

Letter B

**KERNFORSCHUNGSZENTRUM
KARLSRUHE**

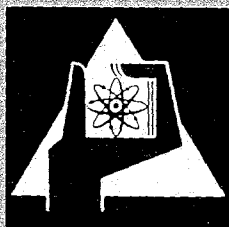
November 1969

KFK 666

Institut für Angewandte Reaktorphysik

Transport bestrahlter Brennelemente aus schnellen Brutreaktoren

G. Böhme, K. Gast, D. Gupta, A. Hagen, R. Kraemer,
W. Schikarski, W. Schmidt, G. Sebold, H. W. Wiese, H. Zimmermann



GESELLSCHAFT FÜR KERNFORSCHUNG M. B. H.
KARLSRUHE



November 1969

KFK 666

Institut für Angewandte Reaktorphysik

Transport bestrahlter Brennelemente
aus schnellen Brutreaktoren

G. Böhme¹⁾, K. Gast²⁾, D. Gupta³⁾, A. Hagen^{3)*}, R. Kraemer³⁾
W. Schikarski³⁾, W. Schmidt^{4)*}, G. Sebold¹⁾, H.W. Wiese⁵⁾, H. Zimmermann^{6)*}

Gesellschaft für Kernforschung m.b.H., Karlsruhe

- 1) Abteilung Reaktorbetrieb und Technik
- 2) Institut für Reaktorentwicklung
- 3) Institut für Angewandte Reaktorphysik
- 4) Patentabteilung
- 5) Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik
- 6) Institut für Material- und Festkörperforschung

* zur Zeit der Berichtsarbeiten bei 1)



Vorbemerkung

Die vorliegende Transportstudie war nicht allein das Werk der genannten Autoren. Es wurden viele wertvolle Anregungen und Diskussionsbeiträge von Prof. Häfele, Dr. Küsters und Mitarbeitern der Firma Interatom und Siemens sowie der Bundesbahn mitverarbeitet, für die sich die Autoren an dieser Stelle bedanken möchten.



INHALTSVERZEICHNIS

	<u>Autor</u>	<u>Seite</u>
1. Einleitung	D. Gupta	1
2. Sicherheitsfragen		
2.1 Sicherheitskriterien	W. Schmidt	4
2.1.1 Die wichtigsten derzeitig gültigen Vorschriften bezüglich der Transport- behälter und des Transportes bestrahl- ter Brennelemente		4
2.1.2 Entwurfsgrenzen durch Sicherheitsbestim- mungen		6
2.1.3 Überwachung und Instrumentierung		15
2.2 Sicherheitsphilosophie	W. Schikarski	18
2.2.1 Einleitung		18
2.2.2 IAEA-Regeln für den Transport von spaltbarem Material		19
2.2.3 Der Transport bestrahlter Brennelemente. Das "radioaktive Großquelle"-Konzept der IAEA-Regeln		21
2.2.4 Der Transportbehälter für Brüter-Brenn- stoffelemente im Verhältnis zu den IAEA- Regeln		22
3. Auswahl der Kühlmittel und Konstruktions- materialien	H. Zimmermann	28
3.1 Kühlmittel		28
3.1.1 Einführung		28
3.1.2 Untersuchte Kühlsysteme		28
3.2 Konstruktionsmaterialien		33
4. Einfluß der Brennelement- und der Reaktorauslegung bei Schnellen Brütern	K. Gast	36
4.1 Einleitung		36
4.2 Brennelementauslegung		36
4.3 Brennelementhandhabung am Reaktor		43
4.3.1 Beschickungssystem		43
4.3.2 Zwischenlager im Reaktorbehälter		43
4.3.3 Lager außerhalb des Reaktorbehälters, Reinigung		45
4.4 Brennelementwechsel - Zyklus		47

	<u>Autor</u>	<u>Seite</u>
5. Technische Behälterauslegung		51
5.1 Wärmeübergang	H. Zimmermann	51
5.1.1 Einführung		51
5.1.2 Von der Behälteroberfläche abführbare Wärmemenge		52
5.1.3 Wärmedurchgang durch die Abschirmwand		55
5.1.4 Temperaturverhältnisse im Behälterinnen- raum		62
5.2 Gamma-Abschirmung	H. Zimmermann	70
5.2.1 Einführung		70
5.2.2 Überschlägige Berechnung der Gamma- Dosisleistung		70
5.2.3 Programmbeschreibung für die Berechnung der Abschirmdicke	R. Kraemer	76
5.3 Neutronenabschirmung	H.W. Wiese	88
5.3.1 Einleitung		88
5.3.2 Zusammenhang zwischen ortsabhängigem Neutronenfluß und Dosisleistung		89
5.3.3 Transformation von Zylindergeometrie auf äquivalente Kugelgeometrie		91
5.3.4 Berechnung der Neutronendosisleistung außerhalb der Abschirmung		93
5.4 Kritikalität	H.W. Wiese	100
5.4.1 Innere Kritikalitätssicherheit		100
5.4.1.1 Einleitung und Zusammenfassung der Ergebnisse		100
5.4.1.2 Beschreibung der Rechenmethode		101
5.4.1.3 Untersuchung des 1. Modellun- falles: Änderung des Behälterin- haltes in eine Konfiguration größerer Reaktivität		103
5.4.1.4 Untersuchung des 2. Modellun- falles: Verlust der Wirksam- keit von Neutronenabsorbern und Moderatoren		104
5.4.1.5 Untersuchung des 3. Modellun- falles: Wassereinbruch in den Behälter		106
5.4.2 Äußere Kritikalitätssicherheit		109
5.5 Unfallfolgen und daraus resultierende Konstruk- tionsvorschriften für den Transportbehälter	G. Böhme	113

	<u>Autor</u>	<u>Seite</u>
5.5.1 9m-Falltest		113
5.5.2 Eindringtest		115
5.5.3 Feuertest		115
6. Transportkosten	A. Hagen	121
6.1 Transportmodus		121
6.2 Kapitalkosten		124
6.2.1 Investitionskosten		124
6.2.2 Jährliche Kosten		127
6.3 Betriebskosten		128
6.3.1 Kosten für Be- und Entladen der Behälter		128
6.3.2 Kühlkosten		129
6.4 Frachtkosten		130
6.5 Versicherungskosten		131
6.5.1 Sachversicherung		131
6.5.2 Haftpflichtversicherung		132
6.6 Gemeinkosten		132
6.6.1 Verwaltungskosten		132
6.6.2 Wartungs- und Reparaturkosten		133
6.6.3 Begleitpersonal		133
6.7 Zusammenstellung der Transportkosten		134
7. Optimierung des Transportes	R. Kraemer	142
7.1 Problemstellung		142
7.2 Auswahl der bestimmenden Parameter		142
7.3 Optimierung		143
7.3.1 Analytische Lösung		144
7.3.2 Numerische Ergebnisse		146
7.3.2.1 Transportkosten		146
7.3.2.2 Brennstoffzykluskosten		147
8. Typischer Behälterentwurf	G. Böhme A. Hagen W. Schmidt G. Seebold	160
8.1 Behälter		160
8.2 Ladung und Transport		163
8.3 Wichtige Behälterdaten		164

	<u>Autor</u>	<u>Seite</u>
9. Literaturübersicht	W. Schmidt	169
9.1 Literatur allgemein		169
9.1.1 Einleitung		169
9.1.2 Literatur über die Vorschriften bezüglich des Transportes		169
9.1.3 Literatur über Probleme verschiedener Art bei der Konstruktion der Transportbehälter		169
9.1.4 Schlußfolgerung		170
Anhang zu Kap. 5.3 : Neutronenabschirmung		174

1. Einleitung

Eingehende Untersuchungen [1, 2, 3] zeigen, daß die Brennstoffzykluskosten sowohl für bestehende Leichtwasserreaktoren als auch für projektierte schnelle Brutreaktoren wesentlich gesenkt werden können, wenn die Brennstoffzyklusindustrie (Fabrikation, Wiederaufarbeitung) in großen zentralen Anlagen statt in Reaktor-integrierten Anlagen installiert ist.

Die Standorte von Kernkraftwerken sind aus verschiedenen Gründen (Stromabnehmerstandort, Kühlmöglichkeiten, Sicherheitsaspekte usw.) über ein großes Gebiet verteilt, so daß für eine zentral gelegene Brennstoffzyklusindustrie Transporte frischer und abgebrannter Brenn- und Brutelemente durchgeführt werden müssen.

Während der Transport frischer Brennelemente und abgebrannter LWR-Brennelemente bzw. Brutelemente schon jetzt eine Routineoperation darstellt, wirft der Transport bestrahlter Brennelemente aus schnellen Brutreaktoren eine Reihe von technischen, wirtschaftlichen und Sicherheitsproblemen auf.

In den gegenwärtigen Entwürfen schneller Brutreaktoren [4, 5] enthalten die Brennelemente hunderte von langen dünnen Brennstäben, in denen oxydischer Brennstoff in Tablettenform mit 12-25 % Pu-Gehalt gasdicht eingeschweißt ist. Der Core-Brennstoff soll bis 80 000 MWd/t abgebrannt werden.

Diese im Vergleich zu LWR-Brennelementen extremen Auslegungsdaten (Tab.1-1) erfordern bezüglich des Transportes ein intensives Studium der

- i) Sicherheitsvorschriften,
- ii) technischen Probleme wie Kritikalitätssicherheit, Gamma- und Neutronenabschirmung, Kühlung und Unfallsicherheit,
- iii) Ökonomie des Transportes,

um einen nach allen Gesichtspunkten optimalen Transportbehälter für bestrahlte Brennelemente schneller Brutreaktoren zu entwerfen.

Tabelle 1-1: Aktivität und Nachwärme bestrahlter Brennelemente aus
Schnellen Brutreaktoren (PFB) und Leichtwasserreaktoren (LWR)

Reaktor	PFB	LWR
a) Abbrand	80 000 MWd/to ²⁾	24 000 MWd/To
b) Pu- und U-Konzentration $\left[\frac{\%}{\%} \right]$		
U-235	abgereichert	1,12
U-238	82,1	97,95
Pu-239	11,3	0,57
Pu-240	5,4	0,20
Pu-241	0,9	0,11
Pu-242	0,3	0,05
c) Zerfall- ₁₎ 50 d	152,0	39,1
wärme 100 d	102,0	28,3
$\left[\frac{W}{kg} \right]$ 150 d	78,5	23,2
200 d	61,5	20,2
d) Spaltpro- 50 d	40	10
duktaktivität 1) 100 d	25,8	7,5
150 d	19,2	6,2
200 d	15,3	5,3
$\left[\frac{kCi}{kg} \right]$		
e) Neutronenaktivität	75,5	3,31
$\left[\frac{10^3 n}{kg} \right]$ ²⁾		

1) für Abklingzeiten zwischen 50-200 d

2) bezogen auf Core-Brennstoff, schwere Kerne

- [1] H. Grümmer, u.a.
Ergänzendes Material zum Bericht "Kernbrennstoffbedarf und Kosten verschiedener Reaktortypen in Deutschland" (KFK 366).
KFK 466 (1966)
- [2] D. Gupta
"Wirtschaftlichkeit von Wiederaufarbeitungsanlagen nach dem wässrigen Verfahren".
Atomwirtschaft Jhrg. XII, Nr. 3, März 1967
- [3] K. Kummerer
"Production Cost Parameter Analysis for Fast Reactor Fuel Elements".
KFK 576 (1967)
- [4] D. Smidt, A. Müller u.a.
Referenzstudie für den 1000 MWe Natriumgekühlten Schnellen Brutreaktor (Na1).
KFK 299 (1964)
- [5] K. Gast, E.G. Schlechtendahl u.a.
Schneller Natriumgekühlter Reaktor Na2.
KFK 660; EUR 3706d (1967)

2. Sicherheitsfragen

2.1 Sicherheitskriterien

2.1.1 Die wichtigsten, derzeit gültigen Vorschriften bezüglich der Transportbehälter und des Transportes bestrahlter Brennelemente

2.1.1.1 Vorschriften

In Deutschland angewendete Genehmigungsrichtlinien für Transportbehälter und Transporte radioaktiver Stoffe basieren auf den Vorschriften der Internationalen Atomenergie-Organisation (IAEO), die für die Genehmigungsbehörden der Mitgliedsstaaten empfehlenden Charakter besitzen [1, 2, 3,]. Die Erstausgabe dieser Richtlinien geht auf das Jahr 1961 zurück, die neueste, geänderte Fassung von 1967 soll für die hier vorliegende Studie als Grundlage dienen. Die wesentlichen Änderungen dieser Neuauflagen betreffen Vorschriften über die Wärmeableitung aus Behältern bzw. Verpackungen für radioaktive Großquellen. Hier sind wesentliche Erleichterungen, vor allem bezüglich der Temperaturen im Behälter und der Kühlkreisläufe vorgenommen worden. Grundsätzlich läßt sich sagen, daß vom Kühlprinzip her nunmehr jedes der technisch sinnvollen und diskutablen Kühlprinzipien gestattet ist. Als Zulassungskriterien bleiben allein noch die einzelnen Sicherheitsbestimmungen.

Weiterhin gilt in Deutschland die am 1. Juni 1962 in Kraft getretene Neufassung der Transportvorschriften für den internationalen Eisenbahnverkehr. In der als RID bezeichneten Anlage I des CIM (Internationales Übereinkommen über den Eisenbahnfrachtverkehr) sind die Vorschriften für die von der Beförderung ausgeschlossenen oder nur bedingt zur Beförderung zugelassenen Stoffe und Gegenstände niedergelegt. Diese RID-Vorschriften basieren zwar noch auf den alten IAEO-Richtlinien, sollen jedoch laufend dem neuesten Stand angepaßt werden. Die sich dadurch z.Zt. noch ergebenden Einschränkungen sind unter 2.1.2.5.18 aufgeführt.

2.1.1.2 Genehmigung und Zulassung

Bevor ein Behälter zum Transport zugelassen wird, müssen verschiedene Genehmigungen erteilt werden.

2.1.1.2.1 Genehmigung der Bauartmuster [C-6.2.3]^{†)}

Die Bauartmuster bedürfen der Genehmigung der zuständigen Behörde des Ursprungslandes der Verpackung. Entspricht das Bauartmuster nicht den Vorschriften 2.1.2.5.7-2.1.2.5.15, so muß es außerdem von den zuständigen Behörden aller berührten Länder genehmigt sein. Es bleibt abzuwarten, wie sich die deutschen Genehmigungsbehörden in diesem Punkt verhalten werden.

Ein Gesuch um Zulassung hat folgende Punkte zu enthalten:

- i) eine qualitative Beschreibung des vorgesehenen Inhaltes mit dem genauen Nachweis seines physikalischen und chemischen Verhaltens. Ist der Inhalt hochaktiver, bestrahlter Brennstoff, muß von der Behörde des bestrahlenden Landes eine Sicherheitsanalyse hinsichtlich Kritikalität und ausgesandter Strahlung vorliegen.
- ii) eine detaillierte Beschreibung der Auslegung nebst kompletten Konstruktionszeichnungen und Materiallisten, sowie eine Erläuterung der angewendeten Bezeichnungsmethoden.
- iii) eine Bestätigung über das erfolgreiche Bestehen der vorgeschriebenen Tests in Form der Testergebnisse.
- iv) eine Aufstellung der später vom Betreiber einzuhaltenden Betriebsanweisungen.

Sind die Vorschriften in diesen Punkten erfüllt, so stellt die Behörde für das Bauartmuster die sogenannte Unbedenklichkeitsbescheinigung aus. Dem Muster wird dann ein Identifizierungskennzeichen zugefügt.

2.1.1.2.2 Genehmigung für den Transport [C-7]

Für den Transport der Brennelemente ist in jedem Fall nach der Anmeldung die Genehmigung der Sendung durch die zuständigen Behörden der Länder, durch deren Hoheitsgebiet das Versandstück befördert werden soll, einzuholen. Zusätzlich ist zu prüfen, ob vor dem ersten Transport die

^{†)} Die in eckigen Klammern stehenden Ziffern beziehen sich auf die Einteilung der Vorschriften in der IAEA-Originalausgabe.

Kritikalitäts-, Abschirmungs-, Wärmeübertragungs- und Druckbeanspruchungskenngrößen innerhalb der zugelassenen Maximalwerte liegen und ob eine eventuell notwendige Absorberwirkung sichergestellt ist. Ferner muß vor jedem Transport gewartet werden, bis sich das Temperaturgleichgewicht eingestellt hat und gezeigt werden, daß Oberflächenkontamination und Leckage innerhalb der zulässigen Toleranzgrenzen liegen. Ersatzweise kann durch aktuelle Messung z.B. von $\frac{d\dot{V}}{dt}$ schon vorher nachgewiesen werden, daß das Temperaturgleichgewicht den vorgeschriebenen Sollwert erreichen wird. Weiterhin müssen Verkehrsmittel und Behälter, die routinemäßig zum Transport eingesetzt sind, periodisch auf Kontamination untersucht werden. Darüber müssen Protokolle vorliegen.

2.1.1.3 Behörden

Federführende Behörde in der BRD ist die Physikalisch-Technische Bundesanstalt in Braunschweig (PTB), das die Nachprüfung auf Kritikalität, Strahlenabschirmung und Wärmeableitung durchführt. Die Stellungnahme zur Festigkeitsrechnung für die PTB wird von der Bundesanstalt für Materialforschung in Berlin (BAM) vorgenommen.

2.1.2 Entwurfsgrenzen durch Sicherheitsbestimmungen

2.1.2.1 Eingruppierung

2.1.2.1.1 Nach der Aktivität / C-1 /

Jedes einzelne Brennelement der infrage kommenden Brutreaktoren zählt sowohl im frischen, als auch im abgebrannten Zustand vor allem wegen seines hohen Pu 241-Gehaltes als radioaktive Großquelle im Sinne der Vorschriften.

Als solche Großquellen zählen alle Verpackungen, deren Inhalt folgende Aktivitäten übersteigt:

Gruppe	z.Bsp.	Ci	Gruppe	z.Bsp.	Ci
I	Pu, Am, Cm	20	V	A41, Kr87, Xe135 drucklos	5 000
II	Sr90, A41, Kr87, alle gemischten Spaltprodukte	20	VI	A37, Kr35, Xe133 drucklos	50000
III	Ba140, Co60, U _{nat} Ce144, Ru106	200	VII	Tritium, aktivierte Leuchtfarbe	50000
IV	Cs137, As, Cl4	200			

Brüter-Brennelemente der Typen Na-1 und Na-2 haben im frischen Zustand Aktivitäten der Gruppe I zwischen 10^4 und 10^5 Ci/BE. Im abgebrannten Zustand verringert sich zwar der Spaltstoffanteil geringfügig, jedoch erhöhen die neugebildeten, aktiven Spaltprodukte (Ca. 10^5 Ci/BE der Gruppe II) wiederum die Gesamtaktivität. Eine Beschränkung dieser Gesamtaktivität pro Packung ist nicht gegeben.

2.1.2.1.2 Nach der Strahlendosisleistung [C-3.4]

Der Behälter kann zu der höchsten Klasse "Kategorie III - Gelb" gerechnet werden, falls seine Dosisleistung zu keinem Zeitpunkt der Beförderung

- i) 200 m R/h oder deren Äquivalent an irgend einem Punkt der Außenseite,
- ii) 10 m R/h oder deren Äquivalent in 1 m Entfernung vom Mittelpunkt des Versandstückes,

bzw. wenn das Versandstück als "ganze Ladung" ^{†)} befördert wird

^{†)} "ganze Ladung" bedeutet hier, daß der Behälter für sich auf einem einzelnen Fahrzeug transportiert wird.

- iii) 200 m R/h oder deren Äquivalent an irgend einer leicht zugänglichen Stelle der Außenseite des Fahrzeuges,
- iv) 10 m R/h oder deren Äquivalent in 2 m Entfernung von irgend einer Außenseite des Fahrzeuges,

übersteigt. [D-3.2.2]

Die Außenkontamination der Packung darf folgende Werte nicht übersteigen:

[D-3.1.6.c ii]

Beta- oder Gammastrahler: 10^{-4} $\mu\text{Ci}/\text{cm}^2$

Alphastrahler: 10^{-5} $\mu\text{Ci}/\text{cm}^2$

Diese Werte gelten als zulässig, wenn es sich um den Mittelwert einer Oberfläche von 300 cm^2 handelt.

2.1.2.1.3 Nach den äußeren Kritikalitätsbedingungen [C-5.2.3]

Da die Behälter infolge ihrer starken Abschirmung und ihrer sie umgebenden Absorberschicht auch in hinreichend großer Zahl und beliebiger Anordnung selbst unter Zugrundelegung der Unfallbedingungen keine erhöhte Kritikalitätsgefahr gegenüber dem Einzelbehälter darstellen, könnte man sie der Spaltstoffklasse I zuordnen: kritisch sicher in jeder Anzahl und jeder Anordnung (siehe 5.4.2). Es ist aber auch eine Zuordnung zur Spaltstoffklasse III:

kritisch sicher durch spezielle Vorkehrungen möglich, da solche Vorkehrungen u.U. von den zuständigen Behörden trotz kritisch sicherer Auslegung verlangt werden (siehe 2.2.2).

2.1.2.2 Allgemeine Vorschriften [Annex II]

2.1.2.2.1 Das Versandstück muß so beschaffen sein, daß vom radioaktiven Inhalt nichts nach außen gelangen oder verstreut werden kann, wenn es den verlangten Tests unterzogen wird. Nach den neuen IAEO-Vorschriften ist jedoch ein gewisser Austritt von Aktivität zugelassen, der in Kapitel 2.2.5.3 behandelt wird.

2.1.2.2.2 Es muß ein dichter Druckbehälter aus Stahl mit einem wirksamen Verschuß vorhanden sein, dessen Deckel nicht unabsichtlich oder durch Druckerhöhung im Inneren geöffnet werden kann.

- 2.1.2.2.3 Der Behälter muß unter 0,5 atü Unterdruck und unter 1,5 atü Überdruck leckdicht bleiben.
- 2.1.2.2.4 Eine Kontrolle des Innendruckes muß möglich sein.
- 2.1.2.2.5 Das für den Druckbehälter verwendete Baumaterial soll korrosionsfest gegenüber dem Kühlmittel sein.
- 2.1.2.2.6 Ist eine Abschirmung aus einem Material mit einem Schmelzpunkt von 800°C vorhanden, so muß eine Stahlhülle mit mindestens 2mm Wandstärke vorgesehen werden.
- 2.1.2.2.7 Die Abschirmung muß nach den Tests soweit gewahrt bleiben, daß eine Dosisleistung in 1 m Abstand von der Außenseite der Verpackung von 1000 m R/h nicht überschritten wird.
- 2.1.2.2.8 Die Abschirmung kann inner- oder außerhalb des Behälters liegen. Der Behälter kann selbst die Abschirmung darstellen.
- 2.1.2.2.9 Falls Druckbehälter und Abschirmung getrennt sind, so müssen beide je separate Verschlüsse besitzen und gegen Auseinanderfallen gesichert sein.
- 2.1.2.2.10 Hebevorrichtungen dürfen keine Beanspruchungen verursachen, die über 1/3 der Streckgrenze des jeweils verwendeten Materials liegen.
- 2.1.2.2.11 Das Versandstück soll keine herausragenden Teile besitzen, die nicht das gesamte Behältergewicht tragen können.
- 2.1.2.2.12 Soll das Versandstück als "ganze Ladung" transportiert werden, so kann das Fahrzeug als Bestandteil der Verpackung angesehen werden.
- 2.1.2.3 Vorschriften über die innere Kritikalitätssicherheit / C-5.3.2.1 /

In dem Einschließungsgefäß dürfen nicht mehr als 80 % der Masse des ähnlichen Systems von spaltbaren und nichtspaltbaren Inhalt in der gleichen Form und Konfiguration enthalten sein, die unter der den jeweiligen Umständen entsprechenden größten reaktiven Konstellation und maximalen Moderation gerade kritisch wäre. Bei Brennelementen wird die Masse durch die Zahl der Brennelemente ausgedrückt.

Dabei ist anzunehmen:

- i) Der Behälter ist in dem Zustand, der sich nach den Tests ergibt.
- ii) In alle Hohlräume des Behälters kann Wasser eindringen. Weist die Konstruktion jedoch besondere Merkmale auf, die ein solches Eindringen auch bei menschlichem Versagen verhindern, so kann Wasser im Behälter ausgeschlossen werden, sofern die ausdrückliche Zustimmung der zuständigen Behörden vorliegt.
- iii) Der Behälter ist völlig von Wasser umgeben (Totalreflexion).

2.1.2.4 Vorschriften bezüglich der Wärmeableitung [C-6.2.3]

2.1.2.4.1 Die im Inneren durch radioaktiven Zerfall erzeugte Wärme darf während der gesamten Beförderung und unter den Testbedingungen die Wirksamkeit der Verpackung nicht beeinträchtigen.

2.1.2.4.2 Ein Behälter darf grundsätzlich ein oder mehrere Kühlsysteme zur Wärmeabfuhr besitzen. Das primäre Kühlmittel ist jedes gasförmige, feste oder flüssige Medium innerhalb des Einschließungsgefäßes, ausgenommen die Strahlenquelle. Der Primärkreislauf darf auch außerhalb des Einschließungsgefäßes geführt werden, soweit dadurch gegen keine anderen Vorschriften verstoßen wird.
[A-2.13]

2.1.2.4.3 Eine, grundsätzlich zulässige, durch das Kühlmittel bewirkte Aktivitätsabgabe beim Unfall muß sich in bestimmten Grenzen halten. Jedoch darf durch ein Versagen des mechanischen Kühlsystems kein unkontrolliertes Freisetzen von Aktivität erfolgen.

i) Freisetzen bei einem Unfall [C-6.2.3.2b]

Höchstwerte pro Woche:

Gruppe		Gruppe	
I	1 mCi	IV	20 Ci
II	50 mCi	V	20 Ci
III	3 Ci	VI	1000 Ci

ii) Kontinuierliches Freisetzen durch [C-6.2.3.2c]

- a) Druckmindervorrichtung im Normalbetrieb (nur zulässig, falls kein primäres Kühlmedium vorhanden).

Höchstwerte pro Stunde:

Gruppe		Gruppe	
I	0,05 μ Ci	IV	1,0 mCi
II	2,5 μ Ci	V	1,0 mCi
III	0,15 mCi	VI	0,05 Ci

- b) Technologische Toleranzen (zulässig auch bei primärem Kühlmittel) [C-7.2]

Höchstwerte pro Stunde:

Gruppe		Gruppe	
I	0,001 μ Ci	IV	0,02 mCi
II	0,05 μ Ci	V	0,02 mCi
III	3,0 μ Ci	VI	1 mCi

2.1.2.4.4 Ein Sieden des Kühlmittels oder Schmelzen irgend eines Materials im Behälter muß nicht mehr grundsätzlich vermieden werden.

2.1.2.4.5 Die Temperatur an den berührbaren Außenseiten des Versandstückes darf bei 38°C Lufttemperatur im Schatten 50°C nicht übersteigen. Bei Beförderung als "ganze Ladung" erhöht sich dieser Wert auf 82°C. [C-2.4.2]

- 2.1.2.4.6 Kann der Druck im Behälter ein Überschreiten der zulässigen Festigkeitskennwerte (Streckgrenze) für die den Prüfungen entsprechenden Temperaturen bewirken, so muß der Behälter mit einer Druckmindervorrichtung versehen sein. Für die dadurch freigesetzten Aktivitäten gilt das unter 2.1.2.5.3 Gesagte.
- 2.1.2.4.7 Wenn ein primäres Kühlmittel verwendet wird, darf jedoch keine kontinuierliche Druckminderung während der Beförderung möglich sein.
- 2.1.2.4.8 Es darf nicht von Filtern abhängen, daß bei den Prüfungen unzulässige Mengen Aktivität nach außen gelangen können.
- 2.1.2.4.9 Wenn der maximale Betriebsdruck im Inneren des Einschließungsgefäßes vermehrt um die Differenz zwischen Luftdruck in Meereshöhe und dem niedrigeren Druck, unter dem dieses Gefäß stehen kann, $0,35 \text{ kg/cm}^2$ übersteigen kann, so muß dieses Gefäß einen Druck von mindestens dem anderthalbfachen der Summe dieser Drücke standhalten können und die dabei entstehenden Spannungen dürfen nicht über 75 % der unteren Streckgrenze oder über 40 % der Bruchgrenze bei der vorgesehenen maximalen Betriebstemperatur betragen.
- 2.1.2.4.10 Beim Wärmetest unter maximalem Betriebsdruck darf der Druck nachweislich nicht einen Wert übersteigen, welcher der unteren Streckgrenze bei der höchsten erreichten Temperatur entspricht.
- 2.1.2.4.11 Ist ein primäres Kühlmedium notwendig, so darf der maximale Betriebsdruck 7 kg/cm^2 nicht übersteigen.
- 2.1.2.4.12 Der Kühlmittelverlust darf unter den Bedingungen des Wärmetests
- | | |
|------------------------|------------------------------|
| bei gasförmigem Medium | 0,1 Vol. proz. oder 5 ltr., |
| bei flüssigem Medium | 0,1 Vol. proz. oder 0,5 ltr. |
- jeweils bei 0°C und 760 mm kg pro Woche nicht überschreiten.
- 2.1.2.4.13 Es darf nicht von einem mechanischen Kühlsystem abhängen, daß von der Strahlenquelle unter normalen Bedingungen nichts nach außen gelangen kann.

2.1.2.4.14 Kontinuierliche Druckminderungen im Primärkühlsystem dürfen unter normalen Beförderungsbedingungen nicht durch Hinzuschalten äußerer Hilfskühlssysteme verhindert werden.

2.1.2.4.15 Wenn ein flüssiges Primärkühlmittel verwendet wird, muß das Einschließungsgefäß bei einer Temperatur von -40°C unversehrt bleiben.

2.1.2.4.16 Zur Auslegung der Wärmeabfuhr ist davon auszugehen, daß folgende Umgebungsbedingungen herrschen: [C-2.4.3]

38^oC Umgebungstemperatur

Sonneneinstrahlung:

bei waagerechter Lage 800 cal/cm²

bei nicht waagerechter Lage 200 cal/cm²

jeweils für ebene Flächen

bzw. für gekrümmte Flächen 400 cal/cm²

während eines 12h-Tages.

2.1.2.4.17 Alle Ventile, die keine Druckminderventile sind und durch die radioaktiver Inhalt oder primäres Kühlmittel entweichen und eine Kontamination der Außenfläche verursachen könnten, müssen gegen unbefugten Zugriff geschützt und mit einer zusätzlichen gasdichten Schutzvorrichtung versehen sein, die ein Ausströmen aus dem Ventil verhindern kann.

2.1.2.4.18 Erschwerende Bedingungen nach der RID-Vorschrift

Da die RID-Vorschrift (4) z.Zt. noch auf den älteren IAEA-Richtlinien basiert (siehe auch 2.1), bringt sie noch einige erschwerende Bedingungen. Diese seien der Vollständigkeit halber im folgenden kurz aufgeführt:

- i) Der primäre Kühlkreislauf darf nicht außerhalb der Abschirmung des Behälters entlang geführt werden.
- ii) Bestrahlte Kernbrennstoffe müssen am Ursprungsort solange gelagert werden, bis die Höchsttemperatur der Brennelemente im Versandbehälter so niedrig geworden ist, daß die

Temperaturen aller Materialien im Behälter immer mindestens 100°C unter dem Schmelzpunkt derselben bleiben. Dabei muß angenommen werden, daß im Fall eines Versandbehälters ohne Wasserfüllung kein anderes Wärmübertragungsmedium vorhanden ist als Konvektion der Luft und im Falle eines Behälters mit Wasserfüllung kein anderes als stehendes Wasser innen und Luftkonvektion außen. Sinngemäß wäre dieser Passus auf Flüssigmetallfüllung dahingehend anzuwenden, daß ruhendes Flüssigmetall innen und Luftkonvektion außen anzunehmen ist.

- iii) Ein effektiver Neutronenmultiplikationsfaktor K_{eff} von 0,9 darf weder innerhalb eines Behälters noch außerhalb als Wechselwirkung zwischen mehreren Behältern überschritten werden.

2.1.2.5 Tests und Prüfungen

Im Anschluß zu den im folgenden beschriebenen Tests sind Messungen auf Unversehrtheit von Abschirmung und Einschließungsgefäß zu machen:

- i) Durch Heliumlecktest ist festzustellen, ob die Dichtigkeit des Einschließungsgefäßes gewahrt wurde. Weiter muß durch Aktivitätsmessung bestimmt werden, ob die Aktivitätsfreigabe innerhalb der zulässigen Grenze liegt. [Annex IV, I-1.4]
- ii) Mit einer geeigneten Quelle im Inneren des Behälters ist an der Oberfläche mit Röntgenfilm zu prüfen, ob die Abschirmung noch den Anforderungen entspricht. [Annex IV, I-5.2.1]

2.1.2.5.1 Falltest [Annex IV, I-4.2.3]

Sturz des Behälters aus 9 m Höhe mit seiner schwächsten Stelle auf eine Betonplatte, so daß maximale Zerstörung gewährleistet ist. Die Betonplatte soll das 10-fache Behältergewicht aufweisen und mit 12 mm Stahl armiert sein.

2.1.2.5.2 Eindringtest [Annex IV, I-4.2.4]

Sturz des Behälters aus 1 m Höhe auf einen Stahlzylinder mit 15 cm ϕ und mindestens 20 cm Höhe, so daß der schwächste Punkt getroffen wird. Ein längerer Eindringzylinder ist dann einzusetzen, wenn dadurch eine größere Zerstörung zu erreichen ist.

2.1.2.5.3 Drucktest [Annex IV, I-2.3.1]

Der Behälter muß 24 h mit seinem 5-fachen Eigengewicht oder 1300 kg/m² nach seiner vertikalen Projektion belastet werden.

2.1.2.5.4 Feuertest [Annex IV, I-4.3.3]

Der Behälter muß einem Schadensfeuer unterzogen werden. Das Feuer soll eine strahlende Umgebung von 800°C mit einem Emissionskoeffizient von 0,9 und einem Absorptionskoeffizient von 0,8 über 30 Minuten bilden. Der Behälter muß dem Feuer ungeschützt ausgesetzt sein. Dieses soll durch Verbrennung von Petroldestillat mit 330°C Endsiedepunkt, 46°C Flammpunkt und einem Heizwert von 11 100 - 11 700 kcal/kg erzeugt werden. Dabei müssen alle Seiten des Behälters von Flammen mit 0,7 bis 3,0 m Dicke umgeben sein. Erst drei Stunden nach dem Feuertest darf eine künstliche Kühlung von außen angebracht werden, es sei denn, es kann gezeigt werden, daß die Innentemperatur schon vorher zu fallen beginnt.

2.1.2.5.5 Eintauchtest [Annex IV, I-4.4]

Der Behälter muß 0,9 m tief über einen Zeitraum von 8 Stunden in Wasser eingetaucht werden.

2.1.3 Überwachung und Instrumentierung

Aufgrund der beschriebenen IAEO-Regeln und der Vorschriften der gewerblichen Berufsgenossenschaft (5) für allgemeine Druckbehälter mit einem höheren als atmosphärischen Druck sind verschiedene Kenngrößen laufend bzw. vor jedem einzelnen Transport zu überwachen.

2.1.3.1 Vor jedem Transport

Die vor dem Transport zu bestimmenden Werte von Aktivitätsfreigabe und Oberflächenkontamination können durch Geräte des Reaktorbetreibers aufgenommen

werden. Eine spezielle Instrumentierung am Behälter erübrigt sich daher.

2.1.3.2 Überwachung während des Transportes

2.1.3.2.1 Behälterinnendruck

Jeder Druckbehälter muß ein geeignetes Manometer aufweisen, das den jeweils herrschenden Betriebsdruck anzeigt. Der höchstzulässige Betriebsdruck muß auffällig gekennzeichnet sein. Wird dieser um mehr als 10 % überschritten, so soll normalerweise ein Sicherheitsventil ansprechen. Ist aber ein solches aus betrieblichen Gründen wie hier nicht anwendbar, so muß an dessen Stelle eine Alarmeinrichtung vorgesehen werden, die direkt an das Druckmeßgerät gekuppelt ist. Diese Alarmeinrichtung muß so angeordnet sein, daß der Alarm innerhalb des Betriebsbereiches bemerkt wird. Sie muß in angemessenen Abständen überprüft werden.

2.1.3.2.2 Behälterinnentemperatur

Ein Druckbehälter, in dem Reaktionswärme entsteht, muß außer dem Manometer eine Temperaturmeßeinrichtung für die Innentemperatur haben. Für den Alarm bei Temperaturüberschreitung gilt dasselbe wie bei 2.3.2.1.

2.1.3.2.3 Behälteraußentemperatur

Falls durch Temperaturänderung der Behälterwandung ein gefährdender Zustand eintreten kann oder falls eine bestimmte Außentemperatur aus anderen Gründen (IAEO-Regeln) eingehalten werden soll, muß eine Temperaturmeßeinrichtung vorgesehen werden. Die höchste, zulässige Temperatur muß besonders gekennzeichnet sein. Diese Meßeinrichtung kann auch als Kontrollorgan für die Gebläsefunktion dienen, d.h., bei einem Temperaturanstieg durch Kühlgebläsedefekt kann automatisch ein zweites Ersatzgebläse zugeschaltet werden. Dadurch wird die Betriebssicherheit erhöht, d.h., ein einfacher Gebläseausfall muß nicht sofort als "Unfall" mit den damit verbundenen Einschränkungen betrachtet werden.

2.1.3.2.4 Weitere Messungen

Zur sicheren Überwachung des Betriebsverhaltens können noch weitere Messungen bzw. Kontrollen zweckmäßig sein:

Z.B. Kontrollampen für eingeschaltetes Gebläse, Differenzdruckbestimmungen im Kühlluftstrom zur Bestimmung des Kühlluftdurchsatzes. Diese sind jedoch nicht zwingend vorgeschrieben.

2.1.3.3 Instrumentierung

Für die Instrumentierung werden alle Anzeigergeräte in einem Schaltkasten zusammengefaßt und gut sichtbar am Wagen angeordnet. So können sie von wenig Personal überwacht werden. In der Bauart empfehlen sich gußgekapselte und explosionsgeschützte Instrumente für den Betrieb in freier Atmosphäre.

2.2 Sicherheitsphilosophie

2.2.1 Einleitung

Die Sicherheit des Transportes von Brennstoff-Elementen muß primär unter dem Gesichtspunkt der Vermeidung von Kritikalität und der Vermeidung unzulässig hoher Freisetzung von radioaktiven Stoffen gesehen werden. Grundsätzlich bestehen daher für Brennstoffelemente aus thermischen und für Brennstoffelemente aus schnellen Reaktoren keine unterschiedlichen Sicherheitsanforderungen für den Transport. Wie jedoch schon in Kapitel 1 erwähnt wurde, unterscheiden sich schnelle und thermische Brennstoffelemente graduell in einigen Eigenschaften, wobei sich darin eine deutliche Abhängigkeit von der Reaktorauslegung ergibt (siehe Kapitel 4). Besonders zu vermerken sind dabei die folgenden Unterschiede:

1. Brennstoffelemente aus schnellen Reaktoren enthalten mehr Plutonium
2. Brennstoffelemente aus schnellen Reaktoren enthalten mehr Aktivität
3. Brennstoffelemente aus schnellen Reaktoren besitzen eine höhere spezifische Leistung
4. Brennstoffelemente aus schnellen Reaktoren sind im Verband im allgemeinen nicht in ihrer Position der größten Reaktivität. Änderungen der Anordnung können die Reaktivität erhöhen.

Es stellt sich daher die Frage, inwieweit sich diese Unterschiede mit den bestehenden Regeln über den Transport von Brennstoffelementen aus Kernreaktoren vereinbaren lassen bzw. ob hier überhaupt gravierende Unterschiede vorliegen.

Die in Kapitel 2.1 erläuterten Vorschriften über den Transport bestrahlter Brennelemente gehen alle auf die Regeln der IAEO zurück [1], die eine umfassende Zusammenstellung der Einzelvorschriften über Verpackung, Tests, Kontrollen, Zulassung usw. enthalten. In der gesetzgebenden Praxis ist es üblich, die gesetzlichen Vorschriften ohne irgendwelche Erläuterungen und Hinweise zu formulieren und zu veröffentlichen, dagegen sind die in den meisten Fällen notwendigen und wünschenswerten Erläuterungen einem Kommentar vorzubehalten. Diese Rolle übernahm für die IAEO-Regeln das Buch "The Safe Transport of Radioactive Materials" (Herausgeber: R. Gibson) [6], das 1966 erstmals herausgegeben wurde.

Die wesentlichen Punkte des Kommentars über die Anforderungen beim Transport von spaltbarem Material und die diesen Anforderungen zugrundeliegenden Überlegungen werden im folgenden nochmals aufgeführt:

2.2.2 IAEA-Regeln für den Transport von spaltbarem Material (Kritikalitäts-Vorschriften)

Die IAEA-Regeln, die im Prinzip (wie auch ihr Titel besagt) den sicheren Transport aller radioaktiven Stoffe zum Gegenstand haben, befassen sich in einem besonderen Abschnitt mit solchen radioaktiven Stoffen, die daneben auch noch spaltbar sind. Die Grundgedanken, die hier verwendet wurden, sind:

1. Alle spaltbaren Stoffe sind auch radioaktiv. Daher muß der Transport von spaltbarem Material zunächst einmal die Anforderungen, die an den Transport von radioaktiven Stoffen gestellt werden, erfüllen.
2. Das darüber hinausgehende Sicherheitsproblem betrifft die Sicherheit gegen Kritikalität. Dabei werden die folgenden Prinzipien zugrunde gelegt:
 - a) Kritikalitätssicherheit durch Begrenzung der Masse des transportierten spaltbaren Materials,
 - b) Kritikalitätssicherheit durch Verwendung von Neutronenabsorbierendem Material,
 - c) Kritikalitätssicherheit durch räumlich getrennte Anordnung selbst unterkritischer Massen spaltbaren Materials.
3. Der Transport spaltbaren Materials soll sich möglichst nicht von dem Transport radioaktiven Materials unterscheiden. Maßnahmen gegen Kritikalität sind also im wesentlichen additiv.

Diese Grundgedanken führen naturgemäß auf eine Klassifizierung der Transportbehälter bezüglich ihrer Kritikalitätssicherheit in 3 Klassen:

- Klasse I: Behälter, die in jeder beliebigen Zahl und Anordnung kritikalitätssicher sind,
- Klasse II: Behälter, die in einer begrenzten Zahl und in beliebiger Anordnung kritikalitätssicher sind,
- Klasse III: Behälter, die durch spezielle Vorkehrungen kritikalitätssicher sind.

Aus diesen Definitionen ist leicht abzulesen, daß die Verfasser der IAEA-Regeln vornehmlich Behälter und Transportstücke betrachtet haben, die im normalen Transportwesen verwendet werden können. Besonders bei der Definition der Klassen I und II wurde offensichtlich an Stückguttransport per Bahn, Auto, Schiff oder Flugzeug gedacht. Dies geht auch aus Punkt 3 dieses Kapitels hervor.

Obwohl man formal den in dieser Studie beschriebenen Behälter nach Klasse I einordnen könnte, da beliebig viele Wagen mit einem Behälter, nebeneinander angeordnet, kein überkritisches System ergeben würden, scheint auch eine Zuordnung zu Klasse III möglich. Bei der Klasse I und II wird in Richtung auf eine Standardisierung hingearbeitet, wie sich auch aus dem Anhang III der IAEA-Regeln ablesen läßt, um Transporteur, Absender und Empfänger nicht mit komplizierten Maßnahmen oder Vorschriften zu belasten.

Die Behälter der Klasse III werden in Abschnitt C-5.5 der IAEA-Regeln definiert. Der wesentliche Unterschied zu den anderen Klassen besteht darin, daß die Kritikalitätssicherheit "durch besondere Vorkehrungen" gewährleistet wird, und daß daher diese Maßnahmen durch die zuständigen Behörden besonders geprüft und zugelassen werden müssen. Das bedeutet, daß Behälter der Klasse I und II praktisch standardisierte Behälter sind, für die deshalb auch vereinfachte Zulassungsvorschriften gelten können. Dabei darf jedoch nicht vergessen werden, daß die IAEA-Regeln sogenannte allgemeine Maßnahmen (C-5.2) enthalten, die für alle Transportbehälter mit spaltbarem Material anzuwenden sind. Es handelt sich dabei um 6 Punkte, die für die Vermeidung von Kritikalität als Folge eines Transportunfalls von Bedeutung sind. In 6 wird dazu vermerkt, daß diese 6 Punkte daraufhin betrachtet werden müssen, ob sie bei denkbaren Transportunfällen eine Bedeutung für die Kritikalitätssicherheit haben können. Diese Punkte sind:

- a) Wassereinbruch in den Behälter
- b) Verlust der Wirksamkeit von Neutronen-Absorbern oder Moderatoren im Behälter
- c) Änderung der Anordnung des Behälter-Inhalts in eine Konfiguration höherer Reaktivität, entweder im Behälter oder als Folge eines Austritts aus dem Behälter
- d) Reduzierung der Abstände zwischen Behältern oder deren Inhalt
- e) Untertauchen von Behältern in Wasser oder in Schnee
- f) Durcheinandermischen von Behältern verschiedener Klassen oder Auslegung

Die Punkte a - c betreffen die innere Kritikalitätssicherheit des Behälters, die Punkte d - f die äußere Kritikalitätssicherheit des Behälters. Für den in dieser Studie besprochenen Behälter sind vor allem die Punkte a, b, c und e von Bedeutung, worauf in Kapitel 2.2.4 näher eingegangen wird.

2.2.3 Der Transport bestrahlter Brennelemente - Das "Radioaktive Großquelle"-Konzept der IAEA-Regeln.

Wie in Kapitel 2.1 dieser Studie bereits ausgeführt worden ist, besteht neben der Einteilung nach Klassen hinsichtlich der Kritikalität auch eine Einteilung nach Gruppen hinsichtlich der Aktivität eines Transportbehälters mit dem vorgesehenen Inhalt an radioaktiven Stoffen. Nach dieser Gruppeneinteilung würden Brüter-Brennstoffelemente wegen ihrer hohen Aktivität bereits einzeln als "radioaktive Großquellen" anzusprechen sein.

Es ist zweckmäßig, hier noch einmal die Grundgedanken zu notieren, auf denen das "radioaktive Großquelle"-Konzept beruht. Wie schon im Falle der Kritikalität ging man bei der Erarbeitung der IAEA-Regeln davon aus, möglichst weitgehend den Transport radioaktiver Stoffe zu standardisieren und so zu vereinfachen, daß der Transport zur Routine-Sache wird. Da die Gefährdung während des Transports von der Aktivität aus-

geht, die durch eine geeignete "Verpackung" (Abschirmung, dichte Umhüllung) beherrscht wird, wurden folgerichtig verschiedene Arten der Verpackung eingeführt. Dies sind die Verpackungen des Typs A und B. Die wesentlichen Unterschiede zwischen A und B liegen in der Aktivitätsbegrenzung, den Anforderungen an die Umhüllung und an die Abschirmung. Die wichtigsten Einzelheiten dazu sind in Kapitel 2.1 dieser Studie beschrieben.

Die Bedingungen für "radioaktive Großquellen" gehen nun über die Anforderungen an die Verpackung des Typs A und des Typs B deutlich hinaus. Wie bei den Kritikalitätsvorschriften bezüglich der Klasse III wird bei den Verpackungsvorschriften für radioaktive Großquellen der Gesichtspunkt der Standardisierung verlassen. So ist die Beladung mit einer beliebig hohen Aktivität erlaubt, dafür aber folgerichtig die Wärmeerzeugung und -abfuhr, die Umhüllung und die Abschirmung im einzelnen angesprochen. Besonders die Wärmeerzeugung und die dadurch möglicherweise eintretende Veränderung des chemischen oder physikalischen Zustands der radioaktiven Stoffe (z.B. Druckaufbau) im Behälter sollen bei der Auslegung und beim Bau eines Transportbehälters der Gruppe "radioaktive Großquelle" berücksichtigt werden. Ferner werden Anforderungen gestellt, die die Umgebungstemperatur, die Wirksamkeit der Abschirmung auch unter hoher Wärmebelastung sowie die Korrosion der verwendeten Materialien betreffen. Alle diese Bestimmungen führen daraufhin, Behälter für den Transport bestrahlter Brennstoffelemente grundsätzlich als "radioaktive Großquellen" einzuordnen.

2.2.4 Der Transportbehälter für Brüter-Brennstoffelemente im Verhältnis zu den IAEA-Regeln

Der Ausgangspunkt für die Auslegung des Transportbehälters für Brüter-Brennstoffelemente war die Absicht soweit wie möglich und soweit wie technisch und wirtschaftlich sinnvoll den IAEA-Regeln zu folgen. Wie schon in Kapitel 2.2.3 näher erläutert wurde, muß man den in dieser Studie vorgestellten Transportbehälter für den Transport von Brüter-Brennstoffelementen im Hinblick auf seinen Aktivitätsinhalt als "radio-

aktive Großquelle" einordnen. Die Klassifizierung des Behälters bezüglich der Aktivität ist also problemlos. Die technischen Maßnahmen, die getroffen werden müssen, um die Anforderungen an radioaktiven Großquellen zu erfüllen, sind in Kapitel 2.1.2.3 angegeben.

Anders ist es, wenn man den Behälter im Hinblick auf die Kritikalitätssicherheit einordnen will. Hier ist es sinnvoll, den Behälter in die Klasse III einzuordnen, obwohl der Transport von Brüterelementen mit diesem Behälter eine Routine-Angelegenheit sein soll. Die Problematik, die dabei zugrundeliegt, hängt letztlich mit der hohen Anreicherung der Brüterelemente und der Tatsache zusammen, daß diese Elemente eine höher reaktive Anordnung ergeben können, wenn man die Konfiguration des Spaltstoffs ändert.

Wie in Kapitel 5.4 im einzelnen quantitativ angegeben wird, können in starker Abhängigkeit von den gewählten Unfallannahmen und den sich daraus ergebenden Brennstoff-Konfigurationen eine sehr verschiedene Anzahl von Brüter-Brennstoffelementen nach einem Störfall mit dem Behälter zum Überschreiten der Kritikalität führen. In allen diesen Fällen werden die drei Gesichtspunkte der inneren Kritikalitätssicherheit angesprochen, nämlich die Änderungen der Reaktivitätsbedingungen bei

- a) Wassereinbruch in den Behälter
- b) Verlust der Wirksamkeit von Neutronen-Absorbern oder Moderatoren
- c) Änderung der Spaltstoff-Anordnung in eine Konfiguration höherer Reaktivität, entweder im Behälter oder als Folge eines Austritts aus dem Behälter.

Als Ergebnis dieser Rechnungen hat sich herausgestellt, daß im Prinzip alle drei Unfallbedingungen zusammen bei der Behälterauslegung inhärent nicht berücksichtigt werden können, wenn man nicht auf eine extrem unwirtschaftliche Behälterkonstruktion zurückgehen möchte. Das bedeutet, daß ein Behälter nicht möglich und praktikabel ist, der sowohl bei Wassereinbruch als auch bei Verlust der Neutronen-Absorber-Wirksamkeit als auch bei Änderung der Spaltstoff-Anordnung automatisch kritikalitätssicher bleibt.

Die Ergebnisse der Kritikalitäts-Rechnungen, deren Einzelheiten in Kapitel 5.4 angegeben sind, seien im folgenden nochmals zusammengestellt: Tabelle 2.1 gibt eine Übersicht der diskutierten Fälle.

A) Unter normalen Betriebsbedingungen ist die vorgesehene Behälter-Ladung von 7 Brennelementen unterkritisch.

B) Der Wassereinbruch in den Behälter wird nach den IAEA-Regeln als ein wahrscheinlicher und daher zu diskutierender Unfall betrachtet. Es wurden daher zwei Fälle betrachtet:

a) wenn Brennelemente vom Na-1-Typ mit Wasser gefüllt und optimal reflektiert sind und

b) wenn Brennelemente vom Na-1-Typ aufreißen und der herausrieselnde Brennstoff eine homogene Mischung mit dem Wasser bildet.

In beiden Fällen wird die vorgesehene Behälterladung von 7 Brennelementen nicht kritisch.

C) Der zweite Gesichtspunkt der Kritikalitätssicherheit betrifft die mögliche Änderung der Spaltstoff-Anordnung in eine Konfiguration höherer Reaktivität. Dies ist denkbar, wenn (a) infolge vollständigen Kühlungsverlustes die Brennelemente schmelzen, oder wenn (b) durch große Kräfte auf den Behälter (Zusammenstoß) die Brennelemente aufreißen und der herausfallende Brennstoff sich am Boden oder in der Mitte des Behälters unter Verdrängung des Natriums ansammelt. Im Falle (a) ergeben 7 Brennelemente ein $k_{\text{eff}} = 1,03$ und 6 Brennelemente ein $k_{\text{eff}} = 0,99$. Beachtet man die IAEA-Regel (siehe Kap. 2.1.2.4), daß nur 80 % der kritischen Masse beladen werden darf, so ergibt sich die maximale kritikalitätssichere Anzahl von Brennelementen des Na-1-Typs für den Schmelzunfall zu $6 \cdot 0,8 = 4,8$. Im Falle (b) ergeben 8,75 Brennelemente ein $k_{\text{eff}} = 0,86$, so daß auch hier (wie in den Fällen A und B) die 80%-Regel erfüllt ist.

Tabelle 2.1

Anzahl der kritikalitätssicheren Brennelemente als Funktion angenommener Störfälle

Fall	Anzahl der kritikalitätssicheren Brennelemente	Angenommener Störfall mit Kritikalitätsgefahr	Sicherheitsprinzip	Nicht abgedeckte Störfälle
A	volle Behälterladung mit 7 BE, gegebenenfalls auch mehr BE	keiner	sicher durch technische u. organisatorische Maßnahmen	C(a)
B(a)	7	Wassereinbruch, Brennelemente intakt	inhärent sicher ^{*)}	C(a)
(b)	7	Wassereinbruch, Brennelemente zerstört	inhärent sicher ^{*)}	C(a)
C(a)	4	Schmelzen	vollständig inhärent sicher	-
(b)	7	Kompaktion	inhärent sicher ^{*)}	C(a)

^{*)} wenn die nicht abgedeckten Störfälle eingeschlossen oder durch technische Maßnahmen verhindert werden können.

Aus diesen Überlegungen folgt, daß eine maximale Zahl von Brennelementen für die Beladung des Behälters schwierig zu definieren ist. Man hat im Prinzip zwischen zwei Möglichkeiten zu wählen, nämlich erstens einer vollständigen inhärenten Sicherheit, d.h. gemäß Fall C(a) der Tabelle 2.1 etwa nur 4 Elemente zu laden oder zweitens, alle vorgesehenen 7 Brennelemente zu laden und durch technische bzw. organisatorische Maßnahmen den Schmelzunfall weitgehend unwahrscheinlich zu machen.

Im letzten Fall müßten zusätzliche Maßnahmen das erhöhte Risiko abdecken. Dies könnte z.B. durch die doppelte Auslegung der Kühlung, Anwesenheit von Personal während des Transports, Transport über bestimmte Routen oder ähnliche Maßnahmen erreicht werden. Wenn die verbleibende geringe Wahrscheinlichkeit für einen Kritikalitätsunfall als ausreichend klein festgestellt wird, ist die Frage der zu transportierenden Anzahl von Brennelementen nur noch ein thermodynamisches bzw. wirtschaftliches Problem. Die maximale Beladungszahl für Brüter-Brennelemente liegt dann über 7 unter den in dieser Studie gegebenen Randbedingungen.

Im ersten Fall, der Gewährleistung der vollständigen inhärenten Sicherheit, können nur rund die Hälfte der vorgesehenen Brennelemente geladen werden. Es ist in dieser Studie nicht im einzelnen untersucht worden, welche Folgen das für die Wirtschaftlichkeit hat. Zweifellos müssen dabei Kostennachteile in Kauf genommen werden, obwohl die Anzahl der Brennelemente (vier) noch nicht extrem niedrig erscheint. Der beachtliche Vorteil dieser Möglichkeit liegt natürlich in der Sicherheit gegen jeden Kritikalitätsunfall.

Eine Entscheidung zwischen den beiden Möglichkeiten soll in dieser Studie noch nicht getroffen werden. Die komplexen Zusammenhänge zwischen Schadenswahrscheinlichkeit und Zuverlässigkeit von technischen Sicherheitsvorrichtungen für einen Transportbehälter und das Fehlen von quantitativen Angaben lassen eine Entscheidung heute noch nicht zu. Um jedoch zu einer quantitativen Auslegung der wichtigsten Behälterparameter zu kommen, wurde eine Beladungszahl von 7 Brennstoffelementen vom Typ Na-1 als Referenzwert in dieser Studie zugrundegelegt.

- [1] "Regulations for the Safe Transport of Radioactive Materials",
Safety Series No. 6,
IAEA, Vienna, revised Edition 1967
- [2] "Systematische Untersuchung der in den Mitgliedsstaaten der
Europäischen Atomgemeinschaft geltenden Vorschriften für die
Beförderung Radioaktiver Stoffe im Vergleich zu den Vorschriften
der IAEA",
EURATOM-Report: EUR/C/4564/65 d
- [3] "Änderungen zu der Systematischen Untersuchung der in den Mitglieds-
staaten der Europäischen Atomgemeinschaft geltenden Vorschriften
für die Beförderung radioaktiver Stoffe im Vergleich zu den Vor-
schriften der IAEA",
EURATOM-Report: EUR/C/2133/66 d
- [4] Deutscher Eisenbahn-Gütertarif, Teil 1 Abteilung A:
Vorschriften für die Beförderung gefährlicher Güter mit der
Eisenbahn
Anlage C und Anlage 1 (RID)
- [5] Hauptverband der gewerblichen Berufsgenossenschaften: Sammlung
der Unfallverhütungsvorschriften, April 65
Nr. 17: Druckbehälter
- [6] Gibson, R.
"The Safe Transport of Radioactive Materials".
Pergamon Press 1966

3. Auswahl der Kühlmittel und Konstruktionsmaterialien

3.1 Kühlmittel

3.1.1 Einführung

Die Kühlmittel sollen die in den bestrahlten Brennelementen entstehende Nachwärme möglichst rasch und unter Vermeidung hoher Temperaturgradienten an die freie Umgebung abführen. Die maximale Innentemperatur darf einen bestimmten Wert nicht überschreiten, damit Hüllenschäden und damit Spaltproduktaustritt verhindert werden. Beim Transport bestrahlter Brüter-Brennelemente wird wegen der hohen Nachwärmeentwicklung ein wesentlich wirkungsvolleres und auch sicheres Kühlsystem verlangt als beim Transport von Brennelementen aus thermischen Reaktoren. Das Problem wird noch dadurch verschärft, daß es aus Kostengründen zweckmäßig ist, eine möglichst große Anzahl von Brennelementen in einem Behälter zu transportieren. Bei der Auslegung des Kühlsystems sind einige Punkte der IAEA-Transportvorschriften zu beachten. So darf die Temperatur der frei zugänglichen Oberfläche 82°C nicht überschreiten, und es muß mit einer Lufttemperatur von 38°C gerechnet werden.

3.1.2 Untersuchte Kühlsysteme

3.1.2.1 Definitionen, allgemeine Anforderungen

Unter Primärkühlung wird die direkte oder indirekte Übertragung der im Innern des Containments in den Brennstoffstäben entstehenden Nachwärme an eine Wärmeaustauschfläche verstanden. Die Sekundärkühlung ist die Wärmeabfuhr an die freie Umgebung.

Das gewählte Wärmeübertragungssystem muß gewährleisten, daß weder im Normalbetrieb noch beim Unfall Aktivitäten aus dem Behälterinnenraum an die Außenatmosphäre gelangen können. Auch bei einem Ausfall des Kühlsystems darf keine Aktivitätsfreisetzung erfolgen, z.B. durch Platzen von Rohren infolge inneren Druckerstieges.

Im Prinzip sind mehrere Kühlsysteme möglich, von denen die wichtigsten im folgenden kurz betrachtet werden.

3.1.2.2 Zwangskühlung mit offenem Kühlkreislauf

In den Behälterinnenraum oder in die Behälterwand wird ein Kühlrohrsystem

gelegt, durch das Luft geblasen wird. Die Luft entweicht in die freie Atmosphäre. Damit dieses System möglichst wirksam ist, muß das Kühlrohrsystem so dicht wie möglich an den Ort der Wärmeentstehung verlegt werden. Damit wird es aber schwierig, die Dichtheit des Kühlsystems auch unter Unfallbedingungen zu gewährleisten. Wartung und Inspektion eines derartigen Kühlsystems bereiten ebenfalls Schwierigkeiten. Ein weiterer Nachteil ist die Gewichtszunahme des Behälters durch dieses System. Die Aussparungen der Kühlrohre bedingen nämlich einen entsprechend größeren Außenradius der Abschirmung.

3.1.2.3 Zwangskühlung mit geschlossenem Primärkreislauf

Der Primärkreislauf und der Wärmeaustauscher müssen innerhalb der stoßsicheren Zone bzw. innerhalb der Abschirmung liegen. Dadurch ergibt sich auch in diesem Falle ein starkes Anwachsen des Behältergewichtes und damit ein Steigen der Transportkosten.

3.1.2.4 Ruhendes primäres Wärmeübertragungsmittel

Den geringsten technischen Aufwand und die größte Betriebssicherheit bietet ein ruhendes primäres Wärmeübertragungsmedium, das die entstehende Wärme an die Behälterinnenwand überträgt. Durch Wärmeleitung wird die Wärme dann zur Oberfläche transportiert und von dort abgeführt. Als Wärmeübertragungsmedien stehen Flüssigkeiten und Gase zur Verfügung.

Flüssige Wärmeübertragungsmedien

Einige Flüssigkeiten sind als Wärmeübertragungsmedien für den Transport bestrahlter Brüterbrennelemente mit ihrer hohen Anreicherung an spaltbarem Material und ihrer starken Nachwärmeentwicklung ungeeignet. Wasser und organische Substanzen scheiden wegen ihrer moderierenden Wirkung aus. Ungeeignet sind auch Salzschnmelzen wegen ihrer relativ hohen Schmelzpunkte und ihrer für diesen Zweck unzureichenden Wärmeleitfähigkeit.

Die allein in Frage kommende Gruppe sind die Flüssigmetalle. Ihre wichtigsten Eigenschaften sind in der Tabelle 3-1 und in der Abbildung 3-1 aufgeführt.

Folgende Anforderungen müssen an die Metallschmelze gestellt werden:

1. Niedriger Schmelzpunkt
2. Hoher Siedepunkt
3. Gute Wärmeleitfähigkeit
4. Verträglichkeit mit Strukturmaterial

Betrachtet man die 3 wichtigsten thermodynamischen Eigenschaften, nämlich Wärmeleitfähigkeit, Schmelz- und Siedepunkt, so kommen eigentlich nur Na oder eine Na-K-Legierung in Betracht. Gallium ist wegen seiner Unverträglichkeit mit den meisten Strukturmaterialien ungeeignet. Die anderen Metalle haben eine zu geringe Wärmeleitfähigkeit oder einen zu hohen Schmelzpunkt (Li, Sn).

Na-K hat gegenüber Na den Vorzug, daß es bereits bei Raumtemperatur flüssig ist. Ein Aufheizen des Behälters zur Verflüssigung des Kühlmetalls fällt also fort. Die Wärmeleitfähigkeit ist zwar schlechter als die von Na, sie ist aber ausreichend für Brennelemente mit nicht zu kurzer Abklingzeit.

Für die Anwendung der Na- bzw. Na-K-Primärkühlung spricht die gute Wärmeleitfähigkeit mit all ihren Konsequenzen. Man hat ein relativ geringes Temperaturgefälle im Behälterinnenraum und eine niedrige Zentraltemperatur. Ferner kann der Brennstoff bereits nach kurzer Abklingzeit transportiert werden. Gewisse Schwierigkeiten dagegen kann die Handhabung des Na oder des Na-K bringen.

Beim Transport von abgebrannten Na1-Brennelementen mit wirtschaftlichen Abklingzeiten und im unzerlegten Zustand ist die Verwendung von Na oder Na-K als ruhendes primäres Wärmeübertragungsmedium unerlässlich.

Gasförmige Wärmeübertragungsmedien

Bei Verwendung von Gasen erfolgt die Wärmeübertragung durch Leitung und Strahlung. Auch hierbei gilt die Forderung nach einer möglichst guten Wärmeleitfähigkeit. Außerdem sollte das Gas inert sein.

Die beste Wärmeleitfähigkeit hat Wasserstoff, gefolgt von He. Die anderen Gase haben eine um etwa eine Größenordnung schlechtere Wärmeleitfähigkeit. Wasserstoff wird man wegen der Explosionsgefahr bei der Handhabung ausscheiden. Damit erweist sich Helium als das geeignetste Gas (Abb.3-1).

Die He-Kühlung hat gegenüber der Na-Kühlung einige Vorteile. Die Handhabung des He ist wahrscheinlich einfacher, und es treten keinerlei Korrosionsprobleme auf. Die He-Kühlung ist jedoch nur möglich bei Brennelementen mit kleinerer als Na1-Schlüsselweite bzw. nach langen Abklingzeiten. Hierbei wird vorausgesetzt, daß die Brennelemente im nicht zerlegten Zustand transportiert werden. Werden sie vor dem Transport in die einzelnen Pins zerlegt, so fallen diese Einschränkungen fort.

Tabelle 3-1: Eigenschaften einiger Flüssigmetalle [1,2,3,4]

Metall	Schmelzpkt. [°C]	Siedepkt. [°C]	Bezugstemp. [°C]	Dichte [$\frac{g}{cm^3}$]	Spez. Wärme [$\frac{kcal}{kg.grd}$]
Bi	271	1477	400	9,91	0,035
Cs	28,5	705	28,5	1,84	0,060
Ga	29,9	1983	600	5,72	0,082
Hg	-38,9	357	300	12,88	0,032
K	63,7	760	400	0,75	0,183
Li	179	1317	400	0,50	1,034
Na	97,8	883	400	0,85	0,306
Sn	232	2270	300	6,91	0,052
44,5 Pb- 55,5 Bi	125	1670	400	10,19	0,035
56 Na-44K	19	825	400	0,81	0,252
22 Na-78K	-11	784	400	0,78	0,210

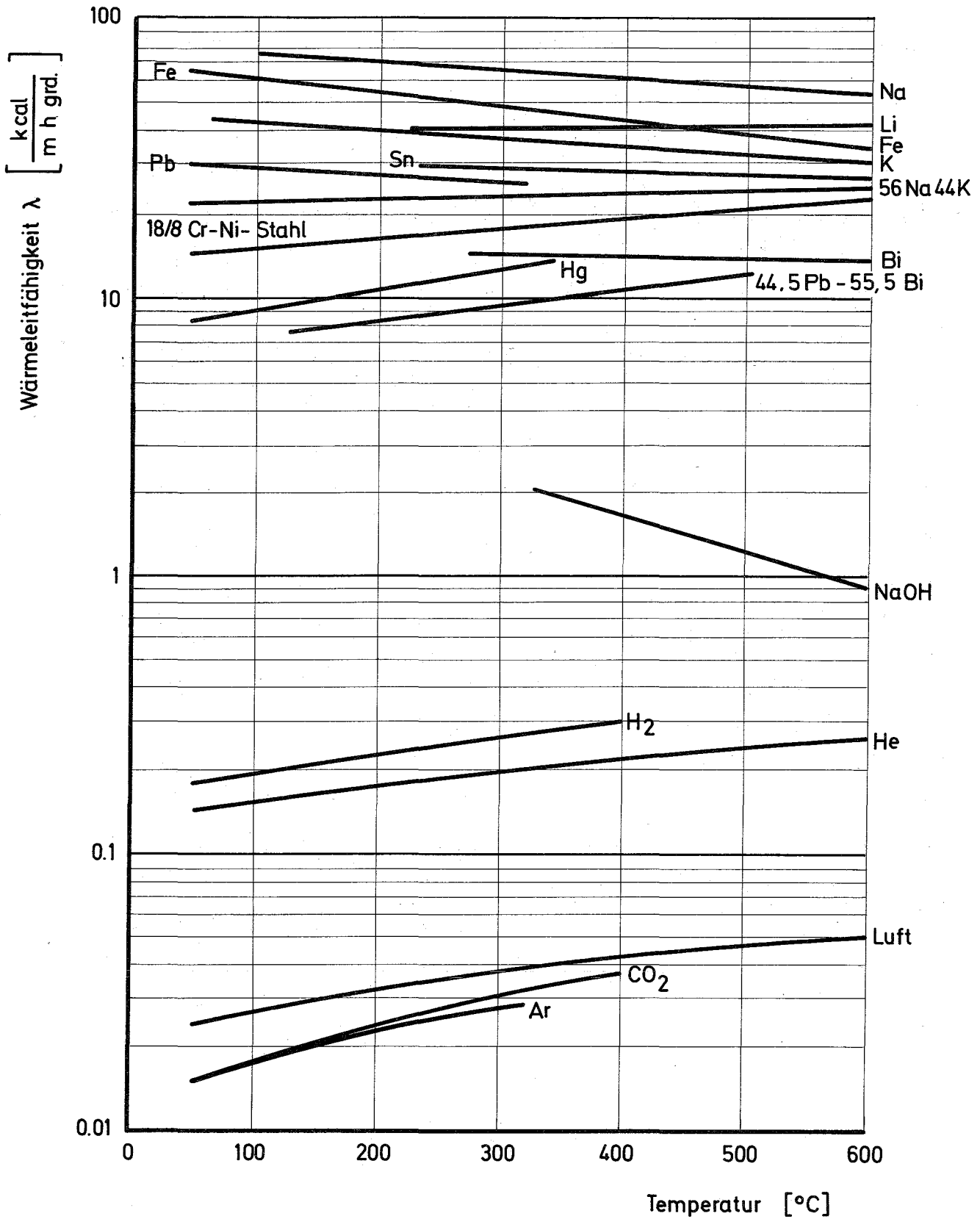


Abb. 3-1 Wärmeleitfähigkeit verschiedener Kühlmittel und Strukturmaterialien in Abhängigkeit von der Temperatur [5]

3.1.2.5 Sekundärkühlung

Luftkühlung

Als billigstes und stets zur Verfügung stehendes Sekundärkühlmittel bietet sich Luft an. Die Kühlung durch Naturkonvektion reicht jedoch bei der zur Verfügung stehenden Temperaturdifferenz von 44°C nach IAEA-Transportvorschrift nicht aus, um die entstehende Wärme von der Oberfläche eines Transportbehälters mit mehreren NaI-Brennelementen abzuführen. Es ist deshalb eine Zwangskühlung erforderlich. Zu diesem Zweck wird der Behälter mit einem Luftleitblech umgeben und in Längsrichtung angeblasen.

Verdampfungskühlung

Die Verdampfung von Wasser auf der Behälteroberfläche ist ebenfalls eine preiswerte Kühlmöglichkeit. Zur Abführung der Nachwärme von 7 NaI-Brennelementen nach 100 Tagen Abklingzeit müssen beispielsweise 88 Liter Wasser pro Stunde verdampft werden. Aus sicherheitstechnischen Gründen jedoch wurde diese Kühlung konstruktiv nicht weiter verfolgt.

3.2 Konstruktionsmaterialien

Es sollen hier die wichtigsten Konstruktionsmaterialien kurz betrachtet werden. Eine Festlegung auf ein bestimmtes Material und eine bestimmte Ausführungsform des Behälters ist an dieser Stelle nicht möglich. Sie kann erst an Hand eines bestimmten Behälterkonzeptes, der Transportart- und -kosten getroffen werden.

Der Behälterkörper hat neben seiner Gehäusefunktion noch zwei weitere wesentliche Aufgaben zu erfüllen, nämlich die Abschirmung der radioaktiven Strahlung und die Übertragung der Nachwärme aus dem Innenraum an die Oberfläche. Neben den mechanischen Eigenschaften sind also gute Absorptionskoeffizienten und hinreichende Wärmeleitfähigkeit der verwendeten Materialien wichtig. Es stehen zwei Ausführungsformen zur Diskussion: der Stahlbehälter, dessen Gehäuse aus einem Stück gefertigt ist, und der Verbundbehälter, dessen Wand zur besseren Schwächung der γ -Strahlung Schwermetall enthält.

Der Ganzstahlbehälter kann aus Stahlguß oder aus sphärolithischem Gußeisen gefertigt werden. Seine Herstellung bereitet keine besonderen Schwierigkeiten. Aus Gründen des niedrigeren Preises und der besseren Wärmeleitfähigkeit verwendet man ferritisches Material. Bei den nach den IAEA-Transportvorschriften

durchzuführenden Tests treten beim Stahlbehälter keine besonderen Probleme auf.

Die Verwendung eines Schwermetalls als γ -Abschirmung bringt bei einem zylindrischen Behälter eine erhebliche Gewichtsersparnis gegenüber einem reinen Stahlbehälter. Auf Grund ihrer Materialeigenschaften kommen Wolfram, Uran und Blei in Frage. Wolfram und Uran scheiden gegenwärtig jedoch wegen ihres hohen Preises im verarbeiteten metallischen Zustand aus.

Metall	Preis $\left[\frac{\text{DM}}{\text{kg}} \right]$	Zustand	Literatur
Pb	1	Hüttenblei	6
U	12	Abfall-U	7
W	40	Stangen	8

Der Bleibehälter besitzt eine innere und eine äußere Stahlstützschale, die die mechanische Stabilität des Behälters im Normalbetrieb und beim Unfall gewährleisten. Die Herstellung eines solchen Behälters bereitet nach dem jetzigen Stand der Fertigungstechnik keine grundsätzlichen Schwierigkeiten. Ein Bleiausguß mit fast vollständiger homogener Bindung, die für einen guten Wärmeübergang wichtig ist, ist möglich [9]. Da Blei für Neutronen transparenter ist als Eisen, ist beim Bleibehälter eine zusätzliche Neutronenabschirmung erforderlich. Sie wird in Form einer Serpentinsschicht um das Leitblech für die Kühlluft gelegt und kann damit z.T. als Isolierschicht beim Feuer-test dienen. Der vorgeschriebene Feuer-test ist die kritischste Beanspruchung für den Bleibehälter, da die Gefahr des Schmelzens des Bleis besteht.

Vergleicht man den Ganzstahlbehälter mit dem Bleiverbundbehälter, so kann man zusammenfassend feststellen, daß der Verbundbehälter auf Grund seines geringeren Gewichtes etwas kleinere Transportkosten ergibt (Kap. 6), daß bei dem gegenwärtigen Stand der Kenntnisse jedoch nicht die Einhaltung der IAEA-Vorschriften nach dem Feuer-test gewährleistet werden kann.

- [1] Liquid Metals Handbook NAVEXOS P-733 (Rev.), 1954
- [2] Liquid Metals Handbook, Sodium-NaK Supplement TID-5277, 1955
- [3] Reactor Handbook Vol. 1, New York 1960
- [4] Landolt-Börnstein, Zahlenwerte und Funktionen ...
IV. Band Technik, 2. Teil, Springer-Verlag 1965
- [5] VDI-Wärmeatlas, Düsseldorf 1963
- [6] Metall 22 (1968) St. 192
- [7] H. Grumm u.a.
Ergänzendes Material zum Bericht "Kernbrennstoffbedarf und Kosten
verschiedener Reaktortypen in Deutschland". (KFK 366)
KFK 466 (1966)
- [8] Metall 20 (1966), St. 755
J.P. Ruth
"Der Markt für Sondermetalle aus amerikanischer Sicht".
- [9] Atompraxis 13 (1967), St. 78

4. Einfluß der Brennelement- und der Reaktorauslegung bei Schnellen Brütern

4.1 Einleitung

Wie bereits in Kapitel 1 erläutert, ist für den Transport von bestrahlten Brennelementen aus schnellen Brutreaktoren mit einer Reihe von Problemen zu rechnen, die spezifisch für diesen Reaktortyp sind bzw. deren Lösung größere Schwierigkeiten bereitet als im Falle der thermischen Reaktoren. Außer von dem Reaktortyp werden Fragen des Brennelementtransportes maßgebend von der Auslegung und Betriebsweise des einzelnen Reaktors und auch der Wiederaufbereitungsanlage beeinflusst. Diese Studie hat nun nicht so sehr die Lösung der Transportprobleme für die in den nächsten Jahren zu errichtenden Prototypreaktoren zum Ziel, sondern sie orientiert sich vielmehr an großen, kommerziellen Brüterkraftwerken, mit deren Bau in 10 bis 15 Jahren zu rechnen ist. Die für den natriumgekühlten Prototypreaktor unmittelbar anstehenden Transportfragen werden Gegenstand einer weiteren Studie sein.

Als Referenz für die vorliegende Studie wurde der Entwurf eines natriumgekühlten Brutreaktors NaI [1] mit einer Leistung von 1000 MWe gewählt. Es wurde außerdem angenommen, daß bereits eine Generation solcher Reaktoren in Betrieb ist.

Im folgenden sollen nun die Merkmale und Besonderheiten eines natriumgekühlten Brutreaktors, die einen Einfluß auf Fragen des Brennelement-Transportes haben, diskutiert werden. Insbesondere soll gezeigt werden, wo die Tatsache, daß die Auslegung dieser Reaktoren und auch der Wiederaufbereitungsanlage im Detail noch nicht festliegt, dazu zwingt, zunächst mehrere Alternativlösungen beim BE-Transport zu verfolgen.

4.2 Brennelementauslegung

Der Kern eines schnellen, natriumgekühlten Reaktors wird aus senkrecht nebeneinanderstehenden Kernelementen (Brenn- Brut- und Steuerelementen) gebildet. In radialer Richtung ist der Kern in konzentrische Zonen aufgeteilt, von denen die beiden inneren Spaltzonen mit verschiedener Spaltstoffanreicherung sind. Die äußere Zone ist der mit UO_2 beschickte radiale

Brutmantel. In dem Reaktorentwurf Na1 ist der radiale Brutmantel ebenfalls in zwei Zonen eingeteilt, von denen die innere mit UO_2 , die äußere mit metallischem Uran als Brutstoff beschickt wird. Die Verwendung von Uranmetall im Brutmantel wird allerdings heute aus verfahrenstechnischen Gründen nicht mehr erwogen. Unter und über den Spaltzonen ist je eine axiale Brutzone von etwa 400 mm Dicke angeordnet. Eine Spaltgaszone unter- oder oberhalb der axialen Brutzone dient zur Aufnahme von gasförmigen Spaltprodukten.

Abweichend von dieser Kerngeometrie sehen einige Reaktorentwürfe einen aus mehreren Modulen bestehenden Kern oder einen ringförmigen Kern vor. Diese Varianten haben jedoch nur geringen Einfluß auf die Bauweise der Brennelemente und brauchen deshalb hier nicht behandelt zu werden. Das Brennelement besteht bei den bisher bekannten Reaktorentwürfen aus einem Bündel von Brennstäben, das von einem sechseckigen Mantelrohr umhüllt ist. Die einzelnen Brennstäbe, die einen Außendurchmesser von etwa 6 bis 7 mm haben, sind in ihrer Lage zueinander und innerhalb des Mantelrohres durch Abstandshalter arretiert. Die Zeichnung 4-1 zeigt das Brennelement der Reaktorstudie Na1, die Zeichnung 4-2 das der Studie Na2 über den 300 MWe-Prototypreaktor 2.

Die seinerzeit für das Na1-Brennelement gewählte Ausführung entspricht in einigen Details nicht mehr dem neuesten Entwicklungsstand, ist aber in ihren wesentlichen Merkmalen noch repräsentativ für große kommerzielle Brutreaktoren, wie sie im übernächsten Jahrzehnt erwartet werden. Ebenso ist die Konstruktion des Brennelementes für den Prototypreaktor nicht als endgültig anzusehen.

In der folgenden Tabelle sind die wichtigsten Auslegungsdaten der Kerne beider Reaktorentwürfe gegenübergestellt, insbesondere diejenigen, die einen Einfluß auf Fragen des Brennelementtransportes haben.

Tabelle 4-1

Kernaufbau	Na1	Na2	
Form	zylindrisch	zylindrisch	
Durchmesser	3766	2603	mm
Höhe	2555	2402	mm
Brennstoff	UO ₂ +PuO ₂	UO ₂ +PuO ₂	
Brutstoff	UO ₂	UO ₂	
Höhe des Brennstoffbereiches	955	950	mm
Brutmanteldicke axial	ca. 400	ca. 400	mm
radial	ca. 400	ca. 537	mm
Anzahl der Kernzellen	397	490	
Anzahl der Brennelemente	210	150	
Anzahl der Brutelemente	168	321	
Schlüsselweite der BE	178,5	112	mm
Gesamtlänge des BE	3.790	3.600	mm
Gewicht des BE	315	124	kg
Zahl der Brennstoffstäbe/BE	331	169	
Durchmesser des Brennstoffstabes	6,7	6	mm
Brennstoffdichte	90 %	80% = 8,9	gr/cm ³
Core-Brennstoffgewicht/BE	71,65	25,57	kg ¹⁾
Ax.Brutstoffgewicht/BE	65,00	26,40	kg ¹⁾
<u>Wärmetechnische Werte (frisch beladener Kern)</u>			
max. Stableistung Zone 1	566	429	w/cm
max. Stableistung Zone 2	539	446	w/cm
Verhältnis mittl./max.	0,8	0,8	
Leistung axial			
Spez. Volumenleistung			
Maximalwert	0,599	0,695	MW/l
Mittelwert	0,393	0,400	MW/l

1) kg schwere Kerne im Entladezustand.

Zur Bestimmung der Nachzerfallsleistung der NaI-Brennelemente bzw. zur kühlungsstechnischen Auslegung des Transportbehälters wurden abweichend von Tabelle 4-1 folgende Daten verwendet:

1. Maximale Stableistung 590 W/cm
(maßgebend zur Berechnung der Temperaturverteilung innerhalb eines BE)
2. Maximale Stableistung 590 W/cm
(maßgebend zur Berechnung des Temperaturgradienten zwischen BE und Behälteroberfläche und zur Festlegung der erforderlichen Wärmeübergangszahl an der Behälteroberfläche)
3. Maximale Stableistung 550 W/cm
gemittelt über die Zahl der BE im Behälter (maßgebend zur Berechnung der Wärmeleistung am "Äquator" des Behälters)
4. Mittlere Stableistung 462 W/cm
(maßgebend für die Berechnung der

Diese Werte ergeben sich aus den Daten der NaI-Studie aufgrund folgender Überlegungen und Annahmen:

Zu 1:

Die maximale nominelle Stableistung des hinsichtlich der Zonenanreicherung (auf gleiches maximales χ) optimierten NaI-Cores ergibt sich aus der thermischen Leistung des Cores bei 2 % Pu-Gehalt im Blanket ($Q_{th} = 2257$ MW) und den Formfaktoren $\psi_{ax} = 0,80$ und $\psi_{rad} = 0,82$

zu

$$\chi_{\max \text{ nom}} = 520 \text{ W/cm}$$

=====

Mit einer Leistungsabnahme im BE während seiner Standzeit aufgrund des Abbrandes kann wegen der hohen Konversionsrate des NaI-Cores nicht gerechnet werden.

Bei Berücksichtigung der für ein ganzes BE maßgebenden Unsicherheitsfaktoren (1,07 für die Flußverteilung und 1,06 für die Ermittlung der thermischen Leistung bzw. für Überlast des Reaktors) ergibt sich die maximale Stableistung zu

$$\chi_{\max} = 590 \text{ W/cm}$$

=====

Dieser Wert wurde der Berechnung des Temperaturprofils innerhalb eines BE und zwischen BE und Behälteroberfläche zugrunde gelegt. Bei der Bestimmung des Gradienten in der Abschirmung wurde der Wärmefluß in axialer Richtung entsprechend der axialen Leistungsverteilung im BE im Sinne einer konservativen Abschätzung vernachlässigt. Der Wärmefluß in Behälterumfangsrichtung, der sich aus der Unterschied zwischen dem "hot-spot"-BE ($\chi_{\max} = 590 \text{ W/cm}$) und den übrigen BE ($\chi_{\max} = 550 \text{ W/cm}$) ergibt, wurde ebenfalls nicht berücksichtigt.

Zu 3:

Die maximale, über alle BE im Behälter gemittelte Stableistung ist um den Faktor 1,07 (für Flußverbeulung im Core) geringer, also

$$\chi_{\max} = 550 \text{ W/cm}$$

=====

Hierbei wurde angenommen, daß alle BE in einem Transportbehälter aus einer thermisch hoch belasteten Zone des Cores stammen. Es erschien nicht ratsam, den über die Core-Mittelebene gemittelten Wert zugrunde zu legen, weil dann für das Beladen des Behälters entsprechende Vorschriften eingeführt werden müßten.

Zu 4:

Die gesamte Wärmeerzeugung im Transportbehälter ergibt sich aus der mittleren Stableistung

$$\chi = \psi_{\text{ax}} \cdot \chi_{\max} = 440 \text{ W/cm}$$

=====

und dem zusätzlichen Beitrag des axialen Blankets in Höhe von 5 % der Leistung in der Brennstoffzone. Die Leistung eines "mittleren" Brennstabes im Reaktor beträgt also:

$$Q_{\text{pin}} = 44 \text{ KW}$$

=====

Außer der Stableistung sind für den Brennelementtransport folgende Parameter wichtig:

1. Schlüsselweite
2. Länge der Brennstoffzone und Gesamtlänge
3. Spezifische Volumenleistung im Reaktor
4. Spaltstoffanreicherung

Zu 1:

Die vorliegende Studie geht von der Annahme aus, daß die Brennelemente in der Reaktorstation nicht zerlegt werden, sondern als Einheit in die Transportbehälter verpackt werden. Da aus einer Reihe von Gründen eine interne Zwangsumlaufkühlung im Behälter nicht vorgesehen wird (s. Kap. 3.1), muß die Nachwärme durch Wärmeleitung in einem ruhenden Wärmeübertragungsmittel an das BE-Mantelrohr und von dort an die Innenoberfläche des Transportbehälters abgeführt werden. Das sich dabei einstellende Temperaturgefälle hängt außer von der Leitfähigkeit des Übertragungsmediums stark (bei Vernachlässigung der Wärmestrahlung quadratisch) von der BE-Schlüsselweite ab. Deshalb spielt die Schlüsselweite eine wichtige Rolle bei der Wahl des Übertragungsmediums: Für Na₂-Brennelemente mit kleinerer Schlüsselweite erscheint die Verwendung von Helium bei vertretbaren Abklingzeiten vor dem Transport möglich, während bei Brennelementen mit Na₁-Abmessungen nur Flüssigmetall in Frage kommt. (Die Gründe für die Auswahl dieser beiden Kühlmittel als Alternative sind in Kap. 3.1 dargelegt.) Unter der getroffenen Annahme, daß die Brennelemente späterer kommerzieller Brüterkraftwerke in unzerlegtem Zustand transportiert werden, würde also Helium als internes Kühlmittel auf lange Sicht ausscheiden. Andererseits ist es aber durchaus möglich, daß sich beim mechanischen Zerkleinern ganzer BE in der Wiederaufbereitungsanlage große Schwierigkeiten ergeben - die mit diesem Verfahrensschritt zusammenhängenden Probleme werden z.Zt. in einer getrennten Studie untersucht - und daß aus diesem Grunde das vorherige Zerlegen der BE erforderlich wird. Wenn in diesem Fall das Zerlegen am Reaktor erfolgt, dann können die einzelnen Brennstoffstäbe in jeder beliebigen Konfiguration und deshalb auch unter Helium transportiert werden. Allerdings wäre dann der Vorteil eines erleichterten BE-Transports gegen den Nachteil einer schlechteren Ausnutzung der Zerlegungsanlage im Reaktor aufzuwiegen. Da sich die hier angeschnittenen Fragen z.Zt. noch nicht beantworten lassen, erscheint es zweckmäßig, sowohl Flüssigmetall als auch Helium als mögliche Varianten weiterhin zu betrachten.

Zu 2:

Die Länge der Brennstoffzone und die Gesamtlänge der BE ergaben sich bei der Na1-Studie aus der Optimierung der thermodynamischen Kernausslegung und der Brennstoffkosten. Diese Abmessungen wurden für die Na2-Studie annähernd beibehalten und dürften sich auch im weiteren Verlauf der Entwicklung nicht wesentlich ändern. Eine hinsichtlich des BE-Transportes interessante konstruktive Änderung könnte sich allerdings ergeben, wenn das bereits erwähnte Zerlegen der BE am Reaktor notwendig wird: In diesem Fall kann es vorteilhaft sein, die axialen Brutzonen oder eine davon aus getrennten Stäben mit größerem Durchmesser zu bilden, womit neben anderen Vorteilen eine weitere Reduktion der Transportbehälterlänge erzielt würde. Ähnlich würde sich der Wegfall des Spaltgasraumes bei einem "vented fuel"-Konzept oder eine Verringerung der Corehöhe zur Verbesserung der Kühlmittelverlust-Reaktivität auswirken. Wenn sich also Änderungen in der BE-Konstruktion ergeben, so werden sie wahrscheinlich eine Senkung der Transportkosten durch Reduktion der Behälterabmessungen zur Folge haben.

Zu 3:

Die spezifische Volumenleistung im Reaktor bestimmt zusammen mit der Abklingzeit die spezifische Nachwärmeleistung während des Transportes. Die Volumenleistung wird bei künftigen Reaktoren mit oxydischem Brennstoff nicht wesentlich von den in Tab.4-1 genannten Werten abweichen; denn sowohl der Stablängenleistung als auch dem Stabdurchmesser und dem Brennstoffanteil im Kern sind aus thermodynamischen und ökonomischen Gründen enge Grenzen gesetzt. Eine erhebliche Erhöhung der Volumenleistung auf fast den doppelten Wert ist allerdings bei Verwendung von Karbid-Brennstoff möglich, der für den natriumgekühlten Brutreaktor gute Zukunftsaussichten hat. Dadurch würden sich natürlich die Kühlprobleme beim BE-Transport verschärfen bzw. es wären längere Lagerzeiten zum Abklingen der Nachzerfallswärme erforderlich.

Zu 4:

Die Spaltstoffdichte hat lediglich eine sicherheitstechnische Bedeutung beim BE-Transport, nämlich bei der Frage der Bildung einer kritischen Masse unter Unfallbedingungen (s. Kap. 2.2). Die Spaltstoffdichte sinkt mit zunehmender Anlagengröße und wächst mit zunehmender Stablängenleistung.

Bei der Entwicklung von karbidischen Cores ist deshalb auch hier mit einer Verschärfung des Problems zu rechnen.

4.3 Brennelementhandhabung am Reaktor

Auf Fragen der Brennelementhandhabung im Reaktor und des Wechselzyklus wird im folgenden nur soweit eingegangen, als sie für den Brennelementtransport bedeutsam sind.

4.3.1 Beschickungssystem

In den bisher veröffentlichten Studien über natrium-gekühlte Reaktoren wurden eine ganze Reihe verschiedener Beschickungsprinzipien untersucht, so z.B. Doppeldrehdeckelsysteme mit getrennten Vorrichtungen zum Beschicken und zum Umladen, Manipulatorsysteme in einem festen Deckel oder in einem einfachen Drehdeckel, eine Beschickungszelle oberhalb des Reaktors. Betriebserfahrungen liegen bisher lediglich mit dem Doppeldrehdeckelsystem vor (Fermi, EBR II).

Bei allen untersuchten Systemen wird auf einen BE-Wechsel während des Reaktorbetriebes verzichtet. Vom Prinzip her möglich ist ein Beladen unter Last nur bei einem Manipulatorsystem, das u.a. aus diesem Grunde als Referenzkonzept für die Na1-Studie gewählt wurde (s. Zeichn. 4-3). Von dieser prinzipiellen Möglichkeit dürfte jedoch für längere Zeit aus sicherheitstechnischen Gründen kein Gebrauch gemacht werden. Für den Prototypreaktor wurde in der Na2-Studie ein System von drei ineinandergelagerten Drehdeckel gewählt (s. Zeichnung 4-4), weil das technische Entwicklungsrisiko bei dem bereits in natriumgekühlten Reaktoren erprobten Drehdeckelkonzept relativ gering ist, und außerdem, weil dieses System sehr flexibel ist im Hinblick auf etwaige Reparaturen im Reaktorbehälter und auf die Erprobung neuartiger Beschickungseinrichtungen.

4.3.2 Zwischenlager im Reaktorbehälter

Abgebrannte Brennelemente entbinden selbst mehrere Tage nach Abschalten des Reaktors noch eine Nachzerfallswärme von etwa 0,5 % ihrer ursprünglichen Leistung im Kern. Nach einer Stunde hat z.B. ein Na1-Brennelement eine Leistung von etwa 120 KW. Die direkte Überführung abgebrannter BE in ein Absetzbecken außerhalb des Reaktorbehälters wäre deshalb mit erheblichen Kühlungs- und sicherheitstechnischen Problemen verbunden. Aus diesem Grunde werden die BE aus dem Kern zunächst mit einer Umsetzvorrichtung

(im Falle von NaI mit dem Manipulator) in ein Zwischenlager innerhalb des Reaktorbehälters gesetzt. Bei diesem Umsetzvorgang bleiben sie unterhalb des Natriumspiegels und werden deshalb ausreichend gekühlt. In diesem Zwischenlager klingt die Nachzerfallswärme während der nächsten Betriebsperiode soweit ab, daß bei dem folgenden Reaktorstillstand eine leichtere Handhabung möglich ist.

Bei dem NaI-Entwurf ist die Möglichkeit vorgesehen, die abgebrannten BE bei laufendem Reaktor aus dem Zwischenlager zu entnehmen und neue BE einzusetzen. Zeitstudien und Abschätzungen über die Brennstoffzykluskosten haben jedoch gezeigt, daß ein Entleeren des Zwischenlagers nur noch einen geringen Kostenvorteil brächte; der Gewinn an Verfügbarkeit der Anlage dürfte bei 1% - 2% liegen [3]. Dieser Gewinn kann aber nicht voll in Rechnung gesetzt werden, weil man den Brennelementwechsel in jedem Fall nach Möglichkeit während einer Schwachlastperiode, z.B. über das Wochenende, durchführen wird.

Im Zwischenlager sind die abgebrannten BE einem geringen Neutronenfluß aus dem Kern ausgesetzt, der in ihnen durch Spaltung eine Leistung von etwa 1% ihrer Nennleistung zusätzlich zur Nachzerfallswärme erzeugt. Dadurch, daß diese Leistung zur Stromerzeugung des Kraftwerkes beiträgt, werden die Zinskosten für das im Zwischenlager gebundene Plutonium annähernd kompensiert. Auf der anderen Seite werden natürlich durch den Neutronenfluß in den abgebrannten BE neue Spaltprodukte gebildet. Auf die Nachwärmeerzeugung zu dem Zeitpunkt, an dem die BE schließlich das Zwischenlager verlassen, hat das nur einen sehr geringen Einfluß: Die Nachzerfallsleistung eines BE, das z.B. über 100 Tage im Zwischenlager einem Neutronenfluß von 1% des Flusses im Kern ausgesetzt war, liegt einen Tag nach Abschalten des Reaktors nur um 10% über derjenigen eines BE, das während dieser Zeit außerhalb des Reaktors gelagert worden wäre. Nach 10 Tagen beträgt dieser Unterschied nur noch etwa 3%, ist dann also vernachlässigbar.

Zu beachten ist allerdings, daß die Aktivität der kurzlebigen Spaltprodukte, die während der Verweilzeit der BE im Zwischenlager auf eine Gleichgewichtskonzentration von etwa 1% entsprechend dem Verhältnis der Spaltratendichte im Lager zu der im Kern abklingt, in diesen Brennelementen sehr viel höher ist, als wenn die BE in einem externen Lager gestanden hätten. Das gilt insbesondere für das Jod 131, dessen spezifische Konzentration nach dem heutigen Kenntnisstand den frühest möglichen Zeitpunkt der Brennstoffaufbereitung bestimmt. Von der Aufbereitungsanlage ist mit Rücksicht auf die

Jodaktivität eine Abklingzeit von mindestens etwa 100 Tagen bzw. eine Reduktion der Jodaktivität um etwa den Faktor $1,8 \cdot 10^{-4}$ zu fordern. Da im Zwischenlager unabhängig von der Lagerzeit eine Reduktion um höchstens den Faktor 10^{-2} erfolgt, ist eine zusätzliche Abklingzeit von etwa 46 Tagen außerhalb des Reaktors erforderlich, um die Jodaktivität auf einen für die Wiederaufbereitungsanlage erträglichen Wert abklingen zu lassen. Nimmt man als Zeitbedarf für das Be- und Entladen des Transportbehälters und für den Transport insgesamt 5 Tage an, so ergibt sich eine erforderliche externe Lagerzeit von etwa 40 Tagen. Dieser Wert ist jedoch nicht als endgültig zu betrachten, weil die für die Aufbereitungsanlage zulässige Jodaktivität heute noch nicht festliegt, und weil die Höhe des Neutronenflusses im Zwischenlager stark von den konstruktiven Gegebenheiten des Reaktors abhängt. Es ist auch durchaus nicht sicher, daß zukünftige große Brutreaktoren ein solches Zwischenlager überhaupt haben werden. In jedem Fall wird jedoch eine Lagermöglichkeit außerhalb des Reaktorbehälters vorhanden sein, um zu vermeiden, daß der Brennelementwechsel am Reaktor und der BE-Transport zeitlich genau aufeinander abgestimmt werden müssen.

4.3.3 Lager außerhalb des Reaktorbehälters, Reinigung

Außer den Besonderheiten der BE-Konstruktion und des Zwischenlagers ist auch die Handhabung verbrauchter BE am Reaktor von Bedeutung für den BE-Transport, insbesondere im Zusammenhang mit der Auswahl des Kühlmittels. Hier sind es besonders folgende Fragen, deren endgültige Beantwortung heute noch nicht möglich ist:

1. Welches Kühlmittel wird in dem externen Lager für verbrannte BE verwendet?
2. Ist eine Reinigung der BE von anhaftendem Natrium vor dem Transport erforderlich?
3. Müssen beschädigte BE aussortiert und gesondert behandelt werden?
4. Müssen die BE einzeln in gasdichten Kapseln oder Hülsen verpackt werden, bevor sie in den Transportbehälter gelangen?

Zu 1:

Bei einem natriumgekühlten Reaktor bietet sich Natrium natürlich auch als Kühlmittel für das Lagerbecken an. Im Vergleich zur Gaskühlung hat die

Natriumkühlung den Vorteil der inhärent sicheren Nachwärmeabfuhr durch Naturkonvektion, während im Falle der Gaskühlung das Kühlsystem aus Sicherheitsgründen doppelt ausgeführt und die Gebläseantriebe zur Absicherung gegen Ausfall der Stromversorgung an die Notstromanlage angeschlossen werden müssen. Trotzdem dürften die Investitionskosten für ein natriumgekühltes Lager höher sein, vor allem dann, wenn das Lager aus Platzgründen im Nebengebäude und nicht im Reaktorgebäude untergebracht ist. In diesem Fall müßte ein eigener Reinigungskreislauf für das Lagerbecken vorgesehen werden, weil der Anschluß an das Reinigungssystem des Sekundärkreislaufes sich wegen der Kontaminationsgefahr durch beschädigte BE verbietet. Für die Gaskühlung spricht weiterhin, daß die Wechselflasche, mit der die BE vom Zwischenlager in das externe Lager überführt werden, sehr wahrscheinlich mit Gas gekühlt sein wird, so daß im Falle eines natriumgekühlten Lagers und eines flüssigmetallgekühlten Transportbehälters ein vierfacher Wechsel des Kühlmittels auf dem Wege vom Zwischenlager bis in den Behälter erforderlich wäre. Trotz dieser Vorteile der Gaskühlung bleibt zunächst die Frage offen, ob nicht doch die größere Sicherheit den Ausschlag zugunsten des natriumgekühlten Lagers geben wird. Grundsätzlich ist auch Wasser als Kühlmittel für das Lagerbecken möglich. Allerdings wäre es dann erforderlich, die BE vorher von anhaftendem Natrium zu reinigen, und wahrscheinlich müßten beschädigte BE aussortiert und gesondert gelagert werden. Auch aus Kritikalitätsgründen ist die Wasserkühlung wenig attraktiv.

Zu 2 und 3:

Diese Fragen sind eng mit der soeben behandelten verknüpft. Bei Verwendung von Helium als Wärmübertragungsmittel im Transportbehälter kann es notwendig sein, das Emissionsverhältnis der Brennstabhüllen durch eine chemische Behandlung zu verbessern (s. Kap. 5.1). Hierzu müßten die BE natürlich vorher gereinigt werden. Bei flüssigmetallgekühlten Behältern wäre eine vorherige Reinigung nur dann sinnvoll, wenn beschädigte BE aussortiert und gesondert behandelt würden, so daß eine Kontamination des Behälters vermieden werden kann. Abgesehen davon, daß eine Sonderbehandlung beschädigter BE sich kostensteigend auf die Handhabungseinrichtung des Reaktors und auf den Transport auswirken würde, dürfte sie für Leistungsreaktoren kaum durchführbar sein: Selbst, wenn nur 0,1 % der verbrauchten Brennstäbe beschädigt sind, müßte z.B. im Mittel jedes dritte NaI-BE gesondert behandelt werden. Die Situation ändert sich allerdings, wenn man annimmt, daß die BE vor dem Transport demontiert werden (s. Kap. 4.2). Das Zerlegen der BE wäre z.B. dann

erforderlich, wenn sich herausstellt, daß entweder ein Zerhacken ganzer BE in der Wiederaufarbeitungsanlage nicht möglich ist, oder daß beschädigte Brennstäbe, deren Spaltgasraum mit Natrium gefüllt wäre, getrennt behandelt werden müssen. Ob es in diesem Falle zweckmäßiger wäre, die Einrichtungen zum Zerlegen und Sortieren der BE am Reaktor oder an der Aufbereitungsanlage vorzusehen, müßte unter Berücksichtigung der Investitionskosten und der Ausnutzung dieser Einrichtungen und der möglichen Einsparungen beim BE-Transport entschieden werden. Für diese Studie wird vorausgesetzt, daß eine solche Sonderbehandlung nicht notwendig ist, sondern daß dem normalen Prozeß zur Vermeidung von Natriumreaktionen in der Auflöseflüssigkeit ein eigener Verfahrensschritt zum Entfernen von Natrium vorgeschaltet wird.

Zu 4:

Während seines Kreislaufes ist der Brennstoff sowohl im Reaktor als auch in der Wiederaufbereitungsanlage und in der Refabrikationsanlage durch mindestens zwei unabhängige Dichthüllen von der Außenwelt getrennt. Für den BE-Transport ließe sich dieses Prinzip entweder durch eine entsprechende Behälterkonstruktion verwirklichen oder dadurch, daß die BE einzeln in gasdichte Hülsen eingeschlossen werden. Ob das Kriterium der doppelten Dichthülle z.B. bei einem dickwandigen Stahlbehälter mit zwei getrennten Verschlussdeckeln bereits erfüllt ist, muß noch entschieden werden. Im Falle der Flüssigmetallkühlung dürfte die getrennte Verpackung in Kapseln zu Erleichterung beim Be- und Entladen des Transportbehälters führen: Die Schwierigkeiten, die sich beim Einfüllen und Reinigen des Kühlmittels ergeben, würden entfallen.

4.4 Brennelementwechsel - Zyklus

Die Betriebszeit des Kernkraftwerkes zwischen zwei Brennelementwechseln beeinflusst den BE-Transport in zweifacher Weise:

- 1) Die Zahl der nach jedem Wechsel zu transportierenden BE ergibt sich aus der Teilladungszahl, d.h. der Anzahl der BE-Wechsel während der Standzeit eines BE, und der Zahl der BE im Core.
- 2) Die Nachzerfallsleistung der BE ist abhängig von ihrer Lagerzeit im Zwischenlager; diese Lagerzeit ist gleich der Betriebszeit zwischen zwei BE-Wechseln, wenn das Zwischenlager nicht während des Reaktorbetriebes zugänglich ist (s. Kap. 4.3.2).

Zu 1:

Der wichtigste Parameter bei der Ermittlung der Transportkosten ist die Ausnutzung der Behälter bzw. die Zahl der Einsätze pro Jahr. Die Ausnutzung der Behälter wird steigen mit zunehmender Zahl gleichartiger Reaktoren. Andererseits wird, solange nur wenige gleichartige Reaktoren in Betrieb sind, der Bedarf an Transportbehältern um so geringer sein, je kleiner die Anzahl der pro BE-Wechsel anfallenden Brennelemente ist, d.h. je kürzer die Betriebsperiode des einzelnen Reaktors ist. Bei kurzen Betriebsperioden werden sich außerdem die BE-Transporte gleichmäßiger über das Jahr verteilen. Auch aus der Sicht des Reaktorbetreibers gibt es einige, z.T. noch gewichtigere Gründe, die für relativ kurze Betriebsperioden sprechen, z.B.:

- Die mittlere Vergiftung des Reaktors durch Trimmstäbe ist bei kurzer Taktzeit kleiner, weil der abbrandbedingte Reaktivitäts-hub kleiner ist.
- Die Spaltratenverteilung im Kern ist ebenfalls wegen des kleineren Abbrandhubes gleichmäßiger, weil Verbeulungen des Neutronenflusses durch Trimmstäbe geringer sind.
- Bei kurzen Taktzeiten, d.h. bei kleinen Chargen, kann der BE-Wechsel ganz oder zum großen Teil während der Schwachlastzeit am Wochenende durchgeführt werden.

Für längere Betriebsperioden, z.B. für eine ununterbrochene Laufzeit von einem Jahr, spricht möglicherweise der Wunsch des EVU, den BE-Wechsel stets in die Schwachlastzeit im Sommer zu verlegen. Außerdem wird bei größeren Chargen die Verfügbarkeit der Anlage geringfügig (um etwa 1 bis 2 %) verbessert. Das erste Argument wird jedoch zumindest teilweise entkräftet, wenn man davon ausgeht, daß große, kommerzielle Brüterkraftwerke wegen ihrer niedrigen Stromerzeugungskosten wohl in erster Linie als Grundlastkraftwerke betrieben werden. Das zweite Argument entfällt, wenn bei kurzen Taktzeiten der BE-Wechsel überwiegend an Wochenenden erfolgen kann.

Eine kostenmäßige Optimalisierung des BE-Wechselzyklus unter Berücksichtigung der genannten Gesichtspunkte ist z.Zt. noch nicht möglich. Dieser Unsicherheit wurde z.B. in der Na2-Studie dadurch Rechnung getragen, daß die Kapazität der Beschickungs- und Lagereinrichtungen für Wechselzyklen zwischen drei und neun Monaten ausgelegt wurde. Trotz dieser Unsicherheit scheint jedoch für die Ermittlung der Transportkosten die Annahme berechtigt, daß nicht alle oder die überwiegende Mehrzahl der Transporte während der Schwachlastperiode im Sommer durchgeführt werden müssen.

- [1] D. Smidt, A. Müller
Referenzstudie für den 1000 MWe Natriumgekühlten Schnellen
Brutreaktor (Na1).
KFK 299 (1964)
- [2] K. Gast, E.G. Schlechtendahl
Schneller Natriumgekühlter Reaktor Na2.
KFK 660 (EUR 3706 d) (1967)
- [3] G. Gumuchian
Fast Reactors (1000 Mwe) Fuel Refueling Time and Load Factor
Study.
EUR FNR-35 p.

5. Technische Behälterauslegung

5.1 Wärmeübergang

5.1.1 Einführung

Die Nachwärme der bestrahlten Brennelemente muß durch ein geeignetes Kühlsystem an die Umgebung abgegeben werden. Ein Primär-Kühlmittelkreislauf, der vom Behälterinnenraum in einen Wärmeaustauscher außerhalb der Abschirmung geführt werden müßte, wurde aus sicherheitstechnischen Gründen verworfen. Die entstehende Wärme wird deshalb überwiegend durch Wärmeleitung in einem ruhenden primären Wärmeübertragungsmedium (Na, NaK oder He) an die Behälterinnenwand transportiert und nach Durchgang durch die Wand von der Oberfläche abgeführt.

Zur Erzielung eines günstigen Verhältnisses Brennstoffgewicht/Behältergewicht ist der Behälter als Hohlzylinder ausgebildet. Aus Gründen der Raumnutzung bietet sich eine hexagonal dichte Packung von 7 NaI-Brennelementen an.

Durch die IAEA-Transportvorschriften sind für die Wärmeabfuhr folgende Randbedingungen gegeben:

Temperatur der frei zugänglichen Oberfläche: 82°C

Lufttemperatur, die den Rechnungen zugrunde gelegt werden muß: 38°C

Die durch Naturkonvektion und Strahlung abführbare Wärmemenge ist bei der zulässigen Temperaturdifferenz von 44°C zur Außenluft sehr gering. Daher muß beim Transport von mehreren bestrahlten NaI-Brennelementen in einem Behälter die Nachwärme entweder durch erzwungene Konvektion mit Luft als Kühlmittel oder durch Verdampfungskühlung mit einem Wasserspeicher abgeführt werden.

Entsprechend dem Aufbau des Behälters gliedern sich die folgenden überschlüssigen Berechnungen. Sie sollen nachstehende Punkte klären:

1. Von der Oberfläche abführbare Wärmemenge
2. Wärmedurchgang durch die Behälterwand
3. Temperaturverhältnisse im Behälterinnenraum.

Im Sinne einer konservativen Abschätzung wurde angenommen, daß die Wärmeübertragung nur auf der Länge der Brennstoffzone erfolgt. Den Rechnungen wurden die wärmetechnischen und geometrischen Daten der NaI-Studie [2] zugrunde gelegt.

5.1.2 Von der Behälteroberfläche abführbare Wärmemenge

5.1.2.1 Verdampfungskühlung mit Wasser

Bei einem Transportbehälter mit 7 NaI-BE nach 100 Tagen Abklingzeit sind ca. 55 KW Nachwärmeleistung abzuführen. Dazu sind etwa 88 kg Wasser pro Stunde zu verdampfen. Vom wärmetechnischen Standpunkt bereitet diese Art der Kühlung keine Schwierigkeiten. Die Entscheidung zwischen Luft- und Wasserkühlung muß vom Standpunkt der Sicherheit getroffen werden.

5.1.2.2 Erzwungene Konvektion durch Luftgebläse

Bei der Luftkühlung wird der Behälter mit einem rohrförmigen Abdeckblech umgeben und mit Luft in Längsrichtung angeblasen. Dadurch ist die eigentliche Behälteroberfläche gegen Berührung abgeschirmt und man kann zur Verbesserung des Wärmeüberganges eine höhere Oberflächentemperatur als 82°C zulassen. Das Abdeckblech kann, falls erforderlich, auch Träger für ein Neutronen abschirmendes Material sein. Es wird mit einer Oberflächentemperatur von 100°C und 120°C gerechnet. Der Ringspalt s zwischen Behälter und Abdeckblech soll 80 cm betragen. Als wirksame Länge für die Wärmeabfuhr wird die Länge der Brennstoffzone angenommen. Diese vereinfachende Annahme gibt eine Sicherheitsreserve.

Zunächst wird die Wärmeübergangszahl α_0 des glatten Zylinders in Abhängigkeit von der Strömungsgeschwindigkeit der Luft und dem Behälterdurchmesser berechnet.

Die Wärmeübergangszahl α_0 ist für einen Ringspalt

$$\alpha_0 = \frac{Nu_i \lambda}{d_r - d_a} \quad \left(\frac{\text{kcal}}{\text{m}^2 \text{h} \text{grd}} \right)$$

mit $Nu_i = f \left(Nu, \frac{d_a}{d_r} \right)$ nach [1, Gg 2]

Nu Nußelt-Zahl

λ = Wärmeleitfähigkeit ($\frac{\text{kcal}}{\text{m h grd}}$)

d_r Innendurchmesser des Abdeckrohres (m)

d_a Außendurchmesser des Behälters (m)

Die Nußelt-Zahl für turbulente Strömung ist nach [1 Gg. 2]

$$\text{Nu} = 0,037 \left(1 + \left(\frac{d_r - d_a}{l} \right)^{2/3} \right) (\text{Re}^{0,75} - 180) \text{Pr}^{0,42} \left(\frac{\eta_{fl}}{\eta_w} \right)^{0,14}$$

mit $\text{Re} = \frac{w \gamma (d_r - d_a)}{g}$

Re Reynolds-Zahl

Pr Prandtl-Zahl

l Länge der wärmeübertragenden Zone (m)

η dynamische Zähigkeit ($\frac{\text{kg s}}{\text{m}^2}$)

η_{fl} dynamische Zähigkeit bei der mittleren Temperatur ($\frac{\text{kg s}}{\text{m}^2}$)

η_w dynamische Zähigkeit bei der Wandtemperatur ($\frac{\text{kg s}}{\text{m}^2}$)

w Strömungsgeschwindigkeit der Luft ($\frac{\text{m}}{\text{s}}$)

γ spezifisches Gewicht ($\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$)

g Fallbeschleunigung ($\frac{\text{m}}{\text{s}^2}$)

In der Tabelle 5.1 - 1 sind die Wärmeübergangszahlen α_o der unberippten Oberfläche in Abhängigkeit von der Strömungsgeschwindigkeit der Luft und vom Behälterdurchmesser dargestellt.

Tabelle 5.1-1: Wärmeübergangszahlen α_o der glatten Oberfläche

$$\alpha_o \left(\frac{\text{kcal}}{\text{m}^2 \text{h grad}} \right)$$

$\left(\frac{\text{m}}{\text{s}}\right)$	$d_a = 1 \text{ m}$	$d_a = 1,4 \text{ m}$	$d_a = 1,8 \text{ m}$	$d_a = 2,2 \text{ m}$
2	7,0	7,0	6,9	6,9
5	15,5	15,4	15,2	15,1
10	26,9	26,6	26,3	26,2
15	37,3	36,9	36,5	36,3
20	46,7	46,3	45,7	45,5

Da diese Wärmeübergangszahlen noch zu niedrig sind, muß der Wärmeübergang durch eine Berippung der Oberfläche gesteigert werden. Es werden angegossene Längsrippen mit folgenden Daten betrachtet:

Rippenteilung: 0,02 m
 Rippenhöhe: 0,07 m
 Rippenstärke am Fuß: 0,012 m
 Rippenstärke am Kopf: 0,008 m

Damit ergibt sich ein Verhältnis von berippter zu unberippter Oberfläche von ca. 7,8 : 1. Die "scheinbare" Wärmeübergangszahl ist dann $\sqrt[1, \text{Mb } 2]{}$

$$\alpha = \alpha_R \left(1 - (1 - \delta) \frac{F_R}{F} \right)$$

α_R mittlere Wärmeübergangszahl der berippten Fläche

$\left(\frac{\text{kcal}}{\text{m}^2 \text{h grad}}\right)$ ermittelt nach $\sqrt[1, \text{Mb } 2]{}$

δ Rippenwirkungsgrad, ermittelt nach $\sqrt[1, \text{Mb } 2]{}$

F_R Rippenoberfläche (m^2)

F gesamte Oberfläche des berippten Behälters (m^2)

Die "scheinbaren" Wärmeübergangszahlen α sind in der Tabelle 5.1-2 aufgeführt.

Tabelle 5.1-2: "Scheinbare" Wärmeübergangszahlen α der berippten Behälteroberfläche

$$\alpha \left(\frac{\text{kcal}}{\text{m}^2 \text{ h grad}} \right)$$

$\left(\frac{\text{m}}{\text{s}} \right)$	$d_a = 1 \text{ m}$	$d_a = 1,4 \text{ m}$	$d_a = 1,8 \text{ m}$	$d_a = 2,2 \text{ m}$
2	5,1	5,0	5,0	4,9
5	10,8	10,7	10,6	10,5
10	17,6	17,4	17,2	17,1
15	22,1	21,8	21,6	21,5
20	25,7	25,4	25,1	25,0

Die von der Behälteroberfläche abführbaren Wärmemengen

$$Q = \alpha F \Delta t$$

Δt Differenz zwischen der Temperatur der Behälteroberfläche und der Lufttemperatur

sind in der Abbildung 5.1-1 dargestellt.

In der Abbildung 5.1-2 sind die Wärmemengen dargestellt, die bei einer Oberflächentemperatur von 120°C und aufgeschweißten Rippen (Rippenteilung 0,014 m, Rippenhöhe 0,07 m, Rippenstärke 0,004 m) abzuführen sind. Die abführbaren Wärmemengen sind dem Behälterdurchmesser und der Temperaturdifferenz proportional. Die Wärmeabfuhr von der Behälteroberfläche bereitet keine technischen Schwierigkeiten.

5.1.3 Wärmedurchgang durch die Abschirmwand

Es soll die Temperaturdifferenz zwischen Behälterinnen- und außenwand in Abhängigkeit von der abzuführenden Wärmemenge für verschiedene Abschirmmaterialien und -dicken bestimmt werden. Als Abschirmmaterialien kommen in Betracht:

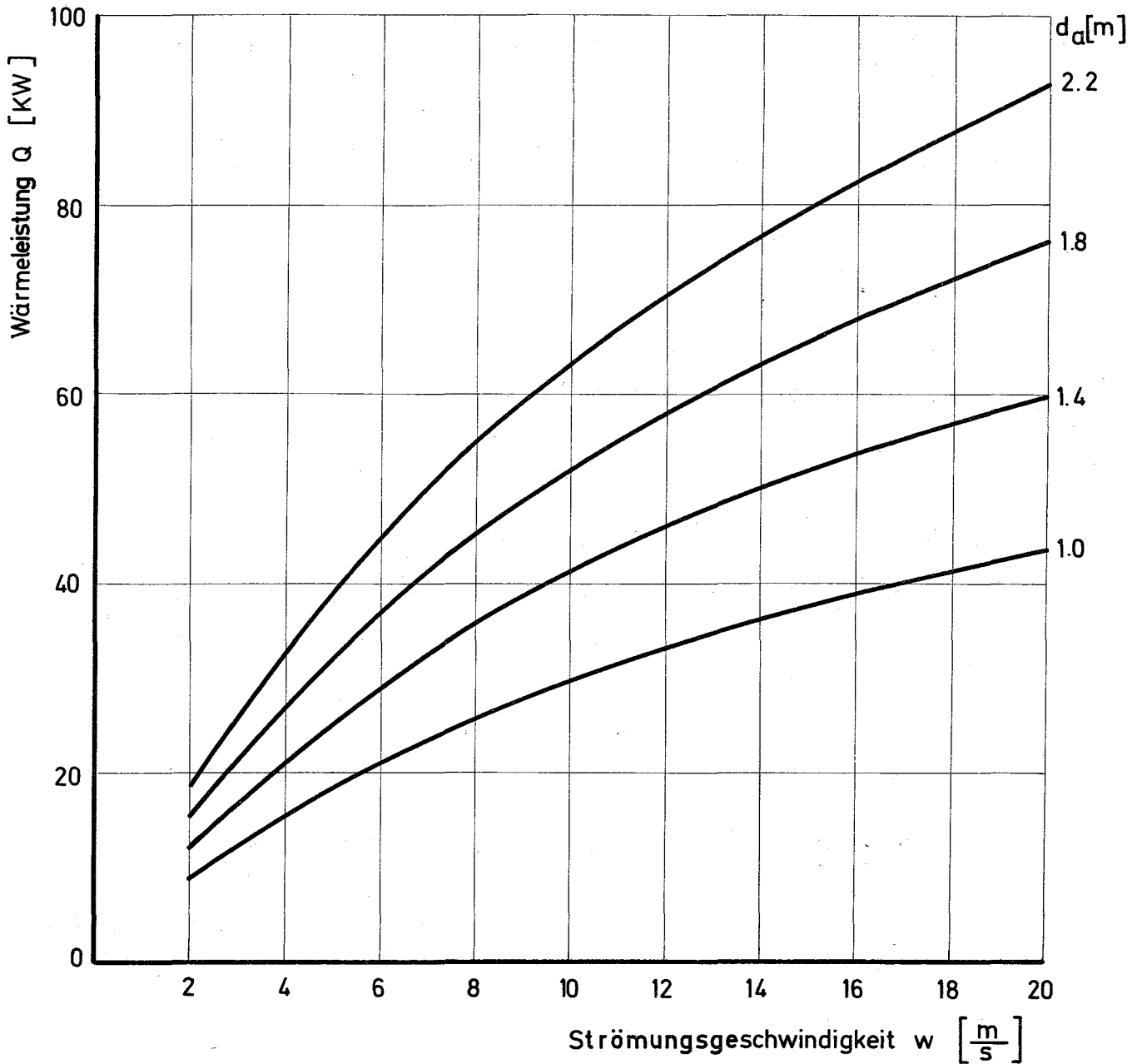


Abb. 51-1 Abführbare Wärmeleistung Q bei Na1 - Transportbehältern mit Gußrippen in Abhängigkeit von der Strömungsgeschwindigkeit w bei verschiedenen Behälterdurchmessern d_a und 100°C Oberflächentemperatur

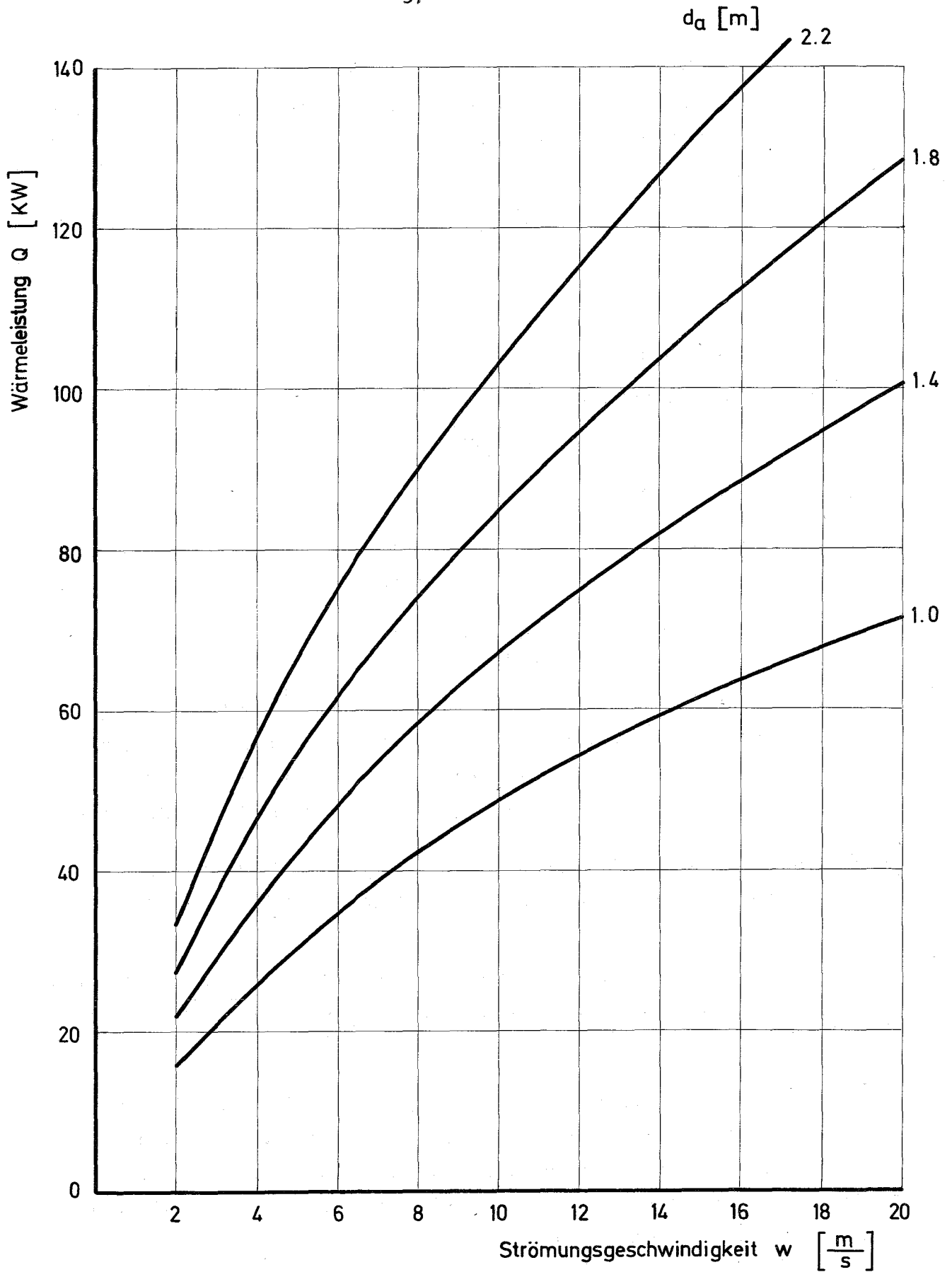


Abb. 51-2 Abführbare Wärmeleistung Q bei Na1 - Transportbehältern mit aufgeschweißten Rippen in Abhängigkeit von der Strömungsgeschwindigkeit w bei verschiedenen Behälterdurchmessern d_a und 100°C Oberflächentemperatur

ferritischer oder austenitischer Stahl und Blei. Bei Blei ist eine innere und äußere Stahlstützwand erforderlich. Bei stationärer Wärmeleitung gilt für einen Hohlzylinder

$$t_a - t_i = \frac{Q \ln \frac{d_a}{d_i}}{2 \pi l \lambda (t)}$$

- t_a Aussenwandtemperatur ($^{\circ}\text{C}$)
 t_i Innenwandtemperatur ($^{\circ}\text{C}$)
 Q übertragene Wärmemenge ($\frac{\text{kcal}}{\text{h}}$)
 d_a Außendurchmesser
 d_i Innendurchmesser
 l Länge der wärmeübertragenden Zone (m)
 λ Wärmeleitfähigkeit ($\frac{\text{kcal}}{\text{m h grd}}$)

In den Abbildungen 5.1-3 bis 5.1-5 sind die Innenwandtemperaturen in Abhängigkeit von der übertragenen Wärmemenge für verschiedene Durchmesser- verhältnisse und verschiedene Abschirmmaterialien bei NaI-Transportbe- hälttern dargestellt. Die Außenwandtemperatur wurde mit 100°C angenommen.

Austenitischer Stahl ist wegen seiner relativ schlechten Wärmeleitfähigkeit als Wandmaterial wenig geeignet; denn es ergeben sich dadurch hohe Innen- wandtemperaturen.

Bei Blei kann man nur eine maximale Innenwandtemperatur kleiner als 300°C zulassen, um ein Schmelzen in der Abschirmung beim Normalbetrieb zu ver- hindern.

Bei einem Durchmesser Verhältnis von $d_a/d_i \approx 2,5$ bei einem Stahlbehälter mit 7 NaI-Brennelementen nach 100 Tagen Abklingzeit ergibt sich bei Ver- wendung von ferritischem Stahl eine Innenwandtemperatur von ca. 270°C . Bei einer Bleiabschirmung mit einem Durchmesser Verhältnis von ca. 2 be- trägt die Innenwandtemperatur rund 300°C .

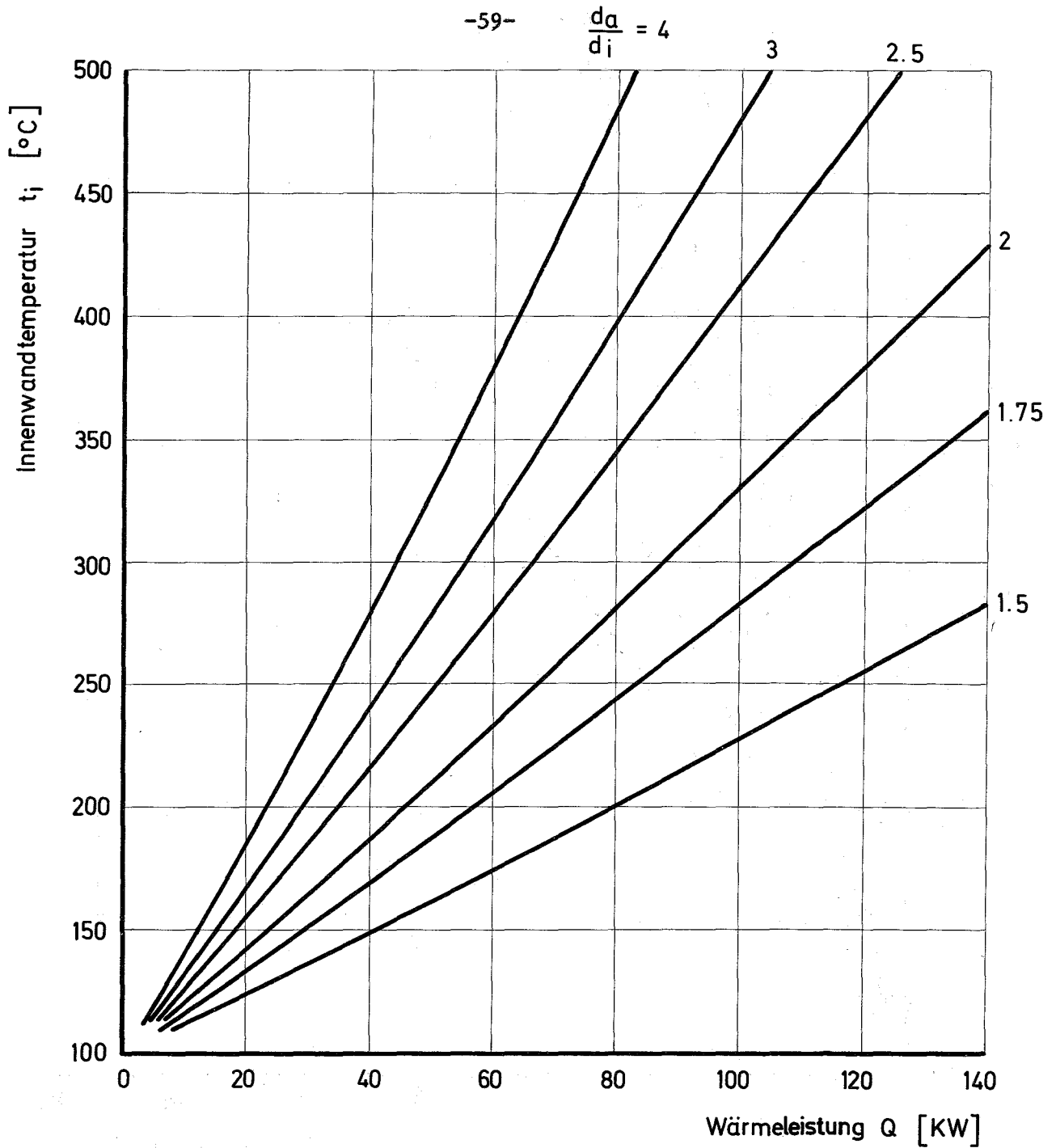


Abb. 5.1-3 Die Behälterinnenwandtemperatur t_i in Abhängigkeit von der übertragenen Wärmeleistung für verschiedene Durchmesserhältnisse d_a/d_i bei Na1-Transportbehältern aus ferritischem Stahl

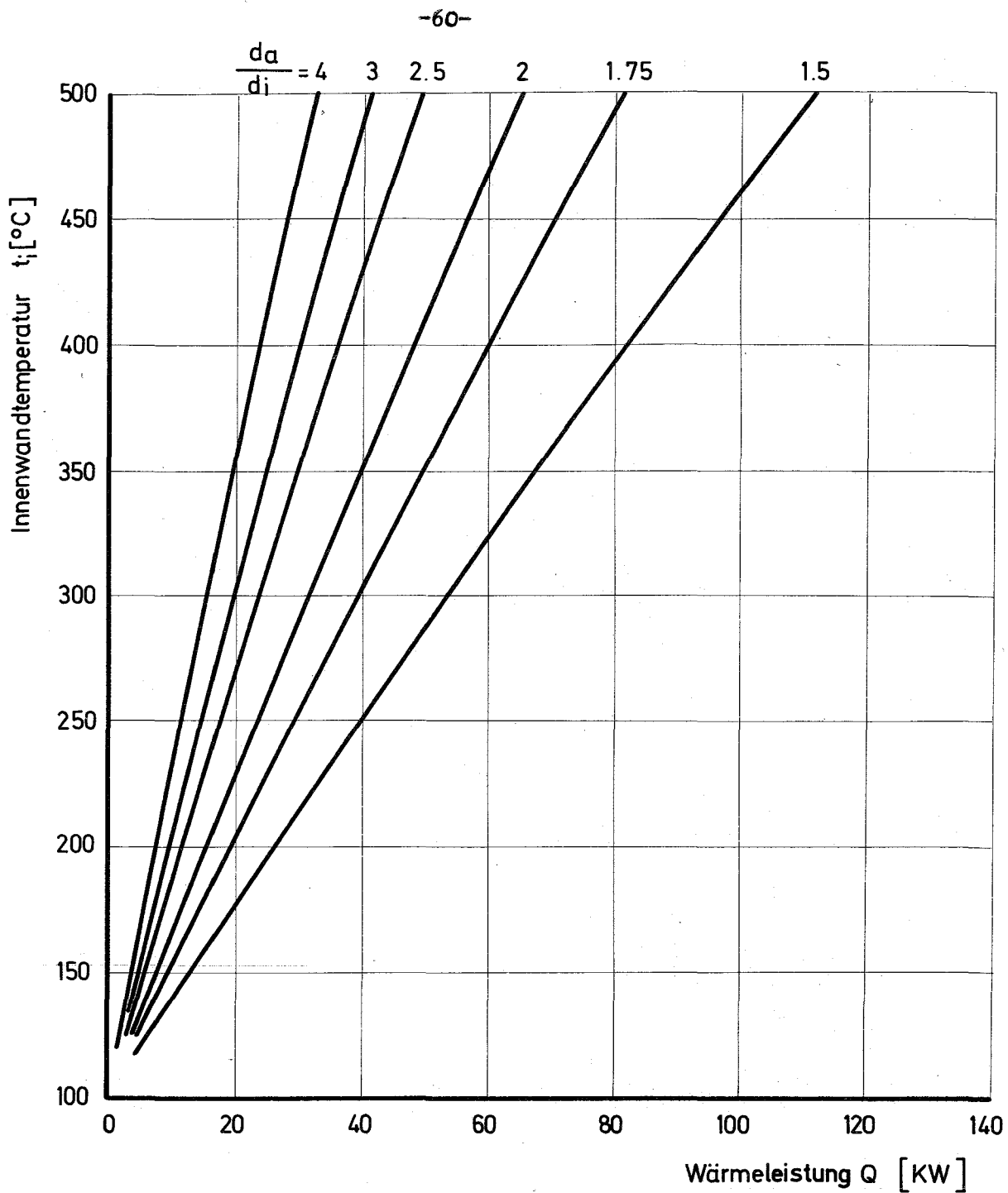


Abb. 5.1-4 Die Behälterinnenwandtemperatur t_i in Abhängigkeit von der übertragenen Wärmeleistung Q für verschiedene Durchmesserhältnisse d_a/d_i bei Na1-Transportbehältern aus austenitischem Stahl

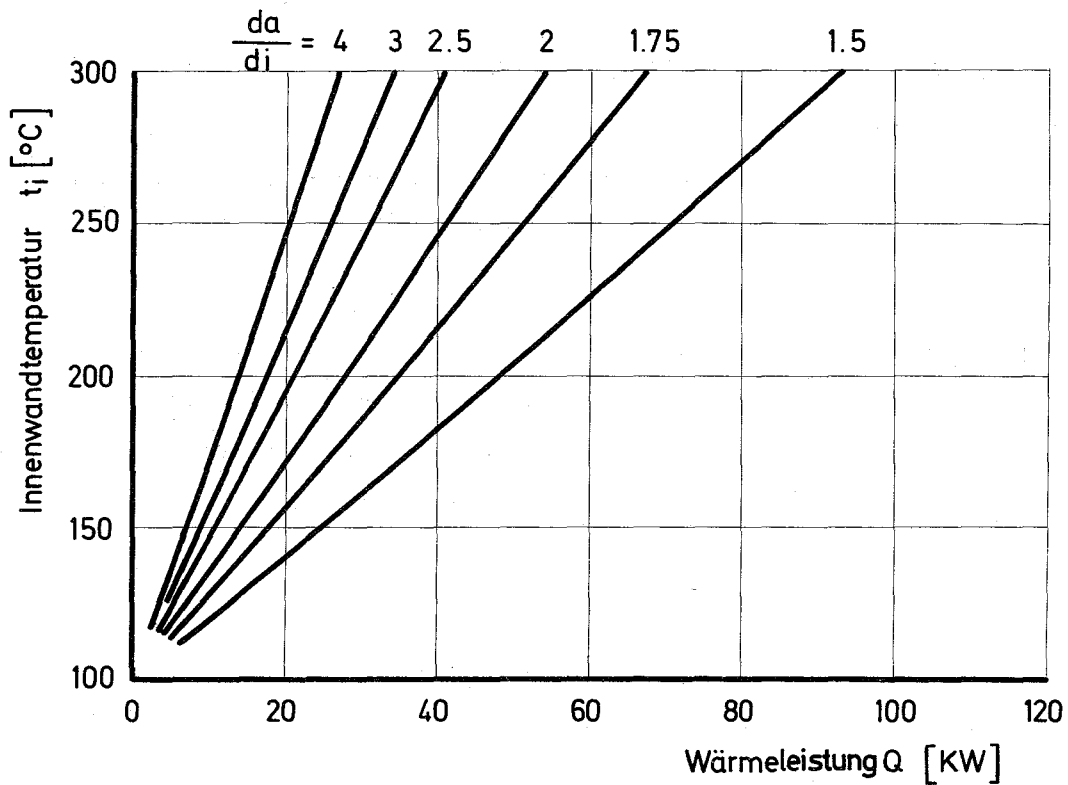


Abb. 5.1-5 Temperatur t des Bleis an der Innenwand in Abhängigkeit von der übertragenen Wärmeleistung Q für verschiedene Durchmesserhältnisse d_a/d_i bei Na1 - Transportbehältern mit Bleiabschirmung

5.1.4 Temperaturverhältnisse im Behälterinnenraum

5.1.4.1 Behälter mit Flüssigmetallfüllung

Es soll die Differenz zwischen der maximalen Temperatur im Behälterzentrum und der Temperatur der Behälterinnenwand bei gegebenen Bedingungen (auftretende Wärmemenge, Wärmeleitfähigkeit) berechnet werden.

Zur Vereinfachung wird eine homogene Wärmeentstehung und eine homogene Wärmeleitfähigkeit des gesamten Behälterinhaltes angenommen. Ferner wird ein an den Stirnflächen isolierter Zylinder als Wärmequelle vorausgesetzt, d.h. die Wärmeabfuhr in axialer Richtung wird vernachlässigt. Unter diesen Bedingungen gilt für die Temperaturdifferenz

$$m \quad \Delta t = t_z - t_i = \frac{q}{4 \lambda'} r^2$$

t_z Temperatur im Behälterzentrum ($^{\circ}\text{C}$)

t_i Innenwandtemperatur ($^{\circ}\text{C}$)

q Wärmequellstärke ($\frac{\text{kcal}}{\text{m}^3 \text{ h}}$)

λ' innere Wärmeleitfähigkeit ($\frac{\text{kcal}}{\text{m h grad}}$)

r Radius (m)

Q entstehende Wärme ($\frac{\text{kcal}}{\text{h}}$)

V Volumen des wärmeentwickelnden Zylinders

Mit

$$q = \frac{Q}{V} = \frac{Q}{\pi r^2 l}$$

ist die Temperaturdifferenz

$$\Delta t = \frac{Q}{4 \pi l \lambda'}$$

Diese Abhängigkeit ist in Abb. 5.1-6 aufgetragen.

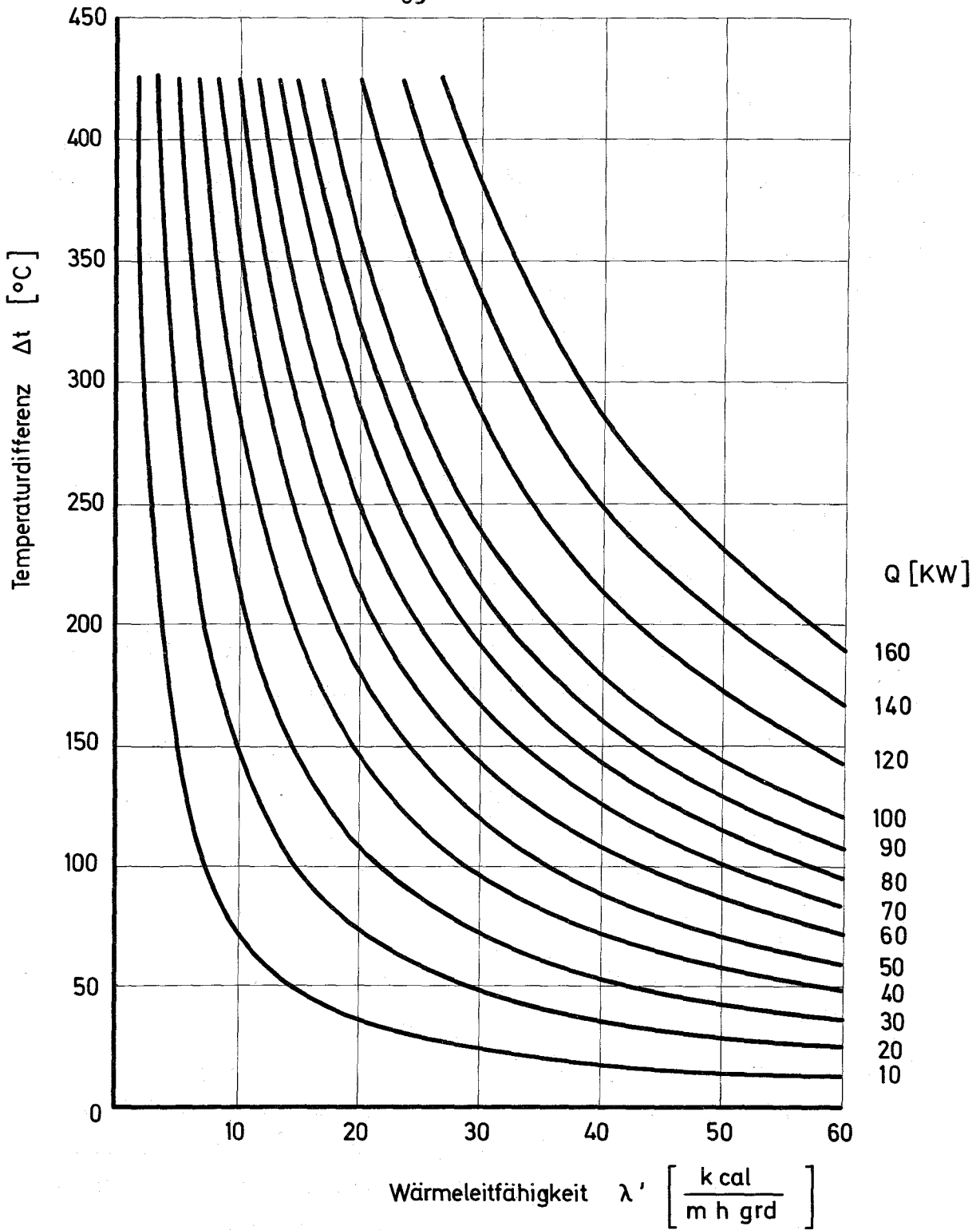


Abb. 5.1-6 Temperaturdifferenz Δt zwischen Behälterzentrum und Behälterinnenwand in Abhängigkeit von der inneren Wärmeleitfähigkeit λ' für verschiedene Wärmeleistungen Q in Na 1 - Transportbehältern

Bei der Bestimmung der inneren Wärmeleitzahl kann man in erster Näherung annehmen, daß die Wärmeleitwiderstände der Materialien (Flüssigmetall, Strukturmaterial und Brennstoff) parallel geschaltet sind. Damit ergibt sich für die innere Wärmeleitfähigkeit

$$\lambda' = \frac{\lambda_1 x_1 + \lambda_2 x_2 + \lambda_3 x_3}{x_1 + x_2 + x_3} \quad \left(\frac{\text{kcal}}{\text{m h grd}} \right)$$

λ_i Wärmeleitfähigkeit der einzelnen Komponenten $\left(\frac{\text{kcal}}{\text{m h grd}} \right)$

x_i Anteil der einzelnen Komponenten

Aufgrund der Wärmeleitzahlen und der Anteile der einzelnen Komponenten (2) ergeben sich für NaI-Transportbehälter folgende innere Wärmeleitzahl bei ca. 550°C

Füllung	$\left(\frac{\text{kcal}}{\text{m h grd}} \right)$
Na	30,9
22,8 Na 77,2 K	15,1
44,5 Bi 55,5 Pb	9,3

Bei einem Transportbehälter mit 7 NaI-Brennelementen nach 100 Tagen Abklingzeit mit NaK-Füllung ergibt sich damit eine Temperaturdifferenz zwischen Behälterzentrum und Innenwand von ca. 260°C, bei Na-Füllung sind es ca. 130°C. Diese Temperaturdifferenzen und die Innenwandtemperatur ergeben die Zentraltemperatur. Sie beträgt bei einem Behälter aus ferritischem Stahl mit NaK-Füllung ca. 530°C, mit Na-Füllung ca. 400°C.

5.1.4.2 Behälter mit Heliumfüllung

Der He-gefüllte Behälter bedingt ein größeres Temperaturgefälle zwischen dem Zentrum und der Außenwand eines Brennelementes als der mit Flüssigmetall gefüllte. Bei großen Brennelementdurchmessern sind dadurch lange Kühlzeiten erforderlich. Bei einem Behälter mit mehreren Brennelementen ist für eine gute Ableitung der Wärme von den inneren Brennelementen zur Behälterwand zu sorgen. Es wird deshalb ein Behältereinsatz aus Kupfer vorgesehen, der die Brennelemente einzeln in Bohrungen aufnimmt.

Die Wärmeabfuhr im Brennelement erfolgt durch Wärmeleitung und Strahlung. Die 331 Brennstäbe des NaI-Brennelementes sind auf 10 konzentrischen Sechsecken um den zentralen Brennstab angeordnet. Diese konzentrischen Sechsecke werden im folgenden als "Schalen" bezeichnet und von innen nach außen fortschreitend numeriert. Die Brennelementhülle ist die 11. Schale.

Bei der Berechnung des Wärmeleitungsanteils an der Wärmeabfuhr zur Brennelementaußenseite werden die Schalen zur Vereinfachung als isolierte Rohrwandungen mit dem Abstand a betrachtet. Der Abstand a ist der wahre mittlere Abstand zwischen den radial aufeinander folgenden Rohrreihen. Der Strahlungsanteil wird durch Annahme eines Ersatzsystems näherungsweise berechnet. Die Rohrbündelflächen werden als Mantelflächen von Sechseckrohren betrachtet.

Für den Wärmestrom von einer Schale n zur nächsten $(n + 1)$ durch Leitung und Strahlung gilt dann

$$Q = \frac{\lambda}{a} F_n (T_n - T_{n,n+1}) + C_{n,n+1} F_n \left[\left(\frac{T_n}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_{n,n+1}}{100} \right)^4 \right]$$

mit

$$C_{n,n+1} = \frac{C_s}{\frac{1}{\epsilon} + \frac{F_n}{F_{n,n+1}} \left(\frac{1}{\epsilon} - 1 \right)}$$

$$F_n = F_o + \sum_{o} 6 b n$$

- Q Wärmestrom ($\frac{\text{kcal}}{\text{h}}$)
- λ Wärmeleitfähigkeit ($\frac{\text{kcal}}{\text{m h grd}}$)
- a mittlerer Abstand (m)
- F Wärmeaustauschfläche (m^2)
- T Temperatur ($^{\circ}\text{K}$)
- C Strahlungszahl ($\frac{\text{kcal}}{\text{m}^2 \text{ h grd}^4}$)
- C_s Strahlungszahl des schwarzen Körpers ($\frac{\text{kcal}}{\text{m}^2 \text{ h grd}^4}$)
- b Mittenabstand der Brennstäbe (m)
- ϵ Emissionszahl

Den Rechnungen wurde die über die Zahl der Brennelemente im Behälter gemittelte maximale Stableistung von 550 W/cm zugrunde gelegt. Die Nachwärmeproduktion wurde $\sqrt[3]{}$ entnommen. Sie ist in der folgenden Tabelle in Abhängigkeit von der Kühlzeit nach 550 Tagen Vollasteinsatz aufgeführt.

Kühlzeit (d)	50	100	150	200	250	300
Nachwärme (%)	0,95	0,64	0,5	0,4	0,32	0,275

Die Rechnungen wurden programmiert und maschinell durchgeführt. Die Ergebnisse sind in den Abbildungen 5.1-8 und 5.1-9 dargestellt. Sie lassen erkennen, daß ein NaI-Brennelement bei einem $\xi = 0,6$ erst nach einer Kühlzeit von 300 Tagen zu transportieren ist. Es hat dann eine Wandtemperatur von 264°C bei einer Zentraltemperatur von 700°C . Es ist jedoch nicht sicher, ob ein $\xi = 0,6$ mit vertretbarem Aufwand zu erreichen ist.

Die He-Kühlung ist bei kürzeren Kühlzeiten nur bei Brennelementen mit kleinerer Schlüsselweite möglich. Deshalb soll im folgenden untersucht werden, unter welchen Bedingungen die Brennstoffmenge von 7 NaI-Brennelementen in einem He-gekühlten Behälter gleicher Innenabmessung zu transportieren ist, wenn sich der Brennstoff in Brennelementen mit kleinerer Schlüsselweite befindet. Aus Gründen der Raumausnutzung wird angenommen,

daß der Brennstoff von 7 NaI-Brennelementen auf 19 verteilt wird. Diese kleineren Brennelemente haben dann eine Schlüsselweite von 118 mm. Bei der Berechnung entspricht das 7 Schalen gegenüber 11 bei 180 mm Schlüsselweite.

Die 19 Brennelemente kann man sich als Anordnung zweier konzentrischer Ringe mit 12 bzw. 6 Brennelementen um das Zentralelement vorstellen. Die Brennelemente befinden sich in Bohrungen des Behältereinsatzes aus Kupfer. Der Kupfersteg um das Brennelement wird wegen des unvermeidlichen Spaltes als 8. Schale betrachtet. Bei der Berechnung der Temperaturdifferenz zwischen zentralem Brennstab und Behältereinsatzwand einerseits und Behälterinnenwand andererseits muß die Temperaturdifferenz der beiden Ringe zwischen dem Zentrum und den der Behälteraußenwand zugekehrten Seiten berücksichtigt werden.

Für die Temperaturdifferenz zwischen dem Zentrum und der der Behälteraußen-
seite zugewandten Seite eines Brennelementes gilt

$$\Delta t = \frac{Q}{4 l \lambda} \frac{S}{s}$$

Q Wärmeentbindung im Brennelement ($\frac{\text{kcal}}{\text{h}}$)

l wärmeabgebende Länge (m)

λ Wärmeleitfähigkeit des Käfigmaterials ($\frac{\text{kcal}}{\text{m h } ^\circ\text{C}}$)

S Brennelement-Spitzenweite (m)

s Wandstärke des ein Brennelement umschließenden Gehäuses (m)

Bei Beibehaltung des Behälterinnendurchmessers von 660 mm ergibt sich eine Stegstärke von 15 mm.

Unter Zugrundelegung der obigen Bedingungen beträgt die Temperaturdifferenz Δt bei 200 Tagen Kühlzeit 35°C . Dieser Wert und die Abbildung 5.1-9 lassen erkennen, daß die He-Kühlung bei einem Behälter mit 19 modifizierten Brennelementen bei einem $\epsilon = 0,4$ nach 200 Tagen Kühlzeit möglich ist, ohne daß die Temperatur des zentralen Brennstabes 700°C überschreitet.

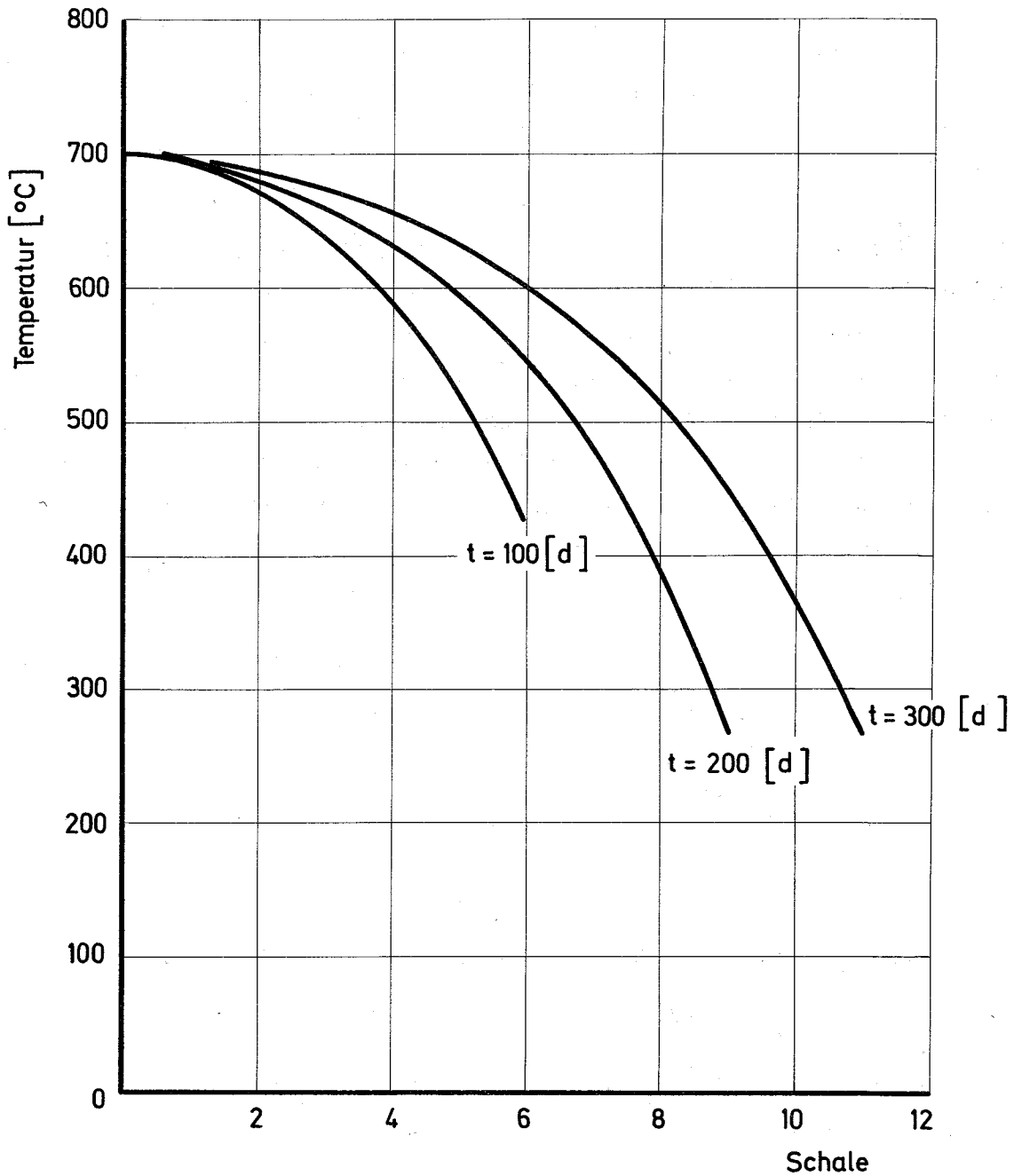


Abb. 51-8 Temperaturfeld in einem Na1-Brennelement mit 700°C Zentraltemperatur nach verschiedenen Kühlzeiten t (Stableistung $q = 550 \text{ W/cm}$, Emissionszahl $\varepsilon = 0.6$)

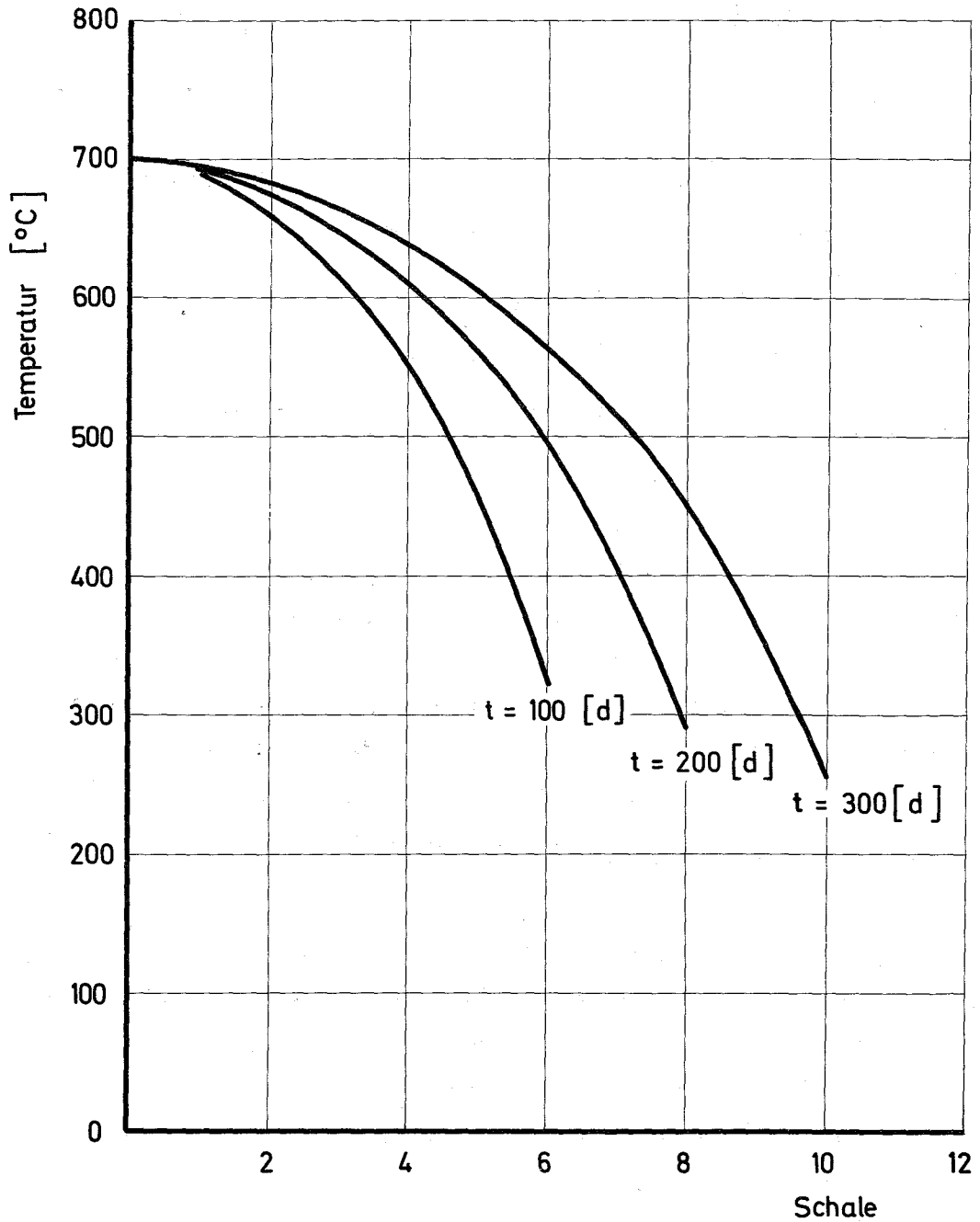


Abb. 5.1-9 Temperaturfeld in einem Na 1 - Brennelement mit 700 °C Zentraltemperatur nach verschiedenen Kühlzeiten t (Stableistung $q = 550 \text{ W/cm}$, Emissionszahl $\epsilon = 0.4$)

5.2 γ -Abschirmung

5.2.1 Einführung

Die γ -Strahlung bestimmt über die erforderliche Abschirmdicke die Außenabmessungen und damit das Gewicht des Transportbehälters. Quellen der γ -Strahlung sind:

- Radioaktiver Zerfall der Spaltprodukte,
- radioaktiver Zerfall der U- und Pu-Isotope sowie der Transplutone,
- Spontanspaltung,
- (n, γ)-Prozesse in der Abschirmung.

Maßgebend für die γ -Dosisleistung ist fast ausschließlich die γ -Strahlung der Spaltprodukte. Die γ -Strahlen aus dem radioaktiven Zerfall des Uran und der Transurane und aus der Spontanspaltung können hinter der Abschirmung vernachlässigt werden. Der Anteil der Einfang- γ -Strahlen aus der Abschirmung an der Gesamtdosisleistung kann in erster Näherung ebenfalls vernachlässigt werden, wie eine überschlägige Berechnung zeigte.

Für überschlägige Abschirmrechnungen brauchen nur 2 Energiegruppen berücksichtigt werden, da im wesentlichen nur die harten γ -aktiven Spaltprodukte die Abschirmdicke bestimmen. Weichere γ -Strahler unterhalb 0.5 MeV liefern keine spürbaren Beiträge mehr an der Dosisleistung hinter der Abschirmwand und können daher vernachlässigt werden. In diesem Sinne wurde eine Gruppeneinteilung nach folgenden Bereichen ausgewählt.

Abklingtage	über 120 d	unter 120 d
Energiebereich	0.5 - 10	1.0 - 4.0
$\left[\text{MeV} \right]$		
Referenzenergie	0.8	2.6

5.2.2 Überschlägige Berechnung der γ -Dosisleistung

Der Behälterinhalt wird im Brennstoffbereich als eine homogene Zylinderquelle betrachtet. Die Zylinderfläche entspricht der Querschnittsfläche

der Brennelemente und des dazwischen befindlichen Behälterereinsatzes.

Die γ -Dosisleistung D_L außerhalb einer Kreiszyylinderquelle läßt sich näherungsweise wie eine parallel zur Zylinderachse liegende Linienquelle mit einer wirksamen Selbstabsorptionsdicke Z berechnen. Die Aktivität wird über die gesamte Länge als konstant angenommen. Nach [4, S. 360] gilt für die maximale Dosisleistung

$$(1) \quad D_L = \frac{K B Q_V R^2}{2 (a + z)} \int_0^{\psi} e^{-\frac{b}{\cos \psi} d\psi} \left(\frac{\text{mrem}}{h} \right)$$

mit

$$(2) \quad \psi = \arctan \frac{l}{2 (a+z)} \quad \text{und}$$

$$(3) \quad b = \mu x + \mu_s Z$$

Darin bedeuten:

K = Dosisleistung pro Flußeinheit ($\text{mrem cm}^2 \text{ Ci}^{-1} \text{ h}^{-1}$)

B = Dosisaufbaufaktor

Q_V = Strahlenquellstärke pro Volumeneinheit [Ci cm^{-3}]

R = Radius der Zylinderquelle (cm)

a = Abstand des Berechnungspunktes von der Oberfläche der Zylinderquelle (cm)

μ = Absorptionskoeffizient des Abschirmmaterials (cm^{-1})

μ_s = Selbstabsorptionskoeffizient des Quellmaterials (cm^{-1})

x = Abschirmdicke (cm)

Z = Selbstabsorptionsdicke (cm)

l = Länge des Brennstoffbereiches (cm)

Der Dosisaufbaufaktor einer Punktquelle lässt sich nach [4, S. 415] durch folgende Gleichung ausdrücken

$$(4) \quad B(E, \mu x) = A_1 e^{-\alpha_1 \mu x} + A_2 e^{-\alpha_2 \mu x} = \sum_{n=1,2} A_n e^{-\alpha_n \mu x}$$

$$(5) \quad A_1 = 1 - A_2$$

Die Größen A_1 ; α_1 und α_2 sind in [4, S. 416 ff] in Abhängigkeit von der γ -Energie dargestellt.

Im vorliegenden Fall sind 2 Aufbaufaktoren vorhanden: in der Quelle und in der Abschirmung. Nach [4, S. 9] ist es zulässig, die Abschirmung durch Selbstabsorption und Abschirmmaterial zu einer äquivalenten Abschirmung aus einem Material reduziert anzunehmen und den Aufbaufaktor nur dieses Materials zu verwenden. Da die Abschirmwirkung durch Selbstabsorption klein ist gegenüber der des Abschirmmaterials, wird die äquivalente Abschirmung aus dem Wandmaterial des Behälters angenommen. Unter dieser Voraussetzung und bei Betrachtung der Linienquelle als eine Hintereinanderreihe von Punktquellen lautet die Formel für die maximale Dosisleistung, wenn

$$(6) \quad Q_V = \frac{Q_0}{\pi R^2 l} \quad Q_0 = \text{Quellstärke (s}^{-1}\text{)}$$

$$(7) \quad D_L = \frac{k Q_0}{2\pi l (a+z)} \sum_{n=1,2} A_n \int_0^\psi e^{-\frac{b(1+\alpha_n)}{\cos \psi}} d\psi \left(\frac{\text{mrem}}{h} \right)$$

Diese Formel soll im folgenden auf die Berechnung der Dosisleistung in 2 m Abstand von der Oberfläche eines NaI-Transportbehälters, wie er in 5.1.2 beschrieben ist, angewandt werden. Für überschlägige Berechnungen können dabei einige Vereinfachungen getroffen werden.

Die Selbstabsorptionsdicke Z bei NaI-Transportbehältern ist für einen Abstand von 2 m von der Behälteroberfläche in Abhängigkeit vom Selbstabsorptionskoeffizienten für verschiedene Zylinderradien in der Abbildung 5.2-1 dargestellt. Diese Darstellung gilt für Transportbehälterwandstärken größer als 30 cm.

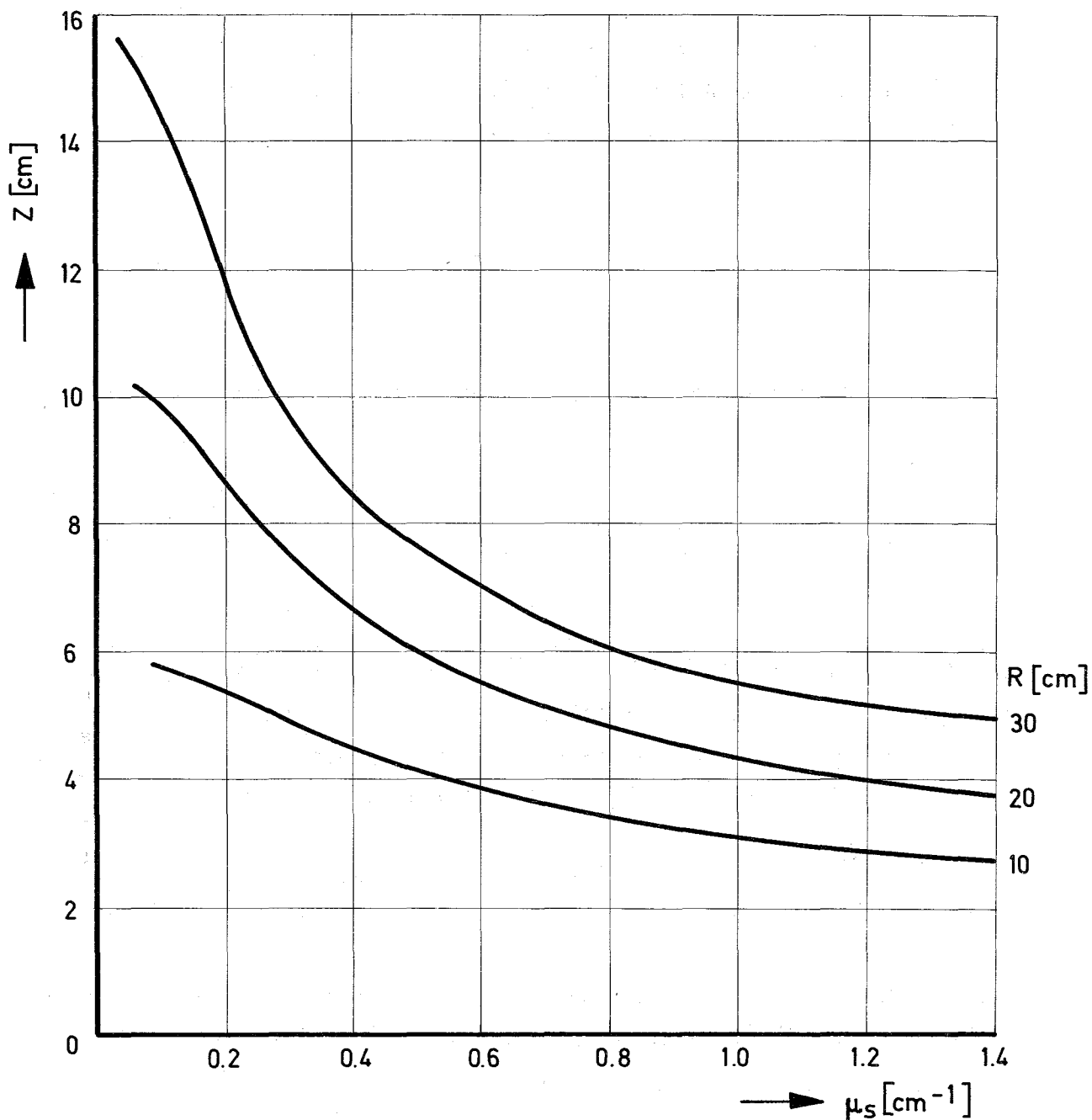


Abb. 5.2 -1 Selbstabsorptionsdicke Z bei Na1-Transportbehältern für 2m Abstand von der Behälteroberfläche in Abhängigkeit vom Selbstabsorptionskoeffizienten μ_s für verschiedene Radien R des strahlenden Zylinders.

Da im vorliegenden Fall bei dem großen Abstand von der Behälteroberfläche und bei den in Betracht kommenden Größen von R und x der Winkel ψ nahezu konstant ist ($\psi \approx 10^0$), ergibt sich für den möglichen Bereich von b

$$(8) \quad \int_0^{\psi} e^{-\frac{b(1+\alpha)}{\cos\psi}} d\psi = 0,158 e^{-b(1+\alpha)}$$

Für NaI-Brennelemente ist $l = 95,5$ cm. Damit ergibt sich für die Dosisleistung

$$(9) \quad D_L = \frac{2,63 \cdot 10^{-4} k Q_0}{a + Z} \left[A_1 e^{-b(1+\alpha_1)} + A_2 e^{-b(1+\alpha_2)} \right]$$

Die Strahlenquellstärken werden [3] entnommen. Für die Bemessung der Abschirmung spielen nur die Strahlen der 0,8 - und der 2,6-MeV-Gruppe eine Rolle. Wird die Strahlenquellstärke in (MeV s^{-1}) angegeben, so erhält man nach [4, S. 20] für die beiden Energien folgende Umrechnungsfaktoren k

für 0,8 MeV $k = 5,97 \cdot 10^7 \text{ [mrem cm}^2 \text{ h}^{-1} \text{ Ci}^{-1} \text{]}$
 für 2,6 MeV $k = 1,44 \cdot 10^8 \text{ "}$

Die Größen A_1 ; A_2 ; α_1 und α_2 haben für die beiden Abschirmmaterialien Blei und Eisen folgende Werte [4, S. 416 ff]

	0,8 MeV		2,6 MeV	
	Pb	Fe	Pb	Fe
A_1	2,17	9,12	2,33	5,72
A_2	-1,17	-8,12	-1,33	-4,72
α_1	-0,038	-0,091	-0,085	-0,0719
α_2	0,21	0,022	0,085	0,0572

Damit kann man für die Dosisleistungen in 2 m Abstand von der Oberfläche eines NaI-Transportbehälters schreiben

bei einer Bleiabschirmung

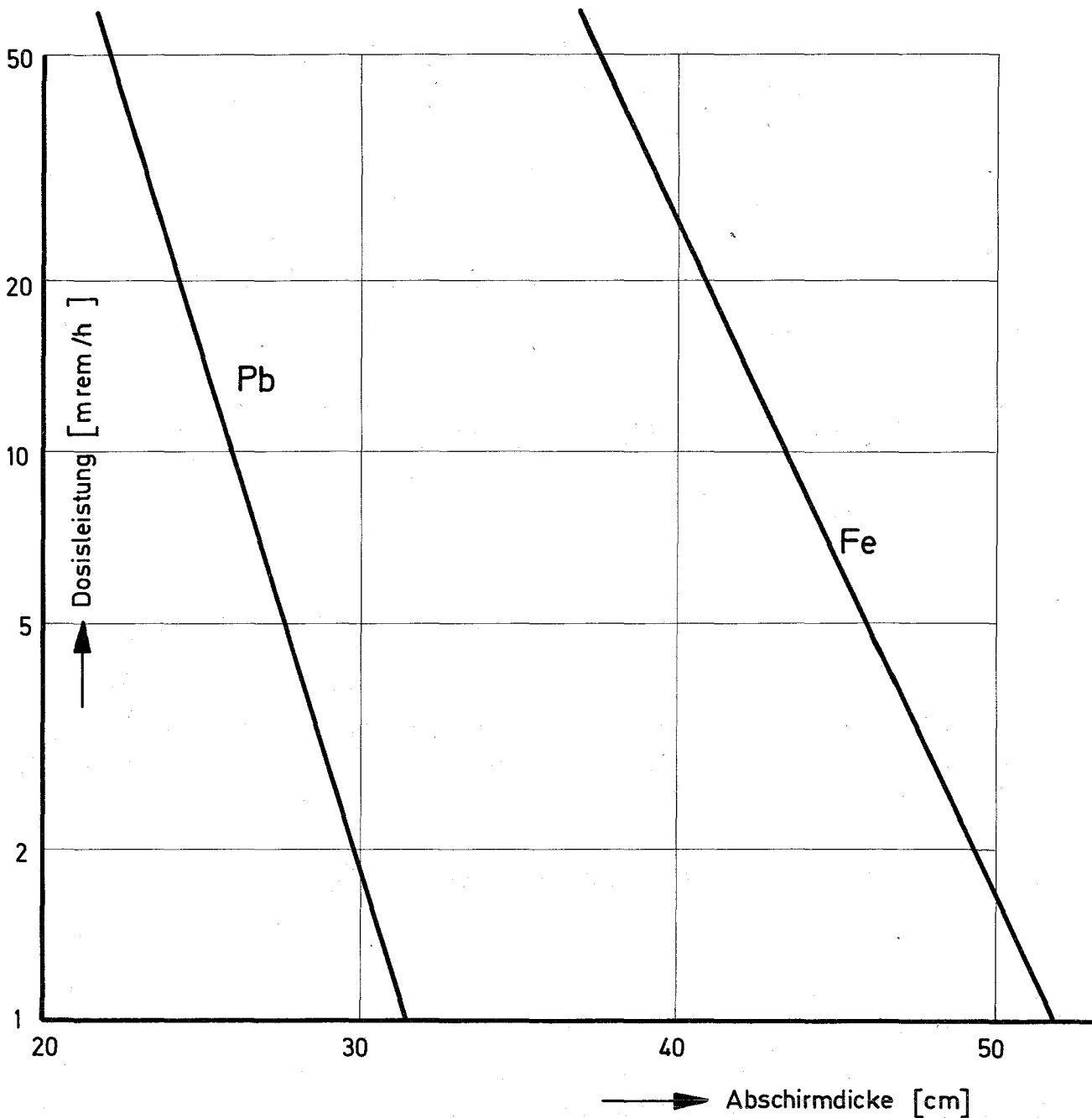


Abb. 5.2 - 2 γ - Dosisleistung in 2m Abstand von der Oberfläche eines Behälters mit 7 Na1 - Brennelementen (100 d - Abklingzeit) als Funktion der Abschirmdicke.

$$(10) \quad D_L (0,8 \text{ MeV}) = \frac{1,57 \cdot 10^4 Q_0}{a+z} \left(2,17 e^{-0,962 b} - 1,17 e^{-1,21 b} \right)$$

$$D_L (2,6 \text{ MeV}) = \frac{3,785 \cdot 10^4 Q_0}{a+z} \left(2,33 e^{-0,915 b} - 1,33 e^{-1,085 b} \right)$$

bei einer Stahlabschirmung

$$(11) \quad D_L (0,8 \text{ MeV}) = \frac{1,57 \cdot 10^4 Q_0}{a+z} \left(9,12 e^{-0,909 b} - 8,12 e^{-1,022 b} \right)$$

$$D_L (2,6 \text{ MeV}) = \frac{3,785 \cdot 10^4 Q_0}{a+z} \left(5,72 e^{-0,9281 b} - 4,72 e^{-1,0572 b} \right)$$

Die Strahlenquellstärke Q_0 ist in $[\text{Ci}]$ einzusetzen.

In Abb. 5.2-2 sind für 7 NaI-Brennelemente nach 100 Tagen Abklingzeit die γ -Dosisleistungen in 2 m Abstand von der Behälteroberfläche in Abhängigkeit von der Dicke des Abschirmmaterials, Blei und Eisen, dargestellt.

5.2.3 Programmbeschreibung für die Berechnung der Abschirmdicke

5.2.3.1 Einleitung

Die exakte Bestimmung der Abschirmdicke mit Berücksichtigung aller γ -aktiven Spaltprodukte, die zum Teil komplexe γ -Strahler mit mehreren γ -Energien sind, ferner mit Berücksichtigung der Selbstabsorption, ist für eine Handrechnung zu umfangreich. Daher wurde ein Programm geschrieben, mit dem man in der Lage ist, 1.) Parameterstudien durchzuführen und vor allem den Einfluß der Abkühlzeit auf die Wandstärke zu bestimmen, 2.) die Genauigkeit der 2-Gruppenrechnung zu prüfen und 3.) den Einfluß der einzelnen γ -aktiven Spaltprodukte auf die notwendige Abschirmstärke festzustellen.

5.2.3.2 Physikalische Grundlagen

Die verwendeten Gleichungen haben den gleichen Aufbau, wie die in 5.2.2 angegebenen Beziehungen. Es wurden lediglich Erweiterungen eingeführt, um auch

die komplexen γ -aktiven Spaltprodukte zu erfassen. Nach [5, St. 43] gilt für die Berechnung der Dosisleistung eines komplexen γ -aktiven Spaltproduktes (j), das in einem Zylinder homogen verteilt ist

$$(12) \quad DL_j = Q_v \cdot R^2 \cdot \pi \sum_{i=1}^n \frac{k_{\gamma i} B_i A_i}{(a+Z_i)}$$

Symbole wie in Gleichung (1) Kap. 5.2.2 zusätzlich:

$$A_i = 2 \cdot \int_0^{\psi} e^{-\frac{b}{\cos\psi}} d\psi = \text{Abschirmfaktor}$$

n = Anzahl der γ -Energien pro Spaltprodukt.

Die Gesamtdosisleistung am Aufpunkt ergibt sich aus der Summe der Einzeldosisleistungen.

$$(13) \quad DL \text{ ges.} = \sum_{j=1}^m DL_j$$

m = Anzahl der γ -aktiven Spaltprodukte.

5.2.3.3 γ -aktive Spaltprodukte

In Tabelle 5.2-1 sind die Ausgangsdaten der γ -aktiven Spaltprodukte aufgeführt, die für die Abschirmrechnungen verwendet wurden. Die Daten gelten für die folgenden Betriebsbedingungen des schnellen Brütters NaI: Coreabbrand: 80 MWd/kg, Core-Standzeit: 604 d.

5.2.3.4 Rechengang (Abb. 5.2-3)

Da die Abschirmdicke (d) in Gl (12) und (13) nicht explizit darstellbar ist, muß sie iterativ bestimmt werden. Ausgehend von einem Schätzwert für d wird DL ges. berechnet und mit dem Sollwert DL zul. verglichen. Das Vorzeichen der Differenz = DL ges. - DL zul. ergibt die Richtung für den folgenden Iterationsschritt:

$$\text{Diff} > 0 \quad \rightarrow \quad d + \Delta d$$

$$\text{Diff} < 0 \quad \rightarrow \quad d - \Delta d$$

Tabelle 5.2-1 : Aktivität und Dosiskonstanten γ -aktiver Spaltprodukte aus dem schnellen Brutreaktor, NaI

Spaltprodukt	T $\frac{1}{2}$	Z ₁₀₀ ^{+) [$\frac{C}{kg}]$}	Gammaenergie [MeV] Teildosiskonstante [rcm ² /h mC] ⁺⁺⁾					
Vr.85	10.6 a	60,7	0,004 0,21	-	-	-	-	
Zr.95+Nb95 ^m	65 d	1952,2	0,754 2,38	0,722 1,82	0,235 1,32	-	-	
Nb95	35 d	3126,4	0,77 4,33	-	-	-	-	
Ru103+Ru103 ^m	40 d	2225,8	0,61 0,23	0,495 2,67	0,055 0,004	0,04 0,52	-	
Cd 113 ^m	14 a	5,8	0,265 0,0015	0,935 0,11	-	-	-	
Tel29 ^m +Tel29	33 d	325,9	1,12 0,64	0,72 0,085	0,475 0,48	0,21 0,02	0,106 0,45	
J 131	8 d	0,7	0,392 2,3	-	-	-	-	
Xe 133	5,3 d	1,6x10 ⁻²	0,081 0,14	-	-	-	-	
Cs137+Ba137 ^m	30 d	504,6	0,661 3,9	0,445 0,08	-	-	-	
Ba140+La140	12,8 d	29,1	2,57 2,24	1,60 6,16	0,92 2,08	0,486 2,12	0,13 0,16	
Ce 141	32,5 d	699,0	0,1449 0,55	-	-	-	-	
Ce144+Pr144	277 d	5471,9	0,08 0,10	-	-	-	-	
Nd 147	11,1 d	4,0	0,69 0,12	0,532 0,79	0,318 0,37	0,165 0,03	0,092 0,25	
Eu 154	16 a	4,8	1,16 6,23	-	-	-	-	
Eu 155	1,7 a	102,7	0,102 0,07	0,084 0,11	0,018 0,66	-	-	
Eu 156	15 d	1,1	1,16 5,64					

+) Aktivität nach 100 d Abklingzeit pro kg oxyd. Brennstoff aus Referenz / 3 /

++) Referenz [5]

5.2.3.5 Ergebnisse

In den Abbildungen 5.2-4 bis 5.2-7 sind die erforderlichen Abschirmwandstärken für Blei und Stahlbehälter mit 7 bzw. 19 BE/Behälter über der Abklingzeit aufgetragen, wobei die Dosisleistung in 2 m Abstand von 2.5 - 10.0 mrem/h variiert wurde, während in Abb. 5.2-8 der geometrische Abschwächungsfaktor relativ zur Dosisleistung an der Behälteroberfläche aufgetragen ist. Die Kurvenschaaren zeigen bei Abklingzeiten zwischen 20 und 100 d linearen Verlauf, da hier die Wandstärke ausschließlich durch die Aktivität des Ba 140 + La 140 bestimmt wird (Abb. 5.2-9). In diesem Bereich läßt sich qualitativ der lineare Verlauf einfach herleiten:

Die Dosisleistung außerhalb der Abschirmung ist

$$DL \sim Q(t) \cdot A(\mu d) = \text{Quellstärke} \times \text{Abschirmfaktor}$$

$$DL \sim e^{-\lambda t} \cdot e^{-\mu d}$$

$$\ln DL \sim -\lambda t - \mu d$$

$$d = c_1 \ln \frac{1}{DL} - c_2 t = \text{Gerade}$$

Nach 100 d Abklingzeit ist die Aktivität des Ba 140 ($t_{\text{Halb}} = 12.8 \text{ d}$) und dessen Tochter La 140 ($t_{\text{Halb}} = 40.2 \text{ h}$) bereits so stark abgeklungen, daß die Spaltprodukte mit weicherem γ -Spektrern aber größeren Halbwertzeiten spürbar werden (Abb. 5.2-9) und eine Krümmung in den Kurvenschaaren (Abb. 5.2-4+5.2-7) einleiten. Interessant ist der Umstand, daß das Nb 95, das bei der Bleiabschirmung kaum ins Gewicht fällt, bei der Stahlabschirmung aber für Abklingzeiten $> 100 \text{ d}$ bestimmend wird. Die Ursache hierfür ist in dem Verlauf der totalen γ -Absorptionskoeffizienten über der γ -Energie für beide Abschirmmaterialien zu suchen. Während μ_{Pb} mit kleiner werdender γ -Energie stark ansteigt, bleibt im interessanten Bereich μ_{FE} nahezu konstant.

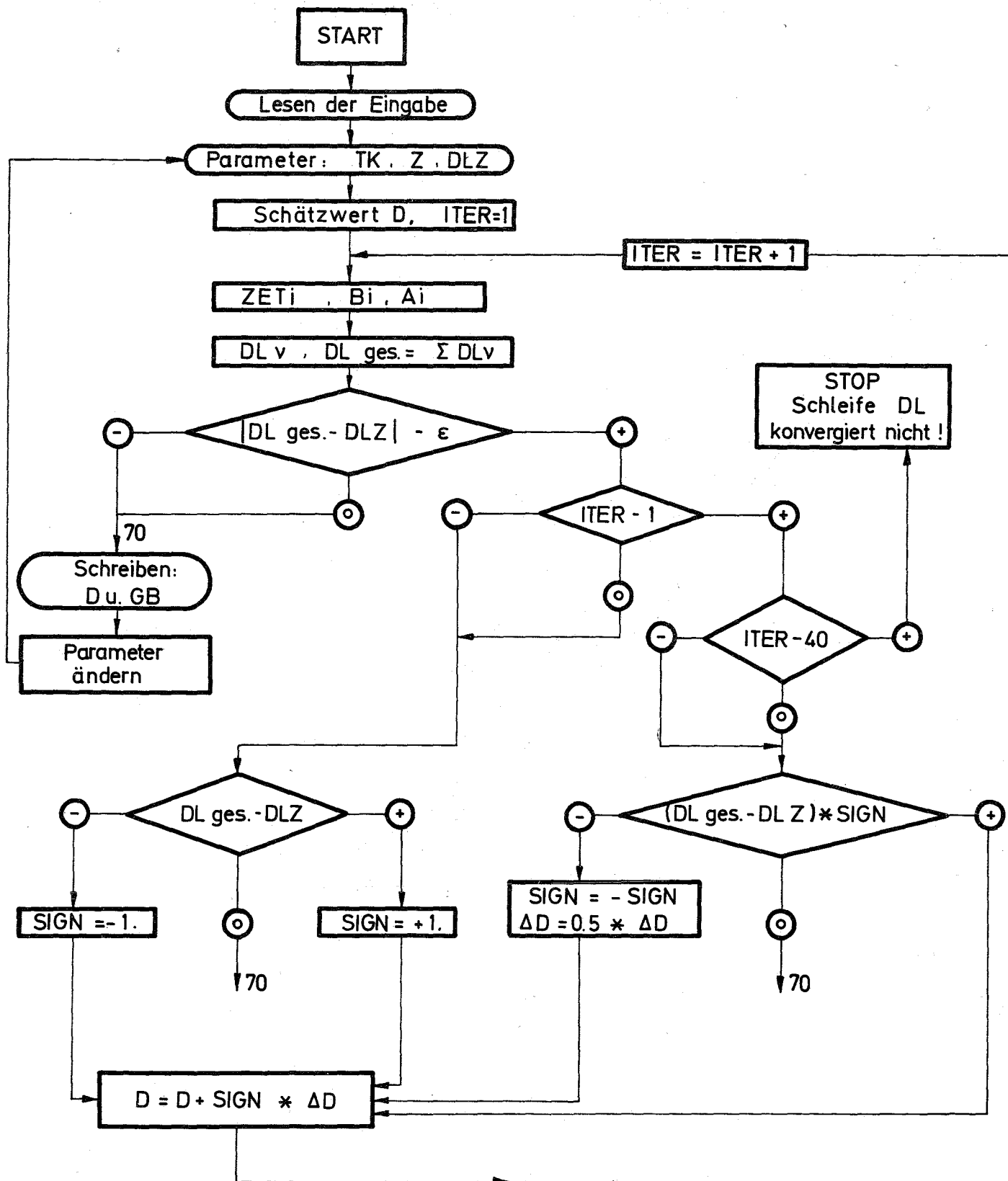
Dadurch verschiebt sich der Anteil der einzelnen γ -Strahler an der Gesamtdosisleistung (Abb. 5.2-9).

Als weiteres Ergebnis dieser differentiellen Abschirmrechnung ist die Aussage zu bewerten, daß für die γ -Abschirmung bestrahlter Brüterelemente nur 6 Spaltprodukte berücksichtigt werden müssen, nämlich: (Abb. 5.2-9)

1. Ba 140 + La 140
2. Nb 95
3. Zr 95 + Nb 95^m
4. Te 129^m + Te 129
5. Eu 154
6. Cs 137 + Ba 137^m

Ein Vergleich mit der 2-Gruppen-Rechnung in Kap. 5.2.2 zeigt, daß die dort berechneten 1/10-Wertdicken mit 5-10% auf der sicheren Seite liegen.

Abb. 5.2-3 Blockdiagramm des Abschirmprogramms



TK = Abkühlzeit
 Z = Anzahl der BE
 DLZ = Zul. Dosisleistung
 GB = Beh. Gewicht

ZET = Selbstabsorptionslänge
 B = Aufbaufaktor
 A = Abschirmfaktor
 D = Abschirmdicke

Abb. 5.2-4

Erforderliche Bleiwandstärke für die δ -Abschirmung von 7 NaI BE als Funktion (Abklingzeit, Dosisleistung)

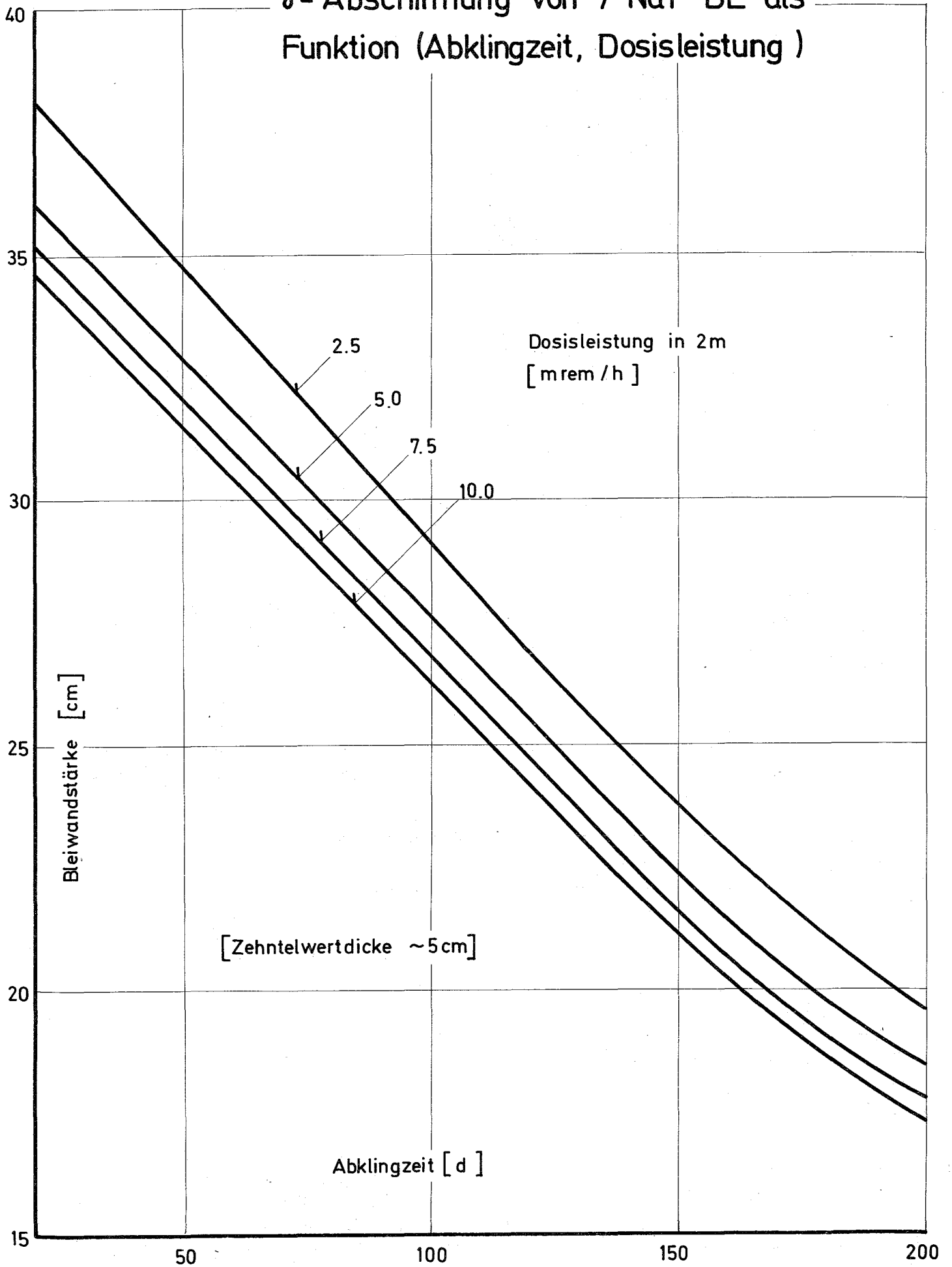


Abb. 5.2-5 Erforderliche Bleiwandstärke für die γ -Abschirmung von ^{19}Na 1 BE als Funktion (Abklingzeit, Dosisleistung)

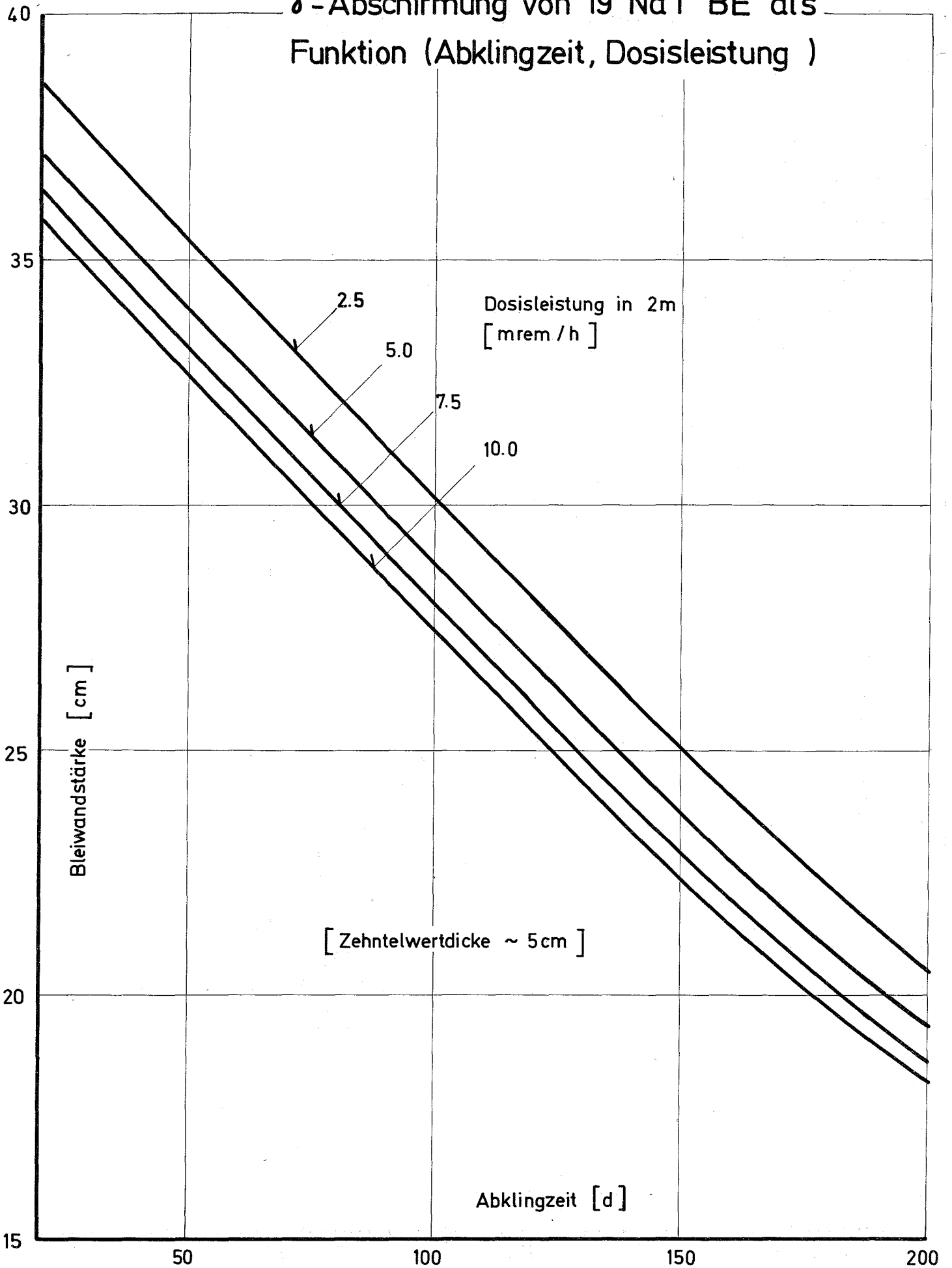


Abb. 5.2-6

Erforderliche Stahlwandstärke für die γ -Abschirmung von 7 Na1 BE als Funktion (Abklingzeit, Dosisleistung)

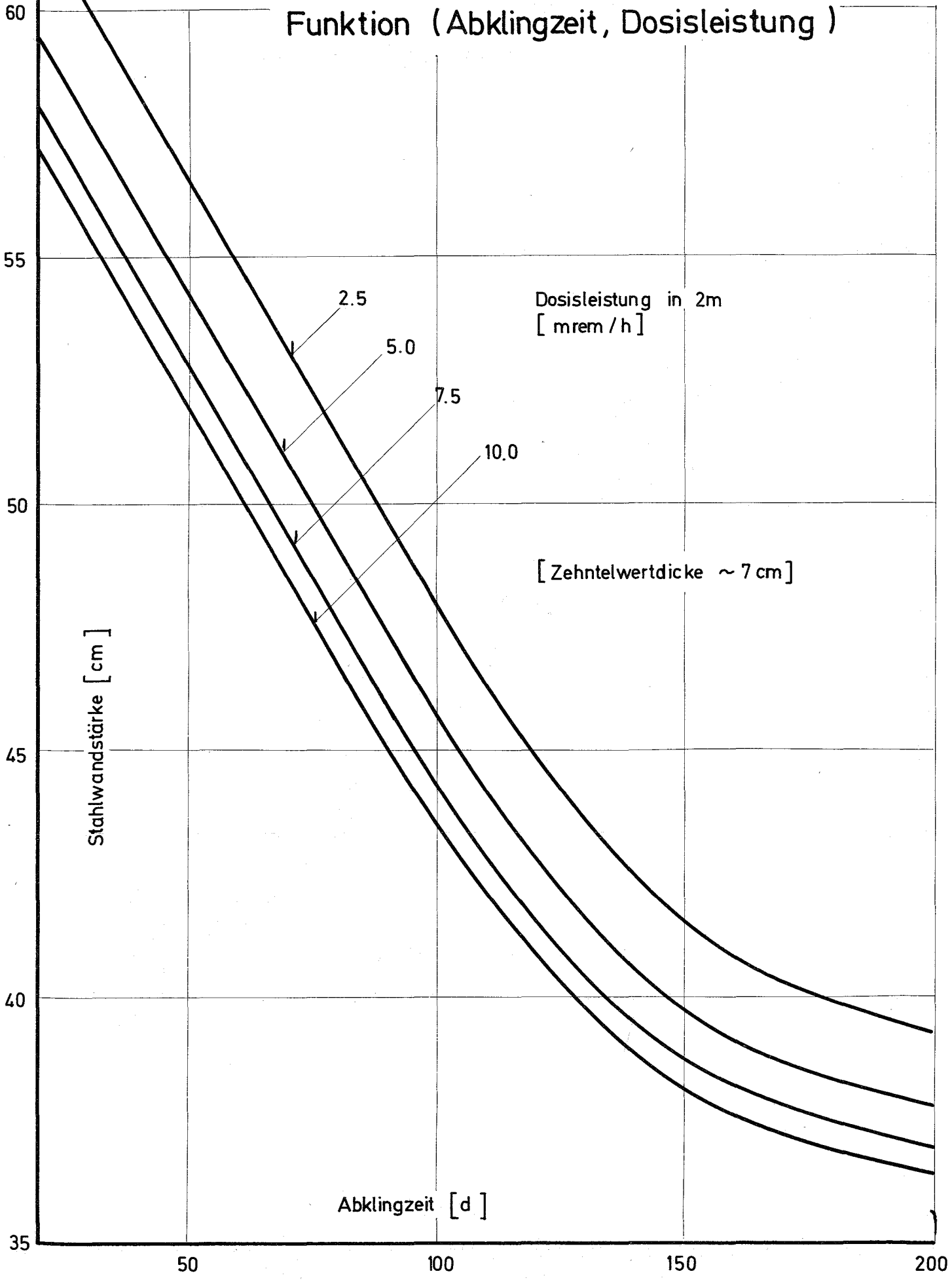
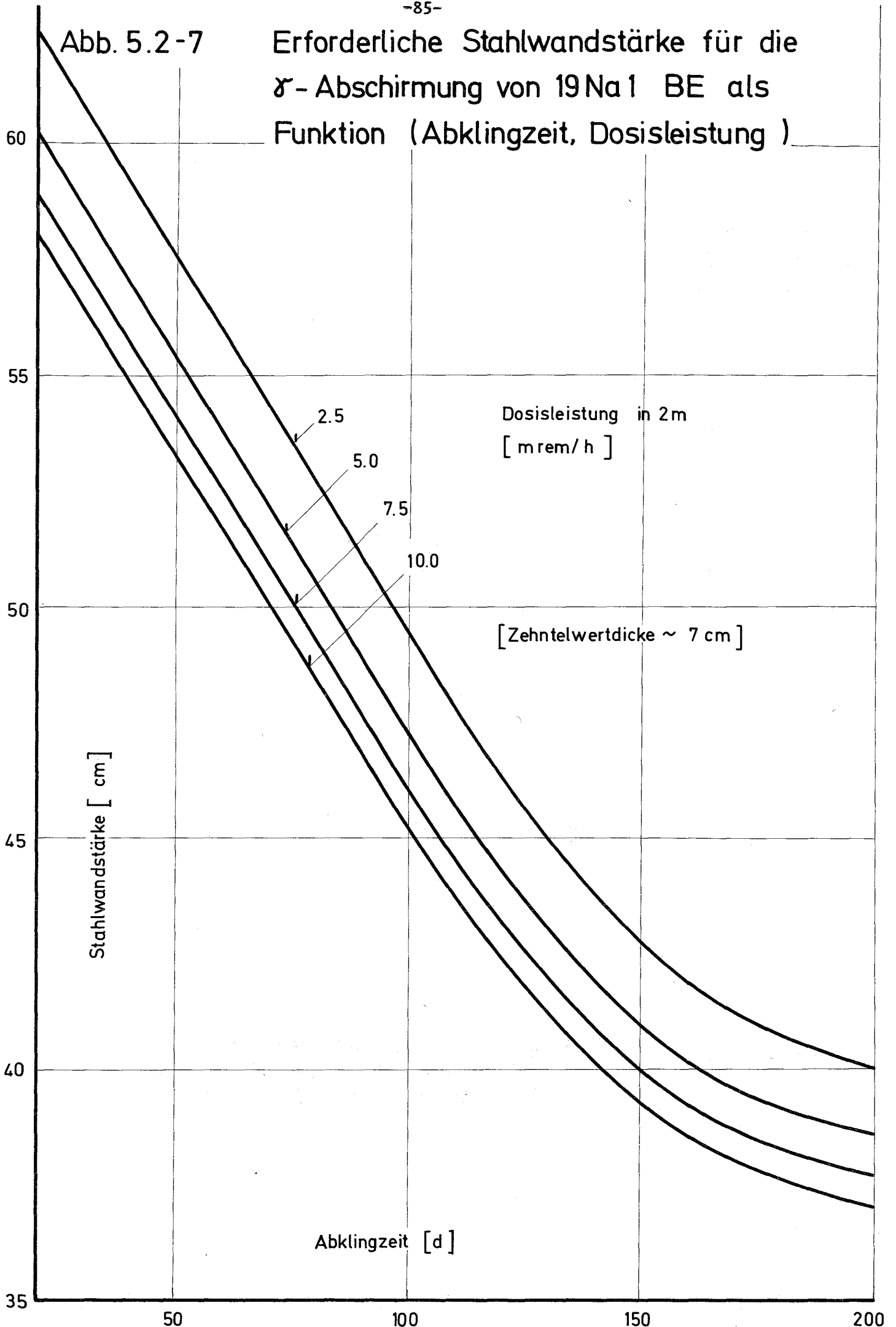
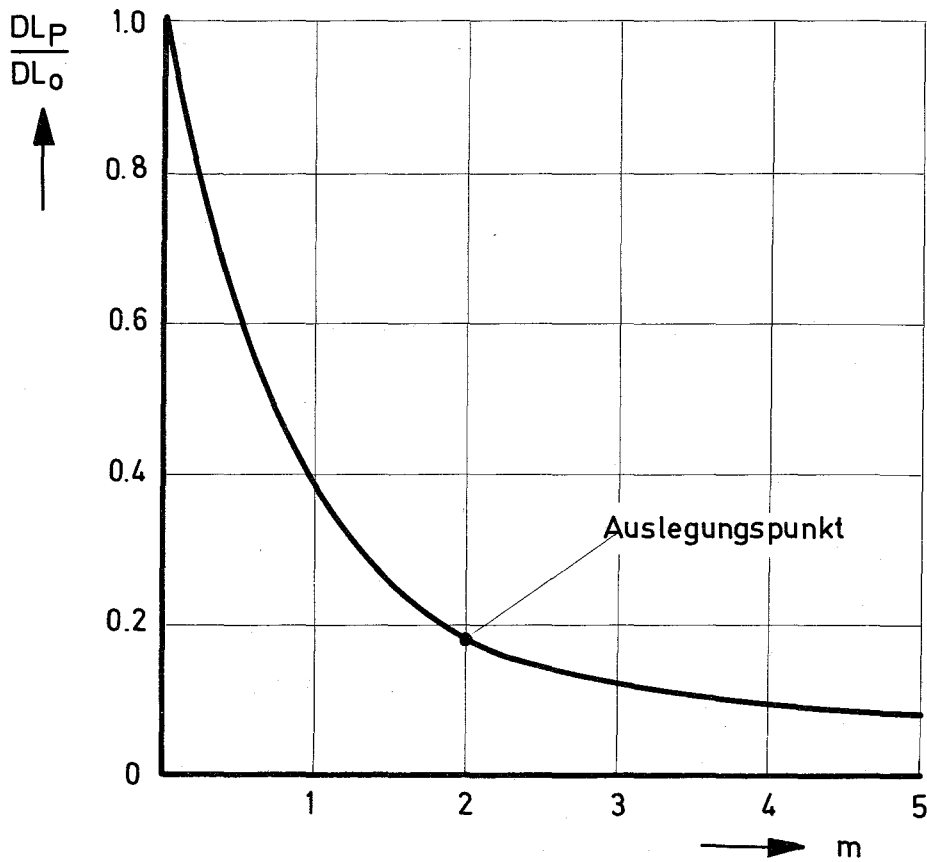


Abb. 5.2-7

Erforderliche Stahlwandstärke für die γ -Abschirmung von ^{19}Na 1 BE als Funktion (Abklingzeit, Dosisleistung)



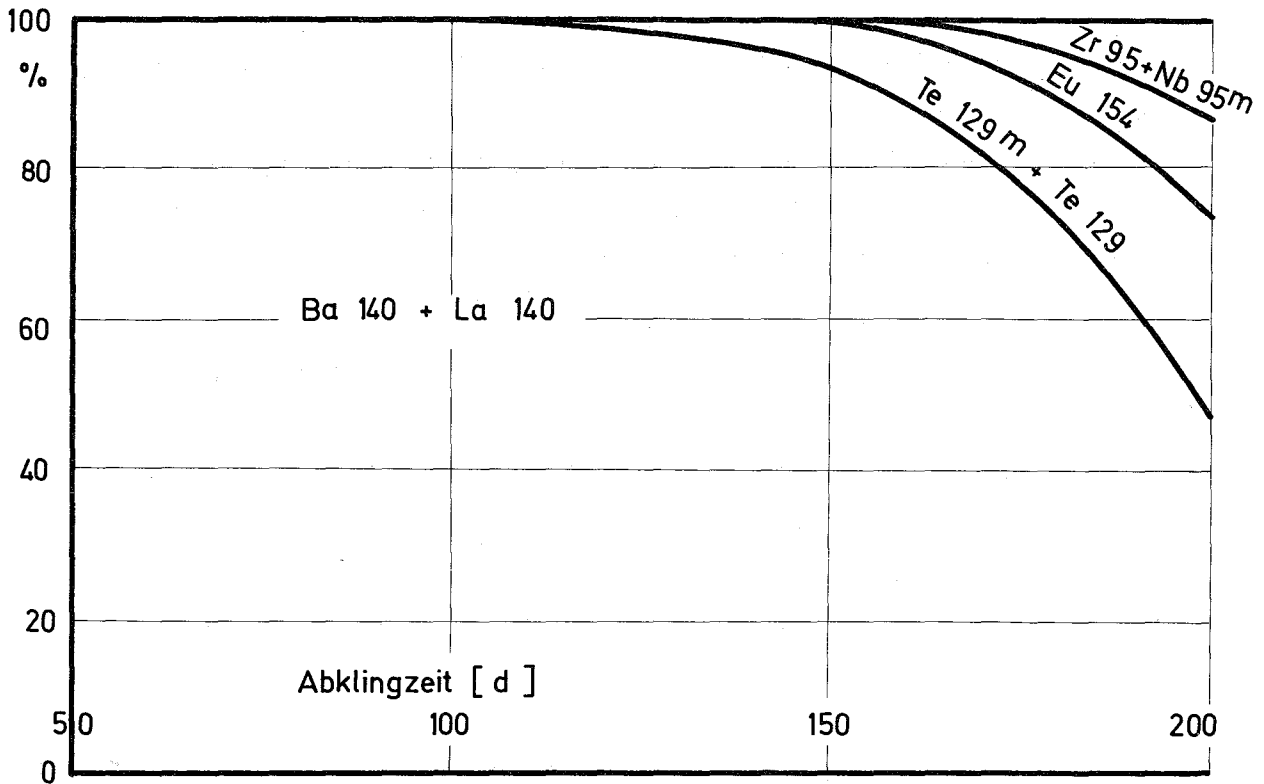


Entfernung des Aufpunktes (P)
von der Behälteroberfläche

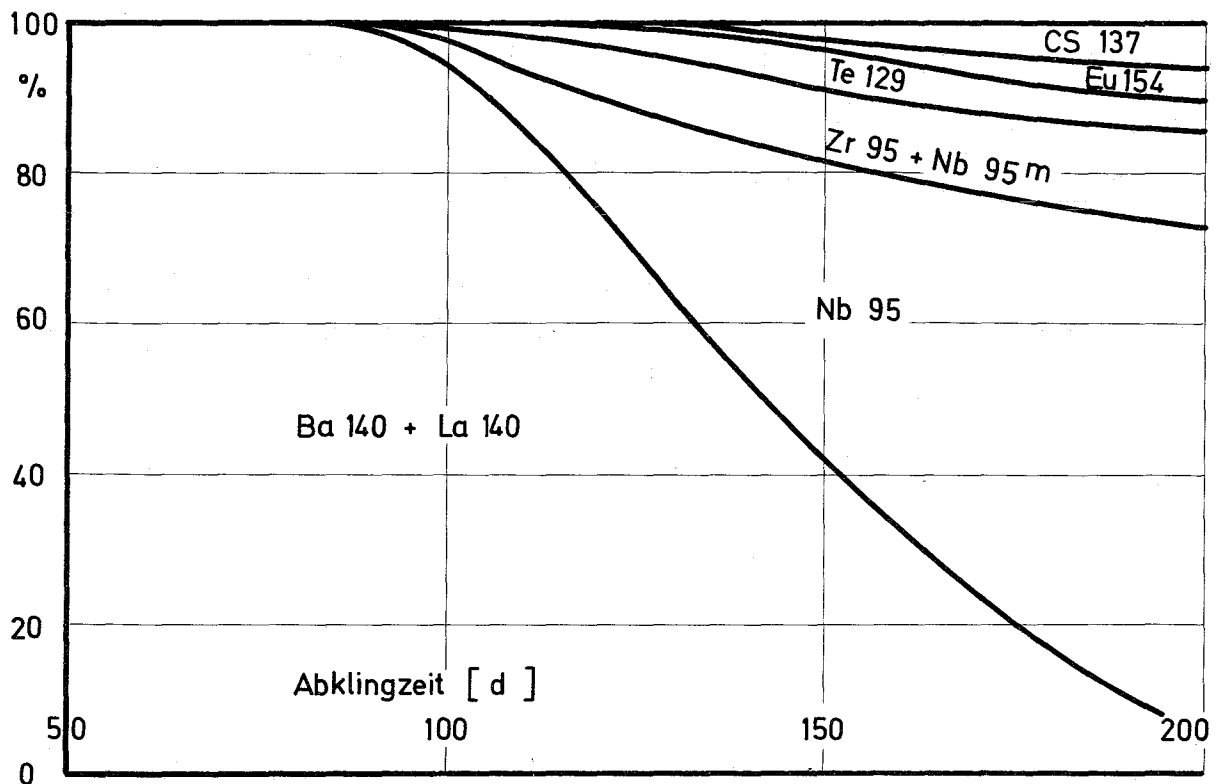
Abb. 5.2 - 8 Geometrischer Abschwächungs -
faktor der γ - Dosisleistung

Abb. 5.2-9 Anteil der einzelnen γ -aktiven Spaltprodukte in der Gesamtdosisleistung in 2m Abstand

7Na1 BE, Bleiabschirmung, Dosisleistung = 5 mrem / h



7Na1 BE, Stahlabschirmung, Dosisleistung = 5 mrem / h



5.3. Neutronenabschirmung

5.3.1 Einleitung

Die in den Brennelementen schneller Brutreaktoren durch Spontanspaltung, induzierte Spaltung und (α, n) -Prozesse am Sauerstoff des oxydischen Brennstoffes entstehenden Neutronen erzeugen außerhalb des Transportbehälters eine Strahlendosisleistung, die zusammen mit der Dosisleistung der Gamma-Strahlung nach den IAEA-Vorschriften

$$(1) \quad D_{\max} = \begin{cases} 10 \text{ mrem/h in 200 cm Abstand von der Behälteroberfläche} \\ 200 \text{ mrem/h auf der Behälteroberfläche} \end{cases}$$

nicht überschreiten darf (vgl. 2.1.2.1.2). Das Schildmaterial M und die Wandstärke W sind also so zu wählen, daß

$$(2) \quad \begin{aligned} D(M, W; P') &= D_{\gamma}(M, W; P') + D_n(M, W; P') \\ &\leq 10 \text{ mrem/h bzw. } 200 \text{ mrem/h} \end{aligned}$$

ist für alle Punkte P' im Abstand 200 cm von der Behälteroberfläche bzw. auf der Behälteroberfläche.

Unter den Punkten P' gibt es einen Punkt P , für den die Dosisleistung maximal ist:

$$D(M, W; P') \leq D(M, W; P) \text{ für alle Punkte } P'.$$

Bei einer homogenen zylindrischen Quelle, deren Höhe größer als deren Durchmesser ist (Abb. 5.3-1), liegt P in der Ebene senkrecht zur Zylinderachse, die den Zylinder halbiert ("Mittlebene").

Es genügt also, M und W zu finden mit

$$(4) \quad D(M, W; P) \leq D_{\max}$$

Für die Gamma-Abschirmung am besten geeignet ist ein Material mit hoher Kernladungszahl, also z.B. Blei; für die Neutronenabschirmung ein Material mit kleiner Massenzahl, also Wasserstoff. Vom physikalischen Standpunkt wäre es also sinnvoll, einen 2-Schichten-Schild zu konstruieren, dessen erste Schicht aus Blei, dessen zweite Schicht aus einem wasserstoffhaltigen Material (Serpentin) besteht. Es wird hier jedoch u.a. aus Gründen der Festigkeit ein Kompromiß zwischen hoher Kernladungszahl und kleiner Massenzahl geschlossen und als Abschirmmaterial Eisen betrachtet. Sobald ein geeigneter Rechencode zur Verfügung steht, wird auch der 2 Schichten-Schild mit Blei und Serpentin untersucht.

5.3.2 Zusammenhang zwischen ortsabhängigem Neutronenfluß und Dosisleistung

Die Neutronendosisleistung ergibt sich aus dem differentiellen Neutronenfluß $\phi(E,P)$ durch Wichtung mit einem energieabhängigen Umrechnungsfaktor $U(E)$ und Integration über die Energie:

$$D_n(M,W;P) = \int_0^{E_0} dE U(E) \phi(M,W;E,P), \quad E_0 = 10.5 \text{ MeV}$$

$$= \sum_{l=1}^{26} \int_{E_l}^{E_{l-1}} dE U(E) \phi(M,W;E,P)$$

$$(5) \quad = \sum_{l=1}^{26} U_l \phi_l(M,W;P)$$

mit

$$\phi_l(M,W;P) = \int_{E_l}^{E_{l-1}} dE \phi(M,W;E) \quad l = 1, 2, \dots, 26$$

$\phi_1 (M,W;P)$ ist das Neutronenflußintegral über die 1-te Energiegruppe.

Die E_1 und U_1 sind Tabelle 5.3-1 zu entnehmen. [6]

Tabelle 5.3-1: Umrechnungsfaktoren vom Fluß auf die Dosisleistung für 26 Energiegruppen (ABN)

1	E_1 [MeV]	U_1 [$\frac{\text{mrem}}{\text{h}} \text{ cm}^2 \text{ sec}$]	1	E_1 [eV]	U_1 [$\frac{\text{mrem}}{\text{h}} \text{ cm}^2 \text{ sec}$]
1	6.5	0.148	14	1000	0.00448
2	4.0	0.139	15	465	0.00466
3	2.5	0.128	16	215	0.00484
4	1.4	0.125	17	100	0.00500
5	0.8	0.136	18	46.5	0.00500
6	0.4	0.0950	19	21.5	0.00485
7	0.2	0.0559	20	10.0	0.00470
8	0.1	0.0369	21	4.65	0.00455
9	0.0465	0.0234	22	2.15	0.00440
10	0.0215	0.0130	23	1.00	0.00425
11	0.01	0.00747	24	0.465	0.00410
12	0.00465	0.00507	25	0.215	0.00395
13	0.00215	0.00430	26	0.0252	0.00375

Die Neutronendosisleistung $D_n (Fe,W;P)$ ist also bestimmt durch die Neutronenflußintegrale im Punkt P in den sechsundzwanzig Energiegruppen laut Tabelle 5.3-1. Diese Flußintegrale ergeben sich aus der Lösung der inhomogenen Transportgleichung in P. Gewonnen wird diese Lösung näherungsweise auf folgendem Weg:

Aufgrund des gegenüber dem Durchmesser des Quellzylinders großen Abstandes des Punktes P vom Quellgebiet erlauben die vorhandenen Lösungsverfahren für die Transportgleichung keine Lösung in P, wohl aber am Außenrand der Abschirmung im Punkt A (Abb. 5.3-1). Da jedoch näherungsweise im luftgefüllten Raum zwischen A und P gilt:

$$(7) \quad \frac{\phi_1 (M,W;P)}{\phi_1 (M,W;A)} = \frac{\phi_z^{\text{dir}} (P)}{\phi_z^{\text{dir}} (A)}, \quad 1 = 1, 2, \dots, 26,$$

wobei

$$(8) \quad \phi_z^{\text{dir}}(P) = \int_v d\tau(P'') \frac{Q(P'')}{4\pi (PP'')^2}$$

v = zylindr. Quellvolumen

der direkte, ungeschwächte Fluß aus dem Quellzylinder im Aufpunkt P ist ($Q(P'') = Q = \text{const.}$ bei der hier als homogen angenommenen Quelle), ist die Neutronendosisleistung in P nach (5) und (7)

$$(9) \quad D_n(\text{Fe}, W; P) = a(A, P) D_n(\text{Fe}, W; A)$$

mit

$$(10) \quad a(A, P) = \phi_z^{\text{dir}}(P) / \phi_z^{\text{dir}}(A).$$

5.3.3 Transformation von Zylindergeometrie auf äquivalente Kugelgeometrie

Das verfügbare Programm für die Lösung der Transportgleichung mit äußerer Quelle (inhomogene Boltzmann-Gleichung) ist ein eindimensionales S_4 -Programm [7] in Kugelgeometrie. Das bedeutet, daß zu dem gegebenen zylindrischen Transportbehälter ein äquivalenter sphärischer zu finden ist. Äquivalent heißt dabei, daß die in P erzeugten Dosisleistungen in Kugel- und Zylindergeometrie gleich sind. Diese Aufgabe läßt sich in zwei, allerdings gekoppelte, Teilaufgaben zerlegen: Man finde eine äquivalente Quelle und eine äquivalente Abschirmwandstärke! Folgende zwei Forderungen legen den Weg fest, auf dem diese beiden Aufgaben, nämlich die Bestimmung des Radius R_{Qk} der Spaltzone und der Wandstärke W_K der Abschirmung des äquivalenten sphärischen Behälters, näherungsweise gelöst werden können:

(F1) Der direkte, ungeschwächte Fluß im Punkt P sei gleich in Kugel- und Zylindergeometrie.

(F2) Der mittlere direkte Weg von der Quelloberfläche durch die Abschirmung nach P sei gleich in Kugel- und Zylindergeometrie.

Die Näherung durch (F1) liegt in der Annahme, daß in Kugel- und Zylindergeometrie die Flüsse, die nicht nur ungestreute Neutronen enthalten und durch

Absorption geschwächt sind, aufgrund des Höhe-zu-Durchmesser-Verhältnisses des Quellzylinders von 1.6 bereits übereinstimmen, wenn die direkten, ungeschwächten Flüsse dies tun. Die Näherung durch (F2) liegt in der Annahme, daß in Kugel- und Zylindergeometrie die mittleren Weglängen durch die Abschirmung nach P übereinstimmen, wenn die direkten mittleren Weglängen durch die Abschirmung nach P gleich sind. Da die Dosisleistung abnimmt, wenn die Wandstärke zunimmt und der Radius der Quellkugel kleiner wird, sind diese Forderungen, wie die in Tabelle 5.3-2 aufgeführten nach (Anhang A 1.6) und (Anhang A 2.7) berechneten Ergebnisse zeigen, schärfer als die aus Gründen der Geometrie als vernünftig erscheinenden und ohne Aufwand zu erfüllenden Forderungen nach gleichen Quellvolumina und gleichen Abschirmwandstärken in Kugel- und Zylindergeometrie, die die in Klammern notierten Werte liefern:

Tabelle 5.3-2: Äquivalentes sphärisches System

Radius des Quellzylinders $R_{QZ} = 29.2 \text{ cm,}$
 halbe Höhe des Quellzylinders $H_Z = 47.75 \text{ cm,}$
 Stärke der Abschirmung in Zylindergeometrie W_Z
 Stärke der Abschirmung in Kugelgeometrie W_K

$W_Z \text{ [cm]}$	$W_K \text{ [cm]}$	$R_{QK} \text{ [cm]}$
40.0	39.24 (40.0)	40.17 (39.38)
45.0	44.19 (45.0)	40.05 (39.38)
50.0	48.99 (50.0)	40.05 (39.38)

Da die näherungsweise berechnete Dosisleistung aus Gründen der Sicherheit keinesfalls kleiner als die - nicht berechenbare - exakte Dosisleistung sein darf, sind unbedingt die schärferen Forderungen (F1) und (F2) an das äquivalente sphärische System zu stellen.

5.3.4 Berechnung der Neutronendosisleistung außerhalb der Abschirmung

Das vorhandene Rechenprogramm löst die inhomogene Boltzmann-Gleichung

$$\begin{aligned}
 & \vec{\Omega} \nabla \phi(\vec{r}, \vec{\Omega}, E) + \Sigma(\vec{r}, E) \phi(\vec{r}, \vec{\Omega}, E) \\
 (11) \quad & = \int dE' \left\{ d\Omega' \Sigma_s(\vec{\Omega} \rightarrow \vec{\Omega}', E' \rightarrow E) \phi(\vec{r}, \vec{\Omega}', E') \right. \\
 & + \nu_{\text{Spalt}} \chi_{\text{Spalt}}(E) \int d\Omega' \Sigma_{\text{Spalt}}(E') \phi(\vec{r}, \vec{\Omega}', E') \\
 & \left. + Q_{\text{ext}}(\vec{r}, E) \right\}
 \end{aligned}$$

nach der Carlson'schen S_4 -Methode [2] in Kugelgeometrie.

Mit der externen Quelle Q_{ext} werden die Neutronen aus den Spontanspaltungen des Spaltstoffes einschließlich der Transplutone (Cm-242, Cm-244) und die Neutronen aus den (α, n) -Reaktionen am Sauerstoff des oxydischen Brennstoffes beschrieben:

$$\begin{aligned}
 Q_{\text{ext}}(\vec{r}, E) &= Q_{\text{Spont}}(\vec{r}, E) + Q_{(\alpha, n)}(\vec{r}, E) \\
 (12) \quad & = \chi_{\text{Spalt}}(E) Q_{\text{Spont}}(\vec{r}) + \chi_{(\alpha, n)}(E) Q_{(\alpha, n)}(\vec{r})
 \end{aligned}$$

Das Spektrum $\chi_{(\alpha, n)}(E)$ der (α, n) -Neutronen ist nicht bekannt. Bekannt sind nur das Verhältnis der integralen Quelldichten und die totale integrale Quelldichte:

$$(13) \quad Q_{\text{Spont}}(\vec{r}) / Q_{(\alpha, n)}(\vec{r}) = 4.0$$

$$(14) \quad Q_{\text{ext}}(\vec{r}) = Q_{\text{Spont}}(\vec{r}) + Q_{(\alpha, n)}(\vec{r}) = 888.0 \frac{\text{Neutronen}}{\text{cm}^3 \text{sec}}$$

Daraus folgt, daß

$$(15) \quad Q_{\text{ext}}(\vec{r}, E) = 888 \int [0.8 \chi_{\text{Spalt}}(E) + 0.2 \chi_{(\alpha, n)}(E)] \frac{\text{Neutronen}}{\text{cm}^3 \text{ sec MeV}}$$

Das Gewicht, mit dem das Spaltspektrum eingeht, ist also 0.8, während das Gewicht des (α, n) -Neutronenspektrums nur 0.2 ist. Nun wird näherungsweise $\chi_{(\alpha, n)}(E)$ durch $\chi_{\text{Spalt}}(E)$ ersetzt:

$$(16) \quad Q_{\text{ext}}(\vec{r}, E) = 888 \chi_{\text{Spalt}}(E)$$

Der durch diese Näherung entstehende Fehler in der Dosisleistung kann folgendermaßen abgeschätzt werden:

Es ist näherungsweise (siehe auch Anhang A 3)

$$\begin{aligned} \frac{D_{\text{Spalt}+(\alpha, n)}(\text{A})}{D_{\text{Spalt}}(\text{A})} &= \frac{D_{\text{Spalt} + (\alpha, n)}^{\text{dir}}(\text{A})}{D_{\text{Spalt}}^{\text{dir}}(\text{A})} \\ &= \frac{\phi_z^{\text{dir}}(\text{A}) \int_0^{E_0} dEU(E) [0.8 \chi_{\text{Spalt}}(E) + 0.2 \chi_{(\alpha, n)}(E)]}{\phi_z^{\text{dir}}(\text{A}) \int_0^{E_0} dEU(E) \chi_{\text{Spalt}}(E)} \\ &= 0.8 + 0.2 \frac{\int_0^{E_0} dEU(E) \chi_{(\alpha, n)}(E)}{\int_0^{E_0} dEU(E) \chi_{\text{Spalt}}(E)} \\ &\leq 0.8 + 0.2 \frac{\int_0^{E_0} dEU(E) \hat{\chi}(E)}{\int_0^{E_0} dEU(E) \chi_{\text{Spalt}}(E)}, \end{aligned}$$

wobei $\hat{\chi}(E)$ dasjenige Spektrum im Intervall $[0, E_0]$ ist, mit dem

$\int_0^{E_0} dEU(E) \chi(E)$ maximal ist. Man zeigt leicht, daß $\hat{\chi}(E) = \delta(E-E_0) \text{ MeV}^{-1}$

ist. Da weiter $\int_0^{E_0} dEU(E) \chi_{\text{Spalt}}(E) = 0.0962 \text{ mrem/h cm}^2 \text{ sec}$ und $U(E_0) = 0.148 \text{ mrem/h cm}^2 \text{ sec}$ ist, ist

$$(18) \quad D_{\text{Spalt}+(\cdot, n)}(A) \leq (0.8 + 0.2 \frac{0.148}{0.0962}) D_{\text{Spalt}}(A) = 1.11 D_{\text{Spalt}}(A)$$

Im Sinne einer pessimistischen Berechnung der Neutronendosisleistung ist also

$$(19) \quad D_n(A) = 1.11 D_{\text{Spalt}}(A)$$

zu setzen.

In die S_4 -Rechnungen gehen die in Tabelle 5.3-2 notierten Geometriedaten W_K und R_{OK} sowie die in Anhang A 4 aufgeführten Materialdaten ein. Die aus diesen Rechnungen gemäß Gl. (5) und Tabelle 5.3-1 resultierenden Neutronendosisleistungen am Rand des Fe-Abschirmmantels können Tabelle 5.3-3 entnommen werden. Zu beachten ist, daß diese Werte die Dosisleistungen am Rand des zylindrischen Systems sind, gewonnen mit Hilfe des bezüglich P mit $\overline{AP} = 250 \text{ cm}$ äquivalenten sphärischen Systems.

Tabelle 5.3-3: Neutronendosisleistung an der Behälteroberfläche

$W_Z(\text{Fe})$	$D_{\text{Spalt}}(\text{Fe}, W_Z; A)$	$D_n(\text{Fe}, W_Z; A)$
40.0 cm	178.87 mrem/h	198.55 mrem/h
45.0 cm	138.01 mrem/h	153.19 mrem/h
50.0 cm	101.22 mrem/h	112.35 mrem/h

Die Extrapolationsfaktoren $a(A, P)$ gemäß Gl. (10) ergeben sich aus Gl. (8) und damit aus Anhang, Tabelle A 2.4 wie folgt:

Tabelle 5.3-4: Abschwächungsfaktor der Neutronendosisleistung
in 2,50 m Entfernung von der Behälteroberfläche

$W_Z(\text{Fe})$	$a(A,P; \overline{AP} = 250 \text{ cm})$
40.0 cm	0.0501
45.0 cm	0.0549
50.0 cm	0.0605

Tabelle 5.3-5 zeigt die Neutronendosisleistung nach Gl. (9) in Abhängigkeit von der Wandstärke in 250.0 cm Abstand von der Oberfläche der Abschirmwand.

Tabelle 5.3-5: Dosisleistung in 250.0 cm Abstand von der Oberfläche
der Fe-Abschirmung in Abhängigkeit von der Abschirmwand-
stärke

$W_Z(\text{Fe})$	$D_n(\text{Fe}, W_Z; P, \overline{AP} = 250 \text{ cm})$
40.0 cm	9.95 mrem/h
45.0 cm	8.41 mrem/h
50.0 cm	6.80 mrem/h

Will man die Dosisleistung für weitere Aufpunkte P' zwischen A und P bestimmen, kann man analog zur bisherigen Rechnung zunächst die äquivalenten $W_K = W_K(P')$ und $R_{QK} = R_{QK}(P')$ ermitteln und anschliessend für jeden Punkt P' eine S_4 -Rechnung durchführen. Aufgrund der langen Rechenzeiten für diese S_4 -Rechnungen (ca. 40 Minuten auf der IBM 7074 für einen Lauf) wird dieser Weg hier jedoch nicht beschrritten. Es wird statt dessen, ausgehend von den Ergebnissen für $\overline{AP} = 250.0 \text{ cm}$, benutzt, daß in Analogie zu den Gl. (9) und (10) näherungsweise gilt:

$$(20) \quad D_n(\text{Fe}, W_Z; P') = a_K(P, P') \cdot D_n(\text{Fe}, W_Z; P)$$

mit

$$(21) \quad a_K(P, P') = \frac{\phi_K(R_{QK}(P'), R_{QK}(P') + W_K(P') + \overline{AP}')}{\phi_K(R_{QK}(P), R_{QK}(P) + W_K(P) + \overline{AP})}$$

ϕ_K wurde in A 2 bestimmt.

Tabelle 5.3-6 zeigt die nach (20) und (21) berechnete Dosisleistung als Funktion der Abschirmwandstärke und des Abstandes von der Oberfläche der Abschirmwand.

Tabelle 5.3-6: Neutronendosisleistung $D_n(\text{Fe}, W_Z; P', \overline{AP}')$ in mrem/h

(siehe auch Abb. 5.3-2)

	$W_Z = 40 \text{ cm}$	$W_Z = 45 \text{ cm}$	$W_Z = 50 \text{ cm}$
$\overline{AP}' = 50 \text{ cm}$	69.89	56.25	43.57
$\overline{AP}' = 70 \text{ cm}$	51.57	41.95	32.82
$\overline{AP}' = 100 \text{ cm}$	35.10	28.91	22.85
$\overline{AP}' = 130 \text{ cm}$	25.40	21.09	16.82
$\overline{AP}' = 160 \text{ cm}$	19.24	16.08	12.89
$\overline{AP}' = 190 \text{ cm}$	15.06	12.64	10.19
$\overline{AP}' = 220 \text{ cm}$	12.11	10.21	8.26
$\overline{AP}' = \overline{AP} = 250 \text{ cm}$	9.95	8.41	6.80

Man sieht, daß man, um Gleichung(2) einzuhalten, die Oberfläche des Behälters nicht mit der Oberfläche des Fe-Abschirmmantels zusammenfallen lassen darf, sondern je nach Wahl der Wandstärke und nach der dazugehörigen in 5.3 ermittelten Gamma-Dosisleistung in einem dann festliegenden Mindestabstand von der Oberfläche des Abschirmmantels realisieren muß.

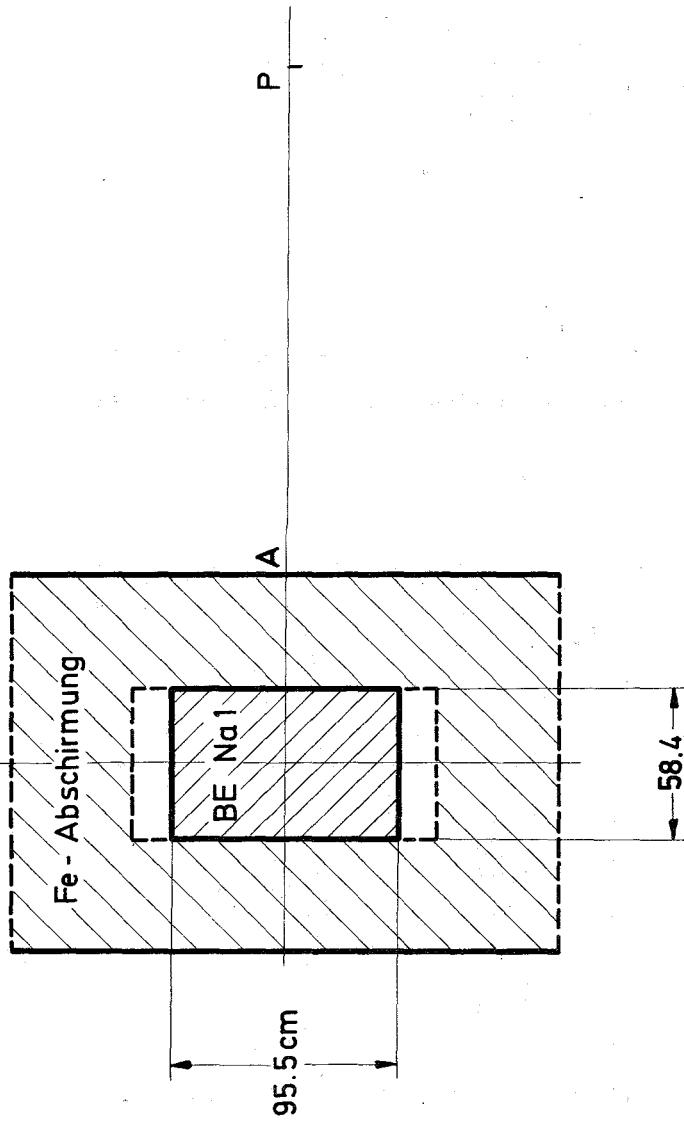


Abb. 5.3-1 Axialer Schnitt durch den Transportbehälter

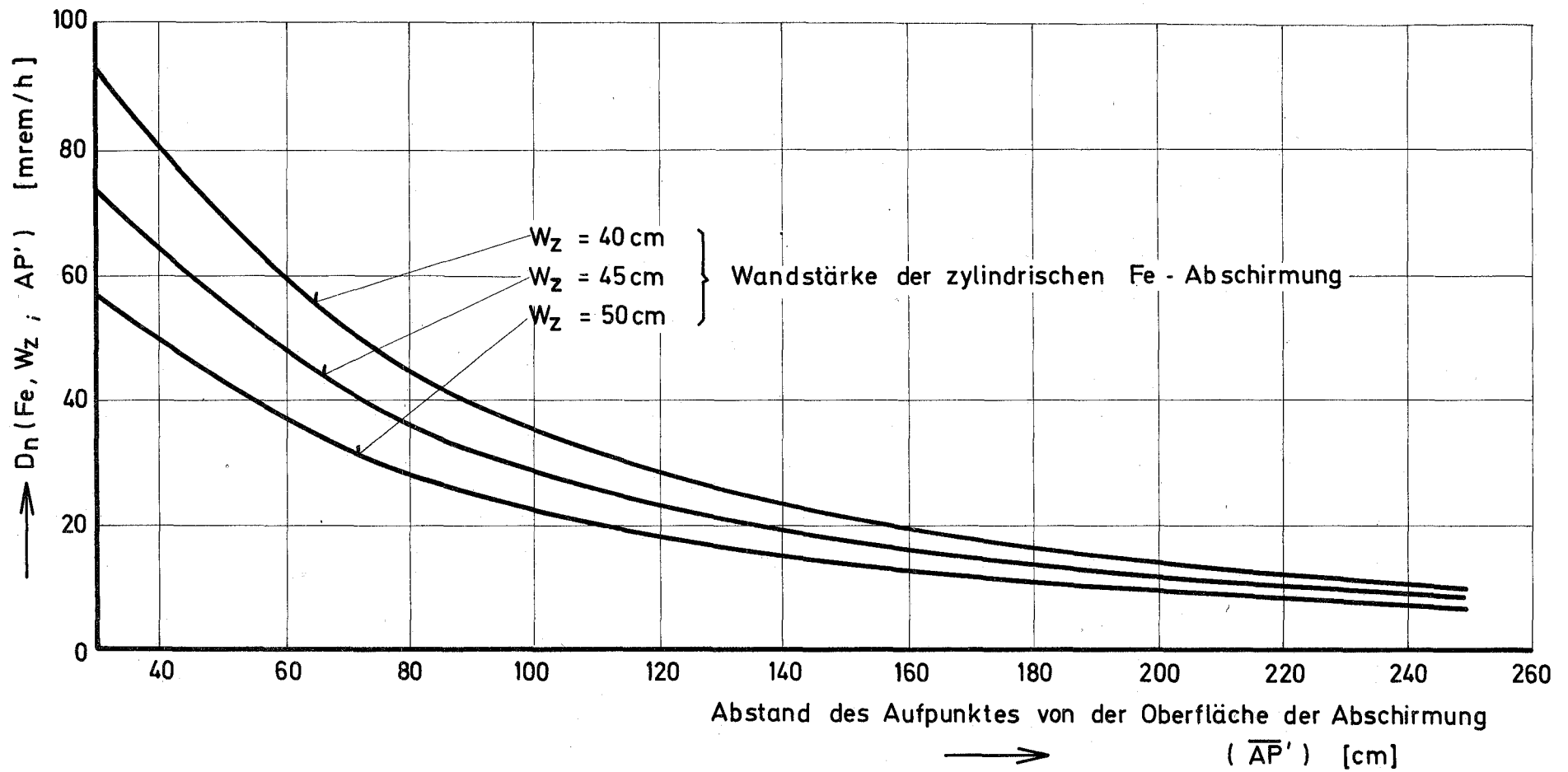


Abb. 5.3 -2 Neutronendosisleistung als Funktion der Abschirmwandstärke und Abstand von der Abschirmoberfläche.

5.4. Kritikalität

5.4.1 Innere Kritikalitätssicherheit

5.4.1.1 Einleitung und Zusammenfassung der Ergebnisse

Nach den IAEA-Regeln - vgl. 2.1.2.4 - ist nachzuweisen, daß in jeder möglichen Unfallsituation nicht mehr als 80% der Masse des ähnlichen Systems von spaltbarem und nichtspaltbarem Material in der gleichen Form und gleichen Zusammensetzung, die gerade kritisch wäre, im Behälter enthalten sind.

Bei einem Transportunfall besteht die Möglichkeit

1. der Änderung des Behälterinhalts in eine Konfiguration größerer Reaktivität,
2. des Verlustes der Wirksamkeit von Neutronenabsorbern und Moderatoren,
3. des Wassereinbruchs in den Behälter.

Es werden die oben angeführten Fälle für sieben frische (Abbrand Null) Brennelemente des Na-1-Brutreaktors untersucht. Frische Brennelemente werden betrachtet, weil trotz des im Blanket erbrüteten Plutoniums der Multiplikationsfaktor der abgebrannten Brennelemente wegen der Spaltprodukte und der geringeren Spaltstoffkonzentration kleiner ist als der von frischen Elementen und daher frische Brennelemente ein größeres Kritikalitätsrisiko darstellen als abgebrannte.

Die Resultate der in diesem Kapitel beschriebenen Kritikalitätsrechnungen sind zur Vermittlung einer schnellen Übersicht in der folgenden Tabelle zusammengestellt:

Tabelle 5.4-1: k_{eff} -Werte für frische Na-1-Brennelemente im
Normalbetrieb und nach Unfällen

Zahl der Na-1-BE im Behälter	Zustand	k_{eff}	Hinweis
8.75 ¹⁾	normal	0.58	Abb. 5.4-1
8.75 ¹⁾	Unfall ohne Schmelzen, Kompaktion des Brennstoffes	0.86	Abb.5.4-2 Kap.5.4.1.3
5	Unfall mit Schmelzen, Kompaktion des Brennstoffes 100 % theoret. Dichte	0.95	Abb.5.4-3 Tab.5.4-5
6		0.99	
7		1.03	
7	Unfall mit Schmelzen, Kompaktion des Brennstoffes 80 % der theoret. Dichte	0.93	Abb.5.4-3 Tab.5.4-5
8.75 ¹⁾	Unfall, Wasser verdrängt Na Geometrie bleibt erhalten	0.73	Abb.5.4-4 Tab.5.4-7
1	Unfall, Wasser verdrängt Na Brennstoff u. Wasser homogenisiert	0.67	Abb.5.4-6 Tab.5.4-8
2		0.69	
4		0.65	
7		0.67	

1)
 8.75 BE = 125 % derjenigen Behälterkapazität, die nach IAEA-Vorschrift nicht kritisch werden darf.

5.4.1.2 Beschreibung der Rechenmethode

Der Transportbehälter, angefüllt mit Brennelementen und Natrium als Kühlmittel, hat zylindrische Gestalt (Abb. 5.4-1). Dieses System werde mit S_0 bezeichnet.

Zum Nachweis der inneren Kritikalitätssicherheit von S_0 werde jetzt das System S_1 folgendermaßen definiert:

S_1 : Form und Zusammensetzung wie S_0 .

Masse der Spaltzone gleich 125 % der Masse der Spaltzone von S_0 .

Es werden also die Teilchenzahldichten festgehalten, während das Volumen der Spaltzone von S_1 125 % des Volumens der Spaltzone von S_0 ist (Abb. 5.4-1).

Mit dieser Definition von S_1 gilt, daß die innere Kritikalitätssicherheit nach IAEA-Vorschrift nachgewiesen ist, wenn der effektive Multiplikationsfaktor von S_1 nicht größer als eins ist:

$$(d) k_{\text{eff}}(S_1) \leq 1.0.$$

Sie ist auch dann nachgewiesen, wenn man ein System S_2 findet, von dem man aufgrund seiner Form und Zusammensetzung schliessen kann, daß der zugehörige effektive Multiplikationsfaktor

$$(e) k_{\text{eff}}(S_2) \geq k_{\text{eff}}(S_1)$$

ist und die Bedingung

$$(f) k_{\text{eff}}(S_2) \leq 1.0$$

erfüllt ist.

Es wird sich zeigen, daß folgendes System S_2 zunächst die Bedingung (e) erfüllt:

S_2 : Kugelförmige Spaltzone mit dem Volumen der Spaltzone von S_1 und der Zusammensetzung des spaltbaren und nichtspaltbaren Materials der Spaltzone von S_1 ,

Kugelschalenförmige Abschirmung,

Wasserumgebung.

Abb. 5.4-1 zeigt einen Schnitt durch das System S_2 ; der Mittelpunkt des Systems liegt in der Schnittebene.

Es ist die Oberfläche der Spaltzone von S_2 kleiner als die Oberfläche der Spaltzone von S_1 , da unter allen Körpern mit gleichem Volumen die Kugel derjenige mit der kleinsten Oberfläche ist. Da die Wahrscheinlichkeit für das Entweichen eines Neutrons aus der Spaltzone mit deren Oberfläche abnimmt, nimmt der effektive Multiplikationsfaktor mit abnehmender Oberfläche der Spaltzone zu. Die Formänderung der Abschirmung und des Wasserreflektors

bedeutet ein Heranrücken des Wassers an die Spaltzone, wodurch die aus der Spaltzone entweichenden Neutronen in kleinerer Entfernung von der Spaltzone moderiert und reflektiert werden, also mit größerer Wahrscheinlichkeit wieder in die Spaltzone gelangen. Der effektive Multiplikationsfaktor wird also durch die Formänderung $S_1 \rightarrow S_2$ vergrößert, so daß in der Tat Bedingung (e) erfüllt ist.

Es ist jetzt für die verschiedenen Unfallmöglichkeiten zu zeigen, daß das zugehörige System S_2 unterkritisch ist. Da die Zonenabmessungen nicht groß gegenüber eine mittlere freie Weglänge sind, wird $k_{\text{eff}}(S_2)$ nach Möglichkeit durch eine Transportrechnung bestimmt.

5.4.1.3 Untersuchung des 1. Modellunfalles: Änderung des Behälterinhaltes in eine Konfiguration größerer Reaktivität

Es wird die pessimistische Annahme gemacht, daß durch Stoß oder Fall die Brennelemente beschädigt werden derart, daß der Brennstoff aus dem oberen und uneren Teil der Brennelemente in den Mittelteil des Behälters gelangt und dort das Natrium verdrängt. Der Halte- und Absorberkäfig bleibt jedoch erhalten, so daß die durch den Unfall entstandene Spaltzone weiterhin Struktur- und Absorbermaterial enthält (Abb. 5.4-2).

Die Abmessungen der Spaltzone in Abb.5.4-2 sind $R_0 = 29,2$ cm, $H_0 = 36,12$ cm. Die Teilchenzahlendichten sind der folgenden Tabelle zu entnehmen. Der Borgehalt des Käfigs ist mit 1% angesetzt.

Tabelle 5.4-2: Teilchenzahlendichten n in der Spaltzone nach Modellunfall bei Erhaltung des Halte- und Absorberkäfigs.

Material	U 238	Pu 239	Pu 240	Pu 241	Pu 242	O
$n \cdot 10^{-21}$	11.351	1.834	0.868	0.1449	0.05773	28.507
Material	Fe	Cr	Ni	Si	B 10	B 11
$n \cdot 10^{-21}$	20.148	7.0	6.88	0.5898	0.2217	0.9327

Für das zugehörige System S_2 ist $R_2 = 30.68$ cm. Das verdrängte Natrium wird als Kugelschale zwischen der Spaltzone und der Abschirmung angeordnet (Abb. 5.4-2).

Die Kritikalitätsrechnung liefert

$$k_{\text{eff}}(S_2) = \begin{cases} 0.86 & S_4\text{-Transport} & 26 \text{ Gruppen} \\ 0.83 & \text{Diffusion} & 4 \text{ Gruppen} \end{cases}$$

Damit ist gezeigt, daß der Behälter nach dem Modellunfall bei Erneuerung des Halte- und Absorberkäfigs kritikalitätssicher im Sinne der einleitend notierten IAEA-Regel ist.

Zur Abschätzung der nötigen Korrektur des 4-Gruppen-Diffusions- k_{eff} bei späteren Diffusionsrechnungen wurde neben der 26-Gruppen-Transportrechnung eine 4-Gruppen-Diffusionsrechnung gemacht.

5.4.1.4 Untersuchung des 2. Modellunfalles: Verlust der Wirksamkeit von Neutronenabsorbern und Moderatoren

Dieser Modellunfall stellt die Trennung des Brennstoffes vom übrigen Behälterinhalt (Kühlmittel, Käfig- und Strukturmaterial) durch Schmelzen dar. Das Schmelzen der Behälterfüllung kann durch den Ausfall der Kühlung und den daraus resultierenden Temperaturanstieg durch die dann nicht mehr genügend abgeführte Nachwärme bei abgebrannten Brennelementen verursacht werden. Da das System nach außen Wärme abgibt, stellt sich, wenn die Kühlung wieder in Betrieb genommen werden kann, eine Gleichgewichtstemperatur ein, die umso höher liegt, je größer der Abbrand ist. Oberhalb eines gewissen Mindestabbrandes kann also bei Ausfall der Kühlung der Behälterinhalt schmelzen.

Bei theoretischer Dichte des Brennstoffes hat man für die Spaltzone folgende Teilchenzahlendichten:

Tabelle 5.4-3: Teilchenzahlendichten n im Schmelzfall für verschiedene Abbrände

Material	U 238	Pu 239	Pu 240	Pu 241	Pu 242	0	Spaltprod.
$n \cdot 10^{-21}$ Abbrand Null ¹⁾	19.66	3.177	1.504	0.251	0.100	49.38	0.0
$n \cdot 10^{-21}$ Abbr.2600 $\frac{\text{MWd}}{\text{to}}$	19.15	3.093	1.465	0.245	0.374	49.38	0.246
$n \cdot 10^{-21}$ Abbr.53000 $\frac{\text{MWd}}{\text{to}}$	18.64	3.01	1.426	0.237	0.648	49.38	0.492
$n \cdot 10^{-21}$ Abbr.79000 $\frac{\text{MWd}}{\text{to}}$	18.13	2.927	1.387	0.231	0.923	49.38	0.738

Abb.5.4-3 zeigt die Geometrie des der Berechnung zugrunde gelegten Systems Für den Fall der frischen Brennelemente (Abbrand Null) wurde eine 26-Gruppen-Transportrechnung und eine 26-Gruppen-Diffusionsrechnung durchgeführt; mit der daraus bestimmten Transportkorrektur wurden die Diffusions- k_{eff} -Werte der abgebrannten Systeme korrigiert.

Tabelle 5.4-4: k_{eff} -Werte für verschiedene Abbrände im Schmelzfall für sieben Brennelemente bei theoretischer Dichte

Abbrand $\frac{\text{MWd}}{\text{to}}$	26-Gruppen-Diff.		Transport korrig.	
	ABN	NAPPMB	ABN	NAPPMB
0	1.001	0.944	1.030	0.973
26000	0.991	0.934	1.020	0.963
53000	0.981	0.924	1.010	0.953
79000	0.971	0.914	1.000	0.943

Die transportkorrigierten k_{eff} -Werte aus den Rechnungen mit dem ABN-Satz unterscheiden sich wenig von eins, so daß die Unsicherheit im Gruppensatz hier im Gegensatz zu den anderen untersuchten stark unterkritischen Modellen

berücksichtigt werden muß. Dazu wurden die Rechnungen mit dem NAPPMB-Satz [8] wiederholt; sie lieferten um 6% kleinere k_{eff} -Werte. Man weiß jedoch aus Messungen an wasserstoffmoderierten SNEAK-Anordnungen mit Plutonium, daß das ABN- k_{eff} um etwa 2% zu groß, das NAPPMB- k_{eff} um etwa 2% zu klein ausfällt. Für Anordnungen mit Uran [9], die mit Sauerstoff, Aluminium und Kohlenstoff moderieren, ist das ABN- k_{eff} sogar um etwa 4% zu groß. (Für kleine Anordnungen mit Plutonium sind keine Angaben vorhanden.) Die bisherigen Erfahrungen mit dem NAPPMB-Satz lassen vermuten, daß bei der hier betrachteten Anordnung mit diesem Gruppensatz das k_{eff} um 2-3% unterschätzt wird. Damit liegt man nahe bei $k_{eff}=1$.

Die Abhängigkeit des Multiplikationsfaktors von der Zahl der Brennelemente und der Dichte des Brennstoffs nach dem Schmelzunfall ist der folgenden Tabelle zu entnehmen:

Tabelle 5.4-5: k_{eff} in Abhängigkeit von der Zahl der BE und der Dichte nach dem Schmelzen für frische BE

Zahl der BE, Dichte		26-Gruppen-Transport	
		ABN	
7	theoret. Dichte	1.03	
6	" "	0.99	
5	" "	0.95	
<hr style="border-top: 1px dashed black;"/>			
7	80% der theoret. Dichte	0.93	

Man beachte die starke Reaktivitätsänderung bei Verkleinerung der Dichte nach dem Schmelzen.

5.4.1.5 Untersuchung des 3. Modellunfalles: Wassereinbruch in den Behälter

Das Eindringen von Wasser in den Behälter erhöht das k_{eff} des Systems aufgrund der Thermalisierung auch von schnellen Neutronen durch wenige Zusammenstöße mit Wasserstoff.

Als Modellunfall wird der Fall betrachtet, bei dem das Kühlmittel vollständig durch Wasser ersetzt worden, die Struktur des Halte- und Absorberkäfigs und der Brennelemente jedoch erhalten geblieben ist.

Die Heterogenität des Systems wird durch eine später auszuführende Korrektur des sich aus deren homogenisierten Behälterinnern ergebenden k_{eff} berücksichtigt.

Die Abmessungen der Spaltzone sind $R_0 = 29.2$ cm und $H_0 = 95.5$ cm. Daraus ergibt sich der Radius der Spaltzone des zugehörigen Systems S_2 zu $R_2 = 42.5$ cm (Abb. 5.4-4).

In der Spaltzone hat man bei 1.5 % Bor im Absorberkäfing folgende Teilchenzahlendichten n :

Tabelle 5.4-6: Teilchenzahlendichten n in der Spaltzone bei Wassereinbruch

Material	U 238	Pu 239	Pu 240	Pu 241	Pu 242	O	Fe
$n \cdot 10^{-21}$	5.292	0.6933	0.3282	0.05478	0.02183	21.31	20.148
Material							
$n \cdot 10^{-21}$	7.0	6.88	0.5898	21.06	0.2217	0.9327	

Die Rechnungen liefern folgende Ergebnisse:

Tabelle 5.4-7: k_{eff} -Werte im Normalbetrieb und bei Wassereinbruch für 8.75 Brennelemente in Kugelgeometrie

Betriebsart	4-Gr.-Diff.	26-Gr.-Transp.	het.-korrig.
Normal (Na-Kühl.)	0.56	0.58	-
Unfall (Na \rightarrow H ₂ O)	0.67	0.70	0.73

Die zweite Spalte ergibt sich aus der 26-Gr.-Transportkorrektur nach 5.4.1.3. Der Wassereinbruch, also das Fluten des Systems, erfordert eine Heterogenitätskorrektur von ca. 4 % $\sqrt{10}$.

Da mit steigendem H/Pu-Verhältnis bei gewissen Anordnungen $\sqrt{11}$ die Kritikalität zunimmt, muß der Fall des Eindringens von Wasser beim Transport von weniger als sieben Brennelementen im 7-BE-Behälter untersucht werden.

Durch Zugrundelegung eines in axialer Richtung unendlichen Zylinders in Wasser - eine 30-cm-Wasserschicht ist dem radialunendlichen Wasserreflektor äquivalent - kommt man zu einer Abschätzung nach oben für k_{eff} .

Es wurden jeweils zwei Konfigurationen gerechnet:

1. Brennelemente und Wasser nicht homogenisiert:

$$R = \frac{29.2}{I/7} \text{ cm}$$

Teilchenzahldichten = n

2. Brennelemente und Wasser homogenisiert:

$$\text{Teilchenzahldichten} = \begin{cases} n \cdot I/7 & \text{für alle Elemente außer H, O} \\ (nI + 3.345 \cdot 10^{22} (7-I))/7 & \text{für O} \\ (nI + 6.69 \cdot 10^{22} (7-I))/7 & \text{für H} \end{cases}$$

Dabei ist n die in Tab. 5.4-6 angegebene Teilchenzahldichte und I die Zahl der Brennelemente im Behälter. Abb. 5.4-5 beschreibt die unzerstörten Brennelemente mit zugehörigem Käfiganteil in Wasser, Abb. 5.4-6 die mit dem Wasser und zugehörigem Käfiganteil homogenisierten Brennelemente.

Tabelle 5.4-8: k_{eff} -Werte bei Wassereinbruch für I Brennelemente im 7-BE-Behälter in Zylindergeometrie (axial unendlich) und 26-Gruppen-ABN-Rechnungen

I	7 BE	4 BE	2 BE	1 BE
nicht homogenisiert ¹⁾²⁾	0.68	0.62	0.53	0.44
homogenisiert ²⁾	0.67	0.65	0.69	0.67

¹⁾ 4 % Heterogenitätskorrektur

²⁾ 3 % Transportkorrektur

Im nichthomogenisierten Fall ändert sich das H/Pu-Verhältnis in der Spaltzone nicht; das Oberfläche/Volumen-Verhältnis ist jedoch proportional $1/R$, so daß der Ausfluß mit abnehmender Zahl I von Brennelementen größer wird und damit k_{eff} kleiner wird.

Im homogenisierten Fall ist H/Pu 239 = 30, 103, 272, 600 und die Pu 239-Dichte $\rho = 0.275, 0.157, 0.079, 0.039 \text{ g/cm}^3$ für $I = 7, 4, 2, 1$. Das Maximum für k_{eff} liegt bei zwei Brennelementen, also bei H/Pu 239 = 272 und $\rho = 0.079 \text{ g/cm}^3$. Bei kugelförmigen Pu-239-Wasser-Systemen liegt dieses Maximum bei H/Pu239 = 800 und $\rho = 0.03 \text{ g/cm}^3$ ⁵⁾. Diese Verschiebung des Maximums erklärt sich aus dem großen U-238-Anteil im Brennstoff.

Der Transportbehälter ist also bei Wassereinbruch kritikalitätssicher im Sinne der IAEA-Sicherheitsregel.

5.4.2 Äußere Kritikalitätssicherheit

Die äußere Kritikalitätssicherheit ist gewährleistet, wenn mehrere Transportbehälter in jeder Anordnung und in jeder Anzahl unterkritisch sind (vgl. 2.2.1.3).

Das Modell, mit dem das äußere Kritikalitätsrisiko nach oben abgeschätzt wird, ist das folgende:

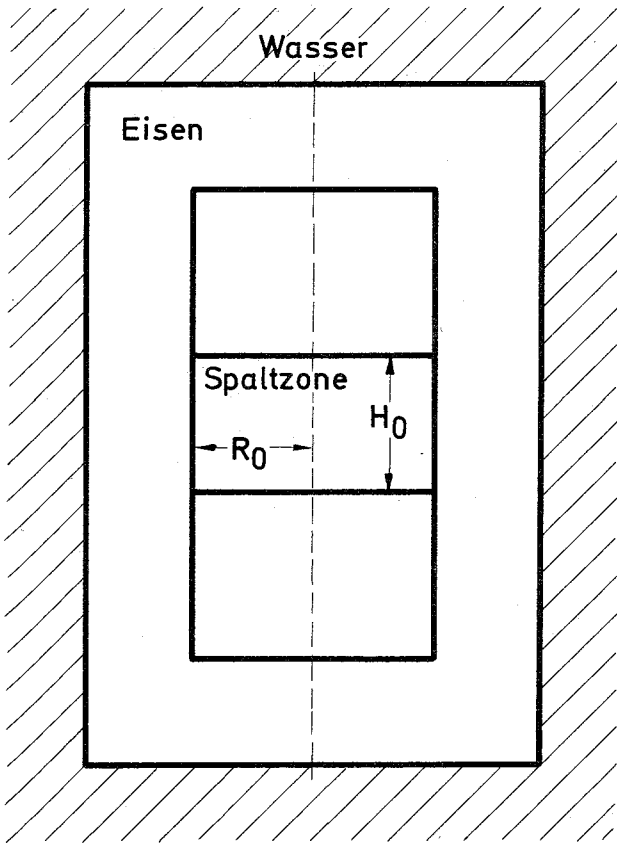
Um einen kugelförmigen Behälter werden - aus geometrischen Gründen - sechs Behälter regelmäßig angeordnet (Abb. 5.4-7).

Von diesem System kommt man zu einem reaktiveren und der Berechnung zugänglicheren System, wenn man den Inhalt der sechs äußeren Behälterkugelschalenförmig um den zentralen Behälter anordnet (Abb. 5.4-7). Mit den Teilchenzahlendichten aus Tabelle 2 für die erste und vierte Zone (Unfalldichten!) ergibt eine 4-Gr-Diffusionsrechnung $k_{eff} = 0.87$. Mit der 26-Gr.-Transportkorrektur aus 5.4.1.3 ist damit

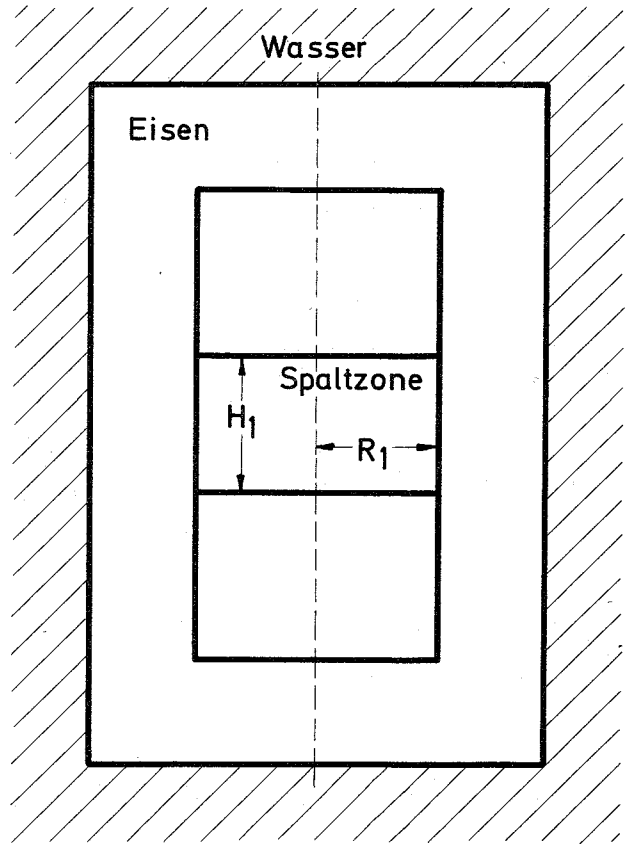
$$k_{eff} = 0.91$$

Da eine Anhäufung von mehr als sieben Behältern ausgeschlossen werden kann, ist mit diesem k_{eff} ein hinreichendes Kriterium für die äußere Kritikalitätssicherheit gegeben.

System : S₀

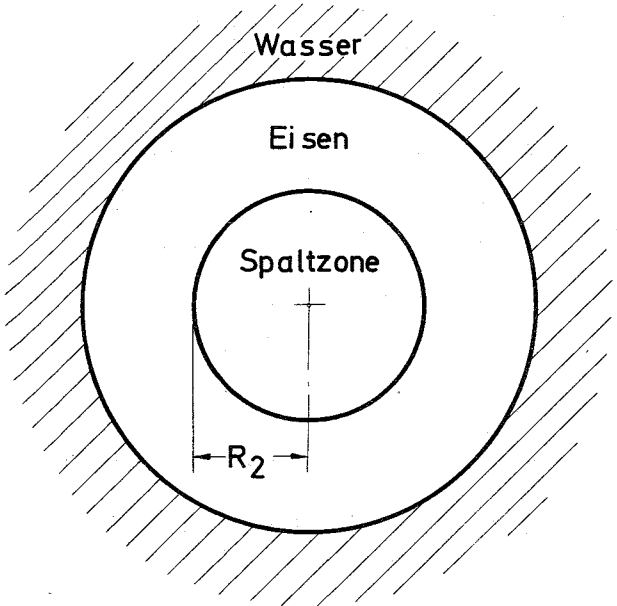


System : S₁



$$R_1 = \sqrt[3]{1.25} R_0, H_1 = \sqrt[3]{1.25} H_0$$

System : S₂



$$R_2 = \sqrt[3]{\frac{3}{4} \cdot R_1^2 H_1}$$
$$= \sqrt[3]{\frac{3}{4} \cdot 1.25 R_0^2 H_0}$$

Abb. 5.4-1 Zusammenhang zwischen dem wirklichen System S₀ und den Hilfssystemen S₁ u. S₂

System S_0

-111-

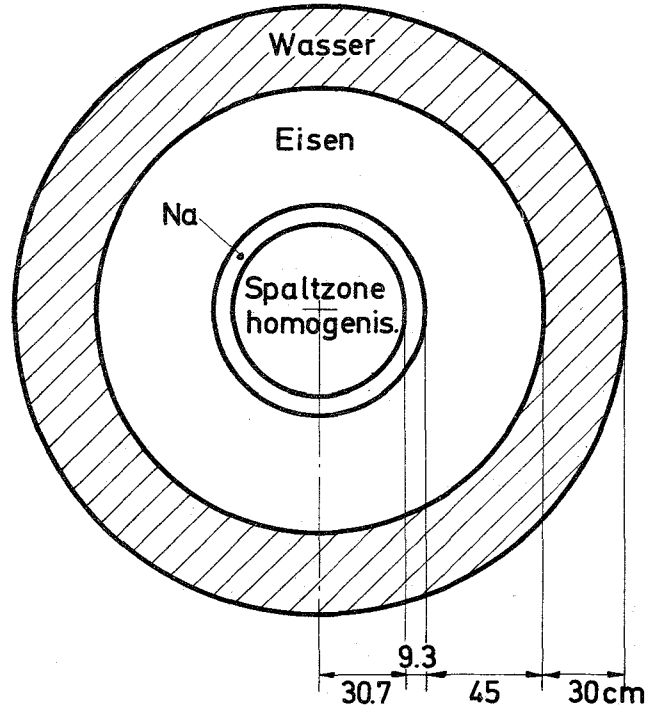
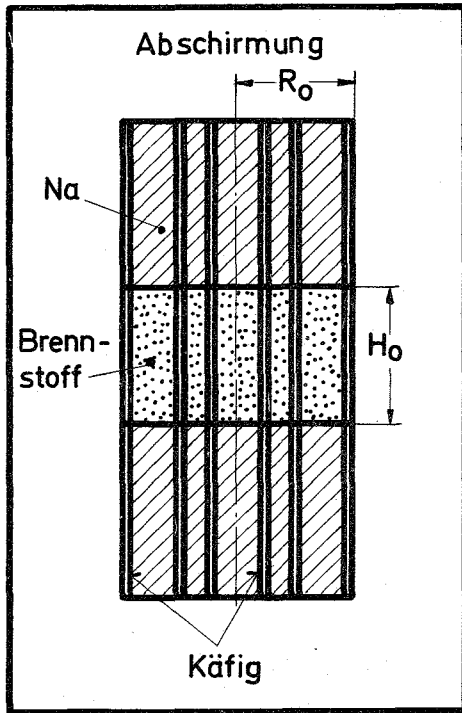
System S_2 

Abb. 5.4-2 Schematische Darstellung des wirklichen Systems S_0 und dessen Hilfssystem S_2 nach dem 1. Modellunfall bei Erhaltung des Halte- und Absorberkäfigs.

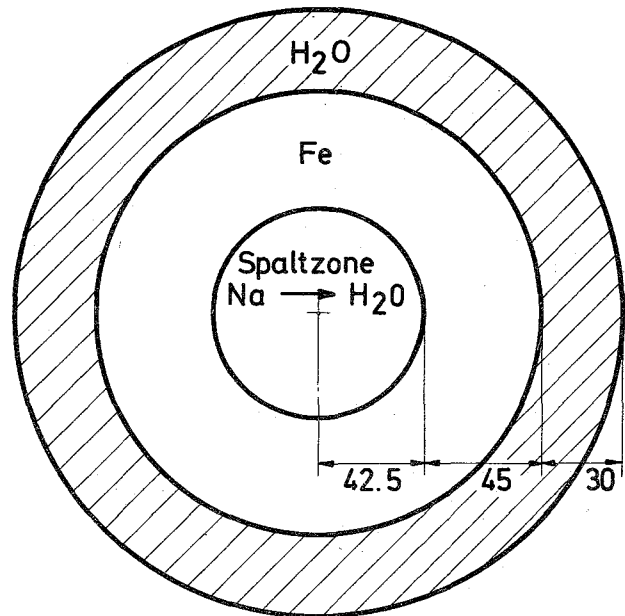
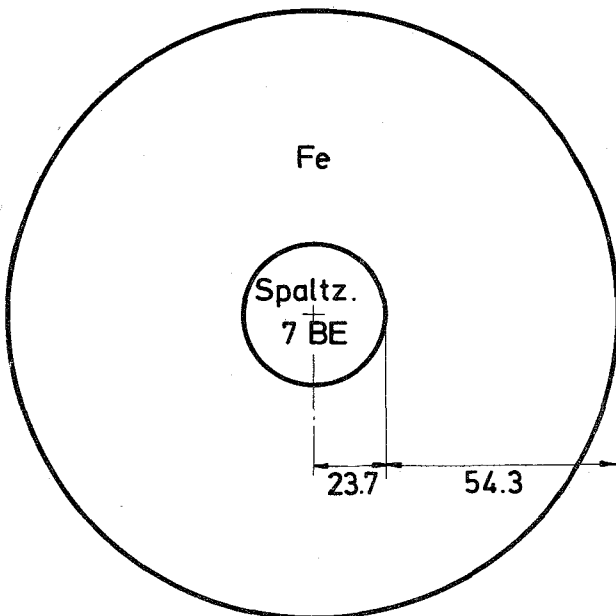


Abb. 5.4-3 Hilfssystem S_2 bei Schmelzunfall, bei dem die Spaltzone aus reinem oxydischem Brennstoff von 7 Brennelementen besteht.

Abb. 5.4-4 Hilfssystem S_2 nach Wassereintritt bei Erhaltung der Brennelemente und des Halte- und Absorberkäfigs.

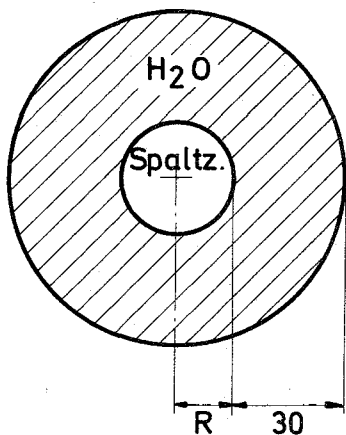


Abb. 5.4-5 Modellfall:
Brennelemente und Wasser
nicht homogenisiert.

$$R = \frac{29.2}{1/7} \text{ cm}$$

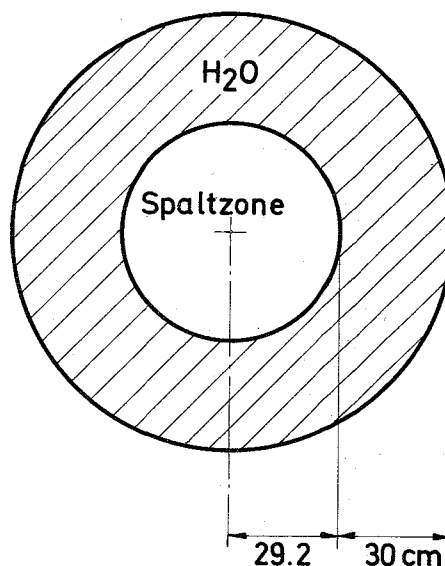


Abb. 5.4-6 Modellfall:
Brennelemente und Wasser ho-
mogenisiert.

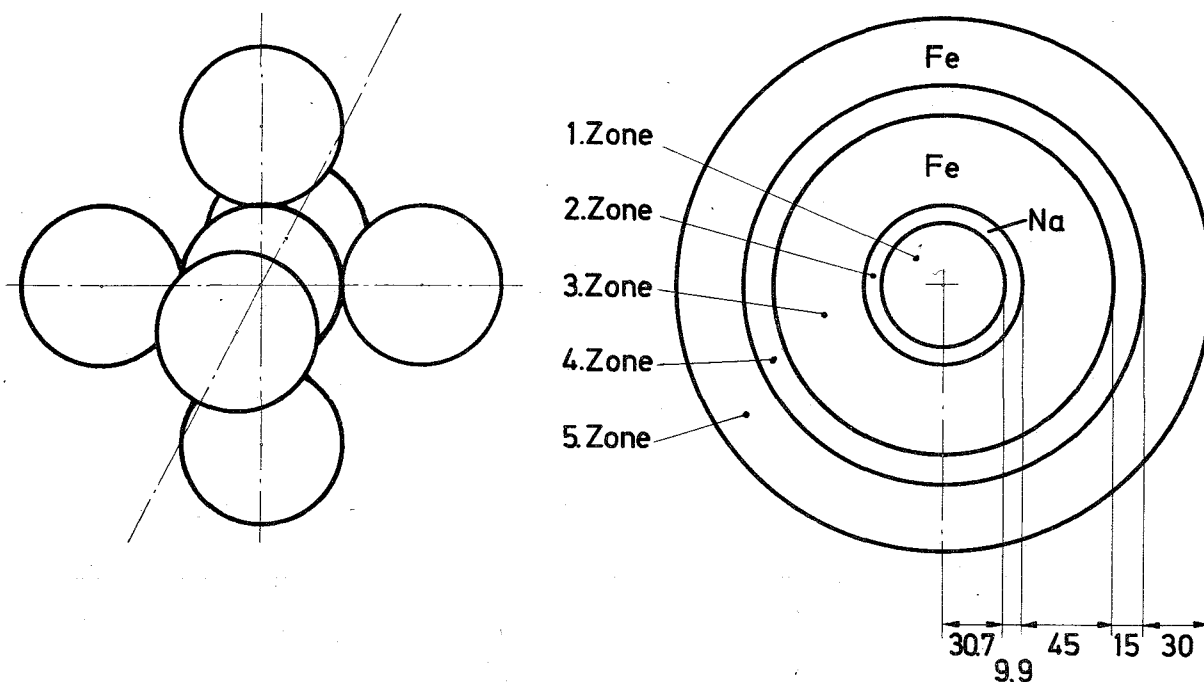


Abb. 5.4-7 Modellanordnung und dessen Hilfssystem von 7
Transportbehältern zur Bestimmung der äußeren
Kritikalitätssicherheit.

5.5. Unfallfolgen und daraus resultierende Konstruktionsvorschriften für den Transportbehälter

Ein maximal glaubhafter Unfall beim Transport des Behälters auf öffentlichen Verkehrswegen ist der Aufprall auf ein festes Hindernis mit ca. 50 km/h Geschwindigkeit und das Ausbrennen eines Treibstoff-Tankwagens.

Die dabei zu erwartenden mechanischen und thermischen Belastungen werden durch die in 2.2.6.1; 6.2 und 6.4 aufgeführten Fall- und Feuertestbedingungen hinreichend genau simuliert und überdecken bei dem hier zur Diskussion stehenden großen Behälter in technischer Hinsicht auch die vorgeschriebenen Druck- und Tauchprüfungen:

5.5.1 Beim 9 m - Falltest müssen Aufprallenergien von 500 bis 1000 m · Mp am einfachsten durch plastische Verformung absorbiert werden. Wegen der kleinen zur Verfügung stehenden Absorptionswege ist die Materialstauchung dafür am geeignetsten. Es ist grundsätzlich am wirtschaftlichsten, das zu stauchende Material so anzuordnen, daß es auch Strahlenabschirmfunktion hat, d.h., die Behälterwand und keine Sonderkonstruktionen für die Energieabsorption vorzusehen.

Bei Annahme einer starren Aufprallfläche läßt sich die Größe S der Stauchung prinzipiell aus der Aufprallenergie ermitteln:

$$9 \text{ m} \cdot G = \int_0^S F \cdot k_f \cdot \eta_f \cdot ds$$

Darin ist G das Behältergewicht und F (s) die dem Stauchdruck ausgesetzte Fläche.

Der Verformungswirkungsgrad η_f berücksichtigt den Fließwiderstand des verdrängten Materials durch Schub und Reibung und dürfte zwischen 0,2 und 0,9 liegen (vgl. 12 S. 758).

Die Schlagtauchfestigkeit k_f liegt bei Stahl (z.B. GS 38) je nach Größe der Verformung zwischen 40 und 100 kp/mm² (12 S. 755), bei Blei je nach Verformungsgrad, Art und Menge der Legierungszusätze (13 S. 196, Abb. 220) und - wegen der bei höheren Temperaturen abnehmenden Härte und zunehmenden Rekristallisationsgeschwindigkeit - an der jeweiligen Stelle

herrschenden Materialtemperatur etwa eine Größenordnung tiefer (/13/ S. 196, Abb. 219).

Mit Rücksicht auf die vor und nach dem Falltest geltenden Dosisleistungsbeschränkungen (vgl. 2.2.1.2 und 2.2.3.7) ergibt sich eine zulässige Schwächung der Strahlenschutzwirkung der Behälterabschirmung um etwa zwei Größenordnungen und damit eine höchstzulässige Stauchung der Behälterwanddicke von ca. 0,1 m für Blei oder ca. 0,15 m für Stahl.

Im Falle eines ca. 5 m langen Bleibehälters errechnet sich somit beim Aufprall auf den Behälterboden eine erforderliche Schlagstauchfestigkeit von ca. 10 kp/mm^2 und beim Aufprall auf eine Behälterkante ein Vielfaches dieses Betrages. Es ist deshalb erforderlich, die Bleiwand des Behälters mit einer Stahlhülle zu umgeben. Die Energieabsorptionsverhältnisse bei der Stauchung eines derartigen, aus einer gewölbten Stahlshale mit dahinterliegendem Blei bestehenden Systems sind allerdings so unübersichtlich, daß sie nicht mehr auf einfache Weise berechenbar sind und sich wahrscheinlich nur experimentell bestimmen lassen (vgl. /14/).

Da die höchstzulässige Stauchung größenordnungsmäßig ca. 1% der Fallhöhe beträgt, ist mit Verzögerungswerten beim Aufprall von mehr als 100 g zu rechnen (vgl. /14/ S. 20). Die BE werden dieser Belastung nicht standhalten, sondern zusammenbrechen und unter Verdrängung von Kühlmittel in die tiefste Stelle des Behälterinnenraumes gepreßt werden:

- Die Strahlendosisleistung außerhalb des Behälters verringert sich trotz steigender Strahlenquell-dichte wegen der größeren Selbstabsorption.
- Die Spitzentemperatur im Brennstoff steigt an, da die Wärmequell-dichte größer wird und die Wärmeleitfähigkeit abnimmt.
- Der Behälterinnendruck steigt an, da Spaltgase freigesetzt werden und möglicherweise niedrig siedende Metalle (Na, K, Cs) verdampfen.
- Die freien Spaltgase verursachen einen bedeutenden Anstieg der Aktivitätskonzentration im Gasraum des Behälters (z.B. bei Freisetzung aller Spaltgase aus 7 abgebrannten NaI-BE wird bei einem 100 l großen Gaspolster eine Konzentration von $0,3 \text{ Ci/cm}^3$ erreicht; nimmt man an, daß es möglich ist, den Behälter innerhalb eines Tages nach dem Unfall zu bergen, so ergibt sich nach 2.1.2.5.3 daraus eine höchstzulässige Leckrate von ca. $10^{-4} \text{ Torr} \cdot \text{l/s}$).

Etwas übersichtlicher sind die erforderlichen Festigkeitsverhältnisse am Behälterverschluß:

Beim Aufprall des Behälters auf seine obere Stirnfläche muß im ungünstigsten Fall eines sehr harten Aufpralls die volle Aufprallenergie von Deckel und Behälterinhalt (einige $10 \text{ m} \cdot \text{Mp}$) von der Deckelverschraubung aufgenommen werden. Die bei einer Deckelbefestigung verwendbaren Dehnschrauben haben Längen von einigen dm und maximal zulässige Gesamtbelastungen von größenordnungsmäßig 10^3 Mp . Die daraus resultierenden Dehnungen betragen mehrere % und liegen damit bereits im plastischen Bereich, so daß nicht erwartet werden kann, daß der Deckel auch nach dem Falltest noch dicht ist, wenn nicht Dichtungen eingebaut werden, die axiale Verschiebungen ohne Dichtigkeitseinbuße zulassen.

5.5.2 Beim Eindringtest mit 1 m Fallhöhe treten in den vorliegenden Fällen dem 9 m - Falltest der Größe nach ähnliche Stauchungen auf, da spez. Stauchdrücke vergleichbarer Höhe entstehen und besonders empfindliche Stellen des Behälters nicht vorhanden sind.

Bei dem Bleibehälter dürfte der nicht gewölbte Behälterboden am gefährdetsten sein. Nach experimentellen Untersuchungen von H.G. Clarke, Jr. (vgl. [15] S. 269, Fig. 9) läßt sich die erforderliche Stärke der äußeren St-Schutzhülle für unseren Verhältnissen sehr ähnliche Bedingungen mit c. 40 mm angeben, wenn ein Durchstanzen vermieden werden soll.

5.5.3 Beim Feuertest ergeben sich ebenfalls insbesondere für den Bleibehälter erschwerende Bedingungen dadurch, daß ein Schmelzen des Bleis wegen der damit verbundenen etwa 3,5 %igen Volumenvergrößerung vermieden werden muß.

Da anzunehmen ist, daß das Kühlgebläse bei den dem Feuertest vorausgegangenen Falltests zerstört wurde, muß das Wärmespeichervermögen des Behälters groß genug sein, um bis zum Einsetzen einer Notkühlung nach 3 h ein Ansteigen der Bleitemperatur auf z.B. mehr als 300°C zu verhindern.

Ein derartiger Erwärmungsvorgang läßt sich mit Hilfe des "Binder-Schmidt-Verfahrens" (vgl. [1] S. Ed. 16-18) mit meist ausreichender Genauigkeit berechnen, wenn für den axialen Abfluß der vom Behälterinhalt freigesetzten Wärme geeignete Korrekturen berücksichtigt werden. Da sich jedoch

danach kaum Temperaturunterschiede von höchstens 50°C im Bleiteil des Behälters ergeben, kann für Überschlagsrechnungen eine höchstzulässige mittlere Behältertemperatur von 250°C angenommen werden.

Da nach 5.1 unter Normalbedingungen mit einer mittleren Behältertemperatur von nicht wesentlich unter 150°C zu rechnen ist, dürften kaum mehr als 100° zulässige Aufheizspanne zur Verfügung stehen.

Davon werden etwa 40 - 65 % zur Speicherung der Zerfallswärme benötigt (diese Werte gelten ungefähr für 100 d bis 200 d Kühlzeit und einen Anteil des inneren und äußeren Stahlmantels am Gesamtbehälter von 25 Gew.%) und der Rest darf während des halbstündigen Schadensfeuers aufgenommen werden.

Bei 800°C Flammtemperatur und ca. 100°C Behälteroberflächentemperatur ergibt sich unter diesen Umständen eine höchstzulässige Wärmedurchgangszahl von ca. $15 \text{ kcal/m}^2 \text{ h grad}$ und damit die Notwendigkeit, den Bleibehälter mit einereinige cm dicken (keramischen) Isolierschicht zu umgeben.

Beim Stahlbehälter würde eine einfache Blechabdeckung außerhalb des Kühlrippenkranzes eine Wärmedurchgangszahl von nicht unter $40 \text{ kcal/m}^2 \text{ h grad}$ liefern, da mit einem Eindringen von Rauchgasen in den Kühlpalt und deshalb einem hohen Emissionsverhältnis durch Rußniederschlag auf der berippten Behälteraußenfläche gerechnet werden muß. Wegen des größeren spez. Wärmespeichervermögens wird jedoch die Stahlbehälter-Endtemperatur etwa gleich der des Bleibehälters sein.

Es ist u.U. denkbar, daß der Behälter nach einem Unfall von einer gut wärmeisolierenden Masse vollständig oder teilweise umgeben wird und nicht nach drei Stunden zugänglich ist (z.B. wenn er von einem einstürzenden Gebäude begraben wird oder teilweise im Erdreich steckt). Für diese Fälle ist zu prüfen, ob und nach welcher Zeit der Behälterinhalt anfangen kann zu schmelzen und damit der Brennstoff evtl. eine kritische Anordnung (Kugel) bilden kann (Tab. 5.5-1). Bei einem Behälter, der ohne Kühlung zur Hälfte in schlecht wärmeleitendem Erdreich steckt und zur Hälfte von Luft umgeben ist, bleibt die Maximaltemperatur stets unter 1400°C , dem Schmelzbeginn des Hüllmaterials. Steckt der Behälter vollkommen im Erdboden, so setzt nach ca. drei Tagen Schmelzen des Hüllmaterials ein. Der Fall, daß der Behälter drei Tage unzugänglich bleibt, erscheint jedoch unwahrscheinlich. Außerdem bildet sich bei dieser Temperatur noch keine Brennstoffkugel mit 100 % theoretischer Dichte, so daß Kritikalität beim Transport von 7 NaI-Brennelementen zu diesem Zeitpunkt noch ausgeschlossen werden kann.

Zusammenfassend läßt sich feststellen, daß das gewichtssparende Blei als Behälterabschirmmaterial bei Transport von Brüterelementen nur dann eingesetzt werden kann, wenn seine mechanischen und thermischen Schutzhüllen sorgfältig dimensioniert und möglicherweise sogar erprobt sind, oder wenn als mögliche Folgen eines Unfalls lokale oder einseitige Schwächungen der Behälterabschirmung in einem über die derzeitigen Vorschriften hinausgehendem Maß toleriert werden.

Tabelle 5.5-1: Folgen eines Unfalls des 7 NaI-BE-Transportbehälters aus Stahl

Situation nach dem Unfall	Schmelzen des Hüll- materials (1400°C)	Schmelzen des Brenn- stoffes (2500°C)
1. Transportbehälter ohne Kühlung an Luft	nein	nein
2. Transportbehälter ohne Kühlung zu 50 % im Erdreich und 50 % an Luft	nein	nein
3. Transportbehälter völlig im Erdboden	nach ca. 3 d ¹⁾	nach ca. 1 Woche ²⁾
4. Zum Vergleich die praktisch nicht glaubhaften Fälle:		
a) Brennelement isoliert im Behälter	nach ca. 9 h	nach ca. 18 h
b) Corezone der Brennelemente isoliert im Behälter	nach ca. 5 h	nach ca. 10 h

1) Dichtheit des Behälters kann nicht mehr gewährleistet werden

2) Behälterwand geschmolzen

- [1] VDI-Wärmeatlas
VDI-Verlag Düsseldorf 1963
- [2] D. Smidt, A. Müller
Referenzstudie für den 1000 MWe Natriumgekühlten Schnellen
Brutreaktor (NaI).
KFK 299 (1964)
- [3] D. Gupta, F. Heller, R. Schröder
"The Amounts of Fission Product Nuclides Produced in ²³⁹Pu-Fuelled
Fast Reactors and the Related Heat Generation after Shut-Down".
KFK 722 (1968)
- [4] Th. Rockwell
Reactor Shielding Design Manual,
Vol. III (1956)
- [5] W. Marth, D. Stölzl
Die Gamma-Abschirmung von Punkt-, Linien- und Zylinderquellen.
RB-Bericht Nr. 3/64 (1964)
- [6] H. Goldstein
Fundamental Aspects of Reactor Shielding, S. 31,
Addison-Wesley Publishing Company, Inc. Reading, Massachusetts,
USA (1959)
- [7] M. Clark, K.F. Hansen
Numerical Methods of Reactor Analysis, S. 208
Academic Press, New York and London (1964)
- [8] H. Huschke
Gruppenkonstanten für dampf- und natriumgekühlte schnelle Reaktoren
in einer 26-Gruppen-Darstellung.
KFK 770
- [9] A. Baker
Proceedings of the International Conference on Fast Critical
Experiments and their Analysis.
ANL-7320

- [10] D. Wintzer
Heterogeneity Calculations Including Space Dependent
Resonance Self Shielding.
KFK 633
- [11] H.C. Paxton
Criticality Control in Chemical and Metallurgical Plant.
S. 193, Karlsruhe Symposium 1961
- [12] Hütte I, 28. Auflage, 1955, Verlag W. Ernst und Sohn
- [13] W. Hofmann
Blei und Bleilegierungen.
1962, Springer-Verlag
- [14] W.I. Thisell
USAEC-Report DP-843, 1963
- [15] USAEC-Report SC-RR-65-98, 1965

6. Transportkosten

6.1 Transportmodus

Bevor in den folgenden Abschnitten 6.1 bis 6.5 die einzelnen Komponenten der Transportkosten anhand des Behälterkonzepts (Kap. 8) abgeschätzt und in Abschnitt 6.6 für den speziellen Fall zahlenmäßig angegeben werden, soll zunächst auf einige grundlegende Annahmen eingegangen werden.

Schienentransport - Straßentransport

Nach [1] ist das Gesamtgewicht schwerer Lastzüge im Güterfernverkehr in der Bundesrepublik auf 38 t begrenzt. Das bedeutet eine Begrenzung der Nutzlast auf ca. 20 bis 22 t.

Demgegenüber besteht die Forderung, einen Transportbehälter für abgebrannte Kernbrennstoffe gerade so groß vorzusehen wie es die Sicherheitskriterien zulassen, da bei einer Vergrößerung die Brennstoffkapazität stärker wächst als das Behältergewicht und so die auf den Brennstoff bezogenen Transportkosten fallen. Es hat sich gezeigt, daß Behälter mit einem Gewicht von ca. 50 - 70 t mit Sicherheit realisierbar sind. Im Straßentransport kämen hierfür nur Spezialtransporte z.B. mit Tiefladern infrage. Dabei wird jedoch allgemein ein scharfer Kostenanstieg beobachtet. Ursachen sind z.B. zeitliche Beschränkungen, Geschwindigkeitsbegrenzungen, Umwege, Polizeibegleitung usw.

Derzeit von seiten des Staates verstärkte Bestrebungen zur Verlagerung insbesondere schwerer Transporte auf die Schiene zusammen mit dem Gesichtspunkt der erfahrungsgemäß geringeren Unfallhäufigkeit führten dazu, daß der nachfolgenden Transportkostenschätzung der Schienentransport zugrundegelegt wurde. Dabei ist unterstellt, daß zukünftige große Kernkraftwerke und Aufarbeitungsstationen aus verschiedenen Gründen über Gleisanschluß verfügen werden.

Bundesbahnwagen - Privatwagen

Ein Vorteil der Bundesbahnwagen (DB-Wagen) liegt darin, daß sie dann, wenn ein Transportbehälter nur wenig eingesetzt wird, zwischenzeitlich anderweitig verwendet werden können.

Da aber aus Kostengründen eine möglichst große Zahl von Einsätzen pro Jahr für die Transportbehälter anzustreben ist, kommt dieser Vorteil u.U. gar nicht zum Tragen.

Es besteht dann ein gewisser Anreiz zur Verwendung von Privatwagen, da sich hierbei einerseits die Frachtkosten um mindestens 15 % ermäßigen ($\underline{2}$), andererseits die auf den DB-Wagen notwendige Haltevorrichtung (Schutzrahmen, ca. 25 % des Behältergewichts nach $\underline{6}$) um den Behälter, die zusätzliche Frachtkosten verursacht, bei Privatwagen als Wagenbrücke, d.h. als Bestandteil des Wagens selbst ausgebildet werden kann.

Mit zunehmender Zahl von Behältereinsätzen werden die resultierenden Frachtkostenersparnisse die mit der Haltung eines Privatwagens verbundenen Kosten überwiegen, d.h. die Verwendung von Privatwagen wird kostengünstiger als der Einsatz von DB-Wagen.

Wiewohl die Grenze im Einzelfalle insbesondere durch gewährte verbilligte Ausnahmetarife und die Höhe der Kapitalkosten (Abschreibungsdauer) von Privatwagen stark beeinflusst werden kann, besteht die Tendenz, daß sie bereits bei einer vergleichsweise geringen Zahl von Behältereinsätzen/a überschritten wird. Aus diesem Grunde wurde der Transportkostenschätzung die Verwendung von Privatwagen zugrundegelegt.

Einzeltransport - Sammeltransport

Es besteht ein gewisser Anreiz zur gleichzeitigen Beförderung mehrerer Wagen im Sondergüterzug (Sammeltransport) gegenüber der Beförderung einzelner Wagen in Regelzügen (Einzeltransport). Vorteile des Sammeltransports könnten u.U. in einer Abkürzung der Beförderungsdauer (Wegfall von Rangiervorgängen), einer Senkung der Kosten für Begleitpersonal, Verwaltung und Versicherung gesehen werden, worüber jedoch allgemein keine oder nur unsichere Angaben gemacht werden können.

Mit einer Abkürzung der Beförderungsdauer beispielsweise würde der gesamte Zeitbedarf für einen Behältereinsatz verringert. Dadurch würde eine größere Zahl von Behältereinsätzen/a und damit, wie später Abb. 6.6-1 zeigt, eine Senkung der Transportkosten ermöglicht.

Wie die folgenden Überlegungen zeigen, erscheint jedoch die ausschließliche Zugrundelegung des Sammeltransports bei der Kostenschätzung zunächst nicht angezeigt.

Möglicherweise dauert nämlich die Beladung eines Behälterwagens am Reaktor 1 d. Beim Einzeltransport kann der Wagen unmittelbar danach zur Aufarbeitungsstation befördert werden. Beim Sammeltransport dagegen dauert dieser Aufenthalt am Reaktor bei 5 bzw. 10 gemeinsam beförderten Wagen 2,3 bzw. 4 d, wenn man die Möglichkeit einer versetzten Arbeitsweise annimmt, so daß 1 Behälter/Schicht abgefertigt werden kann.

In ähnlicher Weise ist, wenn die Entladung eines Behälterwagens an der Aufarbeitungsstation ebenfalls 1 d in Anspruch nimmt, bei einem Behälterinhalt von annähernd 1 t Brennstoff etwa mit folgendem Zeitbedarf in d für die Entladung zu rechnen:

	Durchsatz der Aufarbeitungsanlage $\overline{[t/d]}$		
	1	5	10
Sammeltransport 5 Wagen	5	1	1
Sammeltransport 10 Wagen	10	2	1

Wenn man nun annimmt, daß die Beförderungsdauer, die bei 250 km Entfernung im Einzeltransport auf rd. 1 d angesetzt werden kann $\overline{[2]}$ sich beim Sammeltransport um ca. 30 % abkürzen läßt, so ergibt sich folgendes Bild:

	Einzeltransport			Sammeltransport						
	1 Wagen			5 Wagen			10 Wagen			
Beladungszeit \bar{t}_d	1			2			4			
Beförderungsdauer \bar{t}_d (Hinfahrt)	1			0,7			0,7			
Entladungszeit \bar{t}_d bei Durchsatz der Aufarbeitungsanlage von	1 \bar{t}_d	1			5			10		
	5 "	1			1			2		
	10 "	1			1			1		
Beförderungsdauer \bar{t}_d (Rückfahrt)	1			0,7			0,7			
Zeitbedarf für 1 Behälterinsatz \bar{t}_d	4	4	4	8,4	4,4	4,4	15,4	7,4	6,4	

Es zeigt sich, daß der Zeitbedarf für 1 Behälterinsatz trotz Verringerung der Beförderungsdauer beim Sammeltransport allein aufgrund der Ladevorgänge größer wird als beim Einzeltransport.

Außerdem ist zu berücksichtigen, daß bei ausschließlichen Einsatz von Sondergüterzügen die Transportkapazität dem steigenden Bedarf nur stufenweise angepaßt werden kann, so daß die Sonderzüge im Durchschnitt nicht voll ausgelastet wären.

6.2 Kapitalkosten

6.2.1 Investitionskosten

6.2.1.1 Behälter

Der Einfluß der Behältergröße, seiner Bauweise, der Stückzahl usw. auf die Kosten sind noch nicht genau bekannt. Sie werden anhand der bisher vorliegenden Erfahrung abgeschätzt.

Nach Literaturangaben liegt der Schwerpunkt im Falle von Blei als Abschirmmaterial bei 9 - 11 DM/kg Behältergewicht, im Falle von Stahl als Abschirmmaterial bei 4,5 - 8 DM/kg Behältergewicht $\sqrt{4, 5, 6}$.

In Abhängigkeit von der Behälterkapazität, der Abklingzeit der BE und dem Abschirmmaterial ergibt sich aus den Abschirmrechnungen (Kap. 5) die Behälterwandstärke, die im Normalbetrieb die Dosisleistung in 2 m Abstand auf 10 mrem/h begrenzt.

Diese Wandstärke ist jedoch nur im Corebereich der BE erforderlich. Im Bereich des Axialblankets und des BE-Fußstücks kann sie reduziert werden. Dabei ist zu berücksichtigen, daß als Aktivität des Axialblankets im Normalfalle weniger als 10 % der Aktivität des Cores zu erwarten ist, andererseits jedoch die Verhältnisse der Strahlenbelastung nach dem Unfall als Bemessungsgrundlage betrachtet werden müssen, für die eine Begrenzung der Dosisleistung auf 1000 mrem/h in 1 m Abstand gefordert wird.

Angesichts dessen kann das Gewicht der im Bereich von Boden und Deckel konisch abgesetzten Behälterabschirmung nach folgender Formel überschlägig ermittelt werden:

$$(6-1) \quad G = \rho \cdot \pi \left[h_1 (R_1^2 - r^2) + (h - h_1) (R_2^2 - r^2) + 2R_2^2 (s_2 - s_3) + \frac{2}{3} s_3 (R_2^2 + R_2 R_3 + R_3^2) \right]$$

Darin bedeuten: ρ = Dichte des Abschirmmaterials

s_1 = Wandstärke im Corebereich

$$s_2 = \left\{ \begin{array}{l} s_1 - 5 \text{ (cm) für Blei} \\ s_1 - 8 \text{ (cm) für Stahl} \end{array} \right\} = \text{reduzierte Wandstärke}$$

s_3 = 0,59 s_2

h = größte BE-Länge + 20 (cm)

h_1 = Corehöhe + 2 s_1

r = Behälterinnendurchmesser

$R_1 = r + s_1$, $R_2 = 5 + s_2$, $R_3 = r + s_3$

Nach den in Kap. 8 gegebenen Konstruktionsvorschlägen lassen sich neben der Behälterabschirmung gewichtsmäßig noch folgende zusätzliche Komponenten ⁺⁾ überschlägig angeben:

Wabeneinsatz	=	5,3 kg/kg Brennstoff
Kühlmetall (NaK)	=	0,34 " "
Rippen	=	165 kg/m ² berippter Behälteroberfläche

6.2.1.2 Gebläse und Stromversorgung

Zur Begrenzung der Temperatur an der berührbaren Behälteroberfläche wird bei den Konstruktionsvorschlägen Kühlluft durch einen Ringspalt hindurchgeschickt, der beim Bleibehälter zwischen innerer Behälteroberfläche und Neutronenabschirmung, beim Stahlbehälter zwischen innerer Behälteroberfläche und einer Blechverkleidung vorgesehen ist.

Solange sich ein Behälterwagen am Reaktor bzw. an der Aufarbeitungsstation befindet, wird die benötigte elektrische Energie der Gebäudestromversorgung entnommen.

Während der Behälterwagen unterwegs ist, wird die Energie von einem Dieselaggregat geliefert. Der wesentliche Grund hierfür ist der vergleichsweise große Anteil der Wartezeiten an der Beförderungsdauer. Bei einer durchschnittlichen Beförderungsdauer von ca. 1 d für eine mittlere Entfernung von 250 km ergibt sich bei einer angenommenen Fahrgeschwindigkeit von 65 km/h ein Verhältnis aus Wartezeit/Fahrzeit 5/1. Dabei muß unterstellt werden, daß insbesondere Gleisanschluß und Nebenstrecken, auf denen der Behälterwagen zwischenzeitlich allein abgestellt ist, nicht elektrifiziert sind.

Zwischen der Nachwärmeleistung des Brennstoffs N_{th} (Kap. 4.3) und der aufgenommenen Gebläsemotorleistung N_{el} besteht überschlägig folgender Zusammenhang:

$$N_{el} \approx 0,055 N_{th} \text{ (KW)}$$

Eine grobe Abschätzung der Investitionskosten sowie der für die Bemessung des Spezialwagens wesentlichen Gewichte für Gebläse und Stromversorgung führt zu den nachstehenden Beziehungen:

⁺⁾ Bei Blei als Abschirmmaterial erscheint es zweckmäßig, den Behälter mit einer zusätzlichen Neutronenabschirmung zu umgeben. Hierfür kommt z.B. eine B_4C enthaltende ca. 5 cm starke Serpentschicht in Frage die außerdem als thermische Isolierung im Feuerfalle dient.
Menge: ca. 158 kg/m² ummantelter Oberfläche,
Schätzpreis: ca. 1 DM/kg (einschl. Befestigung)

$$K_{\text{Gabl.}} \approx 8300 \quad N_{\text{el}} \text{ (DM)}$$

$$G_{\text{Gabl.}} \approx 830 \quad N_{\text{el}} \text{ (kg)}$$

Hierin ist N_{el} (KW) die aufgenommene Gebläsemotorleistung.

Gebläse und Stromversorgung sind dabei aus folgenden größeren Einzelpositionen aufgebaut:

Batterie - Dieselaggregat - Schaltglieder -
Gleichstrommotor - Gebläse.

Aus Sicherheitsgründen sind Dieselaggregat sowie Gleichstrommotor und Gebläse doppelt vorgesehen. Desgleichen ist die Batterie für dreistündigen Gebläsebetrieb ausgelegt.

6.2.1.3 Fahrzeug

Die Kosten für das Spezialfahrzeug werden auf 3,50 DM/kg geschätzt $\underline{[2]}$. Das Fahrzeuggewicht beträgt im allgemeinen 30 - 50 % des Ladegewichts. Gewählt wird:

$$\text{Fahrzeuggewicht} = 0,5 \text{ Ladegewicht,}$$

da das Fahrzeug u.a. verschiedene Einrichtungen (zum Aufrichten und zur Justierung des Behälters, zur sicheren Feststellung des Behälterwagens usw.) enthält, die auf dem Fahrzeug besser genutzt sind als beispielsweise an den Reaktorstationen.

Als Ladegewicht ist hierbei das Gewicht des mit BE beladenen Behälters einschließlich des Gebläses und der Stromversorgung anzusehen.

6.2.2 Jährliche Kosten

6.2.2.1 Zinsen und Steuern

Bei langfristig gebundenem Kapital kann mit einem Zinssatz von $0,07 \text{ a}^{-1}$ gerechnet werden $\underline{[7]}$.

Als Gesamtsteuersatz wird näherungsweise $0,027 \text{ a}^{-1}$ angesetzt. Hierin sind Körperschaftsteuer, Grundsteuer, Gewerbesteuer und Vermögenssteuer in geeigneter Weise zusammengefaßt $\underline{[3, 7]}$.

6.2.2.2 Abschreibungsdauer und Annuität

Aufgrund der voraussichtlich unterschiedlich langen Lebensdauer erscheint es realistisch, die Abschreibungsdauer getrennt

- A) für Behälter mit Gebläse und Stromversorgung und
- B) für Fahrzeug

anzusetzen.

Für verschiedene Abschreibungszeiten ergeben sich unter Verwendung des üblichen Annuitätsfaktors (7)

$$a = \frac{\beta}{1 - (1+\beta)^{-n}}$$

Hierin bedeuten:

$$\beta = \text{Zinssatz} + \text{Steuersatz} \frac{\sqrt{a}}{T}$$

$$n = \text{Abschreibungsdauer} \frac{\sqrt{a}}{T}$$

zuzüglich $0,01 a^{-1}$ Sachversicherung (s. 6.4.1) die folgenden Fixkostenraten:

	A)		B)	
	n = 5a	n = 10 a	n = 15 a	n = 30 a
Fixkostenrate a^{-1}	0,272	0,170	0,139	0,113

Die jährlichen Kosten, d.i. der der Fixkostenrate entsprechende Teil der Investitionskosten von A) und B), stellen bezogen auf die jährlich transportierte Menge Brennstoff, die Kapitalkostenkomponente der Transportkosten dar.

6.3 Betriebskosten

6.3.1 Kosten für Be- und Entladung der Behälter

Die Kosten, die für die Arbeiten im Zusammenhang mit der Be- und Entladung, der Dekontamination sowie den Kontrollvorgängen anfallen, sind Bestandteil der Transportkosten.

Berücksichtigt man, daß die Kosten für Be- und Entladung in gewissem Maße vom Gewicht des beladenen Behälters sowie von der Anzahl der darin befindlichen

BE abhängen, so erscheint, wie in [4] vorgeschlagen wird, eine Aufspaltung in einen konstanten und einen abhängigen Teilbetrag realistischer als die Verwendung eines jeweils konstanten Betrages.

Aufgrund einer Abschätzung wird im vorliegenden Falle mit folgender Beziehung gerechnet:

$$K_{Lad.} = 900 + 14 (G + Z) \quad \text{DM/Behälterereinsatz}$$

Darin ist:

G = Gewicht des beladenen Behälters (t)

Z = Zahl der BE im Behälter

6.3.2 Kühlkosten

Während der Zeit von der Beladung eines Behälters am Reaktor bis zur Abfahrt wird die Energie für den Kühlgebläseantrieb der reaktorseitigen Gebäudestromversorgung entnommen (s. 6.2.1.2). Diese Energie stammt aus dem Eigenbedarf des Reaktors und wird daher nicht den Transportkosten zugeschlagen.

Während der Beförderungsdauer, die im Durchschnitt ca. 24 h beträgt, wird der Gebläseantrieb von einem auf dem Behälterwagen installierten Dieselaggregat gespeist (s. 6.2.1.2).

Die eigentliche Entladung eines Behälters an der Aufarbeitungsstation dauert schätzungsweise 8 h. Unterdessen wird die Gebläseenergie wiederum der Gebäudestromversorgung entnommen.

Es ergeben sich somit an Kühlkosten:

Bei Beförderung

$$K = 0,20 \text{ (kg/PS h)} \times 1,36 \text{ (PS/KW)} \times 0,12 \text{ (DM/Kg)} \times 24 \text{ (h/Behälterereinsatz)}$$

$$K = 0,78 \text{ (DM/KW}_{el} \text{ Behälterereinsatz)}$$

Bei Entladung

$$K = 0,10 \text{ (DM/KWh)} \times 8 \text{ (h/Behälterereinsatz)}$$

$$K = 0,80 \text{ (DM/KW}_{el} \text{ Behälterereinsatz)}$$

bzw. insgesamt

$$K_{\text{Kühl}} = 1,58 \text{ (DM/KW}_{e1} \text{ Behälterereinsatz)}$$

6.4 Frachtkosten

Bei Ladegewichten über 25 t ergeben sich nach dem derzeitigen Stand folgende Frachtkosten (ohne Mehrwertsteuer):

Entfernung	km	100	150	200	250	300	350	400
Behälter leer nach Kl. B	DM/t	11,30	14,70	18,00	20,70	23,40	25,80	28,00
Behälter beladen nach Kl. A	DM/t	12,50	16,30	20,10	23,00	26,20	28,90	31,40

Werden Wagen der Deutschen Bundesbahn benutzt, so ist eine Haltevorrichtung für den Transportbehälter notwendig. Diese ist jedoch nur insoweit frachtfrei als sie 10 % des Behältergewichts nicht übersteigt.

Ab einem Gesamtgewicht (Gewicht der Ladung + Wagen) von mehr als 100 t gilt ein Wagen als Schwerwagen. Wenn Schwerwagen ganz oder teilweise im Sondergüterzug oder in Regelzügen mit Geschwindigkeitsbeschränkung unter 65 km/h befördert werden müssen, so wird ein Zuschlag von 25 % zur Fracht erhoben.

Bei einem Ladegewicht von ca. 90 bis 120 t werden für die dann erforderlichen 8-achsigen Tiefladewagen der Deutschen Bundesbahn folgende Benutzungsgebühren zusätzlich berechnet:

Entfernung bis	km	100	200	300	400
Benutzungsgebühr	DM	440	500	560	620

Wiewohl insbesondere bei hohen Gewichten und einem gewissen Verkehrsaufkommen eine Tendenz zu verbilligten Ausnahmetarifen besteht, wird bei der Transportkostenschätzung zunächst von den oben gegebenen Frachtkosten ausgegangen.

Dabei wird aus den bereits in der Einleitung dargestellten Gründen die Verwendung von Spezialwagen in privatem Besitz zugrundegelegt.

Solange das Gesamtgewicht des Behälterwagens 100 t nicht überschreitet, ergeben sich dann bei einer durchschnittlichen Entfernung von 250 km unter Berücksichtigung des Privatwagenabschlags in Höhe von 15 % sowie zuzüglich der Mehrwertsteuer in Höhe von 10 % Frachtkosten/Behälter-einsatz für die

Hinfahrt Aufarbeitungsstation - Reaktor (Behälter leer, entspr. Kl. B) von ca.	19,40 DM/t
---	------------

und die

Rückfahrt Reaktor - Aufarbeitungsstation (Behälter beladen, entspr. Kl. A)	21,50 DM/t
---	------------

6.5 Versicherungskosten

Die Abschätzung der Versicherungskosten insbesondere für den Brennstoff ist derzeit noch mit großen Unsicherheiten behaftet. Im Hinblick auf den vergleichsweise hohen Anteil der Versicherungskosten an den gesamten Transportkosten kann hierin u.U. eine aussichtsreiche Möglichkeit zur Verringerung der Transportkosten gesehen werden.

6.5.1 Sachversicherung

Die Sachversicherung für den Behälterwagen wird als jährliche Zahlung in Höhe von 1 % der Investitionskosten den Kapitalkosten (s. 6.1.2.2) zugeschlagen [6].

Bei der Sachversicherung für den Brennstoff wird je nach Entfernung 0,5 - 4 % des Brennstoffeigenwerts als Prämie angesetzt [4, 6, 8].

Es erscheint realistisch, im vorliegenden Falle mit einer Prämie von 1 % zu rechnen. Dies entspricht nach [9] der Prämie, die z.Zt. für einen Transport von Hanford (USA) nach Karlsruhe zu entrichten ist.

6.5.2 Haftpflichtversicherung

Nach [10] wäre unter Anwendung der derzeitigen Bestimmungen der Wiener Konvention ein Transport mit den hier betrachteten Behältern insbesondere hinsichtlich der Kapazität und des Pu-Gehaltes des Brennstoffs sowie den hier infragekommenden Entfernungen im wesentlichen auf eine Deckungssumme von 20 Mio DM zu versichern.

Entsprechend einer Übersicht über Deckungssummen und zugehöriger Versicherungsprämien bei Transporten in den letzten zwei Jahren [10] kann man annehmen, daß die Prämie etwa 2500 DM/Behälterereinsatz sicher nicht überschreiten wird.

6.6 Gemeinkosten

6.6.1 Verwaltungskosten

Zur Organisation der Transporte ist eine Verwaltungsstelle erforderlich. Die Kosten für die kleinste Einheit, bestehend aus 1 Speditonskaufmann, 1 Sekretariatshilfe und dem notwendigen Büroraum betragen schätzungsweise 50.000 DM/a.

Ein Büro obiger Art wird voraussichtlich je nach Zahl der Behälterereinsätze/a die Transporte bei Z Behälterwagen organisatorisch bewältigen können.

Sind anfänglich sowenige Behälterwagen vorhanden, daß das Büro obiger Zusammensetzung nicht ausgelastet ist, kommt Teilzeitbeschäftigung der Angestellten infrage.

Mit steigender Anzahl der Behälterwagen wird eine Vergrößerung des Büros notwendig. Dabei fällt der auf jeweils Z Behälterwagen bezogene Verwaltungskostenanteil entsprechend einer hyperbolischen Kostendegression, d.h. die Kostenanteile K_1 (= 50.000 DM/a bei Z Behälterwagen) und K_n (bei n Z Behälterwagen) verhalten sich demnach zu der Anzahl der Wagen Z und n Z wie

$$\left(\frac{K_1}{K_n} \right) = \left(\frac{n Z}{Z} \right)^d$$

wobei erfahrungsgemäß mit einem Kostendegressionsexponent $d = 0,4$

gerechnet werden kann.

6.6.2 Wartungs- und Reparaturkosten

Bei einem ähnlichen, jedoch gasgekühlten Behälter werden ca. 1,2 % der Investitionskosten jährlich für Wartung und Reparatur angesetzt [6]. Insbesondere der Erfordernisse zur Kühlmetallreinigung wegen wird im vorliegenden Falle mit 5 % gerechnet.

Mit steigender Zahl der Behälterwagen ist jedoch auch hier eine Kosten-
degression zu erwarten, da der Charakter der auszuführenden Arbeiten im
wesentlichen gleichbleiben wird und der ausführenden Werkstatt insbeson-
dere durch entsprechende Einrichtungeine rationelle Arbeitsweise möglich
ist.

Die Kosten K_1 (bei 1 Behälterwagen) und K_n (bei n Behälterwagen) verhalten
sich zur Anzahl der Behälterwagen Z_1 und Z_n wie

$$\left(\frac{K_1}{K_n} \right) = \left(\frac{Z_n}{Z_1} \right)^d$$

Aufgrund des lohnintensiven Charakters der Arbeiten wird ein Degressions-
exponent $d = 0,6$ angesetzt.

6.6.3 Begleitpersonal

Ob in Zukunft für die Behälterwagen Begleitpersonal erforderlich sein
wird, ist eine noch nicht abschließend zu beantwortende Frage [6].

Im Falle der Notwendigkeit wird voraussichtlich mit zwei Mann/Behälter-
wagen zu rechnen sein. Dabei ist vorausgesetzt, daß die Behälterwagen
einzeln in Regelzügen befördert werden. Eine gewisse Möglichkeit zur Re-
duzierung der Kosten kann darin gesehen werden, daß bei mehreren gemein-
sam beförderten Behälterwagen u.U. ebenfalls zwei Mann ausreichend sind.

Es erscheint realistisch, mit Kosten in Höhe von ca. 50.000 DM/a zu rechnen.

6.7 Zusammenstellung der Transportkosten für den speziellen Fall des Transportbehälters mit einer Kapazität von 7 NaI-BE, Abklingzeit = 100 d

Aufgrund der Abschirmrechnungen (Kap. 5.2/5.3) ergeben sich die Behälterwandstärken

bei Verwendung von Blei als Abschirmmaterial zu	30,0 cm
bei Verwendung von Stahl " " "	45,6 cm

Kapitalkosten (6.2)

Nach 6.2.1.1 wird bei Blei mit 8 DM/kg, bei Stahl mit 6 DM/kg Behältergewicht gerechnet.

Unter Verwendung der folgenden Werte

	Blei	Stahl
ρ g/cm ³	11,3	7,8
s_1 cm	30,0	45,6
s_2 cm	25,0	37,6
s_3 cm	14,7	22,2
h cm	399,0	399,0
h_1 cm	155,5	186,7
r cm	33,0	33,0
Brennstoff im Behälter kg	955	955

ergibt sich überschlägig als

Gewicht der Behälterabschirmung	kg	41.000	52.000
sowie als Gewicht der zusätzlichen Komponenten			
Wabeneinsatz	kg	5.300	5.300
Kühlmetall	kg	340	340
Rippen	kg	2.480	3.090
Zusammen	kg	49.120	60.730

		Blei	Stahl
Beim Bleibehälter kommen zu den Investitionskosten in Höhe von	DM	393.000	
noch die Kosten für die Neutronenabschirmung (2.710 kg zu 1 DM/kg)	DM	2.710	
Damit ergeben sich die Behälterinvestitionskosten zu ca.	DM	395.700	364.400

Nach 6.2.1.2 beläuft sich bei einer thermischen Leistung $N_{th} = 55 \text{ KW}$ (Kap.4.3) die Gebläseleistung auf $N_{el} = 3 \text{ KW}$
 Man erhält so als

Investitionskosten für Gebläse und Stromversorgung ca.	DM	25.000	25.000
--	----	--------	--------

Nach 6.2.1.3 ist für das Spezialfahrzeug die Kenntnis des Ladegewichts wesentlich.

Es besteht aus:

Behälter (einschl. Serpentinmantel bei Blei)	kg	51.830	60.730
Gebläse und Stromversorgung	kg	2.500	2.500
7 NaI-BE	kg	2.200	2.200

Zusammen ca.	kg	56.500	65.400
--------------	----	--------	--------

Damit betragen

das Fahrzeuggewicht ca.	kg	28.250	32.700
-------------------------	----	--------	--------

bzw. die Investitionskosten für das Fahrzeug ca.	DM	99.000	114.400
--	----	--------	---------

Nach 6.2.2 ergeben sich die jährlichen Kosten einschl. eines Anteils in Höhe von 200.000,-- DM an Behälter-Entwicklungskosten, die schätzungsweise 1 Mio DM betragen und auf die ersten 5 Behälter umgelegt werden, für Behälter mit Gebläse u. Stromversorgung zu (Fixkostenrate = $0,272 \text{ a}^{-1}$) ca. DM/a 169.000 160.000

		<u>Blei</u>	<u>Stahl</u>
für Spezialfahrzeug zu (Fixkostenrate = 0,139 a ⁻¹)	ca. DM/a	13.800	15.900
Die Kapitalkosten belaufen sich somit insgesamt auf	ca. DM/a	182.800	175.900

=====

Betriebskosten (6.3)

Nach 6.3.1 betragen die Kosten für
die Be- und Entladung der Behälter

ca. DM/Behältereinsatz	1.770	1.880
------------------------	-------	-------

Nach 6.2.2 ergeben sich Kühlkosten
in Höhe von

ca. DM/Behältereinsatz	5	5
------------------------	---	---

Zusammen ca. DM/Behältereinsatz	1.775	1.885
---------------------------------	-------	-------

=====

Frachtkosten (6.4)

Bei einer mittleren Entfernung
Reaktor-Aufarbeitungsstation von 250 km
betragen die Kosten

für Hinfahrt ca. DM/Behältereinsatz	1.052	1.225
für Rückfahrt " " "	1.215	1.405

Zusammen ca. DM/Behältereinsatz	2.270	2.630
---------------------------------	-------	-------

=====

	Blei	Stahl
<u>Versicherungskosten (6.5)</u>		
Nach 6.5.1 ist 1 %o des Brennstoffeigenwerts als Sachversicherungsprämie zu entrichten. Der Brennstoffeigenwert beträgt bei		
502 kg Corebrennstoff/Behälter mit einem Spaltstoffgehalt	von 12,16 %	
bzw. 453 kg Blanketmaterial/Behälter mit einem Spaltstoffgehalt	von 2,98 %	
einem Pu-Preis von 40 DM/g _{spaltb.} und einem U-Preis von 12 DM/kg _{abger.} , abzüglich der Wiederaufarbeitungskosten in Höhe von 260 DM/kg		
2,747 Mio DM. Die Prämie beträgt damit	ca. DM/Behältereinsatz	2.747
		2.747
Nach 6.5.2 wird die Haftpflichtversicherungsprämie angesetzt zu		
	DM/Behältereinsatz	2.500
		2.500
Zusammen ca.	DM/Behältereinsatz	5.247
		5.247

=====

<u>Gemeinkosten (6.6)</u>		
Nach 6.6.1 ergeben sich bei Z = 5 und n = 1		
als Verwaltungskostenanteil	ca. DM/a	10.000
		10.000
Entsprechend 6.6.2 betragen bei n = 1		
die Wartungs- und Reparaturkosten	ca. DM/a	26.000
		25.200
Nach 6.6.3 muß u.U. für Begleitpersonal aufgewendet werden		
	ca. DM/a	50.000
		50.000
Zusammen ca.	DM/a	86.000
		85.200

=====

In Abb. 6.-1 sind die aus den einzelnen Kostenkomponenten aufsummierten, geschätzten Transportkosten in DM/kg Brennstoff über der Zahl der Behälterereinsätze aufgetragen. Die Betriebskosten, die Frachtkosten und die Versicherungskosten sind hierbei unabhängig von der Zahl der Behälterereinsätze, während die Kapital- und Gemeinkosten hyperbolisch mit der Zahl der Behälterereinsätze/a fallen.

Unter den getroffenen Annahmen zeigen sich nur unwesentliche Transportkostenunterschiede zwischen Blei- und Stahlbehälter.

In Abb. 6.-2 entsprechen die Kurven 1 dem Transportkostenverlauf der Abb. 6-1, wohingegen den geringeren Transportkosten der Kurven 2 doppelt so lange Abschreibungsdauern zugrundeliegen. Außerdem wurden dabei keine Behälter-Entwicklungskosten berücksichtigt. Die übrigen Kostenkomponenten außer den Kapitalkosten blieben unverändert.

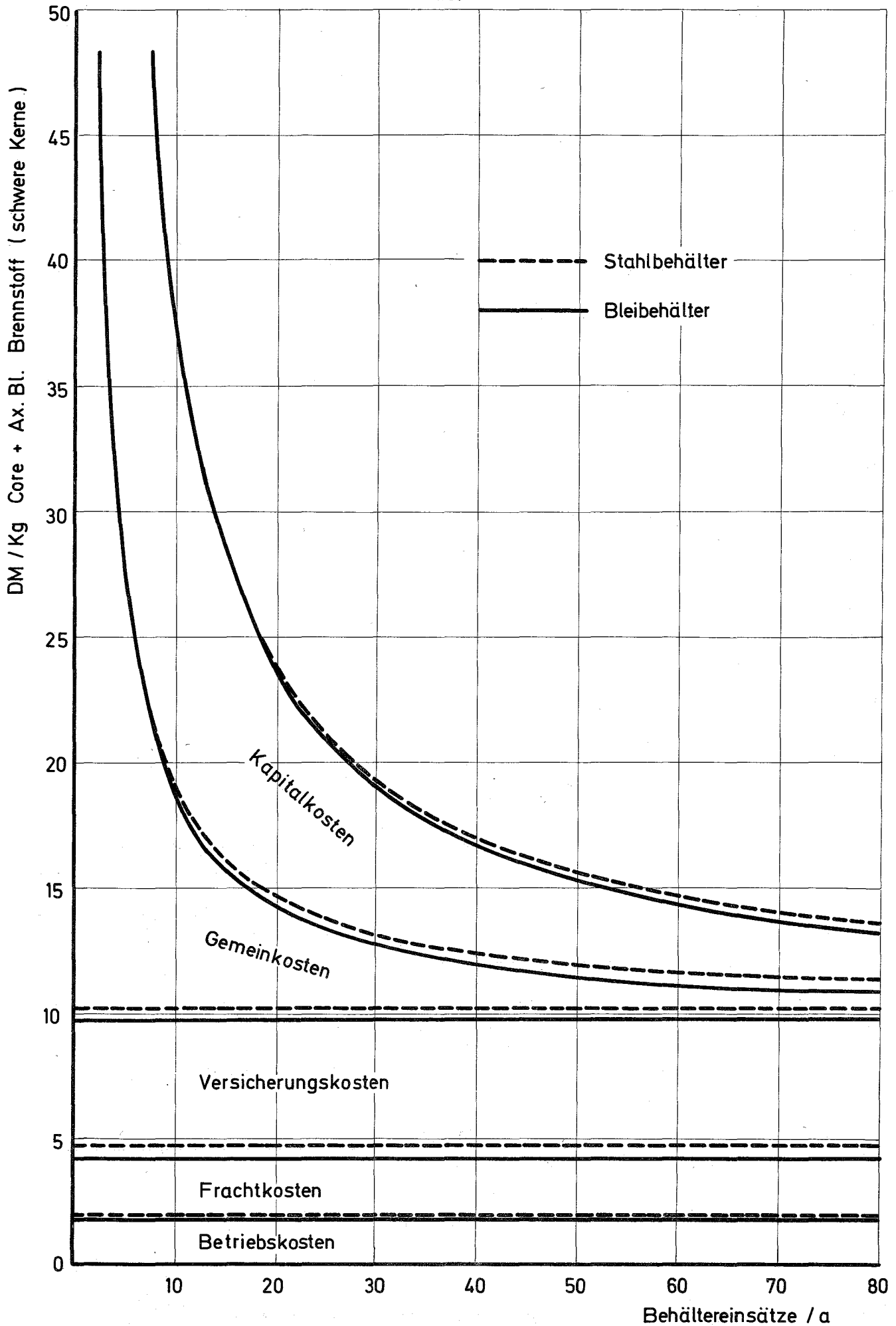
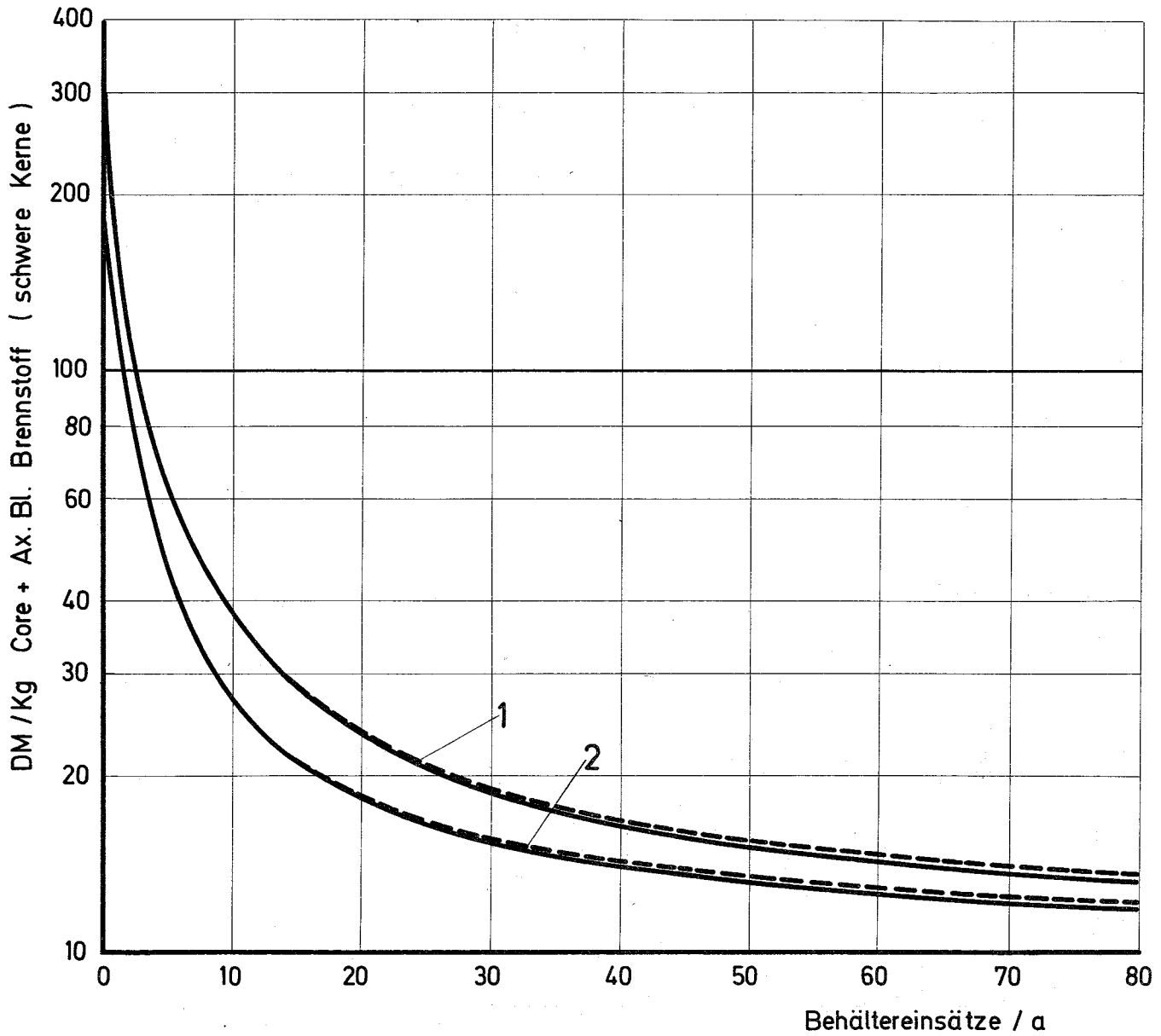


Abb. 6-1 Transportkosten über der Zahl der Behältereinsätze / a (Behälterkapazität = 7 Na1 - BE ; Abklingzeit = 100 d)

----- Stahlbehälter
————— Bleibehälter



Kurven 1: Abschreibungsdauer für A) = 5a
Abschreibungsdauer für B) = 15a
mit Behälter - Entwicklungskosten } Vergl. Abb. 6.6-1

Kurven 2: Abschreibungsdauer für A) = 10 a
Abschreibungsdauer für B) = 30 a
ohne Behälter - Entwicklungskosten

Abb. 6-2 Transportkosten über der Zahl der Behälterereinsätze / a
(Behälterkapazität = 7 Na1 - BE, Abklingzeit = 100 d)

- [1] Straßenverkehrszulassungsordnung, Stand 1967
- [2] Mitteilungen der Deutschen Bundesbahn
Bundesbahnzentralamt Minden
Bundesbahndirektion Karlsruhe
" Wuppertal
- [3] H. Grumm u.a.: Ergänzendes Material zum Bericht
"Kernbrennstoffbedarf und Kosten verschiedener
Reaktortypen in Deutschland", KFK 466, Sept. 66
- [4] R. Salmon: Estimation of Fuel-Shipping Costs for
Nuclear Power Cost-Evaluation Purposes,
ORNL- 3943, March 66
- [5] L.B. Shappert, R. Salmon: Shipping Cost Comparisons
for Lead-, Steel-, and Uranium-Shielded Casks,
ORNL - 3918, March 66
- [6] M. Levenson et al.: Comparative Cost Study of the
Processing of Oxide, Carbide, and Metal Fast-Breeder-Reactor
Fuels by Aqueous, Volatility, and Pyrochemical Methods,
ANL - 7137, May 66
- [7] D. Smidt u.a.: Referenzstudie für den natriumgekühlten
Schnellen Brutreaktor (Na 1), KFK 299, Dez. 64
- [8] M.W. Rosenthal: A Comparative Evaluation of Advanced
Converters, ORNL - 3686, Jan. 65
- [9] Mitteilung der GfK-Rechtsabteilung
- [10] Mitteilung der EURATOM-Zentrale /TU-Institut Karlsruhe

7. Optimierung des Transportes auf minimale Brennstoffzykluskosten

7.1 Problemstellung

Der bestrahlte Corebrennstoff kann aus verschiedenen Gründen erst nach einer bestimmten Abklingzeit (etwa 100 d) wiederaufbereitet werden. Die Gründe sind vor allem in der J 131 Konzentration zu suchen, dessen Beseitigung Schwierigkeiten verursacht. Nach 10 Halbwertszeiten (80 d) ist die Jodaktivität auf einen für die Aufarbeitung erträglichen Wert abgeklungen.

Während dieser Abklingzeit lassen sich zwei gegenläufige Tendenzen in den bestimmenden Kostenfaktoren der Brennstoffzykluskosten beobachten.

1. Der Wert des Plutoniums, der für eine NaI-Teilladung etwa 17 Millionen beträgt, stellt während der Abklingzeit ein gebundenes Kapital dar, das sich nicht verzinsen kann. Die verlorenen Zinsen, die für obigen Betrag nach 100 d etwa 300.000 DM erreichen, sind daher als ein Wertverlust zu bewerten.

Dieser negativen Tendenz stehen

2. die Transportkosten entgegen, die mit zunehmender Abklingzeit kleiner werden⁺⁾ . Die Nachwärmeleistung und Aktivität des bestrahlten Brennstoffes sinken exponentiell mit der Abklingzeit und benötigen daher weniger Kühlung und Abschirmung während des Transportes, was sich direkt auf die Transportkosten auswirkt.

In dieser Optimierung gilt es, diese beiden gegenläufigen Kostentendenzen so gegeneinander abzuwägen, daß die Brennstoffzykluskosten ein Minimum werden.

7.2 Auswahl der bestimmenden Parameter

Man hat nun nicht nur die Möglichkeit, mit längeren Abklingzeiten die Transportkosten zu senken, sondern noch vielmehr durch die Steigerung der Jahreskapazität des Transportbehälters, die zwei neue Parameter enthält:

$$(1) \quad G_a = G_{SA} \times Z_{EB} \times Z_{SA} \quad \left[\text{kg Br. / a} \right]$$

G_a = Jahreskapazität des Behälters; G_{SA} = Brennstoffgewicht pro Brennelement

⁺⁾ Die Aufarbeitungskosten wurden konstant angenommen.

in kg; Z_{EB} = Zahl der Behälterereinsätze pro Jahr in 1/a; Z_{SA} = Zahl der Brennelemente pro Behälter.

Die Behälterinvestitionskosten wurden proportional zum Abschirmgewicht gesetzt. Nach 6.1.1.1 schwanken die Angaben für die spez. Behälterkosten von Stahlbehältern zwischen 4,5 - 8 DM/kg und von Bleibehältern zwischen 9 und 11 DM/kg. Die spez. Behälterkosten sind außerdem aus fertigungstechnischen Gründen abhängig vom Behältergewicht, so daß realistische Kostenannahmen in einem größeren Bereich liegen, der durch Variation der spez. Behälterkosten folgendermaßen erfaßt wurde :

Stahlbehälter : 3, 6, 9 $\overline{[DM/kg]}$
 Bleibehälter : 4, 8, 12 $\overline{[DM/kg]}$

Alle weiteren kostenbestimmenden Größen ließen sich durch Nachfrage und Literatur (Kap.6) hinreichend genau belegen, so daß keine weiteren Parameter variiert zu werden brauchten.

7.3 Optimierung

In den Formeln, die zur Beschreibung der Brennstoffzykluskosten entwickelt wurden $\overline{[1]}$, erscheinen die oben angegebenen Parameter implizit in den Transportkosten und in der Wiederaufarbeitungszeit (δ_w). Da diese beiden Größen nur in der Kostenformel für den Rückerlös des bestrahlten Brennstoffs enthalten sind, läßt sich die Optimierung des Transportes auf eine Maximierung des Rückerlöses zurückführen.

Für den Rückerlös (K_1^*) und den Wert (K_1) des bestrahlten Brennstoffs gelten folgende Beziehungen:

$$(2) \quad \left. \begin{aligned} K_1^* &= \overline{[1]} \cdot \frac{S}{100} \left(\delta_w + \frac{1}{2} \delta_R \right) \overline{[1]} \left(1 + \frac{R}{100} \right)^{-\delta_w} \cdot K_1 \\ K_1 &= \frac{\gamma}{100} \cdot \sum v_1^s X_1^s K_1^s - K_A - K_{TR} \end{aligned} \right\} \begin{aligned} &\left(\frac{DM}{kg \text{ Br.St.}} \right) \\ &\text{(schwere Kerne)} \end{aligned}$$

darin sind:

s = Steuersatz (%/a); R = Diskontsatz (%/a); γ = Massenverhältnis (nach dem Abbrand und vor dem Abbrand); v_1^s = Wiederaufarbeitungsverluste; X_1^s = Brennstoffkomponente beim Entladen (%); K_1^s = Spez. Brennstoffkosten beim Entladen (DM/kg); K_A = Aufarbeitungskosten (DM/kg); K_{TR} = Transportkosten (DM/kg); δ_R = Standzeit (a).

$$(3) \quad \delta_w = (\delta_A + \delta_{TR} + \delta_{WA})/365. \quad (a)$$

δ_A = Abklingzeit (d); δ_{TR} = Transportzeit (d);

δ_{WA} = Wiederaufarbeitungszeit (d)

Die Transportkosten (K_{TR}) wurden nach Core- und Blanket-Brennelementen gewichtet:

$$(4) \quad K_{TR} = a_1 \cdot (K_{TR})_{Core} + (1-a_1) \cdot (K_{TR})_{Blanket}$$

$$a_1 = \frac{\text{Gewicht des Core- und Axial Blanket-Brennstoffes}}{\text{Gewicht des gesamten Brennstoffes}}$$

$$(K_{TR})_{Blanket} = \text{Konst.} = 16 \text{ DM/kg}$$

$$(K_{TR})_{Core} = K_{KAP} + K_{BETR} + K_{FR} + K_{Vers} + K_{GEM}$$

Die einzelnen Transportkostenanteile wurden nach Kap. 6 berechnet.

7.3.1 Analytische Lösung

Das Exponentialglied in Gl. (2) lässt sich durch eine Potenzreihe darstellen, deren höhere Glieder vernachlässigt werden können:

$$(5) \quad K_1^* = \sqrt[1 - \frac{S}{100} (\delta_w + \frac{1}{2} \delta_R)]{1 - \frac{R}{100} \delta_w} \cdot K_1$$

Die Aufspaltung von K_1 in einen Konstanten und einen δ_w -variablen Anteil:

$$(6) \quad K_1 = A - \alpha \delta_w$$

führt mit folgenden Abkürzungen:

$$(7) \quad a = 1 - \frac{1}{2} \delta_R \frac{S}{100}$$

$$b = a \frac{R}{100} + \frac{S}{100}$$

zu folgender einfach differenzierbaren Gleichung:

$$(8) K_1^* = A \cdot a - (A b - a\alpha) \delta_w - ab\delta_w^2$$

die ein Maximum hat bei:

$$(9) \delta_w^* = \frac{1}{2} \left(\frac{a}{b} - \frac{A}{\alpha} \right) \quad (a)$$

was einer optimalen Abklingzeit entspricht von:

$$(10) \delta_A^* = \delta_w^* - \delta_{wA} - \delta_{TR} \quad (a)$$

Der Quotient (a/b) ist eine reine Funktion des Steuer- und Diskontsatzes ferner der Standzeit und ist damit unabhängig von den Transportkostenparametern (für den betrachteten NaI Reaktor und $s = 2,7 \%/a$; $R = 7 \%/a$ wird $a/b = 10$).

Der Quotient A/α ist stark abhängig von dem Verlauf der Transportkosten und der Aufarbeitungskosten über der Abklingzeit. In dieser Studie wurden die Aufarbeitungskosten konstant gehalten und nur eine Variation der Transportkostenparameter vorgenommen, so daß diese Optimierung noch keine quantitative Aussage zuläßt. Immerhin läßt sich zeigen, daß bei den gegenwärtigen Annahmen der Aufarbeitungskosten und den in dieser Studie ermittelten Transportkosten:

$$A/\alpha > a/b$$

und damit δ_A^* in einem undefinierten negativen Bereich liegt. D.h., die Brennstoffzykluskosten haben im definierten Bereich kein Minimum und damit wird die kleinstmögliche Abklingzeit kostenoptimal. Abb. (7-1). Lediglich im Grenzfall: 1 Behälterinsatz/a ergab sich ein Optimum im positiven Bereich. Dieses Bild kann sich aber noch entscheidend ändern, wenn die Abhängigkeit der Aufarbeitungskosten über der Abklingzeit mit berücksichtigt wird.

7.3.2 Numerische Ergebnisse

Mit den in 7.2 ausgewählten Transportkostenparametern und der Reaktor- und Kosten-Daten aus [1] wurden mit einem Transportkostenoptimierungsprogramm die spezifischen Transportkosten und die entsprechenden Brennstoffzykluskosten berechnet, die in den folgenden Tabellen und Diagrammen angegeben sind.

Variiert wurde:

1. die Abklingzeit zwischen 50 und 200 d
2. die Behälterereinsätze pro Jahr zwischen 1 und 80
3. die spezifischen Behälterkosten für:
 - 3.1 Stahlbehälter zwischen 3,-- und 9,-- DM/kg
 - 3.2 Bleibehälter zwischen 4,-- und 12,-- DM/kg.

7.3.2.1 Transportkosten

In Tabelle 7.3-1 und 7.3-2 sind zunächst die Kapitalinvestitionen ausgewiesen, die für den Transport von 7 NaI-Brennelementen sowohl für das Stahl- als auch für das Blei-Behälterkonzept aufzubringen sind. Sie liegen im Mittel für

1. den Bleibehälter zwischen 500.000 und 800.000 DM
2. den Stahlbehälter zwischen 600.000 und 900.000 DM

je nach Abklingzeit.

Die damit berechneten jährlichen Kapitalkosten und die übrigen festen Jahreskosten für Personal, Unterhaltung und Gemeinkosten sind in Tabelle 7.3-3 angegeben.

Diese festen Jahreskosten haben einen deutlichen Abfall von 40 und 50 % zwischen 50 und 200 d Abklingzeit, während die Kosten pro Behälterereinsatz (Tabelle 7.3-4) für Betrieb, Fracht und Versicherung wegen des hohen konstanten Versicherungsanteiles nur schwach abnehmen (zwischen 10 und 20 %). Die Kühlkosten sind in allen Fällen vernachlässigbar und sind somit kein Argument gegen eine Zwangskühlung.

Tabelle 7.3-5 und 7.3.6 und Abbildung 7-1 bis 7-4 zeigen die Ergebnisse der Parameterstudie über die spezifischen Transportkosten für das Stahl- bzw. Blei-Behälterkonzept.

Beide Konzepte weisen ungefähr gleiche Transportkosten auf, so daß man für die Entscheidung: Stahl- oder Bleibehälter andere Kriterien wie z.B. Unfallfolgen (Kap. 5.5) zu Hilfe nehmen muß. Ins Auge fällt der relativ kleine Einfluß der Abklingzeiten gegen den starken Einfluß der jährlichen Behältereinsätze (Abb. 7-1 und 7-2). Im erwarteten Bereich zwischen 20 und 40 Einsätzen pro Jahr liegen die Transportkosten für bestrahlte Core-Brennelemente zwischen 15 und 30 DM/kg Core + Ax.Bl. Brennstoff.

Der Einfluß der spez. Behälterkosten (Abb. 7-3 und 7-4) auf die Transportkosten verringert sich mit zunehmenden Behältereinsätzen wegen der abnehmenden Kapitalkosten, so daß die Kosten pro Behältereinsatz (Tab. 7.3-4) zum Tragen kommen.

7.3.2.2 Brennstoffzykluskosten

In Abb. 7-5 sind die Brennstoffzykluskosten als Funktion der Abklingzeit und der Behältereinsätze pro Jahr in Parameterdarstellung aufgetragen. Wie in Kap. 7.3.1 bereits ausgeführt, ist der Einfluß der Zinskosten über der Abklingzeit größer als der relativ kleine Transportkostenabfall, der außerdem durch die Wichtung Gl. (4) zusätzlich abgeschwächt wird. Das Optimum für 1 Einsatz/a ergibt sich aus dem relativ großen Transportkostenabfall (Tab. 7.3-6):

$$\left(\frac{\Delta K_{TR}}{\Delta \delta_A} \right)_{\delta_A=50d} = 47 \frac{DM}{50d}$$

in den ersten 100 Tagen, der später wieder abnimmt, so daß die Zinskosten wieder überwiegen. Die in $\overline{1}$ ausgewiesenen BZ-Kosten liegen bei 0,35 Dpf/kWh, da hier mit relativ hohen gewichteten (Gl. 4) Transportkosten von $K_{TR}=100$ DM/kg gerechnet wurde, was sich nach den Ergebnissen dieser Studie als zu pessimistisch erwies.

Tabelle 7.3-1: Kapitalinvestitionen eines Stahlbehälters für den Transport von 7 NaI-Brennelementen für verschiedene Abklingzeiten

Abklingzeit (d)	50			100			150			200		
1. Gewichte: (t)												
a) Abschirmung+Kühlrippen + Wabeneinsatz+Kühlmetall	82.			60.7			50.1			45.8		
b) Neutronenabsorberschicht	entfällt											
c) Gebläse	3.8			2.5			2.0			1.5		
d) 7 NaI-Brennelemente	2.2			2.2			2.2			2.2		
e) Totales Behältergewicht (a - d)	88.0			65.4			54.3			49.5		
f) Fahrzeuggewicht	44.			32.7			27.2			25.0		
2. Sekundärkühlung:												
a) Nachwärme-Leistung (kW)	83.0			55.5			42.7			33.4		
b) Elektrische Leistung (kW)	4.6			3.1			2.4			1.8		
3. Kapitalinvestitionen: (10⁶DM)												
Spez.Abschirmkosten (DM/kg)	3.	6.	9.	3.	6.	9.	3.	6.	9.	3.	6.	9.
a) Behälter	0.246	0.492	0.738	0.182	0.364	0.546	0.150	0.300	0.450	0.137	0.275	0.412
b) Neutronenabsorberschicht	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
c) Gebläse	0.038	0.038	0.038	0.025	0.025	0.025	0.020	0.020	0.020	0.015	0.015	0.015
d) Entwicklungskosten	0.200	0.200	0.200	0.200	0.200	0.200	0.200	0.200	0.200	0.200	0.200	0.200
e) Behälter total (a - d)	0.484	0.730	0.976	0.407	0.589	0.771	0.370	0.520	0.670	0.352	0.490	0.627
f) Fahrzeug	0.154	0.154	0.154	0.115	0.115	0.115	0.095	0.095	0.095	0.088	0.088	0.088
g) Total (e + f)	0.638	0.884	1.130	0.522	0.704	0.886	0.465	0.615	0.765	0.440	0.578	0.715

Tabelle 7.3-2: Kapitalinvestitionen eines Bleibehälters für den Transport von 7 NaI-Brennelementen für verschiedene Abklingzeiten

Abklingzeit (d)	50			100			150			200		
1. Gewichte: (t)												
a) Abschirmung+Stahlmantel + Wabeneinsatz+Kühlmetall	59.0			45.1			34.5			27.0		
b) Neutronenabsorberschicht	2.7			2.7			2.7			2.7		
c) Gebläse	3.8			2.5			2.0			1.5		
d) 7 Na-1 Brennelemente	2.2			2.2			2.2			2.2		
e) Totales Behältergewicht (a - d)	67.7			52.5			41.4			33.4		
f) Fahrzeuggewicht	33.9			26.3			20.7			16.7		
2. Sekundärkühlung:												
a) Nachwärmeleistung (kW)	83.0			55.5			42.7			33.4		
b) Elektrische Leistung (kW)	4.6			3.1			2.4			1.8		
3. Kapitalinvestitionen: (10⁶DM)												
Spez.Abschirmkosten (DM/kg)	4.	8.	12.	4.	8.	12.	4.	8.	12.	4.	8.	12.
a) Behälter	0.236	0.472	0.708	0.180	0.361	0.542	0.138	0.276	0.415	0.108	0.216	0.324
b) Neutronenabsorberschicht	0.003	0.003	0.003	0.003	0.003	0.003	0.003	0.003	0.003	0.003	0.003	0.003
c) Gebläse	0.038	0.038	0.038	0.025	0.025	0.025	0.020	0.020	0.020	0.015	0.015	0.015
d) Entwicklungskosten	0.200	0.200	0.200	0.200	0.200	0.200	0.200	0.200	0.200	0.200	0.200	0.200
e) Behälter total (a-d)	0.477	0.713	0.949	0.408	0.589	0.770	0.361	0.499	0.638	0.326	0.434	0.542
f) Fahrzeug	0.119	0.119	0.119	0.092	0.092	0.092	0.072	0.072	0.072	0.059	0.059	0.059
g) Total (e+f)	0.596	0.832	1.068	0.500	0.681	0.862	0.433	0.571	0.710	0.385	0.493	0.601

Tabelle 7.3-3: Jährliche Kosten (10^3 DM/a) für den Transport eines Stahlbehälters bzw. Bleibehälters mit 7 NaI-Brennelementen als Funktion der Abklingzeit und der spez. Behälterkosten

Abklingzeit (d)		50			100			150			200		
Stahlbehälter	Spez.Behälterkosten (DM/kg)	3.	6.	9.	3.	6.	9.	3.	6.	9.	3.	6.	9.
	a) Fahrzeug (10 a Abschr.)	26.	26.	26.	20.	20.	20.	16.	16.	16.	15.	15.	15.
	b) Behälter (5 a Abschr.)	132.	199.	266.	111.	160.	210.	101.	142.	182.	96.	133.	171.
	c) Kapitalkosten	158.	225.	292.	131.	180.	230.	117.	158.	198.	111.	148.	186.
	d) Personalkosten	50.	50.	50.	50.	50.	50.	50.	50.	50.	50.	50.	50.
	e) Unterhaltung	24.	36.	49.	20.	29.	39.	19.	26.	33.	18.	25.	31.
	f) Gemeinkosten	10.	10.	10.	10.	10.	10.	10.	10.	10.	10.	10.	10.
	Total:	242.	321.	401.	211.	269.	329.	196.	244.	291.	189.	233.	277.
Bleibehälter	Spez.Behälterkosten (DM/kg)	4.	8.	12.	4.	8.	12.	4.	8.	12.	4.	8.	12.
	a) Fahrzeug (10 a Abschr.)	20.	20.	20.	16.	16.	16.	12.	12.	12.	10.	10.	10.
	b) Behälter (5 a Abschr.)	130.	194.	258.	111.	160.	210.	98.	136.	174.	89.	118.	148.
	c) Kapitalkosten	150.	214.	278.	127.	176.	226.	110.	148.	186.	99.	128.	158.
	d) Personalkosten	50.	50.	50.	50.	50.	50.	50.	50.	50.	50.	50.	50.
	e) Unterhaltung	24.	36.	47.	20.	29.	39.	18.	25.	32.	16.	22.	27.
	f) Gemeinkosten	10.	10.	10.	10.	10.	10.	10.	10.	10.	10.	10.	10.
	Total:	234.	310.	385.	207.	265.	325.	188.	233.	278.	175.	210.	245.

Tabelle 7.3-4:

Kosten pro Behälterereinsatz (DM)

Abklingzeit (d)	50		100		150		200	
	Pb	Fe	Pb	Fe	Pb	Fe	Pb	Fe
Abschirmung								
Be- und Entladen	1950.	2230.	1800.	1900.	1580.	1760.	1470.	1690.
Kühlkosten	7.	7.	5.	5.	4.	4.	3.	3.
Frachtkosten	2730.	3530.	2290.	2630.	1660.	2180.	1350.	2000.
Versicherung	5250.	5250.	5250.	5250.	5250.	5250.	5250.	5250.
Total:	9937.	11017.	9345.	9785.	8494.	9194.	8073.	8943.

Tabelle 7.3-5: Spez. Transportkosten¹⁾ für einen Stahlbehälter mit 7 NaI-Brennelementen als Funktion der Abklingzeit, der jährlichen Behälterereinsätze und der spez. Behälterkosten

	Abklingzeit(d)	50			100			150			200			
		3.	6.	9.	3.	6.	9.	3.	6.	9.	3.	6.	9.	
Behälterereinsätze pro Jahr	Spez. Behälterkosten (DM/kg)	3.	6.	9.	3.	6.	9.	3.	6.	9.	3.	6.	9.	
	1	Jährliche Kosten	254.	336.	430.	221.	282.	344.	205.	256.	305.	198.	244.	290.
	Kosten/Einsatz	12.	12.	12.	10.	10.	10.	10.	10.	10.	10.	9.	9.	9.
	Totale Transportkosten	266.	348.	442.	231.	292.	354.	215.	266.	315.	207.	253.	299.	
	10	Jährliche Kosten	25.	34.	43.	22.	28.	34.	21.	26.	30.	20.	24.	29.
	Kosten/Einsatz	12.	12.	12.	10.	10.	10.	10.	10.	10.	10.	9.	9.	9.
	Totale Transportkosten	37.	46.	55.	32.	38.	44.	31.	36.	40.	29.	33.	38.	
	20	Jährliche Kosten	13.	17.	22.	11.	14.	17.	11.	13.	15.	10.	12.	15.
	Kosten/Einsatz	12.	12.	12.	10.	10.	10.	10.	10.	10.	10.	9.	9.	9.
	Totale Transportkosten	25.	29.	34.	21.	24.	27.	21.	23.	25.	19.	21.	24.	
	40	Jährliche Kosten	7.	9.	11.	6.	7.	9.	6.	7.	8.	5.	6.	8.
	Kosten/Einsatz	12.	12.	12.	10.	10.	10.	10.	10.	10.	10.	9.	9.	9.
	Totale Transportkosten	19.	21.	23.	16.	17.	19.	16.	17.	18.	14.	15.	17.	
	80	Jährliche Kosten	4.	5.	6.	3.	4.	5.	3.	4.	4.	3.	3.	4.
	Kosten/Einsatz	12.	12.	12.	10.	10.	10.	10.	10.	10.	10.	9.	9.	9.
	Totale Transportkosten	16.	17.	18.	13.	14.	15.	13.	14.	14.	12.	12.	13.	

¹⁾ in DM/kg (Core + Axial-Blanket, Schwere Kerne)

Tabelle 7.3-6: Spez. Transportkosten¹⁾ für einen Bleibehälter mit 7 NaI-Brennelementen als Funktion der Abklingzeit, der jährlichen Behältereinsätze und der spez. Behälterkosten

Behälter- einsätze pro Jahr	Abklingzeit (d)	50			100			150			200		
		Spez. Behälterkosten (DM/kg)											
		4.	8.	12.	4.	8.	12.	4.	8.	12.	4.	8.	12.
1	Jährliche Kosten	245.	325.	404.	217.	278.	340.	197.	244.	291.	183.	220.	255.
	Kosten/Einsatz	10.	10.	10.	10.	10.	10.	9.	9.	9.	8.	8.	8.
	Totale Transportkosten	255.	335.	414.	227.	288.	350.	206.	253.	300.	192.	228.	263.
10	Jährliche Kosten	25.	33.	40.	22.	28.	34.	20.	24.	29.	18.	22.	26.
	Kosten/Einsatz	10.	10.	10.	10.	10.	10.	9.	9.	9.	8.	8.	8.
	Totale Transportkosten	35.	43.	50.	32.	38.	44.	29.	33.	38.	26.	30.	34.
20	Jährliche Kosten	13.	17.	20.	11.	14.	17.	10.	12.	15.	9.	11.	13.
	Kosten/Einsatz	10.	10.	10.	10.	10.	10.	9.	9.	9.	8.	8.	8.
	Totale Transportkosten	23.	27.	30.	21.	24.	27.	19.	21.	24.	17.	19.	21.
40	Jährliche Kosten	7.	9.	10.	6.	7.	9.	5.	6.	8.	5.	6.	7.
	Kosten/Einsatz	10.	10.	10.	10.	10.	10.	9.	9.	9.	8.	8.	8.
	Totale Transportkosten	17.	19.	20.	16.	17.	19.	14.	15.	17.	13.	14.	1..
80	Jährliche Kosten	4.	5.	5.	3.	4.	5.	3.	3.	4.	3.	3.	4.
	Kosten/Einsatz	10.	10.	10.	10.	10.	10.	9.	9.	9.	8.	8.	8.
	Totale Transportkosten	14.	15.	15.	13.	14.	15.	12.	12.	13.	11.	11.	12.

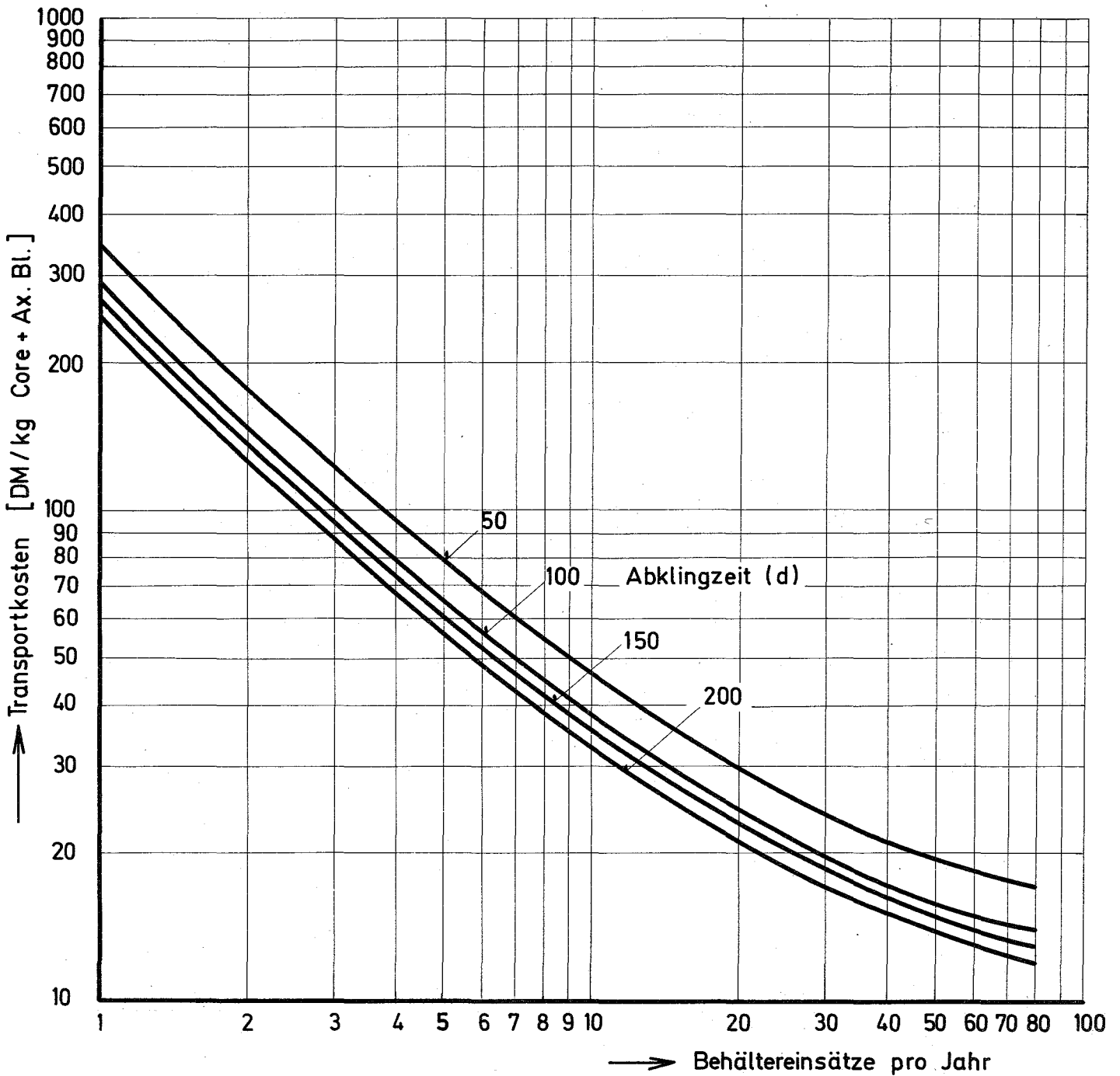


Abb.7-1 Transportkosten für einen Stahlbehälter (7Na1-BE) als Funktion der Behältereinsätze pro Jahr und der Abklingzeit. (Spez. Behälterkosten = 6 DM / kg)

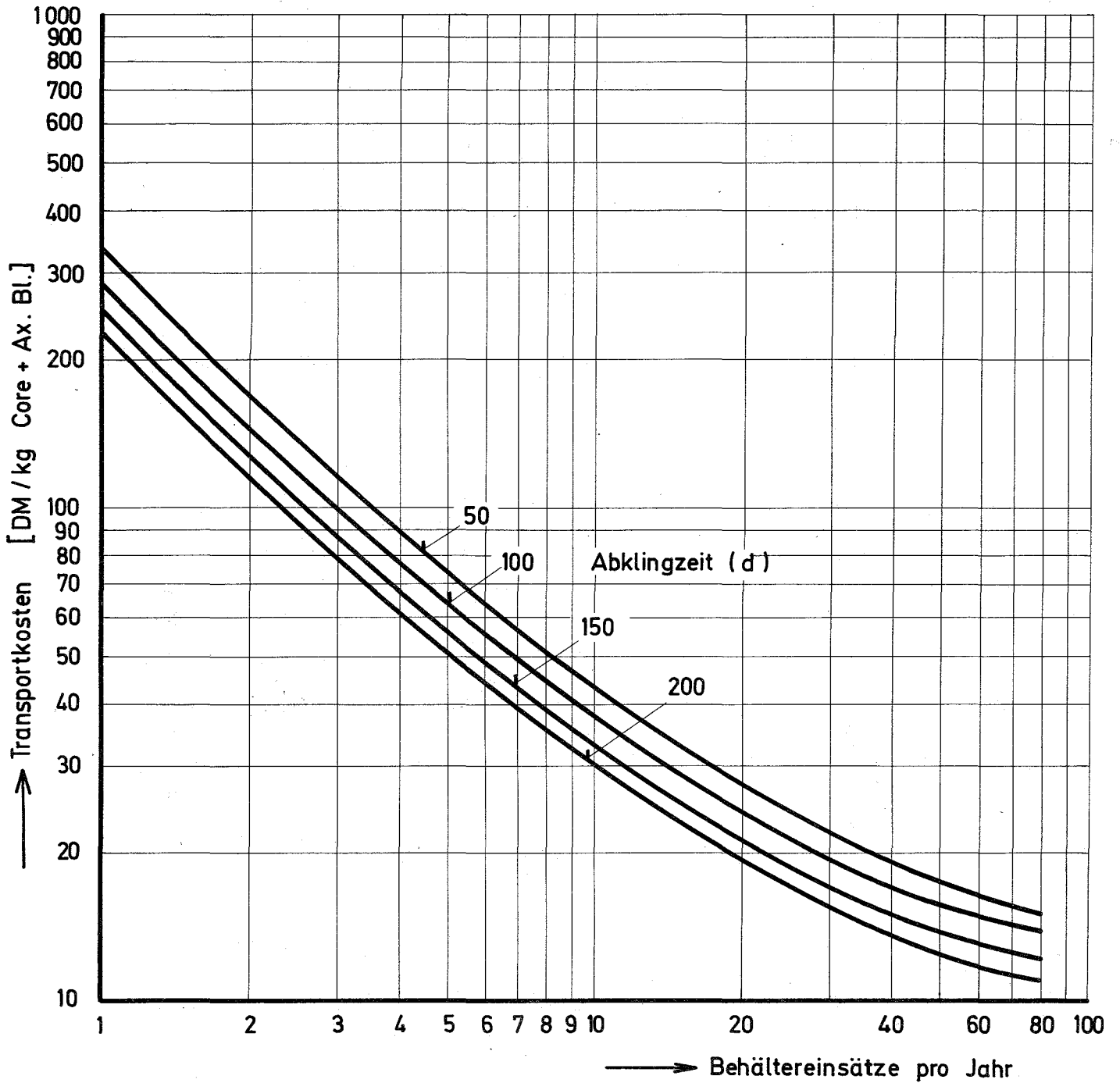


Abb.7-2 Transportkosten für einen Bleibehälter (7 Na1 - BE) als Funktion der Behältereinsätze pro Jahr und der Abklingzeit. (Spez. Behälterkosten = 8 DM / kg)

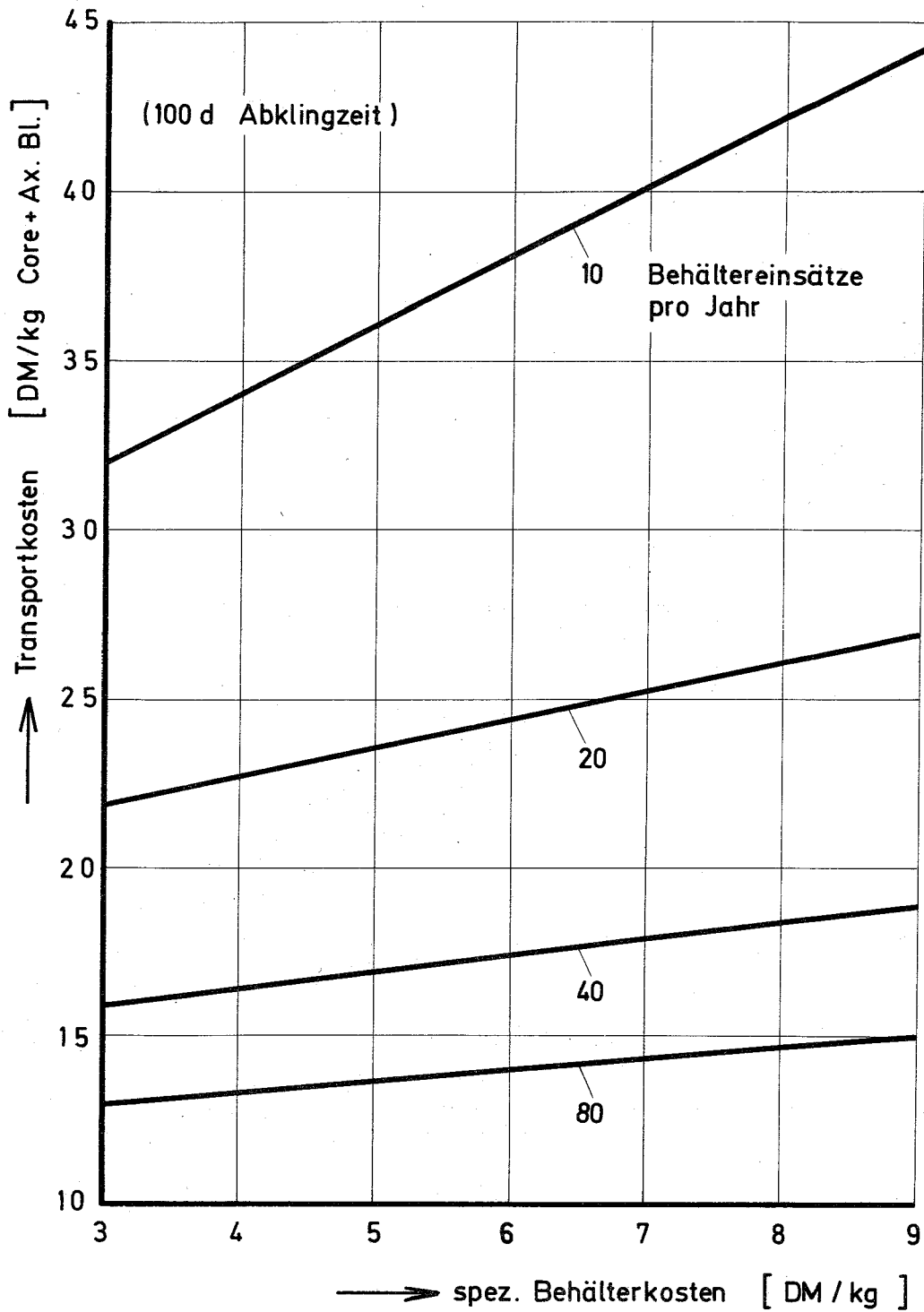


Abb. 7-3 Einfluß der spez. Behälterkosten auf die Transportkosten für einen Stahlbehälter (7 Na1 - BE).

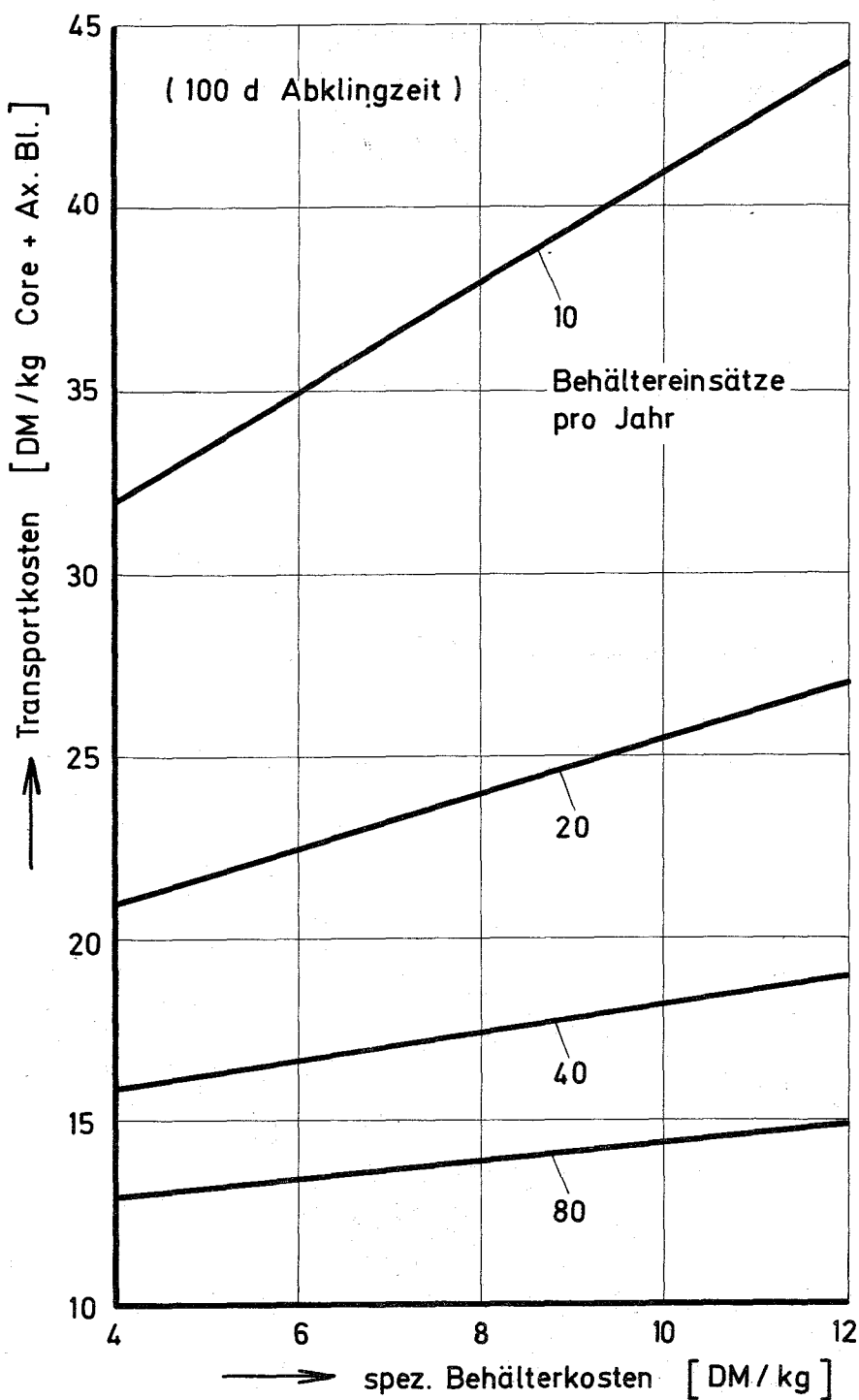
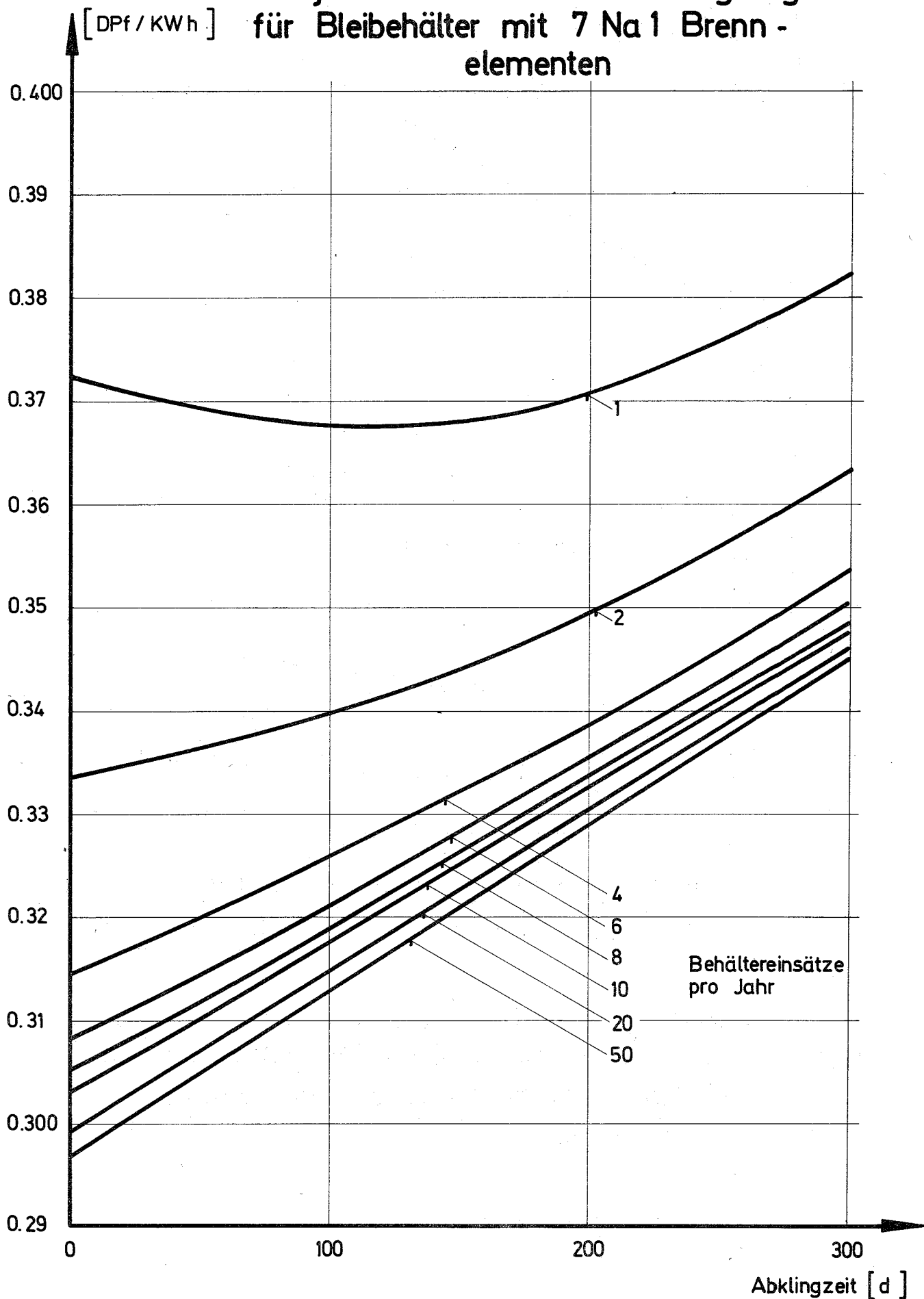


Abb.7-4 Einfluß der spez. Behälterkosten auf die Transportkosten für einen Bleibehälter (7 Na1 - BE).

Abb. 7-5

Ges. spez. Brennstoffkosten in Abhängigkeit von der Abklingzeit und der jährl. Behälterereinsatzzahl gültig für Bleibehälter mit 7 Na 1 Brennelementen



[17] H. Grumm, D. Gupta, et. a.

Ergänzendes Material zum Bericht "Kernbrennstoffbedarf und
Kosten verschiedener Reaktor-Typen in Deutschland".

KFK 466

8. Typischer Behälterentwurf

Mit dem nachfolgend beschriebenen Behälterkonstruktionsvorschlag einschließlich der angedeuteten Einrichtungen zur Be- und Entladung sowie zur Beförderung wird versucht, einen möglichen Weg zum sicheren und wirtschaftlichen Transport von Brüter-BE aufzuzeigen.

8.1 Behälter (Zeichnung Nr. 8.1-1 bzw. 8.1-2)

Der Behälter dient zum Transport von 7 NaI-BE nach ca. 100 d Abklingzeit. Im Hinblick auf Wirtschaftlichkeit (günstiges Verhältnis von Brennstoffgewicht/Behältergewicht) ist eine möglichst große Kapazität sowie eine möglichst dichte (hexagonale) Anordnung der BE im Behälter zu fordern.

Als Kapazität erscheinen 7 bzw. 19 BE aussichtsreich.

Die Fragen der Wärmeabfuhr und Sicherheit lassen sich beim Behälter für 7 BE mit angemessenem Aufwand lösen [s.Kap.5].

Als Abschirmmaterial kommt Blei (Vorschlag 2) und Stahlguß (Vorschlag 1) infrage.

Das Behälterinnere ist zur Aufnahme und seitlichen Fixierung der BE in wabenartig angeordnete Einzelkammern unterteilt, deren Wände Absorbiermaterial enthalten können.

In Vorschlag 1 sind diese Einzelkammern in einem Stahlgußeinsatz zusammengefaßt. Im Ringraum zwischen dem Stahlgußeinsatz und einem äußeren Stahlzylinder befindet sich die 30 cm dicke Bleiabschirmung [s.Kap. 5.2/3].

Die Bemessung, insbesondere des äußeren Stahlzylinders, erfolgt in der Weise, daß eine Durchdringung beim Stempeltest ausgeschlossen werden kann [s.Kap. 5.5].

Die Abschirmwanddicke des massiven Stahlgußbehälters (Vorschlag 2) beträgt 45 cm [s.Kap. 5.2/3].

Mit den gewählten Abschirmwanddicken ergeben sich - entsprechend den IAEO-Vorschriften [s.Kap. 2.1.1] - die in 8.3 enthaltenen Werte für die Dosisleistungen. Hierbei ist zu berücksichtigen, daß Behälter und Fahrzeug als konstruktive Einheit betrachtet wurden und dementsprechend der Aufpunkt für die Dosisleistungen in 2 m Abstand von der Außenseite der Haltevorrichtung

(Wagenbrücke) und nicht von der Außenseite des Behälters selbst angenommen wurde.

Bei der Alternative Gas-Flüssigmetall zur Wärmeübertragung von den BE an die Behälterwand spricht im wesentlichen die vergleichsweise große Schlüsselweite (ca. 180 mm) der NaI-BE sowie die für die Hüllwand des mittleren Brennstoffstabes zu fordernde Temperaturbegrenzung zugunsten der Verwendung des u.U. betrieblich schwierigeren Flüssigmetalls [s.Kap.5.1].

Wegen des niedrigen Schmelzpunktes erscheint NaK am geeignetsten. Hiervon befinden sich ständig ca. 450 l im Behälterinneren. Ein über dem NaK verbleibender Gasraum ist so bemessen, daß ca. 15% Volumenausdehnung beim Erwärmen auf die höchstmögliche Temperatur aufgenommen werden können und bei gleichzeitiger Freisetzung aller in den Brennstoffstäben gespeicherter Spaltgase ein Innenüberdruck von ca. 50 kp/cm^2 nicht überschritten wird.

Die horizontale Beförderung des Behälters liegt seiner äußeren Form nach nahe. Wegen der schwierigen Wärmeübertragung des oberen BE in dem jeweils über dem NaK befindlichen Gasraum scheidet diese Version jedoch aus, wenn eine einfache Behälterform angestrebt wird. Da die vertikale Anordnung infolge der das DB-Ladeprofil überschreitenden Behälterlänge (ca. 5m) ebenfalls ausscheidet, erscheint es angezeigt, den Behälter um ca. 60° gegenüber der Vertikalen geneigt zu befördern.

Um hierbei alle BE auf möglichst gleicher Länge mit NaK zu bedecken, wird der Ausdehnungsraum in sieben unter dem Behälterdeckel angebrachte, nach unten offene, in das NaK eintauchende Einzelkammern unterteilt.

Den Behälterverschluß bilden zwei getrennte Deckel: ein innerer schwerer Abschirmdeckel sowie ein äußerer Schutzdeckel.

Während der Abschirmdeckel nur leicht befestigt eingesetzt ist und lediglich aufgrund seines Eigengewichtes ein Abheben vom Behälter im Normalbetrieb nicht erfolgen kann, befindet sich eine kräftige Verschraubung am äußeren Schutzdeckel.

Beim Falltest kann durch Verformung der hier vorgesehenen Dehnschrauben die gesamte kinetische Energie beider Deckel einschließlich des Behälterinhaltes (ca. $50 \text{ m} \cdot \text{Mp}$) selbst im ungünstigsten Fall des harten Aufpralls

des Behälters auf seine Oberseite aufgenommen werden.

Die Abdichtung des Behälters erfolgt durch nach dem Einsetzen des Abschirmdeckels zugängliche metallische Ringnutdichtungen. Durch eine kompensatorähnliche Ausbildung der Verbindung zwischen Behälter und Abschirmdeckel wird Dichtigkeit auch nach dem Falltest und der dabei möglichen Verschiebung des Abschirmdeckels gewährleistet.

Der Schutzdeckel hat eine Dichtfunktion nur im Normalbetrieb, beim Falltest kann ein Verlust seiner Dichtigkeit nicht ausgeschlossen werden.

Die vorliegende Ausbildung des Behälterverschlusses wurde aus einer Vielzahl von Möglichkeiten als günstigste Lösung gewählt. Die wesentlichen Vorteile, die sich daraus ergeben sind:

Einfacher Aufbau;

Handhabung sämtlicher Verschlusskomponenten bis auf den Abschirmdeckel ohne Fernbedienung;

Zugänglichkeit der Dichtungen bei eingesetztem Abschirmdeckel;

gute Eignung für Dichtheitsprüfung und Doppeldeckeltechnik (Abschn. 8.2).

Zur Abführung der Wärme von der Behälteroberfläche wird ein Kühlluftstrom über aufgeschweißte Kühlrippen geführt. Im Abstand von wenigen mm sind die Kühlrippen von einem Stahlblechmantel umgeben, der als "berührbare" Oberfläche angesehen werden kann. Beim Bleibehälter (Vorschlag 1) ist eine zusätzliche äußere Umhüllung in Form einer ca. 100 mm starken B_4C -haltigen Serpentinsschicht als n-Abschirmung und gleichzeitige Wärmedämmung während des Feuertests vorgesehen.

Seitlich in der Behälterwand können Anzeigergeräte für Druck und Temperatur im Behälterinneren angeordnet werden.

Ein mit einer Schnellverschlusskupplung ausgestattetes Druckentlastungsventil befindet sich an der höchstgelegenen Stelle in der Behälterwand. Es ist nach Abnahme eines Abschirmstopfens zugänglich.

8.2 Ladung und Transport (Zeichnung Nr. 8.2-1)

Beim Öffnen des Behälters zum Be- und Entladen wird der Behälterinnenraum zunächst druckentlastet und mittels einer ankuppelbaren Absaugeinrichtung ein Unterdruck erzeugt. Jetzt können äußerer Deckel sowie Verschraubungs- und Dichtring des inneren Deckels entfernt werden. Der Behälter wird dann unter die Ladeeinrichtung gefahren und ausgerichtet. Nun wird ein Dichtring mit Abschlußdeckel auf die Behälteröffnung abgesenkt und derart angepreßt, daß der Dichtring die Behälteröffnung umschließt und der Abschlußdeckel dicht auf dem inneren Behälterdeckel aufliegt und mit diesem abgehoben werden kann. Auf diese Weise bleibt eine Kontaminierung auf den Spalt zwischen Behälter und Behälterdeckel beschränkt, so daß nach dem in umgekehrter Reihenfolge durchzuführenden Verschließvorgang in der Regel keine Außendekontamination zu erfolgen braucht.

Im Hinblick auf eine zu erwartende Kontamination des Flüssigmetalls im Behälterinneren erscheint eine in geeigneten Abständen durchzuführende Reinigung desselben zunächst günstiger als eine routinemäßige Umhüllung der einzelnen BE mit z.B. verschweißten dünnwandigen Metallbehältern.

Wie oben erwähnt, wird der Behälter in geneigter Stellung befördert. Er ruht dabei schwenkbar zwischen den Seitenwangen eines Transportgestells, dessen beide Enden auf normalen dreiachsigen Fahrgestellen der DB aufliegen.

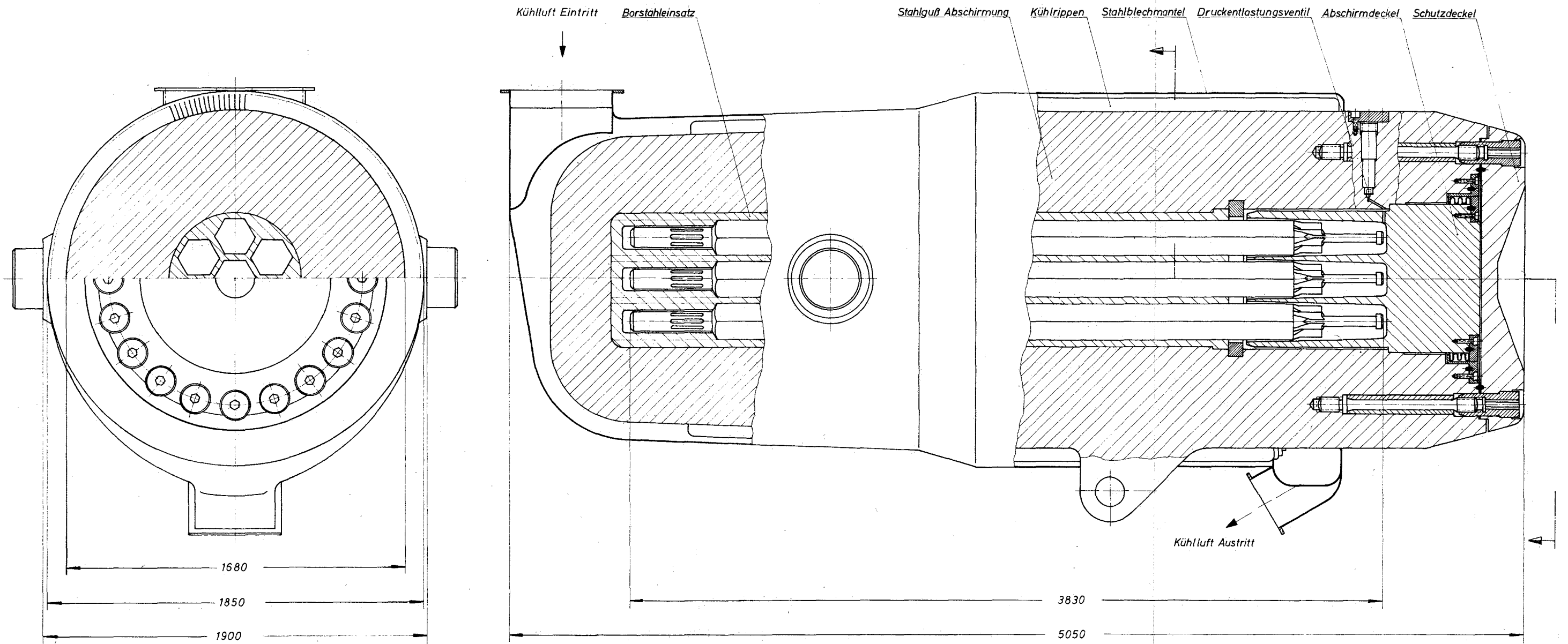
Da die Zahl der Ladestationen größer ist als die Zahl der Transportbehälter, ist es wirtschaftlich, möglichst viele der zur Be- und Entladung nötigen Einrichtungen am Behälter vorzusehen. Es erscheint deswegen zweckmäßig, die Vorrichtungen zum Schwenken des Behälters und zum Anfahren der genauen Ladeposition fest am Transportfahrzeug anzubringen.

Die Kühlluftgebläse (für Normalbetrieb und Reserve) sind nebeneinander am Behälter fest montiert. Die Energieversorgung der Gebläse kann über mitgeführte Stromversorgungsaggregate oder ggf. über die Fahrstromleitung erfolgen. Für den Notbetrieb sind außerdem Pufferbatterien nötig.

8.3 Wichtige Behälterdaten

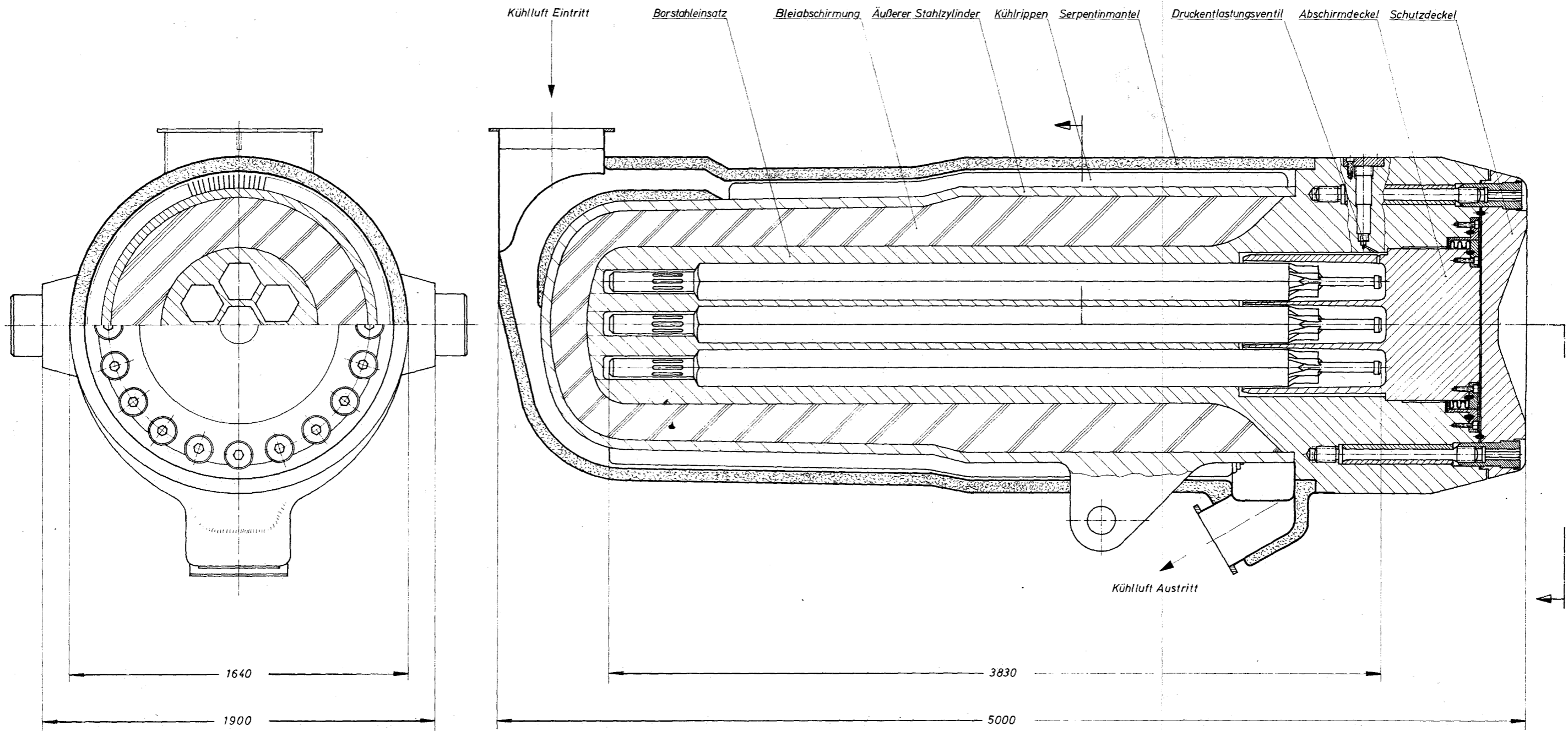
		Stahlabschirmung Vorschlag 1	Bleiabschirmung Vorschlag 2
Allgemein	Kapazität	7 NaI-BE (Abklingzeit 100 d) entspr.: 502,0 kg Brennstoff 455,0 kg Brutstoff	
	Gewicht $[t]$	ca. 61	ca. 50
	Äussere Form	annähernd Kreiszyylinder	
	Grösste Aussenabmessungen		
	Länge $[cm]$	505	500
	Durchmesser $[cm]$	185	164
	Abschirmwandstärke		
	Corebereich $[cm]$	45	30
	Blanketbereich $[cm]$	37	25
	Innenabmessungen (ohne Einzelkammern)		
Länge $[cm]$	400		
Durchmesser $[cm]$	66		
Behälterverschluß	geteilt aussen: leichter Schutzdeckel innen: schwerer Abschirmdeckel		
Dichtungen	Ringnut		
Wärme	Wärmeentbindung im Brennstoff $[kW]$	ca. 55	
	NaK-Menge zur Primärwärmeübertragung $[l]$	ca. 450	
	Leerraum $[l]$	ca. 750	
	Temperatur im Normalbetrieb		
	Zentrum $[^{\circ}C]$	ca. 530	ca. 560
	Innenwand $[^{\circ}C]$	ca. 270	ca. 300
	Außenwand $[^{\circ}C]$	ca. 120	
	Berühbare Oberfläche $[^{\circ}C]$	ca. 80	
Wärmeübergangszahl an berippter Außenwand $[\frac{kcal}{m^2h^{\circ}C}]$	17,2	17,4	
Sekundärluftkühlung			
Luftdurchsatz $[m^3/h]$	ca. 9500	7500	
Gebläseleistung $[kW]$	ca. 3		

		Stahlabschirmung Vorschlag 1	Bleiabschirmung Vorschlag 2
Aktivität	Dosisleistung in 2 m Abstand von der Fahrzeugrahmen-Außen- seite als berührbarer Ober- fläche		
	infolge γ -Strahlung $\left[\frac{\text{mrem}}{\text{h}} \right]$ infolge γ - und n-Strahlung $\left[\frac{\text{mrem}}{\text{h}} \right]$	ca. 4 ca. 10	1,2 ca. 10
Kritika- lität	Multiplikationsfaktor k_{eff} im Normalbetrieb	0,58	< 0,58
Sicherheit	Sekundärluftkühlung	Gebläse und Motor zweifach Energieinhalt der Batterien ausreichend für 3-stündigen Direktantrieb eines Gebläses	
	Behälterverschluß	Geteilte Ausführung insbesondere flexibles Dicht- system am schweren Abschirm- deckel	
	Wärmeverhältnisse im Behälter nach Ausfall der Sekundärluftkühlung	Behälter an Luft zur Hälfte im Erdreich vollständig im Erdreich	Kein Schmelzen Kein Schmelzen Schmelzen des Hüllmaterials nach ca.3 Tagen
Kosten	Investitionskosten $\left[\frac{\text{DM}}{\text{}} \right]$ für Behälter mit Sekundärluftkühlung	ca. 390.000	ca. 420.000
	Transportkosten $\left[\frac{\text{DM}}{\text{kg Brennstoff}} \right]$	ca. 20	



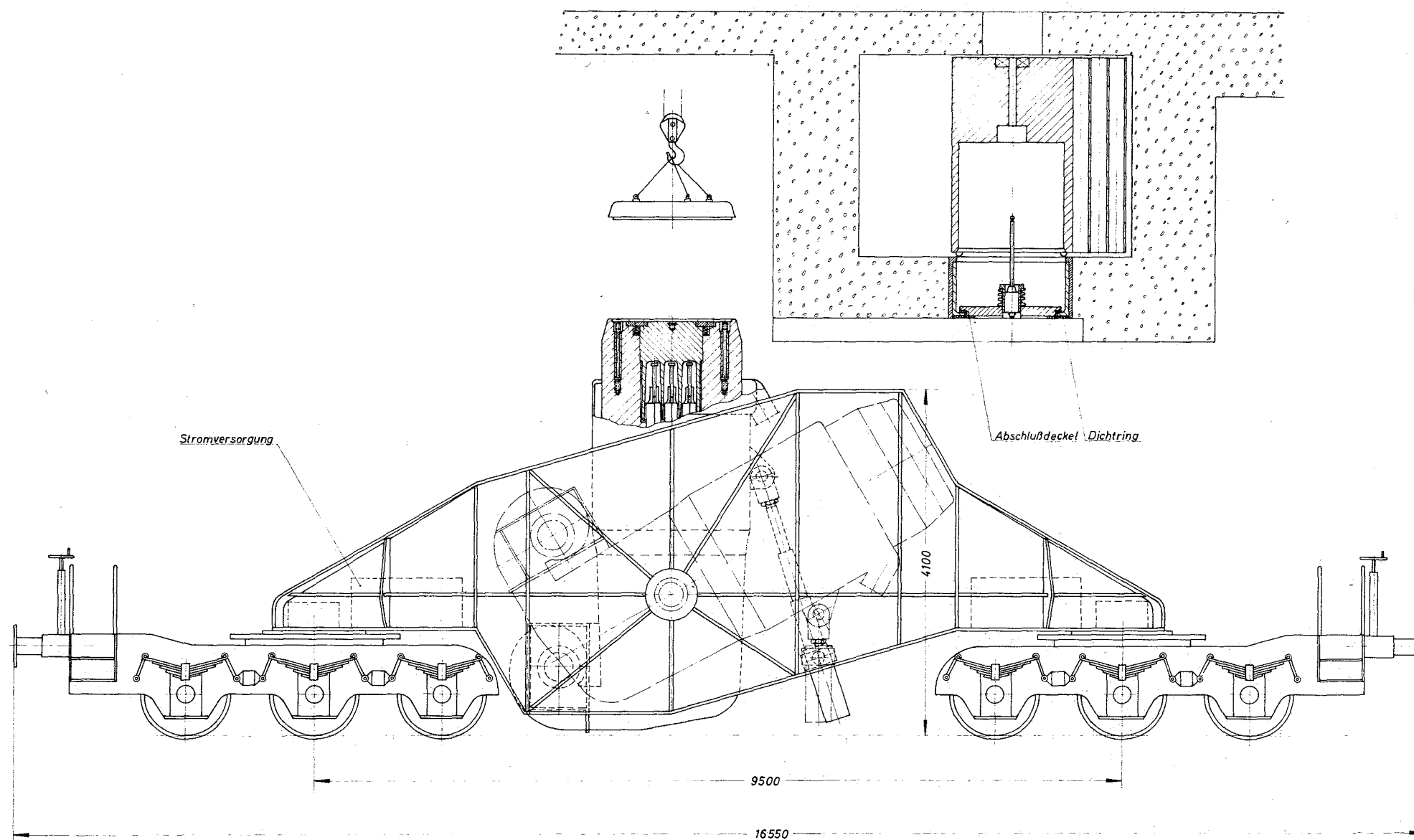
RB/PB - S - 333

Datum	Maßstab	Benennung	Zchngs.Nr.
7.3.1968	1:10	Brennelement-Transportbehälter Vorschlag 1: Stahlabschirmung	8.1-1

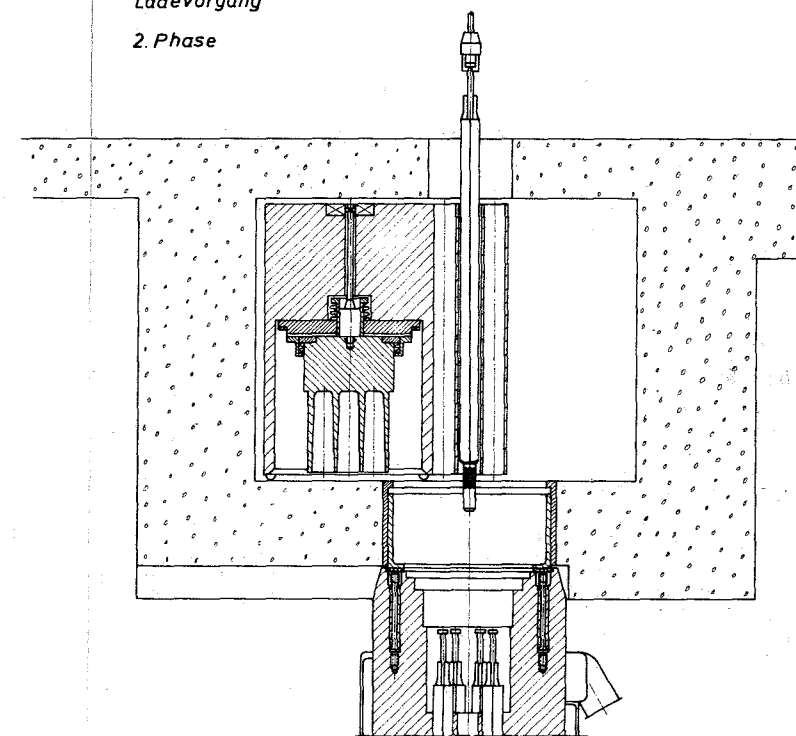


Datum 12.3.1968	Maßstab 1:10	Benennung Brennelement-Transportbehälter Vorschlag 2: Bleiabschirmung	Zchngs. Nr. 8.1-2
--------------------	-----------------	---	----------------------

Ladevorgang
1. Phase



Ladevorgang
2. Phase



0 500 1000 1500mm

9. Literaturübersicht

9.1 Literatur allgemein

9.1.1 Die Literatur auf dem Gebiet des Transportes radioaktiver Stoffe ist überaus umfangreich. Aus diesem Grund muß darauf verzichtet werden, alle im Zusammenhang mit dem Transport bestrahlter Brennelemente stehende Literaturstellen einzeln aufzuführen. Eine Sichtung des Materiales zeigt jedoch, daß es bereits mehrere ausgezeichnete Literaturzusammenstellungen über das in Frage kommende Gebiet gibt. Von diesen sei besonders auf die Berichte [1] und [2] hingewiesen, die je etwa 400 - 500 Literaturstellen erwähnen. Weitere, umfangreiche Darstellungen des gesamten Komplexes befinden sich in den verschiedenen Konferenz- und Symposiumsberichten [3] bis [7].

Die beschriebenen Einzelgebiete können in folgende Gruppen aufgeteilt werden:

9.1.2 Literatur über die Vorschriften bezüglich des Transportes radioaktiver Stoffe bzw. bestrahlter Brennelemente

Hier liegen die verschiedenen Fassungen der IAEA-Richtlinien [8], der AEC-Richtlinien [9], der Eisenbahnverkehrsordnung [10], der Unfallverhütungsvorschriften nebst Kommentaren und Auslegungen dazu [11], [12], [13] vor.

9.1.3 Literatur über Probleme verschiedener Art bei der Konstruktion der Transportbehälter

9.1.3.1 Probleme der Wärmeabfuhr bei Eigenwärmeerzeugung, Feuerwirkung und Klimaeinflüssen.

Zu erwähnen sind hier Formeln über die Nachwärmeerzeugung bestrahlten Brennstoffes, über die Wärmeableitung aus dem Behälter, sowie einige Ergebnisse von Feuer-tests und Wärmeversuchen, die von verschiedenen Firmen und Instituten an Transportbehältern durchgeführt worden sind. Den in Kapitel 5 beschriebenen Wärmerechnungen wurde der VDI-Wärmeatlas [14] zugrunde gelegt.

9.1.3.2 Probleme der Abschirmungsauslegung

Zu den Fragen der Abschirmung sind nur wenige Daten veröffentlicht, die zudem noch meist auf Abschätzungen beruhen. Abschirmrechnungen im speziellen sind im Zusammenhang mit anderen Fachgebieten ausführlich behandelt [15].

9.1.3.3 Probleme beim Bau und bei der Konstruktion von Behältern

Auf diesem Gebiet ist die Literatur sehr umfangreich. Es wird u.a. berichtet über Vibrationsversuche, welche die Erschütterungen beim Fahren simulieren sollen, sowie über Eindring-, Fall- und Feuertests sowohl an fertigen Behältern als auch an Modellen bzw. Modellteilen. Die Falltests wurden jedoch nur mit Behältern bis zu 15 to Gesamtgewicht durchgeführt. Es sind Darstellungen der verschiedensten Arten über Verzögerungsabläufe, Eindringtiefen von Stempeln, Temperaturverteilungen bei Feuertests und über andere Kennwerte zu finden. Der Schwerpunkt aller dieser Arbeiten, über die berichtet wird, liegt in den USA, vor allem bei den Instituten Oak Ridge, Savannah River, Hanford und Franklin.

9.1.3.4 Literatur über Kostenrechnungen und Wirtschaftlichkeitsfragen

Hier sei wiederum unter einer Vielzahl von Arbeiten auf die wichtigen ORNL-Berichte [16], [17], [18] hingewiesen, die u.a. als Grundlage für die Kostenrechnungen in Kapitel 6 herangezogen wurden.

9.1.3.5 Beschreibung von ausgeführten und geplanten Behältern

Man kann feststellen, daß noch keine Studien über Behälter durchgeführt wurden, die mit dem in dieser Studie ausgearbeiteten Entwurf hinsichtlich Menge des enthaltenen Spaltstoffes, Nachwärmeerzeugung und Kühlungsauslegung vergleichbar sind. Aus der Vielzahl von Publikationen über Behälter für bestrahlte Brennelemente sei auf zwei deutsche Behälterkonstruktionen der Firmen AEG und Siemens hingewiesen [19], [20]. Die Behälter sollen zum Transport von BE's der Reaktoren KKN und KRB eingesetzt werden.

9.1.4 Schlußfolgerung

Eine Zusammenfassung der Literatur zeigt, daß die hier vorliegende Behälterkonzeption hinsichtlich der Anforderungen, die an sie gestellt werden und hinsichtlich ihrer Auslegungsdaten eine echte Neuentwicklung darstellt.

- [1] SAWAI, S., SHICHI, D.
Bibliography on Irradiated Fuel Shipping and its Shipping Casks.
JAERI 4039, 1967
- [2] SHAPPERT, L.B., BURNS, R.S.
Indexed Bibliography on Transportation and Handling of
Radioactive Materials.
ORNL-NSIC-33, 1967
- [3] Summary Report of AEC Symposium on Packaging and Regulatory
Standards for Shipping Radioactive Material.
Germantown, Maryland 3.-5.12.1962
TID-7651
- [4] Symposium on the Transport of Radioactive Materials,
September 9.-10.1963
Harwell G.B.
AHSB (A)-R-6
- [5] Proceedings of the Symposium on the Transport of Radioactive
Materials.
Durley Hall, Bournemouth 13.-15. Apr. 1964
AHSB (A)-R-8
- [6] Proceedings International Symposium for Packaging and Transportation
of Radioactive Materials.
Albuquerque, New Mexico, 12.-15. Jan. 1965
SC-RR-65-98
- [7] Chemical Engineering Progress Symp. Series 1965
No.56, Vol. 61, Nuclear Eng. Part XIV.
- [8] "Regulations for the Safe Transport of Radioactive
Materials", Safety Series No. 6,
IAEA, Vienna, revised Edition 1967
- [9] US-Code of Federal Regulations
10 CFR Part 71 (Atomic Industry Reporter)

- [10] Deutscher Eisenbahn Gütertarif, Teil I, Abteilung A:
Vorschriften über den Transport gefährlicher Güter mit
der Eisenbahn Anlage C und Anlage 1 (RID).
- [11] "Systematische Untersuchung der in den Mitgliedstaaten der
Europäischen Atomgemeinschaft geltenden Vorschriften
für die Beförderung radioaktiver Stoffe im Vergleich zu
den Vorschriften der IAEO"
EURATOM-Report: EUR/C/4564/65 d
- [12] "Änderungen zu der systematischen Untersuchung der in den
Mitgliedstaaten der Europäischen Atomgemeinschaft geltenden
Vorschriften für die Beförderung radioaktiver Stoffe im Ver-
gleich zu den Vorschriften der IAEO",
EURATOM-Report: EUR/C/2133/66 d
- [13] GIBSON, R.
The Safe Transport of Rad. Materials
Pergamon Press 1966
- [14] VDI-Wärmeatlas
Berechnungsblätter für den Wärmeübergang
VDI-Verlag 1963 Düsseldorf
- [15] ROCKWELL, Th.
Reactor Shielding Design Manual
Van Norstrand Co. Inc. 1956
- [16] ROYES, S.
A Computer Code for Calculating the Cost of Shipping
Spent Reactor Fuels.
ORNL-3648, August 1964
- [17] SHAPPERT, L.B., ROYES, S.
Shipping Cost Comparisons for Lead-, Steel-, and Uranium
Shielded Casks.
ORNL-3918, March 1966

[18] Estimation of Fuel-Shipping Costs for Nuclear Power Cost -
Evaluation Purposes
ORNL-3943, March 1966

[19] SCHABERT, H.P.
Transportbehälter für bestrahlte Versuchsbrennelemente
Atompraxis 13, Heft 2, 1967, S. 78.

[20] HIESINGER, L.
Der Weg verbrauchten Kernbrennstoffes
Atomwirtschaft 11, November 1967, S. 516

Anhang zu Kap. 5.3

A 1. Mittlerer direkter Weg von der Quelloberfläche durch die Abschirmung zum Punkt P

Der Punkt P' liege auf der vom Punkt P gesehenen Oberfläche F(P) des Quellvolumens, und g(P,P') sei die Gerade durch P und P' (siehe Fig. A 1 für Kugelgeometrie). Wenn P'' der zwischen P und P' liegende Schnittpunkt von g(P,P') mit der Oberfläche der Abschirmung ist, so ist die Länge s(P'',P') der Strecke $\overline{P''P'}$ der direkte Weg von P' durch die Abschirmung nach P.

Der gesuchte mittlere Weg ist

$$(A1.1) \quad s(P) = \int_{F(P)} dP' s(P'',P') \Bigg| \int_{F(P)} dP'$$

Da P,P',P'' auf einer Geraden liegen und P'' zwischen P und P' liegt, ist

$$(A1.2) \quad s(P'',P') = s(P,P') - s(P,P'').$$

Kugelgeometrie:

Wenn M der Mittelpunkt der Quellkugel, R_{QK} ihr Radius und \mathcal{J} der Winkel zwischen g(P,P') und g(P,M) ist, so ist

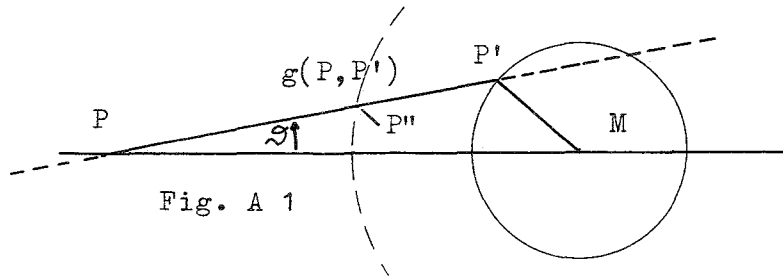


Fig. A 1

mit $s(P,M) = E_K$

$$s^2(P,P') + E_K^2 - 2 E_K s(P,P') \cos \mathcal{J} = R_{QK}^2,$$

$$0 \leq \mathcal{J} \leq \arcsin \frac{R_{QK}}{E_K} = \mathcal{J}_{KO},$$

also

$$s(P, P') = E_K \cos \mathcal{J} - \sqrt{R_{QK}^2 - E_K^2 \sin^2 \mathcal{J}}.$$

Ebenso ist

$$s(P, P'') = E_K \cos \mathcal{J} - \sqrt{R_{AK}^2 - E_K^2 \sin^2 \mathcal{J}}$$

mit R_{AK} als äußerem Radius der Abschirmung. Demzufolge ist

$$(A 1.3) \quad s(P'', P') = \sqrt{R_{AK}^2 - E_K^2 \sin^2 \mathcal{J}} - \sqrt{R_{QK}^2 - E_K^2 \sin^2 \mathcal{J}}$$

Der gesuchte mittlere direkte Weg ist damit in Kugelgeometrie

$$(A 1.4) \quad \begin{aligned} s_K(P) &= s_K(R_{QK}, R_{AK}, E_K) \\ &= \int_0^{\mathcal{J}_{KO}} d\mathcal{J} \left[\sqrt{R_{AK}^2 - E_K^2 \sin^2 \mathcal{J}} - \sqrt{R_{QK}^2 - E_K^2 \sin^2 \mathcal{J}} \right] / \mathcal{J}_{KO}. \end{aligned}$$

Dieses Integral läßt sich auf elliptische Integrale zurückführen. Mit $k_{QK} = R_{QK}/E_K$, $k_{AK} = R_{AK}/E_K$, $\sin \mathcal{J} = k_{AK} \cdot \sin \alpha$ bzw. $\sin \mathcal{J} = k_{QK} \cdot \sin \alpha$, $\alpha_{KO} = \arcsin (R_{QK}/R_{AK})$ ist

$$(A 1.5) \quad \begin{aligned} \mathcal{J}_{KO} \cdot s_K(R_{QK}, R_{AK}, E_K) &= k_{AK} \cdot R_{AK} \int_0^{\alpha_{KO}} \frac{d\alpha \cos^2 \alpha}{\sqrt{1 - k_{AK}^2 \sin^2 \alpha}} - k_{QK} R_{QK} \int_0^{\tilde{\pi}/2} \frac{d\alpha \cos^2 \alpha}{\sqrt{1 - k_{QK}^2 \sin^2 \alpha}} \\ &= E_K \left[E(\alpha_{KO}, k_{AK}) - (1 - k_{AK}^2) F(\alpha_{KO}, k_{AK}) \right. \\ &\quad \left. - E\left(\frac{\tilde{\pi}}{2}, k_{QK}\right) + (1 - k_{QK}^2) F\left(\frac{\tilde{\pi}}{2}, k_{QK}\right) \right] \end{aligned}$$

mit

$$E(\varphi, k) = \int_0^\varphi d\alpha \sqrt{1 - k^2 \sin^2 \alpha}, \quad F(\varphi, k) = \int_0^\varphi \frac{d\alpha}{\sqrt{1 - k^2 \sin^2 \alpha}}.$$

Zylindergeometrie:

Es sei $g(P)$ die Parallele zur Zylinderachse durch P , \mathcal{J} der Winkel zwischen $g(P)$ und $g(P, P')$, A der Fußpunkt des Lotes von P' auf die Zylinderachse, B der Fußpunkt des Lotes von A auf $g(P)$, φ der Winkel zwischen der Geraden durch A, B und der Geraden durch P', B (siehe Fig. A2). P liege in der Mittelebene des Zylinders.

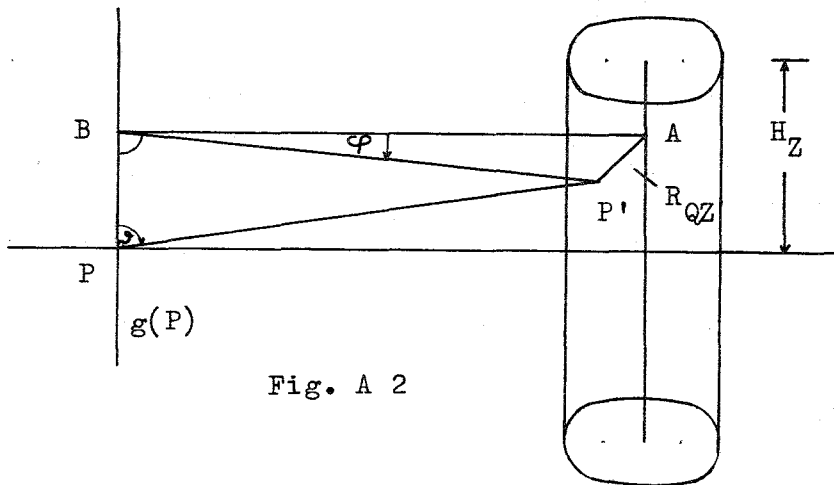


Fig. A 2

Dann ist

$$s(B, P') = s(P, P') \sin \mathcal{J}$$

und, mit $s(B, A) \cdot E_Z$,

$$E_Z^2 + s^2(B, P') - 2 E_Z s(B, P') \cos \varphi = R_{QZ}^2,$$

$$-\frac{R_{QZ}}{E_Z} \leq \sin \varphi \leq +\frac{R_{QZ}}{E_Z} = \sin \varphi_{Z0},$$

also

$$s(P, P') = \frac{1}{\sin \mathcal{J}} \left[E_Z \cos \varphi - \sqrt{R_{QZ}^2 - E_Z^2 \sin^2 \varphi} \right].$$

Damit ist

$$(A 1.6) \quad s(P'', P') = \frac{1}{\sin \mathcal{J}} \left[\sqrt{R_{AZ}^2 - E_Z^2 \sin^2 \varphi} - \sqrt{R_{QZ}^2 - E_Z^2 \sin^2 \varphi} \right]$$

mit R_{AZ} als äußerem Radius der Abschirmung.

Bei festgehaltenem φ ist der Variationsbereich von \mathcal{J} gegeben durch

$$\mathcal{J}_{Z0}(\varphi) \leq \mathcal{J} \leq \pi - \mathcal{J}_{Z0}(\varphi)$$

mit

$$\operatorname{tg} \mathcal{J}_{Z0}(\varphi) = \frac{1}{H_Z} \left[E_Z \cos \varphi - \sqrt{R_{QZ}^2 - E_Z^2 \sin^2 \varphi} \right].$$

Der gesuchte mittlere direkte Weg ist damit in Zylindergeometrie

$$\begin{aligned} s_Z(P) &= s_Z(R_{QZ}, R_{AZ}, E_Z) \\ &= \int_{-\varphi_{Z0}}^{+\varphi_{Z0}} d\varphi \int_{\mathcal{J}_{Z0}}^{\pi - \mathcal{J}_{Z0}} \frac{d\mathcal{J}}{\sin \mathcal{J}} \left[\sqrt{R_{AZ}^2 - E_Z^2 \sin^2 \varphi} - \sqrt{R_{QZ}^2 - E_Z^2 \sin^2 \varphi} \right] / \\ & \quad \left[2\varphi_{Z0} (\pi - 2 \mathcal{J}_{Z0}) \right] \\ (A 1.7) \quad &= \int_0^{\varphi_{Z0}} d\varphi \left[\sqrt{R_{AZ}^2 - E_Z^2 \sin^2 \varphi} - \sqrt{R_{QZ}^2 - E_Z^2 \sin^2 \varphi} \right] \int_{\mathcal{J}_{Z0}(\varphi)}^{\frac{\pi}{2}} \frac{d\mathcal{J}}{\sin \mathcal{J}} / \\ & \quad \left[\varphi_{Z0} \left(\frac{\pi}{2} - \mathcal{J}_{Z0}(\varphi) \right) \right]. \end{aligned}$$

Zur Vereinfachung der Rechnung wird

$$(A 1.8) \quad \frac{1}{\frac{\pi}{2} - \mathcal{J}_{Z0}(\varphi)} \int_{\mathcal{J}_{Z0}(\varphi)}^{\frac{\pi}{2}} \frac{d\mathcal{J}}{\sin \mathcal{J}} = f(\overline{\mathcal{J}}_{Z0}(\varphi))$$

durch einen geeigneten φ -unabhängigen Mittelwert $f(\overline{\mathcal{J}}_{Z0}(\varphi))$ ersetzt:

$$\begin{aligned} \overline{f(\mathcal{J}_{Z0}(\varphi))} &= \frac{1}{2} \left[f(\max_{\varphi} \mathcal{J}_{Z0}(\varphi)) + f(\min_{\varphi} \mathcal{J}_{Z0}(\varphi)) \right] \\ &= \frac{1}{2} \left[f(\operatorname{arctg} \frac{E_Z - R_{QZ}}{H_Z}) + f(\operatorname{arctg} \frac{\sqrt{E_Z^2 - R_{QZ}^2}}{H_Z}) \right] \end{aligned}$$

mit $f(\vartheta)$ aus (A 1.8) zu

$$f(\vartheta) = \frac{1}{\frac{\pi}{2} - \vartheta} \ln \frac{\operatorname{tg} \vartheta}{\sqrt{1 + \operatorname{tg}^2 \vartheta} - 1},$$

also

$$\begin{aligned} \overline{f(\vartheta_{Z0}(\varphi))} &= \overline{f(R_{QZ}, H_Z, R_{AZ}, E_Z)} \\ (A 1.9) \quad &= \frac{1}{2} \left[\frac{\ln \frac{E_Z - R_{QZ}}{\sqrt{H_Z^2 + (E_Z - R_{QZ})^2} - H_Z}}{\operatorname{arctg} \frac{H_Z}{E_Z - R_{QZ}}} + \frac{\ln \frac{\sqrt{E_Z^2 - R_{QZ}^2}}{\sqrt{H_Z^2 + E_Z^2 - R_{QZ}^2} - H_Z}}{\operatorname{arctg} \frac{H_Z}{\sqrt{E_Z^2 - R_{QZ}^2}}} \right] \end{aligned}$$

Der mittlere direkte Weg ist also in Zylindergeometrie

$$\begin{aligned} s_Z(R_{QZ}, H_Z, R_{AZ}, E_Z) &= \overline{f(R_{QZ}, H_Z, R_{AZ}, E_Z)} \\ (A 1.10) \quad &\times E_Z \left[E(\alpha_{Z0}, k_{AZ}) - (1 - k_{AZ}^2) \cdot F(\alpha_{Z0}, k_{AZ}) \right. \\ &\left. - E\left(\frac{\pi}{2}, k_{QZ}\right) + (1 - k_{QZ}^2) \cdot F\left(\frac{\pi}{2}, k_{QZ}\right) \right] \end{aligned}$$

mit $k_{AZ} = R_{AZ}/E_Z$, $k_{QZ} = R_{QZ}/E_Z$, $\alpha_{Z0} = \arcsin(R_{QZ}/R_{AZ})$.

Die Forderung (F2)

$$(A 1.11) \quad s_K(R_{QK}, R_{AK}, E_K = R_{AK} + D) = s_Z(R_{QZ}, H_Z, R_{AZ}, E_Z = R_{AZ} + D)$$

liefert die erste Beziehung zwischen R_{QK} und R_{AK} .

A 2. Direkter, ungeschwächter Fluß aus homogener Kugel- und Zylinderquelle

Der direkte, ungeschwächte Fluß ist bekanntlich

$$(A 2.1) \quad \Phi(P) = \int_{\text{Quellvolumen}} d\tau(P'') \frac{Q(P'')}{4\pi(P'')^2}$$

Homogene Kugelquelle:

Der Mittelpunkt der Quellkugel liege im Koordinatenursprung, P auf der Z-Achse: $P = (0,0,R)$. Dann ist mit R_Q als Radius der Quellkugel

$$\begin{aligned} \Phi_{K(R_Q,R)} &= \frac{Q}{4\pi} \int_0^{R_Q} \rho^2 d\rho \int_0^\pi \sin \tau d\tau \int_0^{2\pi} d\varphi \frac{1}{\rho^2 \sin^2 \tau + (\rho \cos \tau - R)^2} \\ &= \frac{Q}{2} \int_0^{R_Q} \rho^2 d\rho \int_{-1}^{+1} d\xi \frac{1}{\rho^2 - 2\rho R \xi + R^2} \\ &= \frac{Q}{2R} \int_0^{R_Q} \rho d\rho \ln \frac{R+\rho}{R-\rho}, \end{aligned}$$

also

$$\begin{aligned} (A2.2) \quad \frac{1}{Q} \Phi_{K(R_Q,R)} &= \frac{R_Q}{2} - \frac{R}{4} \left[1 - \left(\frac{R_Q}{R} \right)^2 \right] \ln \frac{R+R_Q}{R-R_Q} \\ &\rightarrow \frac{R_Q}{2} \text{ f\"ur } R \rightarrow R_Q. \end{aligned}$$

Homogene Zylinderquelle:

Der Koordinatenursprung liege auf der Zylinderachse in der Mittelebene des Quellzylinders, die z-Achse sei die Zylinderachse, und die x,z-Ebene enthalte P: $P = (R,0,H)$. Dann ist mit R_Q als Radius und H_Z als halber H\u00f6he des Quellzylinders

$$\begin{aligned} \Phi_Z(R_Q, H_Z; R, H) &= \frac{Q}{4\pi} \int_{-H_Z}^{+H_Z} dz \int_0^{R_Q} \rho d\rho \int_0^{2\pi} d\varphi \frac{1}{R^2 + \rho^2 - 2\rho R \cos \varphi + (z-H)^2} \\ &= \frac{Q}{4} \int_{-H_Z}^{+H_Z} dz \int_0^{R_Q} d\rho^2 \frac{1}{\sqrt{(R^2 + \rho^2 + (z-H)^2)^2 - 4\rho^2 R^2}} \\ &= \frac{Q}{4} \int_{H-H_Z}^{H+H_Z} ds \ln \frac{s^2 - (R+R_Q)(R-R_Q) + \sqrt{[s^2 + (R+R_Q)^2][s^2 + (R-R_Q)^2]}}{2s^2} \end{aligned}$$

Partielle Integration mit

$$u'(s) = 1, \quad u(s) = s$$

$$v(s) = \ln \frac{s^2 - (R+R_Q)(R-R_Q) + \sqrt{[s^2 + (R+R_Q)^2][s^2 + (R-R_Q)^2]}}{2s^2}$$

$$v'(s) = \frac{s}{\sqrt{[s^2 + (R+R_Q)^2][s^2 + (R-R_Q)^2]}} + \frac{(R+R_Q)(R-R_Q)}{s\sqrt{[s^2 + (R+R_Q)^2][s^2 + (R-R_Q)^2]}} - \frac{1}{s}$$

liefert

$$\begin{aligned} \Phi_Z(R_Q, H_Z; R, H) &= \frac{Q}{4} \left\{ s \ln \frac{s^2 - (R+R_Q)(R-R_Q) + \sqrt{[s^2 + (R+R_Q)^2][s^2 + (R-R_Q)^2]}}{2s^2} \right. \\ &\quad + s \int_{H-H_Z}^{H+H_Z} ds \frac{s^2}{\sqrt{[s^2 + (R+R_Q)^2][s^2 + (R-R_Q)^2]}} \\ &\quad \left. - (R+R_Q)(R-R_Q) \int_{H-H_Z}^{H+H_Z} ds \frac{1}{\sqrt{[s^2 + (R+R_Q)^2][s^2 + (R-R_Q)^2]}} \right\} \end{aligned}$$

Definiert man

$$\begin{aligned} \underline{\mathcal{U}}(X, Y, Z) &= \frac{X}{4} \ln \frac{X^2 - YZ + \sqrt{(X^2 + Y^2)(X^2 + Z^2)}}{2X^2} + 1 \\ &\quad - \frac{1}{|X|} \int_0^{|X|} ds \frac{s^2}{\sqrt{(s^2 + Y^2)(s^2 + Z^2)}} - \frac{YZ}{|X|} \int_0^{|X|} ds \frac{2}{\sqrt{(s^2 + Y^2)(s^2 + Z^2)}} \int, \end{aligned}$$

so ist

$$(A 2.3) \quad \Phi_Z(R_Q, H_Z; R, H) = Q \left[\underline{\mathcal{U}}(H+H_Z, R+R_Q, R-R_Q) - \underline{\mathcal{U}}(H-H_Z, R+R_Q, R-R_Q) \right]$$

und speziell

$$(A 2.4) \quad \Phi_Z(R_Q, H_Z; R, H=0) = 2 Q \cdot \underline{\mathcal{U}}(H_Z, R+R_Q, R-R_Q).$$

Es bleiben die beiden Integrale zu berechnen. Mit $s^2 = x$

$$\begin{aligned} & \int_0^{|X|} \frac{dss^2}{\sqrt{(s^2+Y^2)(s^2+Z^2)}} + YZ \int_0^{|X|} \frac{ds}{\sqrt{(s^2+Y^2)(s^2+Z^2)}} \\ &= \frac{1}{2} \int_0^{X^2} \frac{xdx}{\sqrt{x(x+Y^2)(x+Z^2)}} + \frac{1}{2} YZ \int_0^{X^2} \frac{dx}{\sqrt{x(x+Y^2)(x+Z^2)}} \\ &= -Y \cdot E(\varphi, k) + |X| \sqrt{\frac{X^2+Y^2}{X^2+Z^2}} + Z \cdot F(\varphi, k) \end{aligned}$$

mit $E(\varphi, k)$ und $F(\varphi, k)$ wie unter (A 1.5) definiert,

$$\varphi = \arcty \left| \frac{X}{Z} \right|, \quad k^2 = 1 - \left(\frac{Z}{Y}\right)^2.$$

Damit ist

$$\begin{aligned} \text{(A 2.5)} \quad \underline{\mathcal{U}}(X, Y, Z) &= \frac{X}{4} \left[1 - \sqrt{\frac{X^2+Y^2}{X^2+Z^2}} + \ln \frac{X^2 - YZ + \sqrt{(X^2+Y^2)(X^2+Z^2)}}{2X^2} \right. \\ &\quad \left. + \frac{Y}{|X|} E(\varphi, k) - \frac{Z}{|X|} F(\varphi, k) \right] \end{aligned}$$

und speziell

$$\text{(A 2.6)} \quad \underline{\mathcal{U}}(X > 0, Y, Z=0) = \frac{1}{4} \left[X - \sqrt{X^2+Y^2} + \ln \frac{X + \sqrt{X^2+Y^2}}{2X} + Y \right].$$

In Tabelle A 2.4 sind die interessierenden Werte von

$$\overline{\Phi}_Z(R_Q = 29.2 \text{ cm}, H_Z = 47.75 \text{ cm}; R_Z, H = 0)$$

eingetragen. Dabei ist R_Z der Abstand des Aufpunktes von der Quelloberfläche.

Tabelle A 2.4

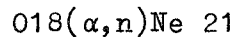
R_Z [cm]	$\bar{\Phi}_Z(R_Z)/Q$ [cm]	R_Z [cm]	$\bar{\Phi}_Z(R_Z)/Q$ [cm]
0.0	21.43	90.0	1.40
12.0	10.31	96.0	1.27
36.0	4.44	102.0	1.16
42.0	3.77	282.0	0.210
48.0	3.23	288.0	0.202
54.0	2.80	294.0	0.194

Die Forderung (F 1)

$$(A 2.7) \quad \bar{\Phi}_K(R_{QK}; R_{AK}^{+D}) = \bar{\Phi}_Z(R_{QZ}, H_Z; R_{AZ}, H=0)^{+D}$$

liefert die zweite Beziehung zwischen R_{QK} und R_{AK} .

A 3. Obere Schranke der Energie der Neutronen aus der Reaktion



In Gl. (17) wird benutzt, daß $\chi_{(\alpha, n)}(E) = 0$ für $E > E_0 = 10.5$ MeV, d.h. daß die Neutronen aus der ${}^{21}_{10}\text{Ne}(\alpha, n)$ -Reaktion mit Energien kleiner 10.5 MeV emittiert werden. Dies ist aus folgendem Grund gerechtfertigt:

Die Maximalenergie der α -Teilchen aus dem Zerfall der Pu-Isotope ist $E_\alpha = 5.16$ MeV. Damit es zu einer Reaktion mit dem ${}^{21}_{10}\text{Ne}$ -Kern kommt, müssen die α -Teilchen gegen die Coulombabstoßung bis in die Reichweite der Kernkraft kommen. Dabei geht ein Teil ihrer kinetischen Energie in potentielle Energie über, so daß bei der Kernreaktion die Maximalenergie der α -Teilchen

$$E_{\alpha, \text{Reaktion}} < E_\alpha$$

ist. Der Q-Wert der Reaktion ${}^{21}_{10}\text{Ne}(\alpha, n)$ ist

$$Q = (m_n + m_{\text{Ne}21} - m_\alpha - m_{\text{O}18}) c^2 = 0.6997 \text{ MeV.}$$

Energie- und Impulserhaltung liefern als maximale Neutronenenergie (Vorwärtsemission)

$$(A\ 3.1) \quad E_n^{\max} = W^2(m_\alpha, m_n, m_{\text{Ne21}}; Q, E_{\alpha, \text{Reaktion}}) \cdot E_{\alpha, \text{Reaktion}}$$

mit

$$(A\ 3.2) \quad W = \frac{\sqrt{m_\alpha \cdot m_n} + \sqrt{m_\alpha \cdot m_n + (m_{\text{Ne21}} + m_n)(m_{\text{Ne21}} - m_\alpha + m_{\text{Ne21}} \cdot Q/E_{\alpha, \text{Reaktion}})}}{m_{\text{Ne21}} + m_n}$$

Die folgende Tabelle zeigt E_n^{\max} als Funktion von $E_{\alpha, \text{Reaktion}}$:

$E_{\alpha, \text{Reakt.}}$ [MeV]	E_n^{\max} [MeV]	$E_{\alpha, \text{Reakt.}}$ [MeV]	E_n^{\max} [MeV]	$E_{\alpha, \text{Reakt.}}$ [MeV]	E_n^{\max} [MeV]
0.0	0.648	3.0	3.583	6.0	6.436
0.5	1.195	3.5	4.059	6.5	6.911
1.0	1.676	4.0	4.534	7.0	7.387
1.5	2.154	4.5	5.010	7.5	7.862
2.0	2.631	5.0	5.485	8.0	8.337
2.5	3.107	5.5	5.961		

Man entnimmt ihr folgende Abschätzung:

$$(A\ 3.3) \quad E_n^{\max}(E_{\alpha, \text{Reaktion}}) < E_n^{\max}(5.16 \text{ MeV}) < 6.0 \text{ MeV.}$$

A 4. Materialien und Teilchenzahlendichten

Für die die Brennelemente enthaltende Zone (siehe Fig. 1) ergibt sich ⁴⁾ bei Homogenisierung des Spaltstoffs, des Hüll- und Strukturmaterials, des Absorberkäfigs aus Borstahl (1 % Bor) und des Natriums als Kühlmittel für die in die S_4 -Rechnung eingehenden Teilchenzahlendichten folgende Tabelle:

Tabelle A 4: Teilchenzahldichten n [Zahl der Atome/cm³]

Material	U 238	Pu 239	Pu 240	Pu 241	Pu 242	Na
n·10 ⁻²⁴	3.954 ·10 ⁻³	6.388 ·10 ⁻⁴	3.023·10 ⁻⁴	5.046·10 ⁻⁵	2.011·10 ⁻⁵	7.979·10 ³
Material	O	Fe	Cr	Ni	Si	B10
n·10 ⁻²⁴	1.0779·10 ⁻²	2.0148·10 ⁻²	7.0 ·10 ⁻³	6.888·10 ⁻³	5.898·10 ⁻⁴	2.217·10 ⁴
Material	B11	Spaltprod.				
n·10 ⁻²⁴	9.327 ·10 ⁻⁴	4.258·10 ⁻⁴				

Für die Eisenabschirmung wurde entsprechend einer mittleren Dichte $\rho_{\text{Fe}} \approx 7.6 \text{ g/cm}^3$ mit $n_{\text{Fe}} = 8.22 \cdot 10^{22}$ Fe-Atomen pro cm^3 gerechnet.

Literaturverzeichnis:

- [1)] H. Goldstein. Fundamental Aspects of Reactor Shielding, S. 31, Addison-Wesley Publishing Company, Inc. Reading, Massachusetts, USA (1959)
- [2)] M. Clark, K.F. Hansen. Numerical Methods of Reactor Analysis, S. 208, Academic Press, New York and London (1964)