Er mündet in das äußere Rohr des Koaxialrohres, so daß das Gas wieder in die

Experimentierhalle ausströmen kann. Durch diesen „ $\cap$ – Rohr – ähnlichen“ Aufbau wird der störfallrelevante Strömungsweg des Reaktors simuliert. Der bei den Langzeitkorrosionsversuchen benutzte verkürzte Strömungsweg als Kaminaufbau ist in Kapitel 2.6 näher beschrieben.

Um das im realen Reaktor durch die Nachzerfallswärme erzeugte Temperaturniveau zu simulieren, werden die einzelnen Schüsse von zylindrischen Heizungen gleicher Bauhöhe umgeben. Eine Photographie dieser Heizungen zeigt Abbildung 2.6. Jeder Ofen ist von zwei Halbschalen umgeben, die zum Zweck einer leichteren Montage teilbar aufgebaut sind. Die Wärmedämmung übernehmen vakuumgeformte, zweischichtig aufgebaute Schalen aus einem Naturfaser – Isolationsmaterial. Auf der Innenseite der Isolation mit $\varnothing 800$ mm sind die gebogenen Heizdrähte mäanderförmig und gleichmäßig über die gesamte Höhe jedes Schusses verteilt angebracht. Die Heizenergie beziehen sie von Thyristoren geregelt aus dem 230 V – Netz. Die Leistung der Heizschüsse am Experimentierkanal beträgt 12,0 kW, am Rückführrohr 3,0 kW. Hiermit ist eine Maximaltemperatur von etwa 1000°C am Experimentierkanal und eine Maximaltemperatur von etwa 800°C am Rückführrohr zu erreichen.

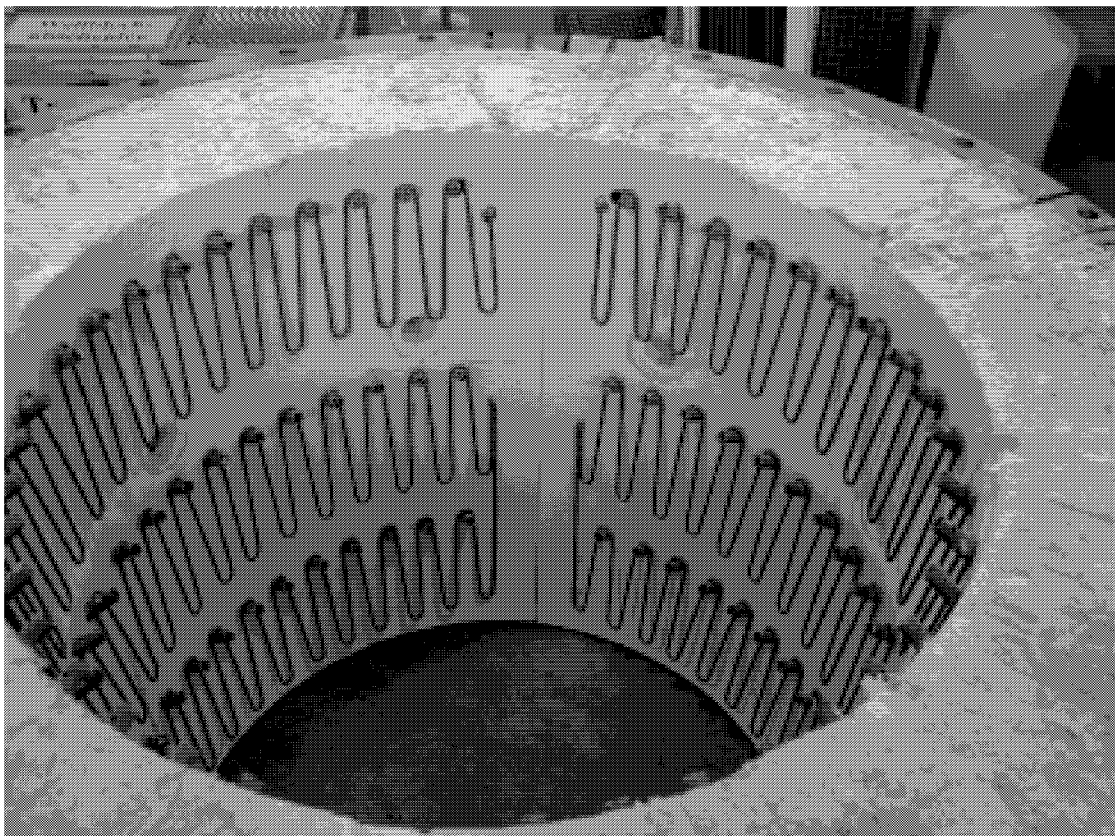


Abbildung 2.6: Photographie einer Schußheizung mit Isolierung.

Der so entstandene Aufbau bietet aufgrund der separaten Regelungsmöglichkeit jedes Heizschusses auch die Möglichkeit, verschiedene vertikale Temperaturprofile aufzuprägen. Eine Übersicht über die Auslegungsdaten der NACOK – Versuchseinrichtung gibt Tabelle 2.1.

Tabelle 2.1: Auslegungsdaten des Prüfstands NACOK.

Kenngröße	Wert	Einheit
maximale Höhe des Prüfstands	10.440	mm
maximale geodätische Höhendifferenz im U - Rohr Aufbau	7.334	mm
maximale geodätische Höhendifferenz im Kamin Aufbau	8.000	mm
maximale Höhe der Kugelschüttung	6.400	mm
maximale Temperatur im Experimentierkanal	1000	°C
maximale Temperatur im Rückführrohr	800	°C
maximal aufgenommene Leistung	147	kW
Anzahl der möglichen Temperaturmeßstellen	90	
Anzahl der möglichen Gasanalysmeßstellen	26	
Anzahl der möglichen Gasgeschwindigkeitsmessungen	2	
maximaler erreichbarer Luftmassenstrom	17	g/s

Aufgrund der Versorgung durch Niederspannung (230V~) sind die beim Betrieb fließenden elektrischen Ströme im Bereich der zentralen Energieeinspeisung und des Tyristorsschranks sehr hoch. Dies hat ein starkes elektrisches Feld zur Folge, so daß dort z.B. keine elektronischen Geräte aufgestellt werden sollten.

Die Heizelemente sowie die Isolierung werden nach außen hin durch einen Blechmantel geschützt, der mit dem jeweils nächsten Schuß verschraubt wird und so das Gewicht der Konstruktion aufnimmt. Beide Rohre werden am oberen Ende von zwei isolierten, nicht beheizbaren Deckeln abgeschlossen.

Der auf separatem Fundament gegründete Tisch, der beide Rohre trägt, wird durch Feuerleichtsteine und hitzebeständige Faserwolle gegen zu große Wärmebelastung geschützt.

Der gesamte Versuchsaufbau ist von einem Gerüst mit drei Ebenen umgeben, so daß ein Zugang zum Versuchsaufbau ermöglicht wird. Gleichzeitig werden die Zuleitungen für Energie sowie die Informationsleitungen der Meßtechnik aufgenommen.

2.3 Die Meß- und Regeltechnik des Prüfstands

Die Meßtechnik umfaßt vier unterschiedliche Bereiche:

- die Erfassung des in den Prüfstand eintretenden Luftmassenstroms,
- die Erfassung von Temperaturen,
- die Ermittlung von Drücken,
- die Analyse von Gasen.

Luft aus der Experimentierhalle strömt über das Zuströmrrohr in den Versuchstand ein. Auf die Abmessungen dieser definierten Anlaufstecke – vgl. Abbildung 2.4. – und auf die Daten der Umgebungsluft (die Hallentemperatur während der Versuchsphasen lag zwischen 26 und 31°C.) ist der Massenstromsensor geeicht. Es wird ein System mit einer sehr hohen Meßgenauigkeit bis herab zu $\dot{m} < 1 \text{ gs}^{-1}$ genutzt. Gleichzeitig ist der vom Meßkopf hervorgerufene Druckverlust äußerst gering, da ein thermisches Verfahren Verwendung findet, das nach dem „Prinzip der konstant geregelten Temperaturdifferenz“ arbeitet. Zwei unterschiedlich lange

Platinwiderstände in Form dünner Drähte sind dazu in ein geschlitztes Rohr in Strömungsrichtung untergebracht. Einer der Widerstände mißt die Temperatur des vorbeiströmenden Gases. Durch den zweiten schickt das System einen so starken Strom, daß dort eine Übertemperatur von exakt 37,78 K gemessen wird. Die zur Aufheizung erforderliche Leistung kann nun aufgrund bekannter Wärmeübergangsgesetze zwischen Meßkopf und Fluid in einen entsprechenden Massenstrom umgerechnet werden. Ein weiterer Vorteil dieses Meßverfahrens sind die automatische Temperatur- und Druckkompensation sowie das schnelle Ansprechverhalten bei Änderung der Strömungsgeschwindigkeit. Aufgrund der langen Standzeit ohne Prüfbetrieb wurde der Strömungssensor (wie in [13] beschrieben) vor Beginn neuer Messungen jeweils erneut kalibriert. Es zeigte sich eine sehr gute Reproduktionsgenauigkeit der Meßwerte, so daß die bestehende Kalibrierkurve weiterhin verwendet werden konnte. Somit sind Luftmassenstrommessungen im Bereich von $< 0,5 \text{ g/s}$ bis hin zu etwa 18 g/s mit einer Meßunsicherheit von $\pm 1,4 \%$ des Meßwertes möglich.

Der Prüfstand ist mit bis zu 90 fest installierten Thermoelementen ausrüstbar, um die wegabhängigen Temperaturen an Experimentierkanal und Rückführrohr zu messen. Es kommen NiCr – Ni – Mantelthermoelemente des Typs K nach DIN 43721 zum Einsatz. Die Maximaltemperatur der Thermoelemente liegt laut Hersteller bei 1300°C , das sind etwa 200 K mehr als durch die Beheizung erzeugt werden können. Die beiden Drähte des Thermopaars sind zum Schutz vor mechanischen Belastungen von einer Schutzhülle aus Metall umgeben. Der Zwischenraum ist mit Keramikpulver gefüllt. Da die thermischen Belastungen am Experimentierkanal höher als am Rückführrohr liegen, wird dort ein Manteldurchmesser von 3,0 mm und für das Rückführrohr einer von 1,5 mm verwendet. Die Köpfe der Thermoelemente, die mit dem Kontaktpunkt des Thermopaars im Inneren den Meßort darstellen, können sowohl auf den Mantel des Experimentierkanals als auch ins Innere reichen – beim Rückführrohr gilt Entsprechendes. Bei der Messung der Wandtemperatur wird das Thermoelement von einem aufgelaschten Stahlblech auf die Wand gepreßt. Dies verringert den Einfluß von Wärmestrahlung auf die Messung. Um in das Innere des Kanals zu gelangen, sind Rohre in die Wand gasdicht eingeschweißt, die am äußeren Ende gasdichte Schneidring – Verschraubungen zur Thermoelementdurchführung tragen. Die Thermoelemente tragen folgendes Bezeichnungskürzel, um auch außerhalb der Isolation eine exakte Zuordnung vornehmen zu können. Das Kürzel setzt sich aus vier Teilen zusammen:

1. „E“ oder „R“ für Experimentierkanal oder Rückführrohr.
2. 0 bis 8 oder „D“ für die Schußnummer von unten gezählt („D“ bedeutet „Dach“).
3. 0 bis 8 für die Höhe innerhalb eines Schusses in 100mm.
4. „O“ (Wandoberfläche), „W“ (Wandmitte) oder „M“ (Kanalmitte) für die radiale Position im Experimentierkanal oder Rückführrohr.

Ein Beispiel:

Thermoelementkürzel	ausführliche Positionsbeschreibung
E77M	Die Temperaturbestimmung erfolgt in der <u>M</u> itte des <u>E</u> xperimentierkanals in einer Höhe von 6.975 mm (1 Bodenschuß mit 675 mm + <u>7</u> Schüsse mit 800 mm + <u>700</u> mm Höhe innerhalb des Schusses sieben)

Außerhalb der Isolation geht das Spannungsmesssignal auf kostengünstigere Ausgleichsleitungen über und wird an Regler bzw. Temperaturumformer weitergegeben, um dort in ein äquivalentes Temperatursignal umgewandelt zu werden. Die Meßtoleranz wird mit 0,75 % des Meßwertes in °C vom Hersteller angegeben. Nach Eichung, Überprüfung mit Präzisionsthermometern und Vergleichsmessungen wurde die Temperaturmessung in Betrieb genommen.

Die Temperaturmessungen der einzelnen Schüsse an der Oberfläche in 500 mm Höhe dienen den Reglern gleichzeitig als Regelgröße. Hierzu wird der Sollwert mit dem Istwert verglichen und die Thyristoren werden über ein PI – Regelverhalten¹⁴ entsprechend angesteuert.

Vier der Experimentierkanalschüsse sind zusätzlich zum normalen Aufbau mit je vier Druckentnahmestutzen ausgerüstet, die rechtwinklig, innenbündig und gratfrei in die Mitten der vier Mantelseiten eingeschweißt sind. Um lokale Druckspitzen auszugleichen, erfolgt die Druckhomogenisierung über eine Druckausgleichsleitung in Ringform, in die die vier Röhrchen münden. An einem Druckmeßstutzen, der durch die Isolation aus dem Ofen herausführt, kann dann der Druck ermittelt werden. Das genutzte Mikro – Manometer kann hochpräzise Differenzdrücke bis in den Bereich von wenigen Pascal messen (Herstellerangabe: Meßgenauigkeit $\pm 0,5$ Pa). Diese Genauigkeit wird durch ein kapazitives Meßsystem erreicht, bei dem durch die Druckbeaufschlagung eine Keramikmembran verformt wird. Somit können nicht nur Differenzdrücke Ofen gegen Umgebung, sondern auch Ofen gegen Ofen in verschiedenen Höhen gemessen werden. Dies ist für die Messung des von der Kugelschüttung erzeugten Strömungsdruckabfalls notwendig.

Um bei Gasmischungen, an denen Luft nur teilweise beteiligt ist, Aussagen über die Zusammensetzung treffen zu können, wurde eine Gasanalyse – Anlage instandgesetzt und in Betrieb genommen. Nach erfolgreicher Kalibrierung und Anschluß an das Gasprobenentnahmesystem kann diese Gasanalyse bei den nachfolgenden Versuchen mit Gemischen aus Helium und Luft (vgl. Kap. 5) sowie bei nachfolgenden Korrosionsversuchen (vgl. Kap. 6) über die Anteile der Gaskomponenten informieren.

Die Gasproben können sowohl durch die bereits beschriebenen Druckmeßleitungen als auch durch eigens angebrachte Gasabsaugsonden abgesaugt werden. Letztere werden durch in die Kanalwand eingesetzte gasdichte Thermoelementdurchführungen in den Experimentierkanal eingebracht. Außerhalb der Isolation transportieren flexible Teflonschläuche die Gasproben weiter zum Gasanalyseschrank. Ein Schema des Aufbaus dieser Analyseeinheit und aller weiterer Komponenten ist Abbildung 2.7 zu entnehmen.

Die Gasanalyseeinrichtung setzt sich aus folgenden Grundeinheiten zusammen: Magnetventile, Durchflußregler, Filter, Mehrwegehähne zur Einspeisung von Kalibriergasen, Absaug- und Spülpumpe. Die Absaugpumpe fördert das zu untersuchende Gasgemisch durch die Analysatoren; die Spülpumpe zieht an der jeweils nächsten Saugstelle derweil schon Gas ab, so daß Totzeiten – die sonst aufgrund der langen Transportwege der Gasproben von der Entnahmestelle zur Meßeinrichtung entstehen würden – zwischen aufeinanderfolgenden Messungen

¹⁴ Eine Nutzung des D – Regleranteil ist aufgrund des sehr trägen Ofenverhaltens nicht sinnvoll.

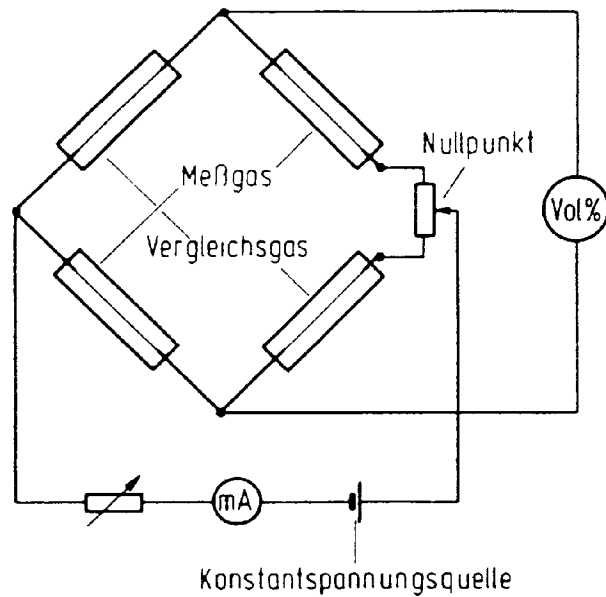
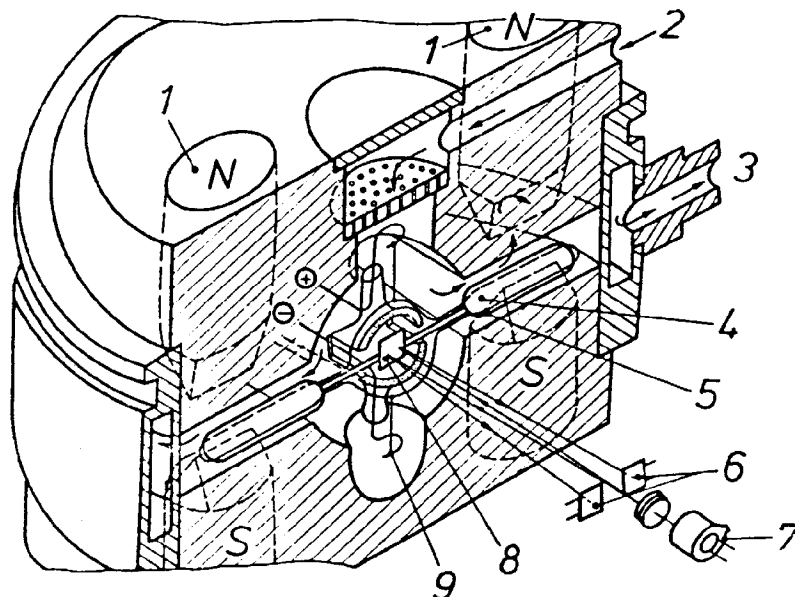


Abbildung 2.8: Funktionsprinzip eines Wärmeleit – Gasanalysators.

Der Sauerstoffanalysator nutzt das paramagnetische Verhalten von Sauerstoff. Der Ausschlag einer „Drehwaage“, die nach dem magnetometrischen Meßprinzip aufgebaut ist, gibt Auskunft über den Anteil an Sauerstoff im Gasgemisch. Eine Prinzipdarstellung zeigt Abbildung 2.9 [14]. Der Meßbereich liegt zwischen 0 und 25Vol% Sauerstoff.



1: Polschuhe

2: Gaseinlaß

3: Gasauslaß

4: Hantel

5: Kompensationsschleife

6: Differential-Fotozelle

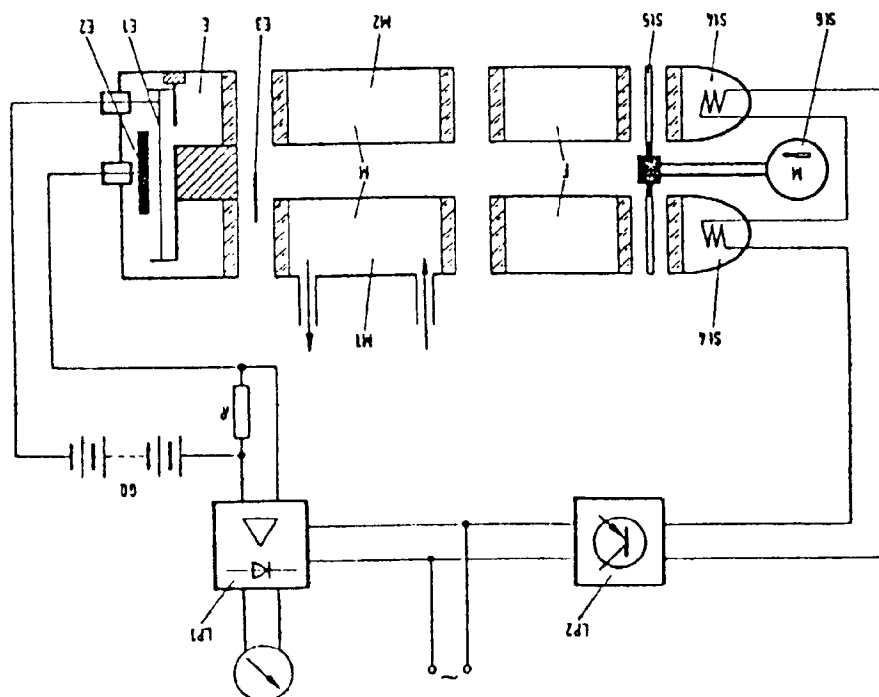
7: IR-Diode

8: Spiegel

9: Spannband

Abbildung 2.9: Meßprinzip des Sauerstoffanalysators.

Im dritten und letzten Analysator sind zwei Messungen vereint: Messung der Kohlendioxid- und Kohlenmonoxidanteile. Hier macht man sich die starke Absorption dieser Gase im mittleren Infrarotbereich zu nutze. Abbildung 2.10 [14] zeigt die Skizze zum prinzipiellen Aufbau. Somit ergibt sich die Möglichkeit, gleichzeitig CO_2 und CO im Bereich von 0 bis 50 Vol% zu messen.



E Empfänger
 E1 Membran
 E2 Gegenelektrode
 E3 Empfängerblende
 F Filterkuvette
 GQ Gleichspannungsquelle
 LP1 Verstärker
 LP2 Netzstabilisierung

M Meßkuvette
 M1 Analysenkammer
 M2 Vergleichskammer
 R Hochohmwiderstand
 St4 Strahlungsquellen
 St5 Blendenrad
 St6 Blendenradmotor

Abbildung 2.10: Prinzipskizze eines Infrarotanalysators.

Für nähere Informationen über Aufbau und Meßverfahren stehen die einschlägigen, z.B. am Prüfstand vorhandenen Handbücher und die Quelle [14] zur Verfügung.

Von Zeit zu Zeit – und besonders vor dem Versuchseinsatz – ist die korrekte Funktion der Gasanalysatoren durch Einspeisung von Kalibriergasen zu überprüfen. Bei etwaigen Abweichungen ist eine Anpassung der Analysatoren laut Handbuch möglich. Die zu benutzenden Kalibriergase sind:

- Nullpunktgas: reiner Stickstoff, Qualität 5.5 oder höher,
- Endgas 1: 1,2 Vol% CO , 1,2 Vol% CO_2 , 60 Vol% He , Rest N_2 ,
- Endgas 2: 30 Vol% CO , 30 Vol% CO_2 , Rest N_2 .

Die Ausgangssignale der Analysatoren gehen zu einer SPS – Steuerung (Speicherprogrammierbare Steuerung), die gleichzeitig den Analysenablauf steuert. Es müssen hierzu in vorgegebenen zeitlichen Abständen Magnetventile angesteuert und Pumpen in Betrieb genommen werden.

Zur Visualisierung der Meßergebnisse der oben beschriebenen Meßeinrichtungen und zur Steuerung des ganzen Systems dient ein neu installiertes Versuchssteuerungssystem auf WINDOWS – NT Ebene. Mit Hilfe dieses Programms wurden eigens für NACOK angefertigte Übersichtsbilder erstellt, die auch dem Erstnutzer durch ihre übersichtliche und selbsterklärende Struktur einen leichten Einstieg in die Handhabung des gesamten Prüfstands bieten. Durch die Programmierbarkeit der Meßwertverarbeitung werden nun alle Meßsignale in den für sie entscheidenden Größen und Einheiten dargestellt.¹⁵ Das neue Betriebssystem löst das alte auf DOS Ebene arbeitende System ab, das mit der neuen Datenfülle und der geforderten Genauigkeit deutlich überfordert war. Das neue Steuerungsprogramm ermöglicht die einfache Handhabung aller anfallenden Daten und deren graphische Darstellung sowie deren Export als mit EXCEL lesbares Tabellenformat¹⁶. Die Daten werden als „Data – Change – Skripte“¹⁷ auf Festplatte gespeichert und sind je nach Datenfülle bis zu zwei Jahre nach Versuchstermin abrufbar. Das Programm ist netzwerktauglich und bietet sogar die Steuerung des Prüfstands über externe Computer an. Doch bei aller Fülle der Möglichkeiten wurde bei der Konstruktion der Arbeitsfenster auf Eindeutigkeit, leichte Handhabung und Genauigkeit Wert gelegt.

2.4 Die NACOK – Kugelpackung

Für die ersten drei Versuchsteile (Kapitel 3 bis 5) wird eine Kugelpackung aus keramischen Kugeln verwendet, um zunächst Korrosionseffekte zu vermeiden. Als keramischer Werkstoff wird Steatit verwendet. Eine genaue Zusammenstellung der Stoffwerte gibt Tabelle 2.2.

Tabelle 2.2: Chemische und physikalische Eigenschaften von Steatit.

Chemische Zusammensetzung	SiO ₂	62,6 %
	MgO	28,5 %
	Al ₂ O ₃	4,6 %
Dichte	2,7 g/cm ³	
Härte nach Mohs	≥ 7	
Elastizitätsmodul	110 – 130 GPa	
Druckfestigkeit	850 – 980 N/mm ²	
Zugfestigkeit	44 – 60 N/mm ²	
Wärmeleitfähigkeit	2 – 3 W/(m K)	
spez. Wärmekapazität	800 – 900 J/(kg K)	

¹⁵ Auch auf Rohdaten kann durch das neue Archivierungssystem leicht zugegriffen werden.

¹⁶ Die exportierten Dateien tragen die Endung: „*.crv“.

¹⁷ Der Wert eines Meßeingangs wird nur neu gespeichert, wenn sich auch sein Wert ändert. Dies spart erheblich Speicherplatz im Vergleich zur kontinuierlichen Datenspeicherung.

Dieser Werkstoff wurde gewählt, weil der Reibwert zwischen der geschliffenen, glatten Oberfläche und der Luftumströmung dem zwischen Graphitbrennelement und verdichtetem Helium sehr nahe kommt. Der Durchmesser entspricht dem der $\varnothing 60\text{mm}$ Brennelementkugeln, die im Hochtemperaturreaktor Verwendung finden.

Die Anordnung der Kugeln ist jedoch nicht wie im Reaktorkern eine regellose Schüttung, sondern ein Kugelbett aus sich periodisch wiederholenden Lagen s. Abb. 2.11.

Seitenansicht

Draufsicht

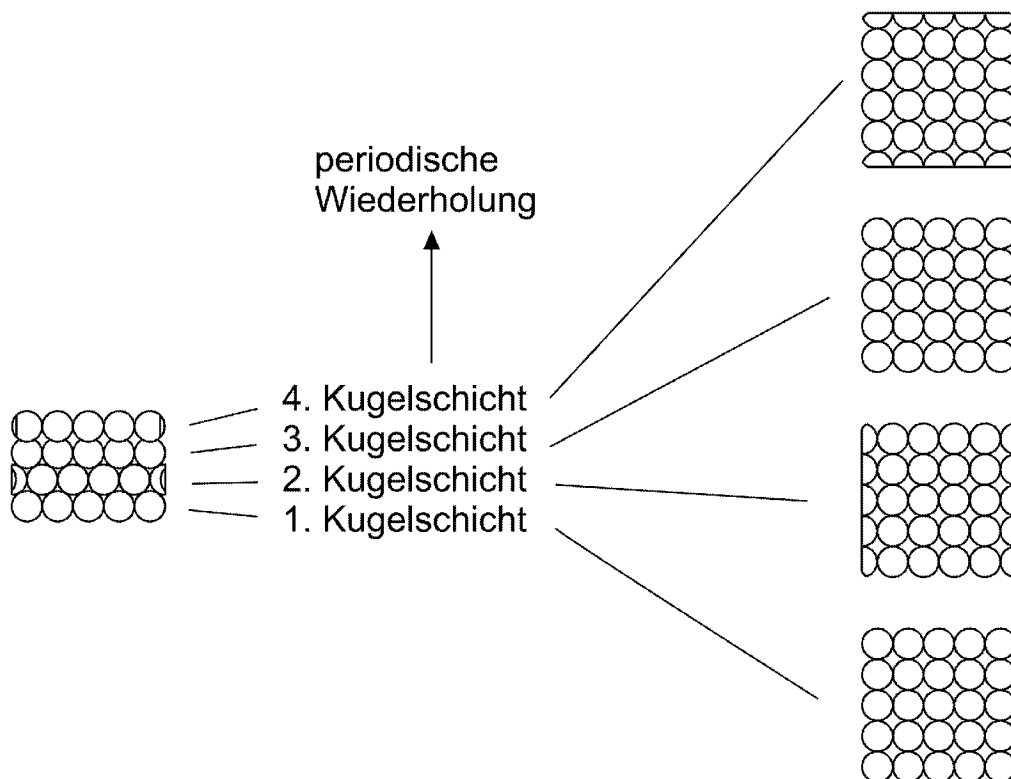


Abbildung 2.11: Aufbau der NACOK – Kugelpackung.

Diese Struktur wurde aus folgenden Gründen gewählt:

1. Die Grundabmessungen ($A = 0.09 \text{ m}^2$) des Experimentierkanals sind gegenüber dem Kugeldurchmesser von 60 mm viel zu klein, um eine regellose Schüttung zu ermöglichen.
2. Durch die geordnete Kugelpackung kann jeder Kugel eine bestimmte Position im Kugelbett zugeordnet werden. Dies ist in Hinblick auf spätere Abbrandbestimmungen mit Graphitkugeln unverzichtbar. Mit Hilfe dieser Daten können dann ortsabhängige Reaktionsraten bestimmt werden.
3. Der Lückengrad dieses Aufbaus von $\varepsilon = 0.395$ gleicht dem statistischen mittleren Lückengrad der regellosen Kugelschüttung, aus der sich der Kern des realen Reaktors zusammensetzt.

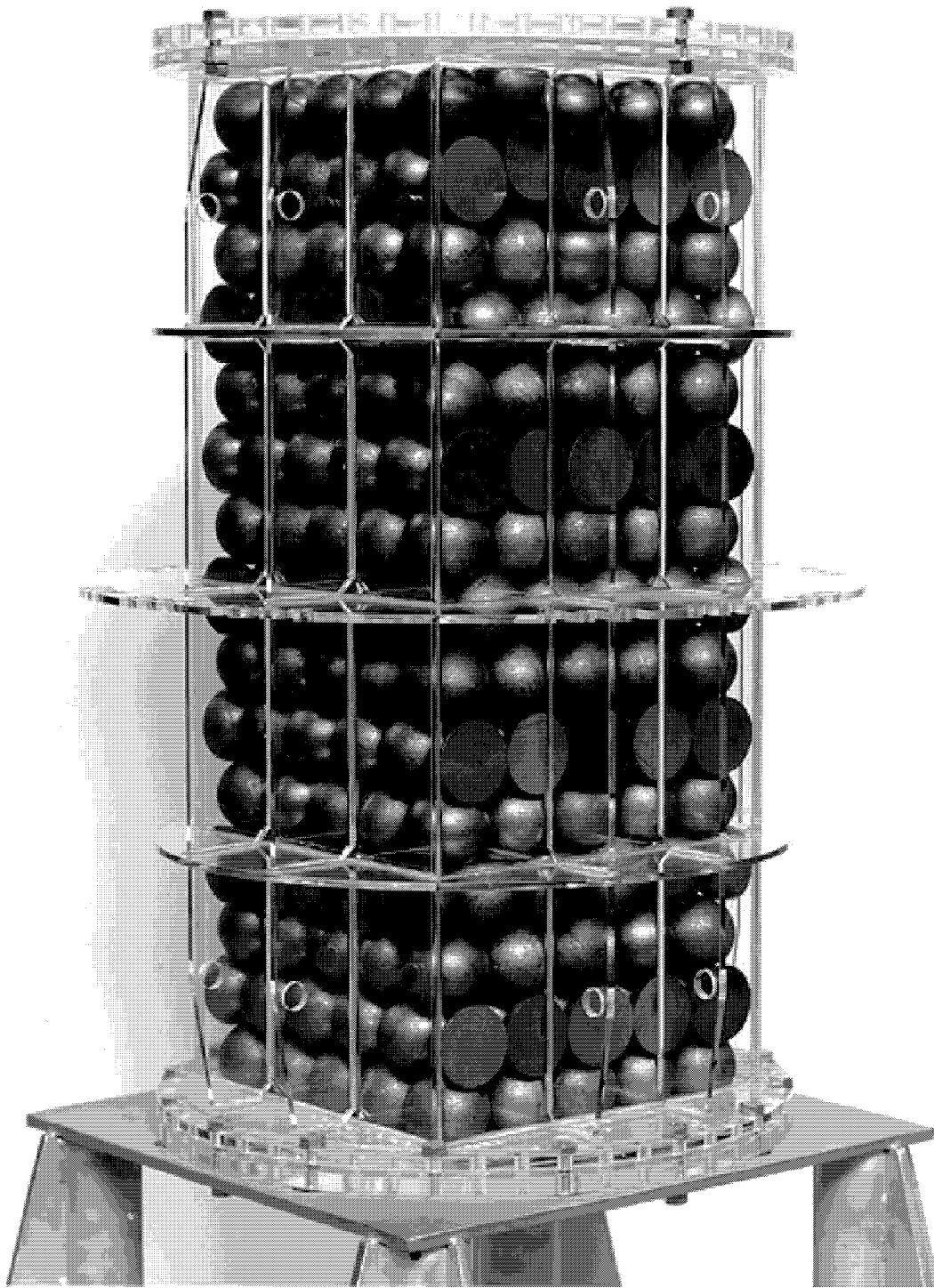


Abbildung 2.12: Die NACOK – Kugelpackung in einem Demonstrationsschuß aus Plexiglas.

Abbildung 2.12 zeigt eine Photographie einer solchen Beladung in einem Demonstrationsschuß aus Plexiglas. Für die Versuchsteile in Kapitel 3 bis 5 wird eine Kugelschüttung mit einer Höhe von $H = 5\text{m}$ verwendet. Dies entspricht einer Befüllung von $6\frac{1}{4}$ Schüssen. Das Verhalten des Kugelbettes wird in den nachfolgenden Kapiteln in Zusammenhang mit den zugehörigen Meßdaten diskutiert.

2.5 Das NACOK Sicherheitskonzept für Korrosionsversuche

Im Kapitel 6 wird die erstmalige Beladung des Prüfstands mit Graphitkugeln behandelt. Bei der Graphitkorrosion mit Luftsauerstoff sind folgende exotherme Grundreaktionen denkbar:

Die vollständige chemische Umsetzung:



Die partielle Oxidation:



Homogene Nachverbrennung des Kohlenmonoxids:



Weiterhin ist bei genügend vorhandener Energie und Sauerstoffmangel eine weitere endotherme Reaktion möglich: Die Boudouard – Reaktion (also eine Graphitumsetzung mit dem Kohlendioxid, das bei der zuvor aufgetretenen vollständigen Verbrennung entstanden ist):



Beide geruchlosen Reaktionsprodukte Kohlendioxid und Kohlenmonoxid sind gesundheitsschädlich, wobei die Gefährdung durch Kohlendioxid der durch Kohlenmonoxid deutlich unterzuordnen ist.

Für die Langzeitkorrosionsversuche unter Naturkonvektion (siehe Kapitel 6) ist nur eine Durchströmung des Experimentierkanals im Kaminzug vorgesehen, so daß die Reaktionsprodukte im Normalbetrieb durch eine oberhalb der Ausströmung des Kanals angebrachte Absauganlage aus der Experimentierhalle entfernt werden. Eine Prinzipskizze der eigens dafür entwickelten Anlage zeigt Abbildung 2.13. Der Aufbau kann an die Erfordernisse des Prüfstandes durch den Einsatz eines stufenlos regelbaren Radialgebläses leicht angepaßt werden.

Das Gefährdungspotential des CO_2 ist gering, da es nur in hohen Konzentrationen beim Menschen zu Erstickungserscheinungen führen kann. Der Prüfstand befindet sich jedoch in einer etwa $10 \times 25 \times 50 \text{ m}$ (Höhe x Breite x Tiefe) hohen Halle, die durch vier Tore zugänglich ist, so das eine gewisse Luftzirkulation – wenn auch manchmal unerwünscht – immer gewährleistet ist. Da aber dennoch eine überhöhte lokale Konzentration nicht ausgeschlossen werden kann, ist ein kleines batteriebetriebenes tragbares Warngerät (Gewicht ca. 120 g), ein sogenannter CO_2 – Personenmonitor, vorhanden, welches den Träger akustisch und optisch vor zu hoher Konzentration warnt. Dieses Gerät sollte vom Experimentator bei Experimenten mit brennbaren Materialien immer getragen werden.

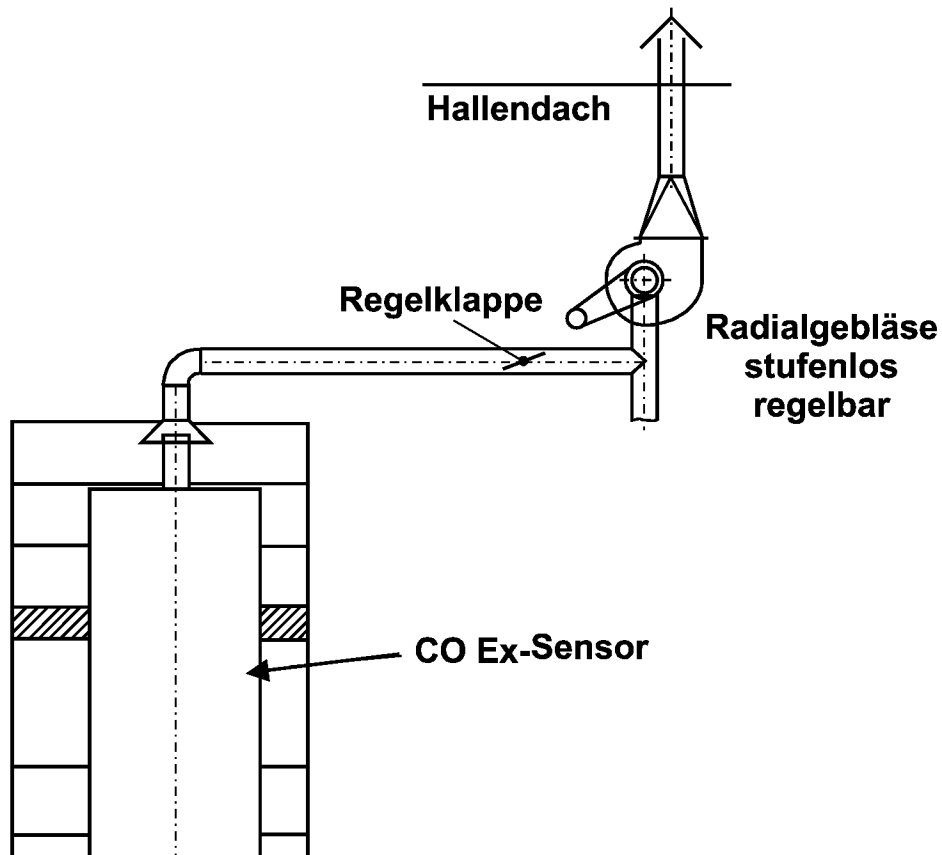


Abbildung 2.13: Die Absauganlage zum Zweck der Ableitung entstehender Korrosionsgase aus der Experimentierhalle.

Beim Reaktionsprodukt CO jedoch tritt nicht nur ein toxisches Problem für die Experimentatoren auf, sondern es besteht die Möglichkeit, daß CO mit Helium und Sauerstoff ein explosives Gemisch bildet (s. Abb. 2.14). Dies könnte im Falle einer Zündung zu Beschädigungen am Prüfstand führen.

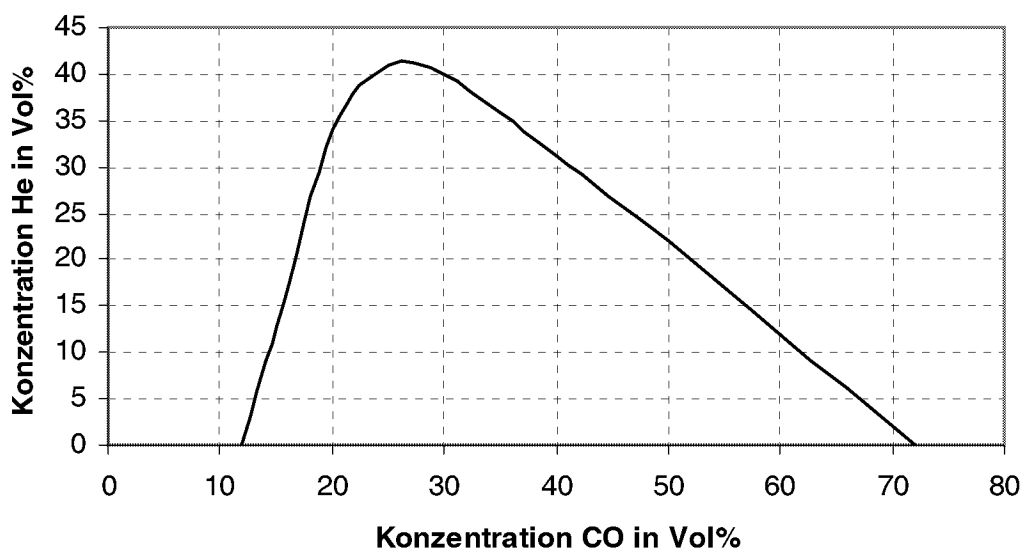


Abbildung 2.14: Zündgrenzen für das System Luft – Kohlenmonoxid – Helium.

Dies machte die Entwicklung des folgenden umfassenden Sicherheitskonzeptes für den Schutz von Prüfstand und Experimentatoren erforderlich:

1. Die Absicherung des Prüfstands durch eine Gaswarnanlage.

Dringt CO aus dem Inneren des Experimentierkanals, so tritt es zunächst in den Heizspalt zwischen Kanal und Isolierung – vgl. Abbildung 2.13. Aufgrund seiner hohen Temperatur und somit der geringen Dichte steigt es im Heizspalt nach oben. Hier ist nun eine kontinuierliche Absaugung des Heizspaltmediums angebracht, die das Gas zu einem Meßsensor liefert, welcher das Gasgemisch auf seinen CO – Gehalt überprüft. Bei Überschreitung einer Konzentration von 20 % der UEG (unteren Explosionsgrenze) wird ein Signal an die Zentrale der Gaswarnanlage gesendet, die daraufhin einen in der gesamten Experimentierhalle wahrnehmbaren akustischen und optischen Voralarm auslöst.

Nun hat der Experimentator die Möglichkeit, den Voralarm zu quittieren und manuell durch z.B. Unterbrechung der Sauerstoffzufuhr einzugreifen. Wird im weiteren Verlauf eine Konzentration von 40 % UEG überschritten, so führt das zur Zentrale gesendete Signal zum Hauptalarm, bei dem folgende Aktionen selbständig ohne Eingreifmöglichkeit des Experimentators¹⁸ ablaufen:

- Unterbrechung der Energiezufuhr für die Ofenheizung (die Meßtechnik bleibt weiterhin in Betrieb!).
- Stickstoffeinspeisung über nicht verriegelbares Magnetventil (somit wird der Luftsauerstoff verdrängt, das Gasgemisch verdünnt und das Reaktionsgut gekühlt).
- Alarmierung der Werksfeuerwehr über Melderlinie 0130 (für die Abwicklung solcher Alarmer bzw. technischer Alarmer etc. ist in Zusammenarbeit mit der ASS (Abteilung Sicherheit und Strahlenschutz) ein Ablaufplan entwickelt worden, der alle Eventualitäten solcher Einsätze berücksichtigt. Diese Merkblätter liegen bei der Werks-Feuerwehr bzw. am Prüfstand aus).

Die Gaswarnanlage überwacht sich selbst durch regelmäßige Systemkontrollen und ist auch bei Netzausfall durch eine unterbrechungsfreie Stromversorgung USV weiterhin im Einsatz. Zur Handhabung siehe die an der Anlage ausliegenden einschlägigen Handbücher bzw. die erwähnten Ablaufpläne.

2. Absicherung der Experimentatoren bzw. des Hallenpersonals.

Dringt das CO auch durch die Isolation, so könnte es sich auf die sich in der Halle befindenden Personen toxisch auswirken. CO geht mit dem Hämoglobin - dem Sauerstofftransportmittel der roten Blutkörperchen – eine unlösbare Verbindung ein. Wird also zuviel CO eingeatmet, so fällt die Anzahl der benötigten roten Blutkörperchen unter ein lebensnotwendiges Minimum; der Mensch erstickt aufgrund fehlenden Sauerstofftransports. Um dies zu verhindern, ist NACOK auf der unteren Ebene mit CO – Sensoren ausgerüstet worden, die jedoch im MAK – Bereich (Maximale Arbeitsplatz Konzentration) messen, und so den Prüfstand gegen seine Umgebung absichern. Die Grenzen für Alarmsignale an die Zentrale liegen bei 30 und 100 ppm CO. Die daraufhin eingeleiteten Aktionen sind die oben bereits

¹⁸ Dies wurde vorgesehen, um auch ohne ständige Betreuung durch einen Experimentator Langzeitversuche fahren zu können.

beschriebenen. Sensitive Bereiche, wie z.B. der Gasanalyseschrank verfügen separat über eigene Sensorköpfe. Um den Experimentator, der sich durchaus während des Versuches auch innerhalb der Anlage befindet, zusätzlich zu schützen, steht ein zweiter Personenmonitor für die Überprüfung der CO – Konzentration zur Verfügung. Das Warngerät zeigt eine zu hohe CO – Konzentration der Umgebungsluft akustisch und optisch an, worauf der Experimentator den Bereich unverzüglich zu verlassen hat und durch Öffnen der Hallendeckenluken sowie der Eingangstore für Frischluftzufuhr sorgen muß.

Um den Experimentator nicht nur während des laufenden Versuchsbetriebs, sondern auch bei Durchführung von z.B. Umbauarbeiten mit Kranbetrieb in den Experimentierpausen zu schützen, wurde ein Personensicherungs – System angeschafft. Ein kleiner Sensor, der über Funk mit der Zentrale verbunden ist, wird dabei während der Arbeit mitgeführt. Der genaue Ablauf und weitere Einsatzmöglichkeiten können den an der Anlage ausliegenden eigens erstellten Merkblättern entnommen werden.

Der Entwurf, die Planung und die Umsetzung dieser Sicherheitssysteme nahm den Großteil der zur Verfügung stehenden Experimentationszeit in Anspruch, stellt aber für die in Zukunft durchzuführenden Korrosionsexperimente einen großen Sicherheitsgewinn dar und macht so diese Korrosionsversuche erst möglich. Denn die konsequente Nutzung der installierten Systeme sichert einen gefahrlosen Betrieb von NACOK mit graphitischen Einbauten.

2.6 Der Behälter für Langzeitkorrosionsversuche

Die Intention für Langzeitversuche an regellosen Graphitschüttungen mit kleinen Kugeldurchmessern ($\varnothing$ 10 und $\varnothing$ 30 mm Kugeln), sowie deren Ziele und die Durchführung von Korrosionsexperimenten mit einem Zusatzbehälter der Maße 200 x 200 x 2000 mm (Breite x Tiefe x Höhe), die gewählten Beladungsmuster und die Aufgaben der einzelnen Komponenten werden eingehend in Kapitel 6.2.2.2 erläutert. Hier soll nur der prinzipielle Aufbau dargestellt werden, da es sich um eine neu hinzugefügte experimentelle Komponente handelt.

Abbildung 2.15 zeigt die Skizze des Aufbaus, Abbildung 2.16 ein Foto aus dem Einbauvorgang. Für die Beladung des Zusatzbehälters stehen folgende Komponenten zur Verfügung, die je nach Notwendigkeit kombiniert werden können:

1. Bodenreflektor aus Metall (1.4148),
2. Bodenreflektor aus Graphit z.B. der Qualität ASR-1RS,
3. Keramikkugelschüttung aus $\varnothing$ 30 mm (bzw. $\varnothing$ 60 mm) Steatitkugeln,
4. Graphitkugelschüttung aus $\varnothing$ 30 mm (bzw. $\varnothing$ 10 mm) Kugeln,
5. Belastungsgitter (Gewicht N).

Der Behälter wird von oben in den Experimentierkanal eingehängt und mit dem Deckel des Experimentierkanals abgedeckt. Die normale Verschraubung sichert den festen Sitz des Innenbehälters, der auch aus dem oben beschriebenen, für den Experimentierkanal verwendeten Material 1.4148 als Schweißkonstruktion hergestellt ist.

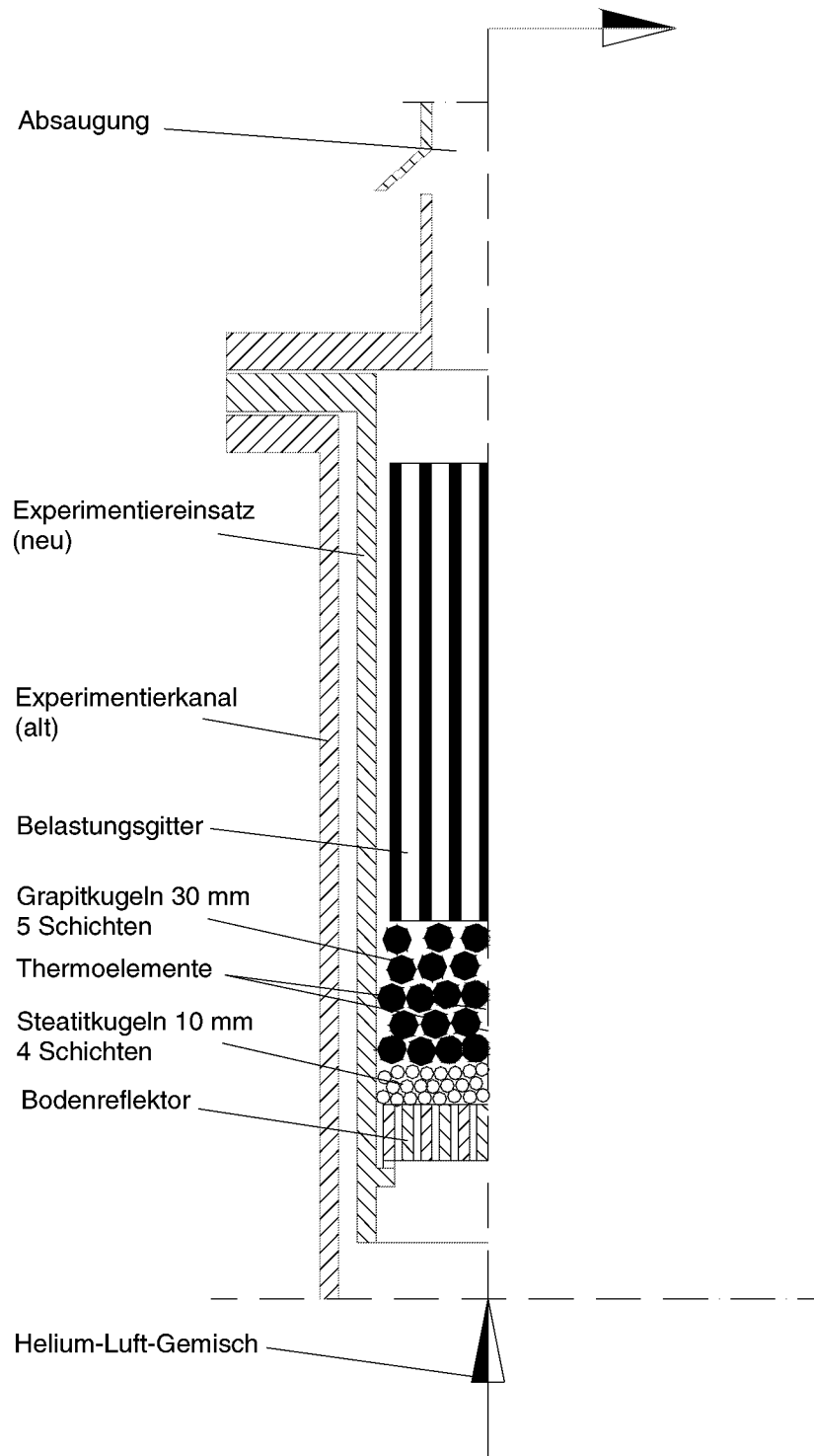


Abbildung 2.15: Aufbauskinne des Behälters für Langzeitkorrosionsversuche an regellosen Schüttungen aus Graphitkugeln kleinen Durchmessers mit einer möglichen Beladungsvariante.

In diesen Behälter können nun unten Bodenreflektoren aus verschiedenen Materialien und Stärken eingelegt werden. Darauf stützt sich die regellose Schüttung der darüberliegenden Graphitkugeln ab. Um den Druck (genaue Darstellung in Kapitel 6.2.2.2) der realen Kernhöhe von 9,4 m auf die untersten Kugeln nachzuempfinden, kann die verbleibende Höhe mit Keramikugeln oder dem angedeutete Metallgitter belastet werden.

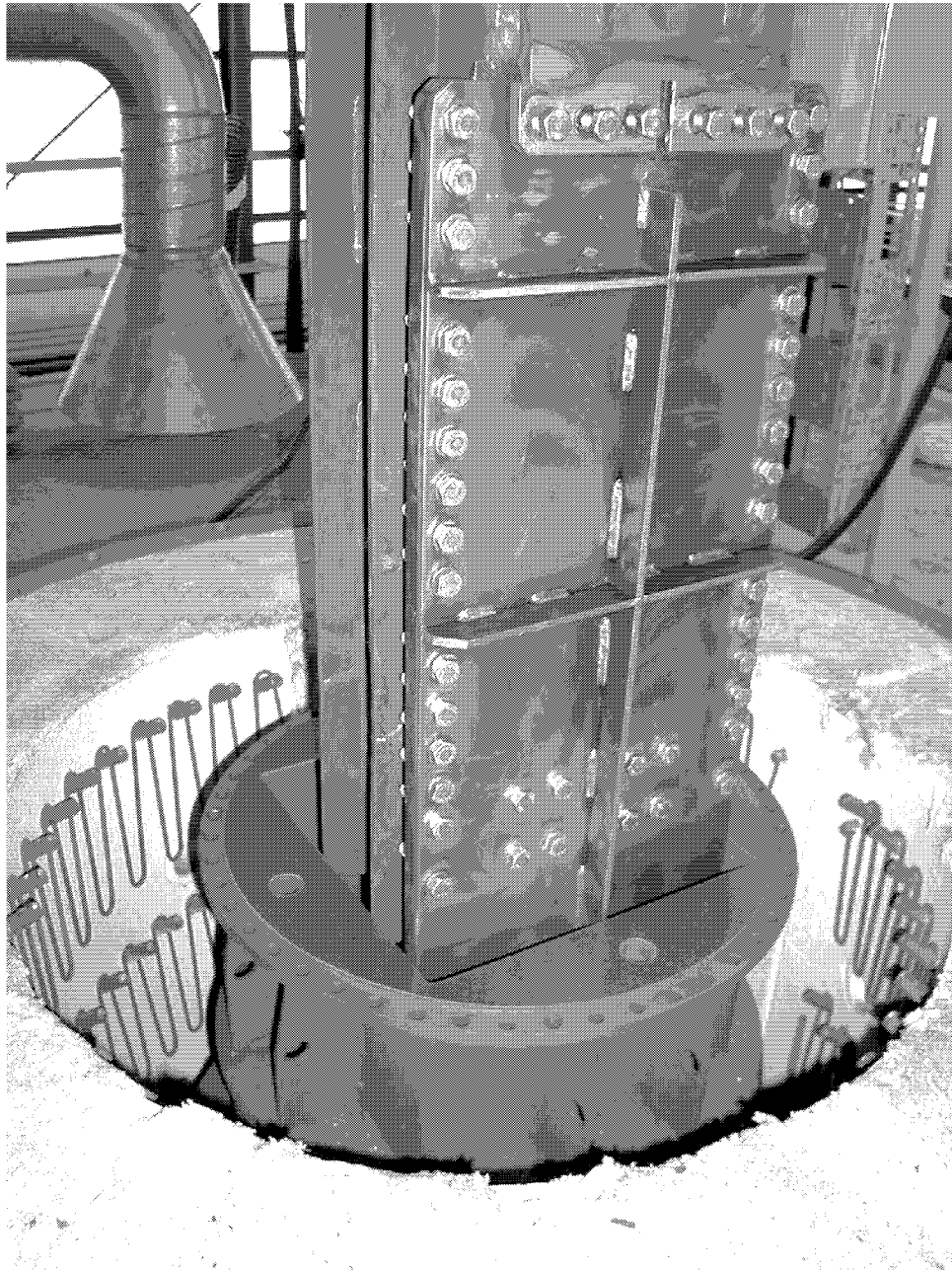


Abbildung 2.16: Foto des Behälters für Langzeitkorrosionsversuche an regellosen Schüttungen aus Graphitkugeln kleinen Durchmessers.¹⁹

Nachdem das Graphitbett unter Naturkonvektion über lange Zeit unter verschiedenen Temperatur – Parametern von Luft durchströmt wurde, ist es nach einer Abkühlung unter Stickstoffspülung möglich, den Behälter zu entnehmen und aus der vertikalen Position in eine horizontale Lage zu bringen. Das Fenster im unteren Bereich des Behälters kann nun geöffnet werden, so daß man sich direkt ein „Bild“ über die Auswirkungen der Langzeitkorrosion machen kann.

Durch die Konstruktion als einhängbarer Zusatzbehälter ist sein späterer Einsatz im Π – Rohr Aufbau des Prüfstandes möglich.

¹⁹ Im Hintergrund ist die Esse der Absauganlage zu erkennen.

3 Diffusionsphänomene im Prüfstand NACOK

3.1 Der Ablauf des Störfalls

Der Eintritt eines Störfalls der Klasse 2F – Bruch kann in die folgenden Abschnitte, benannt nach den in ihnen bevorzugt ablaufenden Mechanismen, unterteilt werden.

1. Phase: Schnelle Druckentlastung.

Bedingt durch die Einbauten der inneren Struktur des Reaktors sind die verschiedenen, mit Helium gefüllten Räume nur durch relativ schmale Kanäle mit hohem Durchströmungswiderstand verbunden. Reißt nun der Verbindungsbehälter ab, so baut sich der Druck (Normaldruck 60 bar) in den nahegelegenen Gasräumen deutlich schneller ab als in den weiter entfernt liegenden Hohlräumen. Durch diese Druckdifferenz werden zum Teil über $p \cdot A = F$ große Kräfte erzeugt, die die Einbauten des Reaktorinneren mechanisch zwar beanspruchen, aber für die Integrität des Reaktors keine Gefahr bedeuten. Da dieser Vorgang nach wenigen Sekunden abgeschlossen und ein Druckausgleich mit der Umgebung hergestellt ist, ist seine Betrachtung für Langzeiteffekte uninteressant (Genauerer siehe [15]). Resultat dieses Vorganges ist ein heliumgefüllter Druckbehälter bei niedrigem Druck, umgeben von einem Helium – Luft – Gemisch in der Reaktorzelle.

2. Phase: Schnelle Heliumausströmung.

Da die Dichte des Heliums innerhalb des Druckbehälters kleiner ist als die des umgebenden Gasgemisches, strömt das sich unterhalb der Oberkante des Bruches befindende Helium aus dem Reaktordruckbehälter aus. Der untere Teil des Reaktordruckbehälters wird gleichzeitig mit dem Medium der Reaktorzelle gefüllt, während der obere Teil mit Helium gefüllt verbleibt. Diese Phase ist nach wenigen Minuten abgeschlossen.

3. Phase: Die Kernaufheizung.

Da die Nachzerfallswärme aufgrund des stagnierenden Kühlmittels nicht mehr abgeführt wird, heizt sich der Kern auf. Mit ihm steigt auch die Fluidtemperatur und somit fällt die Dichte des Heliums. Dies führt zu einem kontinuierlichen Ausströmen des Kühlmittels aus dem Leck. Der Kern ist weiterhin vor Korrosionsangriff durch Luftsauerstoff geschützt.

4. Phase: Die Aufheizung der Strukturen.

Nun werden der Reflektor und andere Strukturen, die aufgrund ihrer Masse eine hohe Wärmespeicherkapazität haben, von der Nachwärme aufgeheizt. Dieses Aufheizen führt zu demselben (in Phase 3 bereits beschriebenen) Ausströmeffekt. Abbildung 3.1 zeigt einen Schnitt durch die unteren Strukturen des beschädigten Reaktordruckbehälters. Dieser Ausströmmechanismus wurde im Experiment

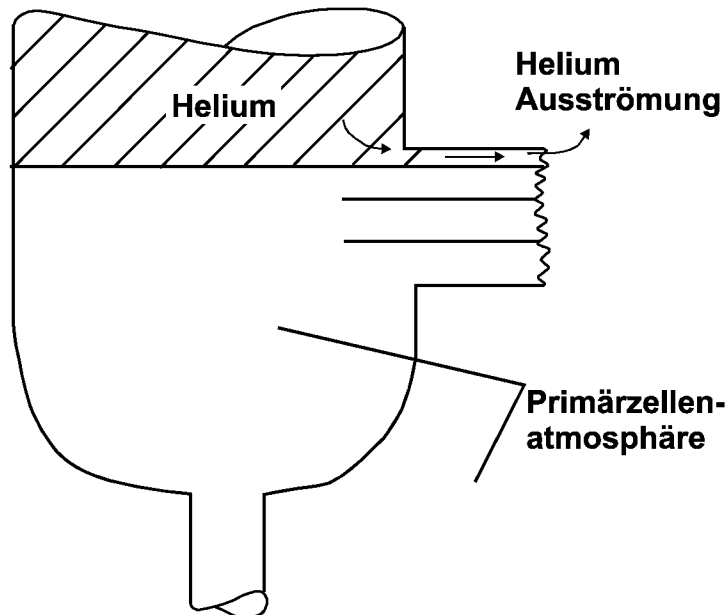


Abbildung 3.1: Das Ausströmen des Kühlmittels Helium aufgrund der Kern- und Strukturaufheizung.

[16] visualisiert. Durch die kontinuierliche Expansion des Heliums ist der Kern bis mindestens 40 Stunden (vgl. Abb. 4.20ff) nach Störfalleintritt vor korrosivem Angriff geschützt.

5. Phase: Das „Atmen“ des Reaktors.

Nachdem die Maximaltemperatur des Gases erreicht ist, zieht sich das Helium zusammen, da die Nachwärmeleistung des Reaktors kontinuierlich abnimmt. Das Helium – Luft – Gemisch aus der Primärzelle wird in den Druckbehälter eingesaugt. Somit kommt Luft an die heißen graphitischen Einbauten und greift sie an. Gleichzeitig wird das Heliumpolster durch Diffusion abgebaut, bis die Gasgemischsäule im Kern die Kühlgasbohrungen erreicht.

6. Phase: Das Einsetzen des Naturkonvektionsstroms.

Sobald diese Berührung stattfindet, setzt augenblicklich eine Durchströmung des Kerns aufgrund von Naturkonvektion ein. Dies hat einen deutlichen Anstieg der Korrosionsrate zur Folge.

7. Phase: Die Graphitvergasung infolge Durchströmung.

Wird der Kern durchströmt, so wird das inerte Helium nach und nach ausgetragen. Das den Kern durchströmende Luft – Helium – Gemisch vergast solange Graphit, bis der vorhandene Luftsauerstoff verbraucht ist. Besteht gleichzeitig die Möglichkeit, daß der Primärzellenatmosphäre frische Luft über ein Leck in der Primärzelle nachgeführt wird, hat dies einen langfristigen Korrosionsangriff zur Folge. Dieser Austausch könnte z.B. durch eine defekte Überdruckklappe ermöglicht werden. Ein solcher nicht eingedämmter Korrosionsangriff endet theoretisch – bei genügendem Luftaustausch mit der Atmosphäre – mit der Vergasung aller Einbauten aus Graphit sowie der Brennelemente. Zurück blieben alle nicht brennbaren Reaktoreinbauten, zu denen auch die „Coated Particles“ gehören, wenn sie bis auf die SiC – Schicht

abgebrannt würden. Zu dem Gefährdungspotential einer solchen „Coated Particle“ – Schüttung gibt [17] nähere Informationen.

Die nachfolgenden Kapitel beschäftigt sich mit einer genaueren Zeitbestimmung für die 5. Phase anhand des Prüfstands NACOK. Diese Zeit kann nämlich als Karenzzeit betrachtet werden, in der die Reaktoreinbauten nicht oder nur vernachlässigbar beschädigt werden. Sie gibt Zeit, um Maßnahmen im Rahmen des „accident managements“ (siehe Kap. 6.3) zu treffen und so die sonst nachfolgende Durchströmung des Kerns zu verhindern.

3.2 Darstellung der Diffusionsmechanismen

Der Prüfstand NACOK kann schematisch durch ein auf dem Kopf stehendes U – Rohr, einem $\cap$ – Rohr abgebildet werden. Die offenen Enden liegen auf derselben geodätischen Höhe. Das heiße Vertikalrohr (der Experimentierkanal) besitzt immer eine positive Übertemperatur gegenüber dem kälteren Vertikalrohr (dem Rückführrohr). Das System ist druckentlastet und vollständig mit Helium gefüllt. Dieser Zustand ist als Startzustand in Abbildung 3.2a gekennzeichnet und stellt den Ausgangszustand für Phase 5 dar.

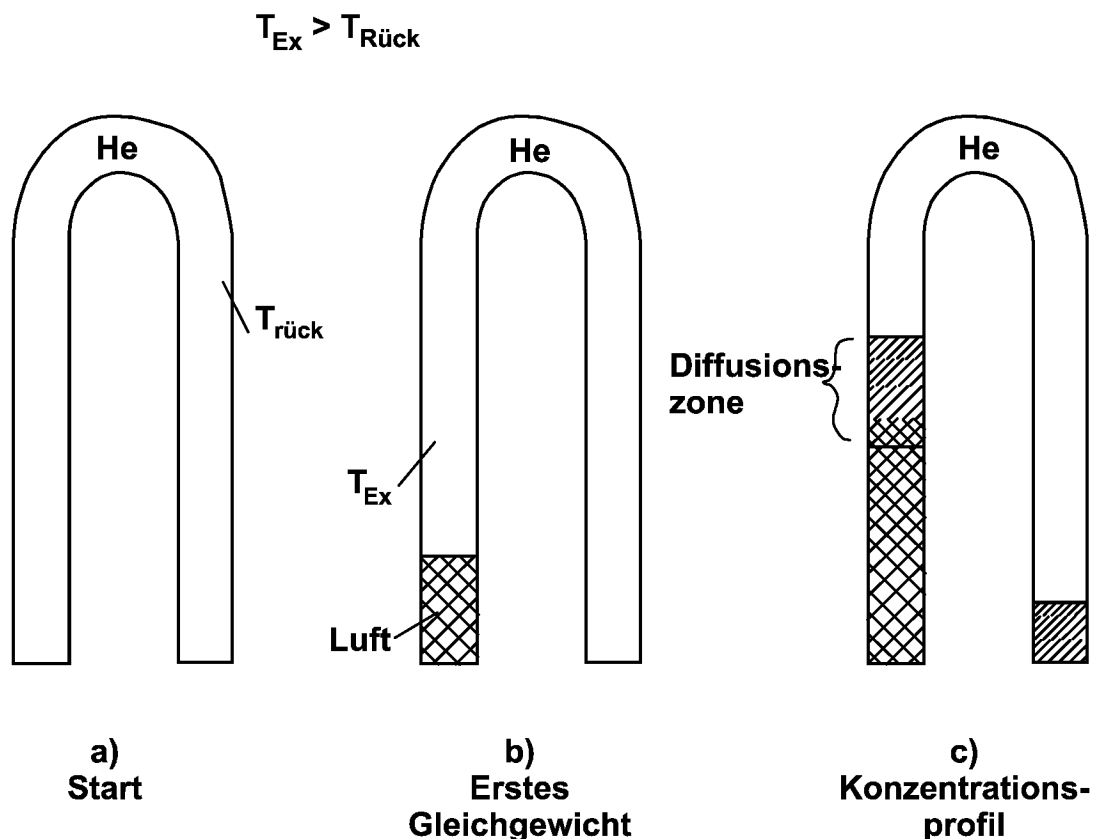


Abbildung 3.2: Schematische Darstellung der Stufen der Diffusion:
a) Start,
b) statisches Gleichgewicht,
c) Diffusionsvorgang.

Da aufgrund der höheren Temperatur die Dichte des Kühlmittels im Experimentierkanal geringer ist als im Rückführrohr, ist die Auftriebskraft im Experimentierkanal größer als im Rückführrohr. Somit schiebt die Gassäule des Experimentierkanals die des Rückführrohres in Richtung Auslaß, daher wird Helium ausgestoßen. Gleichzeitig fließt zum Ausgleich von der Einlaßseite her Luft nach. Dieser Vorgang dauert so lange an, bis die Auftriebskraftdifferenz zwischen Experimentierkanal und Rückführrohr abgebaut ist. Die angesaugte Luft weist eine deutlich höhere Dichte als Helium auf, weshalb die mittlere treibende Dichte (Genauerer siehe Kapitel 4.1) im Experimentierkanal auf den Wert der Dichte im Rückführrohr abgesenkt wird und sich ein Gleichgewicht nach Abbildung 3.2b einstellt.

Nun diffundiert entgegen dem Schwerfeld der Erde Luft in die stagnierenden Heliumsäulen ein, da der Mechanismus Diffusion den bestehenden Konzentrationsunterschied abzubauen versucht. Jede Gaskomponente möchte sich homogen über den gesamten zur Verfügung stehenden Raum ausdehnen. Das sich einstellende Konzentrationsprofil kann vereinfacht in drei Abschnitte unterteilt werden. Die Zone der reinen Luft liegt im unteren Bereich. Darüber befindet sich die Diffusionszone oder auch der Mischungsbereich. In diesem liegt ein Konzentrationsgefälle der beiden Diffusionspartner vor. So liegt im unteren Bereich eine höhere Konzentration an Luft vor als in den darüberliegenden Abschnitten und umgekehrt. Im oberen Bereich des Experimentierkanals befindet sich weiterhin stagnierendes Helium. Abbildung 3.1c zeigt vereinfacht ein solches Konzentrationsprofil. Die Vermischung von Helium und Luft durch Diffusion bewirkt eine Dichteänderung, die zu einem Anstieg der Auftriebskraft führt. Der Auftrieb induziert eine Verlagerung der Gassäulen in Richtung Auslaß. Das dort diffusiv entstandene Helium – Luft – Gasmisch wird ausgestoßen. Zum Ausgleich wird reine Luft in den Experimentierkanal nachgesaugt. Es ist erneut ein Zustand vergleichbar Abbildung 3.1b entstanden, der wiederum von einem diffusiven Stofftransport gefolgt wird.

In der Realität laufen alle diese Mechanismen, die auftriebinduzierte Naturkonvektionsströmung, das Ausstoßen und Einsaugen sowie der Stofftransport durch Diffusion, zeitgleich ab, so daß die resultierende Verdrängung des Heliums quasi kontinuierlich abläuft. Der Mechanismus Diffusion ist aufgrund des langsamen Ablaufs der zeitbestimmende Faktor. Somit kann davon ausgegangen werden, daß jedes diffusiv hervorgerufene Ungleichgewicht sogleich durch nachrückendes Gas – also durch einen konvektiven Stofftransport – ausgeglichen wird. Die Konvektionsströmung versucht, das System ständig in die Nähe eines stabilen Gleichgewichts zu bringen. Dieses wird jedoch solange nicht erreicht, als die überlagerte Diffusion noch nicht abgeschlossen ist.

Nach einer Zeit, die im folgenden als Einsetz – Zeit ($t_{\text{Einsetz}} > 0$) bezeichnet wird, erreicht das Helium – Luft – Gemisch der Diffusionszone das obere Querrohr und „fällt“ ins Rückführrohr. Nun setzt ein Naturkonvektionsstrom ein, der das $\cap$ – Rohr – System durchfließt. Der Rest an verbleibendem Helium wird innerhalb weniger Sekunden ausgetragen, so daß bei dieser nachfolgenden Durchströmung die Diffusion als begrenzender Faktor nicht mehr auftritt. Die Naturkonvektionsströmung ist Gegenstand einer eingehenden Betrachtung im nachfolgenden Kapitel 4.

3.2.1 Visualisierung des Vorgangs Diffusion im Versuch

Um eine Darstellung des zuvor beschriebenen Ablaufs zu erhalten, wurde folgender Versuch durchgeführt: NACOK wurde unter Luftatmosphäre auf eine Temperaturpaarung von $T_{\text{Ex}} = 800^{\circ}\text{C}$ zu $T_{\text{Rück}} = 300^{\circ}\text{C}$ bei geschlossenen Enden aufgeheizt. Nach einer Wartezeit von etwa 8 Stunden stellte sich eine homogene Temperaturverteilung ein. Danach konnte mit der Heliuminertisierung begonnen werden, indem in das obere horizontale Verbindungsrohr Helium mit einem Überdruck von $p_{\text{Ü}} = 0,1 \text{ bar}$ eingespeist wurde. Damit die Luft durch das im oberen Teil des $\cap$ – Rohrs entstehende Heliumpolster nach unten verdrängt werden konnte, wurden kleine Querschnitte an Ein- und Auslaßrohr freigegeben. Dieses Spülen wurde solange fortgesetzt, bis die Heliumkonzentrationen in den unteren Querrohren etwa 98 Vol% betrug. Danach wurden beide Enden wieder verschlossen und die Einspeisung beendet. Nach einer Ausgleichszeit von 10 Minuten wurden beide Enden gleichzeitig geöffnet und die Gasanalyse erneut in Betrieb genommen. Jetzt wurde das zu analysierende Gas jedoch dem oberen Querrohr entnommen. Um durch die Entnahme des Analysengases (bei einem Volumenstrom von 50 l/h) die Gasmischungszusammensetzung nur in geringem Maße zu stören, wurde das die Analyse verlassende Gas wieder oben in den Experimentierkanal zurückgespeist. Das Ergebnis dieser „rückwirkungsarmen“ Meßmethode ist eine Verlängerung der Einsetz – Zeit um etwa 15 Minuten. Die während des Versuches abnehmende Helium – Konzentration und den zugehörigen Verlauf des Massenstroms zeigt Abbildung 3.3.

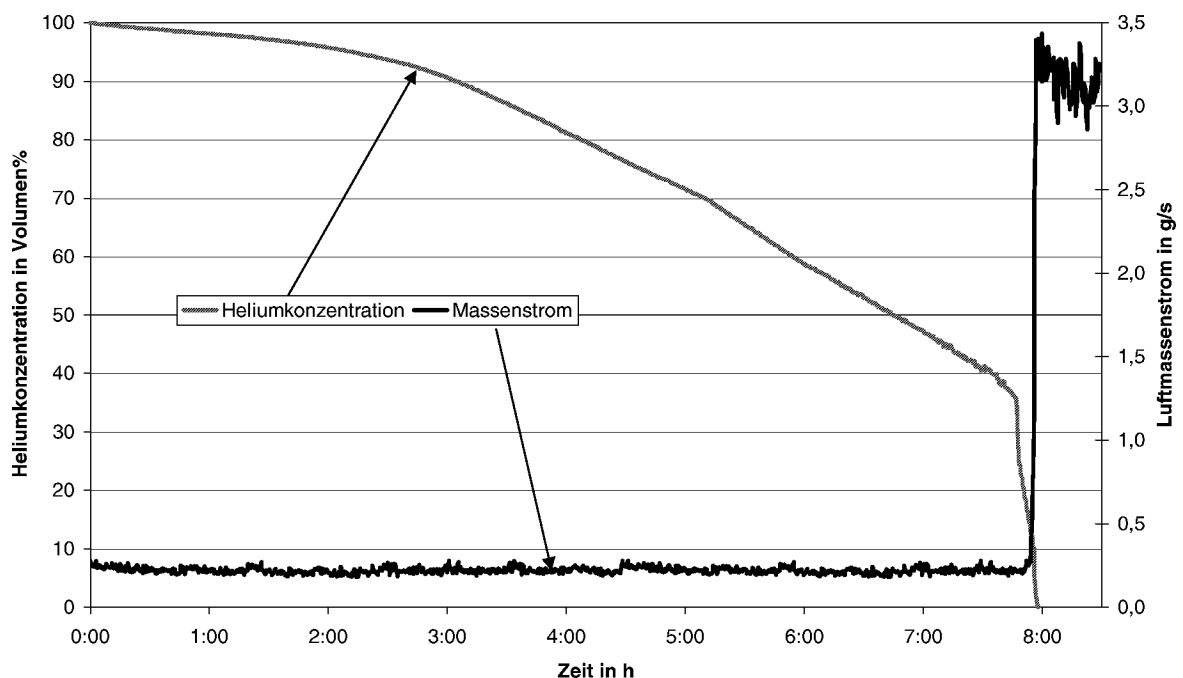


Abbildung 3.3: Messung des Abbaus des Heliumpolsters durch Diffusion.

Bei dieser Temperaturkombination ergibt sich für den Prüfstand NACOK eine Verzögerungszeit von etwa 8 Stunden bis zum Einsetzen der Durchströmung. Der Massenstrom hat zu Beginn des Versuchs einen Wert von etwa 0,25 g/s. Dies deutet auf die nachfließende Luft hin. Zum Ende des Versuchs steigt er schlagartig innerhalb weniger Minuten auf etwa das 14fache an, so daß nun die Hemmung durch das Heliumpolster aufgehoben ist. Die Konzentration des Heliums nimmt parallel dazu kontinuierlich ab, um dann bei einer Restkonzentration von ca. 18 bis 20 Vol% „zusammenzubrechen“. Dies bestätigt die Annahme, daß das Resthelium im oberen Querrohr, sobald die Durchströmung einsetzt, sofort ausgetragen wird.

3.2.2 Vereinfachte theoretische Betrachtung des Diffusionsfortschritts

Im Folgenden soll eine vereinfachte Theorie abgeleitet werden, um so ein Überprüfungsinstrument für die nachfolgenden Messungen zu erhalten. Dabei werden folgende Vereinfachungen als Randbedingungen verwendet: Es wird nur die Diffusion im Experimentierkanal in eindimensionaler Form betrachtet. Dies ist aufgrund des deutlich höheren Temperaturniveaus im Experimentierkanal und des damit deutlich schneller ablaufenden diffusiven Stofftransports möglich. Die Eindimensionalität ergibt sich aus dem großen Verhältnis von Höhe zu Querschnitt. Weiterhin gehen die Diffusionspartner miteinander keine chemischen Reaktionen ein und stehen unter Normaldruck. Dies ermöglicht die Betrachtung der Diffusion als die von idealen Gasen.

Diffusions- und Stofftransportphänomene lassen sich nach Gleichung 3.1 mit dem Fickschen Ansatz beschreiben [18]:

$$\dot{m} = -\rho \cdot D \cdot \frac{\partial \xi}{\partial x}, \quad (3.1)$$

mit

- $\dot{m}$ = Massenstrom,
- ρ = Dichte,
- D = Diffusionskoeffizient,
- ξ = Konzentration,
- x = Laufvariable.

Werden die oben eingeführten Vereinfachungen berücksichtigt, so benötigt die Betrachtung des Stofftransportvorgangs von Luft in Helium unter den in NACOK gegebenen Randbedingungen eine deutlich einfachere Beschreibung. Hierzu liefern [19] und [20] Gleichung 3.2²⁰ als Beschreibung des Diffusionsverlaufs:

$$\frac{C_{\text{Luft}}(x)}{C_{\text{Luft}_E}} = \text{erfc}(\eta), \quad (3.2a)$$

mit

$$\eta = \frac{x}{\sqrt{4Dt}}, \quad (3.2b)$$

²⁰ Die Bezeichnung der Variablen wurde angepaßt.

mit

- C_{Luft} = Konzentration der Luft am Ort x ,
 C_{Luft_E} = Konzentration der Umgebungsluft am Einlaßrohr,
 $erfc$ = die komplementäre Fehlerfunktion,
 x = Höhenvariable,
 t = Zeit.

Die Konzentration der Luft am Einlaßrohr entspricht im vorliegenden Fall 100 Vol%, da Vermischungseffekte mit dem bereits ausgeströmten Helium keine Berücksichtigung finden. Diese sind Gegenstand des Kapitel 5.

Die komplementäre Fehlerfunktion $erfc(\eta)$ hat folgende Beziehung zur bekannten Fehlerfunktion $erf(\eta)$ [20]:

$$erfc(\eta) = 1 - erf(\eta) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_{\eta}^{\infty} e^{-\xi^2} d\xi, \quad (3.3)$$

wobei gilt

$$erf(\eta) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^{\eta} e^{-\xi^2} d\xi. \quad (3.4)$$

Hierbei ist die Fehlerfunktion eine stetig ansteigende Funktion mit Werten zwischen 0 und 1. Ein Argument > 2 liefert schon einen Funktionswert von $> 0,995$. Die Funktionswerte liegen meist in Tabellenform vor [19].

Aus Abbildung 3.3 geht hervor, daß ein Unterschreiten von ca. 18 bis 20 Vol% Helium im oberen Querrohr vom sofortigen Einsetzen der Durchströmung gefolgt wird. Somit wurde konservativ eine untere Grenze von 15Vol% gewählt. Dies bedeutet auf Gleichung 3.2 angewendet, daß die komplementäre Fehlerfunktion einen Funktionswert von 0,15 liefern muß. Der zugehörige Wert des Argumentes ist als $\eta = 1$ abzulesen²¹. Dies liefert die Beziehung nach Gleichung 3.5:

$$\eta = 1 = \frac{L}{\sqrt{4Dt}}, \quad (3.5)$$

mit

L = Länge des Diffusionswegs.

Für die Bestimmung der Einsetz – Zeit ergibt sich nach leichter Umformung die folgende sehr einfach strukturierte Beziehung:

$$t_{Einsetz} = \frac{L^2}{4D}. \quad (3.6)$$

Der Diffusionskoeffizient für den diffusiven Eintrag von Luft in Helium berechnet sich dabei nach [21].

²¹ Diese einfache Beziehung ist der entscheidende Grund für die Wahl der unteren 15 Vol% Grenze.

$$D = \frac{10^{-3} T^{1.75} \left(\frac{\tilde{M}_{He} + \tilde{M}_{Luft}}{\tilde{M}_{He} \cdot \tilde{M}_{Luft}} \right)^{\frac{1}{2}}}{\left(\sqrt[3]{V_{He}} + \sqrt[3]{V_{Luft}} \right)^2}, \quad (3.7)$$

mit

D = Diffusionskoeffizient in cm^2/s ,

T = Temperatur des Gasgemisches in Kelvin,

$\tilde{M}_{He}$ = Molmasse von Helium = 4,0026 kg/kmol,

$\tilde{M}_{Luft}$ = Molmasse von Luft = 28,9536 kg/kmol,

V_{He} = Diffusionsvolumen von Helium = 2,88,

V_{Luft} = Diffusionsvolumen von Luft = 20,1.

Der Weg L , den die Diffusion zurückzulegen hat, setzt sich aus zwei Anteilen zusammen:

- Diffusionsweg mit freiem Querschnitt,
- Diffusionsweg mit Behinderung durch die Kugelpackung.

Der Prüfstand hat eine Gesamthöhe von $H = 7,3 \text{ m}$. Die einfache Länge der Kugelpackung ist $h = 5 \text{ m}$. Der freie Diffusionsweg oberhalb und unterhalb der Kugelsäule beträgt somit 2,3 m. Da jedoch $1 - \varepsilon = 0,605 \hat{=} 60,5 \%$ des Kanalvolumens durch Kugeln belegt sind, steht der Diffusion weniger Raum für den „Nachschub“ weiterer Moleküle zur Verfügung. Dies bewirkt eine Verlangsamung der Diffusion, da die Moleküle beim Passieren dieses „Nadelöhrs“ Widerstand erfahren. Diesem Mechanismus soll mit der Beaufschlagung der Kugelsäulenlänge durch den Faktor $\frac{1}{1-\varepsilon} = 1,65$ Rechnung getragen werden. Somit ergibt sich L aus folgenden

Komponenten:

$$L = \frac{\varepsilon}{1-\varepsilon} \cdot h + H = 10,56 \text{ m}. \quad (3.8)$$

Nun ist mit Hilfe von Gleichung 3.6 eine Abschätzung der Einsetz – Zeit für verschiedene Temperaturpaarungen möglich. Die Darstellung der so berechneten Werte erfolgt zusammen mit den Meßwerten in Abbildung 3.4.

3.2.3 Ergebnisdarstellung und Diskussion

Zur näheren Beschreibung der Zeitverzögerung bis zum Einsetzen der Naturkonvektionsströmung wurden 2 Versuchsreihen durchgeführt. Bei der ersten Versuchsreihe wurde die Heiztemperatur²² am Rückführrohr auf 250°C festgesetzt. In der zweiten Phase lag sie bei 400°C. Die Heiztemperatur am Experimentierkanal lag bei 400°C bzw. bei 600°C und wurde von Versuch zu Versuch viermal um jeweils

²² Als Heiztemperatur wird die am Stahlmantel durch Thermoelemente erfaßte Temperatur bezeichnet. Die Temperaturverteilung in der Schüttung kann davon abweichen.

50 Kelvin erhöht. Somit ergaben sich 10 verschiedene Temperaturpaarungen, für die jeweils 3 Versuche durchgeführt wurden. Alle 30 Versuche wurden in gleicher Weise (wie in Kapitel 3.2.1 bereits beschrieben) durchgeführt. Die gewählten Temperaturkombinationen sind Tabelle 3.1 zu entnehmen.

Tabelle 3.1: Heiztemperaturkombinationen für die Ermittlung von Einsetz – Zeiten.

Versuchsreihe	Heiztemperatur am Experimentierkanal in °C	Heiztemperatur am Rückführrohr in °C
1	400,450,...,600	250
2	600,650,...,800	400

Diese Versuche sind als Parameterstudien zu verstehen, wobei die Temperaturpaarung zwischen Experimentierkanal und Rückführrohr der zu variierende Parameter ist. Die Studie stellt auch Werte für eine spätere Validierung eines geeigneten Simulationsprogramms zur Verfügung. Die bisher durchgeführten Berechnungen zu Diffusionserscheinungen in NACOK [z.B. 22] sind nicht direkt verwertbar, da sie auf einem alten, nie realisierten NACOK Konzept basieren.

Die Einsetz – Zeit (vgl. Abbildung 3.3) wurde dabei jeweils wie oben beschrieben gemessen. Aus den je drei erhaltenen Werten wurde ein Mittelwert bestimmt, der in Abbildung 3.4 bzw. 3.5 über der jeweiligen Heiztemperatur dargestellt ist.

Zur besseren Visualisierung sind die Meßwerte durch eine gestrichelte Linie verbunden. Die Einsetz – Zeiten differieren stark, da die Startbedingungen (z.B. Umgebungstemperaturen) nicht exakt reproduziert werden konnten. Der gemittelte Meßwert ist von einem Fehlerbalken mit ± 2 Stunden umgeben, so daß dadurch ein Band angegeben wird, in das alle gemessenen Zeiten fallen. Die durchgezogene Linie zeigt zum Vergleich die berechneten Werte für Einsetz – Zeiten nach Kapitel 3.2.2.

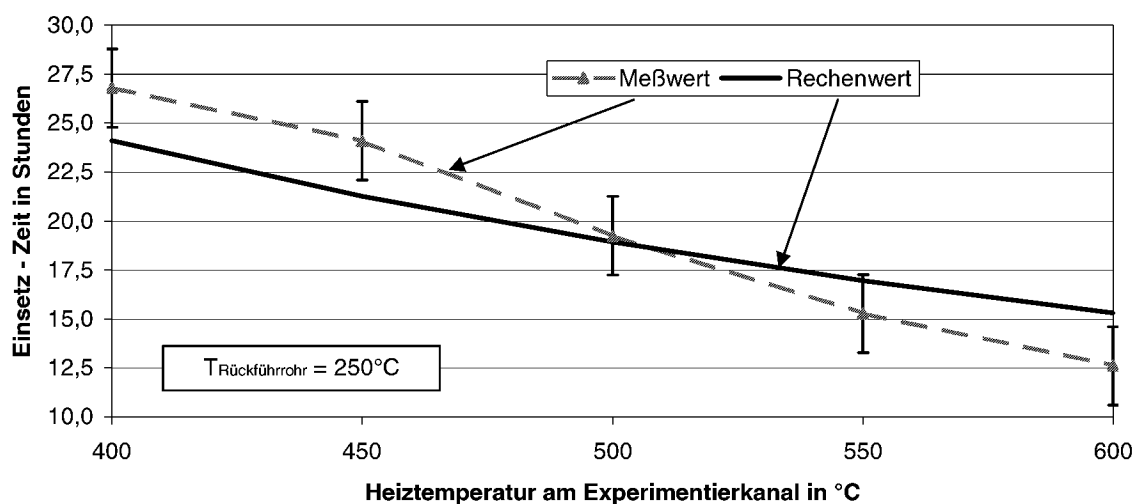


Abbildung 3.4: Die Einsetz – Zeit für den Prüfstand NACOK bei einer Rückführrohrtemperatur von $T_R = 250^\circ\text{C}$.

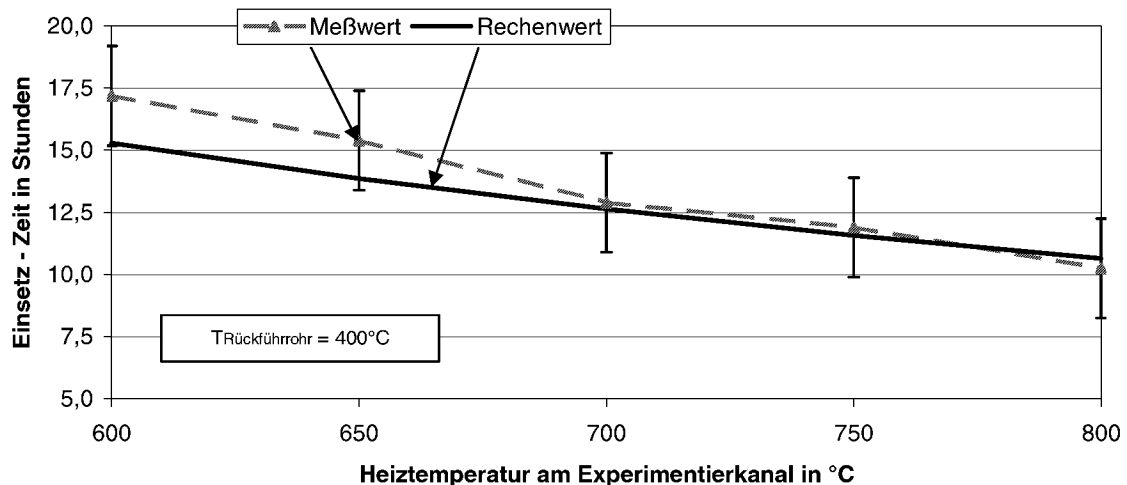


Abbildung 3.5: Die Einsetz – Zeit für den Prüfstand NACOK bei einer Rückführrohrtemperatur von $T_R = 400^\circ\text{C}$.

Die verblüffend gute Übereinstimmung sollte jedoch nicht zu dem Schluß führen, daß Diffusionvorgänge mathematisch einfache Prozesse wären. Nur für den hier vorliegenden Fall bildet die Näherungsformel aus Gleichung 3.6 die Realität sehr gut ab.

3.3 Abschätzung der Einsetz – Zeit für den HTR – Modul

Zwar ist das theoretische Modell aus Kapitel 3.2.2 sehr einfach strukturiert, doch soll es hier genutzt werden, um einen ersten Eindruck für die Einsetz – Zeit des Modul Reaktors zu gewinnen. Der Modul unterscheidet sich zwar in vielen Details (z.B. Boden- und Deckenreflektor) von seiner Abbildung, dem Prüfstand NACOK. Doch auch der 2F – Bruch – geschädigte Reaktor kann als $\cap$ - Rohr verstanden werden. Mit den Abmessungen des Reaktorkerns aus Tabelle 1.2 und der Formel 3.6 ergibt sich eine Einsetz – Zeit von etwa 80 Stunden. Hierbei findet die Beaufschlagung des Diffusionsweges in der Kugelschüttung durch den Faktor k erneut Berücksichtigung. In der einschlägigen Literatur [z.B. 24] schwanken die Zeitangaben zwischen 80 und etwa 100 Stunden. Somit hat die abgeleitete Faustformel ihr Potential als Abschätzungsinstrument für $\cap$ - Rohr Geometrien gezeigt.

Abbildung 3.3 zeigt, daß die Luft in dieser Zeit nur langsam und in geringen Mengen eindringt. Dies verursacht nur sehr geringen Schaden durch den chemischen Angriff des Luftsauerstoffs auf die Graphitstrukturen. Die mechanische Stabilität des Reaktors und die Rückhaltung der Spaltprodukte ist nicht gefährdet. Somit können in diesem Zeitraum Maßnahmen ergriffen werden, die zur Unterbrechung der Luftzufuhr z.B. durch Abdichten der Bruchstelle dienen. Eine Übersicht über die Aktionen zur Schadensbegrenzung im Störfall gibt Kapitel 6.3.

4 Die „Naturkonvektionsströmung“ im Prüfstand NACOK

4.1 Das Entstehen einer Naturkonvektionsströmung

Ist die Heliumkonzentration im oberen Bereich des Reaktors (Kaltgassammelraum) unter einen gewissen Wert gesunken, so setzt sehr schnell eine Naturkonvektionsströmung ein (vgl. Abbildung 3.3), welche der Strömungsrichtung im Normalbetrieb entgegengesetzt verläuft. Im Normalbetrieb prägt das Gebläse dem Kreislauf einen Druckunterschied so auf, daß oberhalb des Kerns im Kaltgassammelraum ein höherer Druck herrscht als unterhalb. Das Medium strömt somit von oben nach unten durch den Kern und nimmt die durch nukleare Kernspaltung frei werdende Energie auf.

Dieses Kapitel stellt nachfolgend die Einflußfaktoren auf die sich einstellende Durchströmung des Prüfstands NACOK dar, der einen Ausschnitt aus dem Reaktordruckbehälter repräsentiert. Es werden bereits vorhandene Literaturaussagen verglichen und mit den Meßwerten zusammen dargestellt. Parameter für die in NACOK gemessenen Werte einzelner Naturkonvektionsströmungen sind hierbei verschiedene Heiztemperaturen am Experimentierkanal und am Rückführrohr.

Begleitend zu jeder Messung wird der Packungsdruckverlust der Kugelschüttung gemessen. Beide Informationen dienen zur Validierung des Thermo-hydraulikprogramms DIREKT (Nähere Beschreibung in Kapitel 4.4), das zur Entwicklung und Überprüfung von Reaktorkomponenten benutzt wird. Abschließend wird mit dem Programm eine Übertragung der NACOK Ergebnisse auf den HTR – Modul vorgenommen.

Den nachfolgenden Aussagen dieses Abschnittes liegt ein ungehinderter Luftaustausch mit der Atmosphäre zugrunde. Die Annahme einer solchen Randbedingung wurde bereits in 1.3.1 diskutiert, sie ist für eine konservativ abgrenzende Betrachtung sinnvoll. Eine verbesserte Abbildung des realen Störfalls wird in Kapitel 5 vorgestellt und diskutiert.

Die Skizze des Prüfstandes in Abbildung 4.1 zeigt, daß NACOK vereinfacht durch vier Rohrabschnitte angenähert werden kann. Verändert sich der Strömungsweg z.B. durch Querschnittsänderung entscheidend, so wird ein neuer Rohrabschnitt definiert. In Abbildung 4.1 sind die Anfangspunkte neuer Abschnitte als P (Punkte) bezeichnet und durchnummeriert. Da die Richtungsänderung von der horizontalen zur vertikalen Strömungsrichtung vernachlässigt werden kann, werden zwischen P1 und P2 sowie zwischen P5 und P6 keine neuen Rohrabschnitte definiert.

Bis auf den Experimentierkanal der Höhe $H = 7,3 \text{ m}$, in dem eine Kugelschüttung nach Kapitel 2.3 der Höhe $h = 5 \text{ m}$ zur Simulation des Reaktorkerns eingebracht ist, sind alle Rohre leer.

Tabelle 4.1 gibt eine Übersicht über die Lage und die frei durchströmbare Fläche der einzelnen Rohrabschnitte.

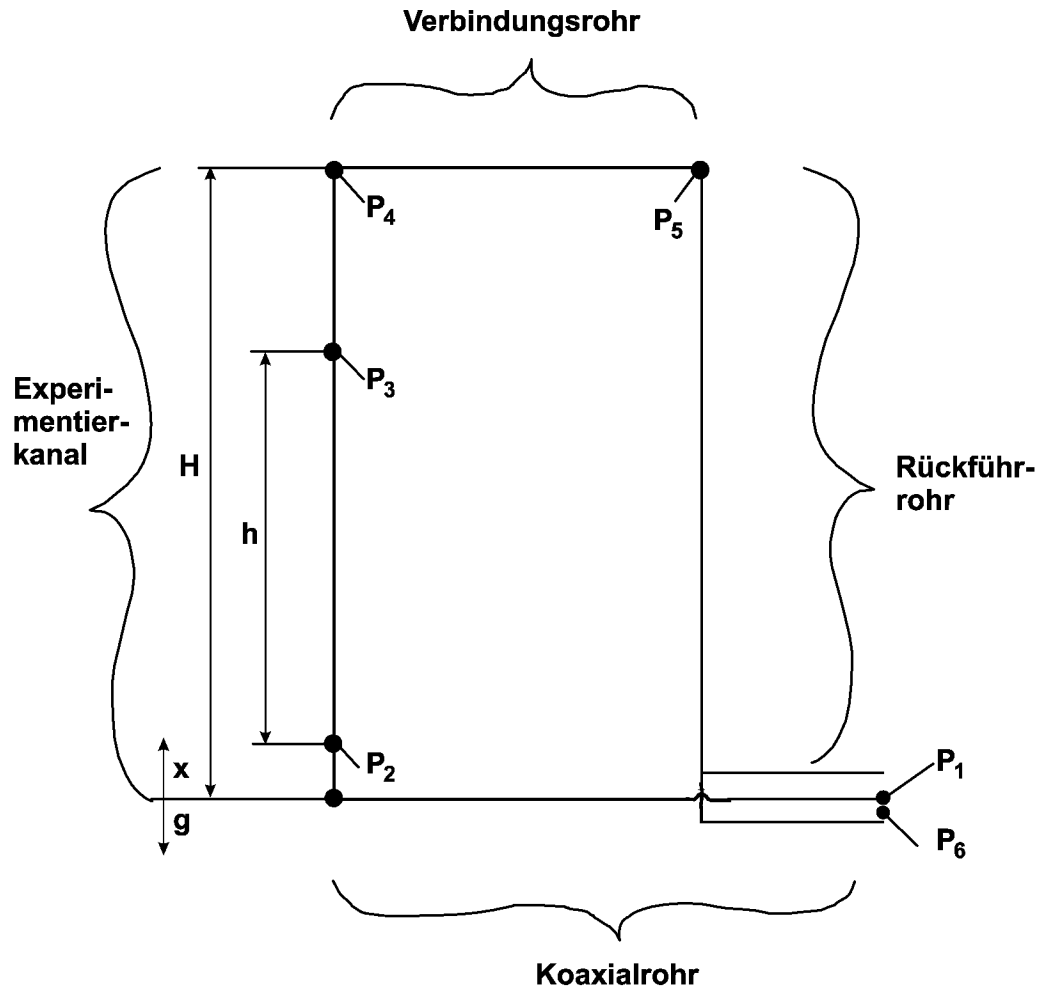


Abbildung 4.1: Schematischer Aufbau des Prüfstands NACOK.

Tabelle 4.1: Die Rohrabschnitte des Prüfstands, ihre Lage und die freidurchströmbare Fläche.

Benennung		Lage	freie Querschnittsfläche
1. Koaxialrohr	1a. Einlaß	horizontal	Kreis: 123 cm ²
	1b. Auslaß		Kreisring: 80 cm ²
2. Experimentierkanal		vertikal	Rechteck: 900 cm ²
3. Verbindungsrohr		horizontal	Kreis: 123 cm ²
4. Rückführrohr		vertikal	Kreis: 123 cm ²

Die Luft transportiert 20,95 Vol% Sauerstoff, der die Graphitschutzhülle und nachfolgend die Graphitmatrix der Brennelementkugeln angreift, indem fester Kohlenstoff zu gasförmigem Kohlendioxid bzw. -monoxid umgewandelt wird. Letztendlich – falls genügend Luft zur Verfügung steht – werden die Brennelementkugeln vollständig vergast. Dies hat zur Folge, daß die SiC – Schicht der „Coated Particles“ freigelegt wird und somit die Versagenswahrscheinlichkeit der Miniatur – Druckbehälter ansteigt. (Der Aufbau der Brennelementkugeln ist bereits in Kapitel 1.2 beschrieben worden.)

Für die Frage des Luftmassenstroms müssen folgende Effekte betrachtet werden:

1. Strömungen mit Naturkonvektionscharakter,
2. Strömungen mit Zwangskonvektionscharakter,
3. Wärmeübertragungsverhalten der einzelnen Rohrabschnitte,
4. Druckverluste der einzelnen Komponenten.

Bei fehlendem Verbindungsrohr wären der Experimentierkanal und auch das Rückführrohr am oberen Ende offen. Dies würde die Berechnung der Strömungsverhältnisse deutlich vereinfachen. In diesem Fall läge für beide Rohre eine einfache Art der Kaminströmung vor; beide „Kamine“ wären aber nicht miteinander gekoppelt.

Bei „normalen“ technischen Kaminströmungen denkt man zuerst an das Ableiten heißer Rauchgase durch einen ungeheizten Schornstein. Der vorliegende Fall aber ist mit einem verkleideten Heizkörper vergleichbar, der am unteren Ende kalte Raumluft ansaugt, sie erwärmt und oben wieder in den Raum entläßt. Der Grund für das Einsetzen der Strömung liegt in der Beheizung. Die höhere Temperatur der Wand gibt Energie in Form von Wärme an das sich im Rohr befindende Fluid ab:

$$\rho = \rho(p_u, T) = \rho_u \cdot T_u \cdot \frac{1}{T} = \frac{p_u}{R_L \cdot T}, \quad (4.1)$$

mit

$$R_L = 287,2 \frac{J}{kg \cdot K} \quad (\text{Spezifische Gaskonstante für Luft}).$$

Aus dem idealen Gasgesetz (Gleichung 4.1), folgt, daß bei offenen, also isobaren Systemen²³ somit die Dichte des Fluids sinkt. Diese Dichteverringern ist der Antrieb für die sich ausbildende Naturkonvektionsströmung.

Der Durchsatz durch den Kamin wird durch die Reibung des Fluids an den Einbauten begrenzt. Im Falle des leeren Rückführrohres liegt reine Rohrreibung vor. Im Falle des Experimentierkanals kommt die Reibung an den Kugeln der Schüttung hinzu. Sind beide Kräfte Auftrieb und Reibung im Gleichgewicht, so spricht man von ausgeprägter oder stationärer Strömung. Zur Berechnung eines solchen Kamins sei wegen seines einfachen Aufbaus auf das Schrifttum verwiesen (z.B. [23]). Messungen für den NACOK – Prüfstand ohne Rückführrohr, in dem sich somit eine Kaminströmung ausbildet, liegen in [13] vor.

Betrachtet man nun den vollständigen NACOK – Aufbau, in dem Experimentierkanal und Rückführrohr verbunden sind, so gestaltet sich die Beschreibung deutlich schwieriger. Der aus dem heißen Experimentierkanal austretende Gasstrom kann nicht mehr ungehindert in die Umgebung entweichen, sondern trifft im Rückführrohr auf einen Gaszustand, der auch – wenn er sich ungehindert ausbilden könnte – eine Aufwärtsströmung induzieren würde. Die den Strom treibende Kraft ist im Experimentierkanal größer als die im Rückführrohr, da der Experimentierkanal immer

²³ Ein Druckaufbau als Reaktion auf die Temperaturerhöhung ist nicht möglich, da kein geschlossenes System vorliegt.

eine positive Übertemperatur im Vergleich zum Rückführrohr hat.²⁴ Somit ist die Dichteabnahme im Experimentierkanal größer, was die größere treibende Kraft zur Folge hat. Dies bewirkt insgesamt eine Abwärtsströmung im Rückführrohr. Die Strömung verläuft also nun entgegen der Schwerkraft und verläßt den Prüfstand durch das Außenrohr des Koaxialrohres. Das Gas gibt beim Durchfließen des Rückführkanals Energie an die kälteren Wände ab. Dies bedeutet eine Dichtezunahme und hat einen den Massenstrom steigernden Einfluß, weil sie in Schwerkraftrichtung erfolgt. Die Dichteunterschiede im Verhältnis zu den Strömungswiderständen im Versuchsstand sind also maßgebend für die effektive Durchströmung.

Im Einlaßrohr soll mit einer näheren Betrachtung des Massenstroms begonnen werden. Man erkennt aus der Bernoulli – Gleichung, daß sich die statischen Drücke an P_1 (Einlaß) und P_6 (Auslaß) nur minimal unterscheiden und zwar nur durch den Staudruck des Gases beim Eintritt in das Einströmrohr. Da die Strömungsgeschwindigkeiten wie nachfolgend gezeigt wird sehr klein sind, kann diese Druckdifferenz vernachlässigt werden. Greifen wir vor und betrachten das Verbindungsrohr oben. Auch hier sind die Drücke am Eintritt und Austritt ungefähr gleich groß. Aufgrund der kurzen Baulänge, der geringen Wandrauigkeit, des großen freien Querschnitts und der geringen Fluidgeschwindigkeit ist diese Aussage zutreffend. Zum Auftrieb trägt das horizontal eingebaute Rohr ebenfalls nicht bei. (Bemerkung: Im kalten Zustand wird das Verbindungsrohr zwar in horizontaler Lage montiert, doch im beheizten Zustand dehnen sich Experimentierkanal und Rückführrohr aus. Da der Experimentierkanal immer eine positive Übertemperatur hat (s.o.), wird das Verbindungsrohr gegen die Horizontale verdreht. Doch auch dieser Effekt ist aufgrund seines geringen Einflusses zu vernachlässigen).

Der Experimentierkanal hat eine auftriebsrelevante Höhe zwischen den Punkten P_1 und P_4 von $H = 7,3 \text{ m}$. Zwischen den Punkten P_2 und P_3 ist die Kugelpackung mit $h = 5 \text{ m}$ eingebracht. Dieses Höhenverhältnis wurde gewählt, um für NACOK dasselbe Verhältnis der treibenden Höhe zur Kugelsäulenhöhe zu erzielen, wie es auch beim Referenzreaktor Modul vorliegt:

$$\pi_h = \frac{H}{h} = \frac{\text{Auftriebshöhe}}{\text{Kugelpackungslänge}} = \frac{13,8\text{m}}{\underbrace{9,4\text{m}}_{\text{Modul}}} = \frac{7,3\text{m}}{\underbrace{5,0\text{m}}_{\text{NACOK}}} = 1,46.$$

Durch das Umströmen der Kugeln ergibt sich ein starker Druckverlust Δp , dessen exakte Beschreibung im Kapitel 4.3 erfolgt. Gegen diese große Drucksenke sind alle anderen Strömungsverluste zu vernachlässigen, da die Rohre einen großen freien Querschnitt aufweisen und die innere Oberfläche als hydraulisch sehr glatt zu bezeichnen ist. Als letztes Bauteil schließt das Rückführrohr den $\cap$ – Rohr – Aufbau ab. Die Auftriebshöhe entspricht auch hier der Höhe H . Die Dichteveränderung muß aber aufgrund der nun in Richtung der Erdschwere verlaufenden Strömung mit umgekehrtem Vorzeichen bedacht werden.

Da das Verhältnis Höhe zu Durchmesser des Prüfstands sehr groß ist, kann zur Ermittlung des Massenstroms die Impulsgleichung über eindimensionale Räume

²⁴ Nur der Fall eines gegenüber dem Rückführrohr heißen Experimentierkanals ist in dieser Arbeit betrachtet, da sie dem Realfall entspricht.

angesetzt werden. Wird eine ausgeprägte, also stationäre Strömung vorausgesetzt, so ergibt sich mit W (Widerstandsterm):

$$0 = -W \cdot \rho \cdot v - \text{grad}(p) + \rho \cdot g, \quad (4.2)$$

mit

$$W = \frac{\Delta p \cdot A}{\dot{m} \cdot L}.$$

Hierin werden die Terme Impulsstrom und Spannungstensor der Navier – Stokes – Gleichung zu einem Widerstandsterm $W \cdot \rho \cdot v$ zusammengesetzt.

Tabelle 4.2 zeigt eine Übersicht der jeweiligen Impulsgleichung.

Tabelle 4.2: Die Impulsgleichung, angewandt auf die Bauteilkomponenten des Prüfstands NACOK.

Benennung vgl. Abb.4.1	Beschreibung der Druckzustände	
Experimentierkanal unten von P_1 nach P_2	$\frac{P_1 - P_2}{g} = \int_{x_1}^{x_2} \rho(x) dx + \frac{\Delta p_{Rohr}}{\rho}$	(4.3a)
Kugelschüttung von P_2 nach P_3	$\frac{P_2 - P_3}{g} = \int_{x_2}^{x_3} \rho(x) dx + \frac{\Delta p}{\rho}$	(4.3b)
Experimentierkanal oben von P_3 nach P_4	$\frac{P_3 - P_4}{g} = \int_{x_3}^{x_4} \rho(x) dx + \frac{\Delta p_{Rohr}}{\rho}$	(4.3c)
Verbindungsrohr von P_4 nach P_5	$P_4 \approx P_5$ (Δp_{Rohr} wird vernachlässigt)	(4.3d)
Rückführrohr von P_5 nach P_6	$\frac{P_5 - P_6}{g} = - \int_{x_5}^{x_6} \rho(x) dx + \frac{\Delta p_{Rohr}}{\rho}$	(4.3e)
Hallenumgebung von P_6 nach P_1	$P_6 \approx P_1$ (Δp_{Rohr} wird vernachlässigt)	(4.3f)

Fügt man die einzelnen Bilanzräume zu einem Strömungsweg zusammen, so erhält man eine Gleichung, die nach [23] als „Umlaufgleichung“ bezeichnet wird. Beachtet man, daß die Strecken x_1 bis x_4 und x_5 bis x_6 nichts anderes als die treibende Höhe H des Prüfstandes beschreiben, ergibt sich:

$$\int_H (\rho_R - \rho_E) \cdot dx = \frac{\Delta p}{g}. \quad (4.4)$$

Die Indizierung deutet auf den Experimentierkanal („E“) bzw. auf das Rückführrohr („R“) hin. Der freie Konvektionsmassenstrom im Prüfstand NACOK ergibt sich also immer so, daß sich der resultierende Auftriebsdruck und der Druckverlust in der Kugelschüttung die Waage halten. Da die Heizung das Temperaturprofil vorgibt und Ein- und Auslaß auf derselben geodätischen Höhe liegen, hat der Zustand der Luft in der Experimentierhalle keinen Einfluß auf den sich einstellenden Luftmassenstrom.

Für die exakte Lösung der Integrale aus den Gleichungen 4.3a bis f wäre eine Dichtemessung jedes infinitesimal kleinen Rohrabchnitts nötig. Da aber am Prüfstand nur das Temperaturprofil und nur in konkreten Abständen gemessen wird, soll das Integral durch die Definition von geeigneten Mittelwerten $\bar{\rho}_R$ und $\bar{\rho}_E$ ersetzt werden. Somit werden in einfacher Darstellung alle relevanten Daten berücksichtigt. Gleichung 4.4 wird also folgendermaßen „vereinfacht“:

$$\Delta \bar{\rho}_G = \bar{\rho}_R - \bar{\rho}_E . \quad (4.5)$$

Das ideale Gasgesetz liefert die notwendige Verknüpfung zu den Temperaturen.

$$\bar{\rho}_i = \frac{p_u}{\bar{T}_i \cdot R_L} , \quad (4.6)$$

mit

$$i = R \text{ oder } i = E .$$

Die mittlere treibende Temperatur $\bar{T}$ wird folgendermaßen dem realen stetigen Verlauf angenähert.

$$\bar{T}_i = \frac{\sum_j T_{ij} \cdot x_j}{\sum_j x_j} , \quad (4.7)$$

mit

x = Abschnittslänge,

T = Zugeordnete Temperatur,

i = Temperaturindex nach Tabelle 4.3,

j = Laufvariable.

Somit kann $\bar{\rho}_G$ jetzt allein durch Temperaturinformationen ausgedrückt werden.

$$\Delta \bar{\rho}_G = \frac{p_u}{R_L} \cdot \frac{\bar{T}_E - \bar{T}_R}{\bar{T}_E \cdot \bar{T}_R} . \quad (4.8)$$

Dieses Vorgehen vereinfacht Gleichung 4.3 abschließend zu:

$$\Delta \bar{\rho}_G \cdot g \cdot H = \Delta p . \quad (4.9)$$

Diese Schreibweise zeigt sehr deutlich, daß sich im stationären Zustand Auftriebskraft und Druckverlustkraft die Waage halten.

Wird der Druckverlust nicht wie in Gleichung 4.9 als Druckdifferenz dargestellt, sondern durch eine volumenbezogene Reibungskraft F_{KS} (KS = Kugelsäule) ausgedrückt, so zeigt sich auch wieder der Massenstromterm. Dieser ist, wie in Kapitel 4.3 noch gezeigt werden wird, proportional zum Quadrat des Massenstroms. Somit ergibt sich folgende Abhängigkeit:

$$F_{KS} = \left. \frac{dp}{dx} \right|_{x_{KS}} = \frac{\Delta p}{h} = C_{KS} \cdot \dot{m}^2. \quad (4.10)$$

C_{KS} ist dabei eine Proportionalitätskonstante. Der Druckverlust wird im Abschnitt 4.3 genauer erläutert. Wird nun Δp aus Gleichung 4.9 durch die Beziehung aus Gleichung 4.10 ersetzt, so ergibt sich eine sehr anschauliche Form der auf NACOK zugeschnittenen Impulsgleichung:

$$\bar{\rho}_G \cdot g \cdot \frac{H}{h} = C_{KS} \cdot \dot{m}^2. \quad (4.11)$$

Daraus folgt durch Umformung für den Massenstrom:

$$\dot{m} = \sqrt{g \cdot \frac{\bar{\rho}_G}{C_{KS}} \cdot \frac{H}{h}}. \quad (4.12)$$

Somit ist gezeigt, daß die Durchströmung des Prüfstands NACOK allein aufgrund von Dichtedifferenzen induziert wird. Die „freie Konvektion“ ist also die Ursache für die Durchströmung.

Der Luftmassenstrom, der sich in diesem $\cap$ – Rohr aufgrund von Naturkonvektionsmechanismen einstellen wird, ist entscheidend von zwei gegenläufigen Effekten geprägt. Dieses Verhalten wird qualitativ in Abbildung 4.2 dargestellt, die der Quelle [24] entnommen ist.

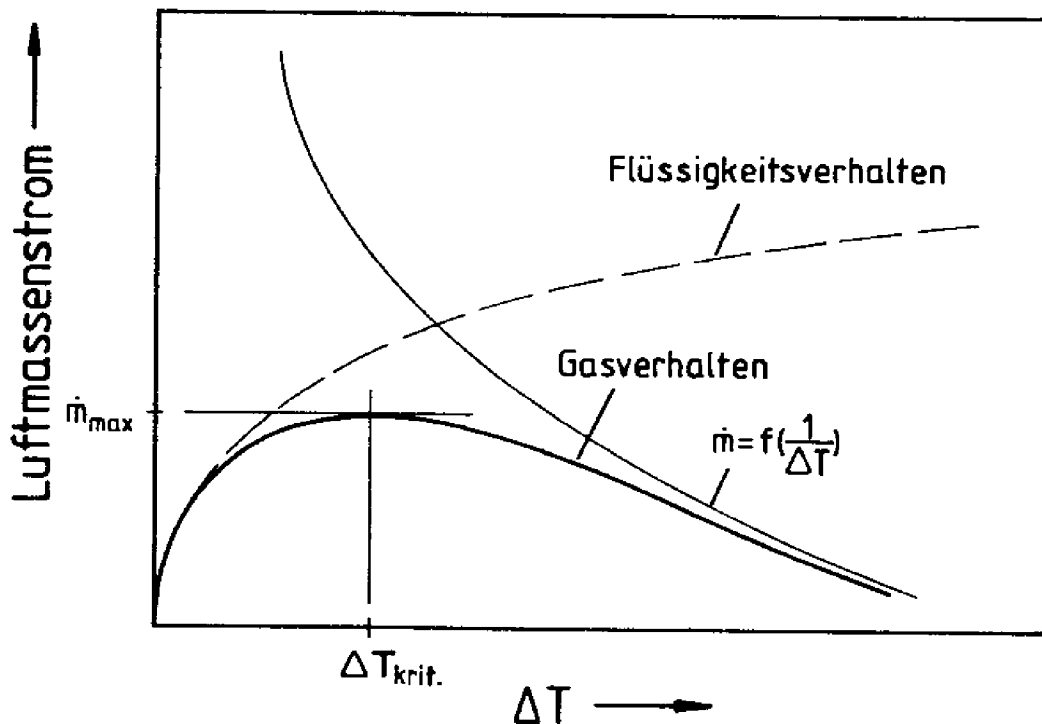


Abbildung 4.2: Qualitativer Verlauf des Luftmassenstroms als Funktion der Heiztemperaturdifferenz zwischen Experimentierkanal und Rückführrohr.

Diese Effekte sind:

1. Ein steigender Massenstrom durch Auftriebsgewinn aufgrund von Dichteverringern durch Temperaturanstieg.
2. Ein sinkender Massenstrom durch Druckverlusterhöhung aufgrund von Viskositätszunahme bei Temperaturanstieg.

Wird die Fluidichte geringer, so muß zur Erhaltung der Kontinuitätsgleichung die Strömungsgeschwindigkeit zwangsläufig steigen. Die der Zunahme an Strömungsgeschwindigkeit entgegenwirkenden Druckverluste jedoch sind dem Quadrat der Strömungsgeschwindigkeit proportional.

Diese dargestellte Theorie gibt zwar die Größenordnung des zu erwartenden Massenstroms an, jedoch ist das Modell viel zu einfach, um exakte Aussagen zu treffen. Da aber der Massenstrom die primär entscheidende Größe ist, müssen weitergehende Verbesserungen vorgenommen werden. Hierzu müssen die sich ausbildenden Strömungsformen im Verbindungs- und Rückführrohr genauer betrachtet werden. Es bilden sich hier durch lokale Dichteunterschiede Naturkonvektionsströmungen aus, die der globalen Durchströmung überlagert sind.

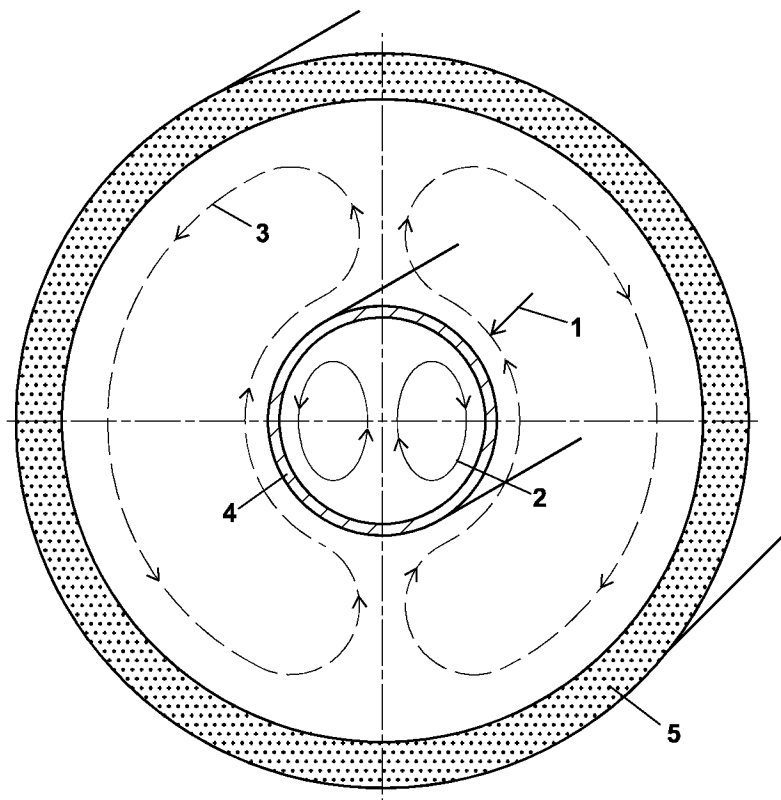


Abbildung 4.3: Schematische Darstellung der Mischkonvektion innerhalb des Verbindungsrohrs mit Darstellung der äußeren Konvektionswalzen (vertikaler Schnitt):

- 1 Hauptströmungsrichtung,
- 2 überlagerte Strömung,
- 3 Strömungswalzen im Heizspalt ,
(keine Beeinflussung der Hauptströmung !),
- 4 Verbindungsrohr,
- 5 Isolation.

Im Verbindungsrohr trifft das heiße Gas auf eine kältere Wand. Die Energieabgabe liefert einen Dichteanstieg in Wandnähe. Da aber die Temperatur des Gases im Zentrum des Rohres weniger stark abgefallen ist, herrscht hier eine kleinere Dichte. Durch diesen Dichteunterschied bilden sich zwei symmetrische Konvektionswalzen aus, die heißes zentrumnahes Gas zur kälteren Rohrwand transportiert. Dieses Phänomen wird auch Mischkonvektion genannt, (Bemerkung: Der Vollständigkeit halber sei erwähnt, daß aus dem gleichen Grunde sich außerhalb des Verbindungsrohres im Heizspalt eine analoge Konvektionsströmung ausbildet. Diese transportiert die außen am Rohr aufgenommene Wärme zur Isolation). Abbildung 4.3 zeigt einen vertikalen Schnitt durch das Verbindungsrohr und die es umgebende Isolation mit schematisch angedeuteten Strömungswalzen.

Das horizontale Rohr mündet ins vertikale Rückführrohr. Auch hier trifft das heiße Fluid auf eine kalte Wand. Die Energieabgabe bewirkt wiederum eine Dichtezunahme. Da jetzt jedoch die Strömung in Richtung der Schwerkraft verläuft, übt diese auf das wandnahe Fluid mit höherer Dichte eine größere Beschleunigungskraft aus als auf das Gas in der Rohrmitte. Somit bildet sich anstelle der bei Zwangskonvektionsströmungen bekannten „zuckerhutähnlichen“ Form (dreidimensional) eine „Vulkankegelform“ aus. Abbildung 4.4 zeigt diese Strömungsformen in zweidimensionaler Darstellung.

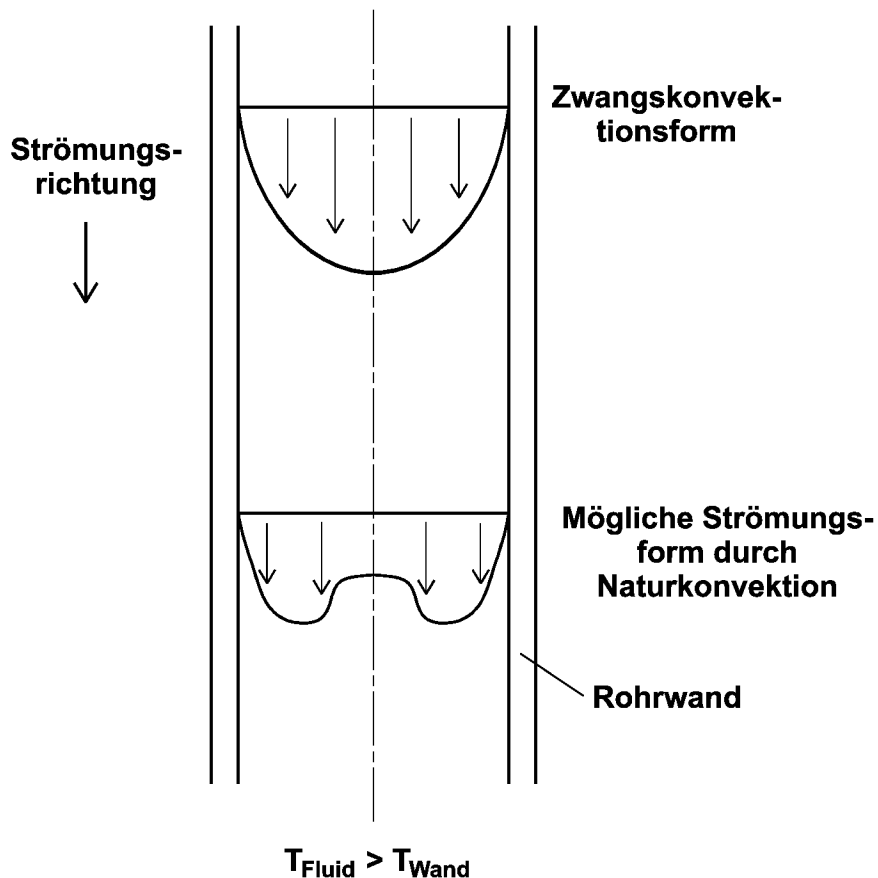


Abbildung 4.4: Vergleich einer Strömungsform mit Zwangskonvektionscharakter und einer möglichen sich in NACOK ausbildenden Abwärtsströmung mit Naturkonvektionscharakter.

Diese Modellvorstellung beschreibt zwar weitere Effekte, die den Massenstrom erheblich beeinflussen, doch eine einfach zu handhabende mathematische Beschreibung oder gar eine analytisch ableitbare Lösung ist nicht möglich. Dies findet seine Begründung darin, daß außer den geschilderten Einflüssen noch viele weitere Störquellen (z.B. Störung durch in die Strömung eingebaute Thermoelemente) vorhanden sind, deren Einfluß nur unzureichend beschrieben oder abgeschätzt werden kann.

Um nun aber über die Durchströmung des HTR – Modul – Reaktor trotzdem Aussagen treffen zu können, wird folgende Vorgehensweise gewählt:

1. Massenstrombestimmung in einem breiten Temperaturfeld am Prüfstand NACOK,
2. Druckverlustbestimmung der Kugelschüttung im gleichen Temperaturbereich,
3. Dokumentation der zugehörigen Temperaturprofile für die Bestimmung der treibenden Dichte nach Gleichung 4.8,
4. Abbildung des Prüfstandes NACOK im Thermohydraulik Simulationsprogramm DIREKT,
5. Validierung des Programms mit Hilfe der durch Experimente gewonnenen Daten. Hauptkriterium für die Validierung ist die möglichst exakte Übereinstimmung des Massenstroms,
6. Berechnung des Massenstroms für den HTR Modul mit Hilfe des validierten Rechenprogramms.

4.2 Experimentelle Bestimmung des Massenstroms

4.2.1 Versuchsaufbau und Durchführung

Für die Bestimmung der Massenströme wurde der Prüfstand NACOK im $\cap$ – Rohr – Aufbau gewählt. Die Höhe der Kugelschüttung betrug $h = 5$ m, die für den Auftrieb maßgebende Gesamthöhe des Prüfstands $H = 7,3$ m. Um eine möglichst breite Datenbasis zu schaffen, wurden für das Rückführrohr 4 Heiztemperaturstufen im Abstand von je 200 K bis zum maximalen Heizwert 800°C gewählt. Dazu wurde parallel am Experimentierkanal je eine um 50 K höhere Temperatur eingestellt, die dann in 50 K Schritten bis auf die Maximalheiztemperatur des Experimentierkanals erhöht wurde. Tabelle 4.3 zeigt die Sollwertvorgabe für die Heizelemente während der Strömungsexperimente.

Tabelle 4.3: Die Heiztemperaturpaarungen zur Ermittlung eines repräsentativen Massenstromkennlinienfeldes.

Benennung der Meßreihe	Solltemperatur der Heizleiter für den Experimentierkanal	Solltemperatur der Heizleiter für das Rückführrohr
200er	250, 300,..., 1000°C	200°C
400er	450, 500,..., 1000°C	400°C
600er	650, 700,..., 1000°C	600°C
800er	850, 900, 950, 1000°C	800°C

Jeder einzelne Meßpunkt wurde wie folgt eingestellt: Die Öffnungen des Prüfstandes wurden geschlossen, danach wurde der Sollwert den PI – Reglern über die Bedienungssoftware vorgegeben. Die Regler können aufgrund des sehr trägen Verhaltens (große Wärmespeicherung) des Ofens durch die Aussteuerung von Thyristoren ohne Probleme ihren Sollwert ohne Überschwinger erreichen. Eine Schwankung der Heiztemperatur ist nicht zu beobachten. Sind also die Sollwerte für Experimentierkanal und Rückführrohr erreicht, wird dem Ofen ca. 6 Stunden Zeit gegeben, um die Kugelschüttung durch Wärmeleitung aufzuheizen und eventuell vorhandene laterale Temperaturprofile im Kanal abzubauen. Nach dieser Zeit wurde der Ofen vorsichtig geöffnet, worauf sich nach sehr kurzer Zeit der zu messende Massenstrom einstellte. Um jedoch den Einfluß eventueller Schwankungen abzufangen, wurden nun über einen Zeitraum von etwa einer Stunde der Massenstrom und die Temperaturverteilung entlang des Strömungsweges dokumentiert. Aus diesen Werten wurde jeweils der Mittelwert bestimmt, so daß 40 Wertepaare für Massenstrom – zu – Temperatur entstanden, die in Abbildung 4.7 graphisch dargestellt sind. Nach einer Messung wurde der Prüfstand erneut verschlossen und die neue Temperaturpaarung gewählt. Dieses sehr arbeitsaufwendige Verfahren wurde für alle 40 Meßpunkte durchgeführt. Wiederholungs- und Kontrollmessungen ergaben eine sehr gute Reproduzierbarkeit der Meßdaten. Die Streuung ist sehr gering; sie lag für die Massenstrommessung bei etwa 3% des absoluten Wertes. Im Temperaturbereich oberhalb von etwa 500°C und bei kleineren Temperaturunterschieden zwischen Experimentierkanal und Rückführrohr, also bei den 600er und 800er Meßreihen reduzierte sich die Streuung auf etwa 2%. Dies zeigt, wie exakt das neue Regelsystem arbeitet, indem es vorgewählte Temperaturprofile einzustellen und die Störgrößen auszuregeln vermag.

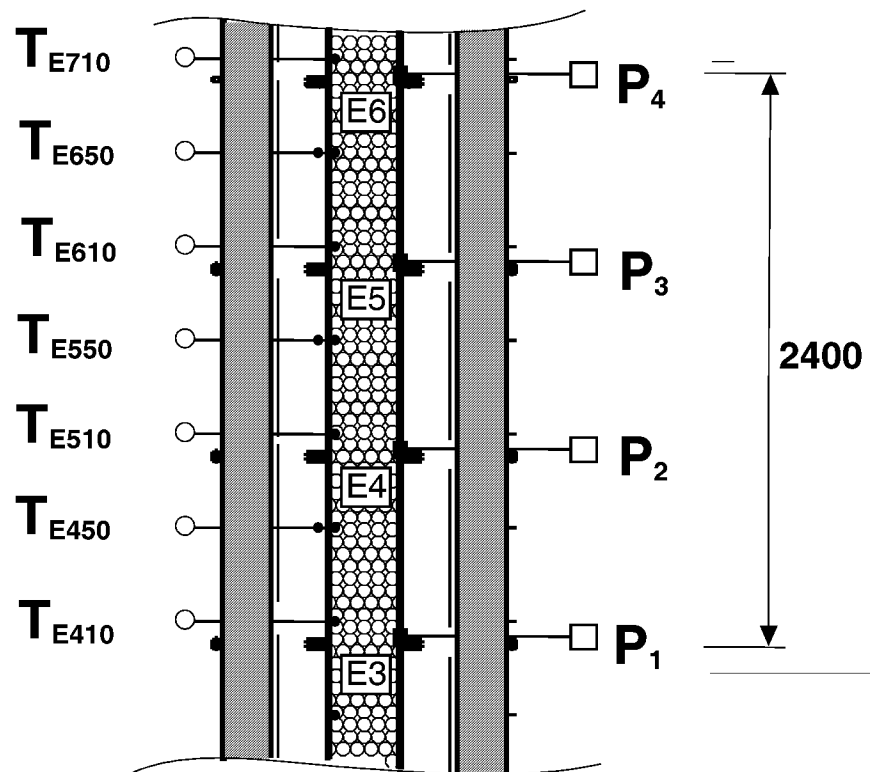


Abbildung 4.5: Aufbau zur Druckverlustmessung im Prüfstand NACOK für ein breites Temperaturfeld.

Parallel zur Bestimmung des Massenstroms wurde der Packungsdruckverlust der Kugelschüttung gemessen. Abbildung 4.5 zeigt den genutzten Aufbau. Hierzu wurden nach Kalibrierung des Druckdifferenzmeßgeräts zuerst beim geschlossenen Kanal die Drücke an P_1 und P_4 gemessen. Diese Meßpunkte haben einen geodätischen Höhenunterschied von 2,4 m. (Bemerkung: Die Messungen an P_2 und P_3 dienten der Meßwertkontrolle). Da in diesem Falle aufgrund der fehlenden Durchströmung auch kein Druckverlust an der Kugelschüttung erzeugt wird, mißt das Druckdifferenzmeßgerät nur die Druckdifferenz Δp_{geo} aufgrund des geodätischen Höhenunterschieds der Meßpunkte. Dieses Δp_{geo} muß von dem bei Durchströmung gemessenen $\Delta p_{gemessen}$ abgezogen werden, da sonst der reine Druckverlust aufgrund der Umströmung der Kugeln zu hoch bewertet würde. Somit ergibt sich für den Druckverlust in der Kugelschüttung (KS) über eine Länge von 2,4 m gemessen:

$$\Delta p_{KS,2,4m} = \Delta p_{gemessen} - \Delta p_{geo} . \quad (4.13)$$

Der geodätische Druckunterschied kann auch über einen zweiten Weg bestimmt werden:

$$\Delta p_{geo} = \frac{p_u}{R_L} \cdot g \cdot \Delta h \cdot \left(\frac{1}{\bar{T}_{Halle}} - \frac{1}{\bar{T}_{KS}} \right), \quad (4.14)$$

mit

$\bar{T}_{Halle}$ = aus den Werten der Temperaturmessung auf den Höhen P_1, P_2, P_3 und P_4 gemittelte Hallentemperatur,

$\bar{T}_{KS}$ = Lufttemperatur im Kanalinneren,

Δh = Länge des betrachteten Kugelschüttungsabschnitts.

Die in der Packung gemessene Lufttemperatur gleicht aufgrund der langen Verlaufsstrecke und der großen Wärmekapazität der Packung immer nahezu der vorgegebenen Heiztemperatur. Um auch hier etwaige Meßfehler zu unterbinden, wurde 10 Minuten lang alle 10 sec der Druckdifferenzwert festgehalten und gemittelt. Die Darstellung und Diskussion der Druckmeßwerte erfolgt in Kapitel 4.3.

4.2.2 Darstellung und Diskussion der Ergebnisse

Wie schon begründet wurde, bildet sich die Konvektionsströmung so aus, daß die Auftriebskraft mit der Druckverlustkraft aufgrund der Reibung in der Kugelsäule im dynamischen Gleichgewicht steht. Der Auftrieb wird maßgeblich durch die Stoffeigenschaft Dichte ρ des Gases bestimmt, das Druckverlustverhalten jedoch orientiert sich an der dynamischen Viskosität η . Abbildung 4.6 zeigt beide Stoffgrößen im entscheidenden Temperaturfenster von 0°C bis 1000°C. Die Formeln 4.15 und 4.16 geben die genutzten temperaturabhängigen Funktionen an.

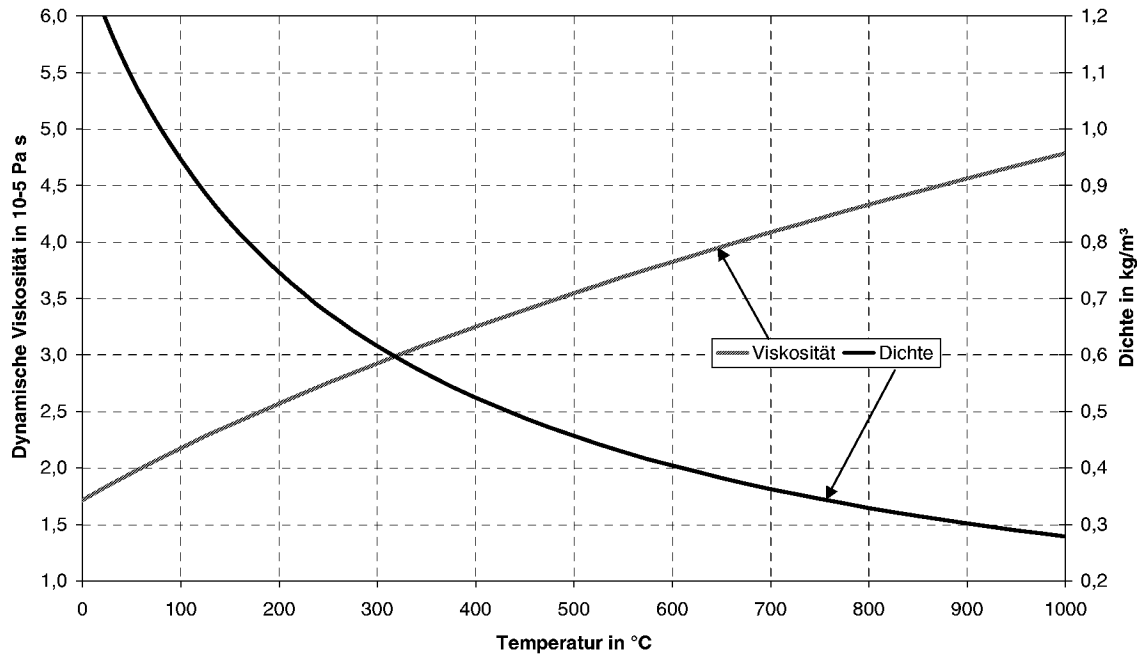


Abbildung 4.6: Das Verhalten der Dichte ρ und der dynamischen Viskosität η für Luft im Temperaturbereich von 0 bis 1000°C bei $p = 1013 \text{ hPa}$.

Mit den Funktionen:

$$\eta_{\text{Luft}} = \frac{1,4578 \cdot 10^{-6} \cdot \sqrt{T}}{1 + \frac{110,4}{T}}, \quad (4.15)$$

$$\rho_{\text{Luft}} = 1,2923 \cdot \frac{T_0}{T} \cdot \frac{p}{p_0} - 5,0142 \cdot 10^{-4} \cdot \frac{T_0}{T} \cdot \left(\frac{p}{p_0} \right)^2 + 2,8831 \cdot 10^{-4} \cdot \frac{T_0}{T} \cdot \left(\frac{p}{p_0} \right)^2 \cdot \left| \frac{650 - T}{T_0} \right|^{3,4} \quad (4.16)$$

mit

T = Temperatur zum Meßzeitpunkt in Kelvin

$T_0 = 273,16 \text{ K}$ = absolute Temperatur,

p = Druck zum Meßzeitpunkt in Pascal

$p_0 = 1,01 \cdot 10^5 \text{ Pa}$ = atmosphärischer Druck.

Steigt die Temperatur der Luft im Prüfstand, so fällt die Dichte und die Auftriebskraft steigt an. Die Viskosität jedoch steigt bei Temperaturerhöhung und der Reibwert in der Kugelschüttung somit auch. Diese beiden gegenläufigen Effekte bewirken, daß die Massenstromkurven im Bereich kleiner Temperaturdifferenzen zwischen Experimentierkanal und Rückführrohr ansteigen: der Auftriebsgewinn durch Dichteverlust ist entscheidend. Im weiteren Verlauf prägt sich ein Maximum aus. Der Effekt durch Dichteverlust und der gegenläufige Einfluß durch Viskositätsanstieg kompensieren sich. Bei höheren Temperaturunterschieden überwiegt die Druckverluststeigerung durch Viskositätsanstieg, so daß der Massendurchsatz sinkt, obwohl die Dichte weiter abfällt.

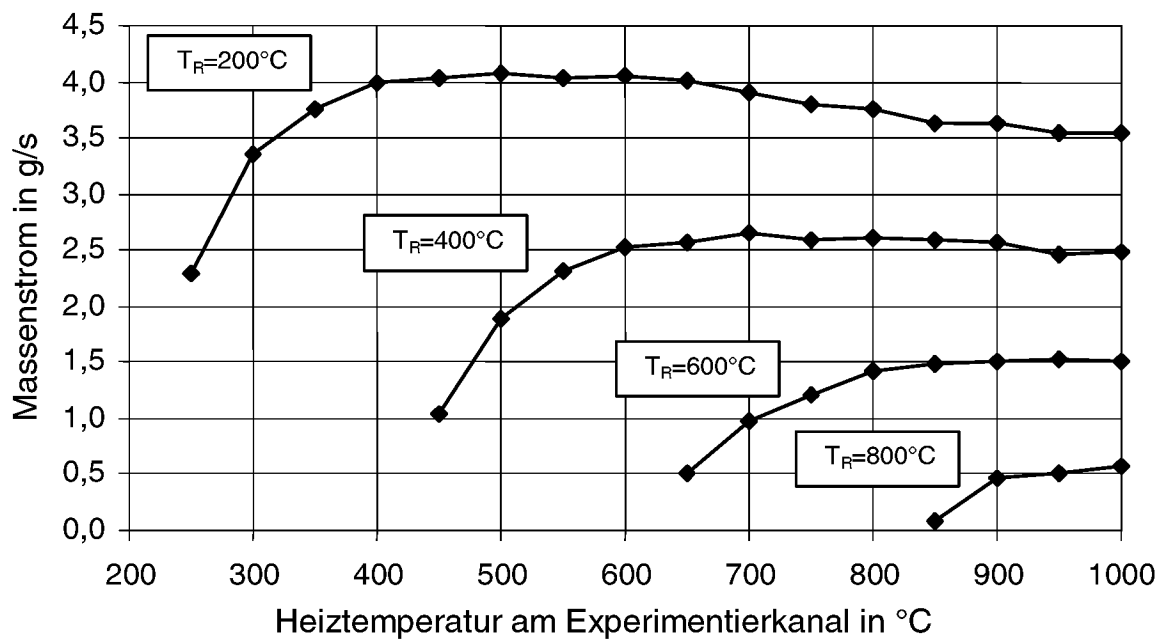


Abbildung 4.7: Ergebnis der Massenstrommessung im Prüfstand NACOK für ein breites Temperaturfeld. (1. von 4 Darstellungsarten)²⁵.
Parameter: Heiztemperatur am Rückführrohr T_R .

Die Darstellung der Massenstrommeßwerte in Abbildung 4.7 zeigt einen Verlauf, der durch die beschriebenen zwei gegenläufigen Mechanismen geprägt ist, wie er bei der Verwendung von gasförmigen Fluiden charakteristisch ist.

Die durch Messung bestimmten Punkte sind im folgenden durch definierte Zeichen (Rauten, Quadrate, Kreise etc.) gekennzeichnet. Diese Meßpunkte sind zur besseren Visualisierung durch Linien verbunden, um den qualitativen Verlauf vergleichen und Tendenzen erkennen zu können. Diese Linien sind nicht als Ausgleichsfunktionen oder ähnliches zu verstehen.

Die Form der Darstellung aus Abbildung 4.7 ist für eine Übersicht über den gewählten Temperaturbereich und eine schnelle Vergleichbarkeit eventuell nachträglich gemessener Werte nützlich, doch sie soll nun schrittweise verfeinert werden, um zu einer Darstellungsweise zu gelangen, die alle relevanten physikalischen Zusammenhänge erfaßt und somit die Vergleichbarkeit aller Meßwerte innerhalb eines Diagramms erlaubt. Im ersten Schritt wird Gleichung 4.7 genutzt. Es ergibt sich eine Darstellung nach Abbildung 4.8. Hier wird der Massenstrom über der mittleren treibenden Temperturdifferenz aufgetragen.

Doch auch diese Art der Darstellung erfaßt die Problematik nicht vollständig, da der physikalische Hintergrund – das Ändern aller anderen Strömungsparameter durch das Ändern der Temperatur – nicht vollständig abgebildet wird, denn nicht nur der Temperaturunterschied in Kelvin ist maßgebend, sondern auch das Temperaturniveau, auf welchem diese Erhöhung geschieht. Dies wird deutlich, wenn man sich die Auswirkung der Erhöhung von 250°C auf 300°C Heiztemperatur bei der

²⁵ Die Abbildungen 4.7, 4.8, 4.9 und 4.10 bilden einer Einheit.

200er Meßreihe anschaut (es ist eine deutliche Massenstromzunahme zu beobachten); betrachtet man jetzt eine gleich große Temperaturerhöhung von 950°C auf 1000°C , so zeigt sich eine Massenstromreduktion. Eine exaktere Darstellung der Auftriebsverhältnisse soll nun in Abbildung 4.9 mit Hilfe von Gleichung 4.4 erreicht werden. Hier ist auf der Ordinate die durch die mittlere treibende Temperaturdifferenz aus Abbildung 4.8 aufgeprägte mittlere treibende Dichtedifferenz aufgetragen.

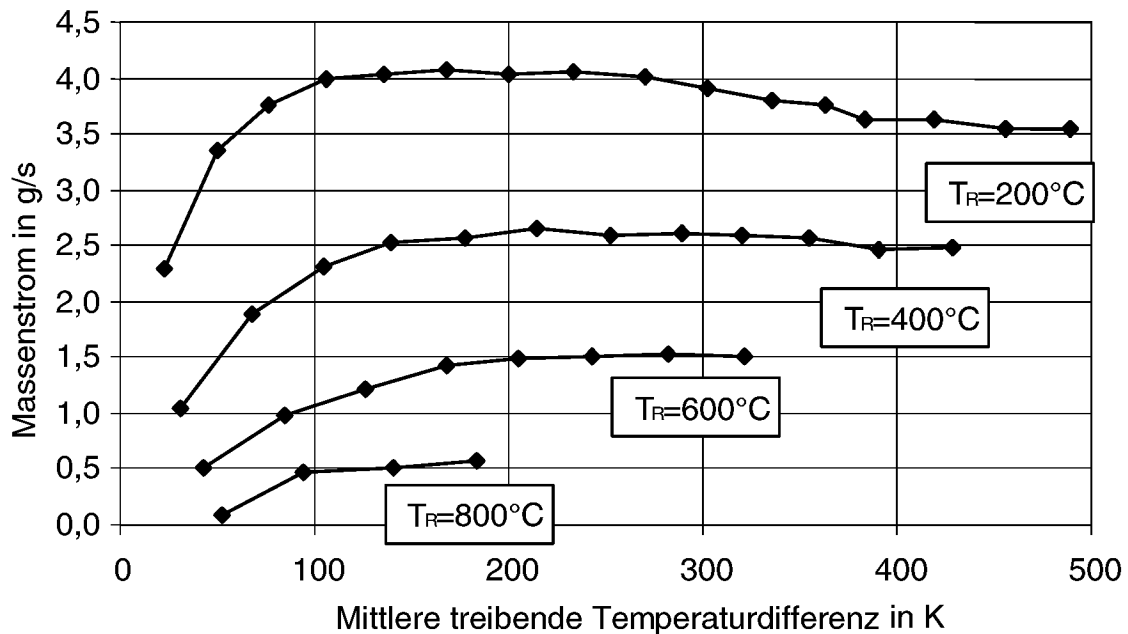


Abbildung 4.8: Darstellung des freien Konvektionsmassenstroms über der treibenden Temperaturdifferenz (2. von 4 Darstellungsarten). Parameter: Heiztemperatur am Rückführrohr T_R .

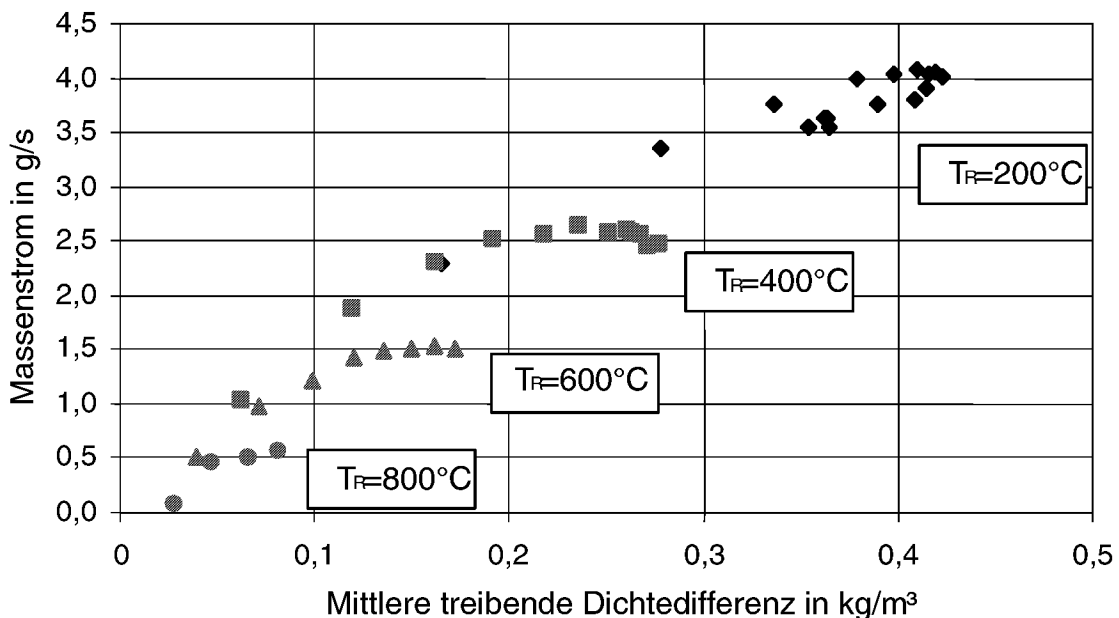


Abbildung 4.9: Darstellung des freien Konvektionsmassenstroms über der treibenden Dichtedifferenz (3. von 4 Darstellungsarten). Parameter: Heiztemperatur am Rückführrohr T_R .

Diese Darstellungsart berücksichtigt jedoch nicht, daß die mittlere Temperatur des Fluids (nach Gleichung 4.6) in der Kugelpackung nicht an die mittlere treibende Temperaturdifferenz gekoppelt ist, sondern sich im Gegenteil erheblich unterscheiden kann. Erstere beeinflusst die Viskosität und somit den Packungsdruckverlust der Kugelsäule, letztere ist für den Auftrieb maßgeblich. Somit liegen für jeden Meßpunkt verschiedene Druckverluste vor. Um doch zu einer vergleichenden Darstellung zu kommen, die alle physikalisch relevanten Beziehungen vollständig beschreibt, soll auf das Kennzahlensystem, das in [13], Kap. 4.13, Seite 27ff. abgeleitet wurde, zurückgegriffen werden.

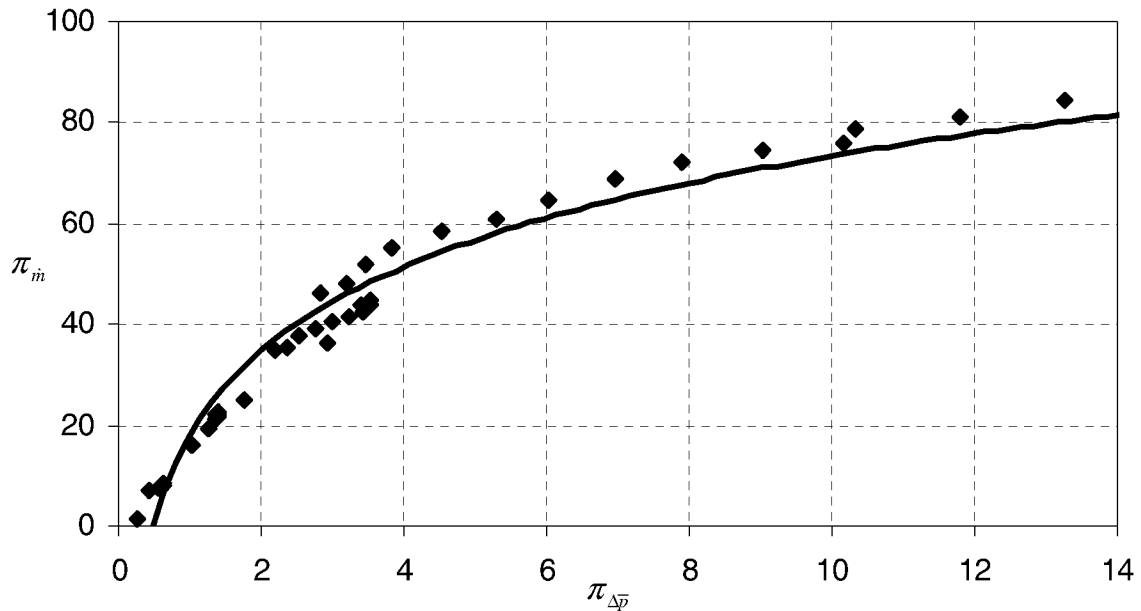


Abbildung 4.10: Darstellung des freien Konvektionsmassenstroms in dimensionsloser Form über der ebenfalls dimensionslosen treibenden Dichtedifferenz (4. von 4 Darstellungsarten).

Die beiden dimensionslosen Kennzahlen setzen sich wie folgt zusammen:

$$\pi_{\dot{m}} = \frac{\dot{m} \cdot d}{A \cdot \eta_{KS}}, \quad (4.17)$$

mit

$\pi_{\dot{m}}$ = dimensionsloser Massenstrom,

$$\pi_{\Delta \bar{\rho}} = \frac{g \cdot \Delta \bar{\rho} \cdot d^3 \cdot \rho_{KS}}{\eta_{KS}^2}, \quad (4.18)$$

mit

$\pi_{\Delta \bar{\rho}}$ = dimensionslose treibende Dichtedifferenz.

Die Verwendung der angeführten Kennzahlen erlaubt die Erfassung aller Einflußfaktoren und bietet so eine sehr komprimierte und aussagekräftige Darstellungsart. Die Unterscheidung nach Meßreihe kann somit jetzt wegfallen. Man erkennt anhand einer Trendlinie, daß alle Meßwertpaarungen denselben

Kurvenverlauf beschreiben und somit denselben physikalischen Grundlagen gehorchen. Die Streuung der Meßwertpaare ist als sehr gering zu erkennen.

Allgemein erlauben es Kennzahlentheorien, die Einflußparameter zu sortieren und sie nach ihrer Abhängigkeit so zusammenzustellen, daß eine deutliche Reduktion der Parameter erfolgt. Auch die wohlbekannten Re (Reynolds) –, Pr (Prandel) –, Gr (Grashof) – Zahlen entstammen dieser Vorgehensweise. Für den vorliegenden Fall wird also das Zusammenspiel zwischen der durch die Kugelsäule erzeugten Druckverlustkraft und der Auftriebskraft aufgrund des aufgeprägten Temperaturprofils exakt dargestellt. Durch die so dargestellten Meßpunkte kann eine Ausgleichsgerade gelegt werden, die auch eine Extrapolation in die angrenzenden Bereiche erlaubt, sofern dies für spätere Zwecke benötigt wird.

4.3 Der Druckverlust der NACOK - Kugelpackung

Durchströmt das Gas die Kugelschüttung, so wird es durch Umlenkung an den Kugeln gezwungen, einen längeren Strömungsweg zu nehmen als bei leerem Rohr. Diese Strömungsumlenkung bewirkt einen zusätzlichen Druckverlust. In der Literatur gibt es zwei grundlegend verschiedene Arten, den Druckverlust einer Kugelschüttung zu beschreiben:

1. Die Einführung eines hydraulischen Durchmessers.
2. Das Zurückführen auf die Umströmung einer einzelnen Kugel.

Die erste Theorie ersetzt die reale Kugelschüttung durch eine Parallelschaltung vieler kleiner Strömungskanäle, auf die dann die bekannte Druckverlustbeziehung für Einphasenrohrströmungen angewendet werden kann. Hier geschieht die entscheidende Abstraktion durch die Wahl eines speziellen „hydraulischen Durchmessers“ als charakteristische Rohrabmessung für die Einzelrohre. Diese Vorgehensweise führt zu Druckverlustbeziehungen, die in Ergun [25] zum erstenmal beschrieben wurden.²⁶

$$\left(\frac{(p_o - p_L) \cdot \rho}{G_o^2} \right) \cdot \left(\frac{D_p}{L} \right) \cdot \left(\frac{\varepsilon^3}{1 - \varepsilon} \right) = 150 \cdot \frac{1 - \varepsilon}{D_p} \cdot \frac{G_o}{\mu} + 1,75. \quad (4.19)$$

Diese Gleichung berücksichtigt auch kantige Partikel, doch der Kugelhaufen besteht aus - wie der Name schon sagt – kugelförmigen Körpern. Hier gibt Brauer [26] eine verbesserte Korrelation an, die auf der Auswertung von Messungen an Kugelschüttungen beruht:

$$\frac{\Delta p}{\Delta L} = 160 \cdot \frac{(1 - \varepsilon)^2}{\varepsilon^3} \cdot \frac{\eta \cdot v}{d_p^2} + 3,1 \cdot \frac{1 - \varepsilon}{\varepsilon^3} \cdot \frac{\rho_f \cdot v^2}{d_p^2} \cdot \left[\frac{\eta \cdot (1 - \varepsilon)}{\rho_f \cdot v \cdot d_p} \right]^{0,1}. \quad (4.20)$$

Aus einer ähnlichen Vorgehensweise ergibt sich bei Blake – Kozeny [27] eine etwas vereinfachte Beziehung:

²⁶ Die Gleichungen 4.16 bis 4.22 sind den Vorlagen unverändert entnommen worden. Eine Zusammenführung auf ein gemeinsames Variablenmuster wird in Gleichung 4.26 durchgeführt.

$$v_0 = \frac{p_0 - p_L}{L} \cdot \frac{D_p^2}{150\mu} \cdot \frac{\varepsilon^3}{(1-\varepsilon)^2}. \quad (4.21)$$

Wird nun der zweite Weg zur Beschreibung des Gesamtdruckverlustes gewählt – die Umströmung von Einzelkörpern – so ergibt sich nach Molerus [28] eine Abhängigkeit des Druckverlustes nach einer weiteren Kennzahl, der Euler – Zahl Eu,

$$Eu \equiv \frac{4}{3} \cdot \frac{\Delta p}{\rho_f v^2} \cdot \frac{\bar{d}_p}{\Delta L} \cdot \frac{\varepsilon^2}{1-\varepsilon}, \quad (4.22a)$$

welche für konkrete Fälle aus folgenden Beziehungen bestimmt werden kann:

$$Eu = \frac{24}{Re} \left\{ 1 + 0,692 \cdot \left[\frac{r_0}{\delta} + 0,5 \cdot \left(\frac{r_0}{\delta} \right) \right] \right\} + \frac{4}{\sqrt{Re}} \left[1 + 0,12 \cdot \left(\frac{r_0}{\delta} \right)^{1,5} \right] + \left[0,4 + 0,891 \cdot \frac{r_0}{\delta} \cdot Re^{-0,1} \right], \quad (4.22b)$$

mit

$$\frac{r_0}{\delta} = \left[\frac{0,95}{\sqrt[3]{1-\varepsilon}} - 1 \right]^{-1} \quad \text{und} \quad Re \equiv \frac{v \cdot \bar{d}_p}{\varepsilon \cdot \nu}. \quad (4.22c)$$

Neben diesen sehr speziellen, aus Messungen abgeleiteten Druckverlustgesetzen gibt es sehr einfache Abschätzungen aus Standardlehrbüchern, die zum Vergleich mit aufgeführt werden sollen. Hier sollen aus der großen Fülle exemplarisch 2 ausgewählt werden: Der Dubbel [49] und der VDI –Wärmeatlas [21]. Der Dubbel liefert eine sehr einfache Beziehung, die im Bereich kleiner Re - Zahlen (genaue Definition siehe Tabelle 4.4) zwar noch von der Re - Zahl abhängt. Bei turbulenter Umströmung jedoch ist nur noch das Verhältnis Durchmesser des Kanals (der die Schüttung aufnimmt) zu dem der Kugeln (die die Schüttung bilden) relevant:

$$\Delta p_V = \zeta \cdot \frac{\rho}{2} v^2, \quad (4.23a)$$

mit

$$\zeta = \lambda_F \cdot \frac{l_K}{d_K}, \quad (4.23b)$$

mit

$$\lambda_F = \frac{2000}{Re_K} \quad \text{für } Re_K \leq 10 \quad \text{und} \quad \lambda_F = 22 \quad \text{für } Re_K > 10. \quad (4.23c)$$

Der VDI – Wärmeatlas gibt für Kugelschüttungen eine Druckverlustbeziehung an, die die aus laminarer Strömung in leeren Rohren bekannte – und analytisch ableitbare – Beziehung $\frac{64}{Re}$ enthält:

$$\Delta p = \frac{1}{\psi} \cdot \mu_{\xi}^{\xi} \cdot \frac{H}{d'} \cdot \frac{\rho}{2} \cdot w_0^2 \quad (4.24a)$$

mit

$$\mu_{\xi}^{\xi} = 2,2 \cdot \left(\frac{64}{\text{Re}} + \frac{1,8}{\text{Re}^{0,1}} \right), \quad d' = \frac{2}{3} \cdot \frac{\psi}{1-\psi} \cdot d_{K'}, \quad \text{und} \quad \text{Re} = \frac{w_0 \cdot d'}{\psi \cdot \nu}. \quad (4.24b)$$

Der kerntechnische Ausschuß KTA [29] hat ein Regelwerk aufgestellt, welches die Auslegung und Berechnung von Reaktorkernen von gasgekühlten Reaktoren beschreibt. Hier wird im Abschnitt 3102.3 ein Druckverlustgesetz folgender Form angegeben:

$$\frac{\Delta p}{\Delta H} = \psi \cdot \frac{1-\varepsilon}{\varepsilon^3} \cdot \frac{1}{d} \cdot \frac{1}{2\rho} \cdot \left(\frac{\dot{m}}{A} \right)^2 \quad (4.25a)$$

mit

$$\psi = \frac{320}{\left(\frac{\text{Re}}{1-\varepsilon} \right)} + \frac{6}{\left(\frac{\text{Re}}{1-\varepsilon} \right)^{0,1}} \quad \text{und} \quad \text{Re} = \frac{\left(\frac{\dot{m}}{A} \right) \cdot d}{\eta}. \quad (4.25b)$$

Die Gleichungen 4.19 bis 4.25 entstammen verschiedener Literatur, in der verschiedene Formelzeichen verwendet werden. Um eine Vergleichbarkeit zu schaffen, werden die obenstehenden Gleichungen in eine gemeinsame Schreibweise überführt, die sich an die allgemeine Form der Rohrdruckverlust – Gleichung anlehnt:

$$\Delta p = \zeta \cdot \frac{l}{d} \cdot \frac{\rho}{2} \cdot v^2, \quad (4.26)$$

mit

- ζ = Druckverlustbeiwert,
- l = charakteristische Länge,
- d = charakteristischer Durchmesser,
- ρ = Dichte des Fluids,
- v = mittlere Strömungsgeschwindigkeit.

Auf die Bedürfnisse der NACOK Kugelsäule zugeschnitten lautet Gleichung 4.26:

$$\Delta p = \zeta \cdot \frac{h}{d_K} \cdot \frac{\rho}{2} \cdot v^2, \quad (4.27)$$

mit

- ζ = Druckverlustbeiwert,
- h = Länge (= Höhe) der Kugelpackung = 5 m,
- d_K = Kugeldurchmesser (60mm),
- ρ = Dichte des Fluids,
- v = mittlere Strömungsgeschwindigkeit im leeren Rohr.

Alle obengenannten Druckverlustgesetze können durch Umformungen in die Form der Gleichung 4.27 gebracht werden, so daß sich nun die verschiedenen

Bestimmungen der jeweiligen ζ leicht beschreiben lassen. Tabelle 4.4 zeigt die ζ – Werte im Überblick:

Tabelle 4.4: Übersicht über die Bestimmung der Druckverlustbeiwerte ζ für verschiedene Packungsdruckverlustgesetze.

Literatur	Bestimmung des ζ – Werte	Bemerkung
Dubbel [49]	$\frac{2000}{Re}$ für $Re \leq 10$ und 22 für $Re > 10$ und $\frac{d}{d_k} = 5,6$	einfachste Struktur nur für eine grobe Abschätzung verwendbar
Blake – Kozeny [27]	$\frac{300}{Re} \cdot \frac{(1-\varepsilon)^2}{\varepsilon^3}$	
Ergun [25]	$\frac{300}{Re} \cdot \frac{(1-\varepsilon)^2}{\varepsilon^3} + 3,5 \cdot \frac{1-\varepsilon}{\varepsilon^2}$	für kantige Körper
Brauer [26]	$\frac{320}{Re} \cdot \frac{(1-\varepsilon)^2}{\varepsilon^3} + 6,2 \cdot \left(\frac{1-\varepsilon}{Re}\right)^{0,1} \cdot \frac{1-\varepsilon}{\varepsilon^2}$	
VDI Wärmeatlas [21]	$6,6 \cdot \left(\frac{64}{Re'} + \frac{1,8}{Re'^{0,1}}\right) \cdot \frac{1-\varepsilon}{\varepsilon^2}$	mit $Re' = \frac{2}{3} \cdot \frac{1}{1-\varepsilon} \cdot Re$
Molerus [28]	$\frac{3}{2} \cdot Eu \cdot \frac{1-\varepsilon}{\varepsilon^3}$	Bestimmung von Eu nach Gleichung 4.22b und c
KTA [29]	$\left(\frac{\frac{320}{Re}}{1-\varepsilon} + \frac{6}{\left(\frac{Re}{1-\varepsilon}\right)^{0,1}}\right) \cdot \frac{1-\varepsilon}{\varepsilon^2}$	beste Abbildung der Randbedingungen für einen Kugelhafenreaktor

Die Druckverlustbeiwerte sind, wie aus Tabelle 4.4 zu erkennen, nur eine Funktion der Re – Zahl und des Lückengrades ε . Der Lückengrad beträgt in der NACOK Kugelpackung, wie auch in der regellosen Schüttung des realen Kerns:

$$\varepsilon_{Modul} = \varepsilon_{NACOK} = \frac{Leervolumen}{Gesamtvolumen} = 0,395. \quad (4.28)$$

Die verwendete Re – Zahl ist die sogenannte Partikel – Reynoldszahl. In dieser wird – wie in der Literatur allgemein üblich – als hydraulischer Durchmesser der Durchmesser d_K der Kugeln verwendet, aus denen die Schüttung gebildet wird:

$$Re = \frac{v \cdot d_K}{\nu}, \quad (4.29)$$

mit

ν = kinematische Viskosität,

d_K = Kugeldurchmesser (für NACOK $\varnothing$ 60mm).

Wie mit Hilfe der oben abgeleiteten Umlaufgleichung 4.4 und 4.11 leicht abgeschätzt werden kann, liegen die zu erwartenden Massenströme unter 5 g/s, so daß unter den

weiteren relevanten Randbedingungen eine Betrachtung des Bereiches für den Druckverlustbeiwert von $10 \leq Re \leq 140$ als sinnvoll erscheint.

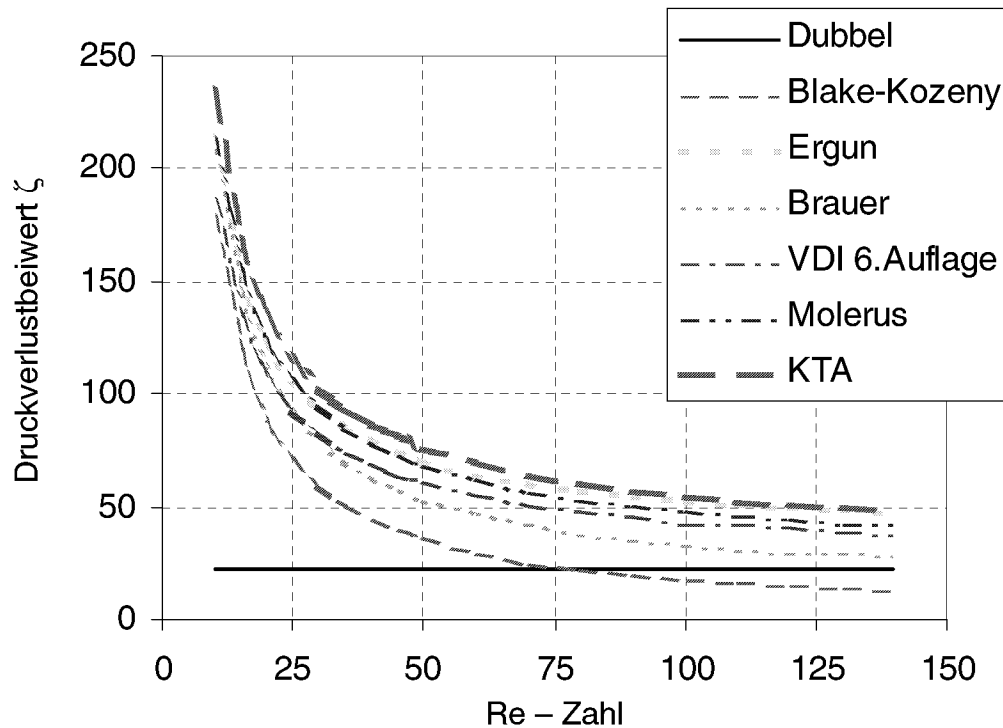


Abbildung 4.11: Graphischer Vergleich der in Tabelle 4.4 definierten Druckverlustbeiwerte.

Da sich dimensionsloser Druckverlustbeiwert und realer Druckverlust nach Gleichung 4.27 nur durch einen für alle Druckverlustgesetze konstanten Term unterscheiden, gibt Abbildung 4.11 direkt einen qualitativen Vergleich. Alle dargestellten Druckverlustbeziehungen geben die gleiche Größenordnung an. Dies läßt darauf schließen, daß auch Schüttungen aus verschiedenen Formkörpern doch in etwa den gleichen Grundgesetzen gehorchen. Man erkennt weiterhin, daß die Relation, die der Dubbel angibt, nur die Größenordnung absteckt, jedoch für exaktere Berechnungen nicht zu verwenden ist. Auch die einfache Beziehung nach Blake – Kozeny gibt deutlich zu geringe Werte an. Alle anderen Kurven liegen relativ „dicht“²⁷ beieinander und unterscheiden sich dadurch, daß sie in verschiedenartigen experimentellen Aufbauten gefunden wurden.

Bemerkung: Darcy [30] formuliert sein Druckverlustgesetz so, daß es von vornherein nur für einen speziellen Aufbau zutrifft, da es für die vollständige Beschreibung eine Angleichung aus experimentellen Daten braucht:

$$\Delta p = \frac{1}{B} \cdot h \eta v, \quad (4.30)$$

mit

B = experimentell zu ermittelnde „Durchlässigkeit“.

²⁷ Eine Abweichung von ± 10 Punkten vom Mittelwert ist für verschiedene experimentell ermittelte Beziehungen noch als gut zu betrachten.

Die KTA Regel gibt konservativ den höchsten Druckverlust an. Da sie speziell auf gasgekühlte Hochtemperaturreaktoren des Kugelhaufentyps zugeschnitten wurde, soll sie als Referenz für den Vergleich mit den in NACOK gefundenen experimentellen Werten dienen. Die in der Literatur beschriebenen Druckverlustgesetze werden in der Regel bei Zwangsdurchströmung ermittelt. Die Strömung in NACOK basiert jedoch auf Naturkonvektionsmechanismen. Die Anschauung sagt, daß es für den Druckverlust nicht von Interesse ist, wie die Strömung angetrieben wird, sondern daß allein die Gasparameter über den Druckverlust entscheiden. Um diese These zu untermauern, wurde folgende experimentelle Absicherung stichprobenartig bei verschiedenen treibenden Temperaturkombinationen (vgl. Tabelle 4.3) durchgeführt. Nachdem sich eine stationäre Durchströmung ausgebildet hatte und der entstehende Massenstrom protokolliert war, wurde die Naturkonvektionsströmung durch eine Zwangsdurchströmung ersetzt. Hierbei wurde auf das konkrete Einhalten der Randbedingungen geachtet. Das Ergebnis ist, daß sich der Wert des Druckverlustes nicht oder kaum änderte. Die Änderungen blieben jedoch immer unterhalb der Meßgenauigkeit des verwendeten Druckdifferenzmeßgerätes.

Die experimentelle Bestimmung des Druckverlustes in der heißen NACOK Kugelsäule gestaltete sich sehr schwierig, da aufgrund der niedrigen Differenzdrücke bis hinab zu wenigen Pascal kleinste Schwankungen im Massenstrom großen Einfluß auf den Druckverlust haben. Durch die Aufnahme vieler Meßwerte und deren Mittelung sowie die Vernachlässigung eindeutiger „Ausreißer“ ergaben sich die in Abbildung 4.12 dargestellten Werte.

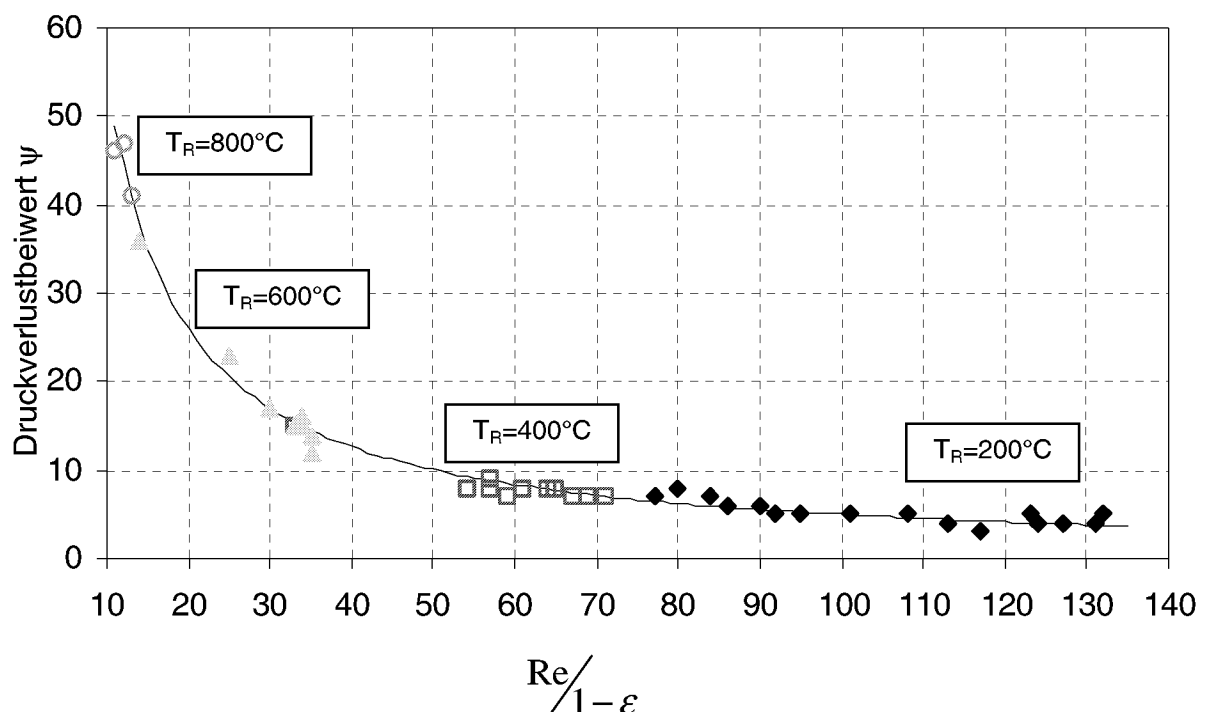


Abbildung 4.12: Die in NACOK gemessenen Druckverluste in der Darstellungsart des KTA – Regelwerks 3102.3 [29] mit Ausgleichsfunktion nach Gleichung 4.31b. Parameter: Heiztemperatur am Rückführrohr T_R .

Zur besseren Vergleichbarkeit zwischen KTA und NACOK – Meßwerten ist eine Auftragung des Druckverlustbeiwertes ψ über $Re / (1-\varepsilon)$ gewählt worden. ψ wird in folgender Form ausgedrückt:

$$\psi = \frac{A}{\frac{Re}{1-\varepsilon}} + \frac{B}{\left(\frac{Re}{1-\varepsilon}\right)^C}, \quad (4.31a)$$

(A, B, C freie Variablen)

Der erste Term der rechten Seite ist für kleine Re – Zahlen dominant. Dies ist der Fall, wenn der Reibungswiderstand überwiegt. Der zweite wird geprägt durch den „Formwiderstand“ (dieser beschreibt den Widerstand bei der Umströmung der Kugeln durch sukzessives Beschleunigen und Abbremsen). Im vorliegenden störfallrelevanten Bereich sind beide Terme von Bedeutung. Die Ausgleichskurve durch die NACOK Meßwerte ist auch der Form aus Gleichung 4.31a angepaßt. Dies hat zwei Gründe :

1. Die gleiche Darstellungsweise erlaubt eine einfachere Vergleichbarkeit des bestehenden und neu gefundenen Gesetzes.
2. Für die Validierung des Programmes DIREKT ist diese Form sehr zuträglich, da dort bereits das KTA Gesetz implementiert ist. Nun ist es nur noch nötig, die Parameter A, B und C im Eingabedatensatz neu zu belegen. Ein Eingriff in den Quellcode ist nicht notwendig.

Es ergeben sich für die Ausgleichskurve die Werte nach Tabelle 4.5.

Tabelle 4.5: Vergleich der Parameterbelegung zwischen KTA – Werten und neu bestimmten Werten für die NACOK – Kugelpackung.

Parameter	KTA Wert $1 < \frac{Re}{1-\varepsilon} \leq 10^5$	NACOK Wert $11 < \frac{Re}{1-\varepsilon} \leq 130$
A	320	505
B	6	0,1
C	0,1	0,1

Somit ist ψ für die NACOK Kugelpackung durch folgende Gleichung bestimmt:

$$\psi = \frac{505}{\frac{Re}{1-\varepsilon}} + \frac{0,1}{\left(\frac{Re}{1-\varepsilon}\right)^{0,1}} \quad (4.31b)$$

für den Bereich $7 < Re < 80$ bzw. $11 < \frac{Re}{1-\varepsilon} < 130$.

Deutlich ist zu erkennen, daß bei kleinen Re – Zahlen, also dann, wenn der Einfluß des Reibungswiderstandes überwiegt, die KTA – Werte überschritten werden. Dagegen fallen beide Kurven ab etwa $\frac{Re}{1-\varepsilon} \geq 30$ zusammen. Der Unterschied ergibt sich daraus, daß die NACOK – Kugelpackung aus den oben genannten Gründen (siehe Kapitel 2.3) eine regelmäßige Struktur hat, die KTA – Regel aber die

Verwendung eines Kugelhaufens, also einer statistischen regellosen Schüttung, vorsieht.

Im Kugelhaufen treten viele verschiedene Arten der Kugelstruktur auf. Abbildung 4.13 zeigt im Vergleich zur NACOK – Packungsstruktur beide Extrema für die Störung der Strömung. Die dichteste Packung liegt vor, wenn sich eine Kugel in der erhöhten Mitte vierer sich berührender Kugeln, die die Ecken eines Quadrats der Kantenlänge 120 mm bilden, befindet. Die loseste Packung – sehr geringer Reibungsverlust durch Umlenkung an Kugeln – liegt dann vor, wenn acht Kugeln sich so anordnen, daß sie einen Würfel bilden.

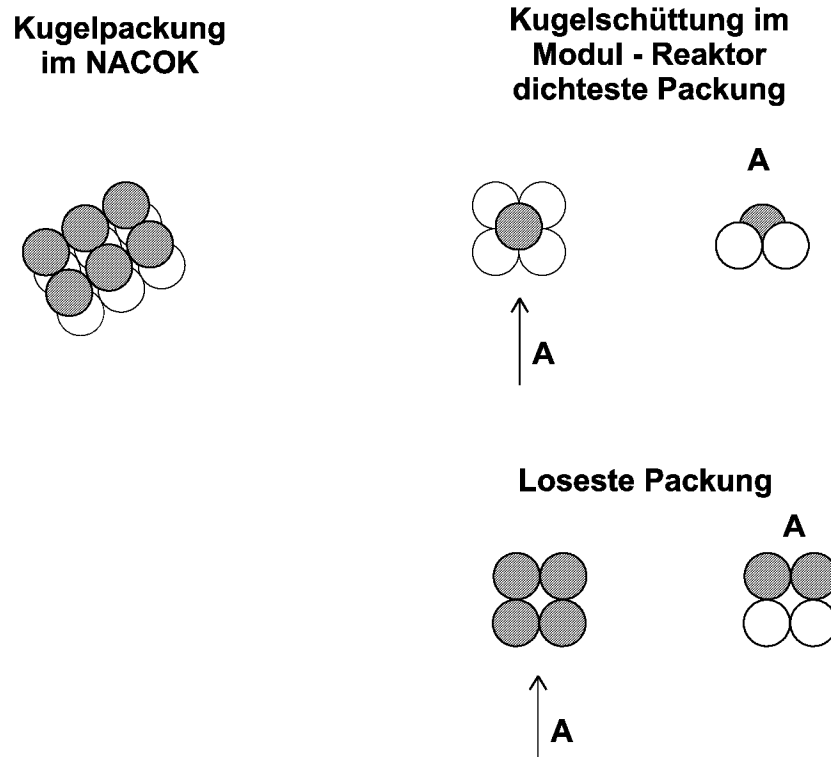


Abbildung 4.13: Mögliche Anordnungen der Brennelementkugeln in stochastischer regelloser Schüttung im Vergleich zur geordneten NACOK Packungsstruktur (vgl. auch Abbildung 2.11.).

In [13] wurde bereits ein erster Versuch unternommen, das Druckverlustverhalten in einer Gesetzmäßigkeit zu formulieren:

$$\psi = 3,4 + 1803 \cdot \left(\frac{\text{Re}}{1 - \varepsilon} \right)^{-1,435} \quad (4.32)$$

für den Bereich $13 < \text{Re} < 90$ bzw. $22 < \frac{\text{Re}}{1 - \varepsilon} < 150$,

doch da die Experimente dort einen deutlich kleineren Temperaturbereich abdeckten, war auch die Datenmenge zum Aufstellen dieses Gesetzes gering. Aus Abbildung 4.14 ist zu erkennen, daß der Druckverlust in Richtung kleinerer Re – Zahlen

überschätzt wird. Bei Re – Werten über 30 liegen beide Gesetze jedoch fast deckungsgleich²⁸.

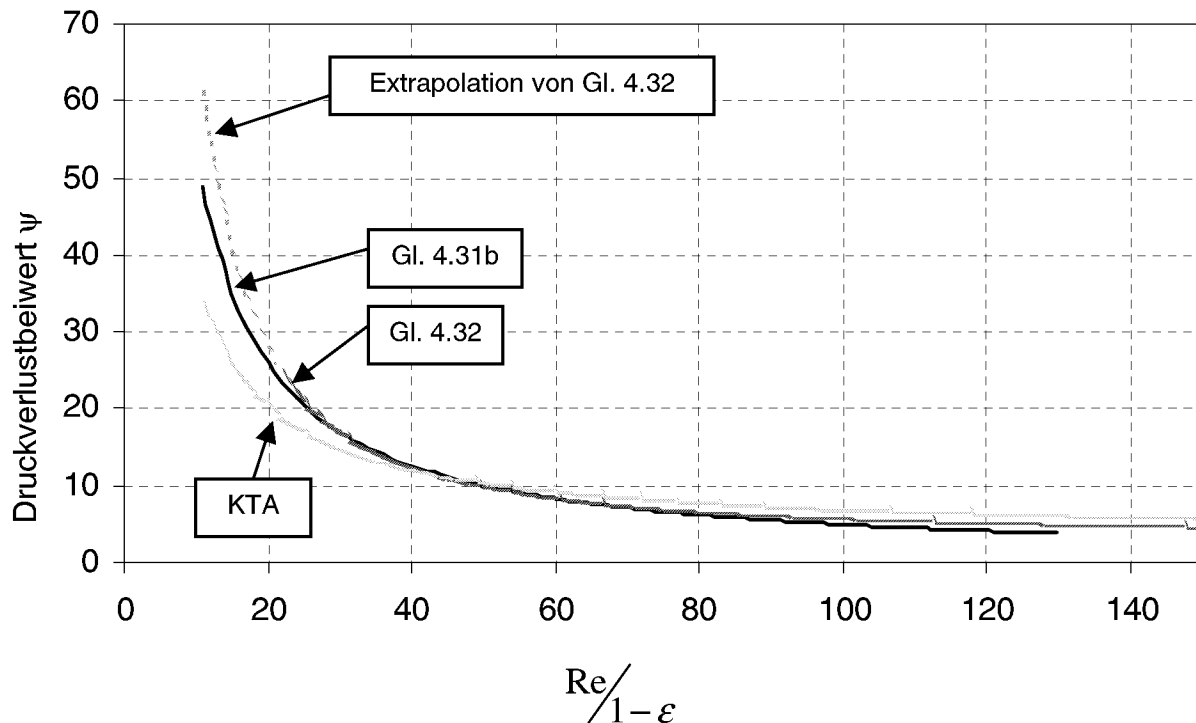


Abbildung 4.14: Vergleich der Ausgleichskurve (Gleichung 4.31b) für den Packungsdruckverlust mit dem Gesetz aus [13] (Gleichung 4.32), seiner Extrapolation und der KTA – Regel 3103.2.

Tabelle 4.6 zeigt exemplarisch einige absolute Werte zum Vergleich:

Tabelle 4.6: Vergleich einiger absoluter Druckverlustbeiwerte für den Bereich kleiner Re – Zahlen.

$Re / (1 - \varepsilon)$	Wert nach KTA	Wert für 4.31b	Wert nach 4.32
11	34	49	(61)
15	26	35	(40)
20	20	26	(28)
22	15	17	17
25	13	14	14
40	12	12	12

Außerdem ist die Form des Gesetzes aus Gleichung 4.31b für die programmiertechnische Verwendung aus den oben genannten Gründen ungünstiger. Aus Abbildung 4.15 geht hervor, daß bei früheren Messungen keine Meßwerte oberhalb von 800°C aufgenommen wurden. Weiterhin zeigen die Meßwerte für die Temperaturstufen 750 und 800°C eine Tendenz, mit steigender

²⁸ Dies ist auch ein Indiz dafür, daß trotz einer Standzeit von ca. 3 Jahren und eines Totalumbaus mit NACOK reproduzierbare Daten erzeugt werden können.

Rückführrohrtemperatur den Erwartungswert zu überschätzen. Zusätzlich wurde eine Meßreihe mit einer Heiztemperatur von 800°C am Rückführrohr durchgeführt.

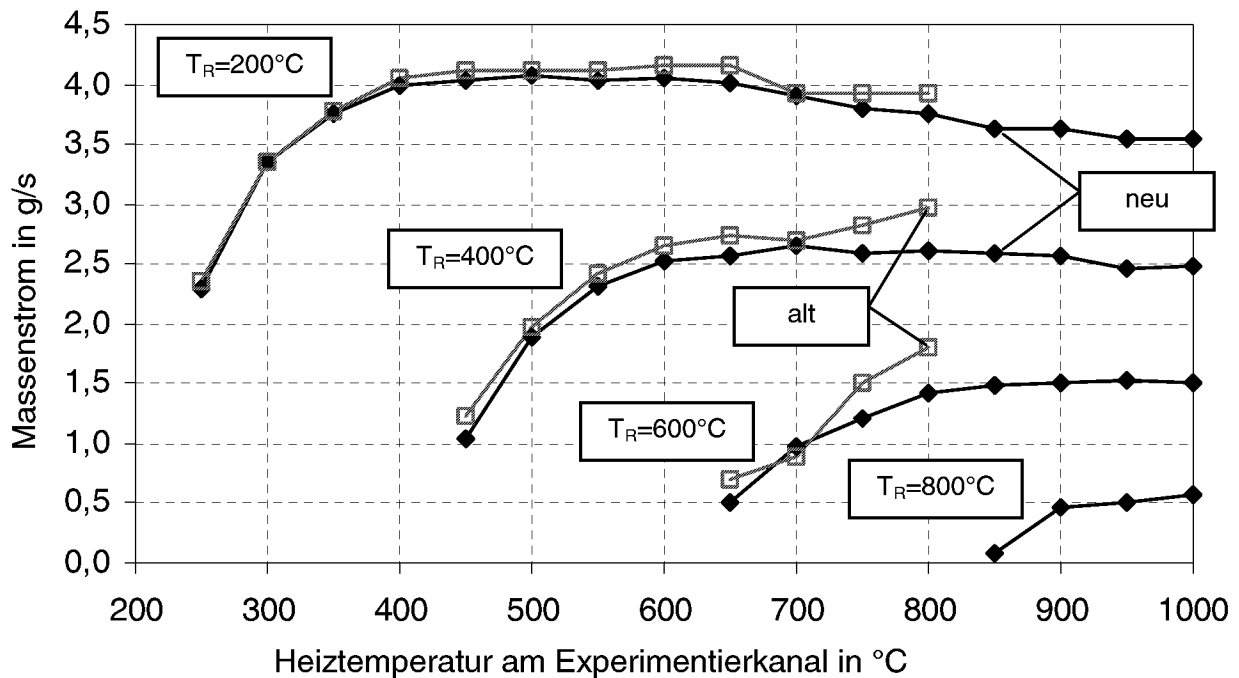


Abbildung 4.15: Vergleich früherer Massenstrom – Messungen für NACOK mit aktuellen Werten.

Die Ursache dafür, daß der Prüfstand NACOK nun deutlich genauere Meßdaten als bei früheren Arbeiten liefert, liegt in der aufwendigen Aufrüstungsarbeit (neues Betriebssystem, Neukalibrierung des Massenstromsensors etc.), die etwa 2/3 der gesamten Arbeitsphase ausfüllte.

Das hier neu ermittelte Druckverlustgesetz aus Gleichung 4,31b soll nun als Basis für die nachfolgenden Berechnungen des Programms DIREKT dienen.

4.4 Der Wärmeübergang im Prüfstand NACOK

Zur Beschreibung des Wärmeübergangsverhaltens werden halbempirische Gleichungen aus der Literatur [z.B. 23, 29, 31 – 33] verwendet. Diese Vorgehensweise entspricht der in [13], Kapitel 4.4.4 beschriebenen.

Grundlage der Beschreibung des Wärmeübergangs ist die Definitionsgleichung 4.33 für den Wärmeübergangskoeffizienten α :

$$\alpha = \frac{Nu \cdot \lambda}{d} . \quad (4.33)$$

Tabelle 4.7 zeigt die verwendeten Nu – Gesetze im Überblick:

Tabelle 4.7: Überblick über die zur Abbildung des Wärmeübergangs im Prüfstand NACOK verwendeten Nu – Gesetze.

Benennung des Experimentabschnitts	verwendetes Nu – Gesetz
Experimentierkanal unten, Experimentierkanal oben und Auslaßrohr	$Nu = \left\{ 49,4 + \left(1,615 \cdot Z^{\frac{1}{3}} - 0,7 \right)^3 + \left(\frac{2}{1 + 22 \text{Pr}} \right)^{\frac{1}{2}} \cdot Z^{\frac{3}{2}} \right\}^{\frac{1}{3}},$ mit $Z = \text{Re} \cdot \text{Pr} \cdot \frac{d}{l}$
Kugelschüttung	$Nu = \left\{ \left[2 + 0,56 \cdot \left(\frac{\text{Pr}}{0,846 + \text{Pr}} \cdot \text{Ra} \right)^{\frac{1}{4}} \right]^2 + \left(0,55 \cdot \text{Re}^{0,723} \cdot \text{Pr}^{\frac{1}{3}} \right)^2 \right\}^{\frac{1}{2}},$
Verbindungsrohr	$Nu = \sqrt{ \left\{ 4,36^2 + \left[0,055 \cdot \left(\frac{\text{Ra} \cdot \text{Pr}^{0,35}}{P_w^{0,25}} \right)^{0,4} \right]^2 \right\} },$
Rückführrohr	$Nu = \left[(0,575 \cdot \text{Ra}^{0,225})^3 + (3,66)^3 \right]^{\frac{1}{3}}.$

Für die Berechnung der Nu – Zahlen wird auf folgende Kennzahlen zurückgegriffen.

Kennzahl	Formel
Rayleigh – Zahl	$\text{Ra} = \frac{g \cdot d \cdot \rho^2 \cdot c_p \cdot (T - T_R)}{T \cdot \eta \cdot \lambda}, \quad (4.34)$ mit d = Innendurchmesser des Rohres ($\varnothing$ 125 mm), c_p = spezifische Wärmekapazität bei isobaren Zuständen, T = kalorisch gemittelte Temperatur des Fluids, T_R = Rohrtemperatur.
Prandtl – Zahl	$\text{Pr} = \frac{\eta}{c_p \cdot \lambda}. \quad (4.35)$
Rohr–wand–parameter	$P_w = \frac{\alpha \cdot d^2}{\lambda_R \cdot s_R}, \quad (4.36)$ mit λ_R = Wärmeleitfähigkeit des Rohrmaterials, s_R = Rohrwandstärke.

Alle Parameter, die nicht speziell indiziert sind, beziehen sich auf das Fluid.

Das Einströmrohr ist in Tabelle 4.7 nicht aufgeführt, denn dort erfolgt keine Beheizung und da das Versuchsmedium Luft aus der Experimentierhalle zuströmt, wird in diesem Rohrabschnitt keine Wärme ausgetauscht. Die Nu – Gesetze für den leeren Experimentierkanal sind sowohl unterhalb als auch oberhalb der Kugelsäule identisch. Auch das Ausströmrohr wird hier mit einbezogen. Die unterschiedliche

Lage beider Rohre wird programmintern berücksichtigt. Der unterschiedliche Wärmeübergang hängt hier nur von den verschiedenen Temperaturniveaus und damit von unterschiedlichen Dichten ab. Für die Wärmeübertragung in der Kugelschüttung wird eine an die KTA – Regel 3102.2 angelehnte Beziehung verwendet, die exakt auf die Bedingungen in der NACOK Kugelpackung zugeschnitten wurde [31].

Das Verbindungsrohr wird durch die in [13] aufgestellte Beziehung beschrieben. Die in die Ra – und Pr – Zahl einzusetzenden Stoffgrößen sind für die arithmetisch bestimmten Mitteltemperaturen aus Rohr– und Fluidtemperatur zu ermitteln. Für den dimensionslosen Rohrwandparameter P_w , der den Wärmetransport und die Temperaturverteilung in der Rohrwand beschreibt, darf die Rohrwandtemperatur als näherungsweise konstant angesehen werden. Dies liegt an der guten Wärmeleitfähigkeit des metallenen Rohres und der über den Umfang gleichmäßig aufgeprägten Heizleistung.

Im vertikalen Rückführrohr wird durch die dort auftretenden Differenzen zwischen den Temperaturen des Gases und denen des umgebenden Rohres das örtliche Geschwindigkeitsprofil beeinflusst. Gleichzeitig kann dies zu einer Verstärkung der Temperaturgradienten in direkter Wandnähe und somit zu einem verstärkten Wärmeübergang führen. Zur Beschreibung eines solchen Aufbaus wird in der Literatur [32] ein Ansatz gewählt, der sich aus zwei Anteilen zusammensetzt:

1. Wärmeübergang aufgrund der Hauptströmung, getrieben durch reine Zwangskonvektion.
2. Wärmeübergang aufgrund der überlagerten Nebenströmung, bedingt durch lokale freie Konvektion.

Dies führt zu folgender Gleichung :

$$Nu = \left(Nu_{frei}^A + Nu_{Zwang}^A \right)^{1/A}. \quad (4.37)$$

Hierbei kann Nu_{frei} durch eine Abhängigkeit von der Ra – Zahl ausgedrückt werden. Die Pr – Zahl in den Gleichungen der Tabelle 4.7 wird, da sie für Gase etwa einen Wert von $Pr = 0,7$ hat und für die Verhältnisse am Prüfstand NACOK als nahezu konstant anzusehen ist, einer ohnehin einzuführenden und noch näher zu bestimmenden Korrelationskonstanten zugerechnet. Beachtet man die Randbedingung konstanter Heiz– und somit nahezu konstanter Rohrwandtemperaturen, so ergibt sich für den Anteil der erzwungenen laminaren Strömung ein Wert von 3,66 für den Anteil mit Zwangskonvektionscharakter. Dieser Wert ist unabhängig von der Re – und/oder der Pr – Zahl. Verknüpft man diese Spezifikationen, so ergibt sich folgende Beziehung:

$$Nu = \left[\left(B \cdot Ra^C \right)^A + 3,66^A \right]^{1/A}. \quad (4.38)$$

Aus der Literatur werden für die Konstante A Werte im Bereich von $2 < A < 6$ angegeben. Die Konstanten B und C geben näherer Informationen über das Zusammenspiel der Temperatur– und der Geschwindigkeitsverteilung im Fluid. Diese

Korrelationskonstanten wurden durch Validierungsrechnungen mit Hilfe des Thermohydraulikprogramms DIREKT mit folgenden Werten belegt:

$$A = 3, \quad B = 0,575, \quad C = 0,225.$$

Somit entsteht die bereits in Tabelle 4.7 angegebene Beziehung.

4.5 Das Thermohydraulik Simulationsprogramm DIREKT

In den vorangegangenen Kapiteln wurde schon oft auf das Rechenprogramm DIREKT verwiesen. In diesem Kapitel ist eine kurze Beschreibung dieses Programms vorgesehen, dem ein Vergleich zwischen Meßwerten und berechneten Werten folgt. Zum Schluß wird eine Prognose für den Massenstrom, der sich im realen HTR – Modul – Reaktor im Falle eines 2F – Bruchs einstellen würde, berechnet. Der so ermittelte Massenstrom stellt die Randbedingung für die Langzeitkorrosionsversuche von Kapitel 6 dar.

Das am ISR entwickelte Thermohydraulikprogramm DIREKT ist „ein Rechenprogramm zur instationären, zweidimensionalen Simulation thermohydraulischer Transienten“ [34]. Es ermöglicht die Simulation des Einflusses verschiedener Parameter auf den Störfallablauf für Hochtemperaturreaktoren, z.B. des Typs HTR – Modul.

Als Ausgangszustand wird ein stationärer Betriebszustand gewählt, der um die normalen betrieblichen Transienten erweitert werden kann. Nun wird ein Störfall vorgegeben, z.B. der Abriß einer Meßleitung. Es erfolgt im ersten Schritt die Berechnung der durch die schnelle Druckentlastung entstehenden Druck-, Geschwindigkeits- und Temperaturtransienten für den Reaktorinnenraum, denn durch die Einbauten werden unterschiedliche Gasräume gebildet, die durch Verbindungen mit unterschiedlich hohen Strömungswiderständen voneinander getrennt sind. Bei der schnellen Druckentlastung sinkt der Druck in den Räumen, die der Leckstelle benachbart sind schneller als in weiter entfernten Räumen. Die so entstehende Druckdifferenz bedeutet eine zum Teil erhebliche Belastung der Einbauten²⁹. Nachdem wieder eine homogene Druckverteilung herrscht, kann nun DIREKT die durch Naturkonvektionsströmungen entstehenden Druck-, Geschwindigkeits- und Temperaturfelder berechnen. Dies ist sowohl möglich für geschlossene Systeme als auch für reine freie Konvektionsströmungen (Kaminströmungen) die z.B. durch den Abriß zweier Meßleitungen auf unterschiedlichen geodätischen Höhen verursacht werden. Natürlich gehört der für NACOK unterstellte 2F – Bruch auch zum Simulationsumfang.

Die Erweiterung der zur Verfügung stehenden Programmbibliotheken für Stoffwerte, die nicht in der HTR – Technik eingesetzte Materialien beschreiben (z.B. Schwerwasser), ermöglicht auch Berechnungen für Reaktorkonzepte, die sich grundlegend von der HTR – Technologie unterscheiden. Insbesondere die Baulinien der schwerwassergekühlten Reaktoren ist hier ebenso zu nennen wie auch das Verhalten von Coreschmelzen im Falle eines Kernschmelzunfalls beim

²⁹ Diese Festigkeitsberechnungen liefern einen Betrag zur Bestimmung der „mechanischen Stabilität“ vgl. Kapitel 1.2, siehe auch [15].

fortschrittlichen Druckwasserreaktor EPR (European Pressurised Water Reactor). Die Struktur des Programms DIREKT baut sich aus zwei Haupt – Modulen auf:

1. Der Berechnungsteil für Feststoffe und nichtbewegte Fluide.
2. Der Berechnungsteil für bewegte Fluide.

Im Feststoffteil wird die Erhaltungsgleichung für Energie stationär bzw. instationär gelöst. Hier stehen umfangreiche Bibliotheken für Stoffwerte verschiedener Materialien zur Verfügung. Das sich ergebende Feststofftemperaturfeld wird durch ein iteratives Einzelschrittverfahren erzeugt.

Im Konvektionsteil werden die Erhaltungsgleichungen für Energie, Impuls und die Kontinuitätsgleichung sowohl stationär und instationär als auch quasistationär gelöst. Auch für Fluide stehen Stoffwerte für verschiedene Temperaturbereiche bereit. Die Ergebnisse werden als Felder für Relativdruck und Fluidtemperatur dargestellt, die durch die Anwendung eines geschlossenen direkten Lösungsverfahrens bestimmt wurden.

4.5.1 Die Abbildung des Prüfstands NACOK in DIREKT

Abbildung 4.16 zeigt einen Schnitt durch die rotationssymmetrische Abbildung als Maschengitter. Man sieht, wie NACOK durch ein 98 x 20 Maschen umfassendes Maschengitterquadrat angenähert ist. Da das Rechenprogramm vorzugsweise rotationssymmetrische Komponenten in Zylindergeometrie bearbeitet, ist es in eine $r - z$ - Geometrie eingebettet. Als Mittellinie ($r = 0$) wurde die des Experimentierkanals gewählt. Dabei wurde die quadratische Grundfläche des Experimentierkanals durch eine kreisförmige so ersetzt, daß Flächengleichheit besteht. Das Verbindungsrohr ist nun als Kreisscheibe am oberen Ende des Maschengitters zu erkennen, in das der Experimentierkanal mündet. Um aber die Strömungsverhältnisse nicht zu verändern, wurde durch die Festlegung eines definierten hydraulischen Durchmessers für das Kreisscheibengitter die Durchströmung eines Rohres simuliert. Diese Verfahrensweise wurde auch bei der Abbildung des Rückführrohres angewandt, so daß hier das Maschengitter zwar einen Ringspalt zeigt, die Strömung jedoch nur in einem einfachen $\varnothing 125$ mm – Rohr verläuft. Am unteren Ende fehlen sowohl Ein- und Auslaßrohr, da DIREKT voneinander abhängige Massenstromquellen und –senken nicht simuliert. Die Einlaßöffnung des Experimentierkanals und die Auslaßöffnung des Rückführrohres werden somit direkt verbunden. Um nun aber die Gegebenheiten in der Experimentenhalle (ruhende Luft, konstante Umgebungstemperatur) nachbilden zu können, wurde der Leervolumenanteil³⁰ der Maschen, die die unteren Kreisscheiben bilden stark vergrößert. Somit wurde ein sehr großer Beruhigungsraum geschaffen, der es dem ausströmenden Gas erlaubt, sich zu beruhigen und abzukühlen, so daß die Stoffwerte wieder die Ausgangswerte annehmen.

³⁰ Der physikalische Leervolumenanteil eines Raumes bzw. einer Masche ist 1 bzw. 100%. DIREKT erlaubt jedoch die abstrakte Vergrößerung auf Werte >1 .

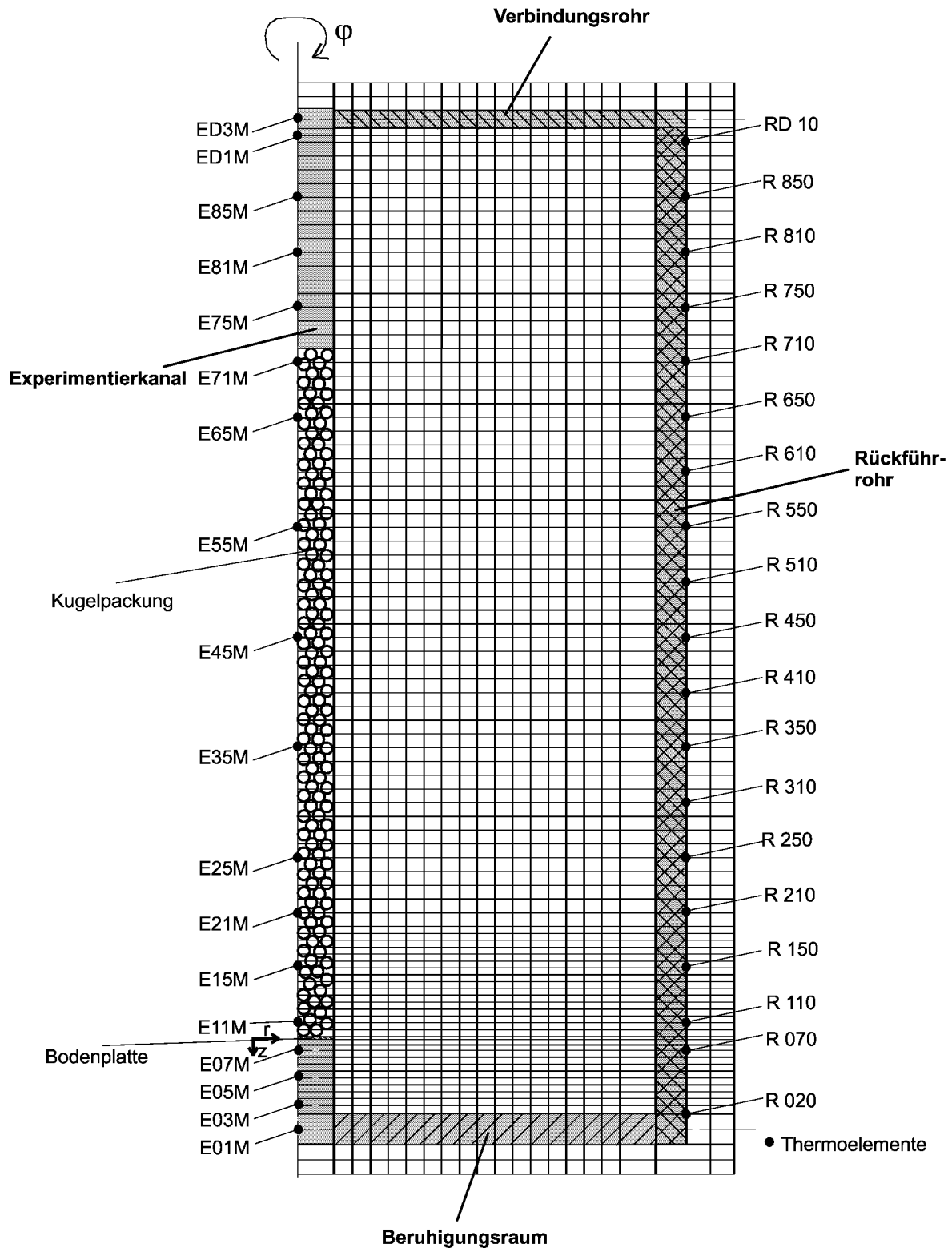


Abbildung 4.16: Die Abbildung des Prüfstands NACOK als DIREKT – Rechengitter zur Bestimmung des durch Naturkonvektion bedingten Massenstroms.

Im unteren Abbildungsbereich wurden sehr feine Maschen (50 mm) gewählt, da hier aufgrund der Ein- und Auslaufvorgänge große Temperaturgradienten vorliegen. Im mittleren und oberen Abschnitt wurde die Maschenhöhe auf 100 mm angehoben, da dort keine Beeinflussung mehr durch diese Vorgänge vorliegt. Beide Programmteile –

vgl. oben – greifen auf dieses Maschengitter zu. Innerhalb einer Masche herrscht Homogenität. Es werden also konstante Stoff- und Zustandsgrößen für die gesamte Masche angenommen. Den Bezugspunkt bildet die Maschenmitte. Eine stoffliche Zuordnung des Maschengitters erfolgt durch die Definition sogenannter „Regionen“. Dies meint die Zusammenfassung der Maschen zu einem Bereich, in dem gleiche Materialeigenschaften herrschen (z.B. gleiche Wärmeleitfähigkeitsgesetze). Die Regionen im Fluidprogrammteil fassen einen Bereich mit gleichen hydraulischen und geometrischen Eigenschaften zusammen (z.B. Lückengrad der Kugelschüttung, hydraulischer Durchmesser eines Rohrabchnitts). Die Berechnung der Temperatur-, Dichte- und der Strömungsgeschwindigkeitsfelder erfolgt abwechselnd im Feststoff- und im Fluidprogrammteil. Diese Einzelschrittrechnung mit Werteübergabe findet solange statt, bis die Lösung konvergiert und Abweichungen ein vorher bestimmtes Genauigkeitsmaß unterschreiten.

4.5.2 Darstellung und Vergleich der Simulationsergebnisse mit in NACOK ermittelten Meßwerten

Nachdem DIREKT um die speziell für die Abbildung von NACOK notwendigen Gesetzmäßigkeiten erweitert und ein praktikables Rechnetz festgelegt ist, sollen für dieselben Temperaturpaarungen, für die auch Meßwerte vorliegen, Simulationsberechnungen durchgeführt werden. Tabelle 4.3 gibt die Paare an, die als Grundlage bereits für Abbildung 4.7 genutzt wurden. Als erste Darstellungsart wird die sehr anschauliche Auftragung der Massenstromwerte über der Heiztemperatur am Experimentierkanal gewählt, wobei die Heiztemperatur am Rückführrohr als Parameter dient. Danach wird der Massenstrom erneut aufgetragen. Jetzt jedoch über der treibenden Temperaturdifferenz. Die Vorteile dieser Darstellungsart wurden in Kapitel 4.2.2 bereits eingehend erläutert. Dies führt zu den zwei nachfolgenden Diagrammen 4.17 und 4.18. Hierbei wurde die Beziehung nach Formel 4.8 genutzt, die nachfolgend noch einmal genannt werden soll. Die mittlere treibende Temperatur $\bar{T}$ wird folgendermaßen dem realen stetigen Verlauf angenähert.

$$\bar{T}_i = \frac{\sum_j T_{ij} \cdot x_j}{\sum_j x_j}, \quad (4.39)$$

mit

- x = Abschnittslänge,
- T = Zugeordnete Temperatur,
- i = Temperaturindex nach Tabelle 4.3,
- j = Laufvariable.

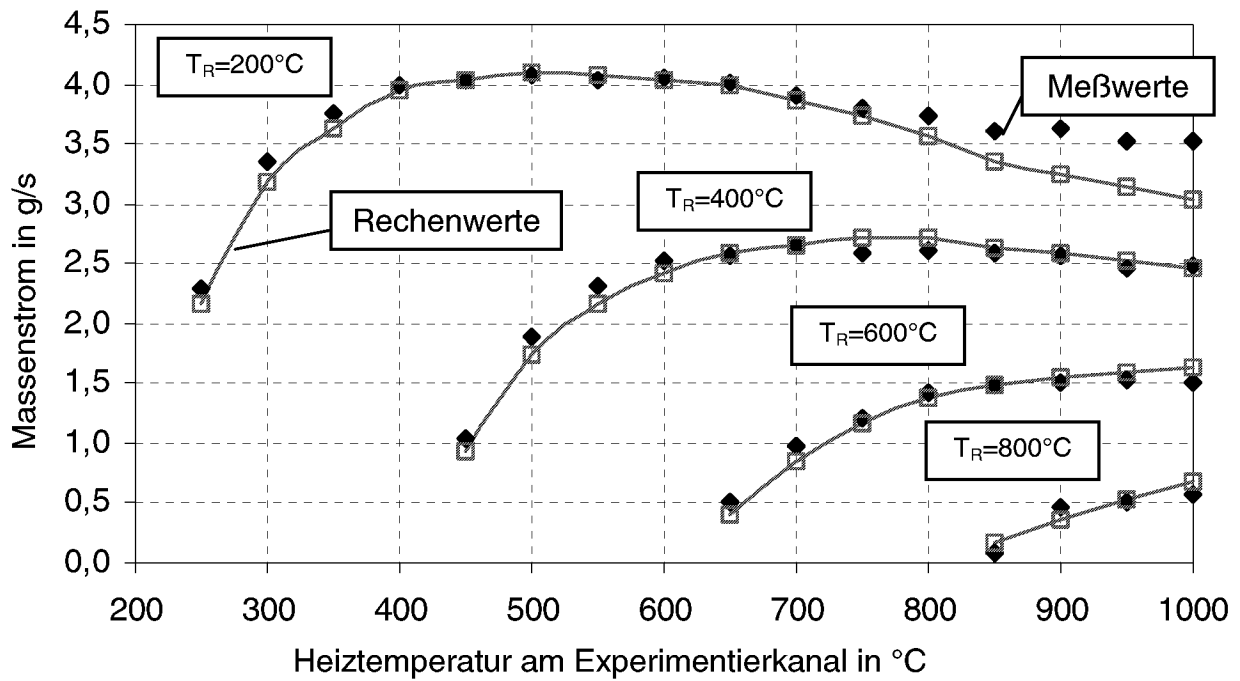


Abbildung 4.17: Vergleich der gemessenen Massenströme in NACOK mit den durch DIREKT berechneten Werten (1. von 2 Darstellungsarten). Parameter: Heiztemperatur am Rückführrohr T_R .

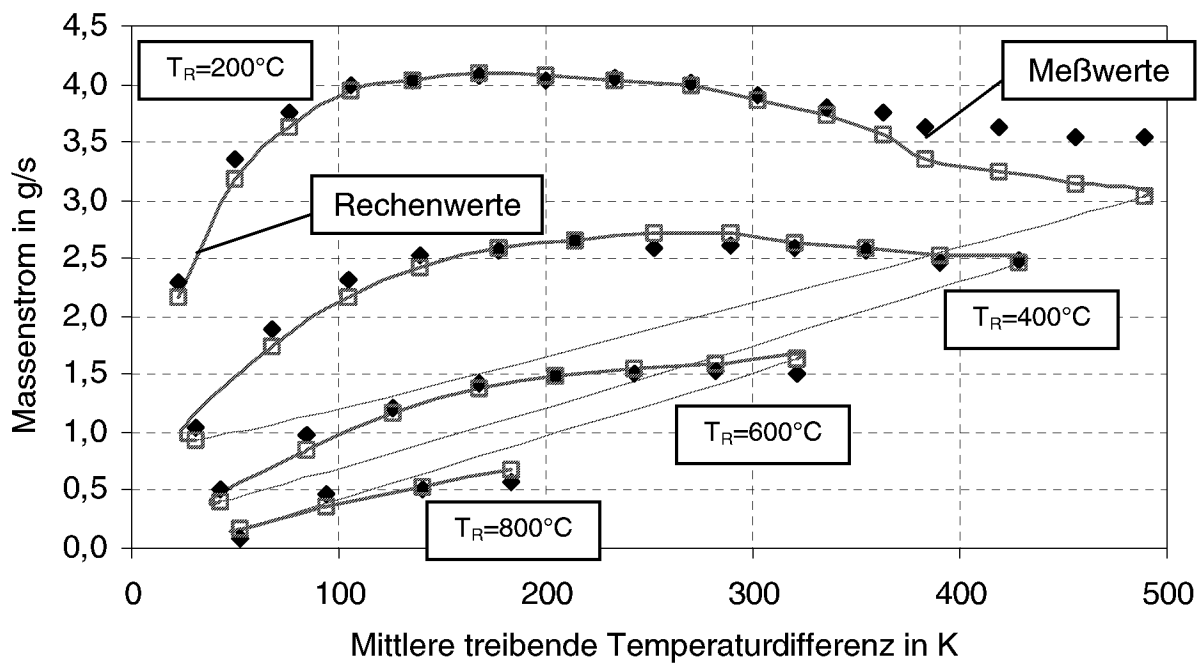


Abbildung 4.18: Vergleich der gemessenen Massenströme in NACOK mit den durch DIREKT berechneten Werten (2. von 2 Darstellungsarten). Parameter: Heiztemperatur am Rückführrohr T_R .

Aus den Abbildungen 4.17 und 4.18 ist zu ersehen, daß das Lösungsverfahren des Thermohydraulikprogramms DIREKT den bereits vorhergesagten Kurvenverlauf zeigt. Es wird nicht nur dieselbe Kurvenform getroffen, wie sie auch die Meßwertreihe zeigten, sondern Meßwert und berechneter Wert liegen fast deckungsgleich. Die größten Abweichungen zeigt die 200er Vergleichskurve ab etwa 800°C. Da dort die Temperaturdifferenz zwischen Experimentierkanal und Rückführrohr am größten ist ($\Delta T \geq 600K$), fallen die Unterschiede zwischen dem realen Prüfstand und der Abbildung im Programm am stärksten ins Gewicht. Da die anderen Kurven eine solch große Temperaturdifferenz gar nicht erreichen, zeigt sich das Unterschreiten der Meßwerte durch die berechneten Daten dort auch nicht. Aus Abbildung 4.18 ist zu erkennen, daß selbst bis hin zu sehr geringen Massenströmen ($\leq 1g/s$) sehr gute Übereinstimmung herrscht. Dies zeigt einerseits, daß der Prüfstand durch die Aufrüstungsmaßnahmen deutlich verbessert wurde und andererseits, daß das Lösungsverfahren unter Verwendung des NACOK Rechenmodells einen stabilen Verlauf und ein gutes Konvergenzverhalten aufweist. Werden nun bei der Berechnung der Massenströme die neu speziell für NACOK gefundenen Beziehungen nicht berücksichtigt, sondern „Standard“ Gesetze für Zwangsdurchströmung (z.B. KTA – Regeln 3102.2 und 3102.3) verwendet, so ergeben sich die mit Quadraten gekennzeichneten Kurven in Abbildung 4.19. Bei sehr hohem Temperaturniveau – also bei hoher Heiztemperatur am Rückführrohr – gleichen sich die berechneten Werte beider Verfahren stark an. Der Einfluß der neu aufgestellten Gesetzmäßigkeiten ist z.B. bei der 800er Kurve kaum mehr erkennbar. Wird jedoch die treibende Temperaturdifferenz größer und fällt das Grundtemperaturniveau, so sind die Unterschiede erheblich.

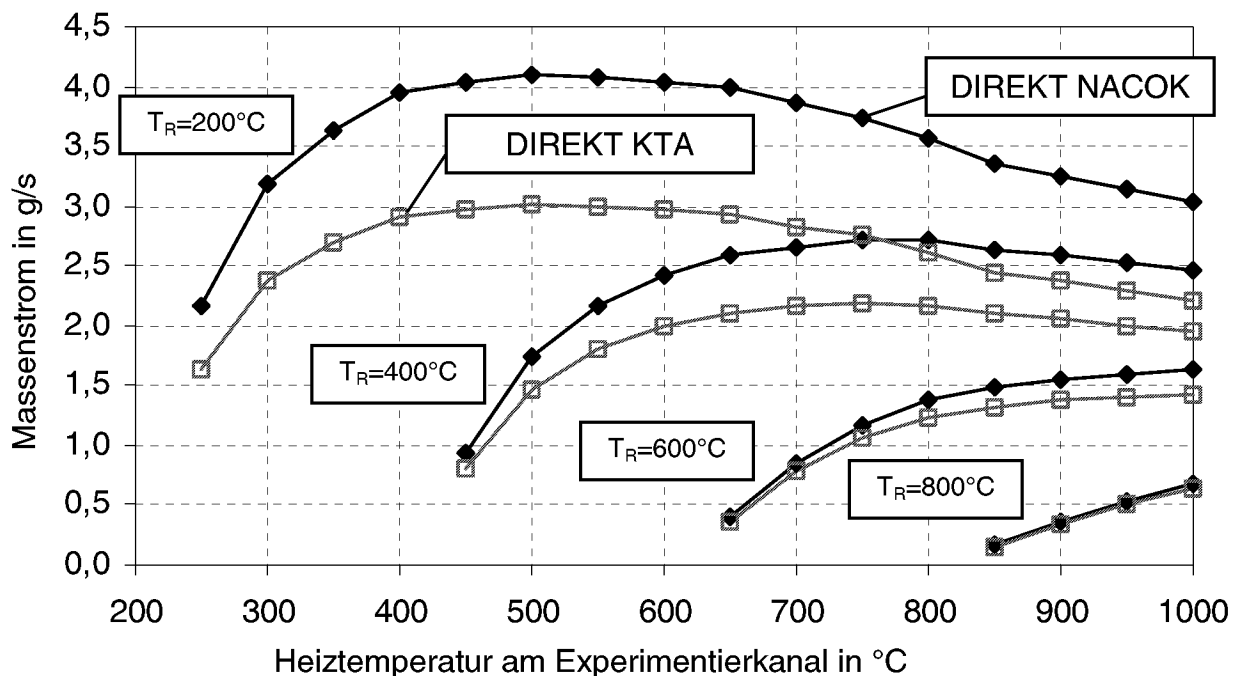


Abbildung 4.19: Vergleich der Berechnungen von DIREKT mit den Gesetzen des KTA-Regelwerks und von DIREKT unter Berücksichtigung der speziellen NACOK Gesetzmäßigkeiten (vgl. auch Abbildung 4.17). Parameter: Heiztemperatur am Rückführrohr T_R .

Es ist zu erkennen, daß die Strömungsüberlagerung im Rückführrohr – wie zu Beginn des Kapitels schon beschrieben – zu einem deutlich höheren Massenstrom führt, als die Gesetze für Zwangsdurchströmung berechnen. Die Gesetze des NACOK – Models hingegen bilden den Verlauf korrekt ab.

Aus diesem Vergleich ist leicht zu erkennen, daß die Validierungsarbeiten sehr erfolgreich waren. Die grundlegenden Verbesserungen, die in Bezug auf NACOK gemacht wurden, liegen noch einmal zusammengefaßt in folgenden Bereichen:

- Druckverlustbeziehung in der NACOK Kugelsäule,
- Wärmeübergangsgesetze für die NACOK Kugelsäule,
- Wärmeübergangsgesetze für Verbindungs- und Rückführrohr.

4.5.3 Die Störfallmassenströme am realen Reaktor (eine Einschätzung mit Hilfe des Programms DIREKT)

Wie oben gezeigt, ist DIREKT ein sehr gutes Instrument für die Abbildung von Störfallparametern und die dadurch bedingten Naturkonvektionsströmungen. Hier soll nun mit Hilfe des Rechenprogramms eine Abschätzung des sich im Referenzreaktor Modul unter den Bedingungen des 2F – Bruchs einstellenden Massenstroms gemacht werden.

Die Berechnung des Massenstroms im Reaktor benötigt jedoch folgende Anpassungen an die neue Geometrie:

1. Das den bisherigen Rechnungen zugrundeliegende Maschengitter muß nun den Modul abbilden.
2. Die in den NACOK Berechnungen benutzte Eindimensionalität muß um eine zweite Dimension auf ein Zylinderkoordinatensystem erweitert werden.
3. Die für NACOK abgeleiteten Gesetzmäßigkeiten dieses Kapitels für die Kugelpackung werden durch die speziell für Berechnungen in Kugelschüttungen erstellten Regeln des „Kerntechnischen Ausschusses“ KTA ersetzt.
4. An die Stelle der quasi homogenen Temperaturverteilung, die durch das starre Aufprägen der Heiztemperaturen am Experimentierkanal und Rückführrohr nach Tabelle 4.3 erzeugt wurden, tritt nun das zeitabhängige Temperaturprofil aufgrund der Wärmeerzeugung durch Nachzerfall.

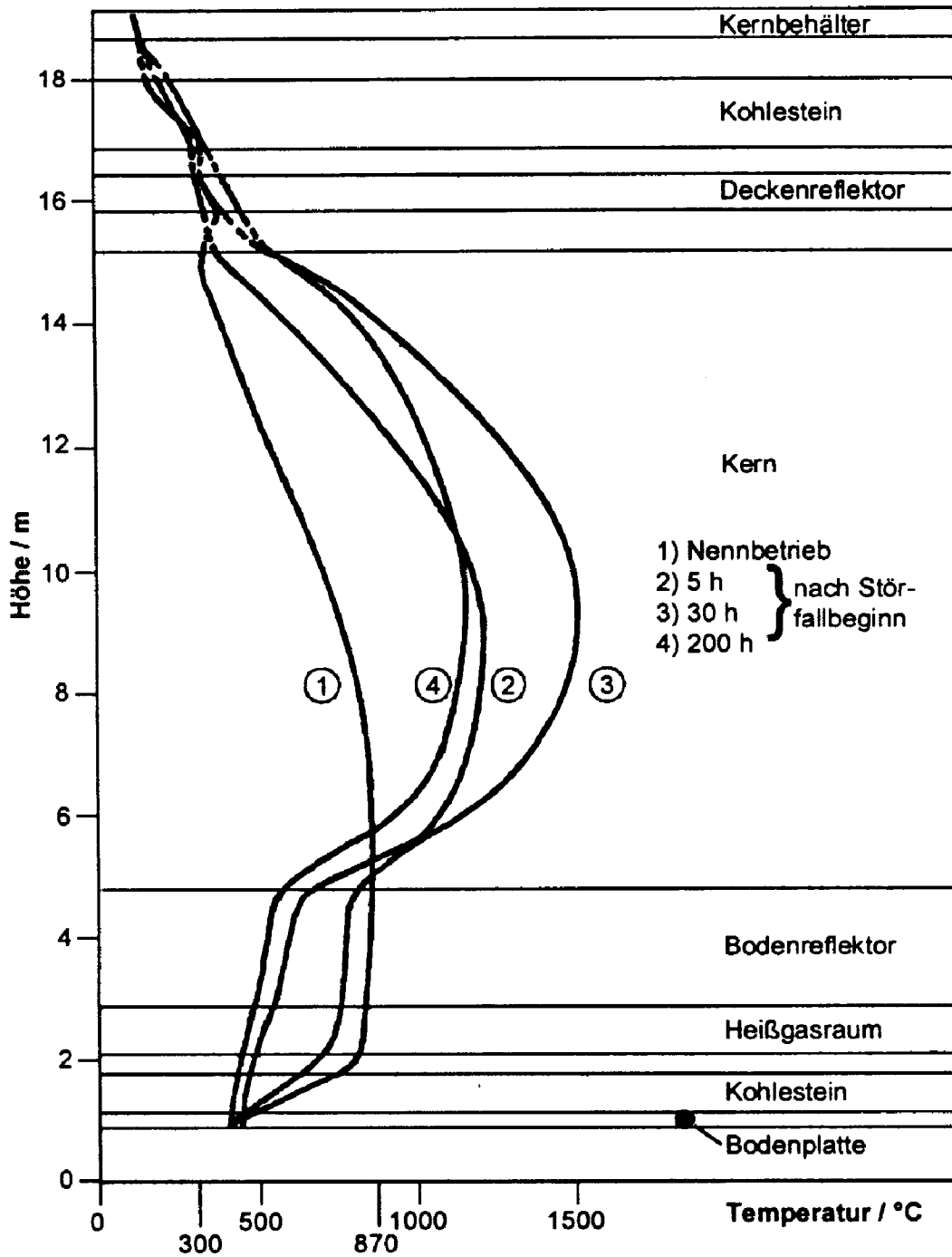


Abbildung 4.20: Axiale Temperaturprofile der Kernachse im HTR – Modul zu verschiedenen Zeitpunkten nach Störfalleintritt.

Ein solches zeitabhängiges Temperaturprofil der Kernachse des Moduls zeigt Abbildung 4.20 [35]. In Abbildung 4.21 [35] ist die radiale Temperaturverteilung zu verschiedenen Zeiten nach Störfalleintritt dargestellt.

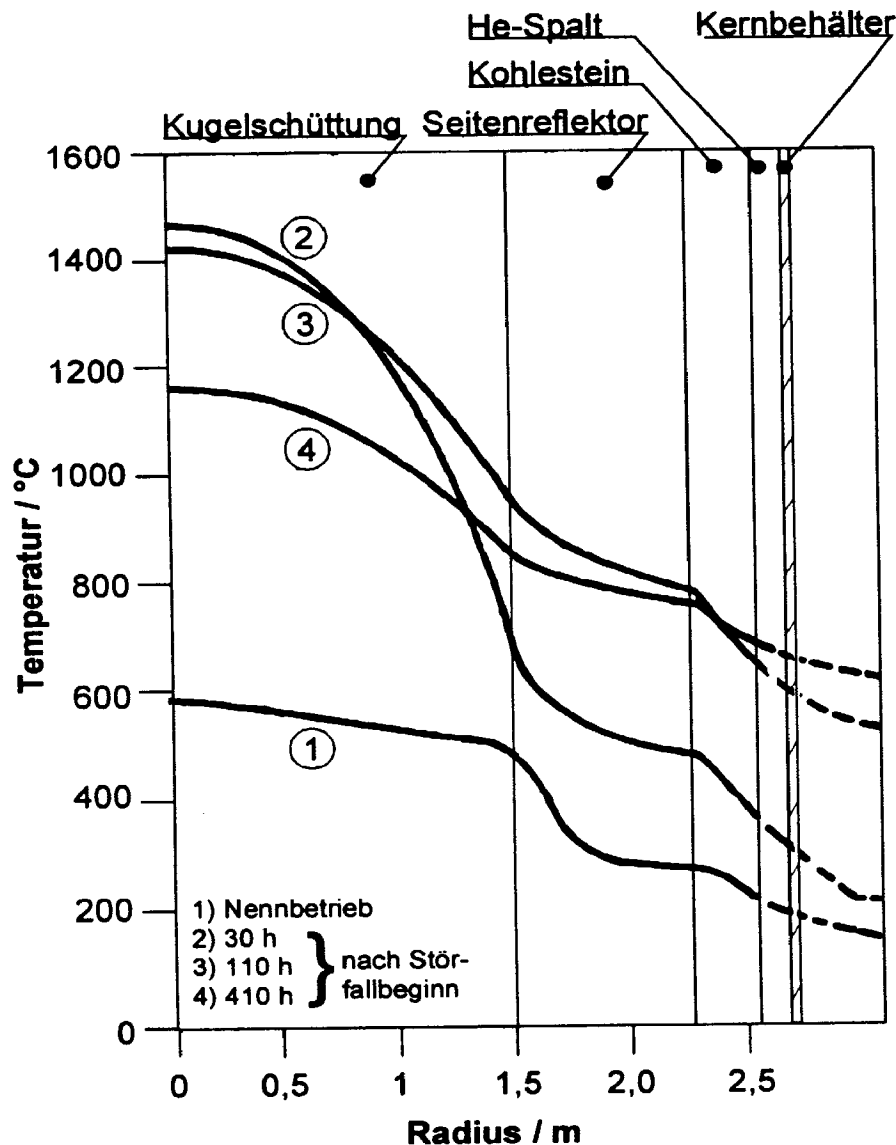
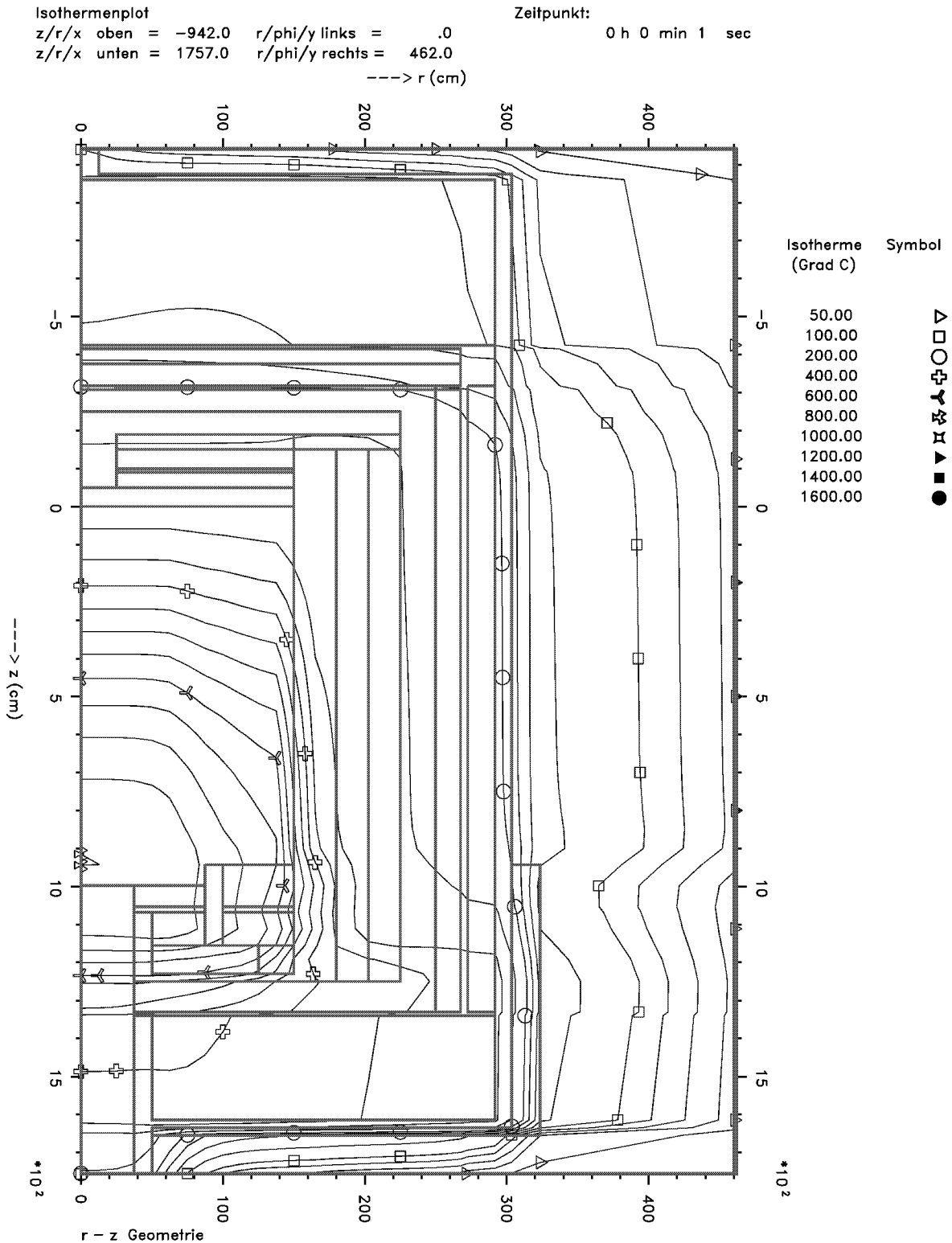


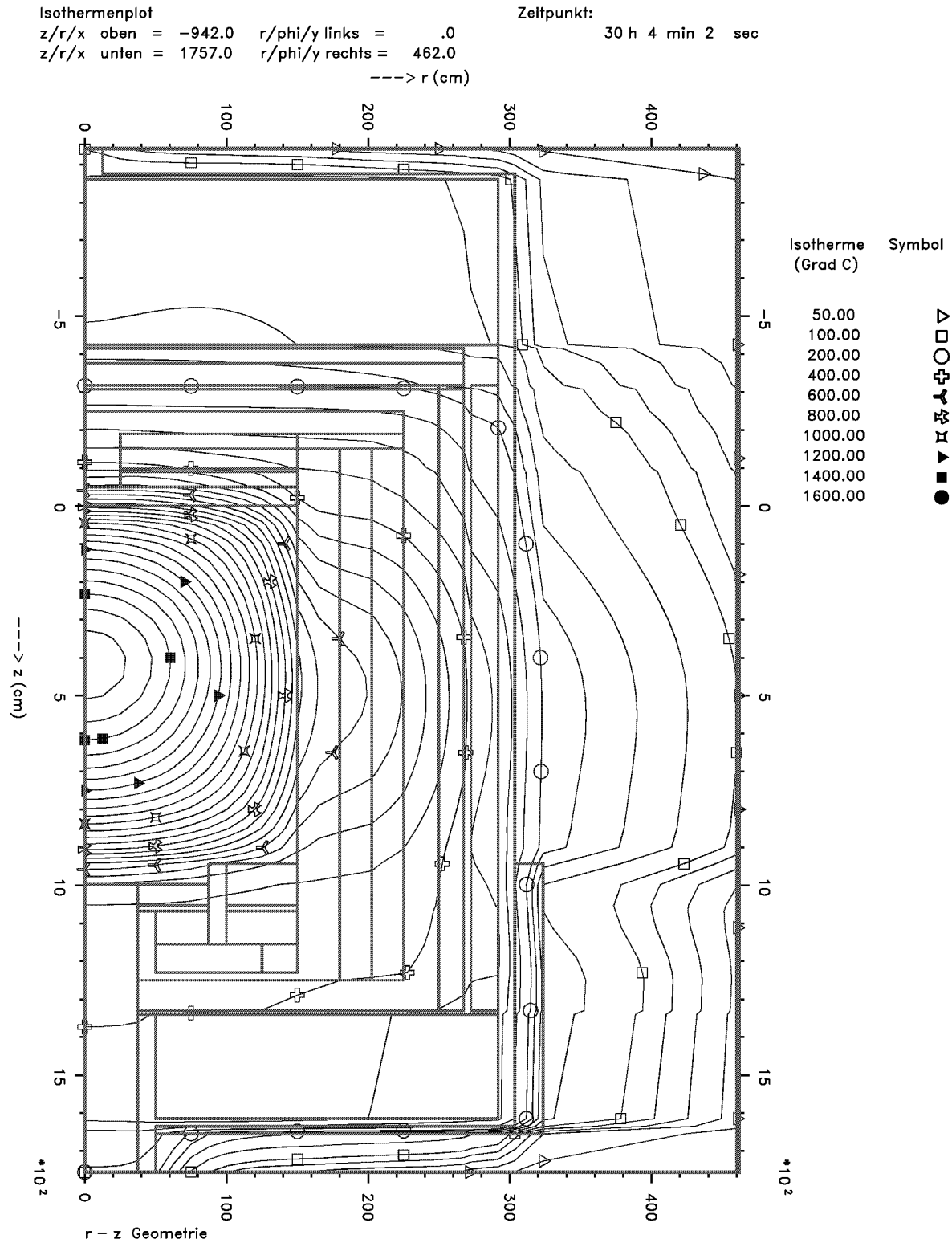
Abbildung 4.21: Radiale Temperaturprofile 3,8 m unterhalb der Kugelhaufenoberfläche im HTR – Modul zu verschiedenen Zeitpunkten nach Störfalleintritt.

In den Abbildungen 4.20 und 4.21 ist ein Temperaturanstieg des Kerns aufgrund der Nachwärmeproduktion in den ersten 30 Stunden zu erkennen. Nach Erreichen des Plateaus bei etwa 1500°C sinkt die Kerntemperatur kontinuierlich ab. Bemerkenswert ist, daß die Temperaturen im Bodenreflektor trotz steigender Kerntemperatur stetig sinken. Die zu Beginn (Zeitpunkt 1) gegebene Übertemperatur wurde im Normalbetrieb dem Bodenreflektor aufgeprägt, indem das durch Kernspaltung erhitzte Helium vom Kühlgasgebläse durch die Bohrungen des Reflektors gepreßt wurde. Bei Störfalleintritt wurde jedoch das Kühlgasgebläse vom Reaktordruckbehälter getrennt und somit setzte ein Heliumstillstand ein. Dies führt zu einer Zentralisierung des Temperaturprofils, d.h. ein Wandern der steigenden Maximaltemperatur zur Kernmitte hin und einer gleichzeitigen Abkühlung aller sich unten und oben befindenden peripheren Bereiche. Die Abbildungen 4.22 bis 4.24 zeigen Isothermenplots des vollständigen Reaktors zu den Zeitpunkten 0, 30 und 200 Stunden nach Störfalleintritt. Dabei wurde das Gitter zur besseren Anschauung in radialer Richtung gedehnt dargestellt.



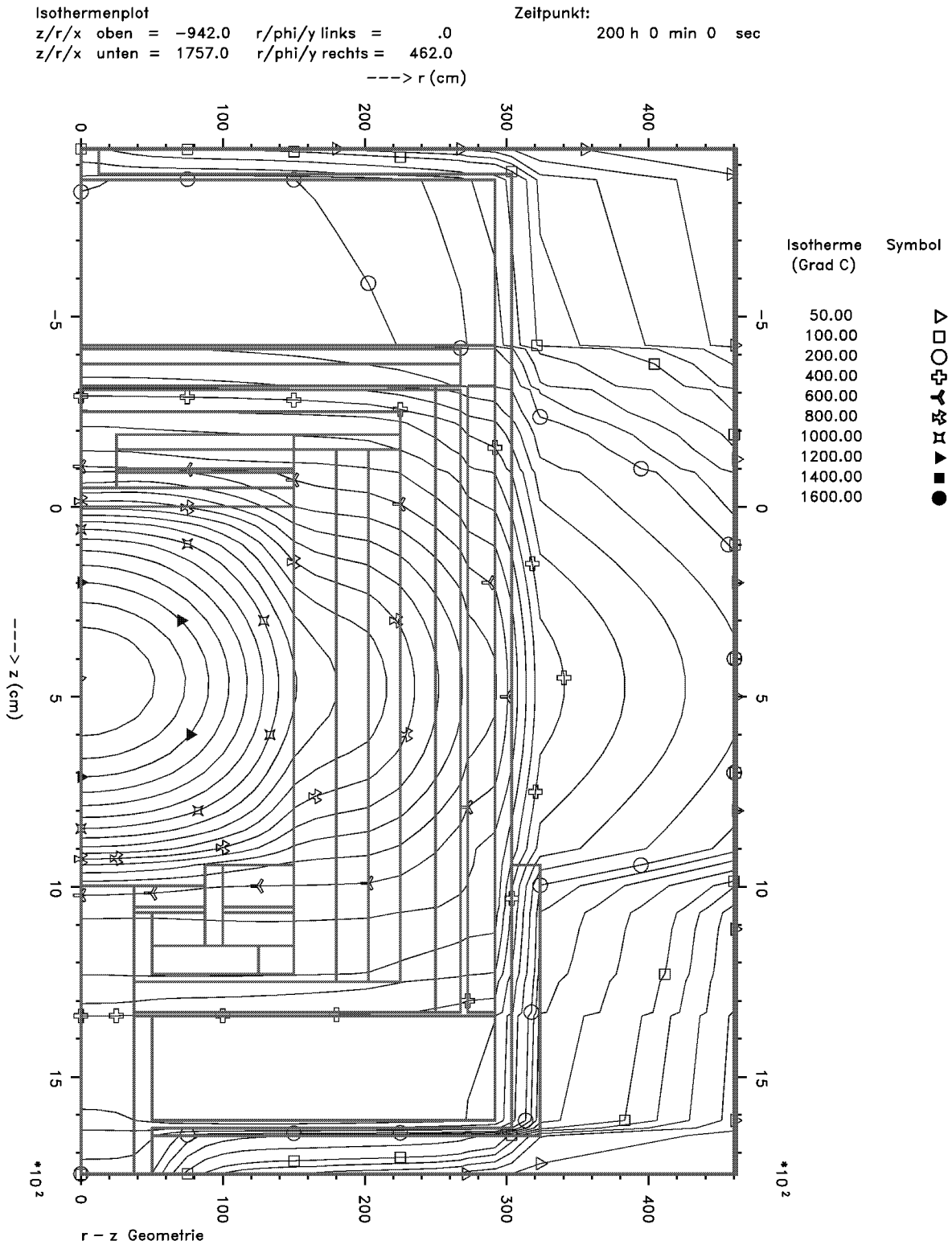
HTR-Modul NW / 0-1h okon, 1-10h mkon He, 10-200h mkon Lu / verzerrtes Gitter

Abbildung 4.22: Berechneter Isothermenplot der Temperaturverteilung des Modul – Reaktors zum Zeitpunkt des Störfalleintritts.



HTR-Modul NW / 0-1h okon, 1-10h mkon He, 10-200h mkon Lu / verzerrtes Gitter

Abbildung 4.23: Berechneter Isothermenplot der Temperaturverteilung des Modul – Reaktors 30 Stunden nach Störfalleintritt.



HTR-Modul NW / 0-1h okon, 1-10h mkon He, 10-200h mkon Lu / verzerrtes Gitter

Abbildung 4.24: Berechneter Isothermenplot der Temperaturverteilung des Modul – Reaktors 200 Stunden nach Störfalleintritt.

Bei Berücksichtigung dieser Temperaturverteilungen – jedoch ohne Korrosion – prognostiziert DIREKT für den Modul den in Abbildung 4.25 dargestellten Massenstromverlauf über der Zeit.

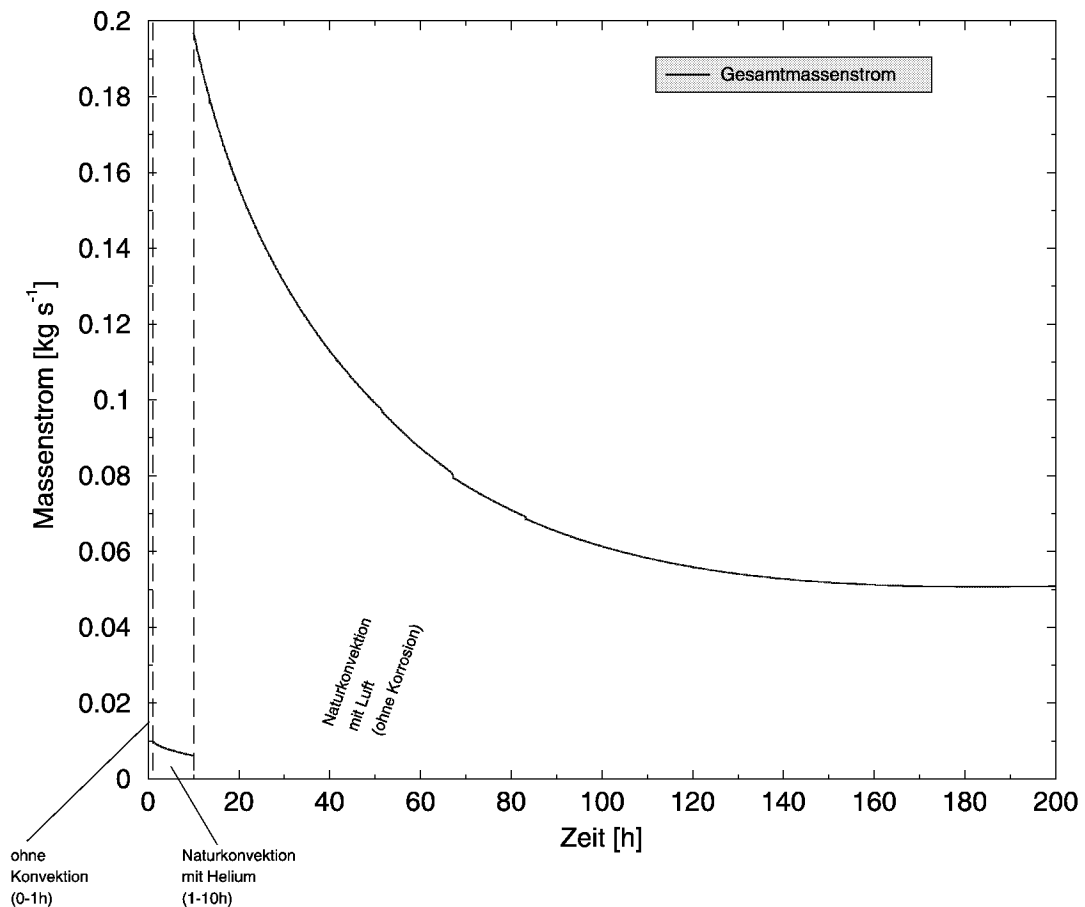


Abbildung 4.25: Der Massenstromverlauf über der Zeit für den HTR – Modul nach 2F – Bruch als Prognose von DIREKT; ohne Korrosion.

Diese Abschätzung ist sehr konservativ, da die in Kapitel 3.3 besprochene Karenzzeit, die bei einem „einfachen“ 2F – Bruch mindestens 160 Stunden beträgt (Phase 3 „Kernaufheizung“ mit etwa 30 Stunden + Phase 4 „Strukturaufheizung“ mit etwa 50 Stunden + Phase 5 „Reaktor – Atmen“ mit etwa 80 Stunden), auf 10 Stunden gekürzt wurde. Diese Annahme unterstellt, daß neben dem Abriß des Koaxialbehälters noch eine weitere Beschädigung des Reaktordruckbehälters im oberen Kalottenbereich z.B. durch den Abriß einer Meßleitung mit geringem Querschnitt stattgefunden hat. Durch diese kleine Öffnung könnte dann das nach der Druckentlastung im oberen Teil des Reaktordruckbehälters stagnierende Helium in relativ kurzer Zeit in die Kaverne ausfließen. Somit würde das Heliumpolster, das das Einsetzen der Durchströmung verhindern könnte, abgebaut. Aus Abbildung 4.25 ist zu erkennen, daß der Massenstrom durch Konvektionswalzen innerhalb des Reaktordruckbehälters nicht nennenswert ist, solange Helium im Druckbehälter verbleibt. Die Durchströmung mit dem Zellmedium (vgl. Kapitel 5) – hier reine Luft – jedoch bedeutet einen starken Transport durch den Reaktor mit einem Maximum von ca. 200 g/s zu Beginn der Naturkonvektionsströmung. Dieser Massenstrom reduziert sich schnell mit fortschreitender Zeit. Unter der Annahme einer Verzögerung der Durchströmung um etwa 150 Stunden ist der Massenstromtransport durch den Kern nur noch um Faktor 4 kleiner als der Massenstrom bei kurzer Verzögerung wäre.

In der Literatur (z.B. [6] Abb.2.13) werden für den maximalen Massenstrom Werte in gleicher Größenordnung angegeben.

4.6 Das Verhalten der NACOK – Keramikpackung

Für die Durchführung der Experimente in Kapitel 3, 4 und 5 wurde zum Ausschluß von Korrosionseffekten der reale Kern durch eine Kugelpackung (Struktur vgl. Kapitel 2.3) aus Steatit – Kugeln gleichen Durchmessers nachgebildet. Dieser keramische Werkstoff wurde aus folgenden Gründen gewählt:

1. Der Reibkoeffizient μ zwischen Gas und Feststoff kommt dem unter Reaktorbedingungen (Graphit, Helium) sehr nahe.
2. Die Kugeln sind hochtemperaturbeständig und korrosionsbeständig.
3. Maßhaltigkeit und Oberflächenbeschaffenheit sind von hoher Qualität.
4. Dieser keramische Werkstoff ist sehr druckfest.

Es zeigt sich jedoch, daß nach häufigen Temperaturschwankungen der Packungsdruckverlust (vgl. Kapitel 4.3) sehr stark ansteigt. Dies ist auf folgendes Verhalten des Experimentierkanals zurückzuführen: Wird der Experimentierkanal durch die ihn umgebenden Heizspiralen erwärmt, so dehnt er sich dem Wärmeausdehnungsgesetz folgend aus:

$$l_1 = l_0 \cdot (1 + \gamma \cdot \Delta T), \quad (4.40)$$

γ = linearer Ausdehnungskoeffizient,

$$\gamma_{\text{Stahl}} \approx 1,12 \cdot 10^{-4} \text{ K}^{-1}.$$

Dies geschieht deutlich sichtbar³¹ in vertikaler Richtung, da dort l_0 groß ist. Aber auch in horizontaler Richtung geschieht die Ausdehnung in zwei Richtungen. Da einerseits der Wärmeausdehnungskoeffizient des Stahls größer ist als der der Keramik und zweitens die Keramikugeln erst deutlich verzögert auf Heiztemperatur aufgewärmt werden, hat dies zur Folge, daß die Kugeln sich „setzen“. Die Kugeln rutschen also in die entstehenden Leerräume und „verdichten“ sich. Beim Abkühlen entsteht nun eine große Druckbelastung der Kugeln durch das Zusammenziehen der Metallwände. Die Kugeln können nur schwer oder gar nicht nach oben ausweichen. Da einerseits die Gewichtskraft der sich darüber befindenden Kugeln und andererseits die Reibung der Kugeln an der sich zusammenziehenden Kanalwand dies verhindert, werden die Kugeln also quasi „in die Zange genommen“. Diese Belastung hat auf Dauer Kugelbruch zur Folge. Positiv ist zu erwähnen, daß eine gebrochene Kugel jedoch anfangs an ihrem Ort verbleibt und somit die Strömungsverhältnisse nicht beeinträchtigt. Doch durch die Dauerbelastung brechen immer mehr Kugeln in immer kleinere Stücke, die dann in die Strömungswege fallen und somit den Packungsdruckverlust ansteigen lassen.

Dieses Verhalten hatte zur Folge, daß die Kugelpackung zu Beginn der experimentellen Arbeiten erneuert werden mußte. Die folgenden Abbildungen 4.26 und 4.27 geben einen Eindruck des Kugelsäulenzustands beim Ausbau.

³¹ Bei Raumtemperatur schließt das obere Führungsrohr des Experimentierkanals bündig mit der Isolation ab. Steigt die Temperatur, so schiebt sich das Rohr etwa 300 mm aus der Isolation heraus.



Abbildung 4.26: Blick von oben in den Experimentierkanal mit beschädigten Keramikugeln.



Abbildung 4.27: Gesammelter Kugelbruch aus etwa 1 m Experimentierkanalhöhe (Staub und feine Partikel wurden zuvor abgesaugt).

Beim Ausbau der beschädigten Kugelpackung zeigte sich deutlich, daß mit zunehmender Tiefe immer mehr beschädigte Kugeln ausgesondert werden mußten. Dies entspricht der zunehmenden Druckbelastung durch die wachsende Höhe der belastenden Kugelsäule. Ab etwa 3 m Tiefe waren alle Halbkugeln defekt, da sie zusätzlich zu der Gewichtsbelastung der oben aufliegenden Kugeln und der Belastung durch die Experimente selbst auch noch eine Vorschädigung in Form von Mikrorissen während der spannenden Fertigung erlitten hatten. Von den ganzen Kugeln mußten während des Ausbaus mit zunehmender Tiefe immer mehr aufgrund von Beschädigungen ausgesondert werden. In der Nähe der Bodenplatte waren nur noch etwa fünf Kugeln einer Schicht (25 Kugeln) wiederverwendbar.

Für nachfolgende Arbeiten sei daher empfohlen, den Packungsdruckverlust vor jedem Experiment nach Kapitel 4.2.1 zu überprüfen und gegebenenfalls die Kugelpackung zu erneuern.

Dabei könnte eine konstruktive Lösung eingebaut werden, die das Problem generell beseitigen würde. Sie ist in Abbildung 4.28 skizziert.

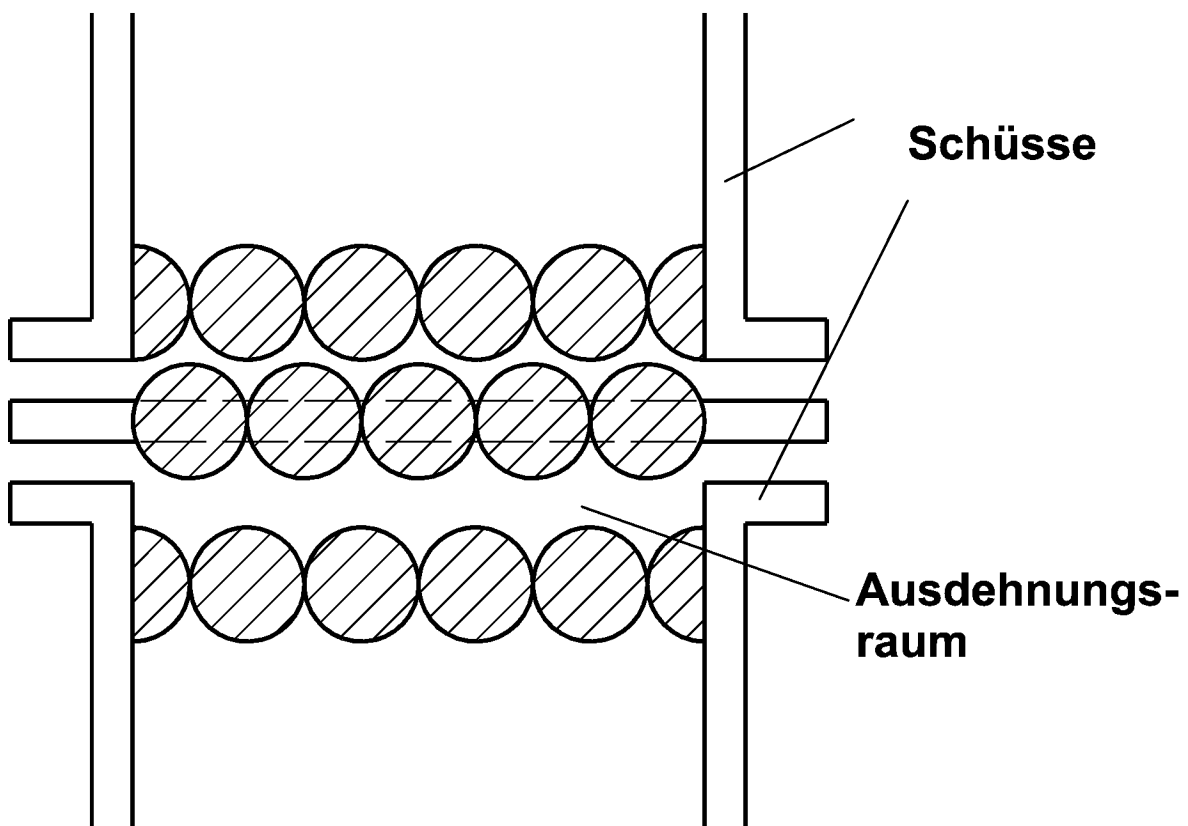


Abbildung 4.28: Konstruktive Lösung für eine deutliche Belastungsreduktion der NACOK Kugelpackung.

Diese Ausführung der jeweils unteren Schicht eines Schusses in Form von aufgereihten Kugeln, die jeweils nur die Gewichtskraft einer Kugelpackungshöhe von ca. 800 mm in die Experimentierkanalwand leiten, behebt nicht nur die oben beschriebenen Nachteile; sie bringt noch folgende weitere Vorteile mit sich:

1. Die schußweise Unterteilung der Kugelsäule würde kleinere Einheiten mit geringem Gewicht ergeben, so daß sich die Kugeln bei Abkühlung in den darüberliegenden Raum ausdehnen könnten. Dies würde den Kugelbruch auf ein Minimum reduzieren. Somit wären längere Experimentierphasen möglich und es würden die Kosten für Neubeschaffungen von Kugeln deutlich gesenkt.
2. Die Unterteilung könnte genutzt werden, um eventuelle Einbauten etc. auch innerhalb der Kugelsäule einzufügen.
3. Die unterste Kugellage, die auch gleichzeitig der Gewichtsaufnahme dient, würde den Einsatz der Bodenplatte (vgl. Abbildung 2.5) mit all ihren Problemen überflüssig machen. Dieser Punkt ist im Hinblick auf spätere Korrosionsversuche an $\varnothing$ 60 mm – Graphit – Kugeln sehr wichtig, da so ein eventueller katalytischer Einfluß der metallischen Bodenplatte nicht mehr vorhanden wäre. Außerdem würden sich die Anströmverhältnisse dem realen Aufbau deutlich annähern.

5 Die Durchströmung von NAKOC unter Mischatmosphäre

5.1 Der Begriff Mischatmosphäre

Dieses Kapitel soll nun eine verfeinerte Abbildung des realen Störfalls als Grundlage haben: die Mischatmosphäre. Unter diesem Begriff soll ein Gemisch aus Luft und Helium verstanden werden. Die Luft umgibt als Primärzellenatmosphäre den Reaktordruckbehälter. Das Helium füllt den Primärkreis als Kühlmittel und steht unter einem Druck von 60 bar. Dieses Gemisch wird im Störfall dadurch erzeugt, daß das Kühlmedium aus einem Leck des Reaktordruckbehälters in das Umgebungsmedium ausströmt und sich vermischt.

Bei der Auslegung der Reaktorzone wurde ein Überdruck von 1,4 bar als obere Grenzbelastung zugelassen. Dies ist der maximale Überdruck, der sich kurzzeitig einstellt, wenn eine Meßleitungszuführung zum Reaktordruckbehälter abreißt. Die Meßleitungsdurchführungen haben einen Nenndurchmesser von 65 mm, wodurch im Falle eines vollständigen Versagens ein Querschnitt von 33,2 cm² freigegeben wird, durch den das Kühlgas entweichen kann. Um den durch das Ausströmen des Heliums entstehenden Überdruck in der Primärzelle zu begrenzen, ist ein Abluftsystem vorgesehen. Dieses System gibt bei einem Zellenüberdruck von etwa 1,1 bar [9] selbständig einen solch großen Querschnitt frei, daß der Auslegungsdruck der Primärzelle nicht überschritten wird. Ist der Druckausgleich mit der Reaktorhalle abgeschlossen, trennt das System die Primärzelle wieder ab, indem sie selbsttätig schließt.

Bei einem Störfall der Kategorie 2F – Bruch jedoch wird ein deutlich größerer Querschnitt freigelegt. Das Gas entweicht schneller und kann so einen Zellenüberdruck von bis zu 9 bar [36] erzeugen. Dies hat eine Beschädigung der Primärzelle zur Folge. Das oben beschriebene Abluftsystem kann diese Druckspitze nicht abfangen. Die Beschädigung der Primärzellen wird sich in erster Linie auf die Zerstörung der Deckenklappen beschränken, die die Primärzelle von der Reaktorhalle trennen, denn diese stellen das schwächste Element der Konstruktion dar. So würde das inerte Kühlmittel Helium aufgrund seiner geringeren Dichte gegenüber Luft nun nach oben durch die beschädigte Deckenklappe entweichen und könnte nicht in der Primärzelle zurückgehalten werden.

Bemerkung: Das im Institut für Druckentlastungsberechnungen verwendete Programm „DES“ [50] berücksichtigt in seiner derzeitigen Konfiguration den Druckanstieg in der Primärzelle nicht, da es ein großes Leck in der Primärzellenwand unterstellt. Der dem ausströmenden Gas entgegenwirkende Druck ist der Umgebungsdruck und bleibt bei 1 bar konstant. Für exakte Berechnungen der Druckbelastung auf die Primärzellenstrukturen müßte das Programm z.B. im Rahmen einer Studienarbeit erweitert werden, denn das Ausströmen aus dem Reaktordruckbehälter wird vom Gegendruck in der Zelle beeinflusst, sobald der Gegendruck etwa $\frac{1}{2}$ so groß ist wie der Innendruck im Behälter selbst. Diese Rückkopplung beeinflusst somit den maximalen Belastungsdruck der Kavernenwand.

Um diesem Szenario zu entgehen, wird eine Ertüchtigung der Primärzelle vorgeschlagen. Dies kann z.B. in zwei Ausführungsvarianten geschehen:

Tabelle 5.1: Verbesserungsvorschläge für die Ertüchtigung der Primärzelle.

Variante	Primärzelle	Überdruckabbausystem
1	Konstruktion unverändert	durch ein zweites Klappensystem nach Abb. 5.1 erweitert
2	Verstärkte Betonkonstruktion für kurzzeitige Druckbelastungen bis 10bar	Konstruktion nicht verändert

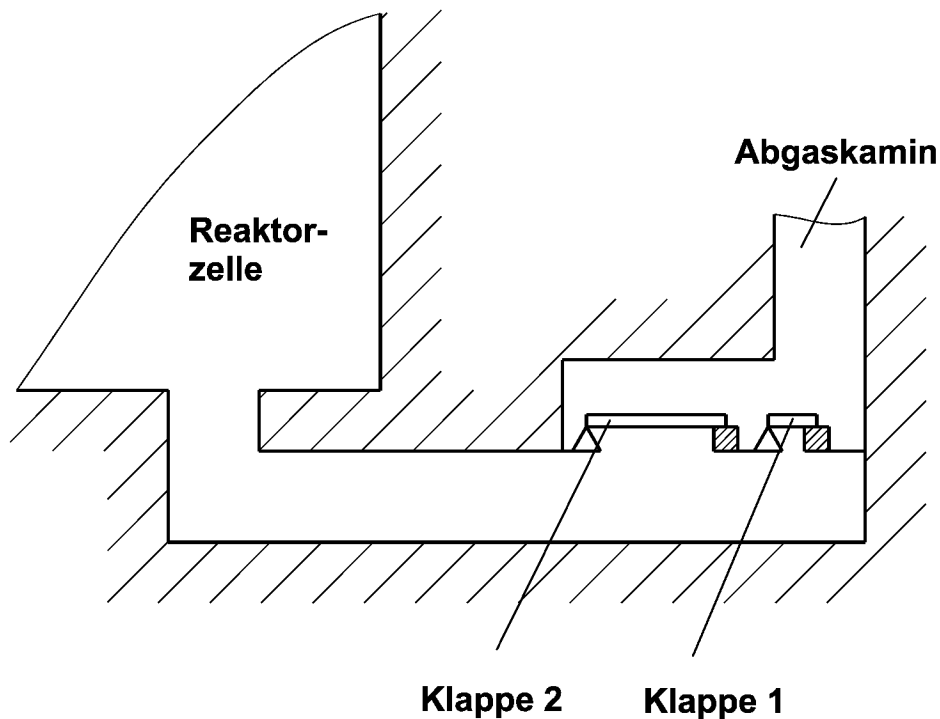


Abbildung 5.1: Überdruckabbausystem in 2 – Klappen – Ausführung.

Die Variante 1 zeichnet sich durch einen sehr geringen zusätzlichen Installationsaufwand aus, da das bestehende Abgassystem nur um eine Klappe (Skizze: Klappe 2) für den Abbau des Überdrucks, der bei großen Beschädigungen des Reaktordruckbehälters entsteht, erweitert werden muß. Die freizugebende Fläche liegt – je nach Konstruktion – bei 10 bis 15 m² [36], jedoch birgt diese große Fläche auch einen entscheidenden Nachteil. Wird nämlich dieses zweite Überdruckabbausystem beschädigt oder schließt nicht wieder selbsttätig, so entsteht eine große Öffnung im Primärzellenabschluß, durch die Luft nachströmen kann. Dies würde zu einem verstärkten Abbau des Helumpolsters durch Diffusion (siehe Kapitel 3) führen.

Die zweite Variante hat zwar einen deutlichen Mehraufwand in Bereich des Betonbaus zur Folge, doch durch sie wäre sichergestellt, daß das Helium möglichst lange in der Primärzelle verbleibt und somit die Graphit – Korrosion reduzieren oder sogar unterbinden könnte. Die druckresistente Primärzelle eröffnet weiterhin die Möglichkeit, den Druckausgleich im Rahmen des „accident managements“ durchzuführen, falls das Druckabbausystem wider Erwarten versagen sollte. Der Abluftkamin führt bei dieser Ausführung in die Reaktorhalle, so daß eventuell

ausgetragene Stäube etc. zuerst in diesen Pufferbereich gelangen. Ein weiteres Druckabbau­system mit Klappen und Filtern stellt dann den Druckausgleich zwischen Reaktorhalle und Umgebung her. Im weiteren soll diese Reaktorzellenertchtigung zugrunde gelegt werden.

5.2 Der Einfluß des Heliums auf die Graphitkorrosion

Verdrängt das ausfließende Helium die Luft aus der Primärzelle, bleibt die Primärzelle intakt und schließt das berdruckabbauventil wieder, so wird die Graphitkorrosion effektiv unterbunden. Wird aber ein allmählicher Heliumverlust³² aus der Kaverne berücksichtigt, so stellt sich die Frage, wie groß der Einfluß des verbleibenden Heliums auf die in Kapitel 4 betrachtete Naturkonvektionsströmung im Reaktordruckbehälter ist.

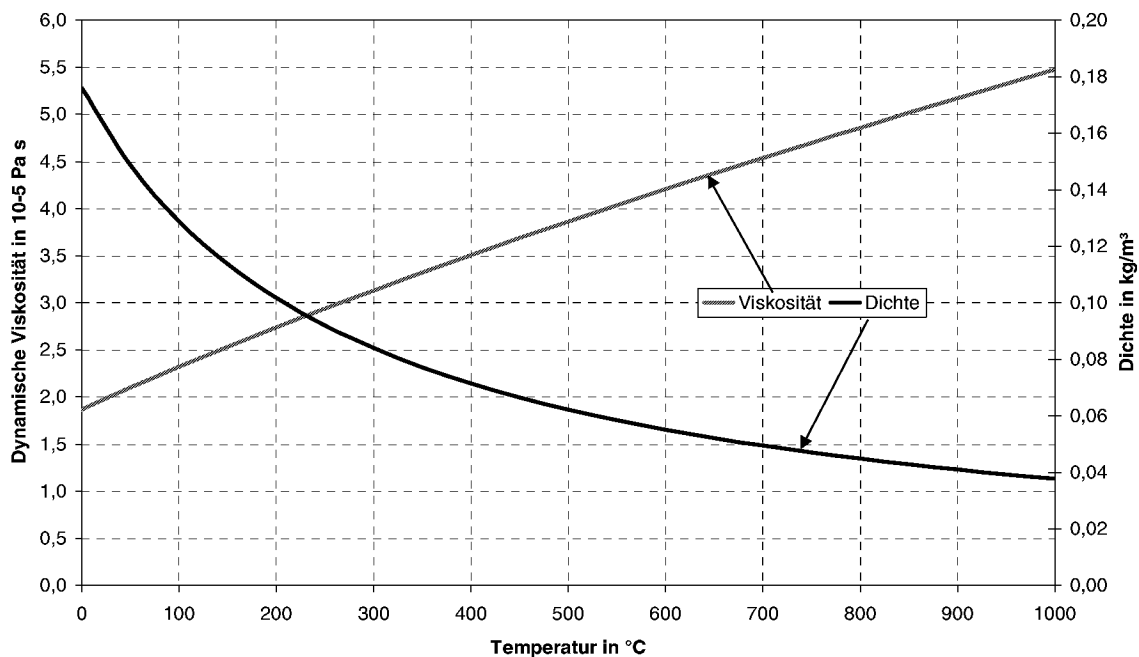


Abbildung 5.2: Das Verhalten der Dichte ρ und der dynamischen Viskosität η für Helium im Temperaturbereich von 200 bis 1000 °C bei $p = 1013 \text{ hPa}$.

Abbildung 5.2 gibt die benötigten Stoffwerte für Viskosität und Dichte von Helium im betrachteten Temperaturfenster an. Man erkennt beim Vergleich mit der Darstellung für Luft (siehe Abbildung 4.6), daß die Viskosität und die Dichte einem ähnlichen Verlauf folgen. Jedoch ist die Dichte von Helium um etwa den Faktor 6 kleiner als die von Luft. Die Verläufe lassen sich durch die Formeln 5.1 und 5.2 beschreiben.

³² Bemerkung: Helium ist aufgrund seiner geringen Teilchengröße sehr leicht flüchtig. Es wird deshalb zur Dichtigkeitsprüfung von Behältern eingesetzt, da es auch sehr kleine Lecks „aufspüren“ kann.

$$\eta_{\text{Helium}} = 3,674 \cdot 10^{-7} \cdot T^{0,7}, \quad (5.1)$$

$$\rho_{\text{Helium}} = \frac{48,14 \cdot \frac{p}{T}}{1 + 0,4446 \cdot \frac{p}{T}}, \quad (5.2)$$

mit

T = Temperatur zum Meßzeitpunkt in Kelvin,

p = Druck zum Meßzeitpunkt in Pascal.

Bei der Berücksichtigung von Heliumanteilen in der Berechnung der Naturkonvektionsströmung für den Prüfstand NACOK ergibt sich folgendes Bild für den Fall einer Heiztemperatur am Rückführrohr von $T_R = 200^\circ\text{C}$. Bei der Bestimmung der für die Berechnung mit DIREKT benötigten Stoffwerte für das Zweikomponentengasgemisch wurden die Mischungsregeln aus [37] zugrundegelegt.

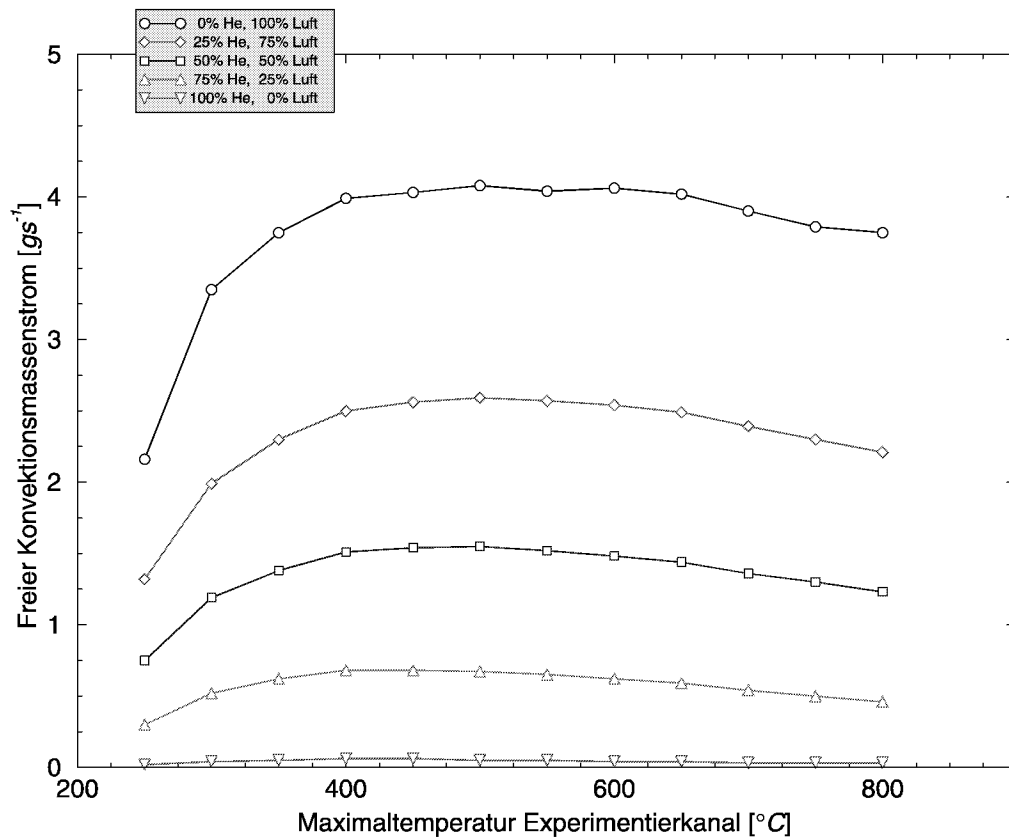


Abbildung 5.3: Die Luftmassenstromreduktion bei Einspeisung von Helium als Berechnung von DIREKT.

Parameter: Heiztemperatur am Rückführrohr $T_R = 200^\circ\text{C}$.

Die obenliegende Kurve, die 0 Vol.% Helium enthält, entspricht der Durchströmung mit reiner Luft und ist bereits aus Abbildung 4.7 bekannt. Wird die Luft teilweise durch Helium ersetzt so sinkt der freie Konvektionsmassenstrom aufgrund der andersartigen Stoffwertcharakteristika von Helium ab. Ist nur noch Helium vorhanden, so kommt er nahezu vollständig zum Erliegen.

5.3 Experimentelle Bestimmung des Massenstroms für Gasgemische

Um die oben beschriebene Betrachtungsweise zu bestätigen und das Programm DIREKT zu validieren, wurde die nachfolgend erläuterte Versuchsreihe konzipiert.

5.3.1 Versuchsaufbau und Durchführung

Den Aufbau des Prüfstands NACOK, der diesem Abschnitt zugrunde liegt zeigt Abbildung 5.4.

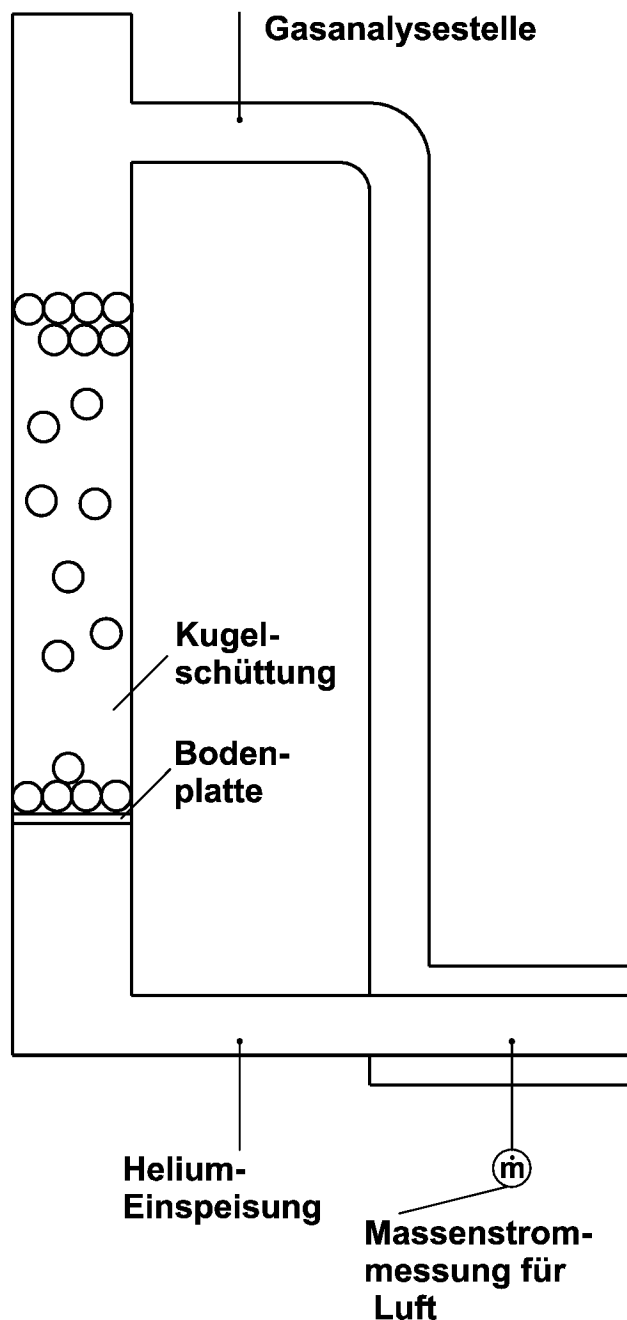


Abbildung 5.4: Versuchsaufbau zur Durchführung der Naturkonvektionsstrombestimmung von Gasgemischen aus Luft und Helium.

Hier gibt es zwei markante neu installierte Komponenten:

- die Heliumeinspeisung,
- die Gasanalyse.

Die Gaseinspeisung liegt zwischen Luftmassenstrommessung und Eintritt in den Experimentierkanal. Hierbei wurde auf einen ausreichenden Abstand zwischen der Einspeisung des Heliums und dem Sensor für Luftmassenstrom geachtet, da ein Kontakt des Heliums mit dem Sensor aufgrund seiner Kalibrierung falsche Meßwerte liefern würde. Am oberen Ende der Kugelschüttung kann nun das Gasgemisch aus dem Experimentierkanal mit Hilfe von 4 über dem Querschnitt verteilten Absaugsonden entnommen und der Gasanalyseeinheit³³ zugeführt werden. Durch das Rückführrohr und das Auslaßrohr verläßt das Gasgemisch den Prüfstand.

Bemerkung: Dieser Prüfaufbau sollte nur als Vorstufe für einen weiterzuentwickelnden experimentellen Aufbau, der die im folgenden beschriebenen Probleme des Aufbaus nach Abbildung 5.4 beheben könnte, gesehen werden.

- Der hier benutzte Aufbau entläßt das Gemisch nach der Durchströmung des Prüfstands in die Experimentierhalle. Somit geht das Helium nach nur einer Durchströmung verloren.³⁴
- In den Prüfstand kann nur „kalte“ Luft aus der Experimentenhalle zuströmen.
- Da die Eichung des Massenstrommeßgerätes eventuell vorhandene Anteile von Helium fehlinterpretiert, kann dem Luftstrom erst nach Passieren des Sensors Helium zugemischt werden.
- Die Gasabsaugung kann nur an sehr wenigen Stellen angebracht werden, da sonst die Strömung zu stark beeinflusst würde.

Diese Nachteile können durch folgende konstruktive Verbesserungen behoben werden:

- Umrüstung des Prüfstandes auf ein geschlossenes gasdichtes System.
- Anbau eines Zusatzbehälters mit Kühlung, in den sowohl Einlaß- wie auch Auslaßrohr münden.³⁵ Der Rauminhalt muß mindestens dem Volumen von Experimentierkanal und Rückführrohr entsprechen.
- Massenstromsensor für Messungen von Helium – Luft – Gemischströmungen bei Temperaturen bis etwa 300°C.
- Installation einer „rückwirkungsfreien“ Gasanalyse, die das analysierte Gas wieder rückspeist, ohne die Strömung zu beeinflussen.

Eine konstruktive Lösung, die diese Punkte berücksichtigt, ist in Abbildung 5.5 skizziert.

³³ Aufbau und Arbeitsweise der Gasanalyseeinheit vgl. Kapitel 2.

³⁴ Hierdurch wird der Heliumverlust innerhalb des Prüfstands – vgl. Kapitel 2 – uninteressant.

³⁵ Dieser Behälter simuliert die Primärzelle als Beruhigungsraum. Die Kühlung bildet die Energieabgabe an die kälteren Umgebungsstrukturen nach.

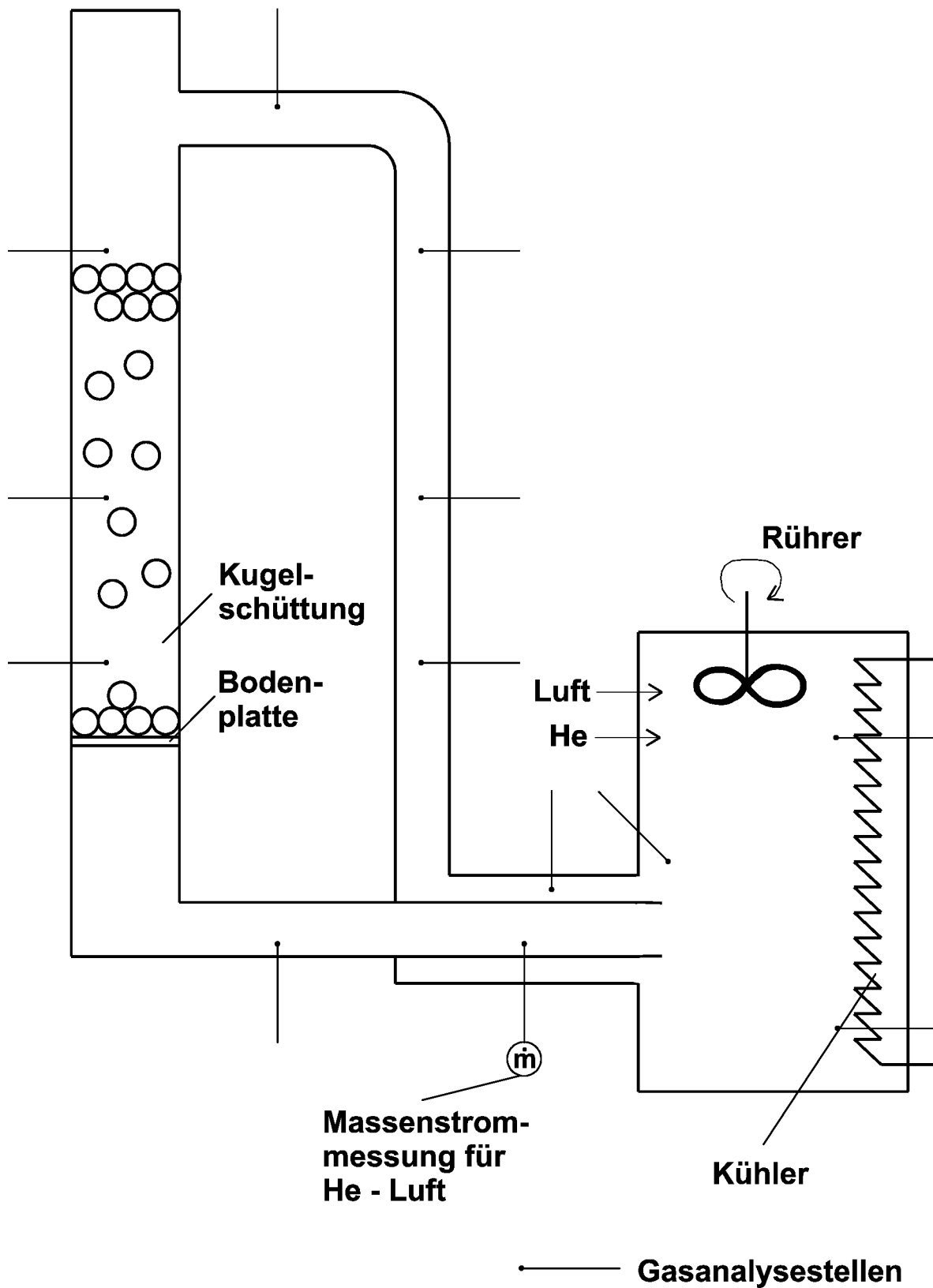


Abbildung 5.5: Konstruktiver Lösungsvorschlag für eine weiterführende Untersuchung der Mischatmosphäre.

In diesem geschlossenen Kreislauf könnte nicht nur der Heliumeinfluß vollständig ergründet werden, sondern es sollten auch Korrosionsversuche in diesem Aufbau stattfinden, um das Korrosionsverhalten unter Berücksichtigung von Helium bzw. den

durch die chemische Reaktion entstehenden Korrosionsprodukten CO und CO₂, die dann wieder in den Experimentierkanal eingesaugt werden, erforschen zu können. Die Korrosionsprodukte werden nämlich in die Reaktorzone ausgetragen und bei entsprechender Konzentration wieder eingesaugt und nehmen so Einfluß auf die Korrosionsreaktion. Die Umsetzung dieser Verbesserungen konnte leider aufgrund fehlender Zeit nicht realisiert werden. Sie bleibt daher späteren Arbeiten vorbehalten.

Zurück zur Versuchsdurchführung mit dem Aufbau nach Abbildung 5.4. Zur Erstellung eines repräsentativen Kenndatenfeldes wurden folgende Temperaturpaarungen gewählt:

Tabelle 5.2: Die Heiztemperaturpaarungen zur Ermittlung eines repräsentativen Mischatmosphären Kenndatenfeldes.

Benennung der Meßreihe	Solltemperatur der Heizleiter für den Experimentierkanal	Solltemperatur der Heizleiter für das Rückführrohr
200er	250, 300,..., 800°C	200°C
400er	450, 500,..., 850°C	400°C

Das Einstellen der Ausgangstemperaturpaarung verlief analog zum Vorgehen in Kapitel 4.2.1. War das gewünschte Temperaturprofil eingestellt, so wurde nach vorheriger Kalibrierung die Gasanalyseeinrichtung gestartet. Die manuelle Zugabe von Helium (vgl. Abbildung 2.4) zeigte sich im zeitverzögerten Anstieg der gemessenen Heliumkonzentration. Da sich das exakte Einstellen von Heliumkonzentrationen als sehr schwierig erwies, wurden nur zwei Vergleichskonzentrationen gewählt: 20 und 40 Vol%. Durch manuelles Nachregeln wurde das Konzentrationsniveau etwa 15 min lang gehalten. Die gewonnenen Meßwerte wurden gemittelt und gespeichert. Es zeigte sich, daß die Temperaturen im Prüfstand bei Gemischdurchströmung sich nicht oder nur innerhalb der Toleranzgrenzen der Thermoelemente (± 10 K) von den Werten bei reiner Luftdurchströmung unterschieden. Somit bestand keine Notwendigkeit, neue Temperaturprofile, die das Rechenprogramm DIREKT als Randbedingung benötigt, zu bestimmen. Eine Druckverlustmessung war nicht durchführbar, da die Gaseinspeisung zu kurz und die Massenströme zu gering waren. Nach Einstellung beider Konzentrationen wurde die Heliumeinspeisung beendet und eine neue Temperaturpaarung angefahren.

5.3.2 *Darstellung und Diskussion der Ergebnisse sowie Vergleich mit der DIREKT – Prognose für den Heliumeinfluß auf die Durchströmung des HTR – Modul – Reaktors*

Die Abbildung 5.6 zeigt die Datenpunkte, die durch die im vorangegangenen Kapitel beschriebene Vorgehensweise ermittelt wurden.

Die durch Messung bestimmten Punkte sind in Abbildung 5.6 durch definierte Zeichen (Rauten und Quadrate) gekennzeichnet. Diese Meßpunkte sind zur besseren Visualisierung durch Linien verbunden, um den qualitativen Verlauf vergleichen und Tendenzen erkennen zu können. Diese Linien sind nicht als Ausgleichsfunktionen oder ähnliches zu verstehen.

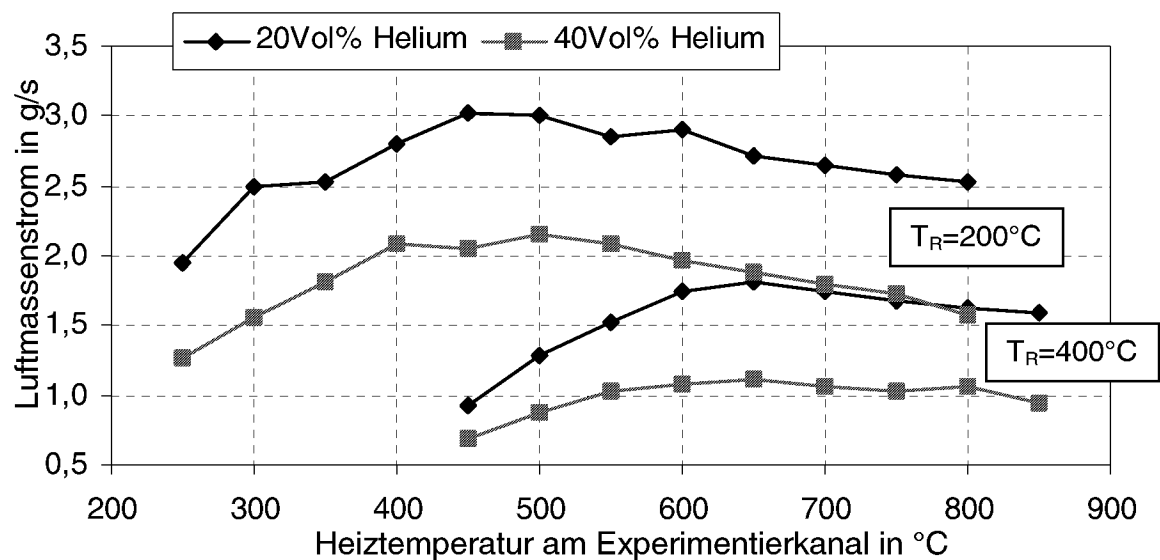


Abbildung 5.6: Luftmassenstromreduktion bei der Einspeisung von Helium.

Der Kurvencharakter gleicht dem Verlauf bei reiner Luft, der in Abbildung 4.7 bereits gezeigt und diskutiert wurde. Es ist „nur“ eine Parallelverschiebung hin zu kleineren Luftmassenströmen erkennbar. Wird ein Teil des für die Durchströmung benötigten Gesamtmassendurchsatzes durch den Anteil an Helium in Gasgemisch gedeckt, so muß zwangsläufig der Luftmassenstrom sinken. Werden nun die Meßdaten mit den durch DIREKT berechneten Werten verglichen, so zeigt sich eine gute Übereinstimmung.

Aus Abbildung 5.7 und 5.8 geht hervor, daß der Luftmassenstrom bei niedrigen treibenden Temperaturdifferenzen (≤ 150 K) vom Rechenprogramm unterschätzt wird; bei den deutlich wichtigeren – weil dem Realfall näheren – größeren Temperaturabständen ist die Übereinstimmung zwischen Experiment und vergleichender Berechnung exzellent.

Wie Abbildung 5.7 und 5.8 zeigen, führt der Einfluß des Heliums in der Mischatmosphäre zu deutlich geringeren Lufraten. Bei 20 Vol% Heliumanteil beträgt der Luftmassenstrom noch ca. 75%, bei 40 Vol% Helium nur noch etwa 50% (vgl. Abbildung 4.7). Hieraus kann man folgende Prognose ableiten: Liegt in der Primärzelle eine Störfallatmosphäre mit mehr als 80 Vol% Helium vor, so ist die Graphitkorrosion stark reduziert, bzw. praktisch unerheblich.

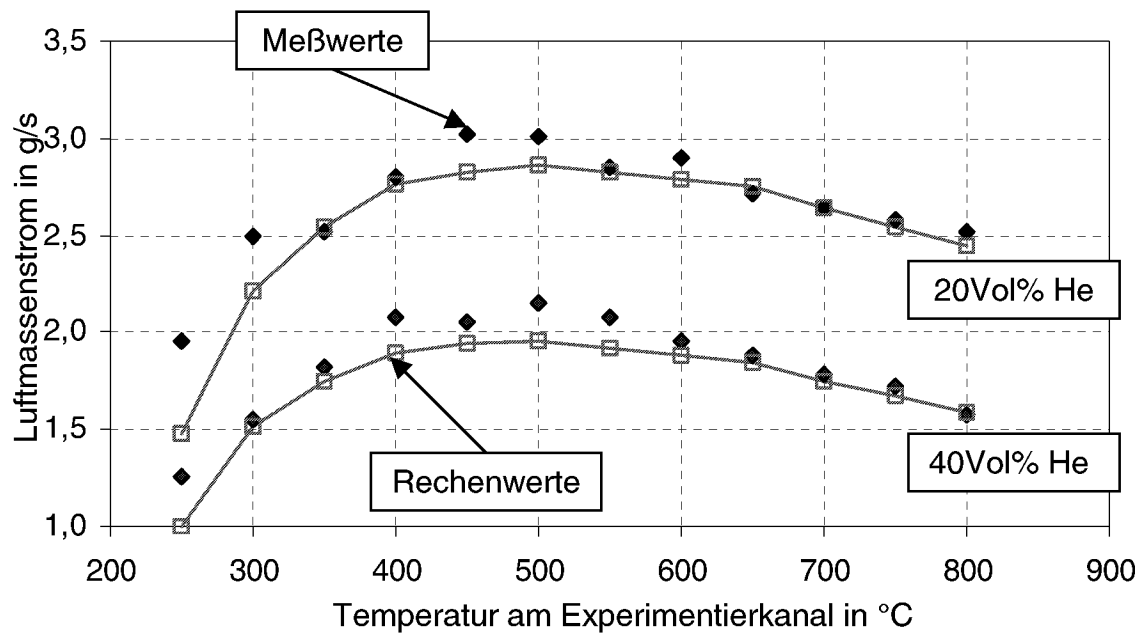


Abbildung 5.7: Vergleich der gemessenen und berechneten Luftmassenstromreduktion bei Einspeisung von Helium für eine Heiztemperatur am Rückführrohr von $T_R = 200^\circ\text{C}$.

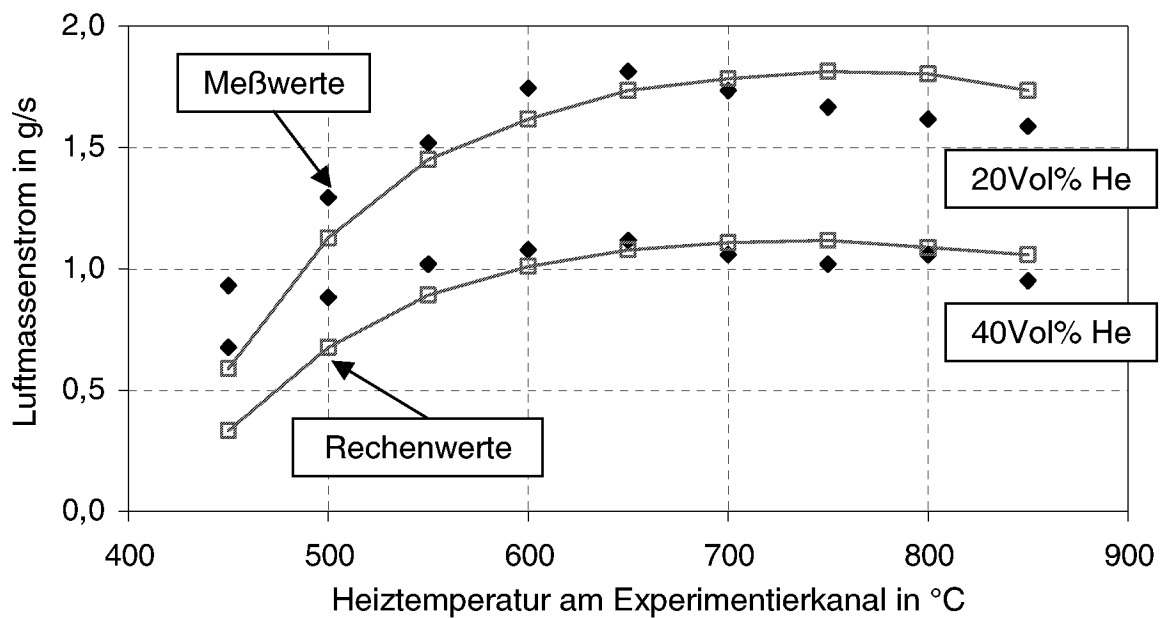


Abbildung 5.8: Vergleich der gemessenen und berechneten Luftmassenstromreduktion bei Einspeisung von Helium für eine Heiztemperatur am Rückführrohr von $T_R = 400^\circ\text{C}$.

5.4 Abschätzung der Luftmassenstromreduktion beim HTR – Modul unter Berücksichtigung der Mischatmosphäre

Aus den Abbildungen 5.7 und 5.8 geht hervor, daß die Berechnung der Luftmassenstromreduktion die sich im Prüfstand NACOK einstellenden Gegebenheiten gut abbildet. Somit soll auch hier – analog zu Kapitel 4.4.3 – mit dem validierten Rechenprogramm DIREKT eine Abschätzung für den Referenz – Reaktor HTR Modul gemacht werden.

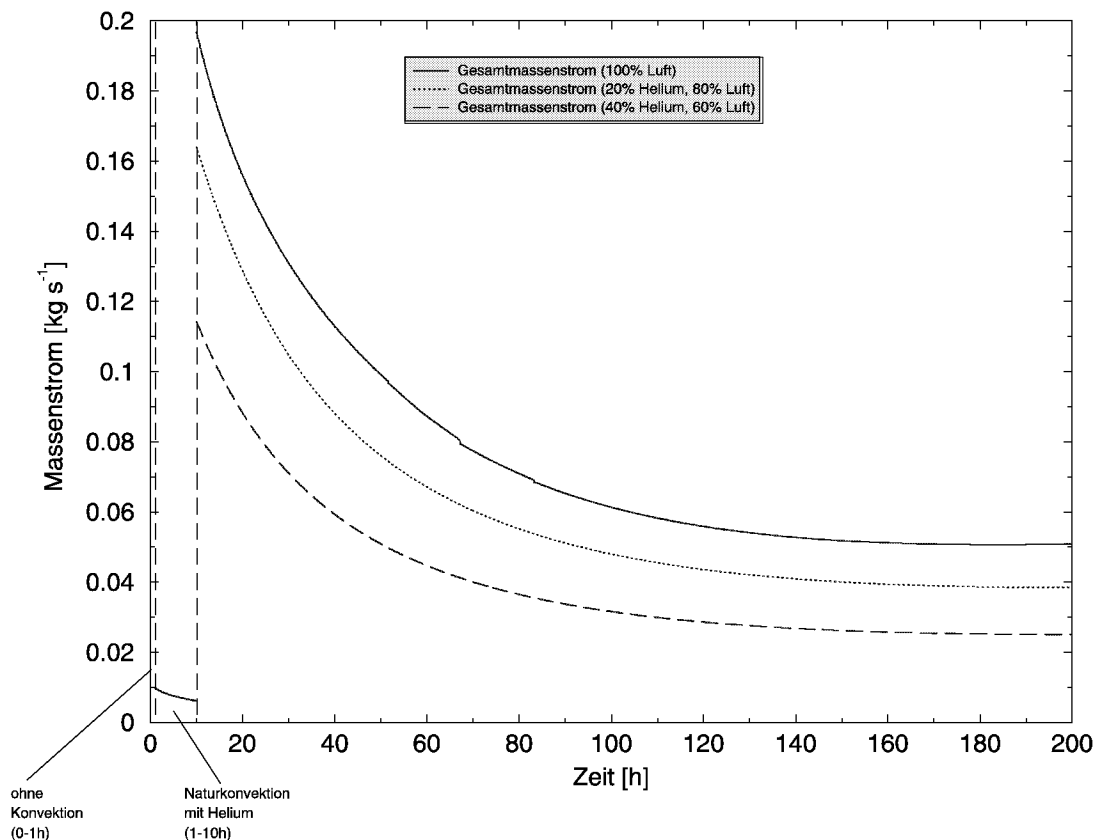


Abbildung 5.9: Luftmassenstromreduktion bei Berücksichtigung von He – Anteilen der Störfallatmosphäre für den HTR – Modul – Reaktor als Prognose von DIREKT.

Die Darstellung in Abbildung 5.9 zeigt – wie schon prognostiziert – eine deutliche Abnahme des Luftanteils und somit des Sauerstoffanteils in der Strömung. Letzterer ist entscheidend für die Stärke des korrosiven Angriffs auf die graphitischen Strukturen. Dies bedeutet eine Verlangsamung der chemischen Reaktion, da pro Zeiteinheit weniger Graphit vergast wird. Somit ergibt sich eine weitere Verlängerung der Zeitspanne, bis der Reaktorkern deutlich Schaden nimmt. Wird also der eingangs (siehe Kapitel 5.1) aufgestellte Vorschlag zur Verbesserung der Gasdichtheit der Reaktorkaverne umgesetzt, so ist infolge des Zurückhaltens von Helium in der Primärzelle ein deutlicher Sicherheitsgewinn zu erwarten.

6 Langzeitkorrosion

6.1 Der Werkstoff Graphit

Um in einem Kernreaktor thermischer Bauart Energie freizusetzen, bedarf es der Spaltung von U^{235} – Atomkernen durch langsame, thermische Neutronen ($v = 2000 \text{ ms}^{-1}$). Da bei der Kernspaltung jedoch schnelle Neutronen ($v = 2 \cdot 10^7 \text{ ms}^{-1}$) freigesetzt werden, müssen diese durch Zusammenstöße mit der umgebenden Materie auf thermisches Niveau abgebremst werden, um für eine erneute Spaltung zur Verfügung zu stehen. Für diese Aufgabe wird in Hochtemperatur – Reaktoren der Werkstoff Graphit als sogenannter Moderator eingesetzt, da er eine geringe Massenzahl besitzt und somit Neutronen gut abbremst³⁶. Neben dieser Hauptaufgabe hat Graphit weitere Vorteile, die nachfolgend stichwortartig beschrieben sind:

- kostengünstige Rohstoffe,
- sehr gute mechanische Bearbeitbarkeit,
- hohe mechanische Festigkeit, selbst bei hohen Temperaturen,
- Materialeigenschaften durch Art und Menge der Rohstoffe in Grenzen steuerbar,
- Materialeigenschaften durch Verarbeitungsverfahren steuerbar,
- Verbesserung der Qualitätseigenschaften durch Wärmebehandlung möglich,
- gutes Moderationsverhältnis,
- geringer Neutronenabsorptionsquerschnitt (0,0034 barn),
- relativ dimensionsstabil bis hin zu hohen Strahlenbelastungen,
- geringer thermischer Ausdehnungskoeffizient,
- hohe Wärmeleitfähigkeit bei hohen Temperaturen, auch noch nach starker Strahlenexposition,
- hohe Beständigkeit gegen Temperaturwechsel,
- große Wärmespeicherfähigkeit.

Aufgrund dieser Vorteile findet Graphit als Grundwerkstoff für alle inneren Bauelemente des Reaktors Verwendung. Eine Übersicht gibt Tabelle 6.1.

Der Gefügebau des Graphits wird je nach Anforderung an die daraus hergestellte Konstruktionskomponente durch die Wahl der Ausgangsmaterialien, der Preßverfahren und der nachfolgenden Temperaturbehandlung beeinflusst, um die jeweils gewünschten Eigenschaften hervorzuheben.

³⁶ Neben Graphit werden kommerziell leichtes und schweres Wasser eingesetzt. In Versuchsreaktoren kommen auch andere Materialien wie z.B. Beryllium zum Einsatz.

Tabelle 6.1: Reaktorkomponenten aus graphitischem Werkstoff.

Bezeichnung der Reaktorkomponente	Aufgabe
poröse Kohlenstoffschicht der Coated Particles aus pyrolytischem Kohlenstoff	Aufnahme der gasförmigen Spaltprodukte
äußere Beschichtung der Coated Particles aus Kohlenstoff	Schutz der Siliziumkarbid – Schicht vor mechanischer Belastung
Brennelementmatrix sowie Brennelementumhüllung aus z.B. dem graphitischen Werkstoff A3-3 ³⁷	Moderation von Neutronen Stützmatrix und mechanischer Schutz für die Coated Particles und des gesamten Brennelementes
Reflektor innen aus z.B. der Graphitsorte ASR-1RS	Moderation und Reflexion von Neutronen
Reflektor außen aus Kohlestein	Reflexion der Neutronen thermische Isolation
Abschaltsysteme aus Borkarbid	Leistungsregelung des Reaktors durch Neutronenabsorption

Technische Graphite werden prinzipiell aus zwei Komponenten hergestellt: der Füller als Hauptbestandteil und der Binder als Fugesubstanz. Als Binder wird eine kohlenstoffhaltige Komponente wie z.B. Kunstharz oder Teer genutzt. Ein Binderwerkstoff muß eine Erweichungstemperatur unterhalb von ca. 100°C aufweisen, so daß ein Vermischen und Kneten ermöglicht wird. Abbildung 6.1 zeigt eine Übersicht über die am häufigsten verwendeten Ausgangsmaterialien [38].

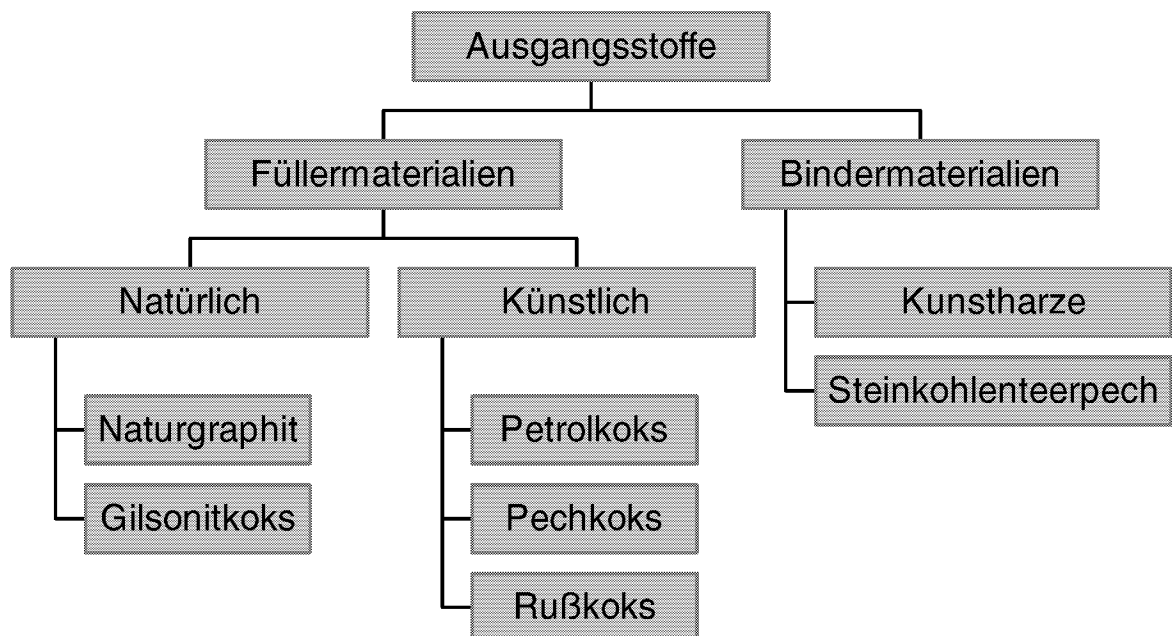


Abbildung 6.1: Die zur Herstellung von Reaktorgraphiten verwendeten Ausgangsstoffe für Füller und Binder.

³⁷ Die Bezeichnung graphitischer Werkstoff wird gewählt, um den Unterschied zu einem „richtigen“ Graphit z.B. der Qualität ASR-1RS aufzuzeigen.

Der Primärkoks wird dabei auf die gewünschte Korngröße zermahlen und mit dem Bindemittel vermengt. Danach folgt eine Verpressung des Gemenges. Für die Herstellung der kugelförmigen Brennelemente findet ein sogenanntes isostatisches Preßverfahren Anwendung. Hierbei wird die zu verpressende Graphitmischung in einen kugelförmigen Hohlraum eingebracht, den eine teilbare Form aus Silikonkautschuk bildet. Bei der Verpressung unter hohem Druck wirkt die Kautschukmasse als Fluid und überträgt die Druckkraft gleichmäßig auf das Preßgut. Dies garantiert eine homogene Oberflächenverdichtung des Kugelrohlings. Für die Graphitblöcke des Reflektors kommt eine Vibrationspresse zum Einsatz. Durch die Rüttelbewegungen wird die Porosität des Gemenges stark reduziert. Die anschließende Verpressung ergibt eine harte Oberfläche. Diese gepreßten Bauteile werden auch als Grünlinge bezeichnet.

Nach dem Pressen kann zur Erhöhung der Dichte und zur Verbesserung der Oberflächengüte des Werkstücks eine Imprägnierung mit z.B. Teeren angewendet werden. Um jedoch zu einem einsatzfähigen Formkörper zu kommen, müssen mehrere Temperaturbehandlungen durchgeführt werden. Hierbei wird in einem ersten Schritt der Binder in Sekundärkoks überführt. Danach wird der gesamte Formkörper bei Temperaturen von ca. 2800°C graphitisiert; d.h. ein graphitisches Gefüge ausgebildet. Es ergibt sich eine heterogene Gefügestuktur aus polykristallinem Graphit, die in Abbildung 6.2 [38] schematisch gezeigt wird.

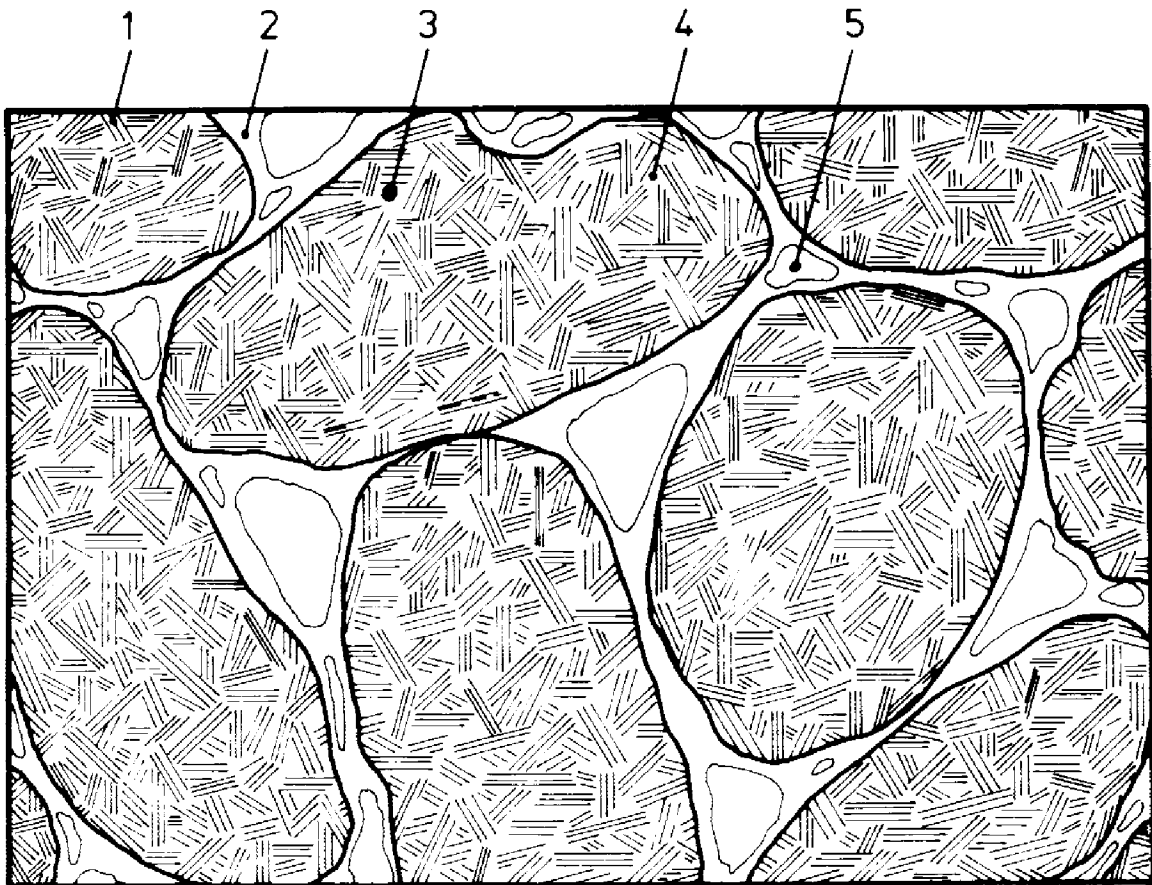


Abbildung 6.2: Schematischer Aufbau von polykristallinem Graphit.

In der Abbildung 6.2 erkennt man deutlich die Füllkörner (3). Je nach Graphitsorte schwanken dabei die Durchmesser eines Kerns zwischen 3 μm und 10 mm. Die Größe korreliert in der Regel mit den Abmaßen der herzustellenden Bauteile. Die Füllkörner sind keineswegs homogen strukturiert, sondern enthalten neben Teilen, die das hexagonale Graphitgitter aufweisen – Kristallite (1) genannt – mit Größen zwischen 5 und 100 nm, auch kleine Löcher, die Mikroporen (4). Die Kristallite bestehen aus den graphittypischen hexagonalen Schichten, die parallel angeordnet sind. Zwischen diesen Ebenen wirken nur schwache π – Bindungen, so daß ein leichtes Verschieben der Schichtebenen gegeneinander ermöglicht wird. Die Füllkörner werden durch Brücken aus Binderkoks (2) verbunden. Der Binder, der durch seine Graphitierung an Volumen verloren hat, füllt nicht mehr den gesamten Hohlraum zwischen den Körnern aus, so daß durch die thermische Behandlung auch Makroporen (5) entstanden sind.

Durch die verschiedenen Preß- und Mahlverfahren, der Wahl von Füller und Binder sowie der nachfolgenden Steuerung der Temperaturbehandlung können die Form, die Abmaße und die Ausrichtung der Körner beeinflusst werden. Somit können gezielt verschiedene Eigenschaften in die drei Raumrichtungen dieses anisotropen Gefüges erzeugt werden. Diese Beeinflussung des Werstoffverhaltens ist jedoch nur bei fest eingebauten Komponenten wie dem Reflektor sinnvoll. Für die sich bewegenden Brennelemente ist ein isotropes Verhalten zu fordern, da sich ihre Lage relativ zur Kernachse fortlaufend ändert.

Neben der Anwendung von Graphit als Reaktorwerkstoff sei exemplarisch auf den großindustriellen Einsatz als Elektrodenmaterial in der Stahlherstellung oder als Kesselauskleidungen für aggressive Substanzen, wie z.B. flüssige Erdalkalimetalle in der chemischen Industrie hingewiesen. In Verbindungen z.B. mit Silizium entstehen Karbide, die hochtemperaturbeständig, verschleißfest und äußerst hart sind. Sie eignen sich z.B. zum Einsatz als Schneidplatten in der spanenden Verarbeitung. Aber auch Zukunftstechnologien wie der Halbleiter- oder der Kernfusionsforschung eröffnet Graphit interessante Perspektiven. Dieser Werkstoff hat bereits ein breites Anwendungsfeld und wird in immer neue Bereiche vorstoßen.

6.1.1 Matrixmaterial der Graphitsorte A3-3

Den hohen Anforderungen an mechanische Festigkeit, Temperaturbeständigkeit und gute Wärmeleitfähigkeit müssen Graphitsorten, die als Matrixmaterialien eingesetzt werden, ohne Temperaturendbehandlung bei ca. 2800°C (wie bei Graphitierungsprozessen sonst üblich) gerecht werden, da die Coated Particles bei diesem Temperaturniveau ihre Rückhaltewirkung verlieren würden und somit Schwermetall in die Graphitmatrix eindiffundieren könnte. Um solches zu vermeiden, ist die maximale Temperatur der thermischen Behandlung auf etwa $\leq 1950^\circ\text{C}$ beschränkt. Aus diesem Grunde wurde die Graphitsorte A3-3 entwickelt. Hier wird als Füller nicht das sonst übliche Petrolkoks als Hauptkomponente eingesetzt, sondern das sogenannte FP Naturgraphit, das eine viel größere Kristallinität aufweist. Zusätzlich werden 20 Gew% von einem schwer kompressiblen graphitischen Petrolkoks dazugegeben, damit die erforderliche Stabilität gegen gasförmige Crackprodukte sowie die benötigte Permeabilität gegeben sind. Die dritte Komponente bildet ein Phenolharz der Bezeichnung H 118 als Binder. Tabelle 6.2 gibt eine Übersicht über die Eigenschaften dieser Materialien.

Tabelle 6.2: Die Eigenschaften der Ausgangswerkstoffe für den Graphit A3-3 [39].

Eigenschaften des Füllers	FP – Naturgraphit	Graphitierter Petrolkoks KRB 0,06	Einheit
Schüttdichte	0,4	0,6	g/cm ³
Rütteldichte	0,6	0,95	g/cm ³
Korndichte	2,26	2,2	g/cm ³
Kristallitgröße	1000	600	Å
Mittlerer Korndurchmesser	10 – 20	20 – 30	µm
Spezifische Oberfläche	2	1,6	m ² /g
Aschegehalt	200	10	ppm

Eigenschaften des Binders	Phenolharz H118	Einheit
Molekulargewicht	690	g/mol
Erweichungspunkt	101	°C
Koksausbeute	50	Gew%
Löslichkeit in Methanol	99,97	Gew%
Aschegehalt	160	ppm

Beide Füllerpulver werden kalt geknetet, dann mit dem Binder versetzt und erneut geknetet. Nach einer Trocknung bei ca. 100°C erfolgt ein Mahlvorgang. Diesem neuen Mischpulver werden 16400 fertige Coated Particles zugefügt und gemischt, bis ein homogenes Gemenge entstanden ist. Das Verpressen erfolgt in der oben beschriebenen Silikonkautschukform in zwei Stufen. Bei etwa 30 bar wird der 50 mm durchmessende Kugeln, der die Coated Particles enthält, gepreßt. Das gleichfalls isostatische Nachpressen der Kugel bei 3000 bar liefert das Brennelement als Grünling: Hierbei wird der Enddurchmesser von 60 mm erreicht, indem die Kernkugel mit einer brennstofffreien 5 mm starken Graphitschicht umhüllt wird.

Das Verkoken des Binderharzes bei 800°C unter Stickstoffatmosphäre wird durch ein Vakuumglühen bei $\leq 1950^{\circ}\text{C}$ abgeschlossen. Nach der Abkühlung wird durch spanende Formgebung das Endmaß erreicht.

Durch diese Vorgehensweise ist ein Graphit mit isotropem Gefüge entstanden, der trotz fehlender Hochtemperaturbehandlung die Leitfähigkeits- und Festigkeitseigenschaften eines vergleichbaren Reaktorwerkstoffs erreicht, der bei 2500°C thermisch behandelt wurde.

6.1.2 Reflektormaterial der Graphitsorte ASR-1RS

Zum Erfüllen seiner Aufgabe muß der Reflektorgraphit ASR-1RS neben einer guten mechanischen Belastbarkeit eine hohe Reinheit und eine geringe Anisotropie aufweisen. Die Graphitsorte ASR-1RS wurde unter diesen Gesichtspunkten entwickelt. Den Füller bildet Pechkoks (Korngröße $< 120\text{ }\mu\text{m}$), der Binder ist Steinkohlenteerpech. Beide Substanzen werden vermischt und zu großen Formkörpern in einer Vibrationspresse gepreßt. Nach einer Temperaturbehandlung bei 1100°C werden diese Blöcke erneut gemahlen, bis Körner der Fraktion 1 mm

entstanden sind. Es wird somit annähernd isotropes Kokskorn mit hoher Dichte, wenig Asche und flüchtigen Bestandteilen erzeugt. Dieser Sekundärkoks wird erneut mit Steinkohlenteerpech vermischt und verdichtet. Dabei wird durch die sorgfältige Wahl der Frequenz und der Amplitude der Schwingung sowie durch Evakuierung des Preßraums ein Graphit hoher Qualität erzeugt. Dieser sogenannte grüne Block durchläuft nachfolgend eine erneute Imprägnierung mit dem Binder. Zwei Temperaturbehandlungen bei 1050°C und 2800°C schließen die Veredelung des Werkstücks ab. Auf diese Weise werden die benötigten Eigenschaften des Reflektors eingestellt. Tabelle 6.3 [39] gibt einen Überblick über die Stoffeigenschaften des Reflektorgraphits ASR-1RS. Eigenschaften parallel zur Vorzugsrichtung der Füllkörner sind mit || gekennzeichnet, solche senkrecht dazu mit $\perp$.

Tabelle 6.3: Die Eigenschaften des Graphitwerkstoffes ASR-1RS

Parameter	Einheit	Wert	Temperatur
Zugfestigkeit	MN/m ²	26	bei 20°C
Zugfestigkeit $\perp$	MN/m ²	23	bei 20°C
Druckfestigkeit	MN/m ²	67,1	bei 20°C
Druckfestigkeit $\perp$	MN/m ²	63,1	bei 20°C
Biegefestigkeit	MN/m ²	14,9	bei 20°C
Biegefestigkeit $\perp$	MN/m ²	13,5	bei 20°C
E – Modul	MN/m ²	$1,0 \cdot 10^4$	bei 40°C
E – Modul $\perp$	MN/m ²	$0,92 \cdot 10^4$	bei 40°C
Anisotropie		1,04	
Dichte	kg/m ³	1,78	bei 40°C
Aschegehalt	ppm	390	
Wärmeausdehnung	1/K	$4,9 \cdot 10^{-6}$	20°C < T < 500°C
Wärmeleitfähigkeit	W/mK	125	bei 40°C

6.2 Die Graphitkorrosion

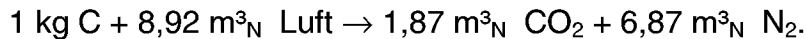
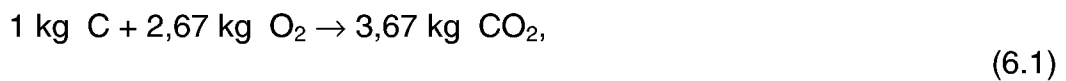
6.2.1 Kurze Übersicht über bekannte Korrosionsmechanismen

Dringt die Luft in den Heliumkreislauf eines HTRs ein, so kann dies abhängig von dem eintretenden Volumenstrom, der durch den Ort der Leckage und den dort freigegebenem Querschnitt bestimmt wird, unter Umständen zu Reaktionen mit den heißen graphitischen Kernstrukturen führen. Diese Graphitkorrosion kann gegebenenfalls sicherheitsrelevante Störungen verursachen, weil die tragenden graphitischen Kernstrukturen oder auch die Brennelemente selbst geschädigt werden und somit ihr strukturelles Verhalten in Bezug auf Festigkeit beeinträchtigt wird. Bei großen Luftmengen ist unter Umständen sogar eine Spaltproduktfreisetzung aus der Graphitmatrix oder aus beschädigten „coated particles“ möglich. Läuft die Graphitkorrosion nicht vollständig ab oder wird bereits entstandenes Kohlendioxid nach der Boudouard – Reaktion (Gleichung 2.4) umgesetzt, so entsteht auch Kohlenmonoxid, das in Verbindung mit Luft und Helium gegebenenfalls zur Bildung explosiver Gasmischungen führen kann. Da die Umsetzung von Graphit mit Luft außer bei der Boudouard – Reaktion exotherm verläuft und somit Energie freigesetzt

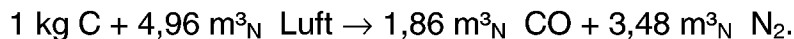
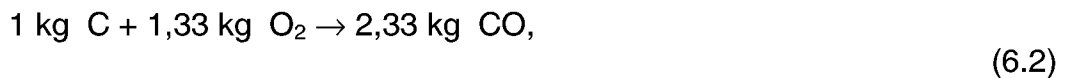
wird, wird der Kern durch die Graphitkorrosion zusätzlich zum bereits vorhandenen Energieeintrag aus der Nachwärmeproduktion thermisch belastet.

Die Luftmengen, die in den Primärkreis eindringen oder ihn unter Umständen je nach Anordnung der Behälterbrüche sogar kontinuierlich durchströmen können, werden durch die Mechanismen Expansion und Kompression von Gasvolumina, Diffusion verschiedener Gase ineinander und von der Konvektion bestimmt. Diese Zusammenhänge sind in den vorangegangenen Kapiteln ausführlich dargestellt worden.

Die Graphitumsetzung im Lufteinbruchsstörfall sei im ersten Schritt anhand der einfachen stöchiometrischen Gleichungen 2.1 bis 2.4 betrachtet. Dabei werden folgende Stoffmengen bei der Reaktion mit Luft umgesetzt. Gleichung 2.1 liefert:



Gleichung 2.2 liefert:



Diese beiden Umsetzungen müssen berücksichtigt werden, da ab einer Reaktionstemperatur von ca. 900°C der Anteil des Kohlenmonoxids im Reaktionsprodukt deutlich zunimmt. Abbildung 6.3 gibt einen Eindruck von diesen Gleichgewichten in Abhängigkeit von der steigenden Temperatur, bei der die Umsetzung stattfindet.

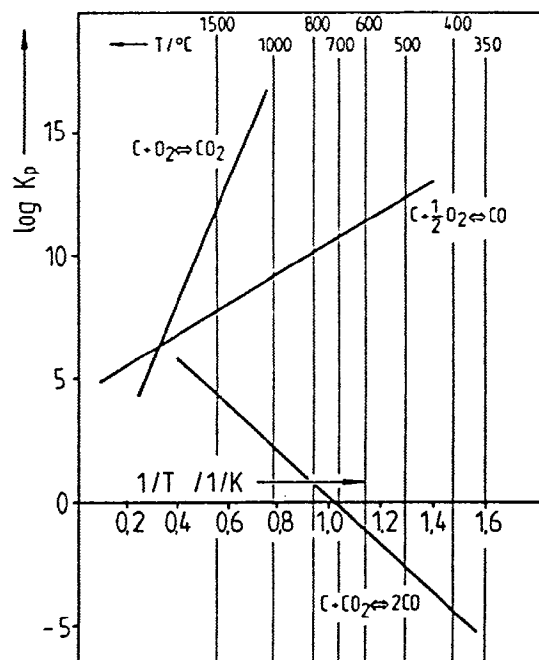


Abbildung 6.3: Gleichgewichtskonstanten der O₂ – Korrosionsreaktion [4].

Die Umsatzrate von Graphit mit Luft(sauerstoff) ist aus vielen Messungen bekannt. Für den Umsatz ist entscheidend, bei welchem Temperaturniveau die Reaktion abläuft, welcher Sauerstoffpartialdruck zur Verfügung steht, mit welcher Geschwindigkeit der Sauerstoffträger an die Graphitoberfläche herangetragen wird, und auch muß eine eventuelle Vorschädigung der Graphitoberfläche durch einen Vorabbrand berücksichtigt werden. Bei Temperaturen, die unterhalb von etwa 650°C liegen, spricht man vom Porendiffusionsbereich, in der die Reaktionsrate exponentiell mit der Temperatur und linear mit dem Sauerstoffpartialdruck zunimmt. Hier ist der Einfluß der Anströmung noch untergeordnet und die chemische Umsetzung ist geschwindigkeitsbestimmend. Findet die Umsetzung jedoch oberhalb von 900°C statt, dominiert der Einfluß der Strömungsgeschwindigkeit, d.h. der Sauerstoff wird – sofern er auf die Graphitoberfläche trifft – vollständig umgesetzt. Im Übergangsgebiet zwischen diesen Temperaturen muß sowohl die Diffusion als auch die Reaktion berücksichtigt werden.

Aus der Versuchsanlage VELUNA [6], an der umfangreiche kinetische Experimente zur Graphitkorrosion mit Luft durchgeführt wurden, sind Reaktionsraten für Kugelpackungen bestimmt worden. Abbildung 6.4 zeigt die experimentell bestimmten Werte.

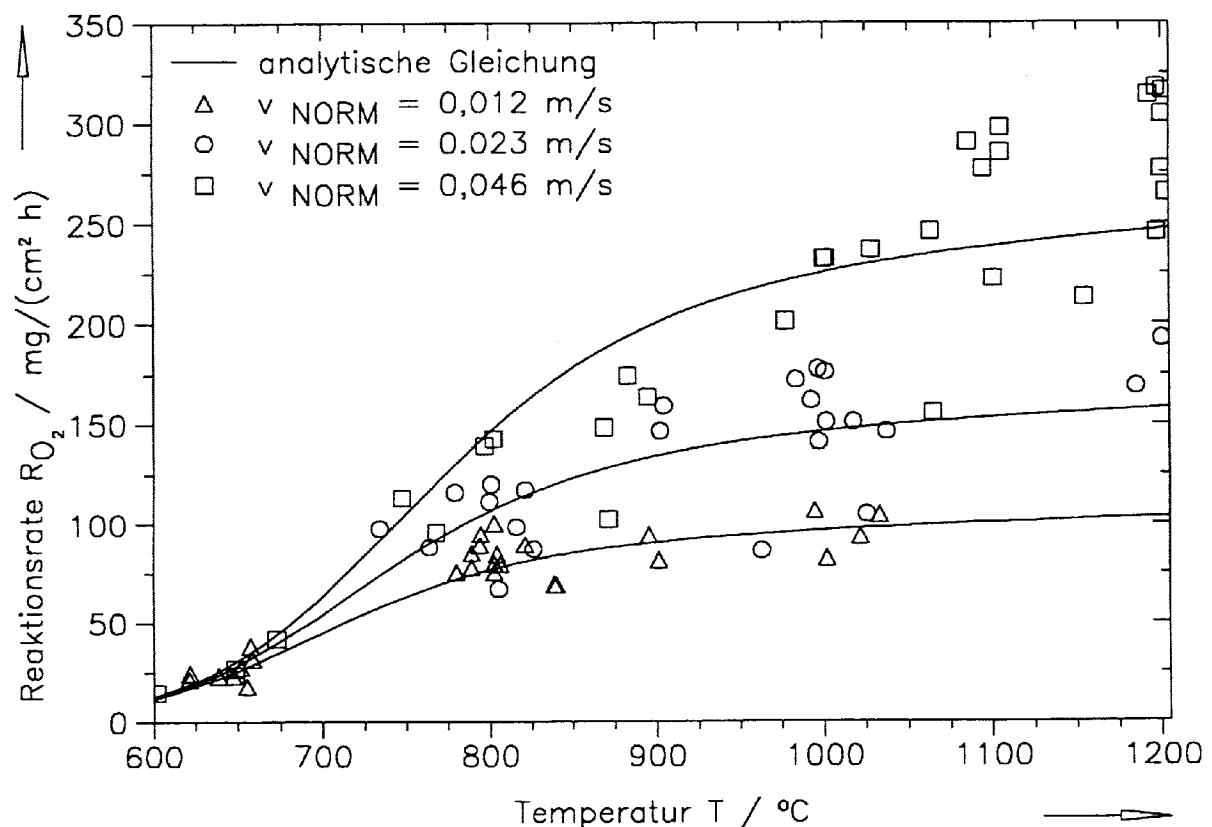


Abbildung 6.4: Reaktionsrate der Brennelementgraphitverbrennung mit Luftsauerstoff als Funktion der Temperatur bei einem O_2 -Partialdruck von 0,2 bar für die drei verwendeten Strömungsgeschwindigkeiten [6].

Zusätzlich sind die Verläufe der numerisch approximierten Ausgleichsfunktion zu erkennen. Gleichung 6.3 gibt diese aus [6] entnommene Ausgleichsfunktion an.

$$R_{O_2} = \left[\left(7,2 \cdot 10^9 \cdot \exp(-16140/T) \cdot p_{O_2,\infty} \right)^{-1} + \left(770 \cdot v_{Norm}^{0,65} \cdot T^{0,34} \cdot p_{O_2,\infty} \right)^{-1} \right]^{-1} \quad (6.3)$$

mit

R_{O_2} = Reaktionsrate in mg / cm² h¹,

T = Temperatur in K,

p_{O_2} = O₂ – Partialdruck am Lageneintritt in bar,

v_{Norm} = Strömungsgeschwindigkeit im m / s.

Diese Gebrauchsformel ist ein hilfreiches Instrument für die Abschätzung von Korrosionsraten und ist hier aufgrund der Ähnlichkeit der Kugelpackungsstruktur in den Prüfständen VELUNA (4x4 Ø 60 mm Graphitkugeln mit $\varepsilon = 0,395$) und NACOK (5x5 Ø 60 mm Graphitkugeln mit $\varepsilon = 0,395$) stellvertretend für zahlreiche andere Experimente zur Bestimmung von Korrosionsraten aufgeführt. Eine genaue Darstellung des VELUNA – Experiments mit der Ableitung der oben angeführten Formel zur Abschätzung des Graphitumsatzes ist in [6] gegeben. Dort finden sich auch umfangreiche Hinweise auf weiterführende Quellen.

6.2.2 Experimente zur Korrosion im Prüfstand NACOK

6.2.2.1 Vorüberlegungen zur Versuchsdurchführung

Der Innenraum des Reaktordruckbehälters ist nahezu vollkommen aus Graphitwerkstoffen aufgebaut. Die innersten Strukturen bilden die Brennelemente aus A3-3. Diese werden auf allen Seiten sowie unten und oben vom inneren Reflektor aus ASR-1RS oder aus einer anderen Sorte von Nukleargraphit mit ähnlichen Eigenschaften, z.B. dem in Japan genutzten IG-110, eingeschlossen. Der Reflektor wiederum stützt sich gegen eine ihn umgebende Kohlesteinschicht ab. Abbildung 6.4 zeigt den HTR – Modul im Schnitt.

Tritt nun aufgrund des Behälterversagens in Form des 2F – Bruchs Luft in den Reaktor ein, so trifft sie zunächst auf den Bodenreflektor (vgl. auch Abbildung 2.1). Der Bodenreflektor läßt sich in etwa vier verschiedene Konstruktionsabschnitte³⁸ unterscheiden. Unten ist auf derselben geodätischen Höhe wie das Koaxialrohr der Heißgassammelraum angeordnet. Im Normalbetrieb dient er zur Vermischung der einzelnen aus dem Kern austretenden heißen Heliumströme und somit zur Vergleichmäßigung der Heißtemperatur des Kühlgases. In diesem Raum befinden sich Graphitsäulen, die die Gewichtsbelastung des nächsthöher gelegenen Abschnitts und somit des gesamten Kerns tragen. Dieser Teil besteht aus Graphitblöcken, die je nach Konstruktionsvariante Schlitze bzw. Bohrungen zur Gasführung enthalten. Darüber ist erneut ein Hohlraum in Form eines Hohlzylinders angeordnet, der nochmals der homogenen Gasmischung dienen soll. Den Abschluß bilden nun Graphitblöcke, die wiederum Gasführungskanäle enthalten. Die Mindeststärke dieses Abschnittes beträgt etwa 900 mm am inneren Rand und wächst

³⁸ Für den Modul liegen verschiedene Ausführungsvarianten vor. Hier soll soweit wie möglich ein genereller Überblick über das Korrosionsgeschehen gegeben werden, daher fehlen exakte Abmaße.

mit zunehmendem Radius, um so eine schiefe Ebene zu bilden, die die Brennelementkugeln zum zentral angeordneten Brennelementabzugsrohr leitet.

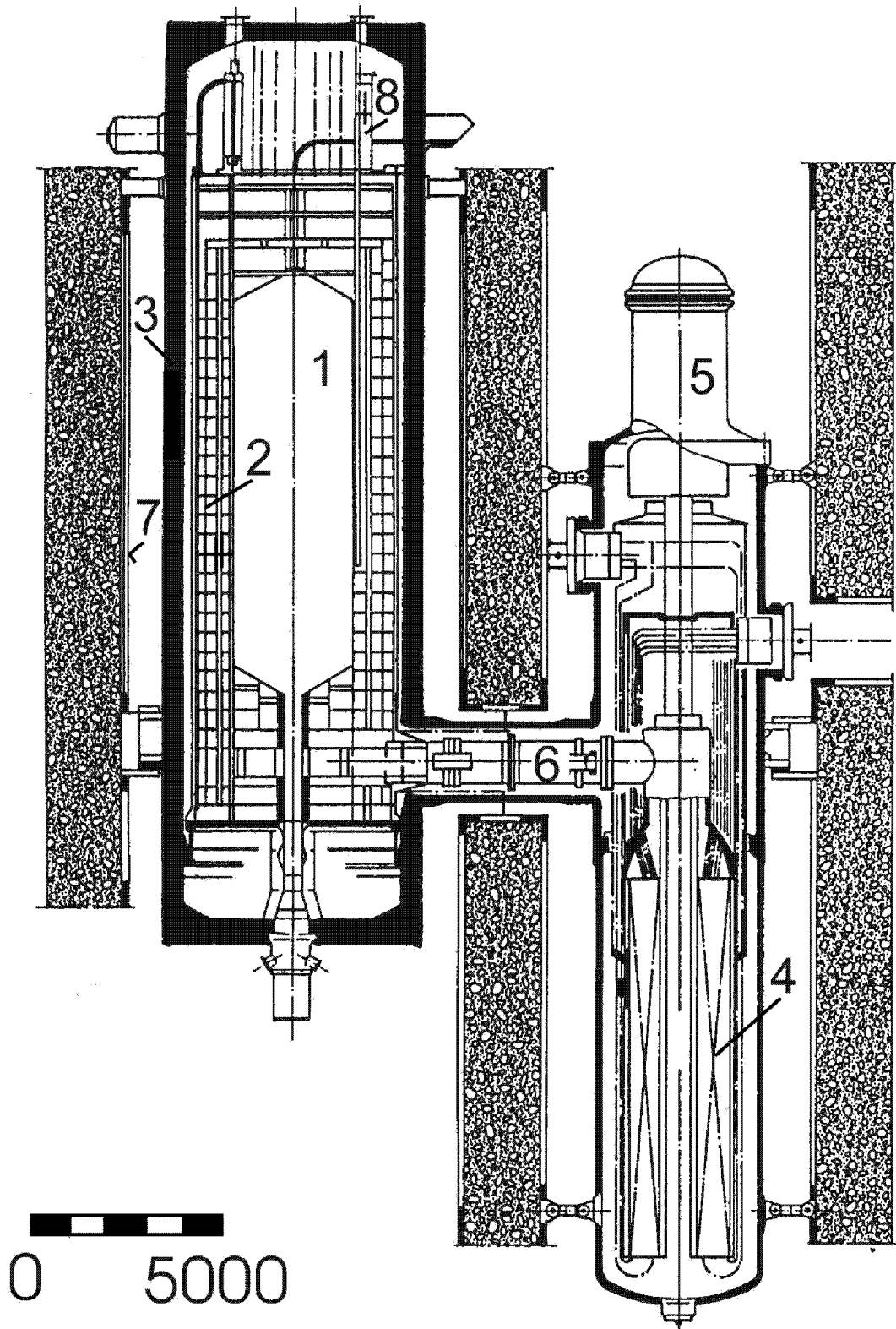


Abbildung 6.5: Der HTR – Modul Reaktor mit Dampferzeuger im Schnitt.
 (1 = Kern, 2 = Reflektor, 3 = Druckbehälter, 4 = Dampferzeuger,
 5 = Gebläse, 6= Verbindungsdruckbehälter, 7= Flächenkühler.)

Wird nun Graphitmaterial durch Korrosion abgetragen, so ist bei längerem chemischen Angriff die mechanische Stabilität des Reflektors gefährdet. Dies hätte jedoch noch keine radiologischen Folgen, da die Brennelemente weiter intakt bleiben. Werden die Bohrungen des Bodenreflektors jedoch stark aufgeweitet und/oder versagen Teile der Bodenreflektorkonstruktion und brechen ein, so ist auch mit einem chemischen Angriff auf die Brennelemente zu rechnen. Die Brennelemente besitzen zwar eine Opferschicht aufgrund ihrer Ummantelung mit brennstofffreiem Graphit der Stärke 5 mm, jedoch kommt es durch lokal überhöhte Strömungen zu punktuelltem Graphitabtrag. Dieser sogenannte Shaping – Effekt hat zur Folge, daß frühzeitig die ersten Coated Particles freigelegt werden. Die Durchströmung des Reaktordruckbehälters aufgrund von Naturkonvektion könnte somit den Austrag der gasförmigen und auch der festen Spaltprodukte gebunden an die durch den Brand entstehenden Aerosole bedeuten. Eine umfassende Darstellung der radiologischen Folgen ist in [40] zu finden. Das Problem der Aerosolentstehung ist in [6] eingehend behandelt worden. In der vorliegenden Arbeit soll das Augenmerk auf die Ursache dieser Nachfolgeprobleme gerichtet sein; nämlich das Geschehen in der Reaktionszone des Graphitbrandes.

Die Freisetzung von Radioaktivität aus den Coated Particles hängt entscheidend von ihrer Temperatur und Aufenthaltsdauer in der Reaktionszone ab. Korrosionsversuche in den „Heißen Zellen“ des Forschungszentrums Jülich unter Luftatmosphäre an bestrahlten Brennelementen aus den Beständen des AVR haben die in Tabelle 6.4 [41] gezeigten Ergebnisse geliefert.

Tabelle 6.4: Temperaturabhängiges Versagen von Coated Particles nach Korrosion in Luftatmosphäre (UO₂ – TRISO Partikel).

Heiztemperatur in °C	Anzahl der exponierten Coated Particles	Zeit bis zum Versagen des ersten Coated Particle	Weiteres Versagen der Coated Particles
1500	10	2 h	10 innerhalb 25 h
1400	16.400 (ein Brennelement)	3 h	12 innerhalb 70 h
1300	16.400 (ein Brennelement)	258 h	4 innerhalb 410 h

Hierbei wurden die Kugeln auf die beschriebene Temperatur aufgeheizt und solange im Luftstrom belassen bis die Graphitmatrix vollständig vergast war. Es zeigt sich, daß ein Temperaturniveau unterhalb von 1300°C keine Gefahr für die Coated Particles darstellt solange keine weitere Zusatzbelastung eintritt. Denkbar wäre, daß die Kugelschüttung durch partielles Versagen des Bodenreflektors insgesamt ins Rutschen gerät und dabei bereits freigelegte Coated Particles zusätzlich zur Temperaturbelastung mechanisch beansprucht würden. Könnte der Lufteintrag über einen sehr großen Zeitraum Graphit vergasen, so würden viele Coated Particles freigelegt werden. Diese würden Ansammlungen bilden, die unter Umständen wieder die kritische Masse überschreiten könnten. Somit wäre eine lokale Kettenreaktion in Gang gesetzt, die eine sehr starke zusätzliche thermische Belastung für den

Partikelhaufen aus Coated Particles bedeuten dürfte. Diese Zusatzbelastungen können in dieser Arbeit nicht berücksichtigt werden; erste Hinweise liefert [17].

In diesem Abschnitt soll die Frage der in der Verbrennungszone erreichten Temperatur näher betrachtet werden. Dazu wird zunächst die Ausgangstemperatur für die Korrosionsexperimente bestimmt.

Mit Hilfe des Rechenprogramms DIREKT wird eine mittlere repräsentative Temperatur T_B für den Bodenreflektor ermittelt. Dazu werden die Nachwärmeproduktion, die Wärmetransportvorgänge innerhalb des Reaktorkerns und die Wärmeabgabe über den Reaktordruckbehälter berücksichtigt. Keine Berücksichtigung findet die Wärmeproduktion durch Korrosionsvorgänge. Dieser Zustand ist also als Startzustand für die Verbrennungsreaktion zu verstehen. Es ergeben sich die in Abbildung 6.6 gezeigten Zusammenhänge.

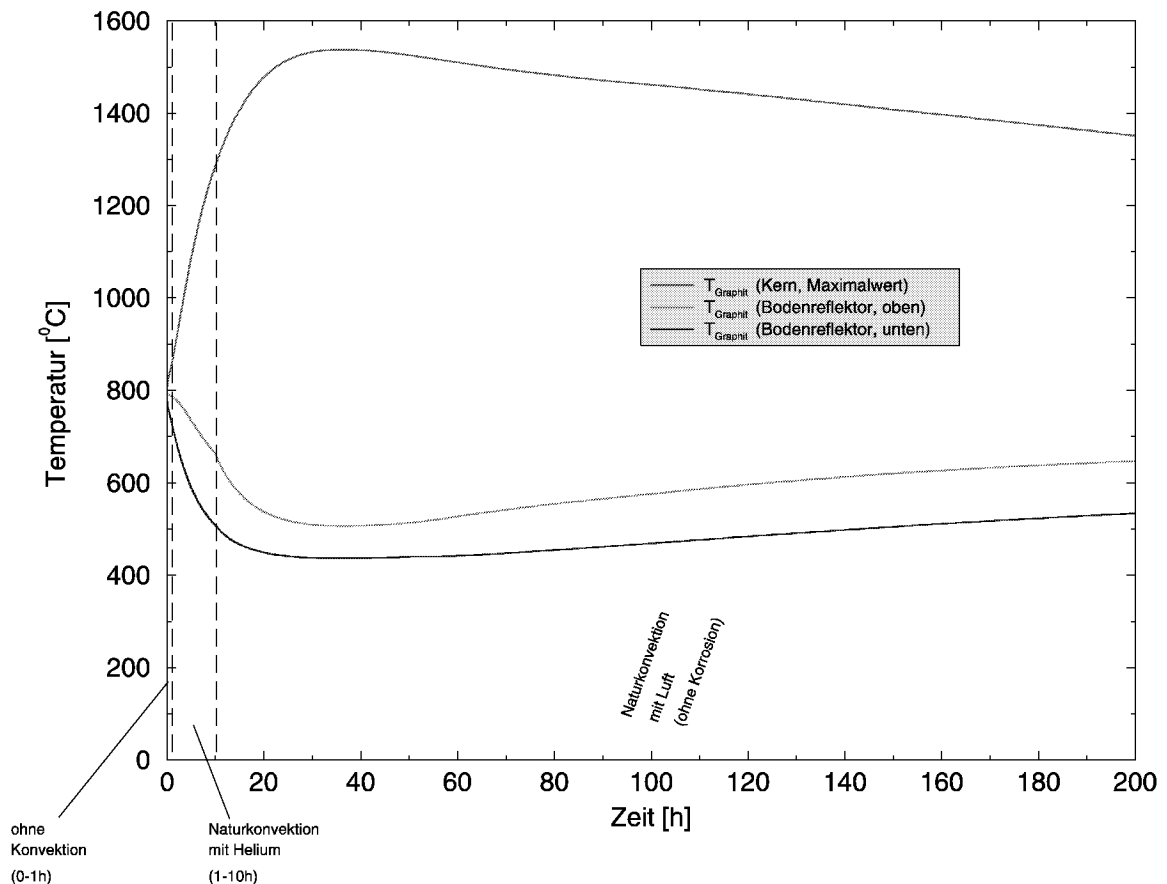


Abbildung 6.6: Temperaturentwicklung über der Zeit im Reaktorinneren nach Druckentlastung ohne Berücksichtigung der Korrosionswärme als Berechnung mit DIREKT.

Die Darstellung in Abbildung 6.6 zeigt die Temperaturverläufe dreier Zonen über der Zeit. Die obenliegende Kurve beschreibt die Temperaturentwicklung der heißesten Zone. Sie liegt im Normalbetrieb auf der Mittelachse des Kerns dicht oberhalb des Bodenreflektors. Im Störfall wird durch die Nachwärmeproduktion der Kern aufgeheizt. Das heiße Zentrum verschiebt sich vom Ausgangspunkt nahe des Bodenreflektors nach oben in Richtung Deckenreflektor und kommt bei etwa 2/3

Kernhöhe zum Stehen (vgl. Abbildung 4.20 bis 4.24). Man erkennt, daß die Störfalltemperatur bei Kühlmittelverlust innerhalb der Kugelschüttung unterhalb von 1600°C verbleibt. Diese Temperaturbelastung ist unkritisch für bestrahlte Brennelemente, die keiner zusätzlichen Korrosion ausgesetzt sind. Mit allmählich nachlassender Nachwärmeproduktion sinkt die Maximaltemperatur ab. Die mittlere Kurve zeigt den Temperaturverlauf im oberen Teil des Bodenreflektors. Die Temperatur nach Störfalleintritt im unteren Teil des Bodenreflektors zeigt die untere Kurve. Hier tritt im Gegensatz zum Core im ersten Schritt eine Abkühlung der Strukturen ein, da sie nicht mehr vom heißen Kühlgas durchströmt werden. Nach Überschreiten des Minimums bei etwa 40 Stunden wird der Bodenreflektor durch die Nachwärmeproduktion aufgeheizt.

Der Bodenreflektor wird aufgrund seiner Lage bevorzugt durch Korrosion angegriffen, da hier der Luftsauerstoff zum ersten Mal mit graphitischen Strukturen in Berührung kommt. Somit kann die gemittelte Temperatur T_B zu etwa 650°C bestimmt werden.

Da aber das erreichbare Temperaturniveau der Korrosionszone deutlich höher liegen kann als die für die „Coated Particles“ unschädliche Temperaturgrenze von etwa 1300°C (vgl. Tabelle 6.4), wurde nachfolgende Versuchsreihe konzipiert, um eine erste Aussage über die tatsächliche Temperatur im Umsatzbereich zu erhalten.

Die hier durchgeführten Experimente sind als Vorstufe für eine Betrachtung von Langzeitkorrosionseffekten in einer nachfolgenden Versuchsreihe zu verstehen. Für weiterführende Untersuchungen ist eine vollständige Umkonstruktion des bestehenden Prüfstands erforderlich. Die Versuche im Rahmen dieser Arbeit sind nicht darauf zugeschnitten, exaktes Datenmaterial für z.B. die Bestimmung von Reaktionsraten oder Stoffübergangsmechanismen zu liefern. Hier sollten Fragestellungen beleuchtet werden, die von genereller Natur sind:

- Welches Temperaturniveau wird in der Korrosionszone erreicht?
- Wo findet der Korrosionsangriff bevorzugt statt?
- Wie beeinflusst die sich durch den Graphitvergasung ändernde Gasatmosphäre den eintretenden Massenstrom?
- Gibt es durch den Korrosionsangriff erzeugte Langzeiteffekte?
- Welchen Einfluß hat der Bodendruck auf die Korrosion?

6.2.2.2 Versuchsaufbau und Durchführung

Alle Korrosionsexperimente wurden in dem in Kapitel 2.6 eingehend beschriebenen Zusatzbehälter durchgeführt. Dies hat den Vorteil eines deutlich verringerten Montageaufwands gegenüber Experimenten im eigentlichen Experimentierkanal des Prüfstands NACOK und bedeutet damit eine deutliche Zeitersparnis. Weiterhin kann durch die Konstruktion als Behälter im Behälter mit Gasisolation im Zwischenraum die schlechte Wärmeabfuhr zu den Seiten, so wie sie im realen Reaktor gegeben ist, besser abgebildet werden.

Der Zusatzbehälter wird für diese Versuchsreihe jeweils wie folgt beladen: Den unteren Abschluß bildete ein Lochblech aus dem bereits in Kapitel 2 beschriebenen Stahl der Werkstoffnummer 1.4148 mit den Abmaßen 198 x 198 mm. Es trägt gleichmäßig verteilt 150 Bohrungen mit einem Durchmesser von 8 mm. Auf diese

Abschlußplatte wurde ein 200 mm hoher Graphitblock der Graphitqualität ARS-1RS so gesetzt, daß das Bohrungsmuster mit dem der Lochplatte übereinstimmte. Somit wurde eine ungestörte Anströmung des Graphitblocks ermöglicht. Dieser kleine Graphitblock mit einem Gewicht von 10,42 kg repräsentiert einen Ausschnitt aus dem oberen Bodenreflektorbereich des realen Moduls. Abbildung 6.7 zeigt eine Photographie des Bodenreflektors.

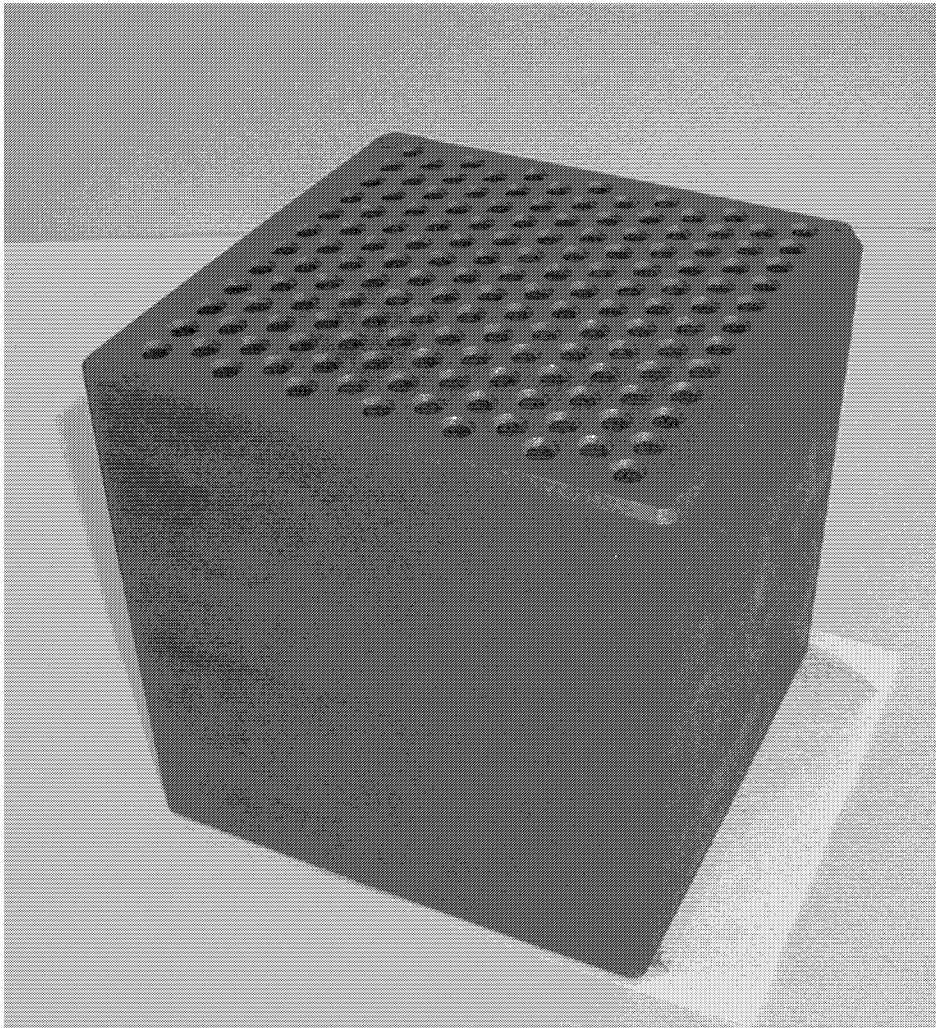


Abbildung 6.7: Photographie des Bodenreflektorblockes.

Auf den Bodenreflektorblock wird eine ca. 240 mm hohe Kugelschüttung aus Graphitkugeln mit einem Durchmesser von 30 mm aufgebracht. Dies entspricht einem Graphitvolumen von $3,84 \text{ dm}^3$, einem Gewicht von 6,84 kg oder auch 272 Kugeln mit einer freien Oberfläche von ca. $0,77 \text{ m}^2$. Diese Graphitkugeln kleinen Durchmessers wurden gewählt, da aufgrund der geringen Innenabmessungen des Zusatzbehälters mit den Originalkugeln ($\varnothing 60\text{mm}$) keine Kugelschüttung mit einem Lückengrad von $\varepsilon < 0,45$ nachzubilden ist. Die 30 mm – Kugeln bilden trotz der geringen Innenraummaße eine Schüttung aus, deren Lückengrad dem realen von $\varepsilon = 0,395$ sehr nahe kommt.

Die Graphitsorte der verwendeten 30er Kugeln war jedoch nicht mit Sicherheit zu ermitteln, so daß Vergleichsversuche zwischen A3-3 und der unbekannten Sorte

durchgeführt wurden. Dazu wurden jeweils verschiedene Kugeln in einer Hochdruckpresse zerdrückt. Hierbei wurde ein Kontakt mit dem Metall – Stempel der Presse verhindert, um eine Verunreinigung der Proben mit Metallabrieb zu vermeiden. Bemerkung: Metalle können bei niedrigen Temperaturen auf die Graphit – Sauerstoff – Reaktion stark katalytisch wirken. Aus den Bruchstücken wurden Stücke mit $G \approx 200 \text{ g}$ als Proben ausgewählt. Diese wurden in der Thermowaage THERA (STA 429 Simultan Thermal Analysator der Firma Netzsch) eingesetzt und in einer temperaturkontrollierten Verbrennung umgesetzt. Das genaue Verfahren und deren Ergebnisse sind in [42] dokumentiert. Beide Graphite verhalten sich bezüglich Korrosion sehr ähnlich. Bedenkt man weiterhin, daß die Graphitkorrosion ab einer Reaktionstemperatur von etwa 900°C vom Stoffübergang dominiert wird und dieser von der Graphitsorte nahezu unabhängig ist, ist ein Ersetzen der Originalkugeln durch die 30er Kugeln vertretbar.

Auf der Kugelschüttung liegt ein grobmaschiges Gitterblech, das der Vergleichmäßigung der eingeleiteten Gewichtskraft dient. Diese Gewichtsbelastung von 250 kg erzeugen vier parallel untereinander fixierte Edelstahlplatten, die auf dem Maschennetz aufstehen. Das Gewichtsgitter kann sich innerhalb des Zusatzbehälters bewegen. Sinkt also die Kugelschüttung während des Versuches zusammen, so kann das Gitter folgen und weiterhin den Bodendruck simulieren.

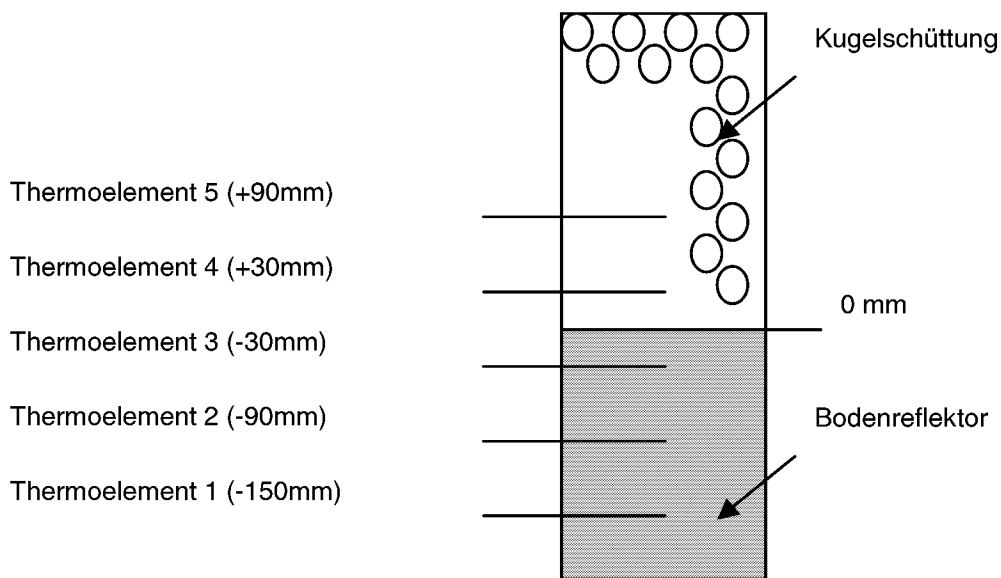


Abbildung 6.8: Skizze der Thermoelementpositionen in den Graphiteinbauten.

Das Gewicht der Zusatzbelastung soll den Druck von ca. 1 bar der Kugelschüttung auf den Bodenreflektor simulieren. Bei einem Core mit sehr großem Durchmesser und flachem Boden wäre der Bodendruck gleich dem hydrostatischen Druck der Kugelschüttung. Im realen Fall des Modul – Reaktors mit konischem Boden und zentralem Abzugsrohr wird jedoch ein Teil der Kräfte auf den Seitenreflektor abgeleitet, so daß sich nach [43] der Bodendruck auf etwa 45 – 50 % des hydrostatischen Drucks verringert.

Zur Messung der Temperatur in der Korrosionszone werden auf der Mittelachse 5 Thermoelemente in einem Abstand von 60 mm eingesetzt. Die Thermoelemente werden bis kurz vor Eintritt in die Kugelschüttung in einem Edelstahlrohr geführt, um mechanische Belastungen auszuschließen. Diese Thermoelementlanze wird von oben durch das Gewichtsgitter in die Graphitzone eingebracht und oberhalb des Gewichtsgitters am Zusatzbehälter fixiert. Somit bleibt die Temperaturmessung relativ zum Zusatzbehälter ortsstabil, während die Position der Einbauten sich im Verlauf des Versuches durch Verschiebung in Richtung des Erdschwerefeldes verändern kann. Die unteren drei Thermoelemente liegen so im Bodenreflektor, daß sich das obere 30 mm unterhalb der Oberkante des Graphitblockes befindet. Die zwei verbleibenden Temperaturmeßstellen befinden sich in der Kugelschüttung. Abbildung 6.8 zeigt die Lage der Thermoelemente als Skizze; Abbildung 6.9 den so entstandenen Aufbau als Photographie. Das aus der Schüttung austretende Gasgemisch wird der Gasanalyse zugeführt, um eine Aussage über die Gaszusammensetzung zu erhalten.



Abbildung 6.9: Photographie des Zusatzbehälters mit graphitischen Einbauten.

Nach der Bestückung und der Ausrüstung sowie dem Verschluß des Zusatzbehälters wurde dieser in NACOK eingebaut. Der Experimentierkanal wurde auf 650°C (vgl. Abbildung 6.6) Starttemperatur unter Stickstoffatmosphäre aufgeheizt. Nach einer großzügig bemessenen Zeit zum Temperatúrausgleich wurde die Stickstoffeinspeisung beendet, so daß nun Luft zuströmen konnte. Gleichzeitig wurde die Beheizung abgeschaltet. Die Luftmenge entsprach dem in Abbildung 4.25 dargestellten Startwert für den HTR – Modul von ca. 180 g/s, sie mußte nur noch den veränderten geometrischen Bedingungen – geringerer Querschnitt im Experiment – angepaßt werden und wurde somit auf für das Experiment auf 1,1 g/s gedrosselt. Dies wurde durch die Verwendung einer Querschnittsverringerng auf $\varnothing = 20$ mm, die vor das eigentliche Einlaßrohr (vgl. Abbildung 2.4) angebracht wurde, ermöglicht. Während des Versuchsbetriebs bildete sich die Durchströmung in dem so gewählten Rahmen aufgrund von Naturkonvektion aus. Während des Versuchs wurden die Temperaturen (vgl. Abb. 6.8), die Gaszusammensetzung innerhalb des Zusatzbehälters am Austritt aus der Schüttung und der Massenstrom im Einlaßrohr erfaßt. Die Versuche der ersten Versuchsreihe wurden nach dem Startvorgang „sich selbst überlassen“, d.h. nach Erliegen der Korrosionsreaktion kühlte sich der Experimentierkanal selbständig ab. Diese Versuchsreihe steht somit für die ersten in NACOK durchgeführten Langzeitversuche. Das Öffnen und Ausräumen des Zusatzbehälters beendete jeden Versuch. Dabei wurde das optische Erscheinungsbild der Komponenten nach der Reaktion als Ergebnis auf phototechnischem Weg dokumentiert (vgl. Abbildungen 6.11 und 6.12).

Die nachfolgende Versuchsreihe unterschied sich von ihrem Vorgänger nur durch eine zeitlich begrenzte Einwirkung der Korrosionsreaktion. Dabei wurde die Reaktion durch Einspeisung von Stickstoff nach einer festgelegten Zeit von 5 Stunden zum Erliegen gebracht und diese Schutzatmosphäre bis zur Abkühlung der Kugelschüttung aufrechterhalten. Dieses Vorgehen ermöglichte, den zeitlich versetzten Abbrand an den beiden Komponenten Bodenreflektor und Kugelschüttung näher zu betrachten. Tabelle 6.5 zeigt die durchgeführten Versuche im Überblick.

Tabelle 6.5: Übersicht über die Versuchsreihen zum Graphitabbrand.

Versuchsreihe	Aufbau	Meßtechnik	Versuchsdurchführung
1	240 mm hohe Kugelschüttung aus $\varnothing$ 30 mm Graphitkugeln auf einem 200 mm Graphitwürfel als Bodenreflektor	5 Thermoelemente nach Abbildung 6.8 und Gasanalyse	Aufheizung unter N ₂ (ca. 12 h), zeitlich unbegrenzte Naturkonvektion, selbsttätige Abkühlung, nach Erliegen der Korrosionsreaktion
2	240 mm hohe Kugelschüttung aus $\varnothing$ 30 mm Graphitkugeln auf einem 200 mm Graphitwürfel als Bodenreflektor	5 Thermoelemente nach Abbildung 6.8 und Gasanalyse	Aufheizung unter N ₂ (ca. 12 h), 5 h Naturkonvektion, Abkühlung unter N ₂ .

6.2.2.3 Darstellung und Diskussion der Ergebnisse sowie Interpretation der Versuchseffekte für den Störfallablauf im Experiment

Nach der Beendigung der N_2 – Einspeisung wird der Experimentierkanal und somit auch der Zusatzbehälter aufgrund der Kaminwirkung sehr rasch mit aus der Experimentierhalle angesaugter Luft durchsetzt. Der nun zur Verfügung stehende Luftsauerstoff dringt an die Graphitoberfläche vor und die chemische Reaktion beginnt. Reaktionwärme wird freigesetzt, Kohlendioxid entsteht. Der Beginn der heftigen Verbrennungsreaktion liegt im oberen Bereich der gesamten Anordnung, d.h. im oberen Teil der Kugelschüttung, da dort zusätzlich zu der lokal erzeugten Wärme die Aufheizung durch die konvektiv von unten herauf transportierte Energie tritt. Ist jedoch diese heftige Reaktion oben in Gang gesetzt, so wird durch Wärmeleitung und –strahlung Energie wieder nach unten – also entgegen der Gasströmungsrichtung – transportiert. Hat die unten liegende benachbarte Schicht ihre zum Sauerstoffumsatz notwendige Temperatur erreicht, so wird hier der eindringende Sauerstoff verbraucht. Die Reaktion in der oberliegenden Schicht erliegt, da dort kein Sauerstoff im vorbeiströmenden Gas mehr vorhanden ist. Dieser Mechanismus verlagert die aktive Umsatzzone an den unteren Rand des Bodenreflektors. Abbildung 6.10 – als Ausschnitt von Abbildung 6.13 im Zeitfenster Beginn bis erste Stunde – zeigt dieses Verhalten durch den Verlauf der Temperaturkurven in der Schüttung in der Anfangsphase³⁹.

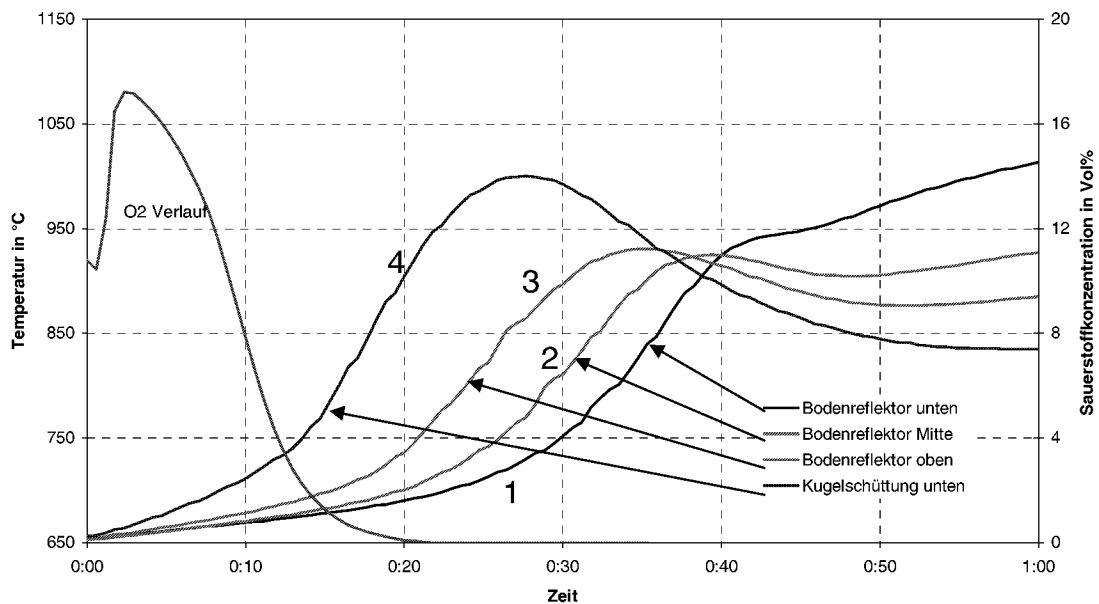


Abbildung 6.10: Verlauf der Mittelachsentemperaturen⁴⁰ während der Graphitkorrosion (Anfangsphase: Wanderung der Reaktionszone).

³⁹ Platzierung der Thermoelemente siehe Abb. 6.8.

⁴⁰ Die Numerierung der Thermoelemente in Abb. 6.8 stimmt mit der in Abb. 6.10 überein. Die Kurve 5 wurde hier aus Gründen der Übersichtlichkeit weggelassen.

Der Sauerstoffgehalt des aus der Kugelschüttung austretenden Gases sinkt innerhalb von ca. 20 Minuten auf 0 Vol%. Der Beginn der Kurve bei 10,5 Vol% mit anfänglicher Steigerung auf 17 Vol% ist auf das Einschwingen des Meßgerätes nach Stickstoffdurchströmung zurückzuführen. Die Ausgangskonzentration von 21 Vol% der zuströmenden Luft werden jedoch gar nicht erst erreicht, da schon der Verbrauch des Sauerstoffs eingesetzt hat. Der hier aus Gründen der Übersichtlichkeit nicht dargestellte CO_2 – Gehalt steigt analog zur Abnahme der O_2 – Konzentration auf fast 21 Vol% nach etwa 20 Minuten an. Die CO – Gehalte lagen deutlich unter 0,5 Vol% und wurden daher nicht weiter berücksichtigt. Das niedrige Niveau der CO – Konzentrationen zeigt, daß für die weitergehende Umsetzung von Graphit zu Kohlenmonoxid nach Gleichung 2.4 die Höhe der Einbauten aus Graphit von 440 mm zu gering ist.

Die Temperatur am Thermoelement Nr. 5 wird in Abbildung 6.10 im Gegensatz zu 6.13 nicht aufgeführt, da sie einem untypischen, auf den Versuchsaufbau zurückzuführenden Effekt unterliegt, und daher für die Beschreibung der Anfangsphase nicht dienlich ist. Hier wirkt sich die Nähe des Belastungsgitters vorübergehend als Wärmesenke aus, so daß die Temperatur nicht rasch genug steigen kann. Ohne diesen Effekt würde die Kurve 5 oberhalb vom Verlauf 4 liegen.

Abbildung 6.11 zeigt die graphitischen Einbauten, die 5 Stunden lang unter den oben beschriebenen Randbedingungen korrodiert wurden. Deutlich zu erkennen ist, daß die Graphitkugeln nur an der Außenhülle korrodiert sind. Die Oberfläche ändert ihr Erscheinungsbild durch die Öffnung der Poren (vgl. Abb. 6.2) von silbrig schimmernd zu schwarz matt.

Abbildung 6.12 zeigt den ausgebauten Bodenreflektorblock von unten. Der äußere Rand des Blockes ist noch vorhanden, da er in direktem Kontakt mit der Metallwand des Zusatzbehälters stand. Hierbei war für eine gute lokale Wärmeableitung gesorgt, so daß sich der Korrosionsangriff nur deutlich verlangsamt bemerkbar machte. Die Bohrungen jedoch sind stark vergrößert. Die anfangs zylindrischen Bohrungen wurden von unten her aufgeweitet.

Allerdings ist der Bodenreflektor nur solange bevorzugter Ort des Korrosionsangriffs, bis er seine notwendige mechanische Stabilität verliert und zusammenbricht. Dann fallen die Kugeln auf die Bodenplatte und werden direkt vom eintretenden Sauerstoff angegriffen und vergast.

Die Massenabnahme der Kugelschüttung, also der Umsatz von Graphit, der durch die Korrosionszonenwanderung in der Anfangsphase (ca. 30 min, vgl. Abb. 6.10) zu erklären ist, liegt augenscheinlich deutlich unter dem Massenverlust des Bodenreflektors. Die Sauerstoffumsetzung während der restlichen Versuchszeit hat nur im Bodenreflektor stattgefunden. Der Bodenreflektor diente als Opfermaterial und schützt so die Kugelschüttung.

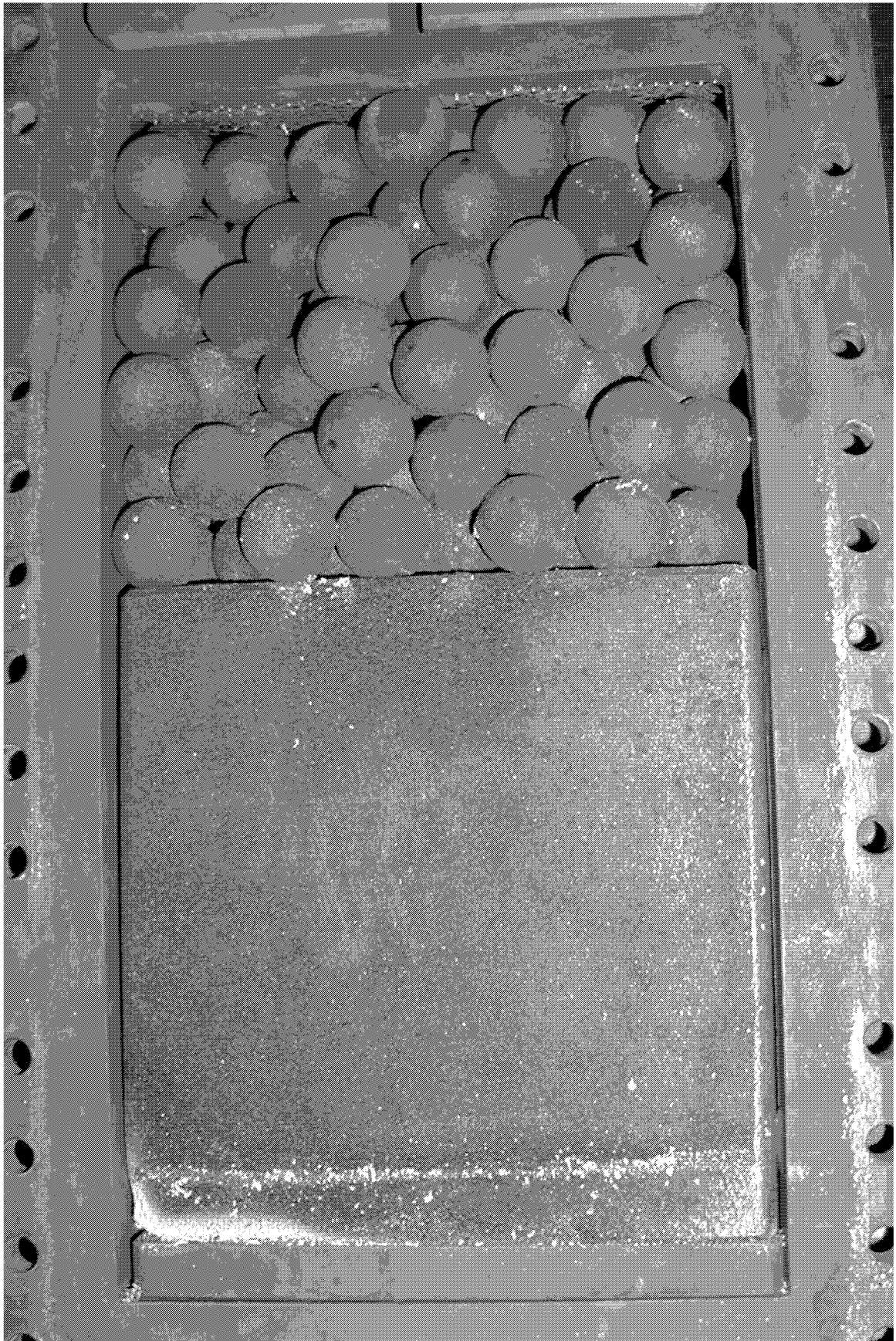


Abbildung 6.11: Photographie der graphitischen Einbauten nach 5 Stunden Korrosionsangriff (vgl. Abbildung 6.9).

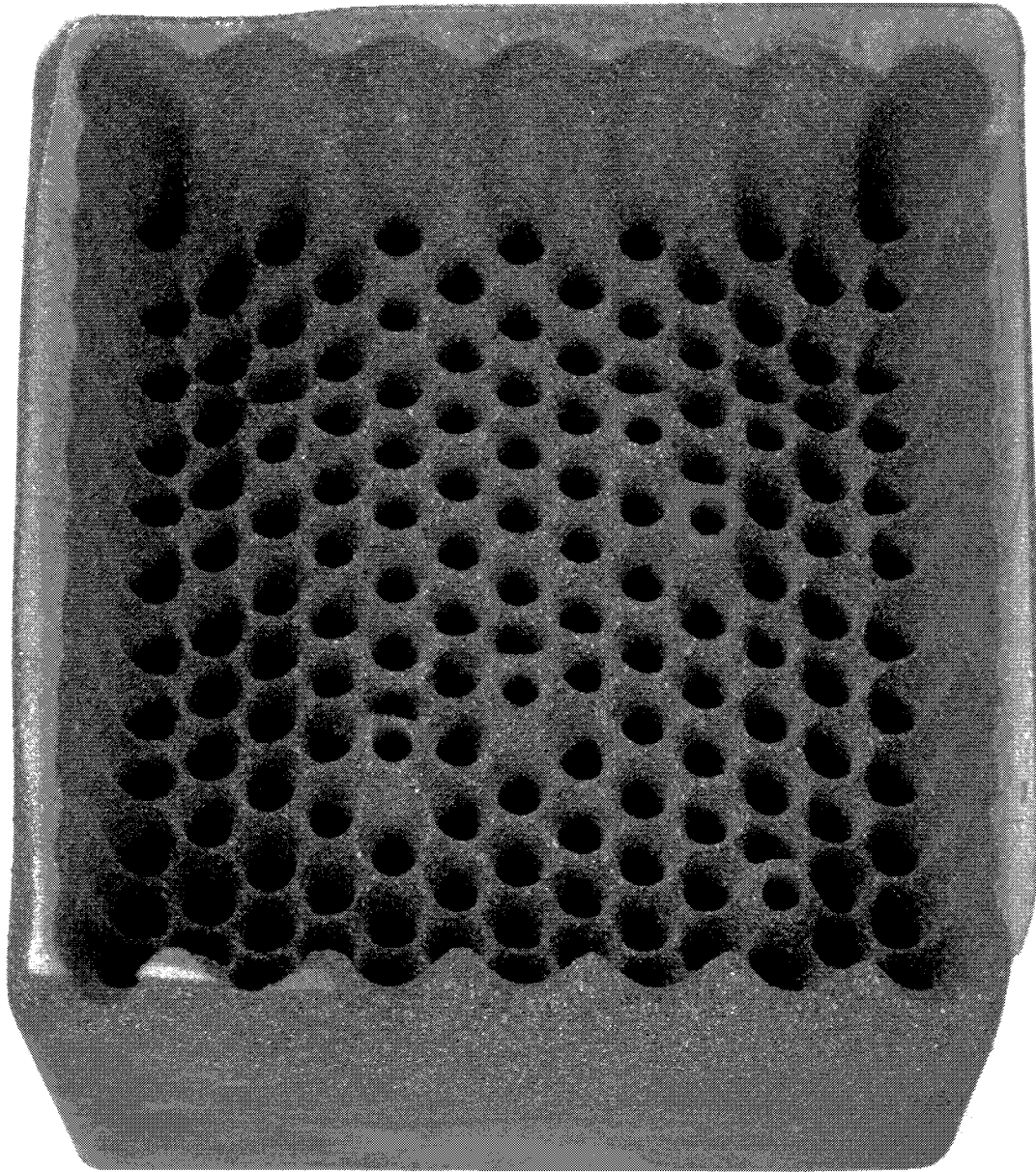


Abbildung 6.12: Photographie des ausgebauten Bodenreflektorblockes von unten nach 5 Stunden Korrosionsangriff.

Der durch die Höhe der Kugelschüttung ausgeübte Bodendruck von ca. 1 bar hat auf die Korrosionsmechanismen keinen Einfluß. Insbesondere treten im Versuch keine der Durchströmung entgegen wirkenden Effekte durch z.B. „Verstopfen“ der Bohrungen mit Kugelbruchstücken auf. Jedoch bestimmt der Druck maßgeblich den Versagenszeitpunkt des Bodenreflektors und verkürzt somit seine „Lebensdauer“.

In Abbildung 6.13 sind die Temperaturverläufe der 5 Thermoelementmeßstellen über der Zeit eingetragen. Nach der in Abbildung 6.10 detailliert beschriebenen Anfangsphase innerhalb der ersten Stunde setzt die kontinuierliche Verbrennung des

Bodenreflektors ein. Das zuunterst liegende Thermoelement zeigt die höchste Temperatur an. Ist der Graphit – nach etwa 4 Stunden – umgesetzt, wandert die Korrosionszone nach oben in Richtung des 2. Thermoelementes. Nach etwa 5 ½ Stunden wird dort die höchste Temperatur registriert.

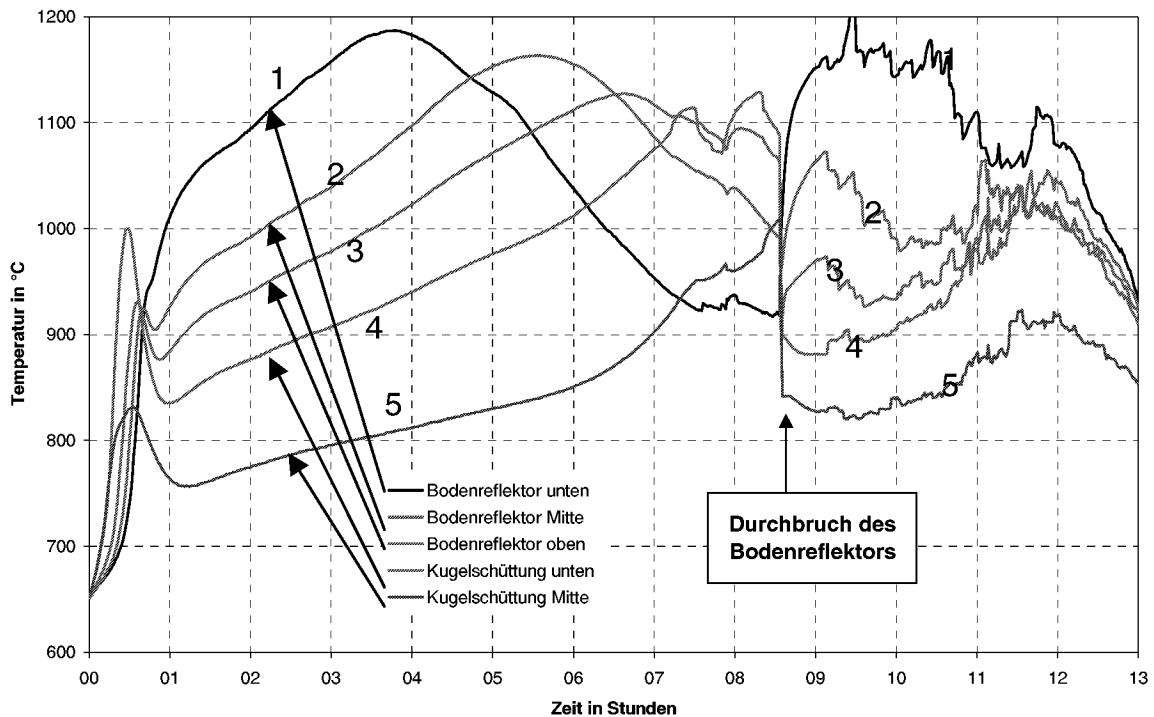


Abbildung 6.13: Verlauf der Mittelachsentemperaturen⁴¹ während der Graphitkorrosion (vollständiger Versuchsverlauf).

Das Verhalten der Korrosionszonenwanderung nach unten setzt sich fort, bis die durchströmte Länge im Bodenreflektor aufgrund seiner abnehmenden Stärke nicht mehr ausreicht, um den vorhandenen Luftsauerstoff vollständig umzusetzen. Nun werden auch die unteren Kugellagen in Mitleidenschaft gezogen. Bei etwa 8 ¾ Stunden zerbricht der Bodenreflektor. Seine Bruchstücke fallen zusammen mit der nachrutschenden Kugelschüttung auf die Bodenplatte. Nun sind die unteren Thermoelemente, die zuvor frei im Raum standen, erneut von Graphit umgeben. Somit schnellte die Temperatur dort wieder auf den Maximalwert von ca. 1200°C hoch. Die Temperaturen an den Meßstellen, die sich vor dem Durchbruch in der Kugelschüttung befanden, sanken ab, da die sie umgebende Graphitschüttung nach unten gerutscht ist. Nun messen diese Thermoelemente nur noch die Temperatur, des von unten heraufströmenden Abgases. Das „Zappeln“ der Kurven deutet auf das unregelmäßige Rutschen und Verlagern der Kugeln hin.

Nach ca. 12 Stunden Korrosionszeit kommt die Reaktion zum Erliegen. Da die freigesetzte Wärme aufgrund der abnehmenden Graphitmasse die Wärmeverluste an die Umgebung nicht mehr decken kann, wird das zum Erhalt der Reaktion notwendige Temperaturniveau unterschritten. Die Wärmeverluste werden durch den Austrag mit dem heißen Rauchgas sowie durch den Wärmeabtransport über die

⁴¹ Die Numerierung der Thermoelemente in Abb. 6.8 stimmt mit der in Abb. 6.13 überein. Die Kurve, die den Verlauf der Sauerstoffkonzentration beschreibt ist der Abb. 6.10 zu entnehmen.

Wände erzeugt. Der Ofen kühlt sich ab, die Reaktion kommt zum Stillstand. Bei diesem Versuch, bei dem die Luftzufuhr nicht unterbrochen wurde, zeigt sich, daß die Kugeln erheblichen Schaden genommen haben. 87 Gew% der eingesetzten 17,26 kg sind vergast worden, wobei die untersten Kugellagen vollständig verschwunden sind. Zu den verbleibenden 13 Gew% trugen hauptsächlich die an den Außenwänden des Zusatzbehälters stehengebliebenen Reste des Bodenreflektors bei, so daß für die Kugelschüttung beinahe von einem „Totalverlust“ gesprochen werden kann.

In den Versuchsreihen blieb die durch die Reaktion maximal erreichte Temperatur unterhalb von 1300°C. Somit liegt das durch die Verbrennung erzeugte Temperaturniveau deutlich unterhalb des Grenzbereiches (etwa 1600°C), bis zu dem die vollständige Rückhaltung der Spaltprodukte innerhalb der Coated Particles gewährleistet ist.

Neben den zeitabhängigen Temperaturen in der Graphitschüttung wurde der Massenstrom im Zuführrohr der Luft gemessen. Während der Versuche zeigte sich keine Massenstromveränderung, die außerhalb der normalen Schwankungsbreite des Meßverfahrens lag. Die Vermutung, daß sich durch das Aufweiten der Bohrungen durch korrosiv bedingten Materialabtrag in Verbindung mit Shaping Effekten an den Brennelementen eine Art „Verstopfung“, die den Massenstrom reduziert, ausbilden könnte, hat sich nicht bestätigt. Wird durch Setzungsvorgänge an einer Stelle der Strömungsquerschnitt herabgesetzt, so steigt der Materialabtrag an anderer Stelle aufgrund der gestiegenen Strömungsgeschwindigkeit. In Summe halten diese Effekte den Massenstrom in etwa konstant.

Simulationsuntersuchungen mit DIREKT zur Veränderung des Massenstroms, infolge der Umsetzung von Luft zu einem Stickstoff / Kohlendioxid – bzw. Kohlenmonoxid – Gemisch, zeigten eine leichte Erhöhung des zutretenden Massenstroms um bis zu 15 %. Die Aussage, daß durch die Korrosionsreaktion ein Anstieg des Massenstroms bewirkt wird, deckt sich mit anderen Quellen [4]. Die Versuchsreihen konnten dies jedoch nicht bestätigen. Dieses Verhalten ist nach Ansicht des Verfassers auf die Einbausituation der Graphitpackung zurückzuführen⁴², und bedarf einer Überprüfung in einem weiterführenden experimentellen Aufbau.

Die Analyse der Verläufe der Gaszusammensetzung liefert folgende Ergebnisse: Bei einer Temperatur von etwa 650°C wird die Reaktionsrate so hoch, daß der Luftsauerstoff trotz der geringen Einbauhöhe von in Summe 440 mm vollständig verbraucht wird. Die Abnahme der Sauerstoffkonzentration geht aus Abbildung 6.10 hervor. Während der Versuche wird der Sauerstoff fast vollständig zu Kohlendioxid umgesetzt.

Die Konzentration von Kohlenmonoxid blieb unterhalb von 0,5 Vol%, weil der Strömungsweg durch die Graphiteinbauten zu gering ist, um eine weitergehende Umsetzung des Kohlendioxids zu Kohlenmonoxid zu ermöglichen. Die vollständige Umsetzung von Kohlenstoff mit CO₂ zu CO nach Gleichung 2.4 benötigt bei hohem

⁴² Der Zusatzbehälter wurde in den oberen Teil des Prüfstand integriert, der untere Teil wurde nicht umgebaut. Somit blieben 4 m Kugelschüttung aus den Vorversuchen unterhalb des Zusatzbehälters eingebaut und bildeten einen starken Strömungswiderstand.

Temperaturniveau ($> 1100^{\circ}\text{C}$) minimal etwa 2 m Kugelschüttungshöhe⁴³. Die Brennelementkugeln sind im Gegensatz zum Versuch im Reaktor zusätzlich durch die Vergasungsreaktion nach dem Boudouard – Mechanismus nach Gleichung 2.4 gefährdet, bei der maximal ebensoviel Graphit umgesetzt werden kann wie durch die Sauerstoffreaktion selbst. Die Auswirkungen dieser Sekundärreaktion sind noch nicht ausreichend erforscht. Als Anhaltswert kann ab einer Starttemperatur der Reaktion von 1100°C mit einem Umsatz von etwa 10 bis 15 Vol% des primär entstandenen Kohlendioxids pro Meter Kugelsäule gerechnet werden [44]. Für den Modul mit einer Kernhöhe von 9,3 m bedeutet dies, daß das im Bodenreflektor erzeugte Kohlendioxid im Verlauf der Kugelschüttung vollständig zu Kohlenmonoxid umgewandelt wird. Da jedoch die Boudouard – Reaktion endotherm abläuft und somit Energie bindet, wird der heiße Kern keiner weiteren Temperaturbelastung ausgesetzt. Weiterhin erstreckt sich der Angriff auf einen deutlich längeren Weg, so daß der Abtrag von Graphit je Einzelkugel gering bleibt.

Gegen Ende des Versuches (nach ca. $10\frac{1}{2}$ Stunden) steigt die Sauerstoffkonzentration im Rauchgas allmählich wieder an, da die Höhe der Kugelschüttung durch den Abbrand von Graphit kontinuierlich abnimmt.

Nach jeder Messung wurde eine Bewertung der Meßdaten durchgeführt. Zu den Meßdaten gehörte auch der Gewichtsverlust des korrodierten Reflektorblockes. Bei der Auswertung der Molmengenbilanzen zeigte sich, daß deutlich mehr Graphit umgesetzt worden war, als es der gemessenen Luftmenge entsprach.

Tabelle 6.6: Vergleich des erwarteten und tatsächlichen Graphitumsatzes.

Versuchsreihe	Zeitraum der Konvektion mit Luft	Gemessene Luftmenge	Erwarteter Graphitumsatz	Tatsächlicher Graphitumsatz	Verhältnis von erwartetem zu tatsächlichem Graphitumsatz
1	~ 18 h	~ 73 kg	~ 5,8 kg	15,0 kg	2,59
2	5 h	21,6 kg	1,567 kg	3,8 kg	2,43

Der Grund für diese Diskrepanz liegt in der Tatsache begründet, daß die zur Einstellung des gewünschten Luftmassenstromes notwendige Reduzierung des Einströmquerschnittes einen Unterdruck innerhalb des Experimentierkanals hervorrief, so daß nun die Undichtigkeiten an den Flanschverbindungen der einzelnen Schüsse wirksam wurden. Diese Undichtigkeiten wurden nach Abschluß dieser vorliegenden Arbeit durch Demontage und Druckprüfung am Experimentierkanal eindeutig nachgewiesen.

Die in den Abbildungen 6.10 und 6.13 dargestellten zeitlichen und örtlichen Temperaturverläufe und deren Interpretationen sind also unter der Berücksichtigung der $2\frac{1}{2}$ - fachen Luftmenge als obere Grenze einer Falluntersuchung zu sehen und dienen als Basis für weitergehende experimentelle Arbeiten.

⁴³ Bei Vorversuchen im Zusatzbehälter mit einer deutlich höheren Vorheiztemperatur von ca. 1000°C und einer Kugelschüttungshöhe von ca. 2 m bildete sich tatsächlich CO , das am Gasaustitt aus dem Ofen durch den nun vorhandenen Luftsauerstoff mit einer gelblich bläulichen Flamme nachverbrannte.

6.3 Konstruktive Vorschläge zur Verhinderung des Lufteinbruchs

Diese Versuchsreihe zeigt, daß eine langandauernde Graphitumsetzung gravierende Folgen hätte.

Das Entstehen einer langanhaltenden, von Naturkonvektion getriebenen Durchströmung setzt jedoch voraus, daß ein zusammenhängender Strömungsweg mit Eintritts- und Austrittsöffnung vorhanden ist. Dies wäre z.B. beim HTR – Modul nach einem vollständigen Bruch des Verbindungsdruckbehälters der Fall. Nach einer gewissen Karenzzeit setzte eine Durchströmung des Reaktorkerns ein. Die zugrundeliegenden Mechanismen sind in den vorangegangenen Kapiteln ausführlich erläutert worden. Die Durchströmung trüge Luft und somit Sauerstoff zu den graphitischen Einbauten. Der heiße Graphit reagierte mit der Luft und würde verbrannt bzw. durch CO_2 vergast (genaue Mechanismen siehe Kapitel 2.3). Aufgrund dieser Reaktion käme es zu fünf schädlichen Einflüssen:

1. Die mechanische Stabilität der Reaktoreinbauten wird durch den korrosiven Angriff beeinträchtigt.
2. Durch die Korrosionsreaktion wird Energie in Form von Wärme freigesetzt. Sie kann zu lokaler Überhitzung führen. Die Temperaturbelastung gefährdet nicht nur die für Stabilität zuständigen Komponenten, sondern erhöht die Versagenswahrscheinlichkeit der Coated Particles und somit die Freisetzung von Spaltstoffen.
3. Durch das „Abbrennen“ der graphitischen Schutzschichten des Brennelementes (Aufbau siehe Kapitel 1.2), die die SiC – Beschichtung der Coated Particles umgeben, wird ebenfalls die Versagenswahrscheinlichkeit der Coated Particles aufgrund des Temperaturanstiegs erhöht.
4. Eine eventuelle Ansammlung freigelegter Coated Particles könnte unter ungünstigen Umständen zu einer Rekritikalität führen.
5. Es entstehen große Mengen an brennbarem CO, welche durch einen Brand oder eine Explosion weitere Schäden im Reaktorgebäude verursachen können.

Aus diesen Gründen muß das Eindringen großer Mengen von Luft in den Reaktor unter allen Umständen unterbunden werden.

Abbildung 6.14 zeigt den prinzipiellen Aufbau eines Hochtemperaturreaktors bei dem der Störfall Lufteinbruch sicher beherrscht wird. Bei dieser Konstruktion ist entscheidend, welche Volumina für den Lufteinbruch zur Verfügung stehen.

Wird das freie mit Luft gefüllte Volumen der inneren Reaktorzone – in Abbildung 6.14 Nr. 2 – auf 2 000 bis maximal 5 000 m^3 begrenzt, so ist nur mit einem maximal möglichen Graphitumsatz von 250 bis 500 kg zu rechnen. Der mit ca. 50 000 m^3 deutlich größeren Luftmenge, die sich im Reaktorschutzgebäude befindet – in Abbildung 6.14 Nr. 3 – muß der Zugang zur inneren Zelle verwehrt sein. Dies ist durch die Ausführung der inneren Zelle als gasdichte Betonabschirmung möglich. Diese muß für einen Überdruck in der Größenordnung von 1,5 bar ausgelegt sein.

Ein Druckentlastungskanal – in Abbildung 6.14 Nr. 4 – ist mit einem entsprechend großen freien Querschnitt auszuführen und sorgt somit dafür, daß bei einem Druckentlastungsstörfall der Auslegungsdruck der inneren Reaktorzone nicht

überschritten wird. Der im Normalbetrieb geschlossene Druckentlastungskanal muß mit einem selbsttätig wirkenden Öffnungsmechanismus ausgerüstet sein, so daß bei einem Druckentlastungsstörfall aufgrund des in der inneren Zelle schnell ansteigenden Überdruckes der Druckentlastungskanal freigegeben wird. In Abbildung 6.14 ist beispielhaft ein zweistufiges diversitäres System dargestellt.

Die erste Stufe bildet eine Klappe – in Abbildung 6.14 Nr. 5 – die bei einem von innen wirkenden Druck den Druckentlastungskanal öffnet und nach erfolgtem Druckausgleich zwischen innerer Zelle und Umgebung den Kanal selbsttätig wieder schließt. Als zweites System – in Abbildung 6.14 Nr. 6 – ist ein Schüttgut-System skizziert. Bei einem von innen wirkenden Druck wird der das Schüttgut zurückhaltende Stopfen – in Abbildung 6.14 Nr. 7 – verschoben, so daß nachfolgend aufgrund des Erdschwerefeldes das herabrutschende Schüttgut (Metall- oder Keramikgranulat, Sand etc.) den Druckentlastungskanal verschließt. Somit ist sichergestellt, daß nach erfolgtem Druckausgleich kein Überdruck mehr in der inneren Reaktorzone herrscht und weiterhin kein Gasaustausch mit dem Gasvolumen des Reaktorschutzgebäudes stattfinden kann.

Der Druckentlastungskanal führt das aus der inneren Zelle ausströmende Luft-Helium-Gemisch über einen Filter – in Abbildung 6.14 Nr. 8 – in die Umgebung ab. Der Filter ist als Rückhalteeinrichtung für Partikel, die vom Gasstrom mitgerissen werden, konzipiert. Hierfür können Sand- oder Kiesbettfilter, Wasservorlagen oder ähnliche Systeme dienen, die Stand der Technik sind und bei einigen Leichtwasserreaktoren schon realisiert wurden. Somit kann eine radiologisch bedenkliche Belastung der Umwelt vermieden werden.

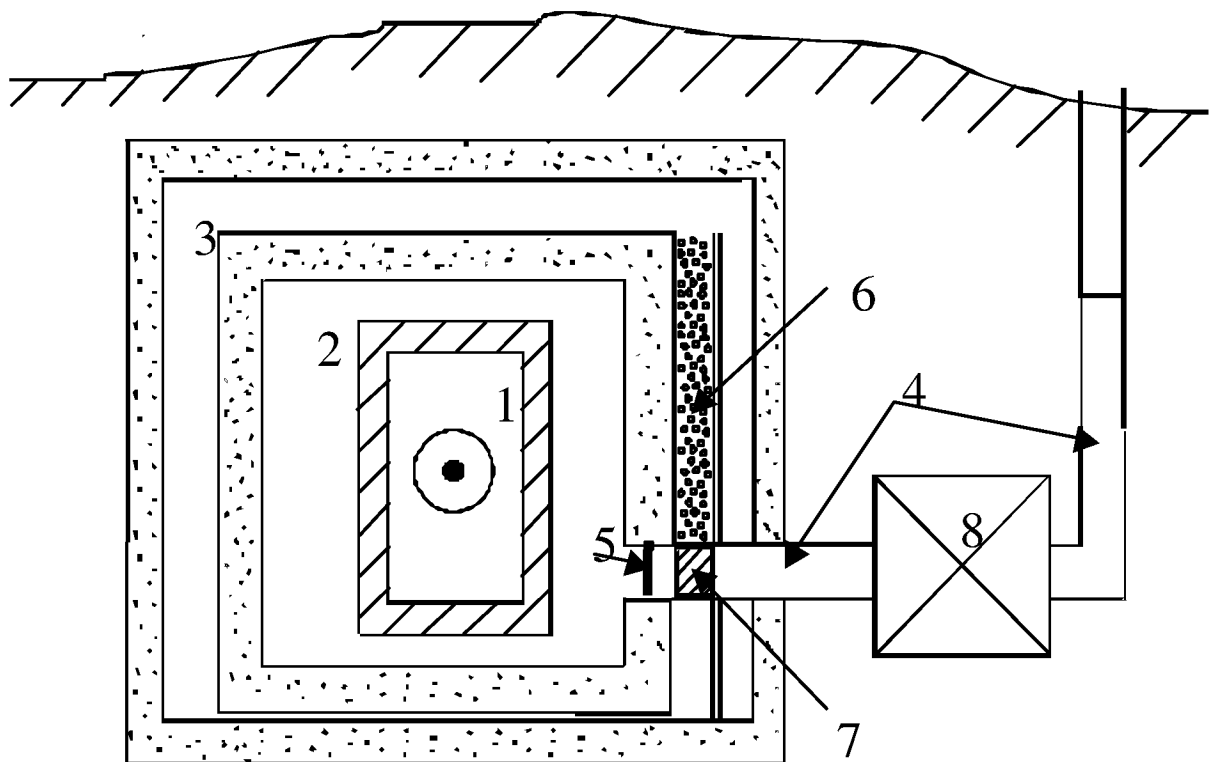


Abbildung 6.14: Prinzipieller Aufbau eines Hochtemperaturreaktors für die sichere Beherrschung des Störfalls Lufteinbruch.
(Erläuterung der Zahlen im Text)

Zusätzlich zur besonderen Gestaltung der inneren Reaktorzelle sollte der Primärkreis selbst – in Abbildung 6.14 Nr. 1 – durch eine besondere Technik des Druckbehälterbaus berst sicher ausgeführt werden: als vorgespannter Druckbehälter [46]. In jetzigen Konzepten zur Realisierung von Hochtemperaturreaktoren wird für die Ausführung des Reaktordruckbehälters ein geschweißter Stahldruckbehälter verwendet. Es ist eine sogenannte „basissichere“ Ausführung vorgesehen, deren hohe Qualität durch die Werkstoffwahl, die gewissenhafte Ausführung der Schweißarbeiten sowie eine sorgfältige nachfolgende zerstörungsfreie Werkstoffprüfung gewährleistet wird. Jedoch ist eine sehr geringe Wahrscheinlichkeit eines schweren Behälterversagens z.B. in Form des 2F – Bruchs bei dieser Ausführungsform nicht auszuschließen. Bei einem vorgespannten Druckbehältersystem kann ein derartiges Versagen konstruktiv ausgeschlossen werden.

Ein vorgespannter Druckbehälter wird (vgl. Abbildung 6.15) in Segmentbauweise aus Stahlguß⁴⁴ ausgeführt, so daß sich ein zylinderförmiger Innenraum ergibt. Die einzelnen Segmente bei Stahlgußkonstruktionen halten nur aufgrund reibschlüssiger Verbindungen zusammen. Die notwendige Preßkraft zwischen den Blöcken, um auch bei einem Betriebsinnendruck von 60 bar heliumdicht zu sein, wird durch eine Verspannung des gesamten Systems mit einer sehr großen Anzahl an Stahlkabeln in Längs- und Umfangsrichtung aufgebracht. Die Trennung der Aufgaben zwischen Stahlgußblöcken und den Spannkabeln ermöglicht es, einen Behälter zu realisieren, der seine Integrität selbst bei schweren Störfällen nicht verliert.

Die Blöcke werden nur durch Druckspannungen belastet, die in vertikaler Richtung durch die Preßkraft der Axialkabel und das Eigengewicht der Konstruktion, das im unteren Bereich des Druckbehälters in die Betonkonstruktion der Primärzelle eingeleitet wird, entstehen. In horizontaler Richtung werden Druckspannungen von außen durch die Preßkraft der Umfangskabel und von innen durch den Behälterinnendruck induziert. In den Spannkabeln herrschen nur die für Kabel typischen Zugspannungen. Durch die Bestrahlung von Neutronen ist ein herkömmlicher Behälter fortlaufender Schädigung ausgesetzt. Bei einem vorgespannten Behälter sind die tragenden Konstruktionselemente, die Kabel, außen und somit nicht dem direkten Neutronenbeschuß ausgesetzt. Da eine sehr große Anzahl an Kabeln verwendet wird, ist hier auch ein vollständiges Versagen unmöglich. Ein Kabel, in dem eine Litze gebrochen ist, reißt im Gegensatz zu dem vergleichbaren Konstruktionselement der Kette nicht zwangsläufig. Auch das vollständige Versagen von mehreren Kabeln würde durch andere Kabel aufgefangen werden. Weiterhin ist der Austausch und die Nachspannung einzelner Seile möglich. Die Abbildung 6.15 [46] zeigt den Aufbau eines solchen Behälters bei der Dichtigkeitsprüfung.

In einer solchen vorgespannten Ausführung sollte der gesamte Primärkreis – also auch ein eventuell eingesetzter coaxialer Verbindungsdruckbehälter – ausgeführt werden. Generell wäre es zu bevorzugen, die aus dem Primärkreissystem herausführenden Öffnungen für z.B. Meßeinrichtungen auf kleine Querschnitte (mit ca. $\varnothing$ 65 mm Nennweite) zu begrenzen.

⁴⁴ Der Begriff „Stahlguß“ wird hier stellvertretend für viele Stahlwerkstoffe mit einer hohen Wärmeleitfähigkeit benutzt.

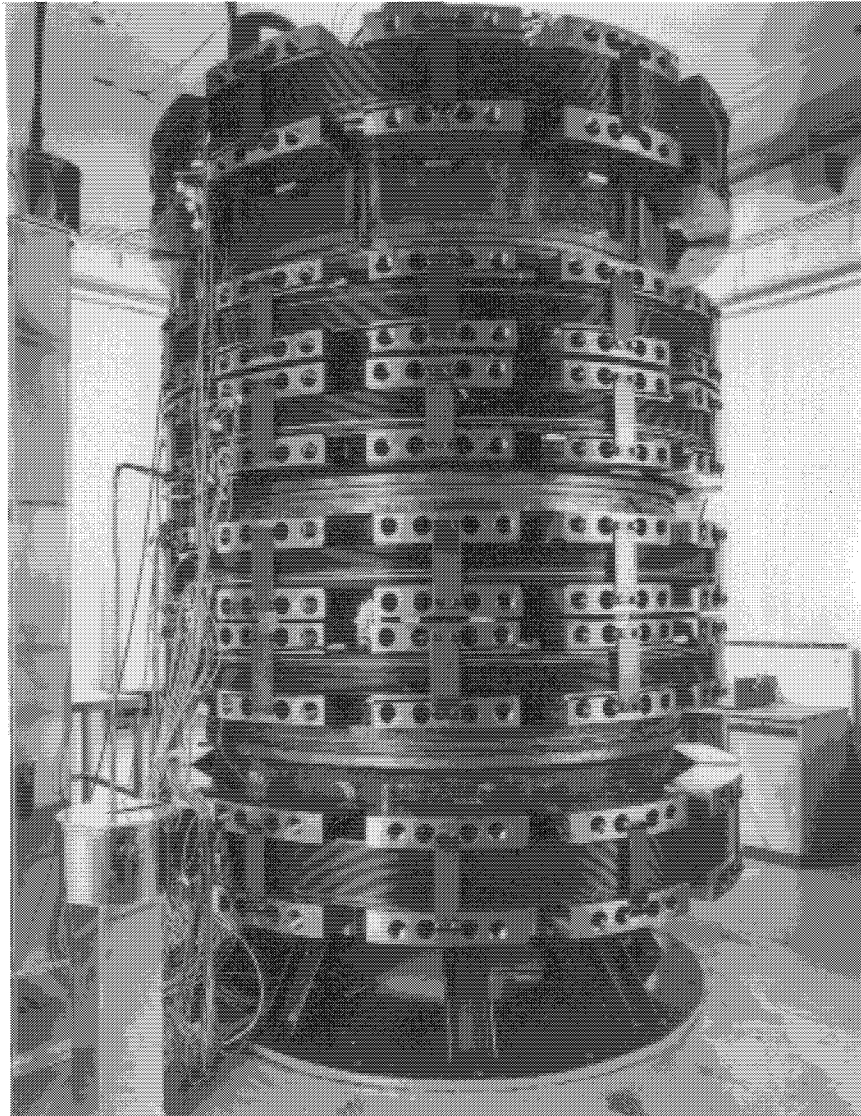


Abbildung 6.15: Eine Behälterkonstruktion zur Vermeidung des Lufteinbruchs:
Der vorgespannte Guß – Druckbehälter.

Weiterhin können innerhalb des Reaktordruckbehälters Systeme vorgesehen werden, die eine Behinderung oder sogar das Unterbinden einer konvektiv getriebenen Strömung innerhalb des Reaktordruckbehälters bewirken.

Eine Möglichkeit ergibt sich durch die Anwendung von Granulat z.B. aus Bleischrott kleinen Durchmessers ($\varnothing < 2 \text{ mm}$), das im Störfall in die Bohrungen des Seitenreflektors einfällt, dort aufschmilzt und somit den zur Durchströmung notwendigen Raum ausfüllt. Die Bleieinspeisung kann z.B. über eine „Plombe“ geschehen, die bei einer definierten Temperatur, die nur im Störfall erreicht wird, aufschmilzt und so den Weg für das Bleigranulat freigibt. Somit wären keine aktiven Einrichtungen wie Pumpen etc. nötig. Ein weiterer Vorteil dieser Einspeisungen ist das Absenken der maximalen Störfalltemperaturen im Seitenreflektor, da Blei einerseits durch seine große Wärmekapazität viel Wärme speichern kann (Kurzzeiteffekt!) und andererseits eine hohe Wärmeleitfähigkeit besitzt. Somit wird die Wärmeabfuhr aus dem Kern deutlich verbessert (Langzeiteffekt!).

Zu den innerhalb arbeitenden Vorrichtungen gehört auch die auf Schwerkraftbasis arbeitende Strömungsunterbrechung nach Abbildung 6.16 [54]. Im Normalbetrieb hebt die Kühlgasströmung die Kugel an und umströmt sie. Fließt das Kühlmittel z.B. aufgrund eines Störfalls nicht, so fällt die Schließkugel in die Mulde und verhindert so einen Verlust des Kühlgases. Jedoch verursacht sie während des Betriebs laufend einen – wenn auch geringen – Strömungsdruckverlust.

In Abbildung 6.17 ist eine weitere Idee skizziert. Diese nutzt den Unterschied zwischen dem Betriebsdruck von etwa 60 bar im Normalbetrieb und dem Atmosphärendruck, der sich im Druckentlastungsstörfall einstellt. Im abgeschlossenen Bereich oberhalb des Zylinders wird ein Druck von z.B. 5 bar eingeregelt. Im Normalbetrieb, also bei 60 bar Systemdruck wird der Zylinder in seiner Position gehalten und gibt den Strömungsweg frei. Sinkt der Systemdruck, so bewirken der Druck von 5 bar und das Gewicht des Zylinders ein Absinken desselben und somit ein Verschließen des Strömungskanals. Auch ohne Druckdifferenz schließt dieser Mechanismus aufgrund des Eigengewichts und der vertikalen Einbauweise des Zylinders sicher. Der Vorteil dieser Konstruktion liegt darin, daß die Kompressionsenergie zur Verschiebung des Zylinders nur einmal pro Betriebsphase, nämlich beim Befüllen des Reaktorprimärkreises, aufgebracht werden muß. Weiterhin wird gewährleistet, daß die Strömungswege auch bei Ausfall des Gebläses offen sind, was in bestimmten Betriebssituationen von Nutzen sein kann.

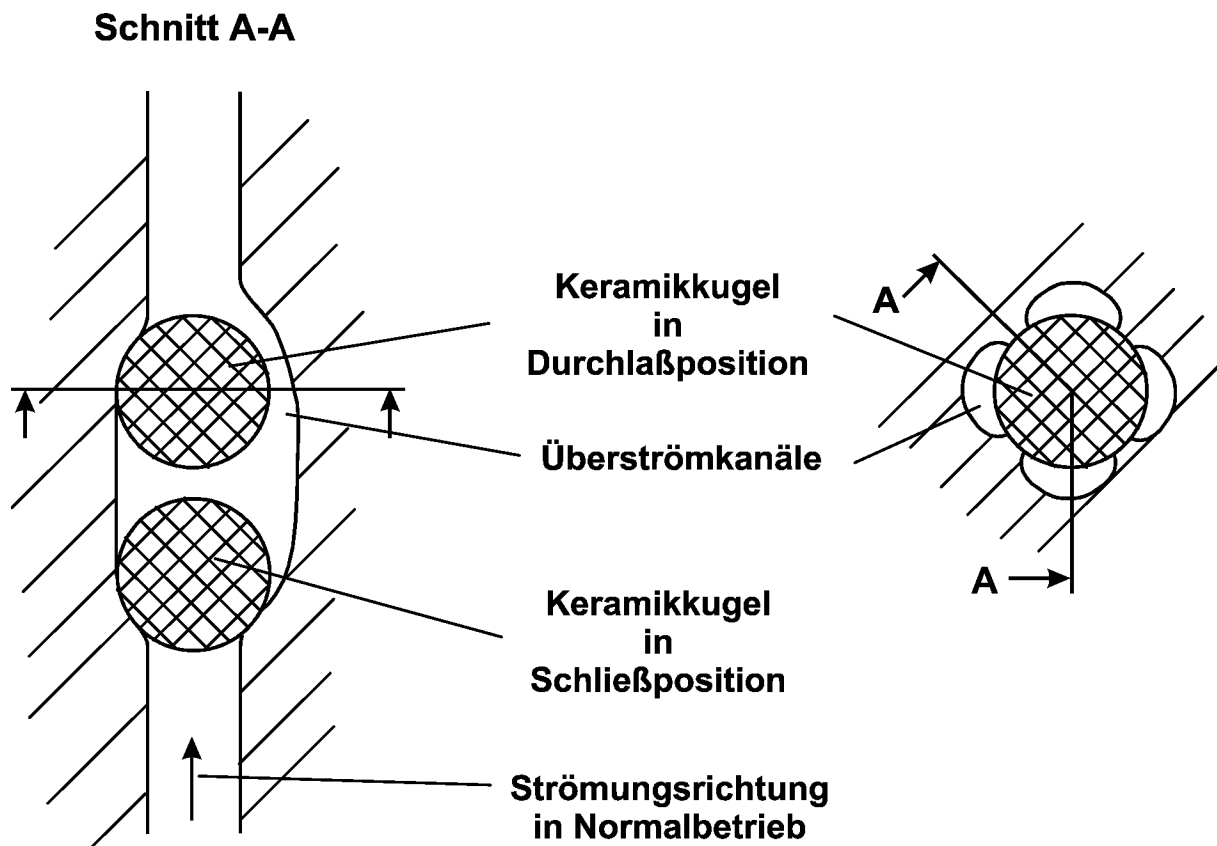


Abbildung 6.16: Prinzipskizze für eine Vorrichtung zur Strömungsunterbrechung im Störfall: Die umströmte Schließkugel.

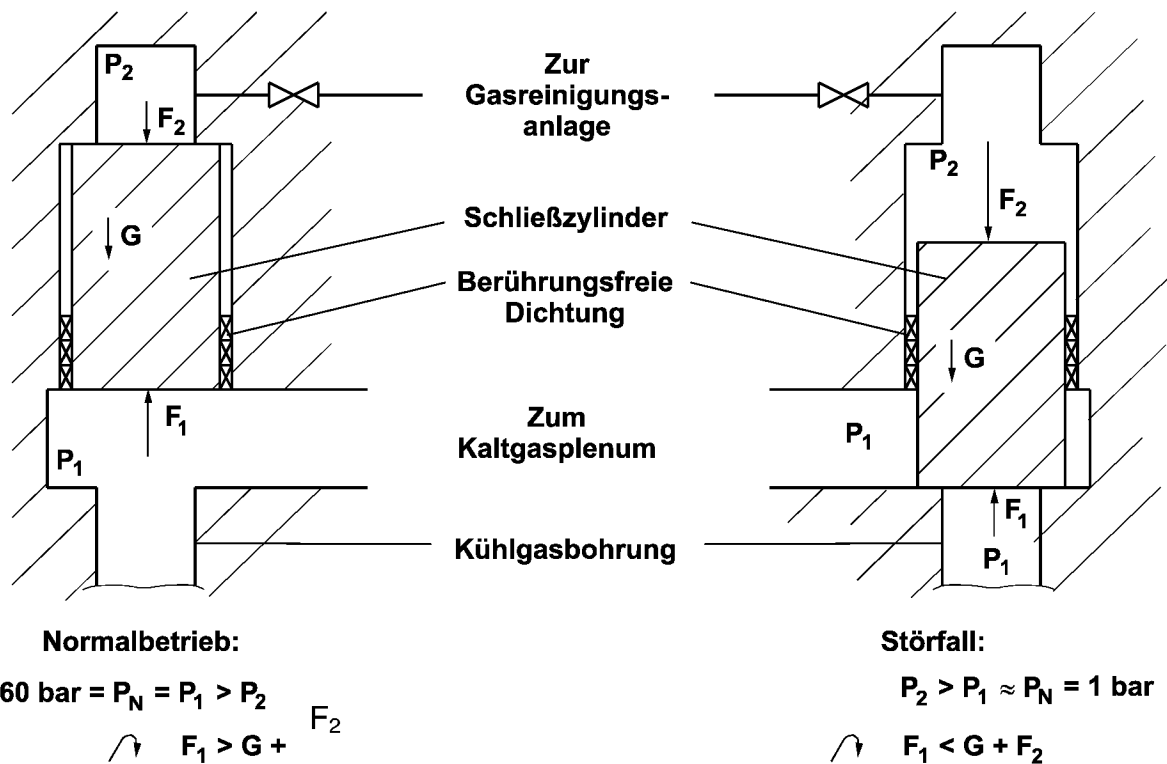


Abbildung 6.17: Prinzipskizze für eine Vorrichtung zur Strömungsunterbrechung im Störfall: Der Schließzylinder.

Die einfachste und kostengünstigste Maßnahme gegen Luftschäden ist die Inertisierung der inneren Reaktorzone mit Stickstoff. Im Fall eines Lecks im Primärkreis tritt Helium aus und vermischt sich mit dem Stickstoff der Reaktorzone. Der so entstehende Überdruck wird kontrolliert über die schon beschriebenen Rückschlagklappen – und Filtersysteme abgebaut. Am Ende der Druckentlastung befindet sich in der Reaktorkaverne ein Gasgemisch aus Helium und Stickstoff. Durchströmt dieses Gasgemisch den Reaktorkern, so hat es keine korrodierende Eigenschaft.

Ein Lösungsweg, der sich von den oben beschriebenen durch einen grundlegend anderen Ansatzpunkt unterscheidet, ist der vielversprechende Bereich, der sich unter dem Oberbegriff der sogenannten „Passivierung“ der Graphitoberflächen zusammenfassen läßt [45 und 35]. Beschichtet man die Brennelemente mit einer Schutzschicht z.B. aus Siliziumcarbid (vgl. Aufbau der „Coated Particles“ in Abbildung 1.4) die gegenüber einem oxidierenden Angriff resistent ist, so verliert der Lufteinbruch deutlich an Gewicht. Dieser Weg erfordert jedoch noch Forschungsarbeit, um Beschichtungen zu produzieren, die dem hohen Temperaturniveau, den Strahlenbelastungen und den mechanischen Belastungen z.B. bei Be- und Entladevorgängen standhalten.

Zusätzlich zu diesen präventiven Maßnahmen können im Rahmen des „Accident Managements“ Aktionen durchgeführt werden, die den Lufteinbruch unterbinden. Es ist aufgrund der langen Karenzzeit möglich, eventuell vorhandene Öffnungen des Reaktorschutzgebäudes von außen provisorisch abzudichten. Unter günstigen

Umständen können sogar direkt nach Störfalleintritt innerhalb des Reaktorschutzgebäudes Maßnahmen ergriffen werden, den Gasaustausch z.B. durch manuelles Schließen von Lüftungsklappen, durch Einspeisung von Löschschaum etc. zu verringern. Auch eine Inertisierung durch Einleitung von Stickstoff oder durch die Umsetzung des Luftsauerstoffs durch gezielte Verbrennung oder Katalyse nach einem Störfalleintritt ist möglich. Das Eindringen von Luft kann gegebenenfalls durch das Zuschütten des beschädigten Koaxialrohres mit Sand oder Granulat verhindert werden. Die Aktionen, die das „Accident Management“ vorsieht, sollten jedoch nur in Verbindung mit den oben beschriebenen vorbeugenden Möglichkeiten eingeplant werden.

Anstrengungen zur Verringerung bzw. zum Vermeiden von Korrosionsschäden an den graphitischen Kerneinbauten müssen nicht nur zur Vermeidung radiologischer Folgeschäden betrieben werden, sondern auch die Investitionen des Betreibers in die Kraftwerksanlage werden durch diese Maßnahmen geschützt.

Zusammenfassend muß festgestellt werden, daß es genügend Lösungsvarianten gibt, um die Schäden durch einen Lufteinbruch zu minimieren oder ganz zu unterbinden. Der Gewinn an Sicherheit überwiegt die dadurch gestiegenen Installationskosten eindeutig⁴⁵.

6.4 Hinweise auf eine Prüfstandserweiterung

Die nunmehr vorliegenden Erkenntnisse erlauben eine erste nur qualitative Aussage über den Verlauf des Graphitbrandes in den Bodenstrukturen sowie in den untersten Kugellagen des HTR – Modul – Reaktors bei einem massiven Lufteinbruch und einer langandauernden Durchströmung unter den Bedingungen der Naturkonvektion mit Luft. Belastbare qualitative Aussagen z.B. über die zu erwartenden Temperaturen und umgesetzten Graphitmengen, die sich infolge des Graphitbrandes in diesem Strukturbereich einstellen, sind jedoch ohne Erweiterung des Versuchsaufbaus NACOK noch nicht möglich.

Nachfolgende Sammlung von Hinweisen kann bei einer Erweiterung des Prüfstands helfen:

- Eine HTR – Bodenstruktur mit realen Abmessungen für die Gasführungskanäle muß im Maßstab 1:1 aufgebaut werden. Ein Bodenreflektor von mindestens 1,5 m Höhe und einer aufliegenden $\varnothing$ 60 mm – Kugelschüttung von ebenfalls mindestens 2 m Höhe sollten vorgesehen werden. Hieran könnten Effekte, die in dieser Arbeit an einem kleinen Aufbau untersucht wurden, in einem großen Maßstab überprüft werden.
- Es müssen die originalen Graphitsorten A3-3 für die Brennelementkugeln und ARS-1RS für den Bodenreflektor verwendet werden.
- Die geregelte NACOK Packungsstruktur muß durch die real vorhandenen regellose Kugelschüttung ersetzt werden. Dies bedingt eine Erweiterung des durchströmbaren Querschnitts.

⁴⁵ Diese Einschätzung könnte durch eine „Nutzen – Aufwand – Analyse“ abgesichert werden.

- Der Naturzug – Massenstrom muß HTR relevant sein.
- Gegenüber bisherigen Untersuchungen muß eine sowohl für Temperaturen als auch für lokale Gaszusammensetzungen wesentlich verbesserte Meßtechnik eingesetzt werden:
 - Der Einsatz von Thermoelementen für höchste Temperaturbereiche (z.B. Pt13% – Ph/Pt Thermoelemente des Typs S bis 1700°C) ist unumgänglich.
 - Ein Einsatz von Testloten, die bei definierter Temperatur aufschmelzen, z.B. im Inneren von Graphitkugeln zur Überprüfung von Maximaltemperaturen wäre denkbar.
 - Zusätzliche Meßdaten könnten optische Meßverfahren der Strahlungsphyrometrie durch temperaturfeste Schaugläser liefern.
- Die Untersuchung von Massenströmen und Korrosionsverhalten sollte auch bei zunehmend CO – haltiger Atmosphäre durchgeführt werden.
- Rechenprogramme, welche nicht nur den Massenstrom und die Temperaturfelder berechnen, sondern die auch den Einfluß der chemischen Reaktion auf den Störfallablauf berücksichtigen, müssen weiterentwickelt bzw. validiert werden.
- Der Umbau zu einem geschlossenen Kreislauf ist für die Abbildung der inneren Raktorzelle erforderlich.
- Die Einführung einer direkten optischen Beobachtungsmöglichkeit für den Versuchsraum wäre zweckdienlich. So würde auch ein Kameraeinsatz zum Verfolgen eventuell einsetzender Schüttungsbewegung möglich.

7 Zusammenfassung

Für die Kerntechnik bedarf es einer grundlegend neuen Sicherheitsphilosophie, um die Akzeptanz in der Bevölkerung zurückzugewinnen. Der Einsatz der Hoch – Temperatur – Technologie für die Gestaltung von Kernreaktoren ist ein Schlüssel zur Realisierung einer „katastrophenfreien Kerntechnik“ [3], bei der selbst die Auswirkungen von hypothetischen schweren Störfällen die Bevölkerung nicht belasten.

Das besondere Konstruktionselement der HTR – Baureihe ist die Ausführung der Kernstrukturen aus keramischen bzw. graphitischen Materialien, so daß auch unter schwersten Störfallparametern das Schmelzen des Kerns ausgeschlossen ist. Wesentlich ist auch die Möglichkeit der selbsttätigen Nachwärmeabfuhr bei HTR – Reaktoren der „Modul“ Bauart. Hierdurch wird auch bei Ausfall aller Komponenten zur Nachwärmeabfuhr sichergestellt, daß die Brennelementtemperaturen auf Werte begrenzt bleiben, bei denen die Rückhaltung der Spaltprodukte in den beschichteten Brennstoffteilchen gewährleistet ist. Dadurch avancieren hypothetische Störfallereignisse der Kategorie Fremdmedieneinbruch zu den schwersten Störfallszenarien. Die beiden relevanten Medien sind Luft und Wasser. Das Problem des Wassereinbruchs kann aufgrund neuerer Untersuchungen als gelöst betrachtet werden [10].

Gegenstand dieser Arbeit ist der Luftenbruch in die heißen graphitischen Kernstrukturen eines HTRs. Als Referenzreaktor dient der HTR „Modul“ der Firma Siemens. Die Nachstellung und Betrachtung möglicher Störfälle wurde experimentell in der Versuchsanlage NACOK (Naturzug im Core mit Korrosion) durchgeführt. Der experimentelle Aufbau stellt eine Abbildung des relevanten Störfallströmungsweges in einem großen Maßstab dar. Die Durchführung dieser Versuchsreihen erforderte im Vorfeld eine umfassende Aufrüstung der bestehenden Anlage sowohl im Bereich der Anlagentechnik als auch in den Bereichen Meß– und Regelungstechnik.

Ziel der Arbeit war die umfassende Bestimmung der Thermohydraulik des Prüfstandes unter Ausschluß von Korrosionseffekten als Grundlage für weitergehende Betrachtungen im Rahmen von Korrosionsexperimenten. Ein besonderes Augenmerk wurde auf die Effekte gelegt, die auf die Anwesenheit des Kühlmittels Helium zurückzuführen sind. Durch seine geringe Dichte im Vergleich zum Umgebungsmedium des Reaktors kann Helium den Kern, der aus Graphitkugeln besteht, in der Anfangsphase schützen, indem es im oberen Bereich des Reaktordruckbehälters verbleibt. Diese Schutzatmosphäre wird mit der Zeit durch Luft – in – Helium – Diffusionsmechanismen, die Gegenstand des Kapitels 3 sind, abgebaut. Der Austrag von Helium wurde experimentell bis zum Einsetzen einer reinen Luftdurchströmung untersucht. Es wurde eine einfache Gleichung zur Abschätzung der Karenzzeit bis zum vollständigen Heliumverlust abgeleitet.

Als Konsequenz setzt eine Durchströmung aufgrund von Naturkonvektions–mechanismen ein. Die eingehende mathematische Beschreibung dieser Strömung, die aufgrund der besonderen Reaktorgeometrie als Überlagerung von Zwangs– und Naturkonvektion beschrieben werden kann, folgt in Kapitel 4.

Das experimentelle Programm umfaßte neben der Massenstrombestimmung unter variierenden Randbedingungen die Druckverlust- und die Temperaturverteilungsmessungen. Diese Daten stehen nun zur Validierung von Strömungssimulationsprogrammen zur Verfügung.

Im nachfolgenden Kapitel 5 werden die positiven Einflüsse des Kühlmittels Helium experimentell nachgewiesen, d.h. in Form der Reduktion des Sauerstoffeintrags pro Zeiteinheit. Die Interpretation der Ergebnisse und die Übertragung auf den Referenzreaktor runden Kapitel 4 und 5 ab. Da bei der Durchführung der Experimente umfangreiches Datenmaterial z.B. in Form von Parametervariationen generiert wurde, konnte mit dessen Hilfe das im Institut für Sicherheitsforschung und Reaktortechnik für die Reaktorauslegung in Bezug auf Wärme- und Strömungstechnik verwendete Reaktorsimulationsprogramm DIREKT erfolgreich validiert werden. Dieses Rechenprogramm diente hiernach zur Übertragung der Versuchsergebnisse auf den realen Reaktor.

Im abschließenden Graphitkorrosionskapitel 6 werden die Langzeiteffekte eines chemischen Angriffs und des damit verbundenen Abbrands der Graphitstrukturen untersucht. Hierbei wird das Augenmerk auf das makroskopische Verhalten des Systems Bodenreflektor mit aufgelagerter Kugelschüttung gelegt. Der Einsatz eines kleinen Zusatzexperimentierbehälters ermöglichte einen Einblick in das Korrosionsverhalten von Kugelschüttungen auf Bodenreflektornachbildungen. Diese Versuche beschränkten sich nicht wie bisher durchgeführte auf die Betrachtung kurzer Zeiträume, sondern weisen deutlich längere Versuchszeiten auf, welche Aufschluß über wesentliche Mechanismen wie z.B. das Versagen des Bodenreflektors gaben.

Das in den Versuchen ermittelte Verhalten der experimentellen Schüttung ergab wichtige Aufschlüsse über das Verhalten von graphitischen Einbauten in realen Reaktoren und umfangreiche Hinweise für weiterführende Arbeiten. Es konnte experimentell gezeigt werden, daß der Luftsauerstoff schon in der Anfangsphase der Graphitkorrosion vollständig im Bodenreflektor umgesetzt wird und somit die Brennelementkugeln geschützt bleiben. Ist der Materialabtrag jedoch so groß, daß der Bodenreflektor seine mechanische Festigkeit verliert, so zerbricht er und dient nicht mehr als Opfermaterial. Somit werden nachfolgend die Brennelemente angegriffen. Ein Verstopfen des Reaktors durch Graphitbruchstücke oder -kugeln selbst konnte im Experiment nicht nachgewiesen werden.

Als Resultat bleibt festzuhalten, daß ein Luftzutritt bei einem entsprechend hohen Temperaturniveau zur Schädigung der Brennelemente führt. Daher werden zum Abschluß des Kapitels 6 konstruktive Vorschläge und Aktionen z.B. im Rahmen des „Accident Managements“ zusammengestellt, die den Lufteinbruch und seine Folgen effektiv verringern und sogar verhindern können. Als effektivste Lösungsvariante wird die Ausführung des Reaktordruckbehälters als „vorgespannter Druckbehälter“ vorgestellt. Der Einsatz einer vorgespannten Druckbehälterkonstruktion wird in Bezug auf den Lufteinbruchstörfall dem Prinzip der „katastrophenfreien Kerntechnik“ gerecht.

8 Anhang

8.1 Verzeichnis der Abbildungen

1.1	Die Weltbevölkerungsentwicklung seit 1800 mit einer Prognose für den Anstieg in naher Zukunft	1
1.2	Der nach den Forderungen der Klimaforscher erlaubte Anteil der fossilen Energieträger an der Energieversorgung der BRD.....	2
1.3	Schliffbild eines Coated Particles der Beschichtungsart TRISO.....	3
1.4	Struktur eines HTR – Brennelementes mit dreifach beschichteten Kernbrennstoffteilchen	4
1.5	Das mehrstufige Barrierensystem eines HTRs.....	5
1.6	Schnittdarstellung eines HTR – Moduls	8
1.7	Primärkreisanordnung im Reaktorschutzgebäude.....	10
1.8	Die Volumina einer HTR – Modul – Anlage.....	14
1.9	Die zu erwartenden qualitativen Verläufe relevanter Größen über der Zeit nach Störfalleintritt beim HTR – Modul.....	16
2.1	Der Druckbehälter des HTR – Moduls mit schwerstem Behälterversagen: Der 2F – Bruch des Verbindungsdruckbehälters.....	17
2.2	Maßstäbliche Zeichnung der Versuchseinrichtung NACOK.	18
2.3	Photographie des Versuchsstands NACOK.	19
2.4	Ein– und Auslaß des Versuchsstands mit Gaseinspeisung und horizontalem Schnitt der Ofenschüsse.....	20
2.5	Bodenplatte als Auflager der Kugelschüttung.....	21
2.6	Photographie einer Schußheizung mit Isolierung.....	22
2.7	Gasflußschema der in NACOK genutzten Gasanalyseeinrichtung.....	26
2.8	Funktionsprinzip eines Wärmeleit – Gasanalysators.....	27
2.9	Meßprinzip des Sauerstoffanalysators	27
2.10	Prinzipskizze eines Infrarotanalysators	28
2.11	Aufbau der NACOK – Kugelpackung	30

2.12	Die NACOK – Kugelpackung in einem Demonstrationsschuß aus Plexiglas	31
2.13	Die Absauganlage zum Zweck der Ableitung entstehender Korrosionsgase aus der Experimentierhalle	33
2.14	Zündgrenzen für das System Luft – Kohlenmonoxid – Helium.....	33
2.15	Aufbauskizze des Behälters für Langzeitkorrosionsversuche an regellosen Schüttungen aus Graphitkugeln kleinen Durchmessers mit einer möglichen Beladungsvariante.....	36
2.16	Foto des Behälters für Langzeitkorrosionsversuche an regellosen Schüttungen aus Graphitkugeln kleinen Durchmessers.....	37
3.1	Das Ausströmen des Kühlmittels Helium aufgrund der Kern- und Strukturaufheizung.....	39
3.2	Schematische Darstellung der Stufen der Diffusion	40
3.3	Messung des Abbaus des Heliumpolsters durch Diffusion.....	42
3.4	Die Einsetz – Zeit für den Prüfstand NACOK bei einer Rückführrohrtemperatur von $T_R = 250^\circ\text{C}$	46
3.5	Die Einsetz – Zeit für den Prüfstand NACOK bei einer Rückführrohrtemperatur von $T_R = 400^\circ\text{C}$	47
4.1	Schematischer Aufbau des Prüfstands NACOK.....	49
4.2	Qualitativer Verlauf des Luftmassenstroms als Funktion der Heiztemperaturdifferenz zwischen Experimentierkanal und Rückführrohr	54
4.3	Schematische Darstellung der Mischkonvektion innerhalb des Verbindungsrohrs mit Darstellung der äußeren Konvektionswalzen (vertikaler Schnitt).....	55
4.4	Vergleich einer Strömungsform mit Zwangskonvektionscharakter und einer möglichen, sich in NACOK ausbildenden Abwärtsströmung mit Naturkonvektionscharakter.	56
4.5	Aufbau zur Druckverlustmessung im Prüfstand NACOK für ein breites Temperaturfeld.	58
4.6	Das Verhalten der Dichte ρ und der dynamischen Viskosität η für Luft im Temperaturbereich von 0 bis 1000°C bei $p = 1013\text{hPa}$	60
4.7	Ergebnis der Massenstrommessung im Prüfstand NACOK für ein breites Temperaturfeld.....	61

4.8	Darstellung des freien Konvektionmassenstroms über der treibenden Temperaturdifferenz	62
4.9	Darstellung des freien Konvektionsmassenstroms über der treibenden Dichtedifferenz.....	62
4.10	Darstellung des freien Konvektionsmassenstroms in dimensionsloser Form über der ebenfalls dimensionslosen treibenden Dichtedifferenz.....	63
4.11	Graphischer Vergleich der in Tabelle 4.4 definierten Druckverlustbeiwerte	68
4.12	Die in NACOK gemessenen Druckverluste in der Darstellungsart des KTA – Regelwerks 3102.3 mit Ausgleichsfunktion nach Gleichung 4.31b	69
4.13	Mögliche Anordnungen der Brennelementkugeln in stochastischer regelloser Schüttung im Vergleich zur geordneten NACOK Packungsstruktur.....	71
4.14	Vergleich der Ausgleichskurve für den Packungsdruckverlust mit dem Gesetz aus [13], seiner Extrapolation und der KTA – Regel 3103.2.....	72
4.15	Vergleich früherer Massenstrom – Messungen für NACOK mit aktuellen Werten.....	73
4.16	Die Abbildung des Prüfstands NACOK als DIREKT – Rechengitter zur Bestimmung des durch Naturkonvektion bedingten Massenstroms	78
4.17	Vergleich der gemessenen Massenströme in NACOK mit den durch DIREKT berechneten Werten (1. von 2 Darstellungsarten).....	80
4.18	Vergleich der gemessenen Massenströme in NACOK mit den durch DIREKT berechneten Werten (2. von 2 Darstellungsarten).....	80
4.19	Vergleich der Berechnungen von DIREKT mit den Gesetzen des KTA-Regelwerks und von DIREKT unter Berücksichtigung der speziellen NACOK Gesetzmäßigkeiten	81
4.20	Axiale Temperaturprofile der Kernachse im HTR – Modul zu verschiedenen Zeitpunkten nach Störfalleintritt.....	83
4.21	Radiale Temperaturprofile 3,8 m unterhalb der Kugelhaufenoberfläche im HTR – Modul zu verschiedenen Zeitpunkten nach Störfalleintritt	84
4.22	Berechneter Isothermenplot der Temperaturverteilung des Modul – Reaktors zum Zeitpunkt des Störfalleintritts	85

4.23	Berechneter Isothermenplot der Temperaturverteilung des Modul – Reaktors 30 Stunden nach Störfalleintritt	86
4.24	Berechneter Isothermenplot der Temperaturverteilung des Modul – Reaktors 200 Stunden nach Störfalleintritt	87
4.25	Der Massenstromverlauf über der Zeit für den HTR – Modul nach 2F – Bruch als Prognose von DIREKT, ohne Korrosion	88
4.26	Blick von oben in den Experimentierkanal mit beschädigten Keramikugeln.....	90
4.27	Gesammelter Kugelbruch aus etwa 1 m Experimentierkanalhöhe	90
4.28	Konstruktive Lösung für eine deutliche Belastungsreduktion der NACOK Kugelpackung.....	91
5.1	Überdruckabbausystem in 2 – Klappen – Ausführung	94
5.2	Das Verhalten der Dichte ρ und der dynamischen Viskosität η für Helium im Temperaturbereich von 200 bis 1000°C bei $p = 1013 \text{ hPa}$	95
5.3	Die Luftmassenstromreduktion bei Einspeisung von Helium als Berechnung von DIREKT	96
5.4	Versuchsaufbau zur Durchführung der Naturkonvektionsstrombestimmung von Gasgemischen aus Luft und Helium	97
5.5	Konstruktiver Lösungsvorschlag für eine weiterführende Untersuchung der Mischatmosphäre.....	99
5.6	Luftmassenstromreduktion bei der Einspeisung von Helium	101
5.7	Vergleich der gemessenen und berechneten Luftmassenstromreduktion bei Einspeisung von Helium für eine Heiztemperatur am Rückführrohr von $T_R=200^\circ\text{C}$	102
5.8	Vergleich der gemessenen und berechneten Luftmassenstromreduktion bei Einspeisung von Helium für eine Heiztemperatur am Rückführrohr von $T_R=400^\circ\text{C}$	102
5.9	Luftmassenstromreduktion bei Berücksichtigung von He – Anteilen der Störfallatmosphäre für den HTR – Modul – Reaktor als Prognose von DIREKT	103
6.1	Die zur Herstellung von Reaktorgraphiten verwendeten Ausgangsstoffe für Füller und Binder	105
6.2	Schematischer Aufbau von polykristallinem Graphit	106

6.3	Gleichgewichtskonstanten der O_2 – Korrosionsreaktion.....	110
6.3	Reaktionsrate der Brennelementgraphitverbrennung mit Luftsauerstoff als Funktion der Temperatur bei einem O_2 – Partialdruck von 0,2 bar für die drei verwendeten Strömungsgeschwindigkeiten.....	111
6.5	Der HTR – Modul Reaktor mit Dampferzeuger im Schnitt.....	113
6.6	Temperaturentwicklung über der Zeit im Reaktorinneren nach Druckentlastung ohne Berücksichtigung der Korrosionswärme	115
6.7	Photographie des Bodenreflektorblockes.....	117
6.8	Skizze der Thermoelementpositionen in den Graphiteinbauten	118
6.9	Photographie des Zusatzbehälters mit graphitischen Einbauten.....	119
6.10	Verlauf der Mittelachsentemperaturen während der Graphitkorrosion (Anfangsphase: Wanderung der Reaktionszone).....	121
6.11	Photographie der graphitischen Einbauten nach 5 Stunden Korrosionsangriff	123
6.12	Photographie des ausgebauten Bodenreflektorblockes von unten nach 5 Stunden Korrosionsangriff	124
6.13	Verlauf der Mittelachsentemperaturen während der Graphitkorrosion (vollständiger Versuchsverlauf)	125
6.14	Prinzipieller Aufbau eines Hochtemperaturreaktors für die sichere Beherrschung des Störfalls Lufteinbruch.....	129
6.15	Eine Behälterkonstruktion zur Vermeidung des Lufteinbruchs: Der vorgespannte Guß – Druckbehälter.....	131
6.16	Prinzipskizze für eine Vorrichtung zur Strömungsunterbrechung im Störfall: Die umströmte Schließkugel.....	132
6.17	Prinzipskizze für eine Vorrichtung zur Strömungsunterbrechung im Störfall: Der Schließzylinder	133
8.2	Verzeichnis der Tabellen	
1.1	Vergleich von verschiedenen HTR Konzepten.....	7
1.2	Übersicht über die Daten einer HTR – Modul Einheit.....	9
1.3	Daten zur Abschätzung des maximalen Graphitumsatzes ohne freien Zugang zur Atmosphäre für den HTR – Modul.....	14

2.1	Auslegungsdaten des Prüfstands NACOK	23
2.2	Chemische und physikalische Eigenschaften von Steatit.....	29
3.1	Heiztemperaturkombinationen für die Ermittlung von Einsetz – Zeiten	46
4.1	Die Rohrabschnitte des Prüfstands, ihre Lage und die frei durchströmbare Fläche	49
4.2	Die Impulsgleichung, angewandt auf die Bauteilkomponenten des Prüfstands NACOK.....	52
4.3	Die Heiztemperaturpaarungen zur Ermittlung eines repräsentativen Massenstromkennlinienfeldes	57
4.4	Übersicht über die Bestimmung der Druckverlustbeiwerte ζ für verschiedene Packungsdruckverlustgesetze	67
4.5	Vergleich der Parameterbelegung zwischen KTA – Werten und neu bestimmten Werten für die NACOK – Kugelpackung	70
4.6	Vergleich einiger absoluter Druckverlustbeiwerte für den Bereich kleiner Re – Zahlen	72
4.7	Überblick über die zur Abbildung des Wärmeübergangs im Prüfstand NACOK verwendeten Nu – Gesetze	74
5.1	Verbesserungsvorschläge für die Ertüchtigung der Primärzelle	94
5.2	Die Heiztemperaturpaarungen zur Ermittlung eines repräsentativen Mischatmosphären Kenndatenfeldes	100
6.1	Reaktorkomponenten aus graphitischem Werkstoff	105
6.2	Die Eigenschaften der Ausgangswerkstoffe für den Graphit A3-3.....	108
6.3	Die Eigenschaften des Graphitwerkstoffes ASR-1RS	109
6.4	Temperaturabhängiges Versagen von Coated Particles nach Korrosion in Luftatmosphäre (UO ₂ – TRISO Partikel).....	114
6.5	Übersicht über die Versuchsreihen zum Graphitabbrand.....	120
6.6	Vergleich des erwarteten und tatsächlichen Graphitumsatzes	127

8.3 Verzeichnis der verwendeten Literatur

- [1] Deutsche Stiftung Weltbevölkerung.
www.dsw-online.de
Internet – Recherche (2000)
- [2] Kugeler, K.
Innovative Techniken für eine langfristige Nutzung der Kernenergie.
Jahresbericht des Forschungszentrum Jülich GmbH, Seiten 89 bis 97 (1994).
- [3] Kugeler, K.; Schulten, R.
Überlegungen zu den sicherheitstechnischen Prinzipien der Kerntechnik.
Forschungszentrum Jülich GmbH, Jül-2720 (1992).
- [4] Kugeler, K.; Schulten, R.
Hochtemperaturreaktortechnik.
Springer – Verlag, Berlin (1988).
- [5] Nickel, H.
Entwicklung von beschichteten Brennstoffteilchen.
Forschungszentrum Jülich GmbH, Jül-687-RW (1970).
- [6] Roes, J.
Experimentelle Untersuchungen zur Graphitkorrosion und Aerosolentstehung
beim Lufteinbruch in das Core eines Kugelhaufen-Hochtemperaturreaktors.
Forschungszentrum Jülich GmbH, Jül-2956 (1994).
- [7] Firma BBC Brown Boveri, Firma HRB.
Status und Perspektiven des Hochtemperaturreaktors.
Firmendruckschrift (1982).
- [8] VDI – Gesellschaft für Energietechnik.
AVR – 20 Jahre Betrieb.
Tagungsband, Aachen (1989).
- [9] Firma Interatom.
HTR – Modul – Kraftwerksanlage.
Druckschrift 78.10191.1 (1984).
- [10] Leber, A.
Persönliche Mitteilung (1999).
- [11] Struth, S.
Untersuchungen zur Thermohydraulik des Druckentlastungsvorgangs
bei Hochtemperaturreaktoren.
Diplomarbeit der RWTH Aachen (1988).
- [12] Siemens AG, Interatom GmbH.
Hochtemperaturreaktor – Modul – Kraftwerksanlage.
Interatom GmbH, Sicherheitsbericht (1988).

- [13] Schaaf, T.
Experimente zum Wärme– und Stoffübergang infolge Naturkonvektion
beim Lufteinbruchsstörfall am Hochtemperaturreaktor.
Forschungszentrum Jülich GmbH, Jül-3620 (1999)
- [14] Schaaf, T.
Einrichtung, Konfiguration und Inbetriebnahme einer rechnergesteuerten
Gasanalyseeinrichtung für ein größeres Experiment zur Ermittlung
des Naturzugs im Core mit Korrosion.
Diplomarbeit der RWTH Aachen (1994).
- [15] Stöcker, B.; Hurtado, A.; Struth, S.
Component exposure in hypothetical accidents with very fast
depressurization in a HTR module reaktor.
Nuclear Engineering and Design 190 (1999).
- [16] Breitbach, G.; David, H.P.; Nickel, M.; Wolters, J.
Gasaustausch zwischen einem Helium enthaltenden Behälter und der
Umgebung über ein nach unten abgehendes Rohr und dessen Relevanz für
den HTR – Modul.
Forschungszentrum Jülich GmbH, Jül-Spez-273 (1984).
- [17] Zhang, W.
Untersuchungen zu extremen Lufteinbruchereignissen beim 10 MW HTR.
Forschungszentrum Jülich GmbH, Jül-3357 (1997).
- [18] Jeschar, R.; Alt, M.; Specht, E.
Grundlagen der Wärmeübertragung.
Viola – Jeschar – Verlag, Goslar (1990).
- [19] Eden, Luckas, Radgen.
Formelsammlung Wärme– und Stoffübergang.
Universität – GH – Duisburg, Duisburg (1993).
- [20] Bird, Stewart, Lightfoot.
Transport Phenomena.
John Wiley & Sons, University of Wisconsin, Wisconsin (1960).
- [21] Verein Deutscher Ingenieure (VDI).
VDI – Wärmeatlas, 6. Auflage.
VDI – Verlag, Düsseldorf (1991).
- [22] Zhang, Z.
Air Diffusion Analysis for Experimental Set NACOK and HTR – Module,
Interner Bericht, KFA – ISR – IB – 11/93,
- [23] Unger, J.
Konvektionsströmungen.
Teubner – Studienbücher / Mechanik, Stuttgart (1988).

- [24] Hurtado, A.
Untersuchungen zum massiven Lufteinbruch in Hochtemperaturreaktoren.
Dissertation der RWTH Aachen (1990).
- [25] Ergun.
Fluid flow through packed columns.
Chem. Engng. Prog., 48, 89 – 94 (1952).
- [26] Brauer.
Grundlagen der Einphasen- und Mehrphasenströmungen.
Sauerländer Verlag, Frankfurt (1971).
- [27] Blake – Kozeny aus [20] Seite 199f.
- [28] Molerus.
Fluid – Feststoff – Strömungen.
Strömungsverhalten feststoffbeladener Fluide und kohäsiver Schüttgüter.
Springer – Verlag, Berlin (1982).
- [29] Kerntechnischer Ausschuß (KTA).
Sicherheitstechnische Regeln des Kerntechnischen Ausschusses.
Auslegung der Reaktorkerne von gasgekühlten Hochtemperaturreaktoren.
KTA 3102.2 (1981).
- [30] Darcy aus Abschnitt Le 2 des
VDI – Wärmeatlas, 8. Auflage.
VDI – Verlag, Düsseldorf (1997).
- [31] Esser, F.
Untersuchungen zu den Wärmeübergangs- und Druckverlustgesetzen und
deren Anwendungsbereiche für schnelle Druckentlastungs- und
Naturkonvektionsberechnungen bei Hochtemperaturreaktoren.
Studienarbeit der RWTH Aachen (1992).
- [32] Merker, G.P.
Konvektive Wärmeübertragung.
Springer – Verlag (1987).
- [33] Achenbach, E.
Heat and flow characteristics of packed beds.
Experimental Thermal and Fluid Science 10, Seite 17 – 27 (1995).
- [34] Struth, S.
DIREKT, Ein Rechenprogramm zur instationären, zweidimensionalen
Simulation thermohydraulischer Transienten.
Interne Dokumentation (1999).
- [35] Hurtado, A.
Untersuchungen zu innovativen Konzepten in der Kerntechnik –
Beiträge zur zukünftigen Energieversorgung.
Habilitation der RWTH Aachen (1995).

- [36] Fröhling, W.
Courses and limitations of damage with air ingress accidents in HTR – modules.
OECD-NEA First Information Exchange Meeting on Survey on Basic Studies in the Field of High Temperature Engineering
Paris, 27 – 29 September 1999.
- [37] Kostka, M.; Hammeke, K.
Ermittlung von Stoffdaten der Gase O₂, N₂, CO, CO₂, He etc. und der Mischungen aus diesen Gasen.
Forschungszentrum Jülich GmbH, Jül-2112 (1987)
- [38] Delle, Koizlik, Nickel.
Graphitische Werkstoffe für den Einsatz in Kernreaktoren Teil II.
Thiemig – Verlag AG, München (1983).
- [39] Hrovat, Koizlik, Nickel.
Über die Entwicklung eines Matrixmaterials zur Herstellung gepreßter Brennelemente für Hochtemperatur – Reaktoren.
Forschungszentrum Jülich GmbH, Jül-969-RW (1973).
- [40] Epping, C.
Der Lufteinbruch in das Core eines Kugelhaufen – Hochtemperaturreaktors.
Dissertation, Universität – GH – Duisburg, Duisburg (1990).
- [41] Schenk, Pitzer, Nabielek.
Spaltproduktfreisetzungsvorlauf von Kugelbrennelementen bei Störfalltemperaturen.
Forschungszentrum Jülich GmbH, Jül-2091 (1986).
- [42] Hinssen, H.-K.
Vergleich des Korrosionsverhaltens von A3-3 Material mit einem unbekannten Graphit (30mm Kugel).
Interne Notiz (2000).
- [43] Kleine – Tebbe.
Persönliche Mitteilung (2000).
- [44] Moormann, R.
Persönliche Mitteilung (2001).
- [45] Alkan, Z.; Schroeder, B.
Corrosion – resistant graphite for nuclear applications.
Carl Hanser Verlag, Zeitschrift Kerntechnik 63, München (1998).
- [46] Fröhling, W.; etc.
Vorgespannte Guß – Druckbehälter als berstsichere Druckbehälter für innovative Anwendungen in der Kerntechnik.
Schriften des Forschungszentrums Jülich, Reihe Energietechnik Nr.14 (2000).

- [47] Hinssen, H.-K.; Moormann, R.
Kinetik der Graphit / Sauerstoffreaktion im Porendiffusionsbereich,
Teil 1: Matrixmaterialien A3-3 und A3-27
Forschungszentrum Jülich GmbH, Jül-1875 (1983)
- [48] Brauer.
Stoffaustausch einschließlich chemischer Reaktionen.
Sauerlaender Verlag, Frankfurt a. M. (1971).
- [49] Beitz, W.; Küttner, K.-H.
„Dubbel“, Taschenbuch für den Maschinenbau.
Springer – Verlag, Berlin (1990).
- [50] Struth, S.
Programm DES.
Berechnung der Druckentlastung des Reaktordruckbehälters bzw. des
Primärkreises des PBMR mit einem Involumenmodell.
Forschungszentrum Jülich GmbH, AK – ISR – 1 – 1999 (1999).
- [51] Fröhling, W.
Persönliche Mitteilung (2001).
- [52] Kugeler, K.; Kugeler, M.; Fröhling, W.
Einrichtung zur selbsttätigen Begrenzung der Luftzufuhr
bei Primärkreisbrüchen in HTR – Anlagen.
Deutsche Patentanmeldung P 199 09853.0 – 33 (2000).
- [53] Hohn, H.
NACOK, Experimentierkanal, Gesamtansicht mit Ofen.
KFA-ISR, Zeichnung Nr. 320.002.A0, Stand 30.11.1992

Forschungszentrum Jülich
in der Helmholtz-Gemeinschaft



Jül-4003
September 2002
ISSN 0944-2952