

MHD-Druckverluste in Rohrleitungs-
systemen für toroidale Fusionsreaktoren

W. Dänner, M. Korzen

IPP 4/180

August 1979



MAX-PLANCK-INSTITUT FÜR PLASMAPHYSIK

8046 GARCHING BEI MÜNCHEN

MAX-PLANCK-INSTITUT FÜR PLASMAPHYSIK
GARCHING BEI MÜNCHEN

MHD-Druckverluste in Rohrleitungssystemen für toroidale Fusionsreaktoren

W. Dänner, M. Korzen

IPP 4/180

August 1979

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

W. Dänner, M. Korzen

August 1980

Abstract

For a toroidal fusion reactor of specified size the blanket of which is to be cooled by liquid lithium the MHD pressure losses are calculated for a number of coolant supply concepts. One concept (radial concept) starts from the assumption that the coolant is distributed over the poloidal circumference of the reactor by means of a ring conduit located outside the magnetic field. The various blanket units are connected to this header by a great number of radially oriented pipes. The second concept (poloidal concept) is characterized by a ring conduit located inside the magnetic field. Some different solutions based on this concept are being investigated.

Assuming equal pipe diameters for each supply concept the MHD pressure losses in the various regions of the assembly are calculated. These are the losses occurring when the coolant enters or leaves the magnetic field, when it penetrates the shield region, and when it is distributed along the poloidal circumference. Also the pressure losses inside the blanket are determined on the basis of a module design which looks feasible from the present day's point of view. The total pressure losses as well as the lifting pressure and the electrical power requirements of the pumps are calculated taking into account the features of the entire primary cooling cycle. These results are then discussed with regard to differences in the pipe diameters pertinent to the various concepts, non-circular reactor cross-sections and possible implications on replacement procedures.

The principal advantage of the "radial concept" is to allow for favourable values of pressure losses and pumping power. It is shown, however, that this potential probably can not be utilized in Tokamak-reactors of present

day's conception expressed by low aspect ratios and non-circular coils. Pressure losses and pumping power may even reach the same order of magnitude as is characteristic of the "poloidal concept" if the latter one is properly designed. In addition, the "poloidal concept" offers significant advantages from the replacement point of view.

For the reactor size investigated in this report both concepts necessitate a lifting pressure of the order of 10 to 15 MPa which corresponds to a power consumption of about 10 to 15 % of the gross electrical output of the plant.

Zusammenfassung

Für einen toroidalen Fusionsreaktor gegebener Größe, dessen Blanket mit flüssigem Lithium gekühlt werden soll, werden die MHD-Druckverluste unter der Annahme verschiedener Kühlmittel-Versorgungskonzepte berechnet.

Ein Konzept, hier als Radial-Konzept bezeichnet, geht von einer außerhalb des Magnetfeldes liegenden Verteilung über den poloidalen Umfang aus. Von dort führt eine Vielzahl radialer Leitungen zu den einzelnen Blanket-Einheiten. Ein zweites Konzept, das sog. Poloidal-Konzept, für welches eine Reihe von Varianten untersucht werden, basiert demgegenüber auf einer innerhalb des Magnetfeldes liegenden Verteilung, so daß auf radiale Zuleitungen zu den Blanket-Einheiten verzichtet werden kann.

Unter der Voraussetzung gleichen Rohrdurchmessers werden für alle Konzepte und Varianten die MHD-Druckverluste berechnet. Im einzelnen sind dies die Feldein- und -austrittsverluste und jene, die bei der Durchdringung der Abschirmzone sowie bei der Verteilung innerhalb des Feldes zu erwarten sind. Die Verluste im Blanket selbst werden ebenfalls unter Annahme einer heute als sinnvoll erscheinenden Modulkonstruktion ermittelt. Die Gesamtdruckverluste und die daraus folgenden Werte für Pumpenförderhöhe und Pumpenantriebsleistung werden auf der Basis dieser Ergebnisse an Hand von kompletten Kreislaufschemata bestimmt. Die hieraus folgenden Resultate werden weiter diskutiert unter den Gesichtspunkten möglicher Unterschiede

im Rohrdurchmesser bei den verschiedenen Konzepten, nichtkreisförmiger Reaktorquerschnitte und möglicher Implikationen der Auswechselprozeduren.

Es zeigt sich, daß das Radial-Konzept sein Potential, günstige Werte für Druckverlust und Pumpleistung zu ermöglichen, in Tokamakreaktoren heutiger Vorstellung (kleines Aspektverhältnis, nicht-kreisförmige Spulen) kaum zur Geltung bringen kann. Die vom Standpunkt der Auswechselbarkeit geeigneteren Poloidal-Konzepte können bei geschickter Gestaltung und Konstruktion durchaus einem Vergleich standhalten. Für den untersuchten Reaktor wird man bei allen sinnvoll erscheinenden Versorgungskonzepten mit notwendigen Pumpenförderhöhen von 10 bis 15 MPa, entsprechend einem Eigenbedarf für den Pumpenantrieb von 10 - 15 % der elektrischen Bruttoleistung, rechnen müssen.

I n h a l t

Seite

1. Einführung	5
2. Problemstellung	6
2.1 Reaktordaten und Definitionen	6
2.2 Versorgungskonzepte	8
2.3 Berechnungsverfahren	10
2.4 Materialdaten	11
3. Ergebnisse der Druckverlustrechnungen	11
3.1 Durchdringung der Abschirmung	12
3.1.1 Poloidal-Konzept	12
3.1.2 Radial-Konzept	14
3.2 Verteilung innerhalb der Abschirmung	16
3.2.1 Vollständig umlaufende Ringleitung	16
3.2.2 Halb umlaufende Ringleitung	18
3.2.3 Individuelle Ringleitungen	20
3.2.4 Druckverluste bei gleicher Kammergröße	21
3.3 Verluste innerhalb des Blankets	23
3.3.1 Konstruktive Gestaltung des Blankets	23
3.3.2 Druckverluste	26
3.4 Druckverluste bei Feldein- bzw. -austritt	31
3.4.1 Einfluß der Feldanstiegslänge	31
3.4.2 Einfluß des Lagewinkels	32
4. Druckverluste und Pumpleistung im Gesamtkreislauf	33
4.1 Radial-Konzept	34
4.2 Poloidal-Konzept	38
4.2.1 Vollständig umlaufende Ringleitungen bei gegensinniger Durchströmung	38
4.2.2 Vollständig umlaufende Ringleitungen bei gleichsinniger Durchströmung	41
4.2.3 Halb umlaufende Ringleitungen bei gegenseitiger Durchströmung	43

4.2.4 Halb umlaufende Ringleitungen bei gleichsinniger Durchströmung	45
4.2.5 Individuelle Ringleitungen	46
5. Beurteilung der verschiedenen Konzepte	49
5.1 Gültigkeit der Voraussetzungen	49
5.2 Radial-Konzept	50
5.3 Poloidal-Konzept mit gemeinsamen Ringleitungen	52
5.4 Poloidal-Konzept mit individuellen Ringleitungen	53
6. Schlußfolgerungen	54
Literatur	57
Tabellen	59

1. Einführung

Fusionsreaktor-Blankets, die mit flüssigem Lithium als Brutmaterial, Moderator und Kühlmittel betrieben werden, bieten eine Reihe attraktiver Vorteile gegenüber alternativen Konzepten, in denen eine Trennung der genannten Funktionen angestrebt wird. Die Beschränkung auf das Zweistoffsystem Lithium - Strukturmaterial verringert die Komplexität des Blankets und macht die Kompatibilitätsprobleme damit überschaubarer. Es sind relativ hohe Tritium-Brutraten erzielbar. Darüber hinaus entsteht ein Großteil der nutzbaren Wärme direkt im Kühlmittel, wodurch das Temperaturpotential dieser Materialkombination im Hinblick auf den thermischen Wirkungsgrad optimal genutzt werden kann.

Diesen Vorteilen steht vor allem ein Nachteil gegenüber: Die Wechselwirkung strömender Flüssigmetalle mit hohen Magnetfeldern führt zu erheblichen Druckverlusten, welche die durch hydraulische Effekte hervorgerufenen um Größenordnungen übersteigen können. Auf diesen Umstand wurde bereits in einer Reihe einschlägiger Arbeiten hingewiesen /1 - 4/; gleichzeitig wurde jedoch betont, daß durch geschickte Leitungsführung innerhalb des Feldes die Druckverluste in erträglichem Rahmen gehalten werden können /2/.

Wegen der Forderung nach Auswechselbarkeit von inneren Reaktorkomponenten, wie z.B. der ersten Wand und des Blankets, sind den Möglichkeiten der Leitungsführung jedoch enge Grenzen gesetzt. So ist beispielsweise kaum zu erwarten, daß lange Leitungen in toroidaler Richtung, d.h. parallel zum toroidalen Hauptfeld, geführt werden können, da dies die Demontierbarkeit erheblich beeinträchtigt. Diese von Seiten der MHD-Druckverluste her gesehen optimale Leitungsführung muß deshalb mit hoher Wahrscheinlichkeit zugunsten einer gemischt poloidalen - radialen Leitungsführung aufgegeben werden.

Im vorliegenden Bericht werden einige potentielle Versorgungsalternativen untersucht, die auf dem zuletzt genannten Konzept beruhen. Nach der Definition der Problemstellung in Abschnitt 2 werden in Abschnitt 3 die Ergebnisse der Druckverlustrechnungen zusammengestellt,

welche mit dem in /5/ beschriebenen Rechenprogramm durchgeführt wurden. Die Diskussion dieser Ergebnisse erfolgt in Abschnitt 4. im Zusammenhang mit Betrachtungen über die entsprechenden Kreislaufschemata. Eine Beurteilung der verschiedenen Konzepte wird in Abschnitt 5. gegeben.

2. Problemstellung

2.1 Reaktordaten und Definitionen

Ausgangspunkt dieser Arbeit ist ein Satz in sich konsistenter Daten, der einen Fusionsreaktor vom Typ Tokamak mit einem prinzipiellen Aufbau nach Abb. 1 repräsentiert. Die für die hier durchgeführten Berechnungen notwendigen Daten sind in Tabelle I zusammengestellt.

Den geometrischen Daten und Leistungsangaben liegen Rechnungen mit dem am IPP entwickelten Kraftwerksmodell SISYFUS-T /6/ zugrunde. Für die Wahl der Kühlmitteltemperaturen war die Einhaltung eines ausreichenden Abstandes zum Schmelzpunkt des Lithiums ($\approx 180^{\circ}\text{C}$) einerseits und zur Kompatibilitätsgrenze in Bezug auf das gewählte Strukturmaterial Stahl ($\approx 600^{\circ}\text{C}$) andererseits maßgebend. Aus der resultierenden Aufheizspanne ergibt sich der Gesamt-Massenstrom aufgrund einer einfachen Energiebilanz.

Für den so definierten Reaktor sind verschiedene Konzepte für die Kühlmittelversorgung des Blankets zu untersuchen. Vor deren Beschreibung sollen zunächst einige Begriffe definiert werden, die im folgenden wiederholt verwendet werden:

Die durch radialsymmetrische Unterteilung des Reaktors in der ψ -Ebene entstehenden Teile (Abb. 1) werden Segmente genannt. Ihre Anzahl wird mit N_{ψ} bezeichnet. Bei der Unterteilung eines Segmentes in der ψ -Ebene entstehen geometrische Körper, die hier Kammern genannt werden (s. Abb. 1). Sie haben, im Gegensatz zu den Segmenten, ein von der Winkellage abhängiges Volumen. Die Anzahl der Kammern eines Segmentes wird mit N_{φ} bezeichnet. In den Rechnungen werden $N_{\psi} = 48$ und $N_{\varphi} = 24$ als Referenzfall angenommen.

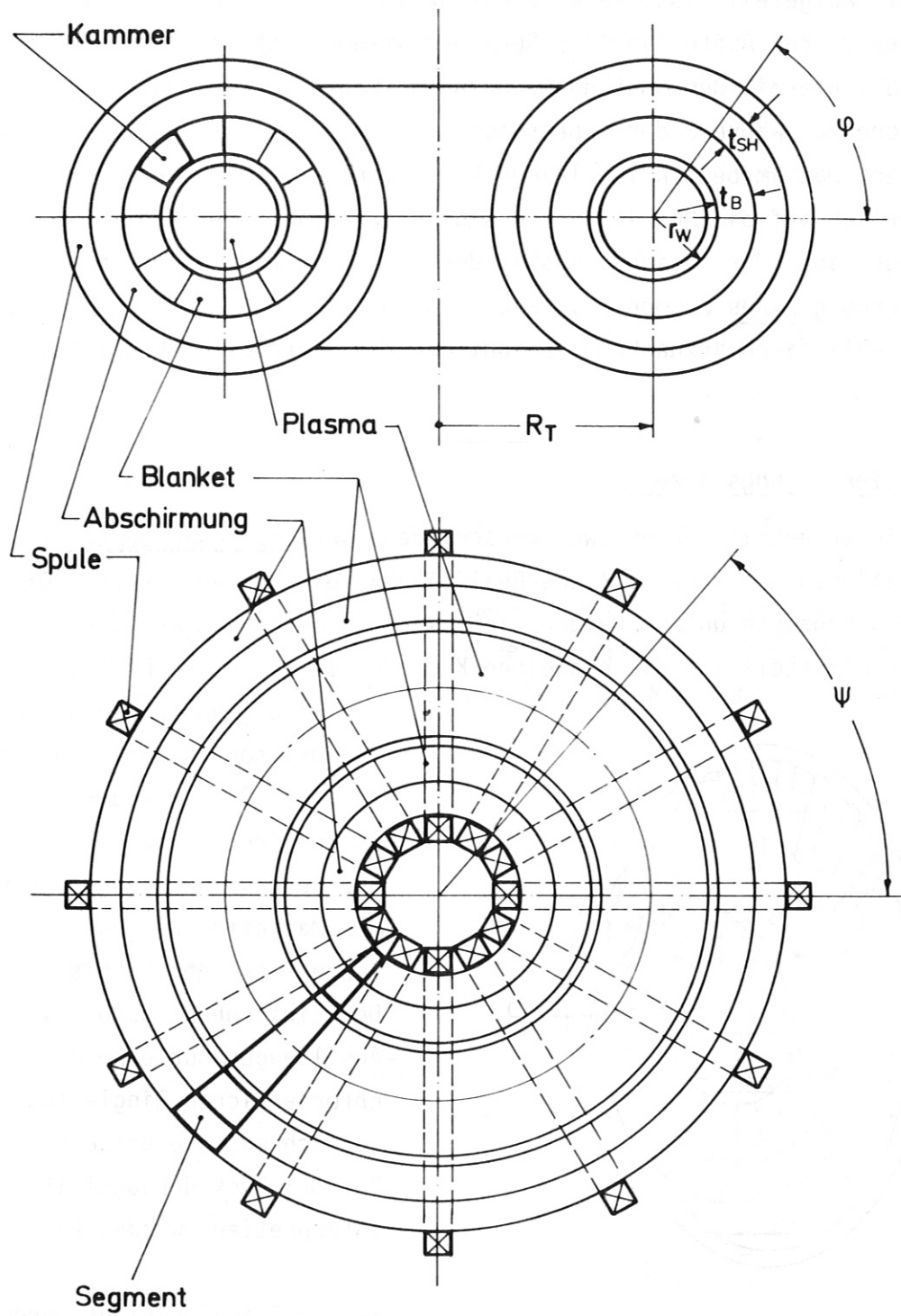


Abb. 1 Prinzipieller Aufbau des Reaktors und Definitionen

Es wird weiter davon ausgegangen, daß eine Kammer in eine Anzahl einzelner Modulen aufgeteilt ist, deren Struktur in Abschn. 3.3 näher erläutert wird. Hinter dieser Aufteilung des Reaktors stehen technologische Überlegungen. Es soll hiermit dem Umstand Rechnung getragen werden, daß einzelne Komponenten während der Lebensdauer des Reaktors ausgetauscht werden müssen, was am besten in kleinen Einheiten geschieht. Das wirkt sich natürlich auf die Möglichkeiten und Erfordernisse der Kühlmittelversorgung aus. Wir beziehen uns in den folgenden Rechnungen immer auf die Versorgung eines Segmentes, da eine segmentautonome Versorgung eine als realistisch anzusehende Demontierbarkeit ermöglichen sollte.

2.2 Versorgungskonzepte

In dieser Arbeit werden zwei verschiedene Versorgungskonzepte mit einigen Variationen auf ihre mögliche Realisierbarkeit hin untersucht. Die beiden Konzepte unterscheiden sich zunächst durch den Ort der Verteilung des Kühlmittels auf die einzelnen Kammern. In dem einen Fall erfolgt

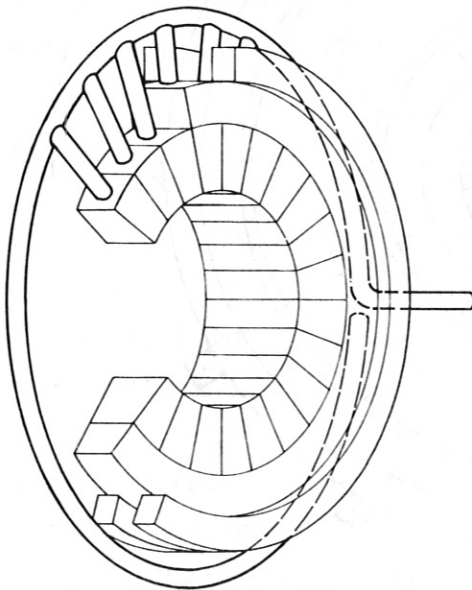


Abb. 2 Versorgung nach dem Radial-Konzept

Verteilung außerhalb des Magnetfeldes, sog. Radial-Konzept (s. Abb. 2), im anderen Fall an der Grenze zwischen Blanket und Abschirmung, also innerhalb des Magnetfeldes (sog. Poloidal-Konzept (s. Abb. 3 bis 5).

Der Einfachheit halber ist in den Abbildungen nur eine der beiden erforderlichen Ringleitungen eingezeichnet, die entweder als Zu- oder Rückführungsleitung interpretiert werden kann.

umlaufende Ringleitung (Abb. 4) sowie das Konzept individueller Ringleitungen (Abb. 5).

Beim Poloidal-Konzept werden weiterhin drei Varianten untersucht: die vollständig umlaufende Ringleitung (Abb. 3), die halb

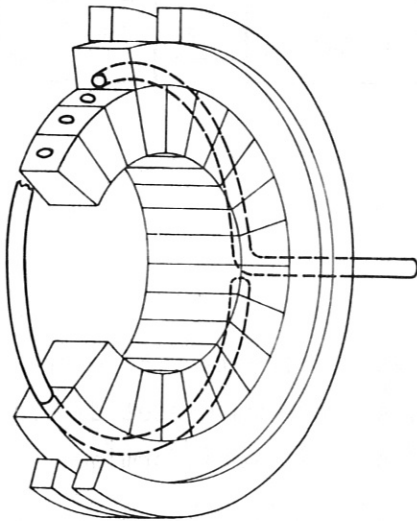


Abb. 3 Versorgung nach dem Poloidal-Konzept mit vollständig umlaufender Ringleitung

Aus rechentechnischen Gründen werden in dieser Arbeit mehrere Bereiche unterschieden, in denen MHD-Druckverluste auftreten (Abb. 6). Das Kühlmedium tritt zunächst in das Magnetfeld ein (1. Bereich), durchdringt dann die Abschirmung (2. Bereich), wird (im Falle des Poloidal-Konzeptes) in der Abschirmung verteilt (3. Bereich), gelangt ins Blanket (4. Bereich) und fließt auf dem umgekehrten Weg wieder zurück zur Pumpe. Es wird davon ausgegangen, daß bei der Verteilung des Kühlmittels innerhalb einer Kammer auf die einzelnen Moduln keine MHD-Druckverluste auftreten,

da diese Verteilung im wesentlichen parallel zum Magnetfeld erfolgen kann.

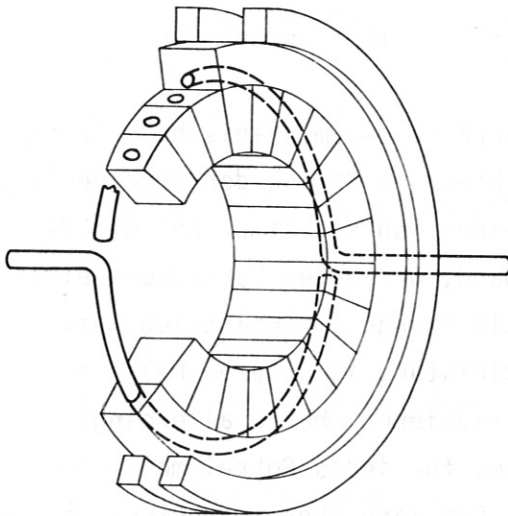


Abb. 4 Versorgung nach dem Poloidal-Konzept mit halb umlaufender Ringleitung

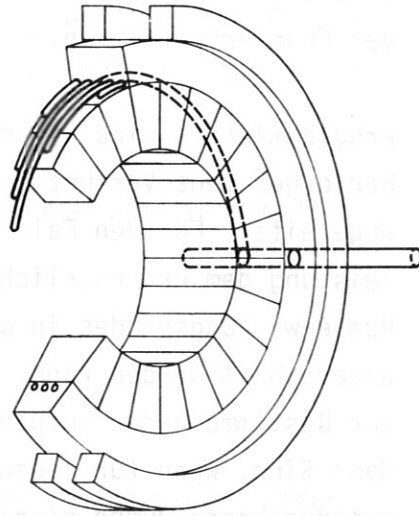


Abb. 5 Versorgung nach dem Poloidal-Konzept mit individuellen Ringleitungen

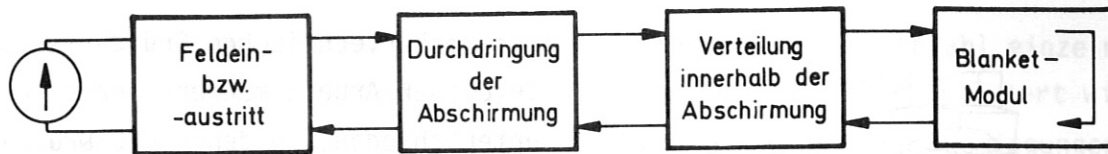


Abb. 6 Die verschiedenen Druckverlust-Bereiche

2.3 Berechnungsverfahren

Zur Berechnung der Druckverluste steht ein von G. Trommer /5/ erarbeitetes Rechenprogramm zur Verfügung. Dieses Programm bietet die Möglichkeit, MHD-Druckverluste für gerade Rohre mit kreisförmigem Querschnitt sowohl bei mit dem Kehrwert des großen Torusradius abnehmenden toroidalen Magnetfeldern als auch bei beliebig vorgegebenen Magnetfeldern zu berechnen. Außerdem stellt es mehrere Optionen zur Bestimmung des Geschwindigkeitsfeldes bereit und bietet zusätzlich an, das Magnetfeld zu mitteln oder einer Fourier-Entwicklung zu unterziehen. Bei unseren Rechnungen wird ein kastenförmiges Geschwindigkeitsprofil angenommen, wobei der Grenzwert des das Geschwindigkeitsfeld charakterisierenden Parameters k durch Bessel-Ansatz gebildet wird ($IREK = 0$). Das Magnetfeld wird nach Fourier entwickelt ($IN = 1$), und die Genauigkeitsschranke für die Bildung der Fourierkoeffizienten ($ERRCVB$) wird mit 10^{-2} angenommen.

Programmintern wird die durch $\underline{j} \times \underline{B}$ -Kräfte und mechanische Reibung hervorgerufene Verlustleistung berechnet und daraus der Druckverlust abgeleitet. Für den Fall eines einzelnen Rohres entspricht die Verlustleistung dem erforderlichen Pumpaufwand, der unter Verwendung eines Pumpenwirkungsgrades in die zu installierende Pumpenantriebsleistung umgerechnet werden kann. Die Verlustleistung in unserem Falle direkt zur Bestimmung der Pumpleistung heranzuziehen, hätte allerdings nur dann Sinn, wenn für jeden Bereich bzw. für jedes Rohrelement eine entsprechende Pumpe eingebaut würde. Das wäre aber technologisch und wirtschaftlich unsinnig. Bei unseren Rechnungen gehen wir deshalb anders vor. Mit Hilfe des Programmes werden für jedes einzelne Rohrelement zunächst nur die Druckverluste ermittelt. Diese Resultate sind in Abschnitt 3. zusammengefaßt. Die einzelnen Druckverluste bilden sodann die Grundlage zur Ermittlung des Gesamtdruckverlustes und

der Pumpleistung im Zusammenhang mit Betrachtungen über die möglichen Rohrleitungsschaltungen. Diese Überlegungen sind in Abschn. 4. niedergelegt.

2.4 Materialdaten

Für die Durchführung der Rechnungen werden materialspezifische Eigenschaften des Kühlmittels und der Rohrwand benötigt. Vom benutzten Rechenprogramm werden für das Kühlmittel Angaben über dynamische Zähigkeit, Dichte und elektrische Leitfähigkeit verlangt. Alle drei Größen sind bei Lithium stark von der Temperatur abhängig /7/. Da das Programm jedoch nur konstante Werte verarbeitet, beziehen wir uns auf die mittlere Temperatur des Kühlmittels zwischen Blanketein- und -austritt (400°C) als Referenztemperatur.

Für die Rohrwand wird, wie aus Tabelle I ersichtlich ist, der austenitische Stahl AISI 316 SS angenommen, der wegen des hohen Informationsstandes bezüglich seines Materialverhaltens als Standardmaterial für das Blanket von Fusionsreaktoren üblich geworden ist. Für dieses Material wird vom Programm eine Angabe zur elektrischen Leitfähigkeit verlangt. Auch hier liegt eine Abhängigkeit dieser Eigenschaft von der Temperatur vor /8/. Als Referenztemperatur wird im folgenden ein Wert von 500°C angenommen.

Die für diese Temperaturen ermittelten Stoffwerte sind in Tabelle II zusammengestellt.

3. Ergebnisse der Druckverlustrechnungen

In diesem Abschnitt werden die Ergebnisse der Druckverlustrechnungen mitgeteilt. Wegen der besseren Überschaubarkeit beginnen wir mit dem Bereich 2, d.h. der Durchdringung der Abschirmung. Danach folgen die Ergebnisse für Bereich 3, d.h. für die verschiedenen Varianten einer Verteilung innerhalb des Magnetfeldes, welche ausschließlich für das Poloidal-Konzept von Bedeutung sind. Der darauf folgende

Abschnitt behandelt die Strömung innerhalb des Blankets. Schließlich werden die Verhältnisse beim Feldein- bzw. -austritt diskutiert.

3.1 Durchdringung der Abschirmung

Sowohl beim Poloidal- wie beim Radial-Konzept muß das Kühlmittel durch ein gerades Rohrstück transportiert werden, dessen Länge durch die Dicke der Abschirmung vorgegeben ist. Unterschiede bestehen hinsichtlich der zu transportierenden Massenströme.

3.1.1 Poloidal-Konzept

Beim Poloidalkonzept wird davon ausgegangen, daß der gesamte für ein Segment notwendige Massenstrom \dot{M}_ψ durch ein Rohr zu- bzw. abgeführt wird. Für die Lage des Rohres wird angenommen, daß es sich in der Mittelebene des Reaktors, an der Außenseite ($\varphi = 0^\circ$) bzw. der Innenseite ($\varphi = 180^\circ$) des Torus und in der Mitte zwischen zwei benachbarten Spulen befindet (sh. Abbn. 3 bis 5). Der Feldverlauf längs des Rohres folgt der bekannten $1/R$ -Abhängigkeit, die für die toroidale Geometrie charakteristisch ist.

Als Referenzfall wurde der Druckverlust für ein Rohr berechnet, dessen Daten in Tabelle III zusammengefaßt sind. Danach ergibt sich bei der Wahl von 48 Segmenten ein Druckverlust von $\Delta p = 2.18$ MPa, wenn die Einspeisung an der Torusaußenseite erfolgt; wird der gleiche Massenstrom an der Torusinnenseite zugeführt, beträgt der Druckverlust $\Delta p = 23.12$ MPa.

Um einen Überblick über den Einfluß der Rohrparameter zu bekommen, wurden einige wenige Rechnungen mit gegenüber dem Referenzfall veränderten Werten für den Rohrradius R_i , das Verhältnis d/R_i und die Segmentanzahl N ($\dot{M}_\psi \sim \frac{1}{N}$) durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Tabelle IV zusammengestellt.

Aus den wenigen Rechnungen lassen sich bereits wichtige Schlußfolgerungen ableiten. Die Ergebnisse zeigen, daß der Druckverlust beim Durchdringen der Abschirmung proportional zum Massenstrom, bzw. umgekehrt proportional zur Anzahl der Segmente,

$$\Delta p \sim \dot{M}_\psi = \frac{\dot{M}}{N} \quad , \quad (1)$$

umgekehrt proportional zum Quadrat des Rohrradius

$$\Delta p \sim \frac{1}{R_i^2} \quad (2)$$

und annähernd proportional zum Verhältnis von Rohrwandstärke und Rohrradius

$$\Delta p \sim \left(\frac{d}{R_i}\right)^n, \quad n \approx 1, \quad (3)$$

ist. Eine genauere Bestimmung des Exponenten an Hand einer graphischen Darstellung (s. Abb. 7) liefert den Wert $n = 0.97$, der unabhängig vom Massenstrom \dot{M}_ψ ist.

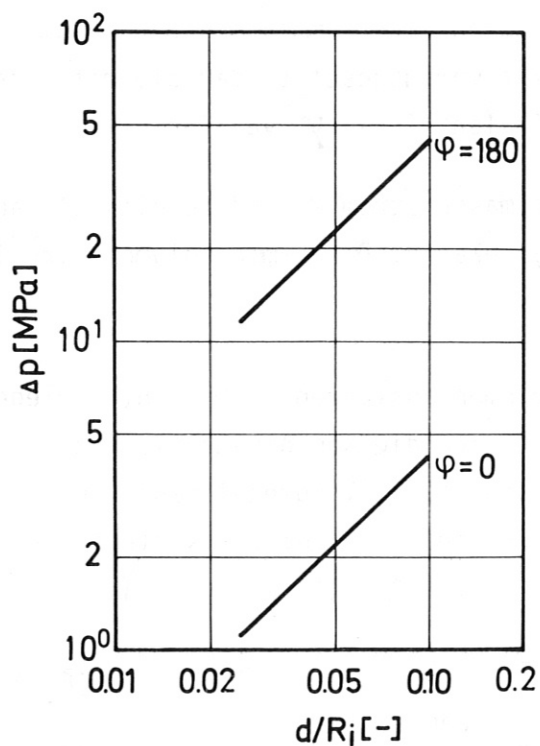


Abb. 7 Druckverlust als Funktion des Verhältnisses von Rohrwandstärke und Rohrradius

Für den Referenzfall ergeben sich die Proportionalitätsfaktoren zu

$$C = 2.204 \cdot 10^{-3} \quad \text{für } \varphi = 0^\circ$$

$$C = 2.338 \cdot 10^{-2} \quad \text{für } \varphi = 180^\circ.$$

Unter Verwendung dieser Faktoren läßt sich der Druckabfall nach folgender Gleichung bestimmen:

$$\Delta p = C \cdot \frac{\dot{M} \cdot d^{0.97}}{N_\psi \cdot R_i^{2.97}} \quad (4)$$

Es ist klar, daß diese Beziehung ausschließlich für die betrachtete Rohrlage, Rohrlänge und den über diese Länge vorhandenen Feldverlauf Gültigkeit besitzt. Immerhin zeigen die gefundenen Abhängigkeiten, daß sich die Druckver-

luste beim Durchdringen der Abschirmung durch eine Reihe von Maßnahmen konstruktiver Art beeinflussen lassen.

3.1.2 Radial-Konzept

Im Gegensatz zur soeben behandelten zentralen Versorgung eines Segmentes wird nun die individuelle radiale Versorgung einzelner Kammern gem. Abb. 2 untersucht. Der Segmentmassenstrom \dot{M} muß auch hier erhalten bleiben. Da die Kammern jedoch wegen der toroidalen Geometrie des Reaktors unterschiedliche Größe besitzen und demzufolge auch unterschiedliche Leistungen aus ihnen abzuführen sind, muß der Segmentmassenstrom auf die einzelnen Kammern im Verhältnis ihrer Volumina zum Segmentvolumen gemäß folgender Beziehung aufgeteilt werden:

$$\dot{m}_n = \dot{M} \cdot \frac{V_n}{V_B} \quad (5)$$

Hierin bedeutet \dot{m}_n den Massenstrom durch eine Kammer mit dem Volumen V_n . Bei dieser Art der Aufteilung ist vorausgesetzt, daß die mittlere Leistungsdichte nicht mit dem poloidalen Winkel φ variiert.

Das Blanketvolumen V_B und der Gesamtmassenstrom \dot{M} sind bereits als abgeleitete Reaktorgrößen (s. Tab. I) bekannt. Das Kammervolumen wird im folgenden bestimmt.

Um die Integration über das Torusvolumen ausführen zu können, zerlegen wir das Integrationsgebiet zunächst durch die Koordinatenflächen $\psi^* = \text{const}$, $\varphi^* = \text{const}$ und $r^* = \text{const}$ in Volumenelemente. Die Torus-Koordinaten ψ^* , φ^* , r^* sind in Bezug auf die kartesischen Koordinaten wie folgt definiert:

$$x = (R_T + r^* \cos \varphi^*) \cos \psi^* \quad (6)$$

$$y = (R_T + r^* \cos \varphi^*) \sin \psi^* \quad (7)$$

$$z = r^* \sin \varphi^* \quad (8)$$

mit $R_T = \text{const}$.

Für das Volumenelement dV gilt dann:

$$dV = |D| d\psi^* d\varphi^* dr^* \quad (9)$$

$$\text{mit } D = \begin{vmatrix} \frac{\partial x}{\partial \psi^*} & \frac{\partial x}{\partial \varphi^*} & \frac{\partial y}{\partial r^*} \\ \frac{\partial y}{\partial \psi^*} & \frac{\partial y}{\partial \varphi^*} & \frac{\partial y}{\partial r^*} \\ \frac{\partial z}{\partial \psi^*} & \frac{\partial z}{\partial \varphi^*} & \frac{\partial z}{\partial r^*} \end{vmatrix} \quad (10)$$

Werden die Beziehungen (6) bis (8) benutzt, so erhält man für die Funktionaldeterminante D

$$D = -r^*(R_T + r^* \cos \varphi^*) \quad (11)$$

und für das Volumenelement dV

$$dV = |-r^*(R_T + r^* \cos \varphi^*)| d\psi^* d\varphi^* dr^* \quad (12)$$

Damit läßt sich das Volumen V eines mit den Koordinatenflächen

$\psi_{1,2}^* = \psi_{1,2}$, $\varphi_{1,2}^* = \varphi_{1,2}$, $r_{1,2}^* = r_{1,2}$ begrenzten Gebietes folgendermaßen berechnen:

$$V = \int_{\psi_1}^{\psi_2} \int_{\varphi_1}^{\varphi_2} \int_{r_1}^{r_2} r^*(R_T + r^* \cos \varphi^*) d\psi^* d\varphi^* dr^* \quad (13)$$

Die Ausführung der Integration führt zu der Formel:

$$V = [\varphi_2 - \varphi_1] \left(\frac{R_T}{2} [\varphi_2 - \varphi_1] [r_2^2 - r_1^2] + \frac{1}{3} [\sin \varphi_2 - \sin \varphi_1] [r_2^3 - r_1^3] \right) \quad (14)$$

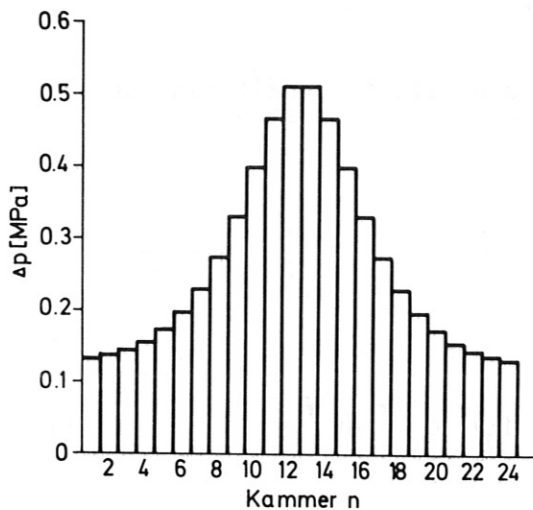
Wenn man r_2 mit $r_w + t_B = 6.5$ m und r_1 mit $r_w = 5.5$ m identifiziert, erhält man zur Bestimmung des Volumens der Blanket-Kammern in Abhängigkeit von den Unterteilungen N_ψ , N_φ und der Kammer-Nr. n den folgenden Ausdruck:

$$V_n = \frac{2\pi}{N_\psi} \left\{ \frac{12 \cdot R_T \cdot \pi}{N_\varphi} + 108.25 \left[\sin \left(\frac{2n\pi}{N_\varphi} \right) - \sin \left(\frac{2(n-1)\pi}{N_\varphi} \right) \right] \right\} \quad (15)$$

Mit den Gleichungen (5) und (15) ist es nun möglich, die Massenströme \dot{m}_n für die einzelnen Kammern zu bestimmen. Wegen der Symmetrie bezüglich der Torus-Mittelebene ist es dabei ausreichend, nur eine Segment-

hälfte zu betrachten. Für die Druckverlustrechnungen wird die in Tab. III als Referenzfall spezifizierte Rohrgeometrie zugrundegelegt.

In Tabelle V sind die Ergebnisse für den Fall einer Unterteilung in $N_{\psi} = 48$ Segmente und $N_{\varphi} = 24$ Kammern zusammengestellt, die Druckverluste sind darüber hinaus in Abb. 8 graphisch dargestellt. Danach ergibt



sich der höchste Druckverlust mit 0.513 MPa für die innerste (kleinste!) Kammer mit dem geringsten Massendurchsatz. Dies zeigt, daß der Einfluß des Magnetfeldes den des Volumens in der toroidalen Geometrie übersteigt.

Abb. 8 Druckverluste in den radialen Zuleitungen zu den einzelnen Kammern

3.2 Verteilung innerhalb der Abschirmung

Bei der Bestimmung der Druckverluste in diesem Bereich wird davon ausgegangen, daß ein Segment zentral versorgt wird, aber dann eine Verteilung des Kühlmittels auf die einzelnen Kammern an der Grenze zwischen Blanket und Abschirmung erfolgt.

3.2.1 Vollständig umlaufende Ringleitung

In diesem Fall führt gemäß Abb. 3 eine Ringleitung innerhalb der Abschirmung um das gesamte Blanket. Da das Rechenprogramm nur zur Behandlung gerader Rohre geeignet ist, wird die Ringleitung durch einen Polygonzug approximiert. Berechnet werden die Druckverluste getrennt

für jedes einzelne Rohrelement, welches zwischen den Kammern $n = j$ und $n = j-1$ notwendig ist. Die durch Querschnittsverengungen, Rohrkrümmungen etc. entstehenden zusätzlichen MHD-Druckverluste bleiben unberücksichtigt. Die Leitung wird zentral mit dem gesamten Segmentmassenstrom \dot{M}_ψ versorgt, führt aber an entsprechender Stelle die in Tab. V angegebenen Massenströme \dot{m}_n in die jeweiligen Kammern ab. Dadurch wird der Massenstrom \dot{M}_j in der Ringleitung von Rohrelement zu Rohrelement um den zuletzt abgeführten Teilstrom geringer:

$$\dot{M}_j = \dot{M}_\psi - \sum_{n=1}^j \dot{m}_{n-1} \quad (16)$$

$$(\dot{m}_0 = 0)$$

Legt man diese Massenströme, die in Abb. 9 dargestellt sind, und die Referenzgeometrie des Rohres gem. Tab. III der Druckverlustrechnung

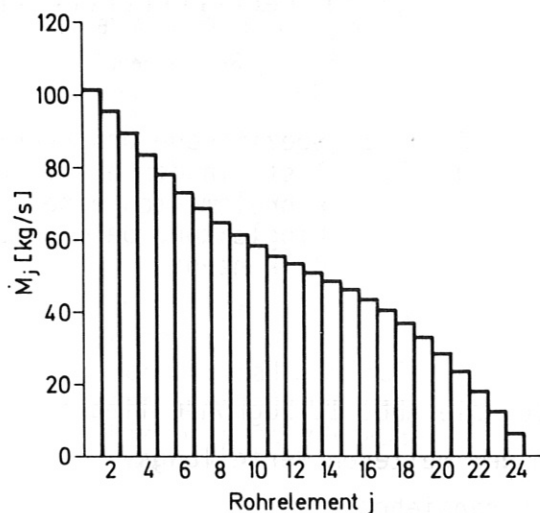


Abb. 9 Massenströme in den einzelnen Rohrelementen der vollständig umlaufenden Ringleitung

zugrunde, so ergeben sich die in Tabelle VI zusammengestellten Resultate. Die auf den einzelnen Teilstrecken auftretenden Druckverluste Δp_j sind in Abb. 10 graphisch dargestellt. Danach nehmen die Druckverluste kontinuierlich zu, solange das mittlere Magnetfeld ansteigt (Rohrelemente 1-13), obwohl der Massenstrom ständig abnimmt. Nimmt das Magnetfeld wieder ab (Rohrelemente 14-24), so sinken auch die Druckverluste.

Geht man davon aus, daß symmetrisch zur Torusmittelebene liegende Rohrelemente den gleichen Bedingungen hinsichtlich des Magnetfeldverlaufs ausgesetzt sind ($j = 12 \hat{=} j = 14$; $j = 11 \hat{=} j = 15$ usw.), so müßten sich die entsprechenden Druckverlustzahlen Δp_j lediglich wegen der verschiedenen Massenströme \dot{M}_j voneinander unterscheiden. Dies ist in der

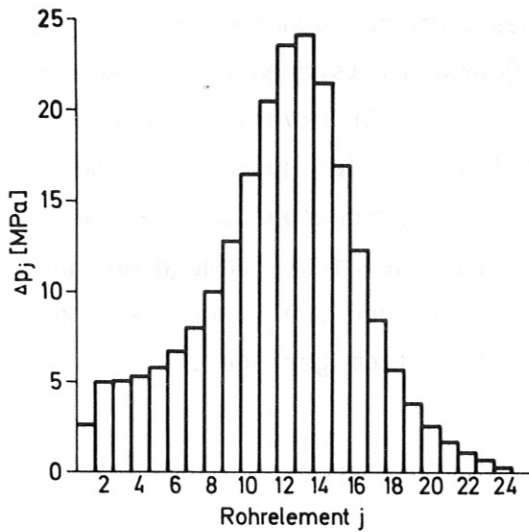


Abb. 10 Druckverluste in den einzelnen Rohrelementen der vollständig umlaufenden Ringleitung

Dieses Verhalten bestätigt nochmals die Korrektheit von Gl. (1), wonach der Druckverlust direkt proportional zum Massenstrom ist.

Wegen dieser Proportionalität können wir die absoluten Zahlenwerte, die Abb. 11 zugrunde liegen, als Grundlage für die Betrachtungen der weiteren Verteilungsvarianten für das Poloidal-Konzept heranziehen.

3.2.2 Halb umlaufende Ringleitung

In diesem Fall wird gem. Abb. 4 das Segment nicht von einer, sondern von zwei Ringleitungen umschlossen, von denen eine die obere und eine die untere Hälfte des Segmentes mit Kühlmittel versorgt. Die Einspeisung in die eine Ringleitung soll vom äußeren, die in die zweite vom inneren Torusrand aus erfolgen. Jede der beiden Leitungen hat somit einen maximalen Massenstrom von $\dot{M}_\psi/2$ zu tragen.

Tat der Fall. Bildet man die spezifischen Druckverluste $\Delta p_j/M_j$ und trägt sie in der gleichen Weise über dem Rohrelement auf, so ergibt sich ein bezüglich des Rohrelements $j = 13$ völlig symmetrisches Histogramm (s. Abb. 11).

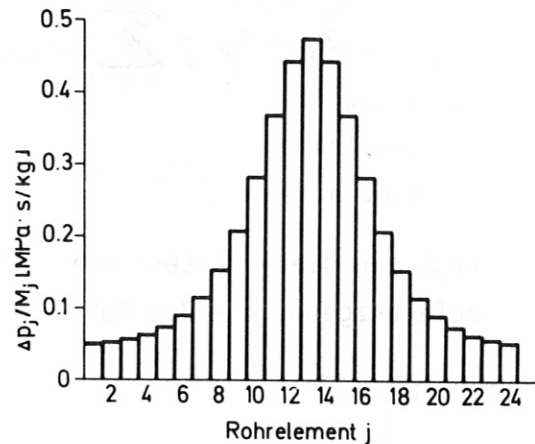


Abb. 11 Spezifische Druckverluste in den einzelnen Rohrelementen einer Ringleitung beim Poloidal-Konzept

Mit dem zur Versorgung der einzelnen Kammern n erforderlichen Massenströmen \dot{m}_n ergeben sich die Massenströme \dot{M}_j in den einzelnen Rohrelementen j nach den folgenden Gleichungen:

$$\dot{M}_j = \frac{\dot{M}_\psi}{2} - \sum_{n=1}^j \dot{m}_{n-1} \quad j = 1 \text{ ./} . 12 \quad (17)$$

$(\dot{m}_0 = 0)$

$$\dot{M}_j = \frac{\dot{M}_\psi}{2} - \sum_{n=13}^j \dot{m}_{n-1} \quad j = 13 \text{ ./} . 24 \quad (18)$$

$(\dot{m}_{12} = 0)$

Die Massenströme \dot{M}_j sind in Abb. 12 graphisch dargestellt. Vergleicht man den Massenstromverlauf in Abb. 12 mit dem der spezifischen Druckverluste

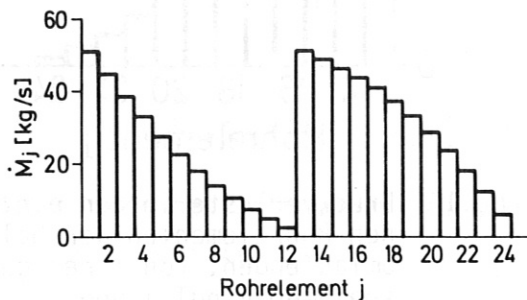


Abb. 12 Massenströme in den einzelnen Rohrelementen der halb umlaufenden Ringleitung bei Einspeisung von außen und innen

in Abb. 11, so stellt man fest, daß im Falle der Einspeisung von der Torusaußenseite her ($j = 1 \text{ ./} . 12$) die Massenströme \dot{M}_j mit steigender Entfernung vom Einspeiseort abnehmen, während die spezifischen Druckverluste $\Delta p_i / \dot{M}_j$ zunehmen. Im Falle der Einspeisung von der Torusinnenseite her ($j = 13 \text{ ./} . 24$) fallen hingegen hohe Massenströme \dot{M}_j mit hohen spezifischen Druckverlusten $\Delta p_i / \dot{M}_j$ zusammen und beide nehmen mit zunehmender Entfernung vom Einspeiseort ab.

Man wird demzufolge im ersteren Fall niedrigere Druckverluste erwarten als im zweiten.

Die in den Tabellen VII und VIII zusammengestellten und in den Abbildungen 13 und 14 graphisch aufgetragenen Resultate bestätigen diese Erwartung. Während bei der Einspeisung von außen die Druckverluste pro Rohrelement den Wert von 2 MPa nur geringfügig überschreiten, erreichen sie bei Einspeisung von innen einen Maximalwert von mehr als 20 MPa.

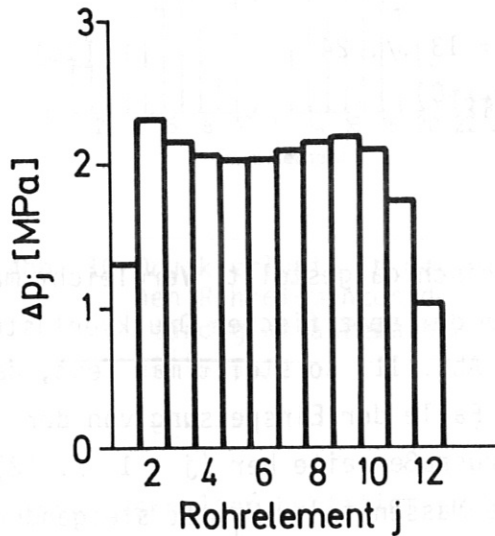


Abb. 13 Druckverluste in den einzelnen Rohrelementen von der halb umlaufenden, von außen gespeisten Ringleitung

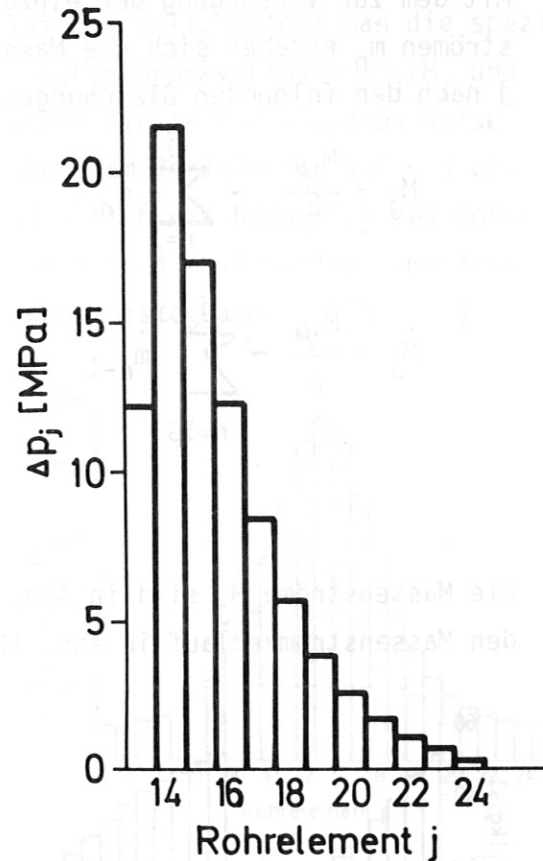


Abb.14 Druckverluste in den einzelnen Rohrelementen der halb umlaufenden, von innen gespeisten Ringleitung

3.2.3 Individuelle Ringleitungen

Bei dieser Verteilungsart wird jede Kammer eines Segmentes mit einer eigenen Ringleitung gem. Abb. 5 von der Torusaußenseite her versorgt, die Kammern 1 bis 12 über die obere, die Kammern 13 bis 24 über die untere Segmenthälfte. Der Segmentmassenstrom wird an einer Stelle nach Durchdringen der Abschirmung auf die individuellen Ringleitungen aufgeteilt. Jede Ringleitung führt also entlang des gesamten Weges bis zur Kammer n den konstanten Massenstrom \dot{m}_n . Für den Gesamtdruckverlust in der Ringleitung zu einer einzelnen Kammer n ist deshalb die Summe der Druckverluste aller erforderlichen Rohrelemente j maßgebend:

$$\Delta p_n = \sum_{j=1}^n \Delta p_j \quad (19)$$

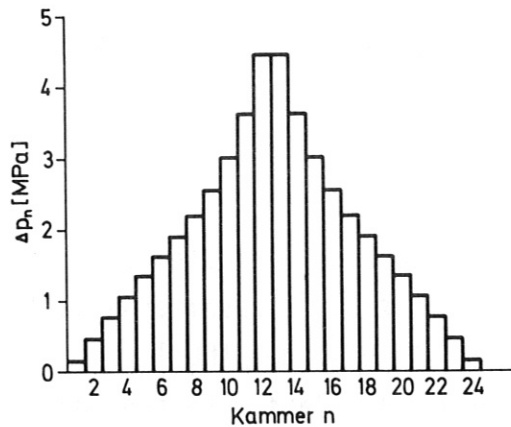


Abb. 15 Druckverluste in den einzelnen individuellen Ringleitungen

Die Ergebnisse sind in Tabelle IX bzw. Abb. 15 zusammengefaßt. Sie zeigen einen kontinuierlichen Anstieg der Druckverluste mit wachsender Entfernung der Kammer vom außen liegenden Verteiler.

3.2.4 Druckverluste bei gleicher Kammergröße

Den bisherigen Rechnungen lag die Annahme zugrunde, daß jedes der N_{ψ} Torussegmente stirnseitig von Flächen begrenzt ist, welche die Torushauptachse als gemeinsame Schnittlinie besitzen. Für die daraus folgenden keilförmigen Segmente waren unterschiedliche Volumina der einzelnen N_{ψ} Kammern typisch. In diesem Abschnitt sollen die Druckverluste für zylinderförmige Segmente angegeben werden, in denen die Kammervolumina und daher auch die zu ihrer Kühlung erforderlichen Massenströme gleich sind. Die Dicke eines Segmentes sei dabei durch das Volumen der kleinsten Kammer im keilförmigen Segment (Torusinnenseite) bestimmt.

Der in ein solches Segment insgesamt einzuspeisende Segmentmassenstrom \dot{M}'_{ψ} folgt aus der Beziehung

$$\dot{M}'_{\psi} = N_{\psi} \cdot \dot{m}_{12}, \quad (20)$$

wobei \dot{m}_{12} der zur Versorgung der Kammer mit der Nummer $n = 12$ benötigte Massenstrom ist.

Zunächst wird eine vollständig umlaufende Ringleitung entsprechend der in Abschnitt 3.2.1 behandelten Variante betrachtet. Die in den einzelnen

Rohrelementen j fließenden Massenströme ergeben sich mit den Gleichungen (16) und (20) zu

$$\dot{M}_j = \dot{M}'\psi - \sum_{n=1}^j \dot{m}_{n-1} \quad j = 1 \text{ ./.. } 24 \quad (21)$$

$$(\dot{m}_0 = 0)$$

Unter dieser Voraussetzung ergeben sich für die Druckverluste Δp_j in den einzelnen Rohrelementen die in Tab. X bzw. Abb. 16 zusammengestellten Werte. Ein Vergleich der Tabellen X und VI, bzw. der Abbildungen

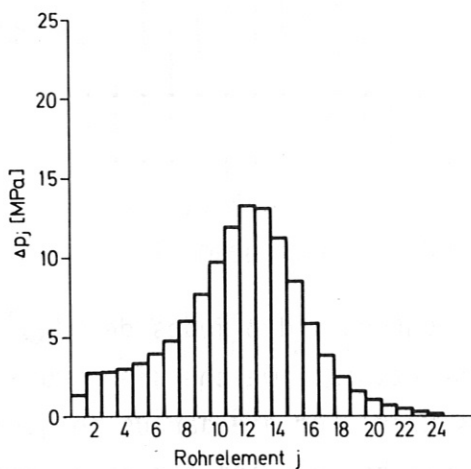


Abb. 16 Druckverluste in den einzelnen Rohrelementen der vollständig umlaufenden Ringleitung unter Voraussetzung gleicher Kammergröße

16 und 13, läßt erkennen, daß im Falle des zylinderförmigen Segmentes die Druckverluste etwa halb so hoch werden wie im Falle des keilförmigen Segmentes. Dabei ist jedoch zu beachten, daß aus dem zylinderförmigen Segment auch nur die Hälfte der Leistung eines keilförmigen Segmentes abgeführt wird.

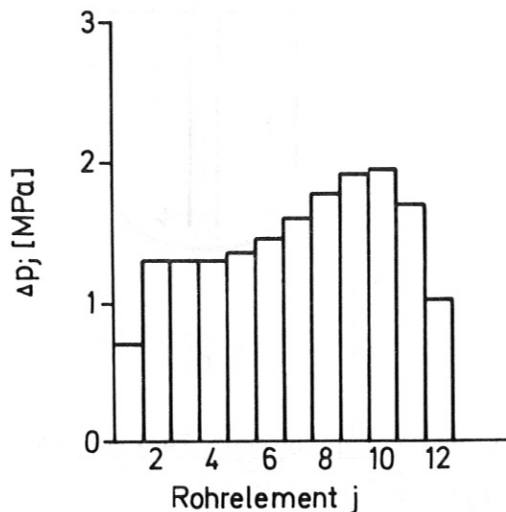
Bei Voraussetzung einer halb umlaufenden Ringleitung mit Einspeisung von der Torusaußenseite her, entsprechend der in Abschnitt 3.2.2. behandelten Variante, berechnen sich die Massenströme

\dot{M}_j aus

$$\dot{M}_j = \frac{\dot{M}'\psi}{2} - \sum_{n=1}^j \dot{m}_{n-1} \quad j = 1 \text{ ./.. } 12 \quad (22)$$

$$(\dot{m}_0 = 0)$$

Hierfür ergeben sich die in Tab. XI bzw. Abb. 17 zusammengestellten Werte für die Druckverluste Δp_j . Der Vergleich mit den entsprechenden



Resultaten für das keilförmige Segment, Tab. VII bzw. Abb. 13, zeigt einen geringeren Gewinn als bei der vollständig umlaufenden Ringleitung. Während die aus dem gesamten Segment abzuführende Leistung, wie im vorigen Falle, etwa die Hälfte der Leistung des keilförmigen Segmentes beträgt, reduzieren sich die Druckverluste nur um etwa 25 %.

Abb.17 Druckverluste in den einzelnen Rohrelementen der halb umlaufenden, von außen gespeisten Ringleitung unter Voraussetzung gleicher Kammergröße

3.3. Verluste innerhalb des Blankets

3.3.1 Konstruktive Gestaltung des Blankets

Um die Druckverluste bei der Strömung innerhalb des Blankets zu ermitteln, ist es zunächst notwendig, eine Annahme über dessen konstruktive Gestaltung zu machen. Aus heute existierenden Reaktorstudien sind im wesentlichen zwei unterschiedliche Gestaltungsprinzipien zu erkennen, deren Zweckmäßigkeit allerdings heute noch nicht abschließend beurteilt werden kann. Das eine Prinzip, angedeutet in Abb. 18a, beinhaltet die Anwendung U-förmig gebogener Kanäle mit rechteckigem Querschnitt, von denen mehrere nacheinander vom gleichen Kühlmittelstrom durchflossen werden /9/,/10/. Das andere Prinzip, schematisch dargestellt in Abb. 18b, geht von der Verwendung radial orientierter modularer Zellen aus, die entweder einen kreisförmigen oder hexagonalen Querschnitt haben. Das Kühlmittel tritt dabei im allgemeinen durch ein zentrales

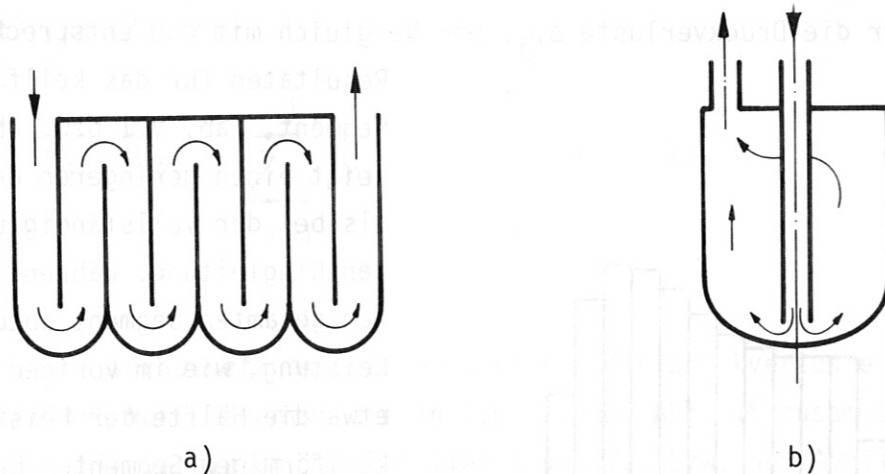


Abb.18 Modulare Blankettkonzepte: a) U-förmig gebogener Rechteckkanal, b) Zylindrischer Modul

Rohr in die Zelle ein, wird bis zur ersten Wand geführt und strömt durch den von Zellwand und zentralem Zuführungsrohr gebildeten Ringspalt zu einem Sammler zurück /11/, /12/.

Die unseren Rechnungen zugrunde liegende Modulgestaltung lehnt sich eng an das zweite Prinzip an. Dabei gehen wir davon aus, daß eine einzelne Blanket-Kammer aus mehreren derartigen Modulen aufgebaut sein kann.

Da das von uns benutzte Rechenprogramm zur Ermittlung der Druckverluste nur für gerade Rohre mit kreisförmigem Querschnitt zuverlässige Resultate liefert, nehmen wir bei der konstruktiven Gestaltung eines einzelnen Moduls auf diesen Umstand Rücksicht.

In Abb. 19 ist das Ergebnis unserer Überlegungen dargestellt. Der Modul besteht aus drei Bauteilen: einem ringförmigen Austrittsplenum, einem zylindrischen Mittelstück und einer halbkugelförmigen Umlenkammer. Das zylindrische Mittelstück besteht aus zwei Lochböden, in welche ein Kranz von Rückführungsrohren fest eingeschweißt ist. Das ringförmige Austrittsplenum ist fest mit dem oberen Lochboden verbunden. Das zentrale Zuführungsrohr ist nur mit dem unteren Lochboden fest verbunden, so daß Relativbewegungen durch unterschiedliche Wärmedehnung der Zu- und Rück-

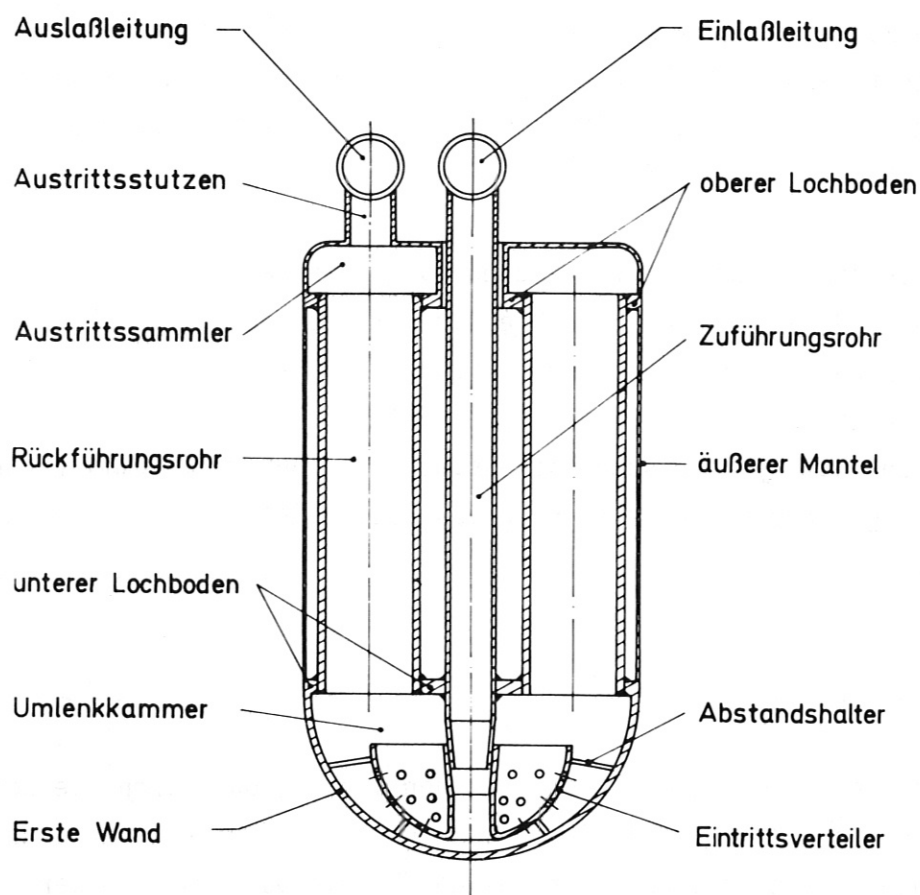


Abb. 19 Zylindrischer Blanket-Modul mit getrennten Zu- und Rückführungsrohren

führungsrohre nicht behindert werden. Das zentrale Zuführungsrohr endet knapp unterhalb des unteren Lochbodens mit einem Konus, der in den mit der Kugelkalotte verbundenen Kühlmittelverteiler hineinragt. Diese Verbindung braucht nicht absolut dicht zu sein. Im Verteiler wird das Kühlmittel zunächst bis zum tiefsten Punkt der ersten Wand geführt und strömt dann im Ringspalt zwischen Verteiler und erster Wand zurück. Dadurch ist eine intensive Kühlung der ersten Wand gewährleistet. Der Verteiler besitzt eine Reihe von Bohrungen, durch die Teilströme des Kühlmittels in das Volumen der Umlenkammer abgezweigt werden. Das Kühlmittel tritt sodann durch den unteren Lochboden in die Rückführungsrohre ein. Das Leervolumen im zylindrischen Mittelstück kann, falls erforderlich, mit einem geeigneten Moderator- oder Reflektormaterial gefüllt werden. In diesem Fall ist der Modul zusätzlich mit einem

äußeren Mantel zu umgeben. Da dieser Mantel drucklos ist, kann sein Querschnitt von beliebiger Form sein und dem Volumen der Kammer so angepaßt werden, daß keine Neutronen ungehindert bis zur Abschirmung vordringen können.

Es ist in diesem Konzept vorgesehen, die Kugelkalotte samt Verteiler mit einer lösbaren, aber gleichzeitig gut abdichtenden Verbindung am unteren Lochboden zu befestigen. Dadurch sollte es möglich sein, den Austausch strahlengeschädigter Komponenten auf dieses Bauteil zu beschränken. Das zylindrische Mittelstück samt Austrittssammler kann, da es einem geringeren Neutronenfluß ausgesetzt ist, ortsfest installiert werden.

3.3.2 Druckverluste

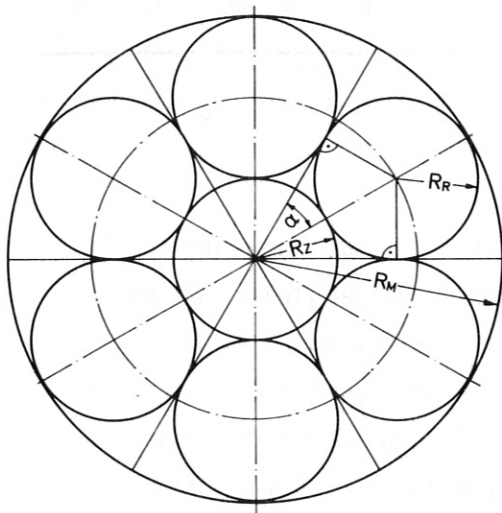
Der eben beschriebene Modul besitzt den Vorzug, daß durch die weitgehende Führung des Kühlmittels in geraden Rohren definierte Verhältnisse herrschen, die eine sichere Grundlage für die Durchführung der Druckverlustberechnungen bilden. Ausgenommen sind dabei selbstverständlich die Rückströmung in der Umlenkammer und die Strömung im Austrittssammler. Es dürfte als sicher gelten, daß die hier auftretenden Druckverluste nur experimentell zu bestimmen sein werden.

Die Verwendung einer bestimmten Zahl von Rückführungsrohren im zylindrischen Mittelstück hat gegenüber dem üblichen Verzicht auf diese Rohre einen weiteren Vorteil. Von G. Trommer /13/ durchgeführte Rechnungen für eine gegenläufige Kühlmittelströmung in Koaxialrohren haben ergeben, daß hierbei die Druckverluste um mehr als eine Größenordnung höher werden als im Fall einer getrennten Rückführung. Die Ursache dafür ist die elektrische Koppelung der beiden Strömungen durch das gemeinsame Mittelrohr. Im Falle getrennter Rohre kann diese Kopplung leichter vermieden werden.

Bei der Bestimmung der berechenbaren Druckverluste für diesen Modul waren zwei Abhängigkeiten von Interesse:

- Unter der Voraussetzung einer dichten Packung der Rohre im zylindrischen Mittelstück war die Abhängigkeit der Druckverluste von der Anzahl der Rückführungsrohre zu ermitteln, wobei sich die Untersuchung auf eine einlagige Packung beschränken sollte.
- Darüber hinaus sollte die Abhängigkeit der Druckverluste vom Lagewinkel φ des Moduls im kleinen Torusquerschnitt gefunden werden.

Wie aus Abb. 20 zu ersehen ist, bestimmt bei gegebenem Modulradius R_M die Anzahl N_R der Rückführungsrohre die Außenradien R_Z und R_R der Zu- und Rückführungsrohre:



$$R_R = R_M \cdot \frac{\sin \alpha}{1 + \sin \alpha} \quad (23)$$

$$R_Z = R_M \cdot \left(1 - 2 \frac{\sin \alpha}{1 + \sin \alpha}\right) \quad (24)$$

$$\text{mit} \quad \alpha = \frac{\pi}{N_R} \quad (25)$$

Bei vorgegebenem Verhältnis von Wandstärke und Rohrrinnenradius d/r berechnen sich die Innenradien zu

$$r_R = \frac{R_R}{1 + d/r_R} \quad (26)$$

$$r_Z = \frac{R_Z}{1 + d/r_Z} \quad (27)$$

Bezeichnen wir den Massenstrom durch einen Modul mit \dot{m}_M , so gilt für das Zuführungsrohr

$$\dot{m}_Z = \dot{m}_M \quad , \quad (28)$$

für eines der Rückführungsrohre

$$\dot{m}_R = \frac{\dot{m}_M}{N_R} \quad (29)$$

Für die konkrete Rechnung gehen wir davon aus, daß der äußere Modulradius $R_M = 0.4$ m betragen soll. Bei einem diesem Wert entsprechenden Volumen von ca. $0.5 \text{ m}^3/\text{Modul}$ bedeutet diese Annahme etwa eine Anzahl von 120 Modulen pro Segment (bei $N_\psi = 48$) oder 5760 Modulen im gesamten Reaktor. Mit diesen Werten ist die pro Modul abzuführende Leistung mit 0.9 MW und der erforderliche Massenstrom mit $\dot{m}_M = 0.85$ kg/s festgelegt.

In Tab. XII sind die aus diesen Überlegungen resultierenden Rohrradien und Massenströme \dot{m}_R zusammengestellt, wobei für das Verhältnis d/r ein Wert von 0.025 angenommen wurde. Dieser Wert entspricht grob einem Strukturmaterialanteil im Blanket von 5 %. Die Anzahl N_R der Rückführungsrohre wurde von $N_R = 3$ bis $N_R = 12$ variiert.

Tabelle XIII zeigt die Resultate der Druckverlustrechnungen. Es fällt sofort auf, daß die absoluten Zahlenwerte im Vergleich zu den bisher für die verschiedenen Versorgungsvarianten ermittelten Werten sehr niedrig liegen. Dies bedeutet, daß die konstruktive Gestaltung des Moduls, abgesehen von den nicht berechenbaren Strömungen, für die Höhe der MHD-Druckverluste von untergeordneter Bedeutung ist. Erwartungsgemäß fallen die Druckverluste in den Zuführungsrohren mit größer werdender Zahl der Rückführungsrohre ab. Die Druckverluste in den Rückführungsrohren sind bei kleinem N_R erheblich geringer als die in den Zuführungsrohren und zeigen bei $N_R = 4$./ 5 ein schwach ausgeprägtes Minimum.

In Abb. 21 ist die Abhängigkeit des gesamten Moduldruckverlustes Δp_M

$$\Delta p_M = \Delta p_Z + \Delta p_R \quad (30)$$

vom Lagewinkel ψ dargestellt. Man kann daraus erkennen, daß sich die Differenzen zwischen der Torusaußenseite ($\psi = 0^\circ$) und -innenseite ($\psi = 180^\circ$) nicht durch die Wahl von N_R beeinflussen lassen, es sei

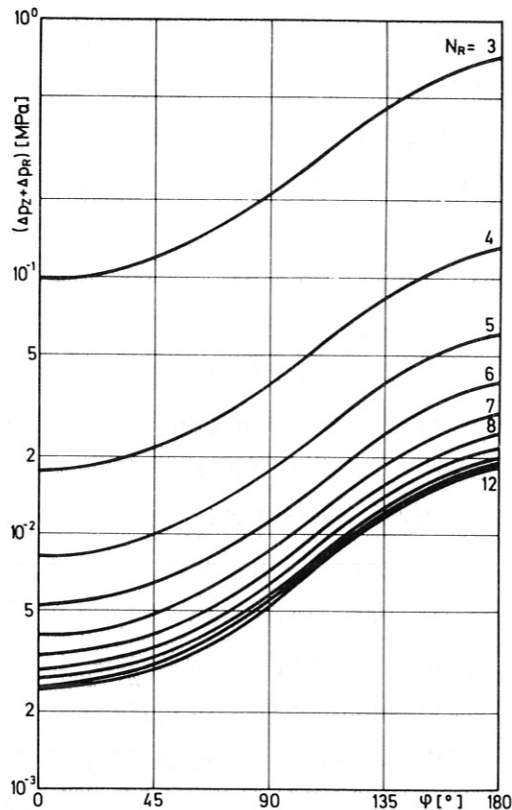


Abb.21 Abhängigkeit des Modul-Druckverlustes vom Lagewinkel am poloidalen Umfang

denn, man wählt unterschiedliche Modultypen an verschiedenen Positionen φ . Die absolute Höhe der Druckverluste variiert hingegen stark mit N_R bis zu etwa $N_R = 6$./ 8. Eine größere Anzahl bringt kaum mehr nennenswerte Vorteile.

Wie eine einfache Überlegung zeigt, bedeutet die Festlegung auf einen Modulradius von $R_M = 0.4$ m keine unzulässige Einschränkung. In Abschnitt 3.1.1. wurde gezeigt, daß

$$\Delta p \sim \frac{\dot{m}}{R_i^2} \quad (31)$$

Die Gleichungen (23), (24), (26) und (27) zeigen nun, daß sämtliche Rohrradien im Modul proportional zum Modulradius R_M sind; also gilt auch für $R_i \cong r_R$ oder r_Z :

$$R_i \sim R_M \quad (32)$$

Da der erforderliche Massenstrom \dot{m}_M proportional zum Modolvolumen, dieses aber bei fester Modullänge proportional zum Quadrat von R_M ist,

$$\dot{m} \sim V_M \sim R_M^2 \quad (33)$$

folgt für den Druckverlust:

$$\Delta p \sim \frac{R_M^2}{R_M^2} \quad (34)$$

und damit keine Abhängigkeit vom Modulradius. Dies wurde im Rahmen dieser Arbeit durch zusätzliche Rechnungen bestätigt.

Für die Auswahl eines Referenzfalles für die weiteren Betrachtungen spielen jedoch noch andere Überlegungen eine Rolle. Aus strukturmechanischen Gründen ist es vorteilhaft, die erste Wand auf möglichst niedriger Temperatur zu halten. Da ein wesentlicher Teil der Wärme im Kühlmittel selbst produziert wird, ist es deshalb von Vorteil, das Volumen und damit den Rohrradius des Zuführungsrohres möglichst klein zu halten. In Abb. 22 ist die Kühlmittelaufheizung bis zum Erreichen der ersten Wand, $\Delta\vartheta_{FW}$, als Bruchteil der gesamten Aufheizspanne, $\Delta\vartheta$,

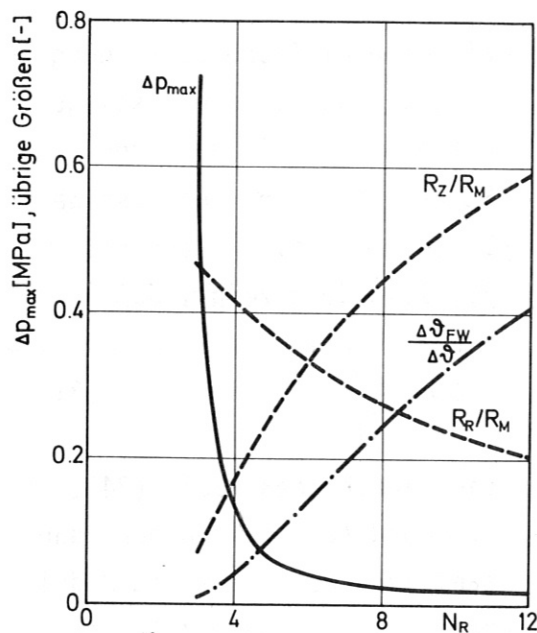


Abb.22 Abhängigkeit des maximalen Modul-Druckverlustes Δp_{max} der Radienverhältnisse \max von Zuführungsrohr R_Z bzw. Rückführungsrohr R_R und Modul R_M und des relativen Temperaturanstiegs $\frac{\Delta\vartheta_{FW}}{\Delta\vartheta}$ im Zuführungsrohr von der Anzahl N_R der Rückführungsrohre

in Abhängigkeit von N_R dargestellt. Daneben ist die Kurve für Δp_M in der ungünstigsten Winkellage ($\varphi = 180^\circ$) eingezeichnet. Aus dem Verlauf der Kurven kann man schließen, daß eine Wahl von $N_R = 5 - 6$ zu annehmbaren Resultaten unter Berücksichtigung beider Kriterien führt. Aus fertigungstechnischen Gründen ist dabei dem Wert $N_R = 6$ u.U. der Vorzug zu geben, da in diesem Fall, wie Abb. 25 weiterhin zeigt, die Zuführungs- und Rückführungsrohre gleiche Abmessungen haben. Die Kühlmittelaufheizung bis zur ersten Wand beträgt dabei 14 % der Aufheizspanne, für unsere konkreten Annahmen (Tab. I) somit $35^\circ C$. Der Druckverlust für diesen Fall in der ungünstigsten Winkellage ($\varphi = 180^\circ$) beträgt ca. 0.04 MPa.

3.4 Druckverluste bei Feldein- bzw. -austritt

In diesem Abschnitt wird untersucht, welche zusätzlichen Druckverluste dadurch entstehen, daß das Kühlmittel aus einem magnetfeldfreien Raum in das durch das Spulensystem des Reaktors erzeugte Magnetfeld ein- bzw. aus ihm austritt. Da zwischen den Spulen kein bezüglich der Spulenchse rein tangenciales Magnetfeld besteht, sondern die Feldlinien sich ausbeulen (Ripple), ist für eine reale Spulenkongfiguration nicht mit einer Magnetfeldänderung nach einer Sprungfunktion zu rechnen. In dieser Arbeit wird ein linearer Feldverlauf angenommen, wobei der Betrag der magnetischen Induktion vom Wert $B = 0$ am Rohranfang auf den Wert $B = B_2$ am Ende des Rohres der Länge L ansteigt.

3.4.1 Einfluß der Feldanstiegslänge

In einer ersten Untersuchung wurden die Druckverluste in Abhängigkeit von der Rohrlänge L bestimmt. Dabei wurde angenommen, daß das Rohr (seine übrigen Daten entsprechend dem Referenzfall) in der Mittelebene des Torus und an dessen Außenseite liegt, und den gesamten Segmentmassenstrom \dot{M}_ψ trägt. Dieser Fall ist relevant für das Poloidal-Konzept der Kühlmittelversorgung.

Die radiale Koordinate des Rohrendes, R_2 , wird dabei gemäß der Beziehung

$$R_2 = r_w + t_B + t_{SH} \quad (35)$$

$$R_2 = 7.25 \text{ m}$$

gesetzt, die des Rohranfangs R_1 ergibt sich dann zu

$$R_1 = R_2 + L. \quad (36)$$

Entsprechend der $1/R$ -Abhängigkeit des Magnetfeldes in toroidaler Geometrie errechnet sich die magnetische Induktion am Rohrende nach der Gleichung

$$B_2 = \frac{B_0 \cdot R_T}{R_2} \quad (37)$$

zu $B_2 = 2.27 \text{ T}$.

Die Ergebnisse dieser Rechnungen sind in Tab. XIV zusammengefaßt und in Abb. 23 graphisch dargestellt. Für größere Rohrlängen ergibt sich danach

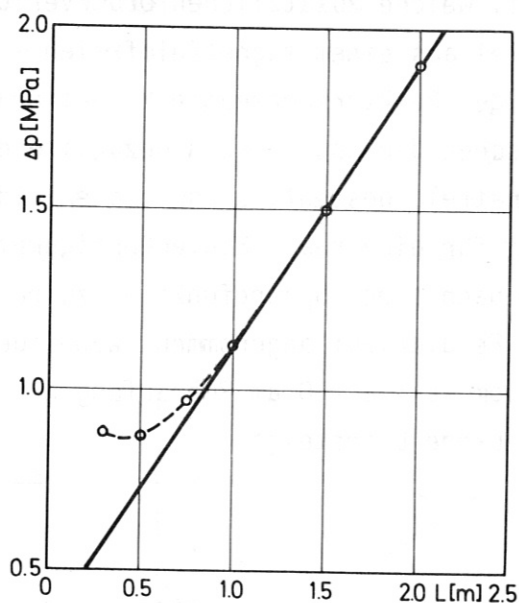


Abb.23 Abhängigkeit der Feldein- bzw. -austrittsverluste von der Feldausstieglänge

eine lineare Abhängigkeit der Druckverluste von der Rohrlänge. Dies entspricht genau den Schlußfolgerungen, zu denen G. Trommer /5/ auf Grund theoretischer Überlegungen zu dem Spezialfall der Existenz hoher Hartmannzahlen und hoher Wandleitfähigkeitsverhältnisse gekommen ist. Beide Bedingungen sind beim vorliegenden Problem erfüllt. Die Tatsache, daß die numerischen Ergebnisse bei kurzen Rohrlängen von diesem Verhalten abweichen, ist auf die Verletzung des Gültigkeitsbereichs für das numerische Verfahren zurückzuführen, wonach der Rohr-

radius klein gegenüber der Rohrlänge sein soll.

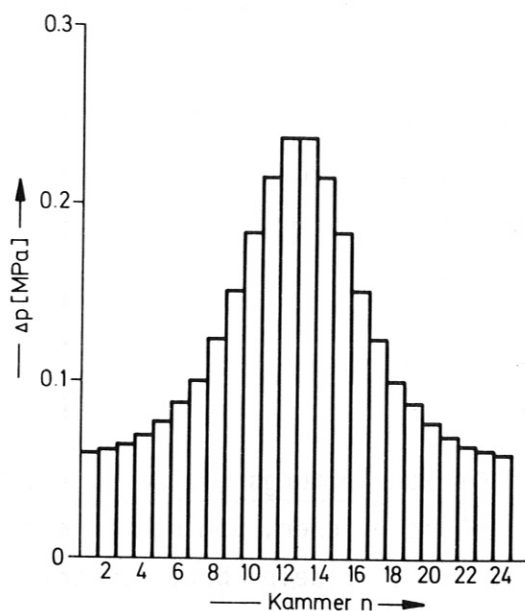
Die hier ermittelten Resultate stehen im Widerspruch zu denen, die M.A. Hoffman und G.A. Carlson /2/ für Rohre mit rechteckigem Querschnitt gefunden haben, wobei zwei Wände als leitend und zwei als nicht leitend angenommen wurden. Nach diesen Ergebnissen wird der Druckverlust um so geringer, je schwächer der Feldgradient über die Rohrlänge ist. Ob die Existenz eines Paares isolierender Wände für diese Diskrepanz verantwortlich ist, bleibt zu klären.

3.4.2 Einfluß des Lagewinkels

Während beim Poloidal-Konzept der Feldein- bzw. -austritt für den gesamten Segmentmassenstrom an einer Stelle erfolgt, verteilt er sich beim Radial-Konzept auf mehrere Stellen am kleinen Umfang. Mit dem Lagewinkel φ des Einspeiserohres ändert sich nicht nur der Massenstrom m_n , sondern auch die Höhe des Magnetfeldes B_2 am Rohrende R_2 :

$$B_2(\varphi) = \frac{B_0 \cdot R_T}{R_T + (r_W + t_B + t_S) \cdot \cos \varphi} \quad (38)$$

Setzt man diese Abhängigkeit, sowie die Daten für das Referenzrohr mit der Länge $L = 0.75$ m voraus, so ergeben sich für die Ein- und Austrittsdruckverluste die Werte, die in Tab. XV zusammengestellt und in Abb. 24 graphisch dargestellt sind.



Erwartungsgemäß ergibt sich hier ein Verlauf der Druckverluste, der völlig äquivalent dem ist, der für den Fall des Durchdringens der Abschirmung gefunden wurde (s. Abb. 8).

Abb. 24 Ein- bzw. Austrittsverluste in den radialen Zuleitungen zu den einzelnen Kammern

4. Druckverluste und Pumpleistung im Gesamtkreislauf

Die in Abschnitt 3 zusammengestellten Ergebnisse für die Druckverluste in den einzelnen, eingangs definierten Bereichen und Rohrelementen werden nun dazu verwendet, Druckverlust und Pumpleistung im gesamten Kühlkreislauf eines einzelnen Segmentes zu ermitteln. Für alle betrachteten Versorgungskonzepte werden dabei die in Tab. XVI zusammengefaßten einheitlichen Annahmen getroffen.

Zur Unterscheidung der einzelnen Druckverluste führen wir die folgenden Bezeichnungen ein:

Δp_{FE}	Druckverlust beim Feldeintritt
Δp_{FA}	Druckverlust beim Feldaustritt
Δp_{AE}	Druckverlust bei Durchdringung der Abschirmung auf der Eintrittsseite
Δp_{AA}	Druckverlust bei Durchdringung der Abschirmung auf der Austrittsseite
Δp_{BM}	Druckverlust im Blanket-Modul
Δp_{EV}	Druckverlust im Eintritts-Verteiler
Δp_{AS}	Druckverlust in der Austritts-Sammelleitung
Δp_D	Drosselverluste
Δp_Z	andere Druckdifferenzen

4.1 Radial-Konzept

Für das Radial-Konzept ergibt sich ein Rohrleitungsschaltplan wie in Abb.25 dargestellt. Die gestrichelten Linien umschließen, von innen nach außen, die Bereiche "Blanket", "Abschirmung" und "Feldein- bzw. -austritt". Die innerhalb des Bereichs "Blanket" liegenden 24 Kammern werden als parallel geschaltet angenommen. Es wird weiterhin davon ausgegangen, daß die einzelnen Moduln innerhalb einer Kammer ebenfalls parallel geschaltet sind und, wie oben bereits erwähnt, bei der Verteilung bzw. Sammlung des Massenstroms einer Kammer auf die bzw. von den einzelnen Moduln keine zusätzlichen Druckverluste auftreten.

Da beim Radial-Konzept Eintritts-Verteiler und Austritts-Sammelleitung außerhalb des Magnetfeldes liegen und, nach Voraussetzung, rein hydrodynamische Druckverluste unberücksichtigt bleiben sollen, gilt

$$\Delta p_{EV} = \Delta p_{AS} = 0 \quad (39)$$

Für jeden der $n = 24$ parallelen Stränge zwischen Eintritts-Verteiler und Austritts-Sammelleitung ergibt sich dann der Gesamtdruckverlust Δp_n aus der Summe von 5 Anteilen:

$$\Delta p_n = \Delta p_{FE} + \Delta p_{AE} + \Delta p_{BM} + \Delta p_{AA} + \Delta p_{FA} \quad (40)$$

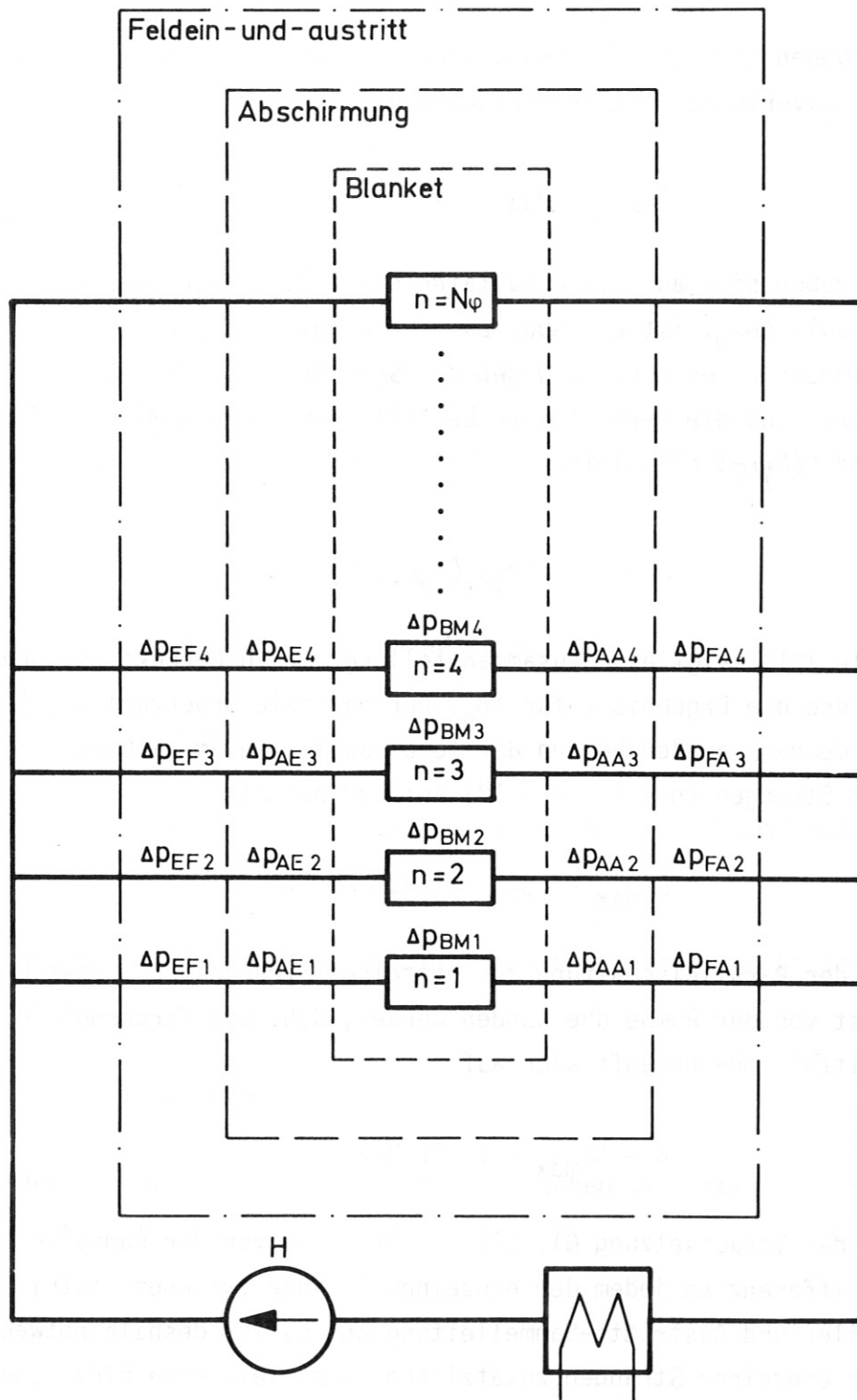


Abb.25 Rohrleitungs-Schaltplan für das Radial-Konzept

Die Druckverluste bei Feldein- und -austritt sind identisch,

$$\Delta p_{FE} = \Delta p_{FA} \quad , \quad (41)$$

und ergeben sich aus den Resultaten der Tab. XV. Ebenso identisch sind die Druckverluste bei Durchdringung der Abschirmung,

$$\Delta p_{AE} = \Delta p_{AA} \quad ; \quad (42)$$

sie ergeben sich aus den Resultaten der Tab. V. Der Druckverlust im Blanket-Modul, Δp_{BM} , ist aus Abb. 24 in Abhängigkeit von der Winkellage der Kammern zu entnehmen. Wegen der Symmetrie zur Mittelebene des Reaktors sind die Verhältnisse betreffs der Kammern mit den Indices "n" und "(N φ +1-n)" gleich:

$$\Delta p_{BM,n} = \Delta p_{BM,(N\varphi+1-n)} \quad . \quad (43)$$

Tabelle XVII zeigt eine Zusammenstellung der zu berücksichtigenden Daten und die Ergebnisse für Δp_n . Der maximale Druckverlust, Δp_{max} , tritt demnach an den beiden der Torushauptachse am nächsten liegenden Strängen (n = 12, n = 13) auf und beträgt

$$\Delta p_{max} = \Delta p_{12} = 1.538 \text{ MPa} \quad .$$

Wegen der Parallelschaltung der einzelnen Stränge muß dieser Druckverlust von der Pumpe überwunden werden, d.h. die Förderhöhe H der Kühlmittelpumpe beläuft sich auf

$$H = \Delta p_{max} = 1.538 \text{ MPa}$$

Wegen der Voraussetzung Gl. (39) steht diese von der Pumpe erzeugte Druckdifferenz an jedem der einzelnen Stränge zwischen Eintritts-Verteiler und Austritts-Sammelleitung an. Es ist deshalb notwendig, in den einzelnen Strängen zusätzliche Drosselelemente einzubauen, da sonst in Strängen, für welche $\Delta p_n < \Delta p_{max}$ gilt, sich ein zu hoher

Massendurchsatz einstellen würde. Die notwendigen Drosselverluste Δp_D ergeben sich aus der Beziehung

$$\Delta p_{D,n} = \Delta p_{\max} - \Delta p_n \quad (44)$$

Mit der Förderhöhe H der Pumpe und dem Segmentmassenstrom \dot{M}_ψ ergibt sich die erforderliche zu installierende Pumpleistung P_p für ein Segment aus der Beziehung

$$P_p = \frac{1}{\eta_p} \cdot \frac{H \cdot \dot{M}_\psi}{\rho_{Li}} \quad (45)$$

Mit H in [MPa], \dot{M}_ψ in [kg/s] und der Dichte des Lithiums ρ_{Li} in [kg/m³] folgt P_p aus dieser Gleichung in [MW]. Setzen wir für ρ_{Li} die Dichte bei der unteren Kreislauf­temperatur (275° C) mit

$$\rho_{Li} (275^\circ \text{ C}) = 500 \text{ kg/m}^3$$

und den gesamten Pumpenwirkungsgrad η_p mit

$$\eta_p = 0.66$$

an, so ergibt sich für dieses Konzept eine Pumpenantriebsleistung von

$$P_p = 0.474 \text{ MW.}$$

Dies entspricht einem Anteil an der aus dem Segment abgeführten Wärmeleistung von

$$P_p/P_{th} = 0.438 \%$$

Unter Voraussetzung eines gesamten thermischen Wirkungsgrades η_{th} des Kraftwerkes von

$$\eta_{th} = 0.3$$

ergibt sich ein Anteil an der erzeugten elektrischen Leistung von

$$P_p/P_{el} = 1.46 \%$$

4.2 Poloidal-Konzept

Im Gegensatz zum Radial-Konzept gilt beim Poloidal-Konzept

$$\Delta p_{EV} \neq 0 \quad (46)$$

$$\Delta p_{AS} \neq 0 \quad (47)$$

Inwieweit sich diese Druckverluste in der notwendigen Förderhöhe H der Pumpe niederschlagen, hängt u.a. auch davon ab, wie die Kühlmittelführung in den Verteiler- bzw. Sammelleitungen erfolgt. Im Prinzip bestehen die beiden Möglichkeiten einer gegensinnigen und gleichsinnigen Strömungsrichtung, die im folgenden beide betrachtet werden.

4.2.1 Vollständig_umlau_fende_Ringleitungen_bei_gegensinniger_Durchströmung_

Den Rohrleitungsschaltplan für dieses Konzept zeigt Abb. 26. Der gesamte Segmentmassenstrom \dot{M}_ψ wird zunächst in den innerhalb des Feldes liegenden Eintritts-Verteiler eingespeist, wobei die Druckverluste Δp_{FE} und Δp_{AE} auftreten. Gemäß den Berechnungen in Abschn. 3.4 (Tab. XIV) bzw. Abschn. 3.1.1. (Tab. III) ergeben sich diese Druckverluste zu

$$\Delta p_{FE} = 0.97 \text{ MPa}$$

$$\Delta p_{AE} = 2.18 \text{ MPa}$$

Um das Kühlmittel bis zu der am weitesten vom Einspeiseort entfernten Kammer $n = 24$ zu fördern, muß zusätzlich die Druckdifferenz Δp_{EV} im Eintrittsverteiler aufgebracht werden, die sich als Summe über die Druckverluste sämtlicher Rohrelemente j ergibt:

$$\Delta p_{EV} = \sum_{j=1}^{24} \Delta p_j \quad (48)$$

Mit den Resultaten der Tab. VI ergibt sich dafür ein Wert von

$$\Delta p_{EV} = 220.98 \text{ MPa.}$$

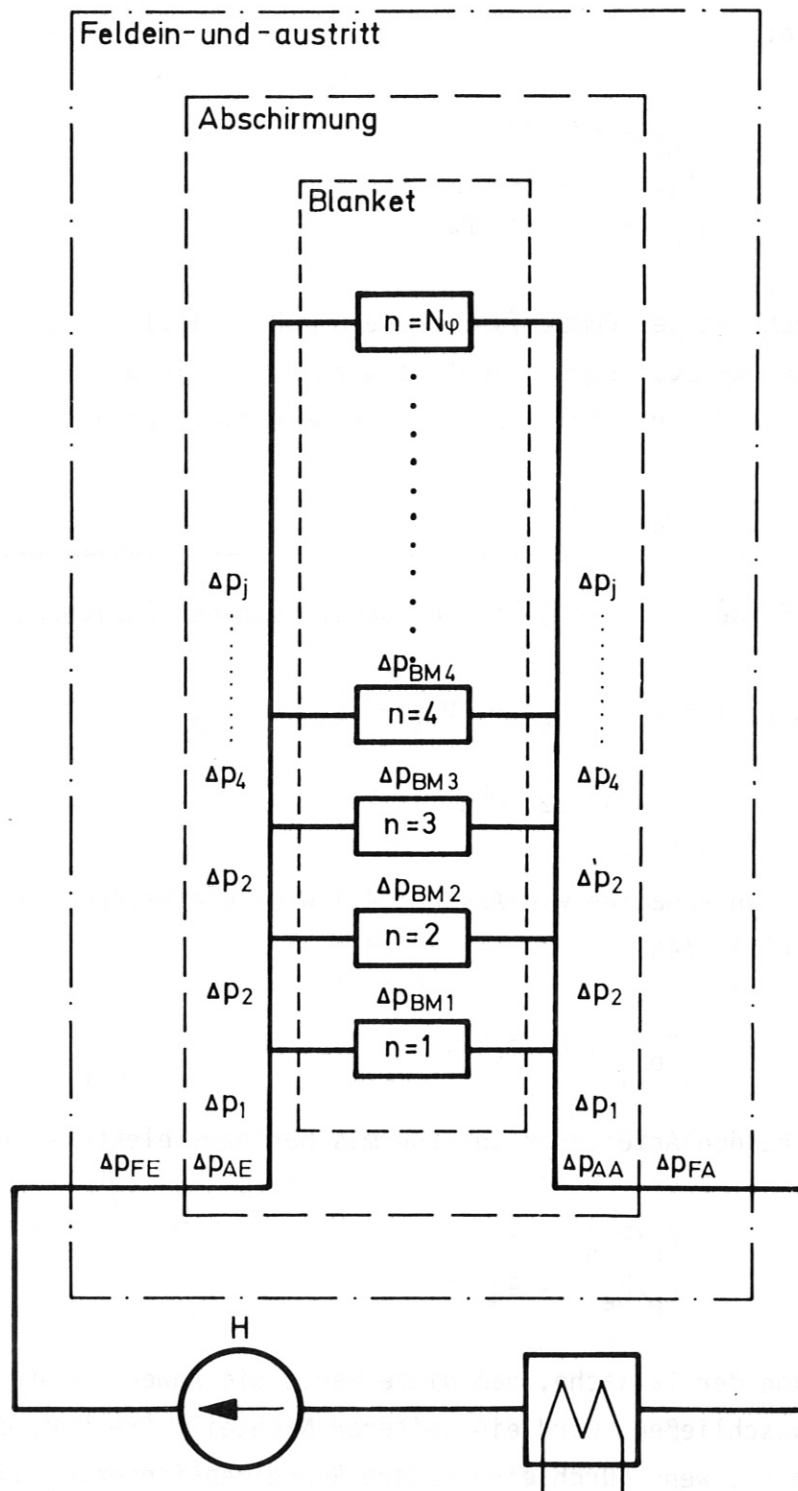


Abb.26 Rohrleitungsschaltplan für das Poloidal-Konzept mit gegenseitiger Rückleitung

Dieselben Druckverluste sind ein zweites Mal auf der Austrittsseite zu überwinden:

$$\begin{aligned}\Delta p_{AS} &= 220.98 \text{ MPa} \\ \Delta p_{AA} &= 2.18 \text{ MPa} \\ \Delta p_{FA} &= 0.97 \text{ MPa}\end{aligned}$$

Bei der Berechnung der Pumpenförderhöhe H muß zusätzlich der Druckverlust Δp_{BM} im Blanket-Modul berücksichtigt werden, der in diesem Konzept allerdings kaum eine Rolle spielt. Er wird deshalb hier vernachlässigt:

$$\Delta p_{BM} = 0. \quad (49)$$

Die gesamte Förderhöhe H ergibt sich somit nach der Beziehung

$$H = \Delta p_{FE} + \Delta p_{AE} + \Delta p_{EV} + \Delta p_{AS} + \Delta p_{AA} + \Delta p_{FA} \quad (50)$$

zu $H = 448.26 \text{ MPa}$.

Mit den gleichen Annahmen wie Abschn. 4.1 wird die erforderliche Pumpenleistung nach Gl. (45)

$$P_p = 138.15 \text{ MW},$$

die entsprechenden Anteile an der thermischen bzw. elektrischen Leistung

$$\begin{aligned}P_p/P_{th} &= 128 \% \\ P_p/P_{el} &= 426 \%\end{aligned}$$

Abgesehen von der Tatsache, daß diese Werte die Anwendung dieses Konzeptes ausschließen, wird ein weiterer Nachteil offenbar, der auch bestehen bleibt, wenn durch eine andere Rohrdimensionierung günstigere Werte erreicht werden sollten. Die gegensinnige Rückführung des Kühlmittels hat zur Folge, daß an sämtlichen Kammern (mit Ausnahme der am weitesten vom Einspeiseort entfernt liegenden) Drossелеlemente vorgesehen werden müßten, welche eine erhebliche Druckdifferenz erzeugen. Insbesondere in den dem Einspeiseort am nächsten liegenden Kammern erreichen die notwendigen Drosselverluste die Größenordnung der Pumpenförderhöhe.

4.2.2 Vollständig umlaufende Ringleitungen bei gleichsinniger Durchströmung

Der gleichsinnigen Durchströmung von Eintrittsverteiler und Austritts-Sammelleitung entspricht ein Rohrleitungsschaltplan, wie in Abb. 27 dargestellt. Diese Version hat den Vorzug, wie gezeigt werden wird, daß die Pumpenförderhöhe H und damit die Pumpleistung P_p wesentlich geringer werden als bei der gegensinnigen Durchströmung.

Auf der Eintrittsseite hat sich gegenüber dem vorigen Konzept nichts geändert. Um das Kühlmittel bis zur am weitesten vom Einspeiseort entfernt liegenden Kammer zu fördern, muß eine Druckdifferenz H_E von

$$H_E = \Delta p_{FE} + \Delta p_{AA} + \Delta p_{EV} \quad (51)$$

aufgebracht werden, die sich mit den in Abschn. 4.2.1 angegebenen Zahlenwerten zu

$$H_E = 224.13 \text{ MPa}$$

errechnet. Die gleiche Druckdifferenz ist auf der Austrittsseite zu überwinden, wobei jedoch - im Gegensatz zur gegensinnigen Durchströmung - der höchste Druck hinter der Kammer 1, der niedrigste hinter der Kammer 24 ansteht. Somit fällt das Druckniveau sowohl auf der Eintrittsseite als auch auf der Austrittsseite kontinuierlich ab.

Ob die Druckdifferenz H_E ausreicht, um den Kühlkreislauf zu betreiben, muß noch festgestellt werden. Zu diesem Zwecke berechnen wir die Absolutdrucke p_{En} und p_{An} auf der Eintritts- und Austrittsseite jeder einzelnen Kammer. Für die Eintrittsseite gilt:

$$p_{En} = H_E - \Delta p_{FE} - \Delta p_{AA} - \sum_{j=1}^n \Delta p_j \quad (52)$$

Für die Austrittsseite gilt aus Symmetriegründen

$$p_{An} = H_E - \sum_{j=1}^{n-1} \Delta p_{25-j} \quad (54)$$

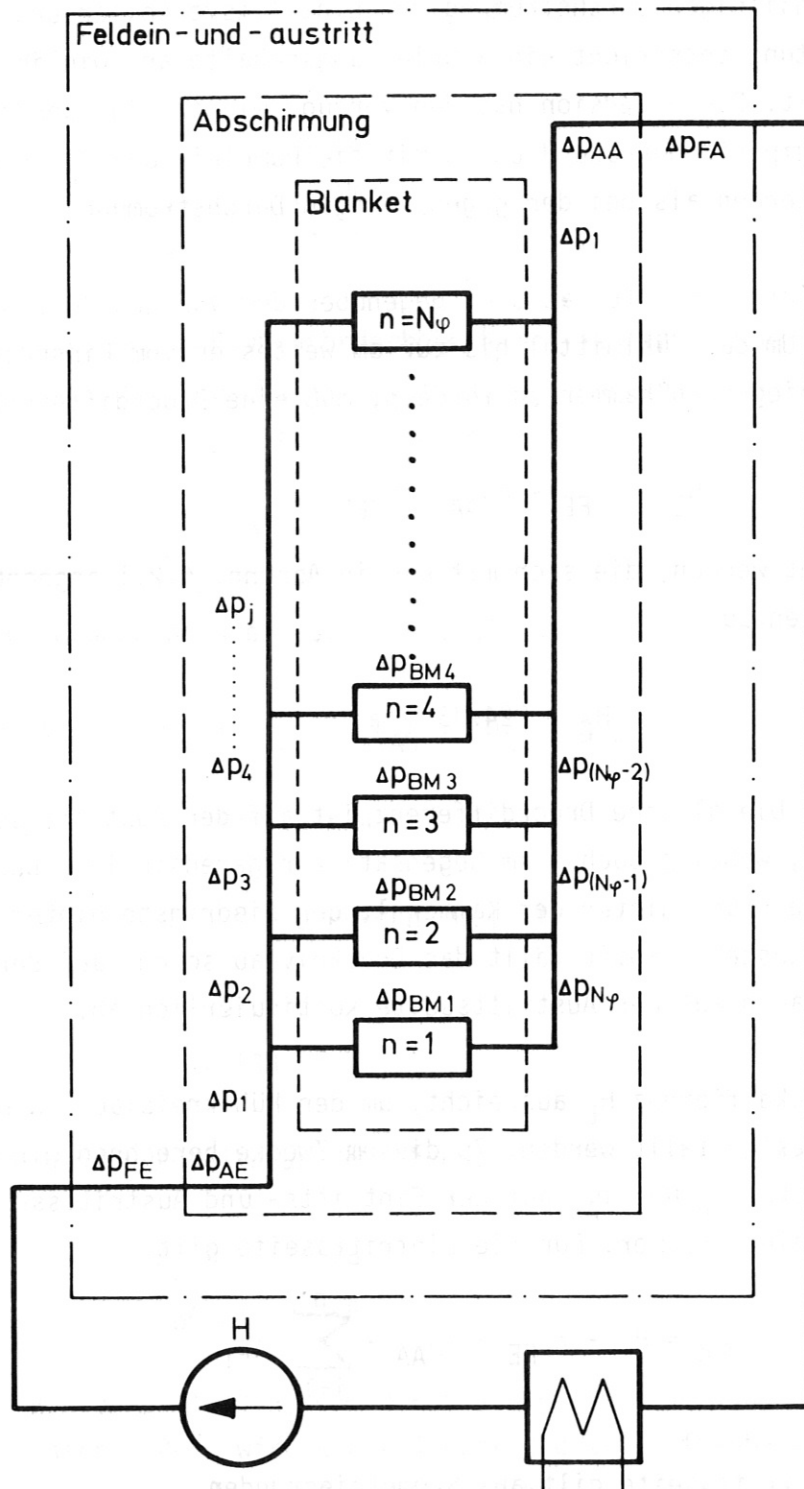


Abb. 27 Rohrleitungsschaltplan für das Poloidal-Konzept mit gleichsinniger Rückleitung

Mit den Zahlenwerten für Δp_j gemäß Tab. VI erhalten wir die in Tab. XVIII zusammengestellten Ergebnisse. Es zeigt sich, daß unter Voraussetzung einer aufzubringenden Druckdifferenz H_E durch die Pumpe die Absolutdrucke p_{An} auf der Austrittsseite der Kammern höher werden als die Drucke p_{En} auf der Eintrittsseite. Dies darf nicht sein, da sonst die Strömung in den Modulen in umgekehrter Richtung erfolgen würde. Um die gewünschte Strömungsrichtung sicherzustellen, muß deshalb der Absolutdruck vor jeder Kammer um einen Betrag Δp_{zn} angehoben werden, der die errechnete Differenz der Absolutdrucke $p_{En} - p_{An}$ und den Druckverlust p_{BM} des Blanketmoduls ausgleicht:

$$\Delta p_{zn} = p_{An} - p_{En} + p_{BM} \quad (54)$$

Die Werte für Δp_{BM} und Δp_{zn} sind ebenfalls in Tab. XVIII angegeben.

In der praktischen Ausführung wird man jedoch eine Pumpe einsetzen, deren Förderhöhe H durch

$$H = H_E + \Delta p_{zn,max}$$

gegeben ist, und die Massendurchsätze durch die restlichen Kammern durch den Einbau geeigneter Drosselelemente einstellen. Mit

$$\Delta p_{zn,max} = 49.59 \text{ MPa}$$

gem. Tab. XVIII resultiert aus diesen Überlegungen nunmehr eine endgültige Förderhöhe H von

$$H = 273.72 \text{ MPa}$$

Mit diesem Wert werden die erforderliche Pumpleistung

$$P_p = 84.36 \text{ MW},$$

sowie die Verhältnisse von Pumpleistung und thermischer, bzw. elektrischer Leistung

$$P_p/P_{th} = 78.1 \%$$

$$P_p/P_{el} = 260 \%$$

Auch diese Werte sind noch prohibitiv für die Anwendung dieses Konzepts, lassen jedoch bereits eine deutliche Verminderung in den Anforderungen erkennen. Dies zeigt sich auch bei den ggf. erforderlichen Drosselverlusten.

4.2.3 Halb umlaufende Ringleitungen bei gegenseitiger Durchströmung

Der Rohrleitungsschaltplan für diese Variante gleicht im Prinzip dem der vollständig umlaufenden Ringleitung (Abb. 26) und kann rechnerisch ebenso wie dieser behandelt werden. Der Unterschied besteht darin, daß nur 12 Kammern zu berücksichtigen sind und nur der halbe Segmentmassenstrom $\dot{M}_\psi/2$ für die Druckverluste maßgebend ist.

Die Feldeintrittsverluste Δp_{FE} und die, welche beim Durchdringen der Abschirmung auftreten, Δp_{AE} , folgen aus den entsprechenden Werten für die vollständig umlaufende Ringleitung unter Anwendung von Gl.(1) zu

$$\Delta p_{FE} = 0.49 \text{ MPa}$$

$$\Delta p_{AE} = 1.09 \text{ MPa.}$$

Die Verluste im Eintritts-Verteiler, Δp_{EV} , ergeben sich aus der Beziehung

$$\Delta p_{EV} = \sum_{j=1}^{12} \Delta p_j \quad (56)$$

Unter Zugrundelegung der Werte für Δp_j , die für diesen Fall in Tab. VII zusammengefaßt sind, ergibt sich für Δp_{EV} :

$$\Delta p_{EV} = 23.23 \text{ MPa.}$$

Da bei der gegenseitigen Rückführung des Kühlmittels der Ort des Feldeintritts an der gleichen Stelle liegt wie der des Feldeintritts, ergeben sich für die Druckverluste auf der Austrittsseite die gleichen Werte:

$$\Delta p_{AS} = \Delta p_{EV} = 23.23 \text{ MPa}$$

$$\Delta p_{AA} = \Delta p_{AE} = 1.09 \text{ MPa}$$

$$\Delta p_{FA} = \Delta p_{FE} = 0.49 \text{ MPa.}$$

Unter Hinzurechnung des maximalen Modulverlustes $\Delta p_{BM,max}$

$$\Delta p_{BM,max} = 0.038 \text{ MPa}$$

wird die gesamte notwendige Förderhöhe der Pumpe H , gem. der Beziehung

$$H = \Delta p_{FE} + \Delta p_{AE} + \Delta p_{EV} + \Delta p_{BM} + \Delta p_{AS} + \Delta p_{AA} + \Delta p_{FA} \quad (57)$$

$$H = 49.66 \text{ MPa.}$$

Für die restlichen Größen von Interesse ergibt sich (für das gesamte Segment)

$$P_p = 15.30 \text{ MW}$$

$$P_p/P_{th} = 14.2 \%$$

$$P_p/P_{el} = 47.2 \%$$

4.2.4 Halb umlaufende Ringleitungen bei gleichsinniger Durchströmung

Bei der gleichsinnigen Rückführung des Kühlmittels ändert sich auf der Eintrittsseite nichts gegenüber dem vorher behandelten Fall. Wir erhalten auch hier

$$\Delta p_{FE} = 0.49 \text{ MPa}$$

$$\Delta p_{AE} = 1.09 \text{ MPa}$$

$$\Delta p_{EV} = 23.23 \text{ MPa.}$$

Auf der Austrittsseite liegen dagegen die gleichen Verhältnisse vor, wie wenn das Kühlmittel an der Torusinnenseite eingespeist und dann nach der Außenseite geführt wird. Dieser Fall wurde auch in Abschn. 3 behandelt.

Die Verluste in der Austritts-Sammelleitung, Δp_{AS} , ergeben sich aus den Werten der Tab. VIII zu

$$\Delta p_{AS} = 87.41 \text{ MPa.}$$

Für die Durchdringung der Abschirmung wird gemäß der Berechnungen in Abschn. 3.1.1. und unter Berücksichtigung von Gl. (1) der Druckverlust

Δp_{AA}

$$\Delta p_{AA} = 11.56 \text{ MPa.}$$

Der Austrittsverlust, Δp_{FA} , ergibt sich unter Verwendung der in Tab. XV für das Radial-Konzept zusammengestellten Werte und Berücksichtigung von Gl. (1) zu

$$\Delta p_{FA} = 5.55 \text{ MPa.}$$

Mit diesen Zahlen erhalten wir eine auf der Eintrittsseite aufzubringende Druckdifferenz H_E ,

$$H_E = \Delta p_{FE} + \Delta p_{AE} + \Delta p_{EV} , \quad (58)$$

von $H_E = 24.81 \text{ MPa,}$

auf der Austrittsseite eine solche von H_A ,

$$H_A = \Delta p_{AS} + \Delta p_{AA} + \Delta p_{FA} , \quad (59)$$

$$H_A = 104.52 \text{ MPa.}$$

Wie im Falle der vollständig umlaufenden Ringleitung erhalten wir die zusätzlich aufzubringende Druckdifferenz Δp_Z aus einer Betrachtung der Absolutdrucke p_{En} und p_{An} vor und hinter einer jeden Kammer. Diese Betrachtung, in Tab. XIX ausgeführt, führt zu einem $\Delta p_{Zn,max}$ von

$$\Delta p_{Zn,max} = 87.32 \text{ MPa.}$$

Damit wird die notwendige Pumpenförderhöhe

$$H = 112.13 \text{ MPa.}$$

Für das gesamte Segment folgen daraus weiterhin

$$P_p = 34.56 \text{ MW}$$

$$P_p/P_{th} = 32 \%$$

$$P_p/P_{e1} = 107 \%$$

4.2.5. Individuelle Ringleitungen

Der für dieses Konzept gültige Rohrleitungsschaltplan ist aus Abb. 28 ersichtlich. Der gesamte Segmentmassenstrom \dot{M}_ψ wird von der Torusaußenseite her eingespeist und mit Hilfe von parallel zum Magnetfeld liegenden (d.h. verlustfreien) Verteilern auf individuelle Ringleitungen verteilt, die in poloidaler Richtung zu den einzelnen Kammern führen. Auf dem umgekehrten Weg wird das Kühlmittel wieder zu den Austrittssammlern zurückgeführt.

Feldein- und -austrittsverluste, Δp_{FE} und Δp_{FA} , sind identisch und entsprechen denen der vollständig umlaufenden Ringleitung:

$$\Delta p_{FE} = \Delta p_{FA} = 0.97 \text{ MPa.}$$

Das gleiche gilt für die Verluste bei Durchdringung der Abschirmung, Δp_{AE} und Δp_{AA} :

$$\Delta p_{AE} = \Delta p_{AA} = 2.18 \text{ MPa.}$$

Wegen der Parallelschaltung der einzelnen Kammern ist für die Pumpenförderhöhe H der Maximalwert der Verteiler- bzw. Sammelleitungsverluste maßgebend, die ebenfalls identisch sind. Aus den in Tab. IX zusammengestellten Resultaten ergibt sich dieser zu

$$\Delta p_{EV} = \Delta p_{AS} = 4.45 \text{ MPa.}$$

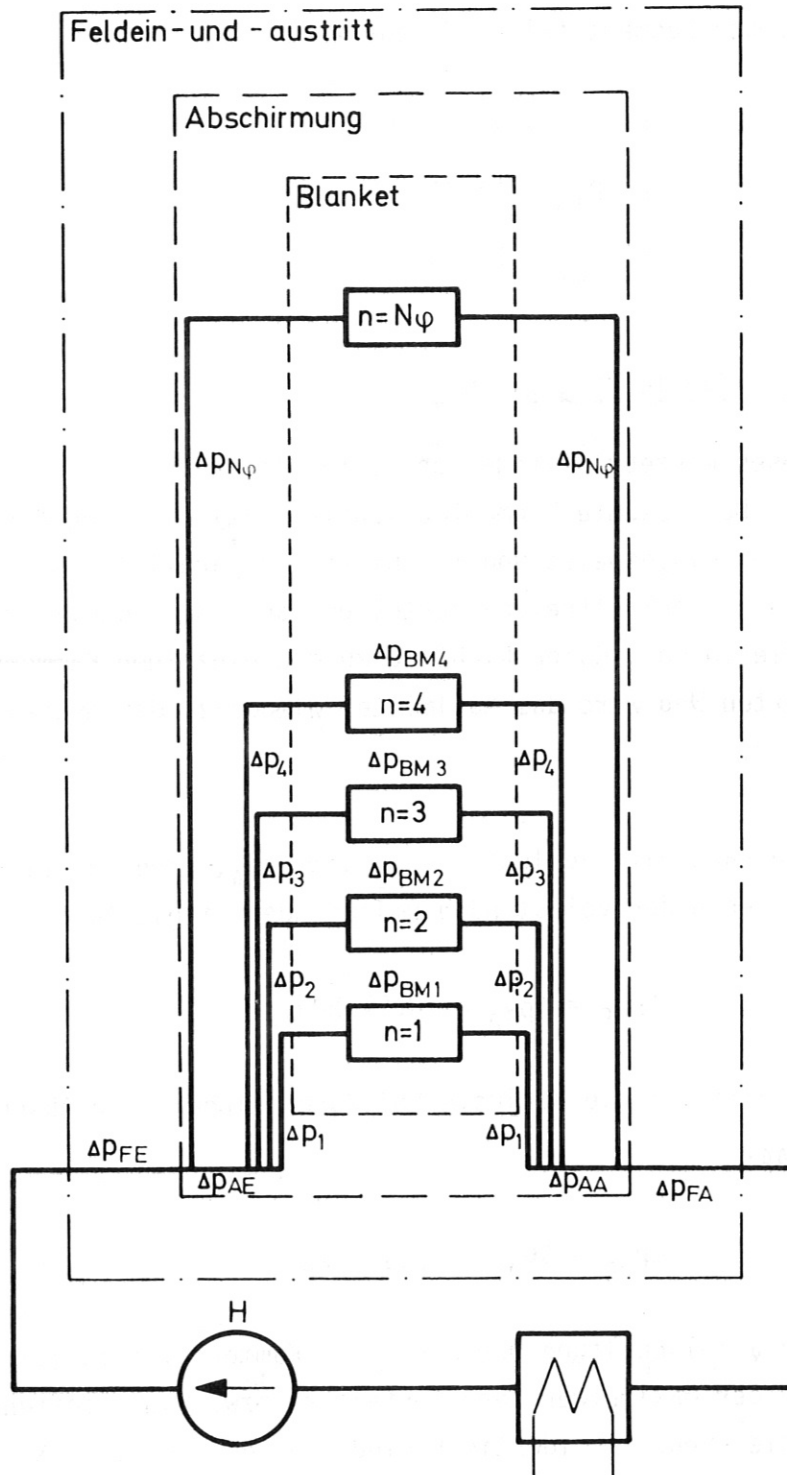


Abb.28 Rohrleitungsschaltplan für das Poloidal-Konzept mit individuellen Ringleitungen

Zusammen mit dem maximalen Modulverlust von

$$\Delta p_{BM} = 0.038 \text{ MPa}$$

ergibt sich für dieses Konzept eine notwendige Pumpenförderhöhe H von

$$H = 15.24 \text{ MPa.}$$

Hieraus resultiert eine Pumpleistung von

$$P_p = 4.70 \text{ MW.}$$

Die auf die thermische bzw. elektrische Leistung bezogene Pumpleistung beläuft sich damit auf

$$P_p/P_{th} = 4.35 \%$$

$$P_p/P_{el} = 14.5 \%$$

Auch in diesem Konzept sind Drosselemente in den verschiedenen Zuleitungen erforderlich.

5. Beurteilung der verschiedenen Konzepte

In Tab. XX sind die wesentlichen Ergebnisse für die verschiedenen Konzepte und Varianten der Kühlmittelversorgung nochmals zusammengestellt. Nimmt man diese Ergebnisse kritiklos zur Kenntnis, so ergeben sich eindeutige Präferenzen:

- Das Radial-Konzept ist allen anderen überlegen.
- An zweiter Stelle folgt das Konzept der individuellen Ringleitungen.
- An dritter Stelle liegt das Konzept der halb umlaufenden Ringleitung mit gegensinniger Rückführung.

Darüber hinaus kann man die folgenden weiteren Schlußfolgerungen ziehen:

- Bei dem Konzept der vollständig umlaufenden Ringleitung ist die gleichsinnige Rückführung der gegensinnigen Rückführung überlegen.
- Bei dem Konzept der halb umlaufenden Ringleitung ist die gegensinnige der gleichsinnigen Rückführung vorzuziehen.
- Die Konzepte der vollständig umlaufenden Ringleitung und das der halb umlaufenden Ringleitung mit gleichsinniger Rückführung scheiden aus, weil hier die Pumpleistung höher wird als die erzeugte elektrische Leistung.

Diese Art der Beurteilung ist allerdings vordergründig, da sie die Voraussetzungen außer Acht läßt, unter denen die Ergebnisse zustande gekommen sind. Es soll deshalb im folgenden eine eingehendere Diskussion der Konzepte erfolgen und ihr Potential unter Einbeziehung weiterer Argumente ausgelotet werden.

5.1 Gültigkeit der Voraussetzungen

Den Berechnungen in Abschn. 4 lagen im wesentlichen zwei allen Konzepten gemeinsame Voraussetzungen zugrunde, die bei einer Beurteilung der Ergebnisse mit zu diskutieren sind:

- Für sämtliche Konzepte wurde angenommen, daß der Querschnitt aller Rohre gleich ist. Es ist leicht einzusehen, daß gerade hinsichtlich der Rohrdimensionen bei den verschiedenen Konzepten zu differenzieren ist. So erlauben z.B. die Konzepte der vollständig und halb umlaufenden Ringleitungen größere Rohrdurchmesser als das durch eine Mehrzahl von Leitungen gekennzeichnete Radial-Konzept oder das der individuellen Ringleitungen.

Dazu kommt, daß im Bereich der Verteiler- und Sammelleitungen andere Beschränkungen gelten als im Bereich der Zuführungsleitungen.

- Die zweite Annahme betrifft die Geometrie des Reaktorquerschnittes. Es wurde bei allen Konzepten davon ausgegangen, daß Blanket, Abschirmung und die Magnetfeldspulen kreisförmig sind, und daß die Spulen unmittelbar an die Abschirmung anschließen. Abweichungen von dieser Annahme, wie z.B. nichtkreisförmige Spulen, betreffen jedoch alle Konzepte in gleicher Weise, wenn auch in unterschiedlichem Maße.

Im folgenden sollen deshalb die Ergebnisse der Berechnungen vorwiegend unter diesen beiden Gesichtspunkten diskutiert werden.

5.2 Radial-Konzept

Unter den den Berechnungen zugrunde liegenden Annahmen ergaben sich mit einer Pumpenförderhöhe von $H = 1.54$ MPa und einer spez. elektrischen Pumpenantriebsleistung von 1.46 % Werte, die durchaus im Bereich des heute technisch Realisierbaren liegen. Die niedrige Förderhöhe wird im wesentlichen dadurch erreicht, daß bei der Verteilung bzw. Sammlung des Kühlmittels längs des poloidalen Umfangs keine nennenswerten Druckverluste auftreten.

In Abb. 29 ist der Druckverlauf für die einzelnen parallel liegenden Kammern aufgetragen. Man erkennt aus diesem Bild, daß die Förderhöhe zu einem wesentlichen Teil durch den Druckverlust beim Durchdringen der Abschirmung bestimmt wird. Maßgebend ist dabei derjenige Druckverlust, der an der am weitesten zur Torusinnenseite hin gelegenen Kammer auftritt.

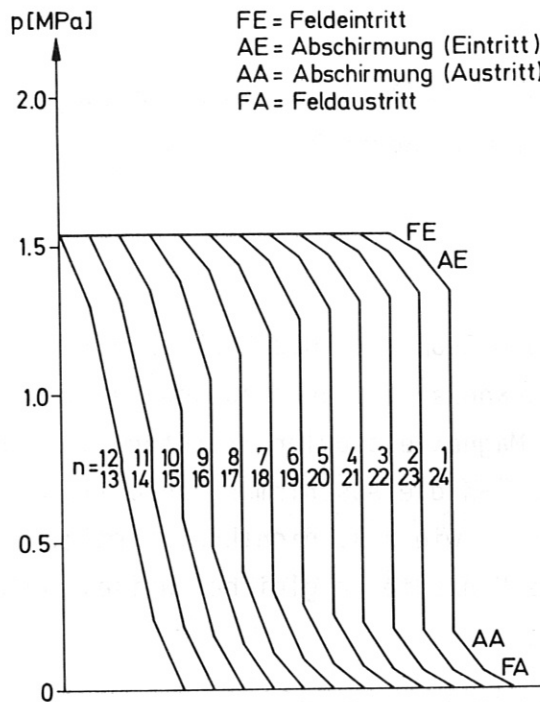


Abb.29 Absolutdruckverlauf für das Radial-Konzept

Unter der Voraussetzung, daß eine weitgehende Standardisierung der Rohrdimensionen zweckmäßig ist, bestimmen damit die Größe und die Lage dieser kleinsten Kammer den maximal möglichen Durchmesser der Zu- und Ableitungsrohre. Wegen der beengten Raumverhältnisse im Torushals, die zusätzlich noch durch die Notwendigkeit einer dichten Packung der Hauptfeldspulen verschlechtert werden, ist bei der hier zugrunde liegenden Reaktor-geometrie kaum damit zu rechnen, daß Rohre mit einer größeren Nennweite als angenommen (Innendurchmesser 15 cm) verwendet werden können. Somit ist eine Verringerung der Druckverluste

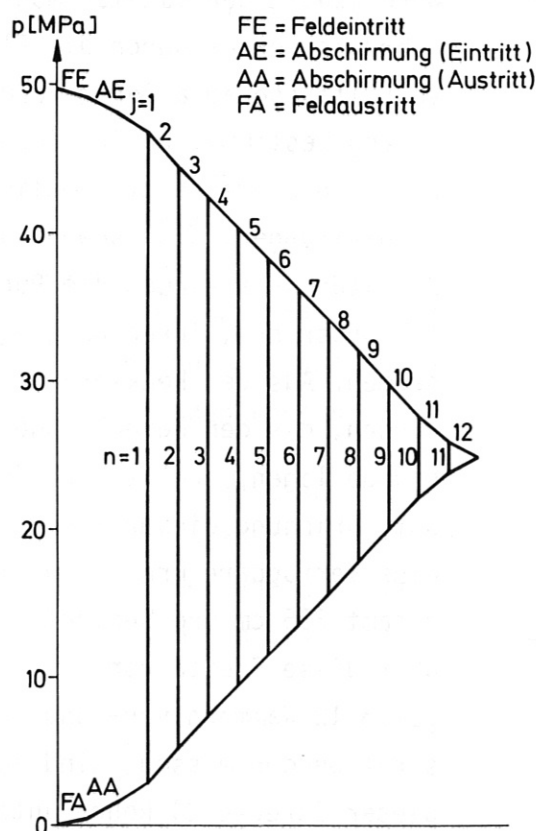
durch Übergang auf größere Rohrdurchmesser nicht zu erwarten.

Auf der anderen Seite würde der Übergang von kreisförmigen auf nicht-kreisförmige Spulen, z.B. D-Spulen, bedeuten, daß die Rohrlängen zur Überwindung des Abstandes zwischen Spulen und Blanket wesentlich steigen. Während auf der Außenseite des Torus die im Falle der kreisförmigen Spule künstlich eingeführten Drosselverluste u.U. ausreichen würden, den durch die größere Rohrlänge zusätzlich auftretenden Druckverlust zu decken, muß mit einer wesentlichen Erhöhung der Druckverluste im Winkelbereich zwischen dem geraden Stück und dem Scheitel der D-Spule gerechnet werden. Hier betragen die Rohrlängen ein Mehrfaches der Abschirmdicke und laufen dabei zusätzlich noch in ein höheres Feld, sodaß man in etwa von einer Verzehnfachung der Druckverluste gegenüber dem Referenzfall ausgehen kann. Damit gelangt man mit der erforderlichen Pumpenförderhöhe in einen Bereich zwischen 5 und 10 MPa. Als Gegenmaßnahmen kommen nur entweder die Vergrößerung der Anzahl von Zu- und Ableitungen oder die Abkehr von der Standardisierung der Rohrdimensionen in Betracht. Beide Maßnahmen erhöhen die Komplexität der Anlage.

5.3 Poloidal-Konzept mit gemeinsamen Ringleitungen

Unter dem Begriff der gemeinsamen Ringleitungen fassen wir die Konzepte der vollständig und halb umlaufenden Ringleitungen zusammen. Alle vier untersuchten Varianten haben gemeinsam, daß in einem beliebigen radialen Querschnitt eines Segmentes nur zwei Rohrleitungen unterzubringen sind. Die möglichen Rohrabmessungen hängen damit nicht von der gewählten Variante ab. Unter Berücksichtigung der in Tab. XX zusammengefaßten Resultate fällt damit die Wahl unter den vier Möglichkeiten eindeutig auf das Konzept der halb umlaufenden Ringleitung mit gegensinniger Rückführung.

Wie der in Abb. 30 dargestellte Druckverlauf für dieses Konzept zeigt, ist die Verteilung und Sammlung des Kühlmittels in den Ringleitungen mit dem größten Druckabfall von ca. 46 MPa behaftet. Im Gegensatz zum Radial-Konzept erscheint eine Vergrößerung des Rohrquerschnittes der Ringleitung hier jedoch sehr gut möglich. Maßgebend sind in diesem Fall die räumlichen Verhältnisse im kleinsten Querschnitt des Segmentes, wo unter den getroffenen Voraussetzungen eine Breite von etwa 85 cm für



die Aufnahme zweier Rohre zur Verfügung steht. Bringt man von diesem Wert einen angemessenen Betrag für die Wärmeisolierung in Abzug, so verbleiben immerhin ca. 30 cm für den Durchmesser eines Rohres. Dies bedeutet eine Verdoppelung gegenüber den Annahmen der Rechnung und führt gem. Gl. (2) dazu, daß die Druckverluste nur mehr ein Viertel der berechneten Werte betragen. Ein weiterer Gewinn ließe sich u.U. dadurch erzielen, daß man den Rohrquerschnitt mit größer werdender Segmentbreite anwachsen läßt. Dadurch erscheint es möglich, den Druckverlust in den Ringleitungen unter 10 MPa zu senken.

Abb.30 Absolutdruckverlauf für das Poloidal-Konzept mit halb umlaufender Ringleitung und gegensinniger Rückleitung

Auch in den Bereichen des Feldein- und -austritts, sowie der Durchdringung der Abschirmung bzw. der Überwindung des Abstandes zwischen nichtkreisförmigen Spulen und der Ringleitung, steht einer Durchmesser-Vergrößerung prinzipiell nichts im Wege. Eine Verdopplung des Rohrdurchmessers könnte auch hier die Verluste einer viermal längeren Leitung kompensieren.

Insgesamt betrachtet erscheint es durchaus denkbar, die Druckverluste bei Anwendung dieses Konzeptes im Bereich von 10 ./ 15 MPa zu halten.

5.4 Poloidal-Konzept mit individuellen Ringleitungen

Den Druckverlauf für dieses Konzept zeigt Abb. 31. Ein großer Anteil der gesamten Pumpenförderhöhe wird auch hier durch die Druckverluste in den individuellen Zu- bzw. Abführungsleitungen bestimmt, wobei wiederum die am weitesten innen liegenden Kammern maßgebend für deren Höhe sind.

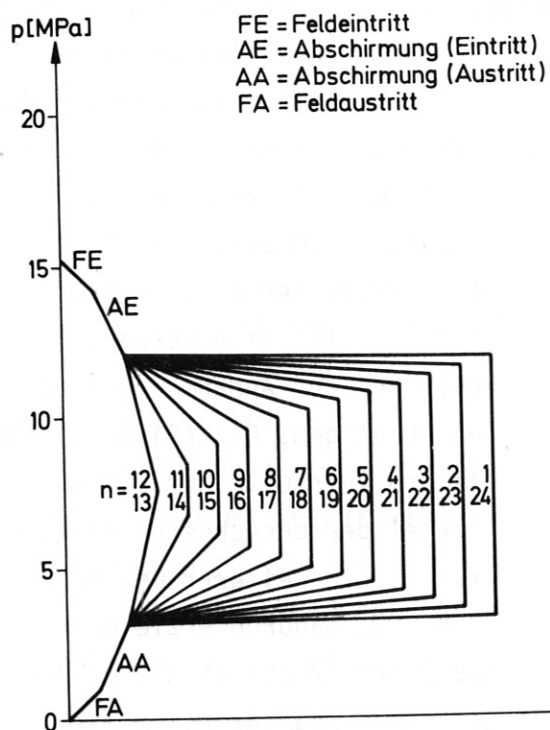


Abb. 31 Absolutdruckverlauf für das Poloidalkonzept mit individuellen Ringleitungen

Anders als beim Radial-Konzept wird jedoch der maximal mögliche Rohrdurchmesser durch die Platzverhältnisse am äußeren Torusumfang bestimmt, da in diesem radialen Querschnitt sämtliche Ringleitungen, d.h. sowohl die Zuleitungs- als auch die Rückführungsrohre, ihren Ausgang nehmen. Aus den Reaktorabmessungen, die den Berechnungen zugrunde lagen, ergibt sich für die Unterbringung dieser Rohre eine verfügbare Breite von insgesamt 255 cm pro Segment. Da über diese Breite voraussetzungsgemäß 12 Kammern ver- und entsorgt werden müssen, sind auf dieser Strecke 24 Rohre unter-

zubringen, wenn man auf einer einlagigen Bauweise beharren will. Damit steht für ein einzelnes Rohr etwa 10 cm zur Verfügung. Da jeweils 12 Rohre das gleiche Temperaturniveau besitzen, kann man an eine gemeinsame Wärmeisolation denken, so daß in etwa mit einem verfügbaren Rohrdurchmesser von 7-8 cm gerechnet werden kann. Dies ist nur die Hälfte des Wertes, der in der Rechnung angenommen wurde. Deshalb ist bei diesem Konzept in der Tat mit einem maximalen Druckverlust in den Ringleitungen zu rechnen, der das Vierfache des berechneten Wertes beträgt. Die berechneten Werte können nur dann eingehalten werden, wenn man die Ringleitungsrohre in zwei Lagen anordnet.

Ähnlich wie beim Konzept der gemeinsamen Ringleitung hat ein Übergang auf nichtkreisförmige Spulen keinen Einfluß auf die Druckverluste in der Ringleitung, so lange das Blanket kreisförmig bleibt. Der durch diesen Übergang erfolgenden Druckverlusthöhung bei der Überwindung des Abstandes zwischen Spule und Blanket kann man ebenfalls durch entsprechende Vergrößerung der Zuleitungs- und Rückführungsrohre in diesem Bereich begegnen. Die Platzverhältnisse sollten hier erlauben, Querschnitte zu verwenden, welche den Druckverlust über diese Strecke gering im Vergleich zu den Verteilungsleitungen machen.

6. Schlußfolgerungen

Die in diesem Bericht niedergelegten Resultate für die Berechnung von Druckverlusten und Pumpleistung für lithiumgekühlte Fusionsreaktor-Blankets haben gezeigt, daß von den insgesamt sechs untersuchten Varianten für die Kühlmittelverteilung nur drei in die engere Wahl gezogen werden können:

- Das Radial-Konzept, gekennzeichnet durch außerhalb des Magnetfeldes liegende Verteiler- und Sammelleitungen, von denen aus eine Vielzahl radialer Leitungen die einzelnen Kammern des Blankets ver- und entsorgen;

- Das Poloidal-Konzept mit einer innerhalb des Feldes liegenden, den kleinen Torusquerschnitt halb umschließenden Verteilerleitung und gegenläufig durchströmten Sammelleitung mit zentraler Einspeisung von der Torusaußenseite her;
- Das Poloidal-Konzept mit ebenfalls zentraler Einspeisung von der Torusaußenseite her, aber mit einer Vielzahl einzelner Ringleitungen, die, innerhalb des Feldes verlaufend, jede Blanketkammer getrennt mit Kühlmittel versorgen.

Für einen Tokamakreaktor heutiger Vorstellung ist keines dieser drei Konzepte eindeutig zu bevorzugen, geht man von der erforderlichen Pumpenförderhöhe und der zu installierenden Pumpenantriebsleistung als alleinige Kriterien aus. Die Überlegungen anhand einer bestimmten Reaktorgeometrie haben gezeigt, daß in allen 3 Fällen mit Förderhöhen im Bereich von 10 - 15 MPa, entsprechend einer spezifischen Pumpenantriebsleistung von 10 ./ 15 % der erzeugten elektrischen Leistung gerechnet werden muß. Für eine Auswahl müssen deshalb andere Kriterien mit herangezogen werden. Mit großer Wahrscheinlichkeit stehen dabei die Möglichkeiten bzw. Beschränkungen im Hinblick auf Montage, Demontage und Auswechselbarkeit von Komponenten oder Komponentengruppen sowie der Grad einer Standardisierung der Rohrabmessungen im Vordergrund. Dabei spielt die Gesamtkonzeption des Reaktors eine entscheidende Rolle.

Die Stärke des Radial-Konzepts liegt in seinem prinzipiellen Potential, Druckverluste und Pumpleistungen im Bereich des heute technisch Beherrschbaren zu ermöglichen. Dieses Potential kann zum Tragen kommen, wenn die Entwicklung in die Richtung schlankerere ($A \approx 3.5 ./ 4$), gleichzeitig aber kompakter Reaktoren laufen sollte, bei denen der Zwischenraum zwischen Abschirmung und Spulen klein und nicht durch eine Reihe weiterer Komponenten versperrt ist. Die Schwäche dieses Konzepts, nämlich die Vielzahl radialer Leitungen und die außerhalb des Feldes liegenden Ringleitungen, wirkt sich nur dann nicht aus, wenn diese vielen Leitungen beim Auswechseln nicht getrennt zu werden brauchen. Dies ist aber voraussichtlich nur dann möglich, wenn das Auswechselkonzept das Wechseln der Toroidal-feldspule mit einschließt.

Die Stärke der Poloidal-Konzepte liegt demgegenüber gerade auf der Seite der Demontierbarkeit. Die Tatsache, daß die Ringleitungen integrierte Bestandteile der Blanket/Abschirmungs-Konstruktion sein können, ermöglicht ein Auswechseln dieser Komponentengruppe bei am Ort bleibenden Spulen. Die Schwäche der Konzepte ist in dem geringen Potential zu einer entscheidenden Verringerung von Druckverlusten und Pumpleistung zu erblicken. Gerade der gegenwärtige Trend zu nichtkreisförmigen Querschnitten auch im Bereich des Blankets verschärft diese Situation. Auf der anderen Seite schließt dieser Trend auch die Tendenz zu fetten Reaktoren mit kleinem Aspektverhältnis ($A \approx 2.3 - 3$) ein, bei denen u.U. auf ein Brutblanket im Torushals verzichtet wird. Damit braucht die Innenseite des Torus nicht von den Ringleitungen erschlossen zu werden. Geht die Entwicklung in dieser Richtung weiter, so kann durchaus mit vernünftigen Lösungen auf der Basis der Poloidal-Konzepte gerechnet werden. Die Entscheidung, ob dabei eine gemeinsame oder individuelle Ringleitungen günstiger sein werden, ist dann wohl nur anhand von Festigkeitsrechnungen zu treffen.

Literatur

- /1/ Wells, W.M.: "Experiments and calculations on the feasibility of pumping liquid lithium in a thermonuclear reactor blanket", Lawrence Radiation Laboratory, Univ. of California, Livermore, Report UCRL-50544 (1969)
- /2/ Hoffman, M.A., Carlson, G.A.: "Calculation techniques for estimating the pressure losses for conducting fluid flows in magnetic fields", Lawrence Radiation Laboratory, Univ. of California, Livermore, Report UCRL-51010 (1971)
- /3/ Hunt, J.C.R., Hancox, R.: "The use of liquid lithium as coolant in a toroidal fusion reactor. Part I: Calculation of pumping power", Culham Laboratory, Report CLM-R 115 (1971)
- /4/ Hoffman, M.R.: "Magnetic effects on lithium pumping and heat transfer", Course on the stationary and quasi-stationary toroidal reactors, Int. School of Fus. React. Technol., Erice-Tropani (Sicily), Sept. 4-15, 1972, EUR 4999e (1973)
- /5/ Trommer, G.: "Theoretische Untersuchungen zu den MHD-Verlusten in einem lithium-gekühlten Fusionsreaktormantel". MPI für Plasmaphysik, Bericht IPP 4/165 (Nov. 1977)
- /6/ Borrass, K., Buende, R., Daenner, W.: "SISYFUS - A simulation model for systematic analyses of fusion power plants", 10th Symp. on Fus. Technol., Padua (Italy), Sept. 1978
- /7/ Freund, J.: "Zusammenstellung der Stoffwerte für die Flüssigmetalle Li, Na, K, Rb, Cs", TU Berlin, Ber. TUBIK-13 (Juli 1969)
- /8/ Goldsmith, A. et al.: "Handbook of thermophysical properties of solid materials", Pergamon Press, Oxford, London, New York, Paris, 1962

- /9/ Badger, B. et al.: "UWMAK-I, a Wisconsin toroidal fusion reactor design", Univ. of Wisconsin, Rep. UWFDM-68 (1974, 1975)
- /10/ Badger, B. et al.: "UWMAK-III, a noncircular Tokamak power reactor design", Univ. of Wisconsin, Rep. UWFDM-150 (1976)
- /11/ Mitchell, J.T.D., Hancox, R.: "A lithium cooled toroidal fusion reactor", Culham Lab. Rep. CLM-P 319 (1972)
- /12/ Misra, B., Maroni, V.A.: "Thermal hydraulic analysis of two fusion reactor first wall / blanket concepts", Argonne Nat. Lab. Rep. ANL/EPP/TM-94 (1977)
- /13/ Trommer, G.: "Comparison of MHD pressure losses of liquid-lithium flows in coaxial and parallel ducts, passing through strong transverse magnetic fields", IPP 4/179 (1979)

Tabelle I: Reaktordaten

Thermische Leistung	P_{th}	=	5200 MW
Torusradius	R_T	=	13 m
Wandradius	r_W	=	5.5 m
Magnetfeld in der Plasmaseele	B_0	=	3.54 T
Blanketdicke	t_B	=	1 m
Wand- und Strukturmaterial			Edelstahl 316 SS
Strukturmaterialanteil im Blanket	ϵ_s	=	0.05
Abschirmdicke	t_{SH}	=	0.75 m
Lithium-Eintrittstemperatur	\dot{v}_{ein}	=	275° C
Lithium-Austrittstemperatur	\dot{v}_{aus}	=	525° C
Blanket-Volumen	V_B	=	3080 m ³
Lithium-Volumen im Blanket	V_{Li}	=	2900 m ³
mittl. Leistungsdichte im Blanket	q_B	=	1.8 MW/m ³
Kühlmittel-Massenstrom	\dot{M}	=	4880 kg/s

Tabelle II: Stoffwerte für Lithium und SS 316

Dynamische Zähigkeit von Lithium bei 400° C	$3.95 \cdot 10^{-4}$ kg/ms
Dichte von Lithium bei 400° C	$4.9 \cdot 10^2$ kg/m ³
Dichte von Lithium bei 275° C	$5 \cdot 10^2$ kg/m ³
el. Leitfähigkeit von Lithium bei 400° C	$3.03 \cdot 10^6$ Ω^{-1} m ⁻¹
el. Leitfähigkeit des Rohrwandmaterials bei 500° C	$9.615 \cdot 10^5$ Ω^{-1} m ⁻¹

Tabelle III: Daten für das Referenzrohr

Rohrinnenradius	$R_i = 7.5 \cdot 10^{-2}$ m
Rohrwandstärke	$d = 3.75 \cdot 10^{-3}$ m
Verhältnis Wandstärke/Rohrradius	$d/R_i = 0.05$
Anzahl der Segmente	$N_\psi = 48$
→ Segment-Massenstrom	$\dot{M}_\psi = 101.7$ kg/s
→ Druckverlust bei $= 0^\circ$	$\Delta p = 2.18$ MPa
→ Druckverlust bei $= 180^\circ$	$\Delta p = 23.12$ MPa

Tabelle IV: Ergebnisse für Parametervariation des Referenzfalles (*)

φ	N	\dot{M}_ψ [kg/s]	R_i [m]	d/R_i	Δp [MPa]
0.	24	203.3	0.075	0.05	4.36
0.	48	101.7	0.075	0.05	2.18 *
0.	96	50.8	0.075	0.05	1.09
0.	48	101.7	0.0375	0.05	8.73
0.	48	101.7	0.075	0.05	2.18 *
0.	48	101.7	0.15	0.05	0.55
0.	48	101.7	0.075	0.025	1.11
0.	48	101.7	0.075	0.05	2.18 *
0.	48	101.7	0.075	0.10	4.19
180.	24	203.3	0.075	0.05	46.23
180.	48	101.7	0.075	0.05	23.12
180.	96	50.8	0.075	0.05	11.56
180.	48	101.7	0.0375	0.05	92.29
180.	48	101.7	0.075	0.05	23.12
180.	48	101.7	0.15	0.05	5.81
180.	48	101.7	0.075	0.025	11.82
180.	48	101.7	0.075	0.05	23.12
180.	48	101.7	0.075	0.10	44.37

Tabelle V: Massenströme \dot{m}_n und Druckverluste Δp_n beim Durchdringen der Abschirmung im Radialkonzept

Kammer-Nr. n	Rohrlage φ [°]	Massenstrom \dot{m}_n [kg/s]	Druckverlust Δp_n [MPa]
1 = 24	7.5	6.17	0.133
2 = 23	22.5	6.04	0.137
3 = 22	37.5	5.78	0.144
4 = 21	52.5	5.42	0.156
5 = 20	67.5	4.98	0.173
6 = 19	82.5	4.49	0.197
7 = 18	97.5	3.98	0.230
8 = 17	112.5	3.49	0.275
9 = 16	127.5	3.04	0.332
10 = 15	142.5	2.68	0.400
11 = 14	157.5	2.43	0.468
12 = 13	172.5	2.30	0.513

Tabelle VI: Massenströme \dot{M}_j und Druckverluste Δp_j in den einzelnen Rohrelementen j beim Poloidal-Konzept mit vollständig umlaufender Ringleitung

Rohrelement j	Rohrlage		Massenstrom \dot{M}_j [kg/s]	Druckverlust Δp_j [MPa]
	φ_1 [°]	φ_2 [°]		
1	0.0	7.5	101.67	2.59
2	7.5	22.5	95.49	4.99
3	22.5	37.5	89.45	5.01
4	37.5	52.5	83.67	5.26
5	52.5	67.5	78.24	5.78
6	67.5	82.5	73.26	6.66
7	82.5	97.5	68.77	8.01
8	97.5	112.5	64.79	9.99
9	112.5	127.5	61.30	12.81
10	127.5	142.5	58.26	16.46
11	142.5	157.5	55.57	20.48
12	157.5	172.5	53.14	23.58
13	172.5	187.5	50.84	24.13
14	187.5	202.5	48.55	21.54
15	202.5	217.5	46.12	17.00
16	217.5	232.5	43.43	12.27
17	232.5	247.5	40.39	8.44
18	247.5	262.5	36.90	5.70
19	262.5	277.5	32.92	3.83
20	277.5	292.5	28.43	2.58
21	292.5	307.5	23.44	1.73
22	307.5	322.5	18.02	1.13
23	322.5	337.5	12.33	0.69
24	337.5	352.5	6.17	0.32

Tabelle VII: Massenströme \dot{M}_j und Druckverluste Δp_j in den einzelnen Rohrelementen der halb umlaufenden, von außen gespeisten Ringleitung beim Poloidal-Konzept

Rohrelement j	Rohrlage		Massenstrom \dot{M}_j [kg/s]	Druckverlust Δp_j [MPa]
	φ_1 [°]	φ_2 [°]		
1	0.0	7.5	50.83	1.30
2	7.5	22.5	44.66	2.33
3	22.5	37.5	38.62	2.16
4	37.5	52.5	32.84	2.07
5	52.5	67.5	27.41	2.03
6	67.5	82.5	22.43	2.04
7	82.5	97.5	17.94	2.09
8	97.5	112.5	13.96	2.15
9	112.5	127.5	10.47	2.19
10	127.5	142.5	7.43	2.10
11	142.5	157.5	4.74	1.75
12	157.5	172.5	2.30	1.02

Tabelle VIII: Massenströme \dot{M}_j und Druckverluste Δp_j in den einzelnen Rohrelementen der halb umlaufenden, von innen gespeisten Ringleitung beim Poloidal-Konzept

Rohrelement j	Rohrlage		Massenstrom \dot{M}_j [kg/s]	Druckverlust Δp_j [MPa]
	φ_1 [°]	φ_2 [°]		
13	180.0	187.5	50.83	12.20
14	187.5	202.5	48.53	21.54
15	202.5	217.5	46.10	16.99
16	217.5	232.5	43.42	12.27
17	232.5	247.5	40.37	8.44
18	247.5	262.5	36.88	5.69
19	262.5	277.5	32.90	3.83
20	277.5	292.5	28.41	2.58
21	292.5	307.5	23.42	1.73
22	307.5	322.5	18.00	1.13
23	322.5	337.5	12.23	0.69
24	337.5	352.5	6.17	0.32

Tabelle XI: Massenströme \dot{M}_j und Druckverluste Δp_j beim Poloidal-
konzept mit halb umlaufender Ringleitung unter Vor-
aussetzung gleicher Kammergröße

Rohr- element j	Rohrlage		Massenstrom \dot{M}_j [kg/s]	Druckverlust Δp_j [MPa]
	φ_1 [°]	φ_2 [°]		
1	0.0	7.5	27.58	0.69
2	7.5	22.5	25.28	1.31
3	22.5	37.5	22.98	1.29
4	37.5	52.5	20.68	1.30
5	52.5	67.5	18.39	1.36
6	67.5	82.5	16.09	1.46
7	82.5	97.5	13.79	1.60
8	97.5	112.5	11.49	1.77
9	112.5	127.5	9.19	1.92
10	127.5	142.5	6.89	1.95
11	142.5	157.5	4.60	1.70
12	157.5	172.5	2.30	1.02

Tabelle XII Rohrradien und Massenströme in den Rückführungs-
rohren für verschiedene Anzahl N_R der Rückführungsrohre

N_R	Rückströmrohr		Zuführungsrohr		Massenstrom \dot{m}_R [kg/s]
	R_R [m]	r_R [m]	R_R [m]	r_R [m]	
3	0.18564	0.18111	0.02872	0.02802	0.2830
4	0.16568	0.16164	0.06863	0.06696	0.2123
5	0.14808	0.14447	0.10385	0.10132	0.1698
6	0.13333	0.13008	0.13337	0.13008	0.1415
7	0.12104	0.11809	0.15793	0.15408	0.1213
8	0.11071	0.10801	0.17858	0.17423	0.1061
9	0.10194	0.09945	0.19612	0.19134	0.0943
10	0.09443	0.09213	0.21114	0.20599	0.0849
11	0.08792	0.08578	0.22415	0.21868	0.0772
12	0.08224	0.08023	0.23552	0.22978	0.0708

Tabelle XIII: Druckverluste in den Zu- und Rückführungsrohren eines Blanket-Moduls

N _R	$\varphi = 0^\circ$		$\varphi = 45^\circ$		$\varphi = 90^\circ$		$\varphi = 135^\circ$		$\varphi = 180^\circ$	
	Δp_Z	Δp_R	Δp_Z	Δp_R	Δp_Z	Δp_R	Δp_Z	Δp_R	Δp_Z	Δp_R
3	0.09683	0.00078	0.11788	0.00094	0.20728	0.00165	0.45760	0.00368	0.71814	0.00584
4	0.01702	0.00073	0.02066	0.00089	0.03632	0.00155	0.08028	0.00346	0.12638	0.00549
5	0.00744	0.00073	0.00903	0.00089	0.01586	0.00156	0.03511	0.00346	0.05538	0.00548
6	0.00451	0.00075	0.00548	0.00091	0.00962	0.00160	0.02133	0.00355	0.03372	0.00562
7	0.00322	0.00078	0.00391	0.00095	0.00686	0.00167	0.01522	0.00369	0.02412	0.00584
8	0.00252	0.00082	0.00306	0.00099	0.00536	0.00174	0.01191	0.00386	0.01892	0.00609
9	0.00209	0.00086	0.00254	0.00104	0.00445	0.00183	0.00989	0.00405	0.01573	0.00638
10	0.00180	0.00090	0.00219	0.00109	0.00384	0.00191	0.00854	0.00424	0.01361	0.00669
11	0.00160	0.00094	0.00194	0.00114	0.00341	0.00201	0.00758	0.00445	0.01211	0.00701
12	0.00145	0.00099	0.00176	0.00120	0.00308	0.00211	0.00687	0.00466	0.01099	0.00735

Tabelle XIV: Feldein- bzw. -austrittsverluste für verschiedene Feldanstieglängen L

R_1 [m]	L [m]	Δp [MPa]
7.55	0.3	0.88
7.75	0.5	0.87
8.00	0.75	0.97
8.25	1.0	1.12
8.75	1.5	1.50
9.25	2.0	1.90

Tabelle XV Abhängigkeit der Feldein- bzw. -austrittsverluste in den radialen Zu- bzw. Rückleitungen beim Radial-Konzept von der Rohrlage

Rohrlage φ [°]	Feld am Rohrende B_2 [T]	Massenstrom \dot{m}_n [kg/s]	Druckverlust Δp [MPa]
7.5	2.28	6.17	$5.90 \cdot 10^{-2}$
22.5	2.34	6.04	$6.09 \cdot 10^{-2}$
37.5	2.45	5.78	$6.41 \cdot 10^{-2}$
52.5	2.64	5.42	$6.94 \cdot 10^{-2}$
67.5	2.92	4.98	$7.73 \cdot 10^{-2}$
82.5	3.30	4.49	$8.80 \cdot 10^{-2}$
97.5	3.82	3.98	$1.03 \cdot 10^{-1}$
112.5	4.50	3.49	$1.24 \cdot 10^{-1}$
127.5	5.36	3.04	$1.51 \cdot 10^{-1}$
142.5	6.35	2.68	$1.84 \cdot 10^{-1}$
157.5	7.30	2.43	$2.15 \cdot 10^{-1}$
172.5	7.91	2.30	$2.37 \cdot 10^{-1}$

Tabelle XVI: Gemeinsame Annahmen zur Ermittlung von Druckverlust und Pumpleistung im Gesamtkreislauf eines Segmentes

Anzahl der Segmente	$N_{\psi} = 48$
Anzahl der Kammern pro Segment	$N_{\varphi} = 24$
Thermische Leistung pro Segment	$P_{th} = 108 \text{ MW}$
Feldein- bzw. -austrittslänge	$L = 0.75 \text{ m}$
Dicke der Abschirmung	$t_{SH} = 0.75 \text{ m}$
Anzahl der Rückführrohre pro Modul	$N_R = 6$
Hydraulische Druckverluste	$\Delta p_{Hy} = 0$
MHD-Druckverluste in Umlenkammer und Austrittssammler des Blanket-Moduls	$\Delta p_u = \Delta p_A = 0.$

Tabelle XVII: Druckverluste Δp [MPa] in den einzelnen Strängen des Gesamtkreislaufs beim Radial-Konzept

n	Δp_{Fe}	Δp_{AE}	Δp_{BM}	Δp_{AA}	Δp_{FA}	Δp_n
1 \approx 24	0.059	0.133	0.005	0.133	0.059	0.389
2 \approx 23	0.061	0.137	0.006	0.137	0.061	0.402
3 \approx 22	0.064	0.144	0.006	0.144	0.064	0.422
4 \approx 21	0.069	0.156	0.007	0.156	0.069	0.457
5 \approx 20	0.077	0.173	0.008	0.173	0.077	0.508
6 \approx 19	0.088	0.197	0.010	0.197	0.088	0.580
7 \approx 18	0.103	0.230	0.013	0.230	0.103	0.679
8 \approx 17	0.124	0.275	0.016	0.275	0.124	0.814
9 \approx 16	0.151	0.332	0.022	0.332	0.151	0.988
10 \approx 15	0.184	0.400	0.028	0.400	0.184	1.196
11 \approx 14	0.215	0.468	0.034	0.468	0.215	1.400
12 \approx 13	0.237	0.513	0.038	0.513	0.237	1.538

Tabelle XVIII: Absolutdrucke p_{En} und p_{An} bei vollständig umlaufenden, gleichsinnig durchströmten Ringleitungen unter Voraussetzung einer Förderhöhe H_E

n	p_{En}	p_{An}	$p_{En} - p_{An}$	Δp_{BM}	Δp_{Zn}
1	218.39	224.13	- 5.74	0.005	5.745
2	213.40	223.81	- 10.41	0.006	10.416
3	208.39	223.12	- 14.73	0.006	14.736
4	203.13	221.99	- 18.86	0.007	18.867
5	197.35	220.26	- 22.91	0.008	22.918
6	190.69	217.68	- 26.99	0.010	27.000
7	182.68	213.85	- 31.17	0.013	31.183
8	172.69	208.15	- 35.46	0.016	35.456
9	159.88	199.71	- 39.83	0.022	39.852
10	143.42	187.44	- 44.02	0.028	44.048
11	122.94	170.44	- 47.50	0.034	47.534
12	99.36	148.90	- 49.54	0.038	49.588
13	75.23	124.77	- 49.54	0.038	49.588
14	53.69	101.19	- 47.50	0.034	47.534
15	36.69	80.71	- 44.02	0.028	44.048
16	24.42	64.25	- 39.83	0.022	39.852
17	15.98	51.44	- 35.46	0.016	35.456
18	10.28	41.45	- 31.17	0.013	31.183
19	6.45	33.44	- 26.99	0.010	27.000
20	3.87	26.78	- 22.91	0.008	22.918
21	2.14	21.00	- 18.86	0.007	18.867
22	1.01	15.74	- 14.73	0.006	14.736
23	0.32	10.73	- 10.41	0.006	10.416
24	0.	5.74	- 5.74	0.005	5.745

Tabelle XIX: Absolutdrucke p_{En} und p_{An} bei halb umlaufenden, gleichsinnig durchströmten Ringleitungen unter Voraussetzung der Förderhöhen H_E bzw. H_A

n	p_{En}	p_{An}	$p_{En} - p_{An}$	Δp_{BM}	Δp_{Zn}
1	21.93	104.52	- 82.59	0.005	82.595
2	19.60	104.20	- 84.60	0.006	84.606
3	17.44	103.51	- 86.07	0.006	86.076
4	15.37	102.38	- 87.01	0.007	87.017
5	13.34	100.65	- 87.31	0.008	87.318
6	11.30	98.07	- 86.77	0.010	86.780
7	9.21	94.24	- 85.03	0.013	85.043
8	7.06	88.55	- 81.49	0.016	81.506
9	4.87	80.11	- 75.24	0.022	75.262
10	2.77	67.84	- 65.07	0.028	65.098
11	1.02	50.85	- 49.83	0.034	49.864
12	0.	29.31	- 29.31	0.038	29.348

Tabelle XX: Zusammenstellung der Resultate

	Radial-Konzept		Poloidal-Konzept				Individuelle Ringleitungen
			Vollständig umlaufende Ringleitungen		Halb umlaufende Ringleitungen		
			gegenseitig	gleichsinnig	gegenseitig	gleichsinnig	
H [MPa]	1.54		448.26	273.72	49.66	112.13	15.24
P _p [MW]	0.47		138.15	84.36	15.30	34.56	4.70
P _p /P _{th} [%]	0.44		128	78.1	14.2	32	4.35
P _p /P _{e1} [%]	1.46		426	260	47.2	107	14.5