

MAX-PLANCK-INSTITUT FÜR PLASMAPHYSIK
GARCHING BEI MÜNCHEN

Studie zum Bau eines supraleitenden
5 Tesla Sattelspulmagneten für einen
10 MW-Verbrennungs-MHD-Generator

Design Study of Superconducting
5 Tesla Dipole Magnets for
MHD Generators

W. Elsel⁺⁾ and H. Muntenbruch

IPP IV/53

Dezember 1972

⁺⁾ Forschungslaboratorium der Siemens AG Erlangen

*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.*

December 1972 (in German)

Abstract

A general design concept for a 5 tesla dipole magnet to be used in a 10 MW MHD generator was developed. The solution allows the linear dimensions of the magnet to be increased or decreased by a factor of about 2 without need of major modifications.

The required dimensions and properties of the magnet are

Rated field strength:	$B_0 = 5$ tesla
Magnetic length:	$L = 2$ m
Uniformity:	In a volume 50 cm in dia. and about 2 m in length deviations from B_0 should be less than 5 %.
Room temperature bore:	Circular with a dia. of 70 cm or square with sides 60 cm long.

The investigations provided the basic calculations and drawings for designing the magnet system, power supply system, cryogenic system and the control and safety facilities.

Various conductors, coil geometries, winding concepts and design principles were compared. The forces in the coils as well as in the structure were calculated and estimates concerning the quench behaviour were made.

⁺) Forschungslaboratorium der Siemens AG Erlangen

	Seite
I. EINLEITUNG	2
II. AUFGABENSTELLUNG	3
III. AUSLEGUNG DES MAGNETSYSTEMS	5
1. <u>Leiter</u>	5
1.1. Vollstabilisierter Leiter	5
1.2. Eigenstabiler Leiter	7
1.3. Stromdichtevergleich im Wicklungspaket	8
1.4. Einfluss des zeitveränderlichen Magnetfeldes durch Ein- und Ausschalten des Plasmastromes	9
1.4.1. Verluste im Supraleiter allein	9
1.4.2. Verluste im Kupfer durch unzureichenden Twist	10
1.4.3. Gegenmassnahmen	11
1.5. Auswahl des Leiters	12
2. <u>Wicklungsgeometrie</u>	13
2.1. Kreisförmiger Innenquerschnitt des Magneten	13
2.1.1. Überlappende elliptische Stromverteilung ..	13
2.1.2. Sektoranordnung	15
2.1.3. Optimaler Wicklungsquerschnitt	16
2.2. Quadratischer Innenquerschnitt des Magneten	17
3. <u>Wickelkonzepte</u>	19
3.1. Kreisförmiger Magnet-Innenquerschnitt	19
3.2. Quadratischer Magnet-Innenquerschnitt	19
3.3. Vergleich der Wickelkonzepte	19
4. <u>Ideale Eisenabschirmung</u>	26
5. <u>Magnetische Felder</u>	29
5.1. Unendlich langer Dipol	29
5.2. Dipol mit Wicklungsköpfen	33
5.3. Streufeld bei einer Eisenabschirmung	41
6. <u>Kräfte</u>	43
6.1. Wicklungskräfte	43
6.1.1. Wicklungskräfte im ∞ -langen Dipol	43
6.1.2. Kräfte im Wickelkopf eines Dipol	44
6.2. Kräfte bei einer Eisenabschirmung	46
6.2.1. Wicklungskräfte bei idealer Abschirmung ...	46
6.2.2. Asymmetriekräfte	47

	Seite
7. <u>Konstruktion</u>	48
7.1. Wicklungsaufbau	48
7.1.1. Schalenanordnung	48
7.1.2. Kühlung der Wicklung	48
7.2. Aufnahme der Kräfte und Biegemomente der Wicklung	50
7.3. Kryostat	51
7.3.1. Heliumbehälter	51
7.3.2. Strahlungsschild	52
7.3.3. Vakuumbehälter	52
7.3.4. Versorgungsturm	53
7.4. Stromzuführungen	54
7.5. Anmerkungen	54
8. <u>Mechanische Festigkeit</u>	55
8.1. Flächenpressungen und Biegespannungen im Leiter	55
8.2. Biegesteife Bandage um die Gesamtwicklung ..	58
8.3. Biegesteifes Innenrohr des He-Behälters und auf Zug belastete Aussenbandage	62
8.4. Durchbiegung des Innenrohres des He-Behälters	66
8.5. Axialverspannung	67
8.6. Verschiedenes	67
9. <u>Quenchverhalten</u>	68
10. <u>Elektrik</u>	73
10.1. Stromversorgung	73
10.2. Auskoppelsystem	75
10.2.1. Magnetspulenüberwachung	75
10.2.2. Entladewiderstand	76
10.2.3. Leistungsschalter	76
10.2.4. Notstromversorgung	77
10.3. Messungen und Überwachung	77
10.3.1. Kryostatendruck	77
10.3.2. Vakuum	77
10.3.3. Temperatur	77
10.3.4. Heliumstand	78
10.3.5. N ₂ -Stand	78
10.4. Regelungen	78
10.5. Sicherheiten	78
10.6. Alarme, Meldungen	79

	Seite
11. <u>Wärmeverluste</u>	80
11.1. Stationäre Verluste	80
11.1.1. Temperaturniveau 4,5 K	80
11.1.2. Temperaturniveau 77 K	80
11.2. Abkühlen	80
12. <u>Kälteanlage</u>	81
12.1. Kühlsystem	81
12.2. Instrumentierung	82
12.2.1. Vakuummessung	82
12.2.2. Druckmessung	82
12.2.3. Temperaturmessung	82
12.2.4. Standmessungen	82
12.3. Regelungen und Steuerungen	83
12.4. Interlocks	83
12.5. Sicherheiten und Alarmer	84
12.5.1. Sicherheiten gegen Beschädigen einzelner Teile	84
12.5.2. Sicherheiten gegen Überdruck	84
12.5.3. Sonstige Sicherheiten	85
LITERATURVERZEICHNIS	86
ANHANG A Kenndaten von Hochfeldsupraleitern	87
ANHANG B Zeichnungen	89
ANHANG C Funktionsweise der Magnetspulenüberwachung.....	91

I. EINLEITUNG

Die magnetohydrodynamische Direktumwandlung von kinetischer Energie und Enthalpie in elektrische Energie in sogenannten "MHD-Generatoren" erfordert das Füllen grosser, im wesentlichen zylindrischer Volumina mit magnetischen Induktionen von mehr als 2 Tesla (vgl. z.B./1/). Die Magnetfelder müssen senkrecht zur Zylinderachse gerichtet und möglichst homogen sein, müssen also von Dipolmagneten geliefert werden. Geht man von einer Induktion von etwa 5 Tesla aus, so kann der Einsatz von Eisen nur noch in den Aussenbereichen des Dipolfeldes zum Sammeln von Streufluss genutzt werden, und die elektrische Leistung, die benötigt würde, um in konventionellen Magneten die Ohmschen Verluste zu decken, wäre ausserordentlich gross. Sie würde den effektiven Wirkungsgrad von MHD-Kraftwerken soweit reduzieren, dass diese vermutlich nicht mehr rentabel wären. Deshalb wurde für den von der Arbeitsgemeinschaft IPP-MAN projektierten 10 MW-Prototyp-MHD-Generator ein supraleitender Magnet vorgesehen, der praktisch keine Ohmschen Verluste aufweist, und bei dem die elektrische Leistung für die Kühlaggregate gering ist.

Nachdem das Konzept für den MHD-Generator selbst erarbeitet worden war, wurde von der Siemens AG in Zusammenarbeit mit dem IPP die vorliegende Studie zum Bau des Supramagneten angefertigt.

II. AUFGABENSTELLUNG

Im Rahmen der Studie sollten die folgenden Problemkreise bearbeitet werden, die beim Bau eines supraleitenden Dipolmagneten von besonderer Bedeutung sind:

1. Statik des Systems

Bearbeitung und konstruktive Lösung aller Probleme, die durch die extrem grossen Kräfte auf die Spulen, ihre Halterung und das Kryogefäss bedingt sind.

2. Elektrik und Magnetik

Bearbeitung und Lösung aller Fragen betreffend die Spulen, Zuleitungen, Schalter, die Energieversorgung sowie das Sicherheitssystem.

Gesondert zu diskutieren war über eine evtl. notwendige Eisenabschirmung sowie über mögliche Rückwirkungen beim Kurzzeitbetrieb des MHD-Generators auf den Magneten.

3. Kryogefäss

Erarbeitung einer konstruktiven Lösung hinsichtlich der thermischen Isolation.

4. Kälteanlage

Optimale Konzeption einer Kälteanlage für Magneten im Dauerbetrieb.

Das Ergebnis dieser Studie sollten für alle Komponenten Zeichnungen und Rechenergebnisse sein, die sich ohne wesentliche Zwischenschritte direkt in werkstattgerechte Konstruktionszeichnungen übersetzen lassen. Detailfragen über eine werkstattgerechte Konstruktion sollten jedoch erst bei der Ausführung des Projektes gelöst werden.

Das im Rahmen dieser Studie erarbeitete Konstruktionskonzept sollte es zulassen, die Lineardimensionen des Magneten ohne wesentliche Änderung etwa um den Faktor 2 zu vergrössern bzw. zu verkleinern.

Die folgenden Daten wurden dieser Studie zugrunde gelegt:

- Magnetische Induktion im Zentrum des Magneten B 5 Tesla
- Magnetische Länge L 2 m
- Freier Innenquerschnitt des Kryostaten bei kreisförmigem Querschnitt Q 60 x 60 cm²
r 35 cm
- Maximale Abweichung von der Induktion im Zentrum des Magneten in einem Innenvolumen mit einem Radius von etwa 25 cm ± 5 %
(Bei besonderer Begründung, z.B. grossen Kosteneinsparungen, soll eine grössere Toleranz zugelassen werden.)
- Maximale Zeitspanne für das Abkühlen des Magneten von Raumtemperatur auf Betriebstemperatur $t \leq 200$ Std.
- Maximale Zeit für den Aufbau des Magnetfeldes $\tilde{t} \leq 1$ Std.
- Garantierte ununterbrochene Betriebszeit T 5000 Std.

III. AUSLEGUNG DES MAGNETSYSTEMS

III.1. Leiter

Die Auslegung des Leiters erfolgt für die beiden Stromstärken 900 und 2000 A¹⁾. Mögliche Feldüberhöhungen im Leiter werden durch die Wahl einer Stromdichte im Supraleiter berücksichtigt, die einer - gegenüber der Nennfeldstärke erhöhten - Feldstärke von 6 Tesla entspricht.

III.1.1 Vollstabilisierter Leiter

Entsprechend den Angaben eines Herstellers²⁾ wird für einen Multifilament-Nb-Ti 50-Supraleiter eine Stromdichte

$$j_{SL} = 1,5 \cdot 10^5 \text{ A/cm}^2 \text{ bei } 6 \text{ Tesla}^3)$$

zugrunde gelegt.

Beim vollstabilen Leiter werden Flusssprünge zugelassen. Jedoch wird das Normalleitendwerden der gesamten Wicklung als Folge von Flusssprüngen durch kryostatische Stabilisierung verhindert.

-
- 1) Die Wahl der Stromstärken erfolgt aufgrund der bei Siemens für 1000 bzw. 2500 A standardisierten Stromversorgungsgeräte. Dies ist jedoch keine wesentliche Einschränkung, da entsprechende Geräte ohne Schwierigkeiten und grosse zusätzliche Kosten auch von anderen Herstellern geliefert werden können.
 - 2) Siehe hierzu Anhang A.
 - 3) Die angegebene Stromdichte ist das Resultat einer bei der Siemens AG vorgenommenen Prüfung von Leitern unter Berücksichtigung eines Sicherheitsfaktors für die Degradation. Gemessen wurden Stromdichten an den Standardleitern bei $I \leq 80 \text{ A}$. Vergleichswerte für $I = 900 \text{ A}$ bzw. 2000 A liegen nicht vor.

Das kryostatische Stabilitätskriterium nach Stekly /2/

$$I_R^2 \cdot \rho / A_{Cu} = h \cdot \Delta T \cdot U \cdot X$$

mit I_R [A] = Recoverystrom
 ρ [Ωcm] = spez. Widerstand von Cu bei 4,5 K
 $h \cdot \Delta T$ [W/cm^2] = Wärmeabfuhr durch flüssiges Helium
 U [cm] = Leiterumfang
 A_{Cu} [cm^2] = Cu-Querschnitt
 X = Benetzungsgrad

liefert den Querschnitt A der Kupfermatrix.

Mit ρ (6 T) = $2 \cdot 10^{-8}$ [Ωcm], $h\Delta T = 0,4$ [W/cm^2]¹⁾, $X = 50\%$ ²⁾
 und $j_{SL} = 1,5 \cdot 10^5$ [A/cm^2] (siehe oben) ergeben sich für

$$I_R = 900 \text{ A: } A_{Cu} = 3,6 \cdot 2 \text{ mm}^2 = 7,2 \cdot 10^{-2} \text{ cm}^2$$

$$A_{SL} = 6 \cdot 10^{-3} \text{ cm}^2$$

$$\alpha = \frac{A_{Cu}}{A_{SL}} = 12$$

$$I_R = 2000 \text{ A: } A_{Cu} = 5,2 \cdot 4 \text{ mm}^2 = 2,1 \cdot 10^{-1} \text{ cm}^2$$

$$A_{SL} = 1,3 \cdot 10^{-2} \text{ cm}^2$$

$$\alpha = 16$$

1) Es werden 1 mm tiefe, definierte Kühlkanäle angenommen. Nach Wärmeübergangsmessungen von G.B. James et al. /3/ ist dabei mit Bläschenverdampfung zu rechnen.

2) Für die angegebene Rechnung wurde ein quadratischer Leiterquerschnitt angesetzt, dafür dürfte ein Benetzungsgrad von 50 % zu hoch sein. Ein Benetzungsgrad von 50 % ist möglich für einen Rechteckleiter, der über die hohe Kante gewickelt wird (hier sind Wickelversuche erforderlich) und beidseitig gekühlt wird.

Die Stromdichte im Wicklungspaket bei Berücksichtigung der Querschnittsflächen für Kühlkanäle und Isolation A_{KI} ergibt für

$$\begin{aligned} \text{a) } I_R &= 900 \text{ A mit } A_{\text{gesamt}} = 1,5 \cdot 10^{-1} \text{ cm}^2 \\ j &= 5,9 \cdot 10^3 \text{ A/cm}^2 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{b) } I_R &= 2000 \text{ A mit } A_{\text{gesamt}} = 3,5 \cdot 10^{-1} \text{ cm}^2 \\ j &= 5,8 \cdot 10^3 \text{ A/cm}^2 \end{aligned}$$

III.1.2. Eigenstabiler Leiter

Leiter aus Nb-Ti-Filamenten mit Durchmessern von wenigen μm sind eigenstabil gegenüber Flusssprüngen. Nach dem adiabatischen Stabilitätskriterium /4, 5/ muss der Filamentdurchmesser

$$d \leq 1500/j_c$$

sein, wobei d in cm und die kritische Stromdichte j_c im Supraleiter in A/cm^2 anzugeben ist. Kommerzielle Nb-Ti-Supraleiter haben für ein Maximalfeld von 6 T einen Filamentdurchmesser von weniger als $80 \mu\text{m}$.

Die Eigenstabilität nimmt mit abnehmendem Filamentdurchmesser zu. Jedoch sinkt bei konstantem Magnetfeld der kritische Strom¹⁾. Deshalb wird mit der Stromdichte

$$j_{SL} = 1 \cdot 10^5 \text{ A/cm}^2$$

eine gegenüber dem vollstabilen Leiter kleinere Stromdichte gewählt. Um die Sicherheit gegen einen unerwünschten "Quench" zu erhöhen, werden hier mit Kupfer teilstabilisierte Leiter mit $\alpha = 4,4 : 1$ (900 A) bzw. $\alpha = 5 : 1$ (2000 A) betrachtet.

1) Diese Aussage stützt sich auf den Bericht von P. Smith /5/. Nach neuesten Angaben von Supraleiterherstellern kann die Stromdichte im Supraleiter in weiten Bereichen unabhängig vom gewählten Filamentdurchmesser eingestellt werden.

	I = 900 A $\alpha = 4,4 : 1$	I = 2000 A $\alpha = 5 : 1$
A_{SL} in cm^2	$1 \cdot 10^{-2}$	$2 \cdot 10^{-2}$
A_{Cu} in cm^2	$4,4 \cdot 10^{-2}$	$10 \cdot 10^{-2}$
A_L in cm^2	$5,4 \cdot 10^{-2}$ $\hat{=} 0,2 \cdot 0,17$	$12 \cdot 10^{-2}$ $\hat{=} 0,25 \cdot 0,48$
A_{KI} Kühlung und Isolation in cm^2	$3,44 \cdot 10^{-2}$	$2,3 \cdot 10^{-2}$
A_{gesamt} in cm^2	$8,84 \cdot 10^{-2}$	$14,3 \cdot 10^{-2}$
j in A/cm^2	10^4	$1,4 \cdot 10^4$

$$A_L = A_{SL} + A_{Cu}; \quad A_{ges} = A_L + A_{KI}; \quad j = I/A_{ges}$$

III.1.3. Stromdichtevergleich im Wicklungspaket¹⁾

I [A]	vollstabiler Leiter	eigenstabiler Leiter
900	$j = 5,9 \cdot 10^3 \text{ [A/cm}^2\text{]}$	$j = 1 \cdot 10^4 \text{ [A/cm}^2\text{]}$
2000	$j = 5,8 \cdot 10^3 \text{ [A/cm}^2\text{]}$	$j = 1,4 \cdot 10^4 \text{ [A/cm}^2\text{]}$

1) Die in der Tabelle angeführten Werte sind sehr optimistisch, so dass für den Realfall selbstverständlich die Stromdichte und der Benetzungsgrad durch Detailkonstruktion, Experiment und Fertigung geprüft werden müssen.

III.1.4. Einfluss des zeitlich veränderlichen Magnetfeldes durch Ein- und Abschalten des Plasmastromes

Nach Abschätzungen aufgrund erster Erfahrungen mit dem IPP-Versuchs-MHD-Generator wird beim Zu- und Abschalten des Plasmastromes an der Magnetwicklung eine zeitlich veränderliche magnetische Induktion $B \leq 1 \text{ T/s}$ über eine Zeit von 15 ms erwartet.

Im Wicklungspaket treten Supraleiterverluste und Verluste durch ungenügenden Twist auf. Diese Verluste können unter Umständen zu einem Normalleitendwerden des Magneten führen.

III.1.4.1. Verluste im Supraleiter allein

Die Verlustleistung im Supraleiter ist näherungsweise /4/

$$P = \frac{2}{\pi} \dot{B} \cdot j_c \cdot d \cdot 10^{-4}$$

mit $P \text{ [W/cm}^3\text{]}$ = Verlustleistung, bezogen auf das Supraleitervolumen

$\dot{B} \text{ [T/s]}$ = zeitlich veränderliche magnetische Induktion

$j_c \text{ [A/cm}^2\text{]}$ = kritische Stromdichte

$d \text{ [cm]}$ = Filamentdurchmesser

Beispielsweise ergäbe sich für

$$\dot{B} = 1 \text{ [T/s]; } j_c = 1,5 \cdot 10^5 \text{ [A/cm}^2\text{]; } d = 8 \cdot 10^{-3} \text{ [cm]}$$

eine Verlustleistung im Supraleiter von

$$P = 2 \cdot 10^{-2} \text{ [W/cm}^3\text{]} .$$

Pro 1 cm^3 Supraleitervolumen steht mindestens eine Kühlfläche von 10 cm^2 zur Verfügung. Im Mittel können bei Bläschenver-

dampfung durch flüssiges Helium $\dot{Q} = 0,5$ Watt pro cm^2 Kühlfläche abgeführt werden. Die Verlustleistung im Supraleiter ist also im Vergleich zur Wärmeleistung, die durch Helium abgeführt werden kann, gering.

III.1.4.2. Verluste im Kupfer durch unzureichenden Twist

Zur Verminderung von Verlusten durch zeitvariable Magnetfelder sind die Filamente durch "Twisten" (Verdrillen) elektrisch zu entkoppeln. Nach Smith /4/ ergibt sich die Twistlänge aus

$$l_c = 2\pi \sqrt{(j_c(B) \cdot d \cdot \rho / \dot{B}) \cdot \sqrt{\lambda} \cdot (w/(w+d))}; \quad \lambda = z \cdot d^2 / D'^2$$

mit l_c [m] = Twistlänge¹⁾
 j_c [A/m²] = kritische Stromdichte im Supraleiter
 d [m] = Filamentdurchmesser
 z = Zahl der Filamente
 D' [m] = Durchmesser, welcher den Teil der Matrix begrenzt, der die Supraleiterkerne enthält
 w [m] = Abstand benachbarter Supraleitungskerne

Beispielsweise ergäbe sich für

$$d = 8 \cdot 10^{-5} \text{ [m]}; \quad j_c = 1,5 \cdot 10^9 \text{ [A/m}^2\text{]};$$

$$\rho = 1,72 \cdot 10^{-10} \text{ [\Omega \cdot m]}; \quad \lambda = 1; \quad \frac{w}{w+d} = 0,1$$

eine kritische Twistlänge

$$l_c \approx 1 \text{ cm}$$

1) Maximale Twistlänge, bei der die Filamente trotzdem schon völlig entkoppelt sind.

Für einen 2000 A-Leiter ist die fertigungstechnisch mögliche Twistlänge l grösser als l_c , d.h. die Filamente sind unvollständig elektrisch entkoppelt. Es treten zusätzliche Verluste auf, die proportional l^2/l_c^2 sind. Die kritische Twistlänge l_c kann vergrössert werden, wenn man den Leiter aus mehreren gegeneinander isolierten und transponierten Filamentleitern aufbaut. Ein solcher Leiter ist jedoch wegen der grossen Flächenpressungen in der Dipolwicklung ungeeignet.

III.1.4.3. Gegenmassnahmen

Mögliche Massnahmen gegen den Einfluss des zeitlich veränderlichen Magnetfeldes sind:

- Erhöhen des Kupferanteiles im Leiter, um die Wärmekapazität zur Aufnahme der kurzzeitig auftretenden Verluste zu vergrössern;¹⁾
- Elektrisch gut leitende Abschirmbleche auf der Temperatur von 4,5 K. Durch sie wird ein Eindringen des zeitlich veränderlichen Magnetfeldes in die Wicklung verhindert.

In beiden Fällen sind die auftretenden induzierten Verluste durch die Kälteanlage zu decken.

1) Dieser Vorschlag gründet sich auf folgenden Überlegungen:
Das zeitlich veränderliche Magnetfeld dringt vom Kanal her in die innerste Schale mit endlicher Eindringtiefe ein. Eine Grössenabschätzung liefert im Kupfer eine Skintiefe von ca. 3 mm. In erster Näherung treten die Wirbelstromverluste ausschliesslich in der innersten Wicklungsschale auf, wenn aus Fertigungsrücksichten eine minimale Schalendicke von 5 mm angenommen wird. Die Erhöhung des Kupferanteils im Leiter der innersten Schale gestattet eine grössere Schalendicke. Konsequenzen sind:

- die Wirbelstromverluste steigen nur geringfügig an
- die Wärmekapazität nimmt proportional zur Erhöhung des Cu-Anteils zu
- es tritt eine geringere Temperaturerhöhung im Leiter auf.

Nach diesen Überlegungen reicht es aus, nur in der innersten Schale den Cu-Anteil zu erhöhen. Im Falle der Realisierung ist eine experimentelle Prüfung erforderlich.

III.1.5. Auswahl des Leiters

Nach unserem heutigen Wissensstand ist noch kein supraleitender Magnet mit einer gespeicherten Energie grösser als 1 MJ in Betrieb, der einen nicht vollstabilen Leiter benutzt. Theoretisch gibt es keine zwingenden Gründe, die einen nicht vollstabilen Grossmagneten ausschliessen. Für den MHD-Dipolmagneten wird die volle Funktionsfähigkeit in dem Generatorsystem vorausgesetzt. Das Risiko bei Einsatz ungenügend erprobter Technologien ist daher möglichst klein zu halten.

Die mechanische Festigkeit des Leiters - siehe III.8.1. - gegenüber den elektromagnetischen Wicklungskräften begrenzt bei Grossmagneten die zulässige Stromdichte. Die in kommerziellen Leitern maximal erreichbare Stromdichte kann nicht ausgenutzt werden.

Für einen Kompaktleiter mit hohem Kupferanteil (möglichst vollstabilisiert) sprechen:

- hohe mechanische Festigkeit durch kleine Stromdichte im Wicklungspaket
- geringes Funktionsrisiko
- günstiges Quenchverhalten
- geringer Einfluss kurzzeitiger zeitabhängiger Magnetfelder beim Zu- und Abschalten des Plasmastromes.

Ein Leiter für grosse Stromstärke führt im Magneten zu einer kleinen Selbstinduktion und folglich zu kleinen Auf- und Aberrungs-Zeitkonstanten. Ein grosser Leiterquerschnitt verkürzt beim Bau des Magneten die Wickelzeit.

Für den MHD-Magneten wird für die vorgegebene Aufgabenspezifikation ein vollstabiler, kompakter 2000 A-Leiter als optimal angesehen. Die Entscheidung erfordert aber im Realfall noch eine Überprüfung bezüglich ihrer Konsequenzen.

III.2. Wicklungsgeometrie

III.2.1. Kreisförmiger Innenquerschnitt des Magneten

Gefordert wird ein Kanalquerschnitt auf Raumtemperatur mit 35 cm Radius.

III.2.1.1. Überlappende elliptische Stromverteilung

Das ideale magnetische Dipolfeld kann durch eine überlappende elliptische Stromverteilung erzeugt werden (siehe Bild 1). Vorgegeben sind die magnetische Induktion des Dipols B_y , die Stromdichte j und der Aperturdurchmesser d . Unter den für diese Daten möglichen überlappenden elliptischen Stromverteilungen ist diejenige zu finden, welche minimalen Wicklungsquerschnitt besitzt.

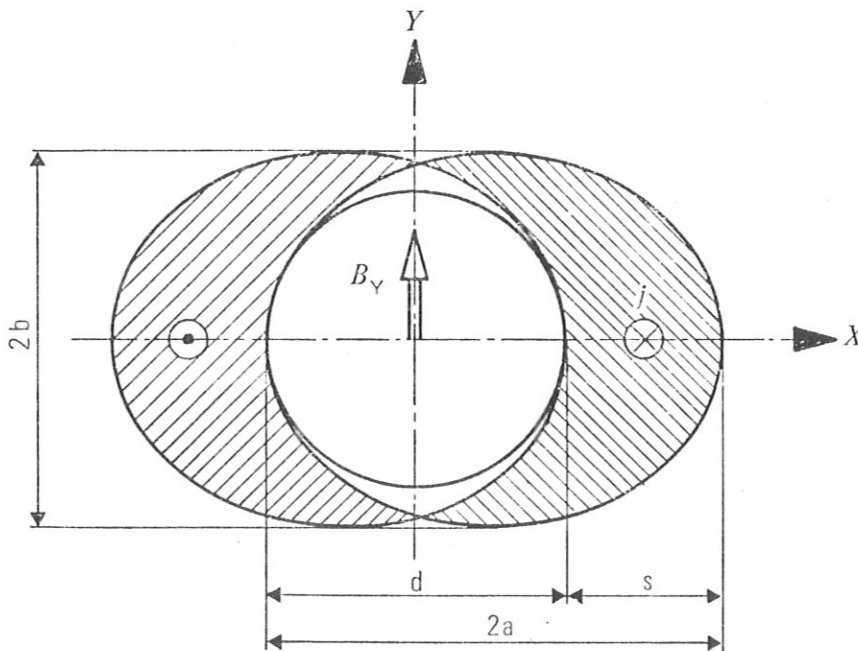


Bild 1: Überlappende elliptische Stromverteilung

Zugrunde gelegt werden nach Wilson /6/ die Beziehungen

für die Feldstärke:

$$B_y = 4\pi \cdot 10^{-5} \cdot j \cdot s / (1 + a/b)$$

mit B_y in [T]; j in [A/cm²]; s in [cm];

für den Wicklungsquerschnitt:

$$A_w = 4ab (\pi + \sin 2\theta - 2\theta)$$

mit $\cos \theta = s/2a$, A_w in cm².

Mit den angenommenen Werten für

$$d = 77 \text{ cm}^{1)} \quad (\text{Kryostatinnenradius } 35 \text{ cm} + \text{Zuschlag bis zum Wicklungsinnenradius } 3,5 \text{ cm}),$$

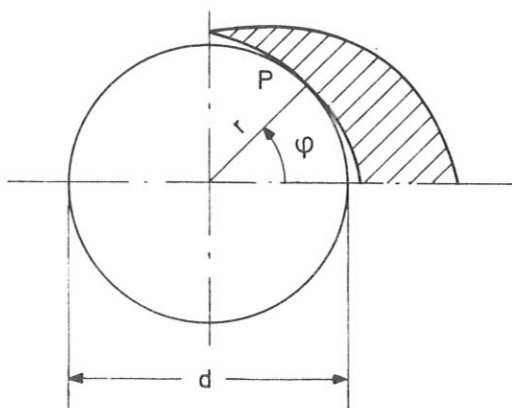
$$B_y = 5 \text{ T}$$

führen die obigen Gleichungen zum folgenden Ergebnis:²⁾

	j in A/cm ²	s in cm	minimaler Wicklungsquerschn. in cm ²
vollstabiler Leiter	$5,8 \cdot 10^3$	14,6	2382
eigenstabiler Leiter	$1 \cdot 10^4$ (I = 900 A)	8,6	1315
	$1,4 \cdot 10^4$ (I = 2000 A)	5,8	921

1) Wie sich später herausstellen wird (vgl. III.5.1.) ist der Durchmesser mit 77 cm zu klein festgelegt. Für einen Ver-
gleich der Wicklungsquerschnitte ist dies jedoch ohne Be-
deutung.

2) Nur die oben angegebenen Gleichungen sind der Arbeit von Wilson entnommen. Die Minimalisierung des Wicklungsquerschnitts erfolgte unabhängig von der Arbeit von Wilson mit einem bereits bei Siemens vorhandenen Rechenprogramm für einen Kleincomputer. Dabei wird der Berührungspunkt P der inneren Ellipse mit dem Aperturkreis so variiert, dass der Wicklungsquerschnitt minimal wird. Das Minimum ergibt sich für $\psi = 45^\circ$.



III.2.1.2. Sektoranordnung

Durch eine Anordnung von Sektoren mit konstanter Stromdichte am Kreisumfang kann die ideale $\cos \theta$ -Stromverteilung für den idealen Dipol ebenfalls angenähert werden. Nach einer harmonischen Analyse wird nach Coupland /7/ die in Bild 2 gezeigte Anordnung betrachtet.

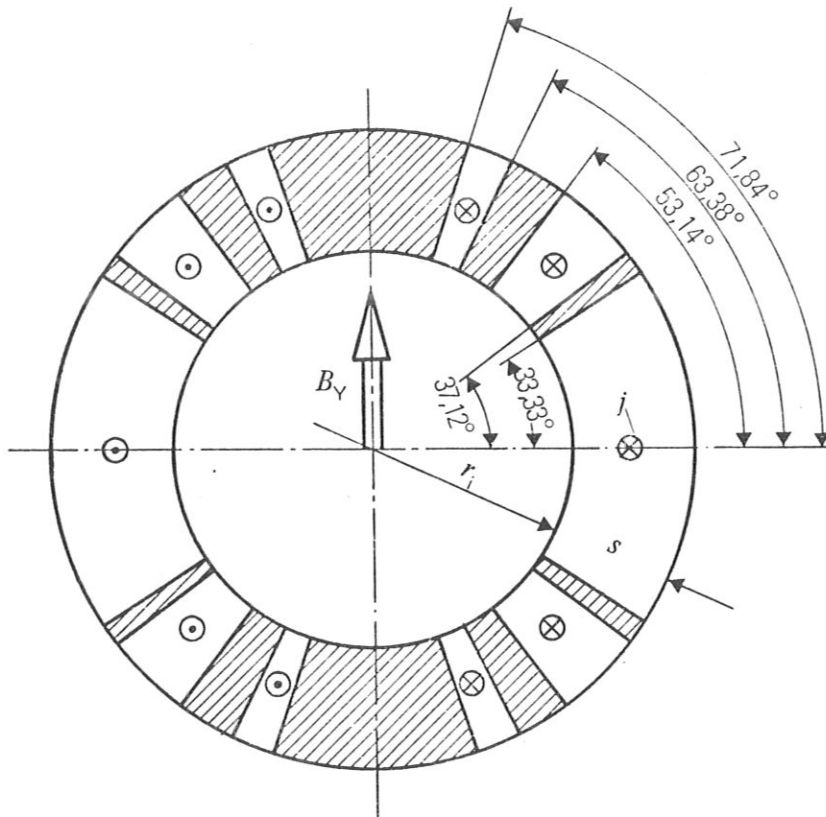


Bild 2: Sektoranordnung

Für das magnetische Feld gilt, da höhere Entwicklungskoeffizienten vernachlässigbar sind,

$$B_Y [T] = \frac{1}{2} \mu_0 \cdot j_1 \cdot 10^{+4}$$

mit

$$j_1 = 1,022 \cdot j [A/cm^2]; \mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-9} [V \cdot s / A \cdot cm]$$

Mit $d = 77$ [cm] und $B = 5$ [T] (siehe oben) führt dies zu folgenden Ergebnissen ¹⁾:

	j [A/cm ²]	s [cm]	Wicklungsquerschnitt [cm ²]
vollstabiler Leiter	$5,8 \cdot 10^3$	13,5	2465
eigenstabiler Leiter ($I = 900$ A)	$1,0 \cdot 10^4$	7,8	1334
eigenstabiler Leiter ($I = 2000$ A)	$1,4 \cdot 10^4$	6,5	938

III.2.1.3. Optimaler Wicklungsquerschnitt²⁾

Der Vergleich der oben beschriebenen Anordnungen zeigt: Bei gleicher Stromdichte beansprucht die Anordnung mit der überlappenden elliptischen Stromverteilung weniger Wicklungsquerschnitt, d.h. geringeres Leitervolumen, als die Sektoranordnung.

Im folgenden wird daher für kreisförmigen Magnet-Innenquerschnitt nur die Anordnung mit der überlappenden elliptischen Stromverteilung betrachtet.

1) Vgl. dazu Anmerkung 1 zu Kap. III.2.1.1.

2) Unter "optimalem" Wicklungsquerschnitt wird hier der "minimale" verstanden. Ein Vergleich der Wickelkopflänge bei elliptischer Stromverteilung und Sektoranordnung unter Berücksichtigung der Felderhöhung im Leiter, wurde in der Studie nicht explizit betrachtet. Nach bisheriger Erfahrung ist kein wesentlicher Unterschied zu erkennen.

III.2.2. Quadratischer Innenquerschnitt des Magneten

Alternativ zum kreisförmigen Querschnitt mit 70 cm Durchmesser wird ein quadratischer Kanalquerschnitt auf Raumtemperatur von $60 \times 60 \text{ cm}^2$ zugelassen. Für die Wicklung des Magneten wird ein Innenquerschnitt von $67 \times 67 \text{ cm}^2$ zugrunde gelegt ¹⁾. Der ideale Dipol mit sich überlappenden elliptischer Stromverteilung wird durch eine Balkenanordnung genähert beschrieben ²⁾.

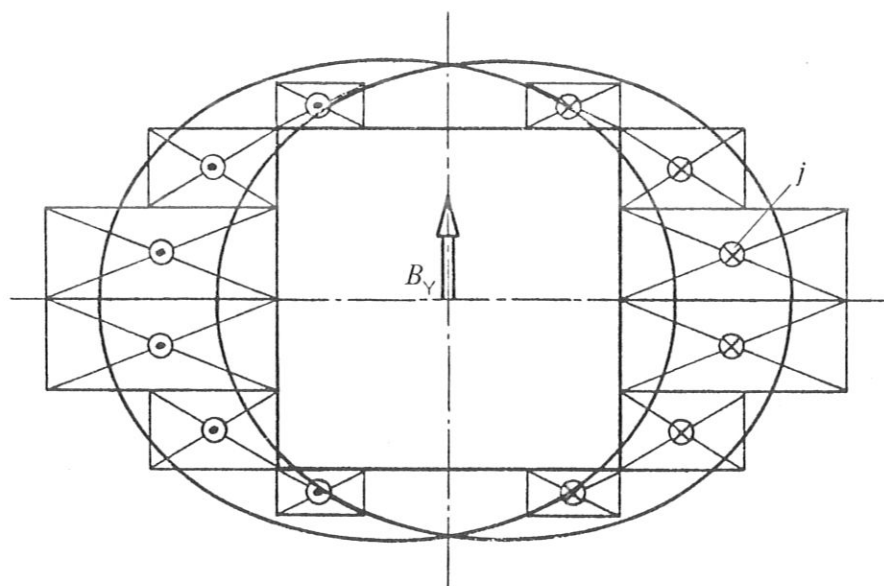


Bild 3: Balkenanordnung

-
- 1) Vgl. auch hierzu die Anmerkung 1 zu Kap. III.2.1.1.
 - 2) Es wurde eine grobe Optimierung durch Flächenvergleich einer elliptischen Stromverteilung mit einer Balkenanordnung durchgeführt. Dieses Konzept erschien von vornherein so ungünstig, dass auf eine Feinoptimierung verzichtet wurde.
Ein Vergleich des Wicklungsquerschnittes mit dem Konzept für kreisförmigen Innendurchmesser erschien nutzlos, da für eine reale Ausführung andere Kriterien ausschlaggebend sind (s. Kap. III.3.).

Für die in Bild 3 gezeigte Anordnung wird bei vorgegebener Stromdichte mit dem Rechenprogramm "ZYMAG" ¹⁾ die "Feldmappe" für die magnetische Induktion im Kanal berechnet. Die Grösse der Rechteckbalken ergibt sich, wenn im Kanal die magnetische Induktion von 5 T und die Feldhomogenität mit einer Abweichung $\leq 5\%$ erzielt wird.

Ergebnisse der Rechnung mit dem Programm "ZYMAG" sind in Bild 4 angegeben.

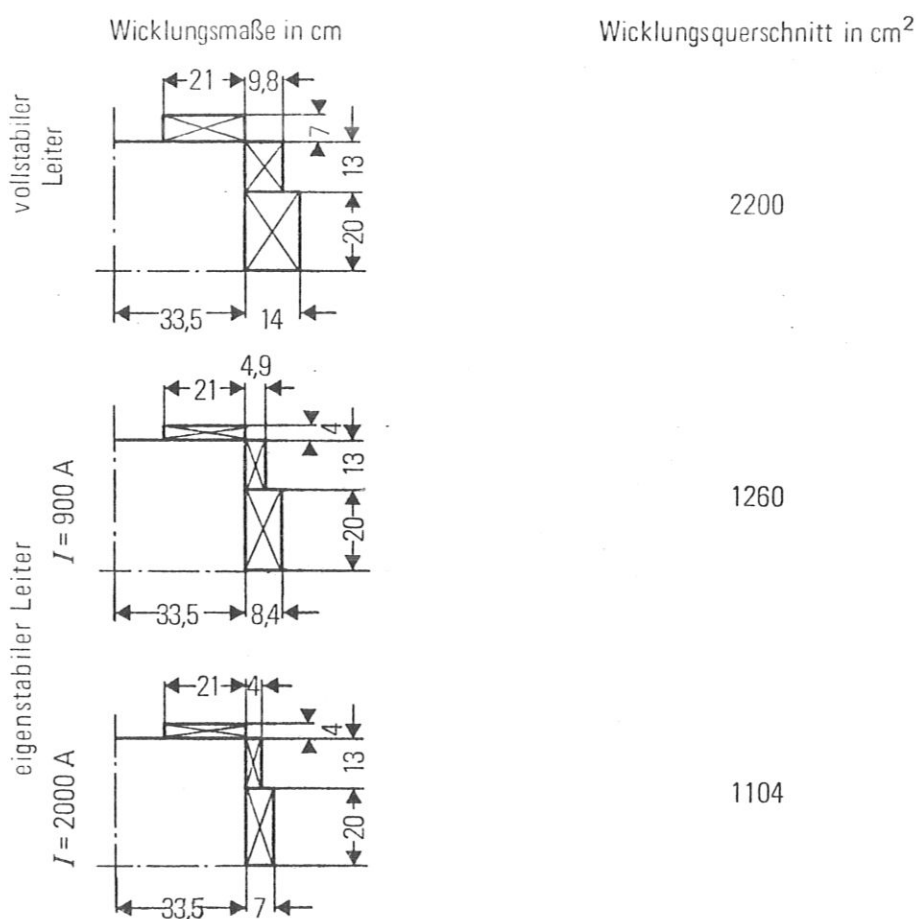


Bild 4: Wicklungsmasse für Balkenanordnung bei quadratischem Magnet-Innenquerschnitt

1) Sämtliche Computerrechnungen wurden mit dem SIEMENS-System 4004/55 durchgeführt.

III.3. Wicklungskonzepte

III.3.1. Kreisförmiger Magnet-Innenquerschnitt

Als Elemente zum Aufbau der Wicklung kommen Flachspulen - sog. Pancakes - oder Schalen in Frage, siehe Bild 5. Dabei müssen die Flachspulen zur Stromrückführung an den Enden gekröpft werden.

Der Wicklungsaufbau für eine Pancake- bzw. Schalenanordnung einschliesslich der Ausbildung des Wickelkopfes ist in Bild 6 bzw. in Bild 19 gezeigt.

III.3.2. Quadratischer Magnet-Innenquerschnitt

In Bild 7 und Bild 8 werden 2 Wicklungsanordnungen vorgestellt, die sich an die obige Pancake- bzw. Schalenanordnung anlehnen.

III.3.3. Vergleich der Wicklungskonzepte

Zu vergleichen sind:

a) Wicklungskopflänge

Bedingt durch die Stromrückführung wird der Magnet über die Länge des idealen Dipols hinaus durch die Wickelköpfe verlängert. Es ist die Anordnung mit kleinster Wickelkopflänge und kleinster Störung der magnetischen Feldhomogenität durch den Wickelkopf zu finden.

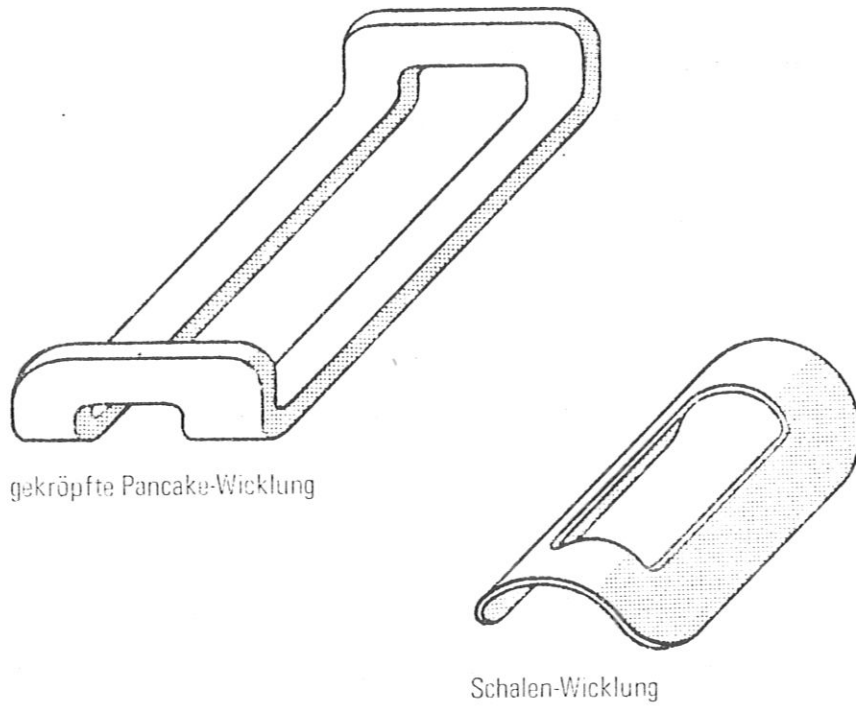


Bild 5: Elemente zum Aufbau einer Wicklung bei kreisförmigem Magnet-Innenquerschnitt

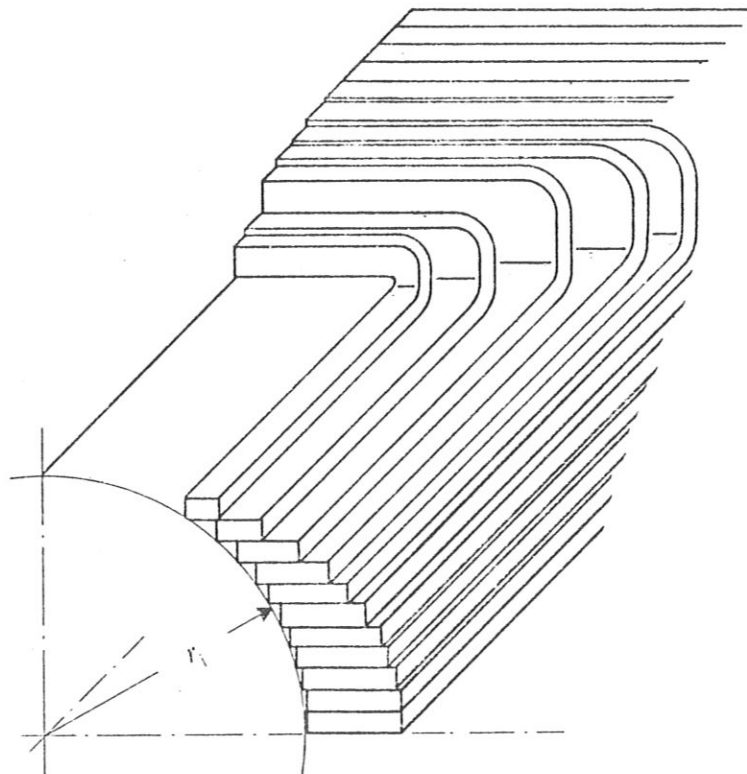


Bild 6: Pancake-Anordnung

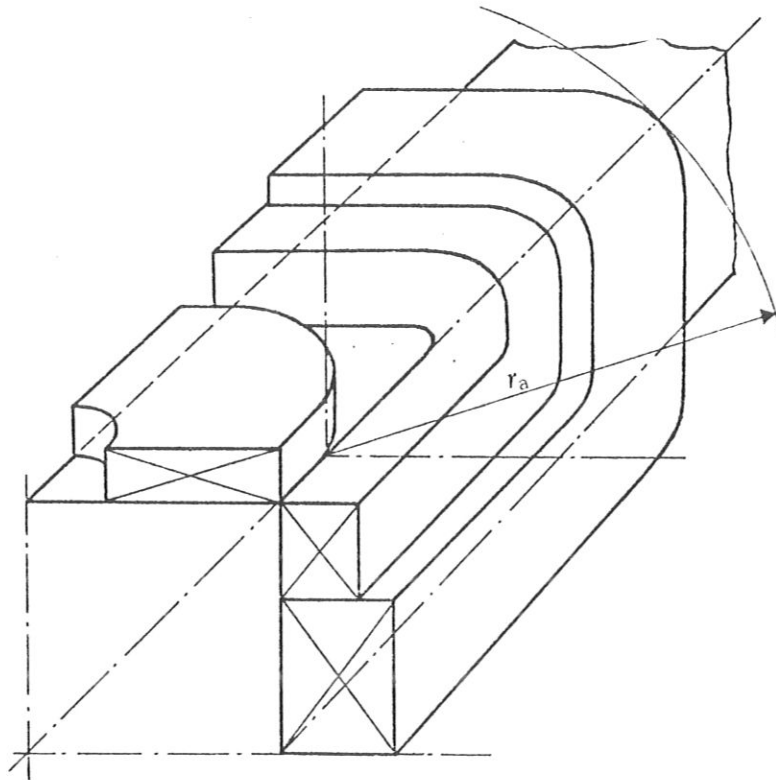


Bild 7: Wicklungsanordnung einschl. Wickelkopf für quadratischen Magnet-Innenquerschnitt - Konzept I - (gezeichnet für 1. Quadranten)

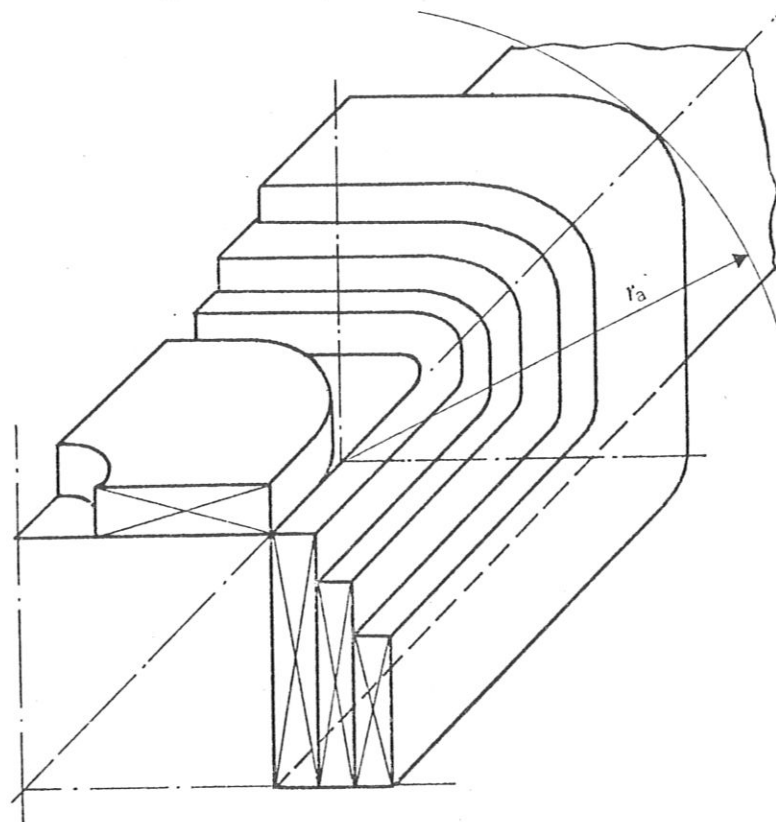


Bild 8: Wicklungsanordnung einschl. Wickelkopf für quadratischen Magnet-Innenquerschnitt - Konzept II - (gezeichnet für 1. Quadranten)

b) Kraftübertragung¹⁾

Es treten elektromagnetische Kräfte von einigen 10 kN/cm im Wicklungspaket auf (siehe Bild 9). Jede Leiterbewegung ist zu verhindern. Die aus der Wicklung weisenden Kräfte sind konstruktiv möglichst in Form von Zugspannungen aufzunehmen.

c) Wickeltechnik¹⁾

Unabhängig vom zu wählenden Leitertyp sind Kühl drainagen vorzusehen. Anzustreben ist eine kurze Wickelzeit bei einer einfach zu handhabenden und zu fertigenden Wickelvorrichtung.

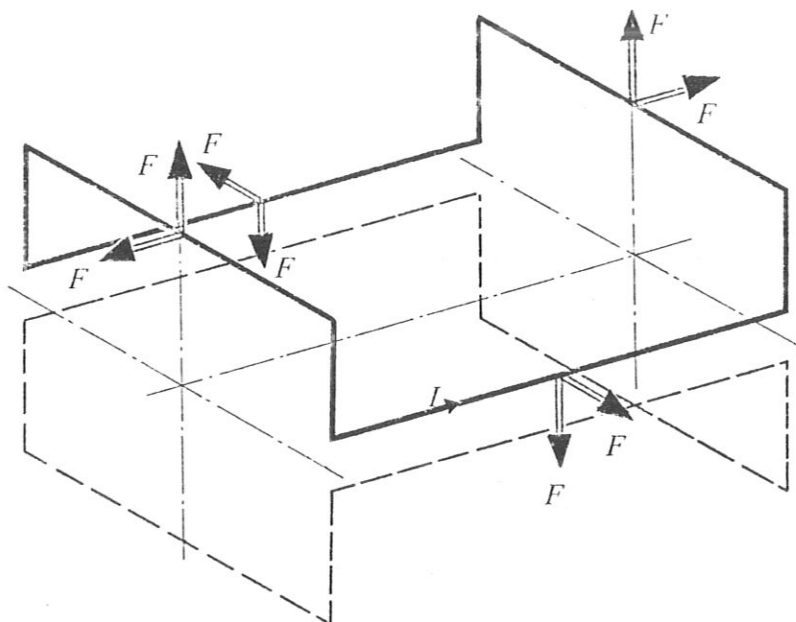


Bild 9: Elektromagnetische Kräfte

1) Kraftübertragung und Wickeltechnik sind unserer Ansicht nach so entscheidend, dass dabei Wickelkopflänge und Leitervolumen eine untergeordnete Rolle spielen.

Der Vorschlag - kreisförmiger Innenradius und Schalenwicklung - wird durch die bisherigen Erfahrungen an verschiedenen Stellen gestützt. Die Bemerkungen zur Wickeltechnik in der Tabelle, S. 23 der Studie, beruhen wesentlich auf der Diskussion mit Wicklungsexperten.

		Wickelkopf- länge, be- zogen auf den Radius r_i	Bemerkung zur	
			Kraftübertragung	Wickeltechnik
Kreisförmiger Magnet-Innenquerschnitt	Pancake-Anordnung	≈ 1	Treppenförmige Aussenkontur erfordert aufwendige Konstruktion, um bei tiefer Temperatur überall Kraftschlüssigkeit zu garantieren.	Möglichkeiten d. Wickelns 1. Flachspule wird gewickelt und anschl. werden die Köpfe abgebogen. Auffedern des Kopfes ist zu verhindern. 2. Gekröpfter Pancake wird in endgültige Form gewickelt. <u>Nachteil:</u> Komplizierte Wickelvorrichtung ist erforderl. Kühlkanäle zw. den Pancakes sind nur bei vertikaler Anordnung optimal wirksam (s.Bild 10).
	Schalenanordnung	$\approx 1,5$	Radialkräfte einer oder mehrerer Schalen können durch Bandagen in Zugspannungen umgesetzt werden. Es ist ein kontrollierter Spannungsabbau im Wicklungspaket möglich.	Schale wird in endgültiger Form gewickelt. Wickelvorrichtung dürfte einfacher als bei Pancake-Anordnung sein. Kühlkanäle zw. den Schalen sind möglich.
Quadratischer Magnet-Innenquerschnitt	Konzeption I	$\approx 1,4$	Einfache Aussenkontur des geraden Teiles ist günstig. Wickelköpfe erfordern aufwendige Kraftaufnahmekonstruktion.	Komplizierte Wickelvorrichtung gestattet Wickeln eines Teilpaketes mit vertikalen Kühlkanälen im geraden Dipolteil. <u>Nachteil:</u> Kühlkanäle sind im Wickelkopf waagerecht. Deshalb wäre ein Kröpfungs- winkel $< 90^\circ$ für die Kühlung günstig.
	Konz. II	$\approx 1,4$	Wicklungskopf ist einfacher als oben zu beherrschen.	wie oben

Die Angaben in dieser Tabelle müssen bei der Realisierung eines Magneten noch einmal im Hinblick auf spezielle Eigenschaften einer vorgeschlagenen Konstruktion überprüft werden.

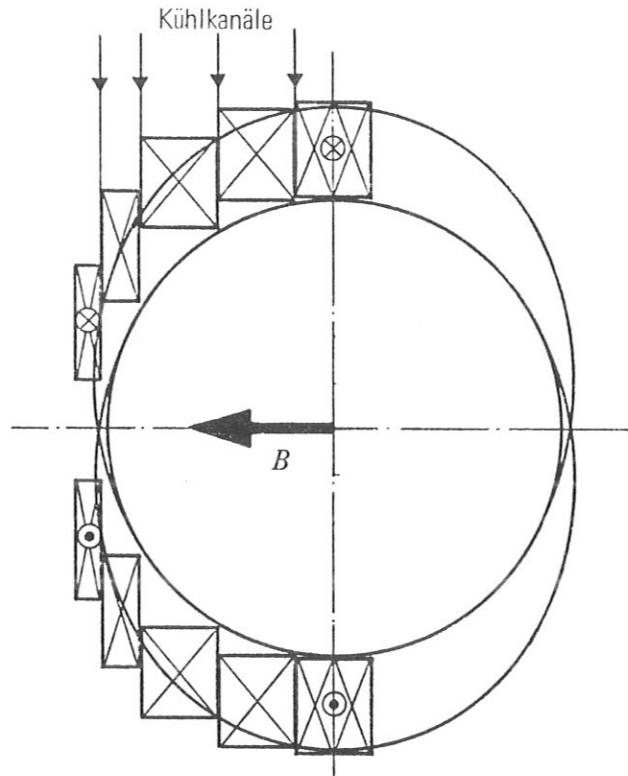
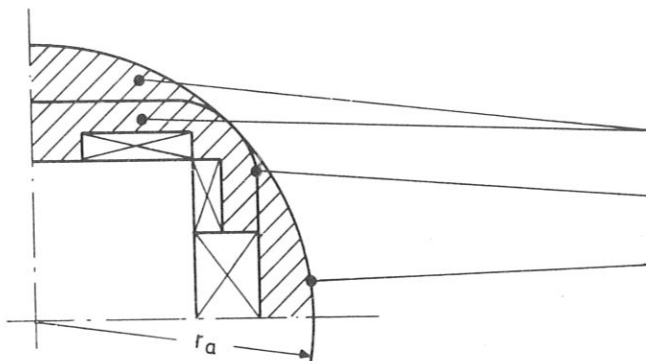


Bild 10: Pancake-Anordnung bei optimaler Kühlung

Bemerkung zum quadratischen Magnet-Innenquerschnitt

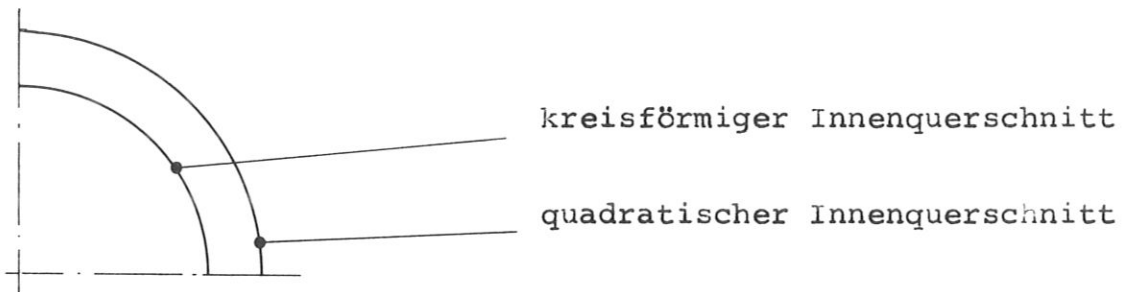
Eine Bandagenanordnung zur Kraftaufnahme erfordert den Übergang vom quadratischen Querschnitt zum Kreisquerschnitt. Der Innenradius r_a der Bandagenanordnung wird durch die Geometrie des Wicklungskopfes bestimmt (s. Skizze).



- Schnitt im Bereich zwischen den Wickelköpfen
- Kraftübertragungselemente
- Wicklungskopf
- nur auf Zug belastete Bandage

Im Hinblick auf eine einfache Kryostatkonstruktion wird der Innendurchmesser der Bandage über die Gesamtlänge des Magneten konstant angesetzt. Es sind ca. 30 % des von der Bandage umschlossenen Volumens durch Kraftübertragungselemente auszufüllen.

Gegenüber dem Konzept mit kreisförmigem Magnet-Innenquerschnitt ist der Bandagen-Innendurchmesser um ca. 20 % grösser (s. Skizze).



Schlussfolgerung

Es wird eine Wicklung mit kreisförmigem Magnet-Innendurchmesser und schalenförmigem Aufbau vorgeschlagen. - Ein detaillierter Vergleich sämtlicher denkbaren Wicklungskonfigurationen und Konzepte liegt ausserhalb der vorgegebenen Aufgabenstellung ¹⁾.

1) Ausserdem musste eine realisierbare Lösung in sehr kurzer Zeit fixiert werden.

III.4. Ideale Eisenabschirmung

Eine Eisenabschirmung kann für einen MHD-Magneten folgende Vorteile bringen:

- a) Das Streufeld des Magneten wird reduziert.
- b) Die erforderlichen Amperewindungen, um ein bestimmtes Magnetfeld zu erzeugen, werden verringert. Es wird somit die von der Wicklung aufzunehmende bzw. abzuleitende magnetische Kraft kleiner. Bei vorgegebener Amperewindungszahl wird das Feld erhöht.
- c) Die gespeicherte magnetische Energie wird verkleinert bei konstantem Magnetfeld.

Mit dem Rechenprogramm "DIPOL 1" wird die Wicklungsgeometrie und die Kontur einer idealen Eisenabschirmung berechnet.

Dabei werden vorgegeben:

- Innendurchmesser des Magneten
- Stromstärke
- Windungsdichte
- magnetische Induktion am Pol der Eisenabschirmung
- mittlere zulässige magnetische Induktion im Eisen
- magnetische Induktion im Magnet-Innenquerschnitt

Die Eisenabschirmung wird mit der Permeabilität $\mu \rightarrow \infty$ so angeordnet, dass sie die durch die unabgeschirmte Wicklung gegebene Feldhomogenität nicht stört. Der magnetische Fluss wird vollständig durch das Eisen zurückgeführt.

Die Rechenergebnisse und ein Vergleich des Wicklungsquerschnittes mit dem unabgeschirmten Dipol sind in Bild 11 und Bild 12 angegeben.

Die ideale Eisenabschirmung reduziert den Wicklungsquerschnitt um ca. 10 % gegenüber einer unabgeschirmten Anordnung. Eine konstruktiv ausgeführte Abschirmung hat ein Gewicht von ca. 120 t. Sie wäre damit viel teurer als die 10 % Supraleiter, die eingespart werden könnten.

Von grösserem Interesse könnte eine unvollkommene Eisenabschirmung sein, die das Streufeld an einem gewünschten Ort unter einen tolerierbaren Grenzwert senkt. Aber solche Untersuchungen können erst innerhalb einer realen Konstruktion durchgeführt werden.

Im folgenden wird, falls nicht besonders hervorgehoben, nur der unabgeschirmte Dipol betrachtet.

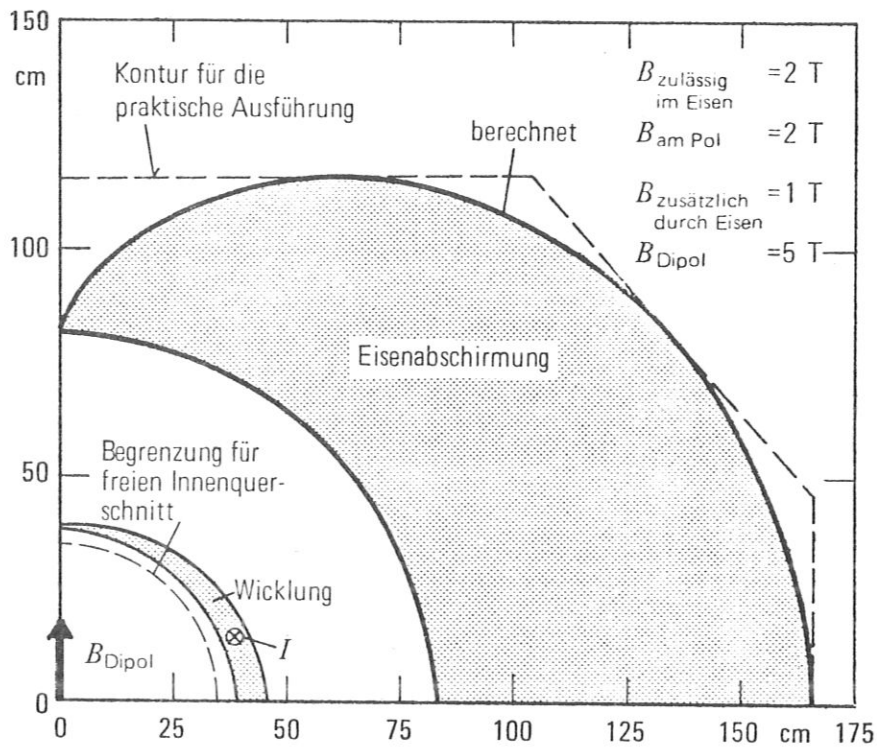


Bild 11: Dipol mit Eisenabschirmung (2-dimensional berechnet) eigenstabiler Leiter $I = 900 \text{ A}$

Wicklungsgeometrie	Wicklungsquerschnitt in cm^2	Abnahme des Wicklungsquerschnittes gegenüber Anordnung ohne Eisen in %	Zusätzliche mag. Induktion durch Eisenab- schirmung in T
<p>eigenstabiler Leiter $I = 900 \text{ A}$ 38,5 cm</p>	1175	10,5	1,0
<p>eigenstabiler Leiter $I = 2000 \text{ A}$ 38,5 cm</p>	830	10,0	1,0
<p>vollstabiler Leiter $I = 900 \text{ bzw. } 2000 \text{ A}$ 38,5 cm</p>	2130	10,5	1,0

Bild 12: Wicklungsquerschnitt bei Eisenabschirmung
 $B_{\text{Dipol}} = 5 \text{ T}$, $B_{\text{Eisenpol}} = 2 \text{ T}$, $B_{\text{zulässig im Eisen}} = 2 \text{ T}$

III.5. Magnetische Felder

Für eine Stromdichte $j = 140 \text{ A/mm}^2$ ¹⁾ im gesamten Wickelpaket werden sämtliche folgenden Berechnungen und die Konstruktion ausgeführt. Es wird so der für die Festigkeitsrechnung in der Wicklung ungünstigste Fall betrachtet.

Die magnetischen Felder werden für den unendlich langen Dipol und den Dipol mit Wicklungsrückführung berechnet, und zwar im Kanalraum, in der Wicklung selbst und als Streufeld im Aussenraum. Der Einfluss einer nichtoptimalen Eisenabschirmung wird angegeben.

III.5.1. Unendlich langer Dipol

Durch Festigkeitsrechnungen und Konstruktion wird der Innenradius der Wicklung mit $r_i = 41,5 \text{ cm}$ ²⁾ festgelegt. Mit der vorgegebenen magnetischen Induktion und Stromdichte wird eine überlappende elliptische Wicklungsanordnung nach Wilson so berechnet, dass der erforderliche Wicklungsquerschnitt minimal wird.

-
- 1) Im Fall des vollstabilen Leiters sind zu erwarten:
- geringere Störung der Feldhomogenität im Plasmakanal durch die Wickelköpfe
 - geringere Feldüberhöhung im Leiter
- 2) Der Innenradius von 41,5 cm wurde durch die Konstruktion erst in der Endphase der Studie fixiert. Aus Zeitgründen war es nicht möglich, sämtliche Rechnungen, die die Dipolrückführung umfassen, wiederholt durchzuführen. Die Rechnungen in den Bildern 21 bis 28 beruhen auf einem Innenradius von 38,5 cm. Dieser Radius war zwischenzeitlich als Eingangsgrösse der Konstruktion vorgegeben worden. Eine Übernahme der Rechenergebnisse für einen Innenradius von 41,5 cm dürfte zulässig sein, da sich bei einer Innendurchmesservariation um 6 % keine anderen qualitativen Aussagen ergeben.

Die Wicklung wird aus Doppelschalen mit 12 mm Gesamtdicke (Leiter und Kühlkanäle eingeschlossen) aufgebaut. Die ideale überlappende elliptische Wicklungsanordnung wird durch die Doppelschalen in guter Näherung verwirklicht - siehe Bild 13.

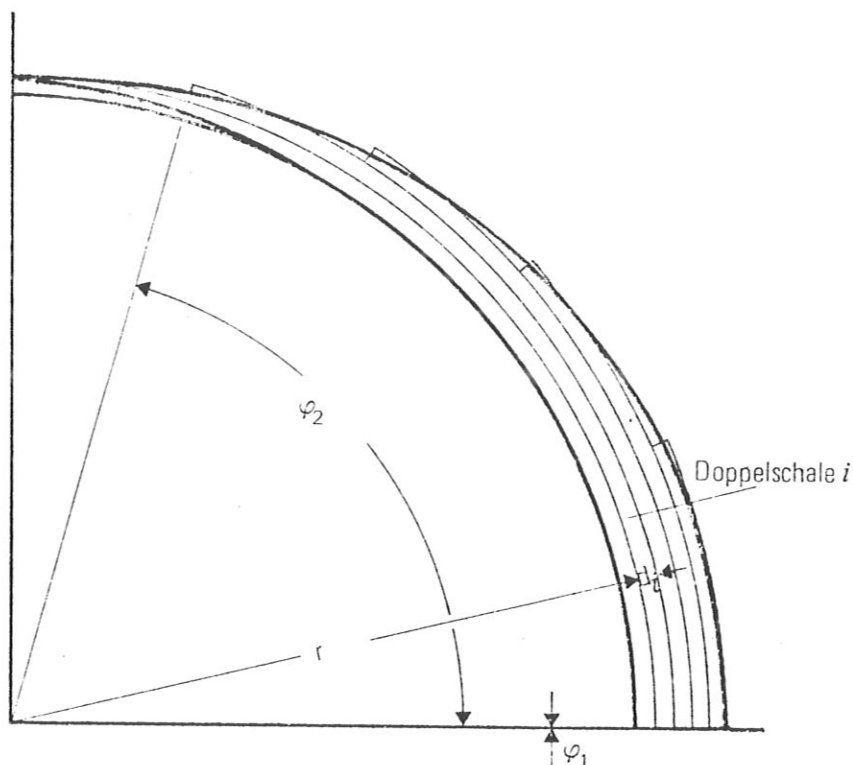


Bild 13: Ersetzen der idealen überlappenden elliptischen Wicklungsanordnung durch eine Schalenanordnung

Die 5 Doppelschalen, aus denen sich die Wicklung zusammensetzt, werden durch folgende Daten beschrieben:

φ_1 [Grad]	φ_2 [Grad]	Innen- radius [cm]	Dicke [cm]	Stromdichte [A/cm ²]
0	80	41,5	1,2	14000
0	75	42,7	1,2	14000
0	58	43,9	1,2	14000
0	42	45,1	1,2	14000
0	23	46,3	1,2	14000

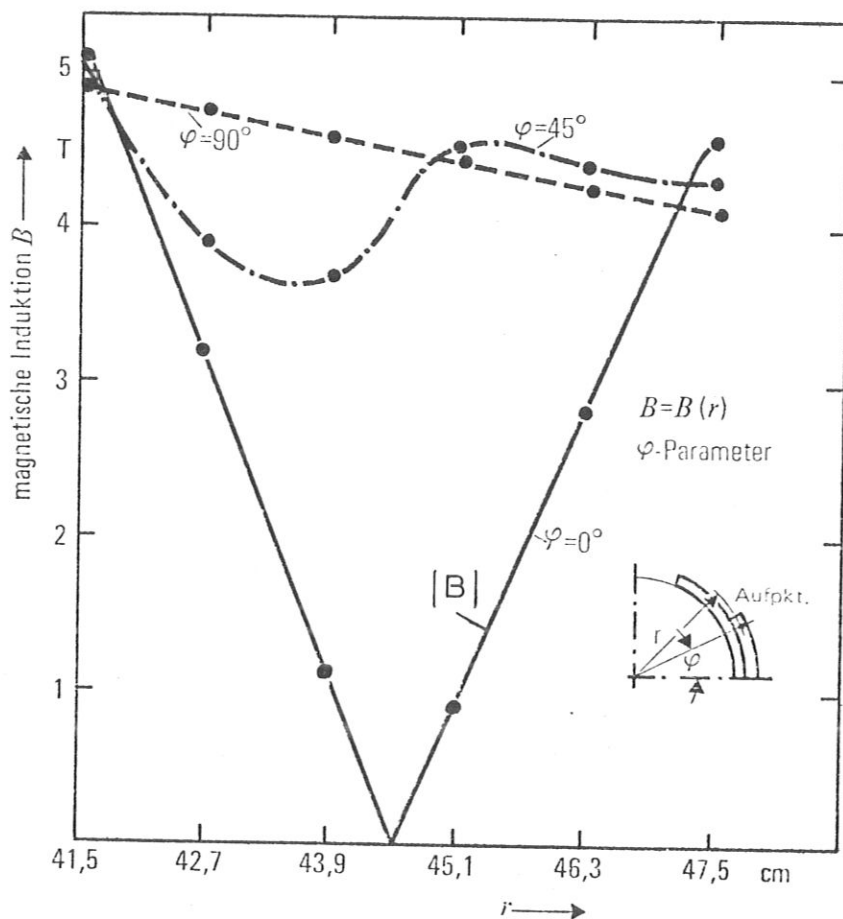


Bild 15: Magnetische Induktion in der Wicklung

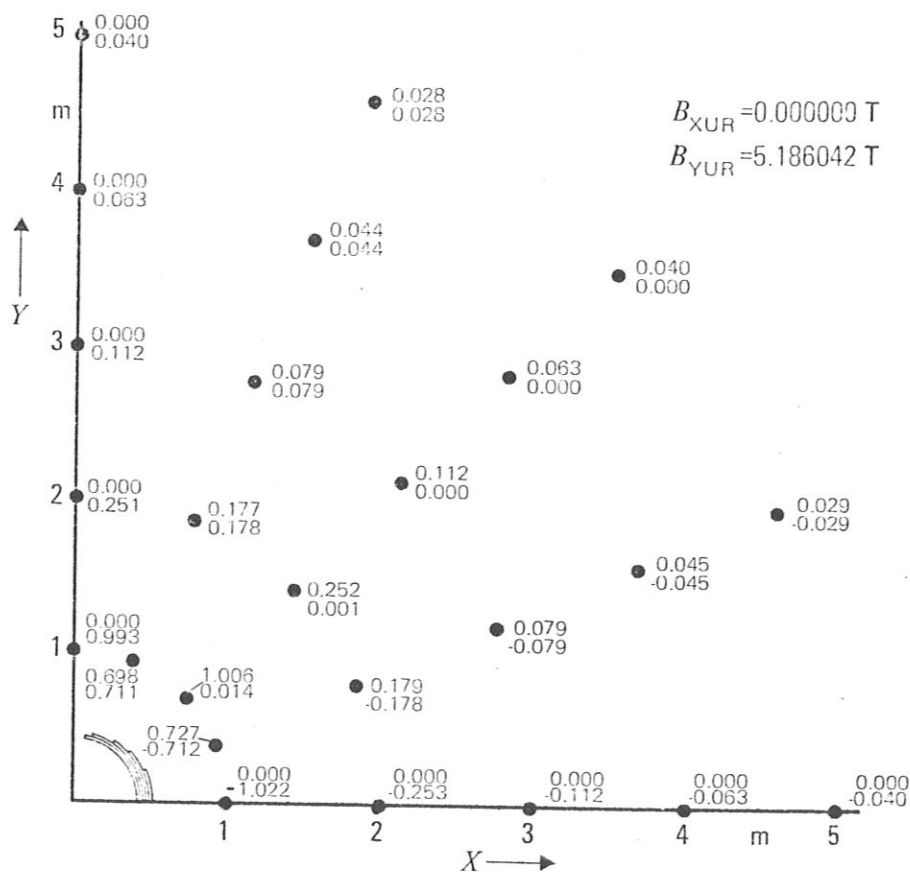


Bild 16: Magnetische Induktion, Aufpunkte im Aussenraum, $r \leq 5$ m, Schnitt bei $Z = 0$ m

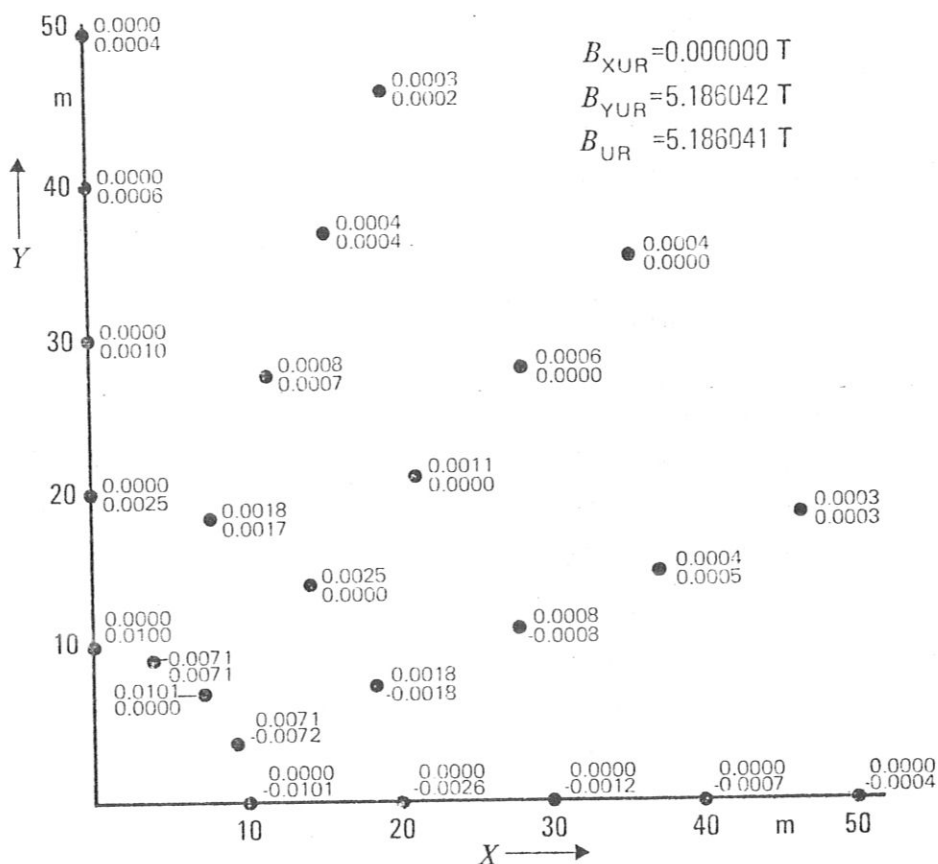


Bild 17: Magnetische Induktion-Aufpunkte im Außenraum $r \leq 50\text{m}$
Schnitt bei $Z = 0. \text{m}$

Bild 17: Magnetische Induktion, Aufpunkte im Außenraum, $r \leq 50 \text{ m}$, Schnitt bei $Z = 0. \text{m}$

III.5.2. Dipol mit Wicklungsköpfen

Eine genaue Beurteilung von Kräften und möglichen Feldüberhöhungen im Wickelkopf sowie eine Aussage über die reale magnetische Länge der Anordnung erfordert eine magnetische Feldberechnung für den Dipol mit Rückführungsköpfen.

Die magnetische Induktion wird in vorzugebenden Aufpunkten mit dem Rechenprogramm "DISORB" berechnet. Die schalenförmigen Wicklungen werden dabei in linienförmige Stromfäden zerlegt. Die in der Rückführung dreidimensional gekrümmten Stromfäden werden durch eine Vielzahl gerader Stücke genähert. Nach dem Gesetz von Biot-Savart wird die magnetische Induktion jedes endlichen, geraden Stromfadens im Aufpunkt berechnet. Summation über alle

Stromfädenbeiträge liefert die resultierende magnetische Induktion in einem Aufpunkt. Zusätzlich zu den in III.5.1. angegebenen Massen wird jede Schale mit Rückführung durch die in Bild 18 eingezeichneten Grössen der Schalenabwicklung beschrieben.

Bild 19 und Bild 20 zeigen zwei mögliche Rückführungsanordnungen. Von der Dipolachse aus gesehen tritt an der Innenseite der Rückführung die grösste magnetische Induktion auf. Für entsprechende Aufpunkte in einem Schnitt der y-z-Ebene bei $x = 0$ wird in Bild 21 die magnetische Induktion für beide Anordnungen verglichen. Anordnung I zeigt im Vergleich zu Anordnung II eine geringere Erhöhung der magnetischen Induktion gegenüber der im Dipolmittelpunkt. Anordnung I beansprucht auch das kleinste Leitervolumen. Das Magnetfeld wird im Wickelkopf um maximal 12 % auf weniger als 6 Tesla erhöht.

Im folgenden wird nur die Rückführungsanordnung I betrachtet.

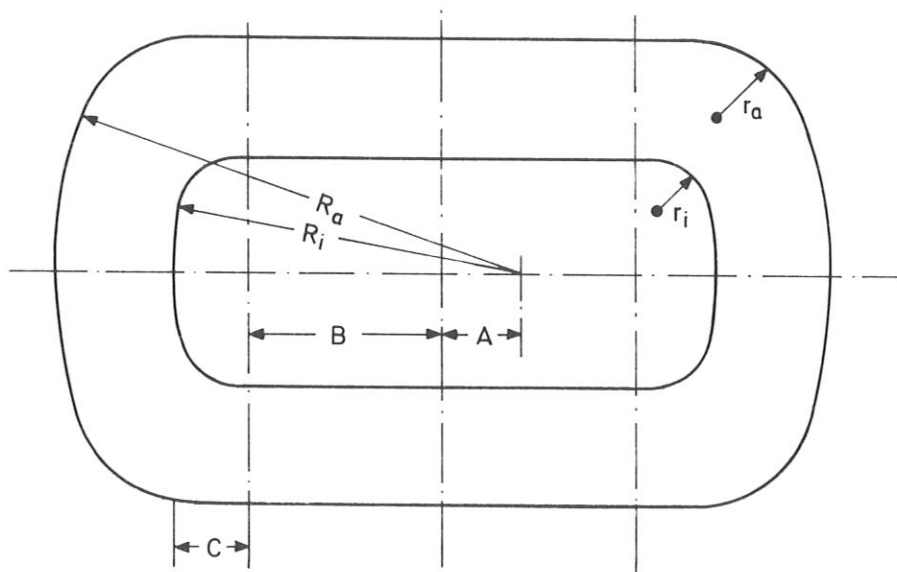


Bild 18: Abwicklung einer Schale mit den die Rückführung festlegenden Massen

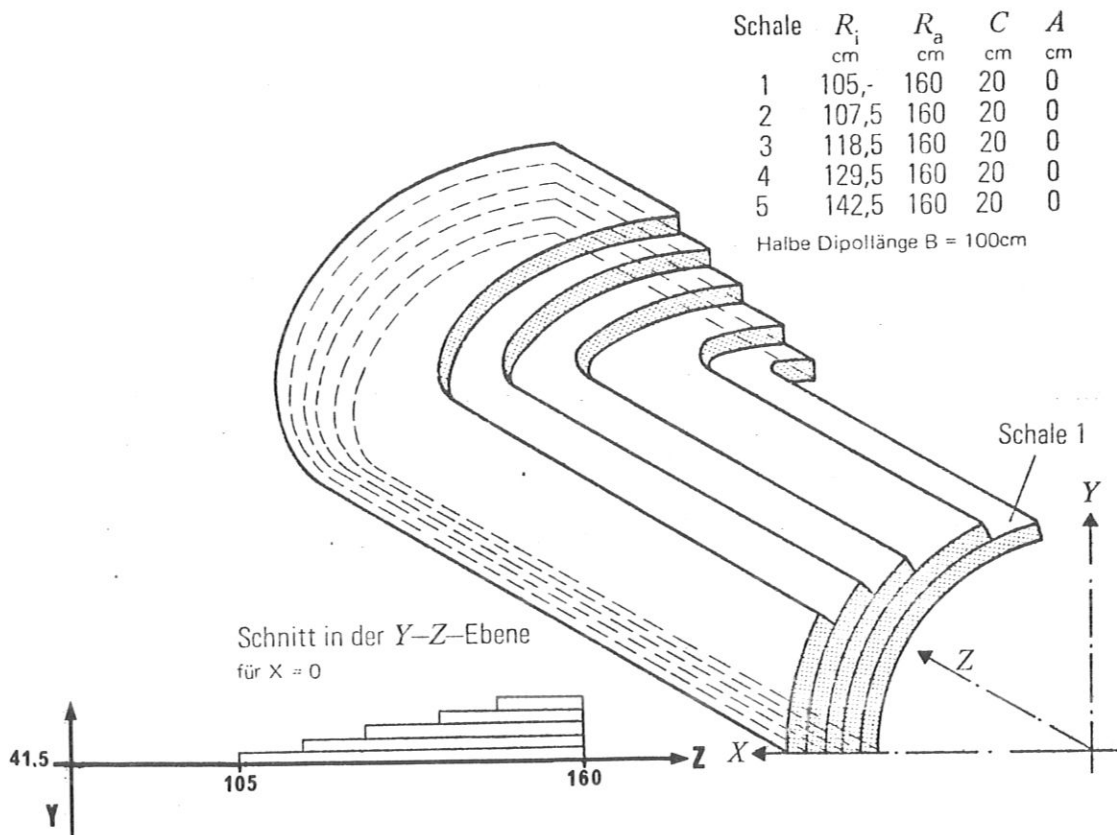


Bild 19: Dipolrückführung Anordnung I

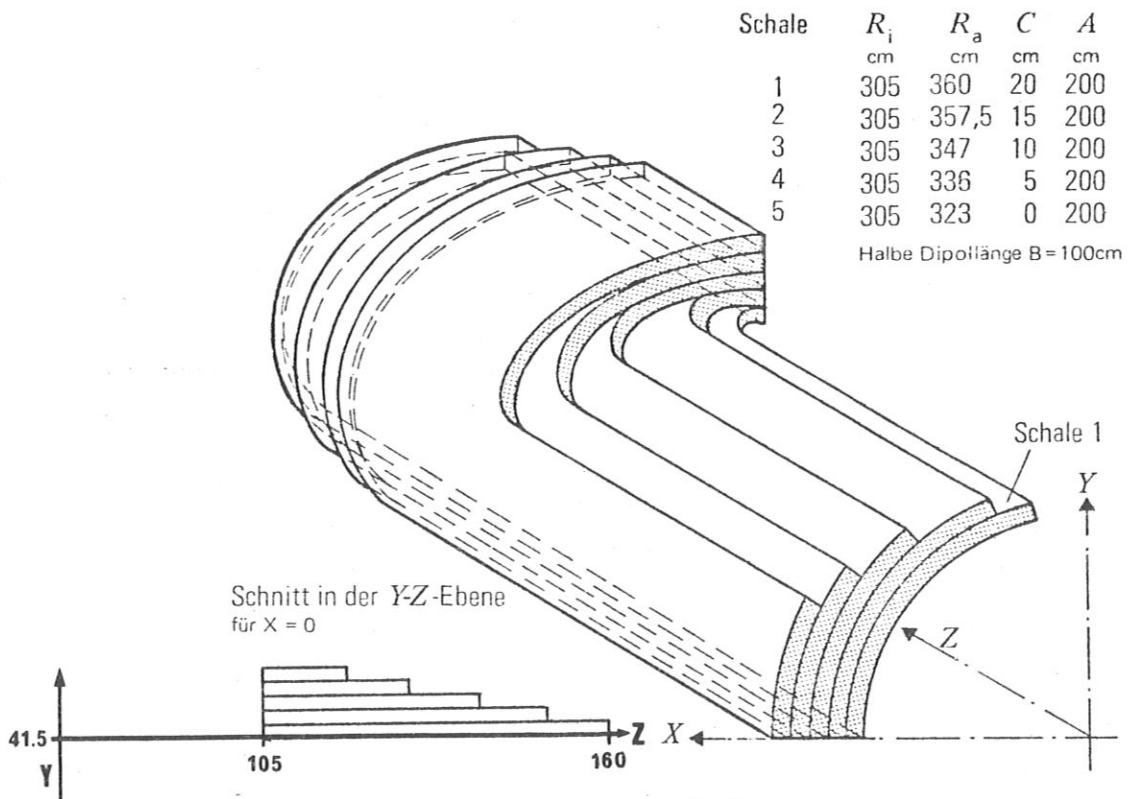


Bild 20: Dipolrückführung Anordnung II

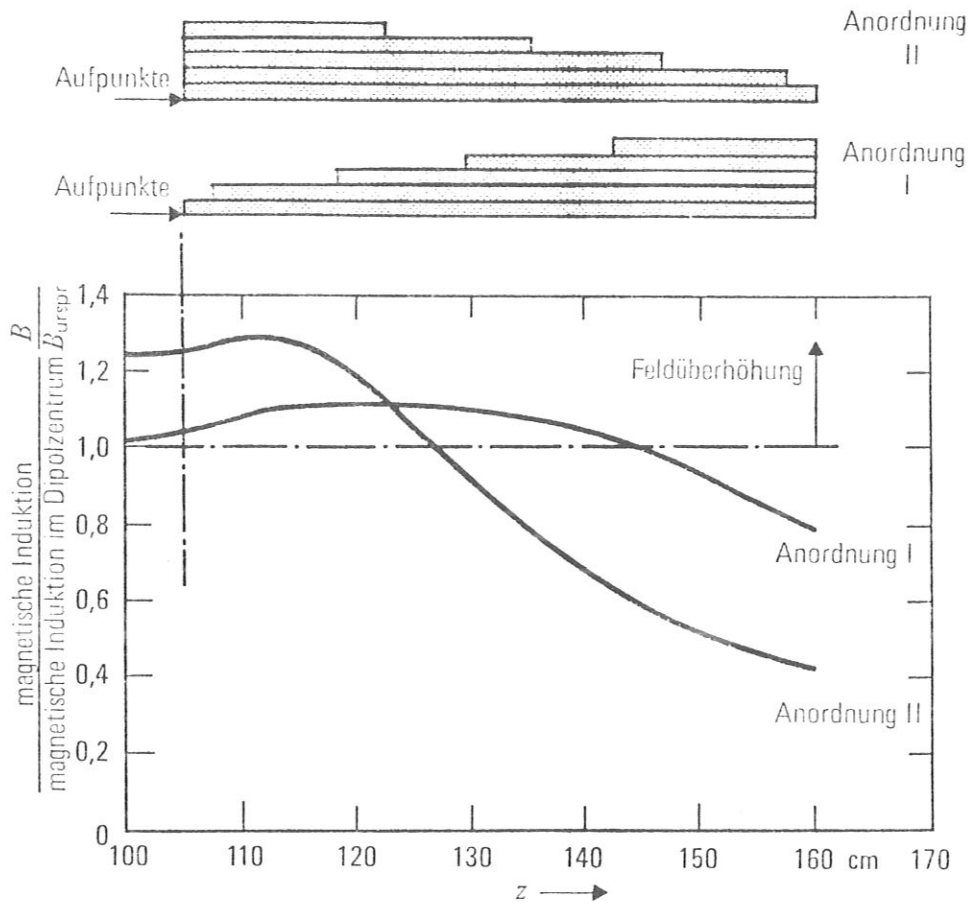


Bild 21: Magnetische Induktion in der Dipolrückführung. Aufpunkte auf der Wicklungsinenseite im Schnitt y-z-Ebene bei $x = 0$

Die magnetische Induktion auf der Dipollängsachse (z-Achse) und für Aufpunkte in verschiedenen Schnitten durch die Rückführung ist in Bild 22 bis 26 angegeben. Im Schnitt $z = 100$ cm (Ende des geraden Wicklungsteiles) tritt innerhalb des Radius von 25 cm eine Abweichung von maximal 5,4 % gegenüber dem Feld im Ursprung bei $z = 0$ auf. Im Bereich zwischen den Wickelköpfen wird also die geforderte Homogenität im wesentlichen eingehalten.

Im Hinblick auf die noch zu ermittelnden Wicklungskräfte in der Rückführung wird im Schnitt in Bild 27 für ein Aufpunktraster die magnetische Induktion berechnet und in jedem Rasterfeld eine resultierende magnetische Induktion gebildet, siehe Bild 28.

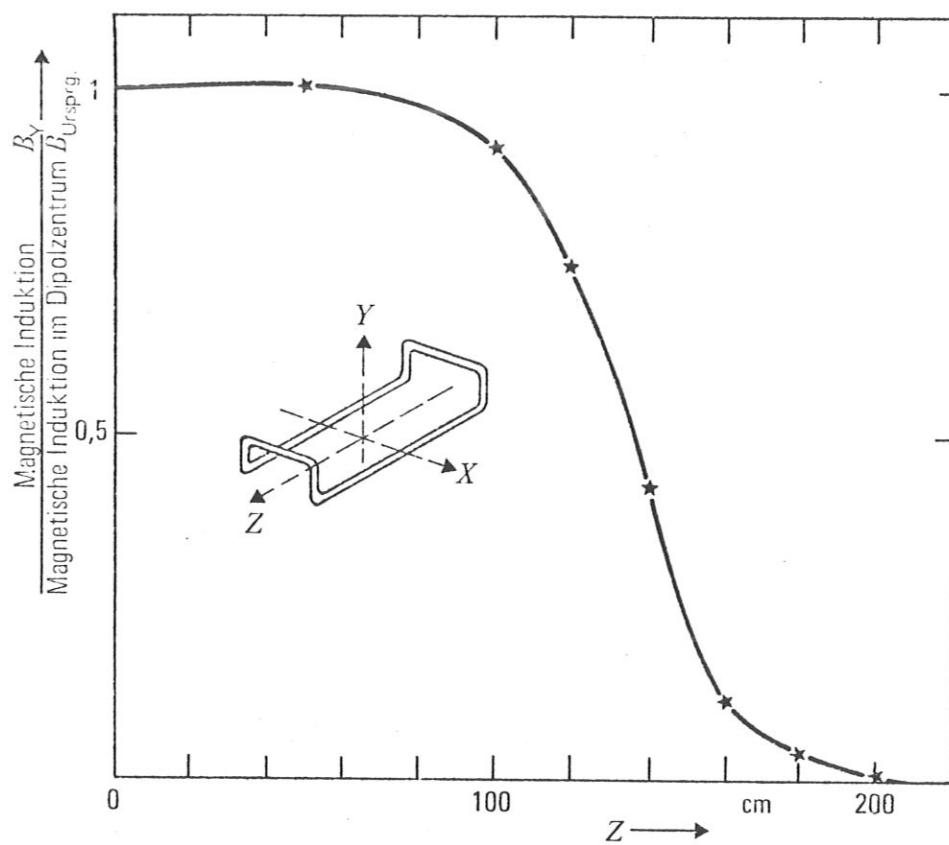


Bild 22: Magnetische Induktion B_y auf der Z-Achse

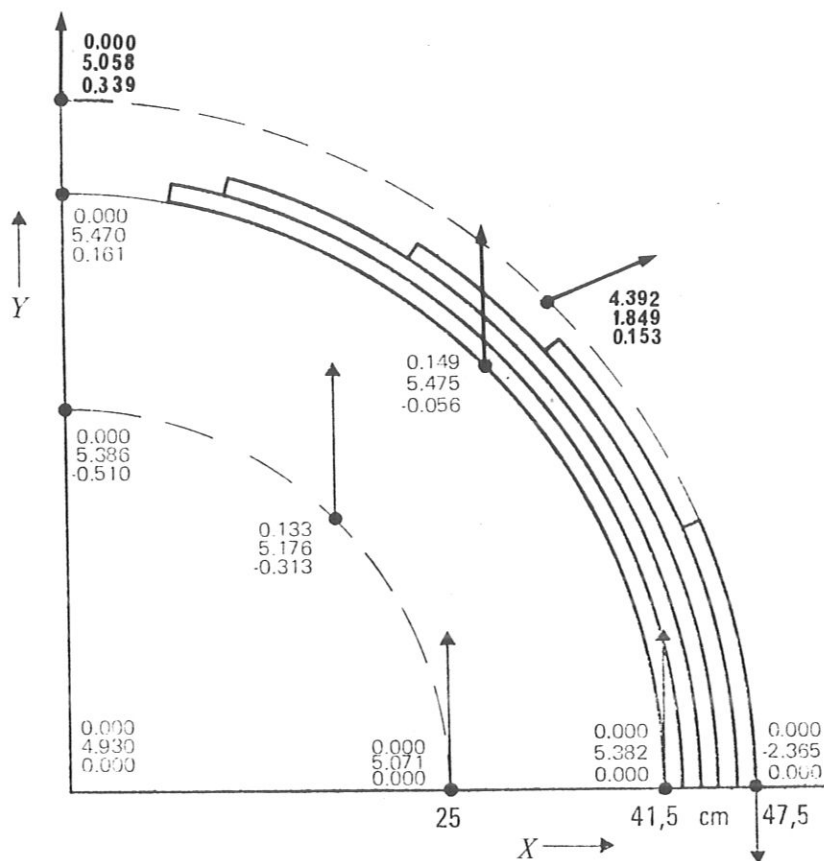


Bild 23: Magnetische Induktion, B -Aufpunkte bei $r = 25; 41,5; 47,5$ cm, Schnitt bei $Z = 1,0$ m

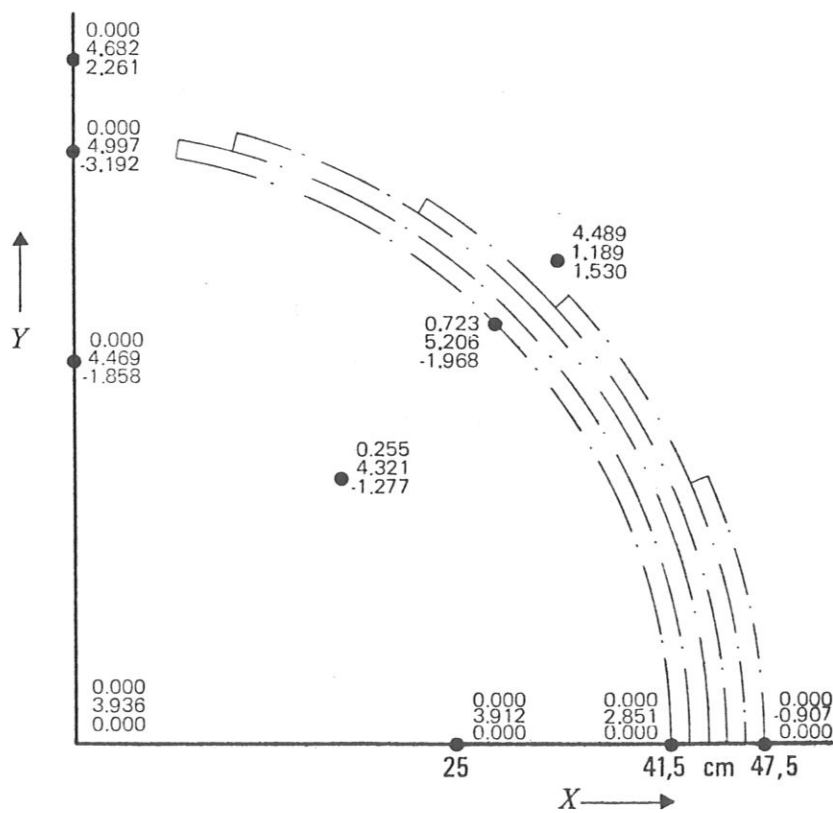


Bild 24: Magnetische Induktion, B -Aufpunkte bei $r = 25; 41,5; 47,5$ cm, Schnitt bei $Z = 1,2$ m

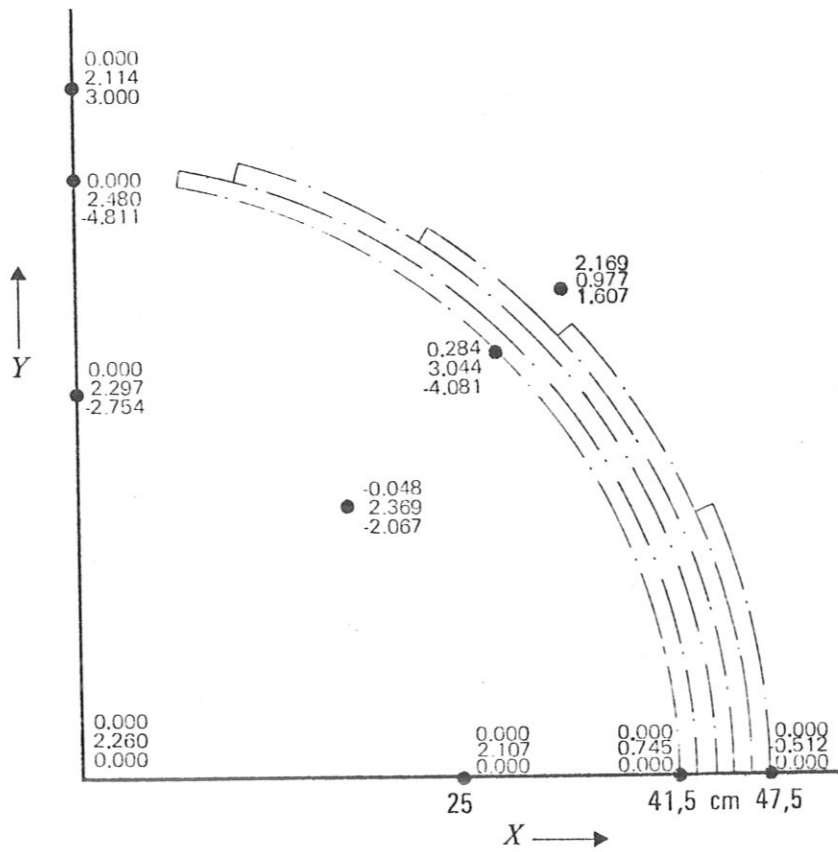


Bild 25: Magnetische Induktion, B-Aufpunkte bei $r = 25; 41,5; 47,5$ cm, Schnitt bei $Z = 1,4$ m

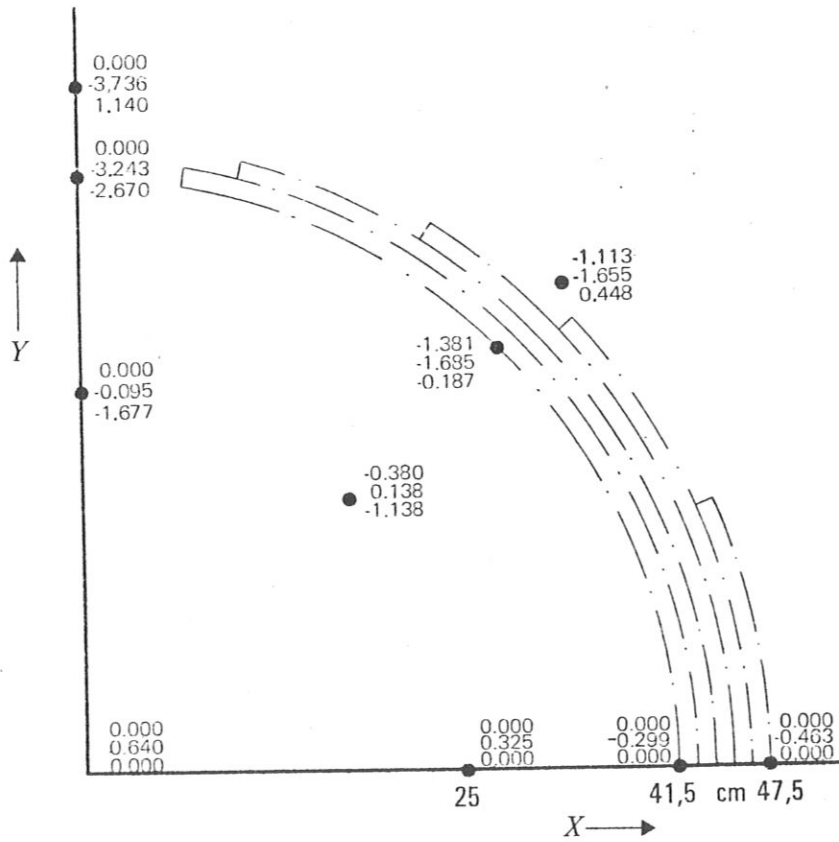


Bild 26: Magnetische Induktion, B-Aufpunkte bei $r = 25; 41,5; 47,5$ cm, Schnitt bei $Z = 1,6$ m

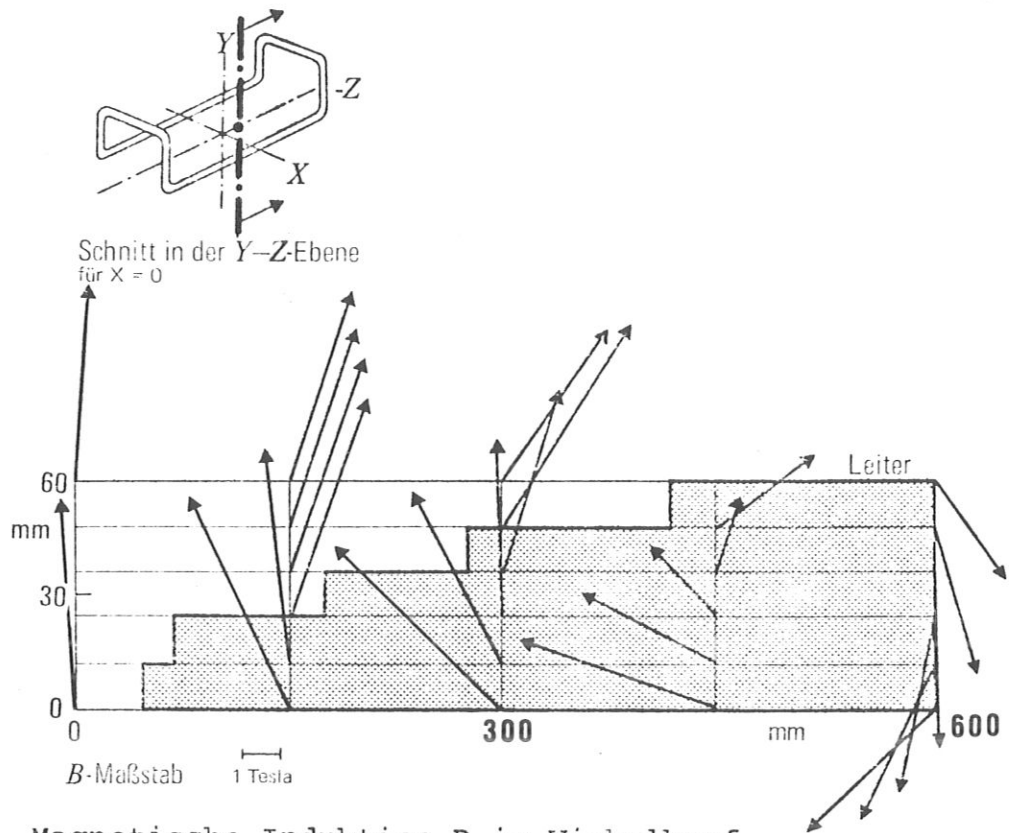


Bild 27: Magnetische Induktion B im Wickelkopf

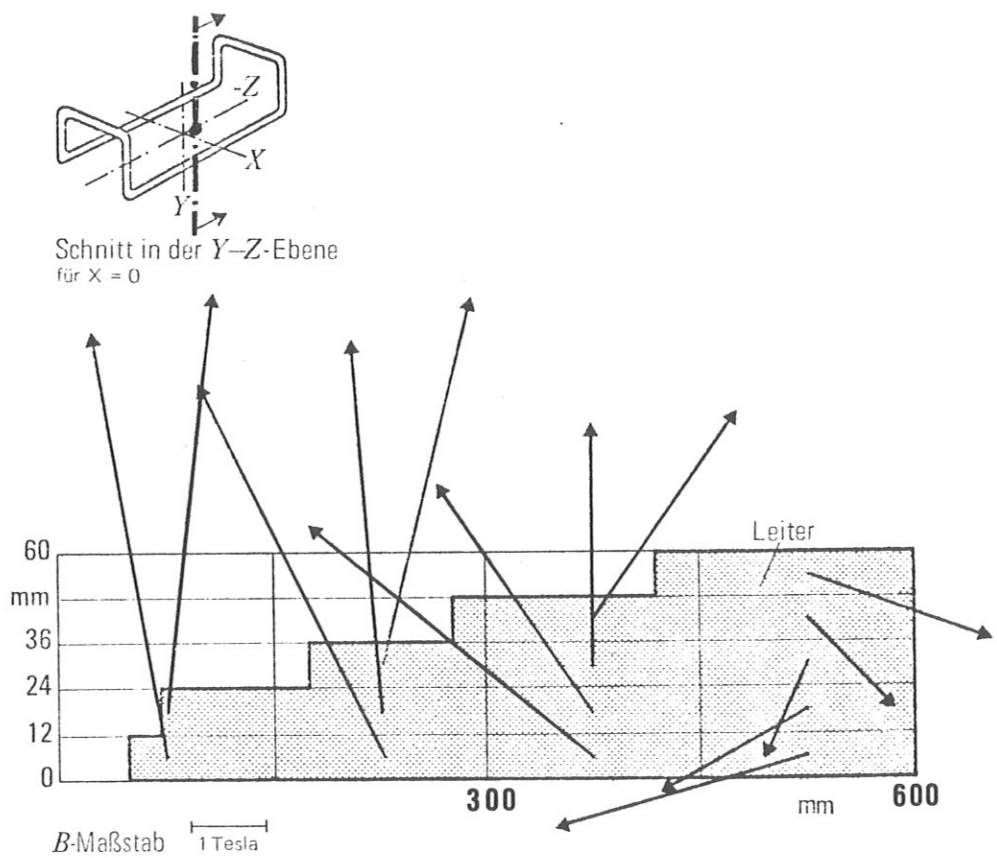


Bild 28: Magnetische Induktion B gemittelt im Rasterfeld

III.5.3. Streufeld bei einer Eisenabschirmung

Der Einfluss einer kreisringförmigen Eisenabschirmung auf das magnetische Streufeld im Aussenraum wird für einen unendlich langen Dipol mit dem Rechenprogramm "DISEOB" näherungsweise berechnet. Im Eisenraum ist dabei eine relative Permeabilität μ_r konstant vorzugeben. Berechnet wird in beliebig vorzugebenden Aufpunkten die magnetische Induktion. Die üblichen Randbedingungen werden berücksichtigt und erfüllt.

Betrachtet wird eine Eisenabschirmung mit 70 cm Innenradius. Nach einer Magnetisierungskurve für Eisen wird eine relative Permeabilität $\mu_r = 10$ angenommen. Diese Permeabilität entspricht einer mittleren magnetischen Induktion von 2,4 T im Eisen. Für Aufpunkte in 2 m Entfernung von der Dipollängsachse wird für eine variierte Abschirmungsdicke die magnetische Induktion berechnet. Die Rechenergebnisse sind in Bild 29 dargestellt. Die real im Aussenraum auftretende magnetische Induktion ist kleiner. Mit zunehmender Abschirmungsdicke nimmt die mittlere magnetische Induktion im Eisen ab. Nach der Magnetisierungskurve ist dann mit einer grösseren relativen Permeabilität zu rechnen.

Eine Eisenabschirmung mit grösserem Innenradius als obige Anordnung zeigt bei gleicher Dicke eine weitere Abnahme des Streufeldes.

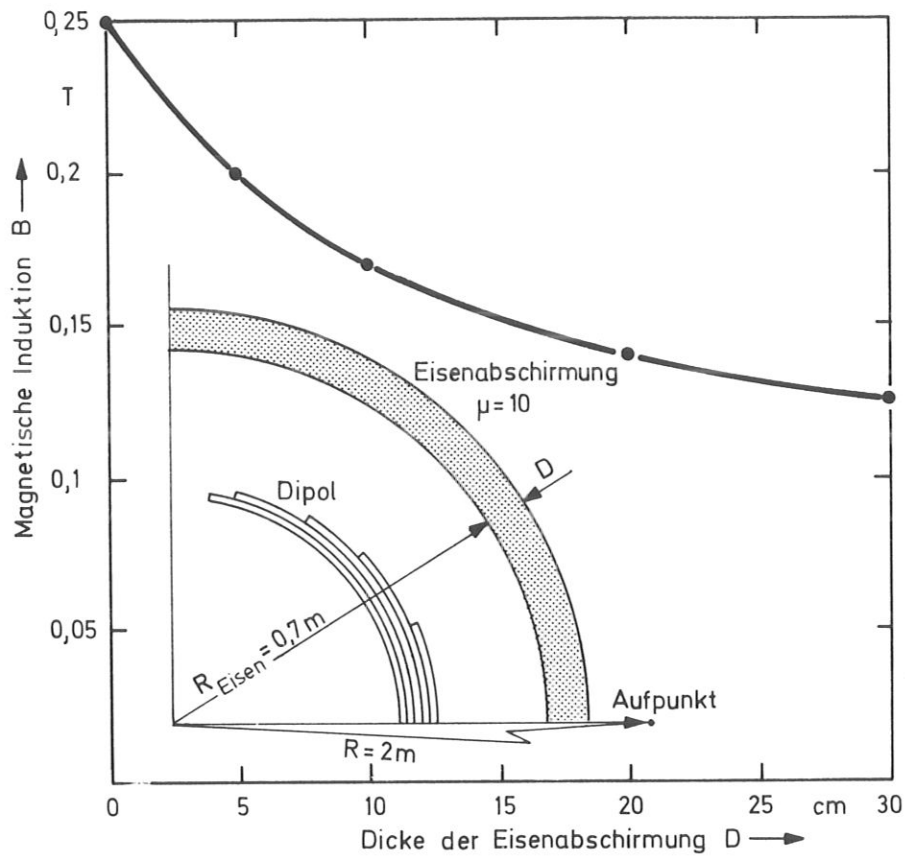


Bild 29: Streufeld: Magnetische Induktion in 2 m Entfernung von der Dipollängsachse als Funktion der Dicke einer Eisenabschirmung. Eisen gesättigt, Näherungsrechnung.

III.6. Kräfte

III.6.1. Wicklungskräfte

III.6.1.1. Wicklungskräfte im ∞ -langen Dipol

Mit dem Rechenprogramm "DISOOF" werden mit den Daten in III.5.1. die Kräfte in der Wicklung berechnet. Die Schalen mit konstanter Stromdichte werden durch Stromfäden angenähert. Die Kräfte auf die Stromfäden werden, bezogen auf die Dipollängeneinheit, mit der Beziehung $\vec{F} = \vec{I} \times \vec{B}$ ermittelt. In Bild 30 sind die Kräfte auf die einzelnen Stromfäden nach Betrag und Richtung angegeben. Die resultierenden Kräfte in dem gezeichneten Wicklungsquerschnitt betragen in x-Richtung 6030 kN/m und in Richtung auf die Wicklungsteilungsebene (-y-Richtung) 5930 kN/m. Die gerade Dipollänge dient als Bezugsgrösse.

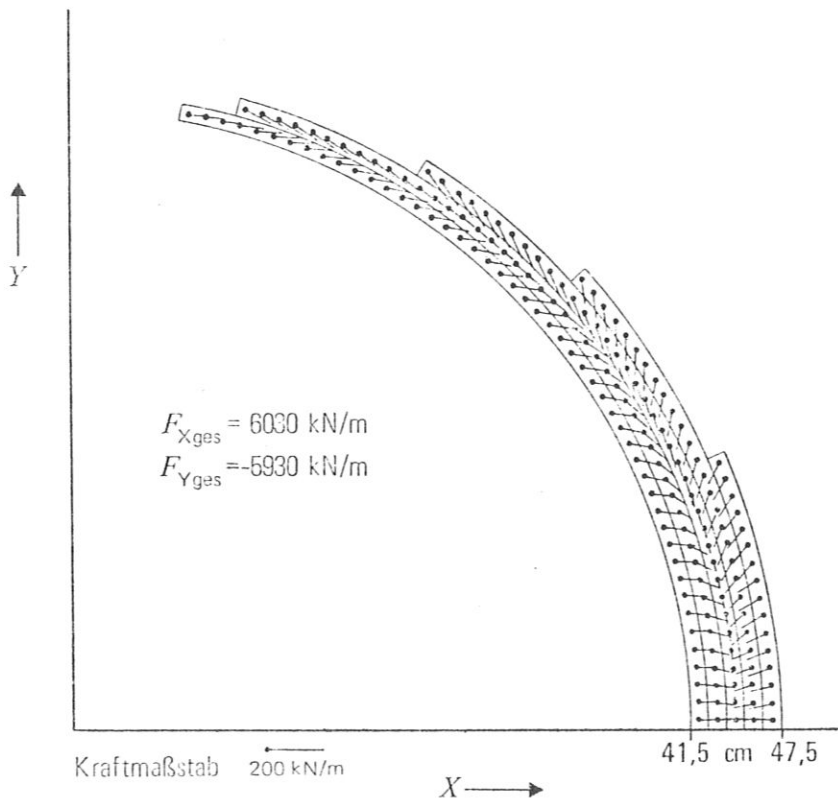


Bild 30: Wicklungskräfte, Schnitt bei $Z = a \text{ m}$

III.6.1.2. Kräfte im Wicklungskopf eines Dipols

Betrachtet wird ein Schnitt durch die Dipolrückführung. Für ein Rasterfeld wird mit der in Bild 28 angegebenen mittleren magnetischen Induktion und dem durch das Rasterfeld fließenden Strom die mittlere Kraft nach Betrag und Richtung bestimmt - Bild 31.

In Bild 32 sind die Wicklungskräfte einer Schale zusammengefasst mit Komponenten in der Dipolachse und in radialer Richtung.

Die resultierenden Kräfte, bezogen auf die Längeneinheit am Umfang, sind in Bild 33 gezeigt. Es tritt eine nach aussen gerichtete Axialkraft von 7000 kN/m und eine nach aussen weisende Radialkraft von 2000 kN/m auf. Die Längenbezugsgrösse ist der Wicklungsumfang.

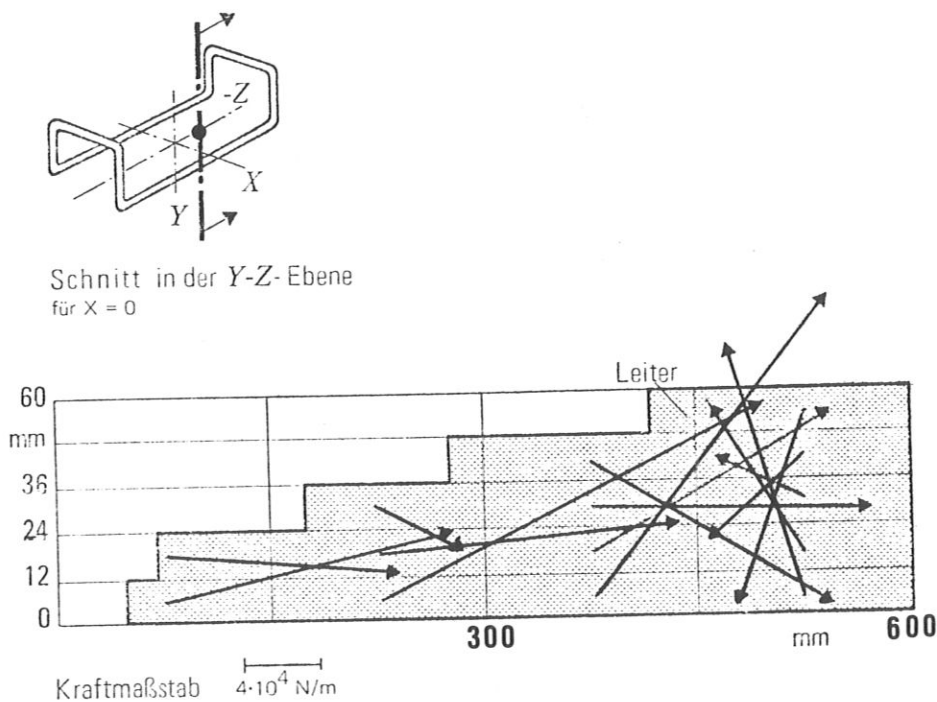


Bild 31: Kräfte im Rasterfeld des Wickelkopfes

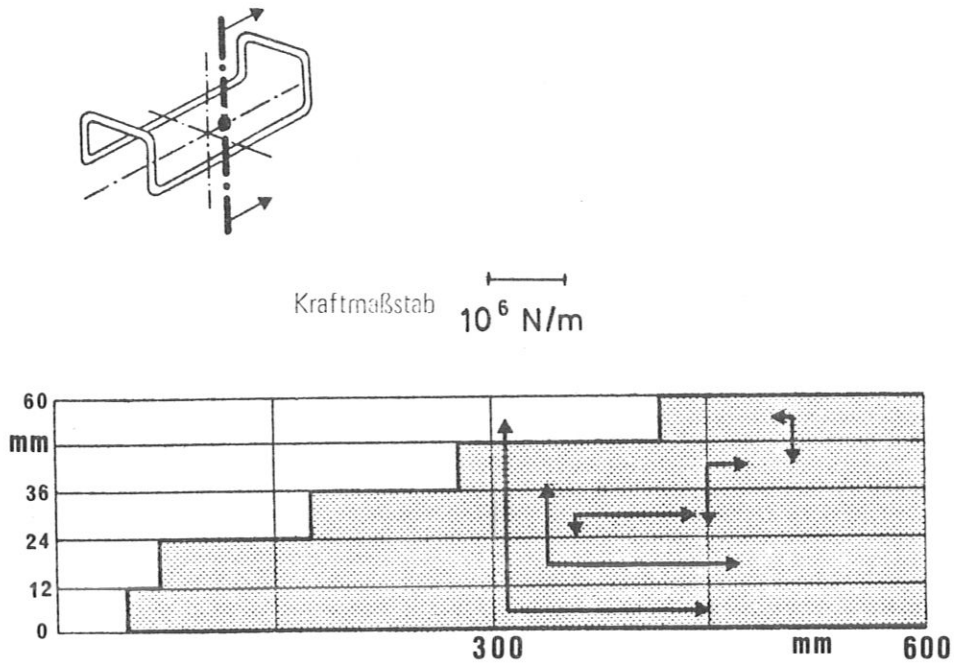


Bild 32: Gesamtkräfte für einzelne Schalen im Wickelkopf

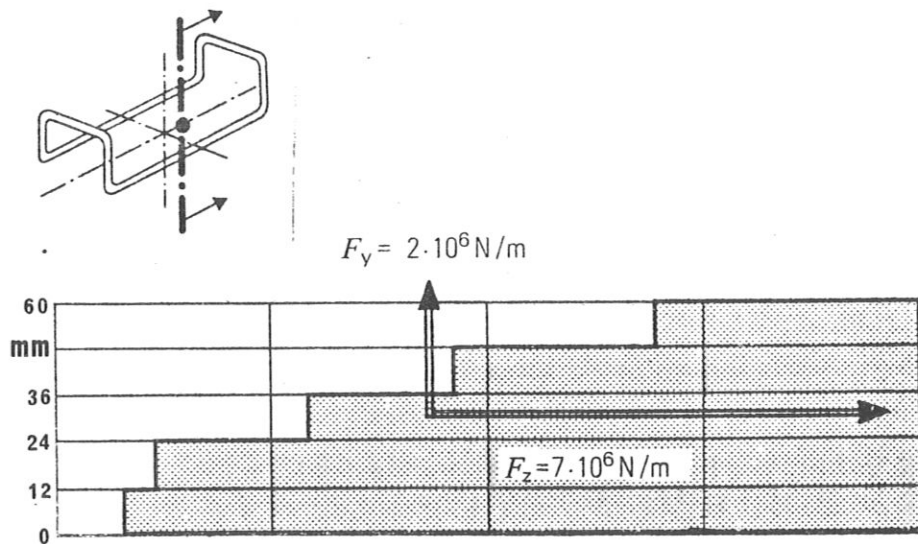


Bild 33: Resultierende Kraft im Wickelkopf-Schnitt in der y-z-Ebene für $x = 0$

III.6.2. Kräfte bei einer Eisenabschirmung

III.6.2.1. Wicklungskräfte bei idealer Abschirmung

Wird ein Dipol mit einer Eisenabschirmung umgeben, so wird das magnetische Feld verzerrt. Die Wicklungskräfte ändern sich in Betrag und Richtung.

Betrachtet wird eine Anordnung, wie sie in Bild 11 gezeigt ist. Mit dem Rechenprogramm "DIPOL 1" werden die Wicklungskräfte ähnlich wie bei der Anordnung ohne Abschirmung berechnet. Die Ergebnisse sind in Bild 34 dargestellt. Die resultierenden Kräfte betragen in dem angegebenen Wicklungsquerschnitt in x-Richtung 6000 kN/m und in Richtung auf die Teilungsebene (-y-Richtung) 3400 kN/m.

Die resultierende Kraft in Richtung auf die Teilungsebene ist bei einem ideal abgeschirmten Dipol ca. 40 % kleiner als bei einem unabgeschirmten.

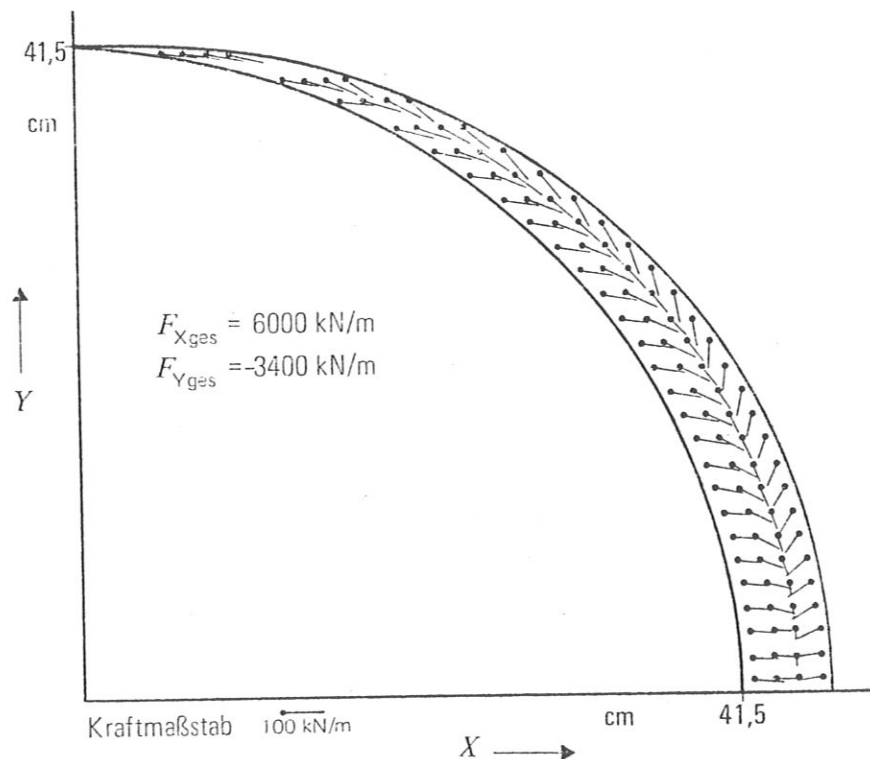


Bild 34: Wicklungskräfte bei einem Dipol mit idealer Eisenabschirmung, berechnet mit "DIPOL 1"

III.6.2.2. Asymmetriekräfte

Befindet sich ein Magnet in einer asymmetrischen Lage in Bezug auf eine Eisenabschirmung, so wird der Magnet durch Zusatzkräfte belastet.

Die Asymmetriekräfte werden grob abgeschätzt. Der gesamte Strom durch die Wicklung wird in zwei Stromfäden zusammengefasst. Die Eisenabschirmung wird nach Bild 35 genähert. Mit der Spiegelungsmethode wird die Kraft bestimmt, die das Eisen auf den Magneten bei asymmetrischer Mittenlage ausübt. Für die in Bild 35 angegebenen Daten ergibt sich pro Meter Dipollänge eine Asymmetriekraft von 25 kN für jeden Millimeter Mittenabweichung von Magnet und Abschirmung.

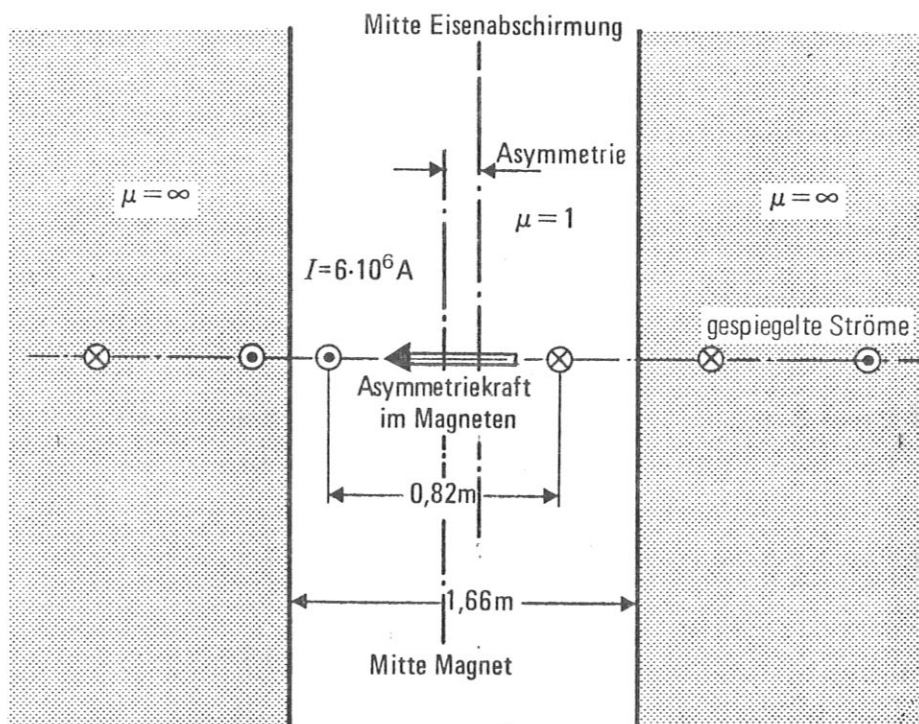


Bild 35: Abschätzen der Asymmetriekraft

III.7. Konstruktion

(siehe Übersichtszeichnungen und Massbild im Anhang B)

III.7.1. Wicklungsaufbau

III.7.1.1. Schalenanordnung

Jede einzelne Schalenwicklung wird auf einer Wickelvorrichtung gefertigt und mit Kunstharz verfestigt. Um das Innenrohr des Heliumbehälters werden Kunststoffmatten gelegt, die transparent für flüssiges Helium sind. Das vorgefertigte Schalenwicklungspaar wird auf das Innenrohr gebracht. Der Wickelkern wird durch Füllelemente ausgefüllt. Vorzusehen ist eine Verdreh-sicherung. In der Teilungsebene werden Passstücke eingefügt. Auf die Schalenwicklung wird wieder eine He-transparente Matte gelegt. Mit einem Glasseidenband wird die Schalenwicklung einschliesslich der Wickelköpfe auf der gesamten Aussenoberfläche unter Vorspannung bandagiert.

Der weitere Aufbau erfolgt in der Reihenfolge Matte - Schalenwicklung - Matte - Bandage usw. Die einzelnen Schalen werden elektrisch in Reihe geschaltet. Die Kontakte ¹⁾ werden in Bereichen mit kleiner mechanischer Belastung und niedrigem Magnetfeld angeordnet.

III.7.1.2. Kühlung der Wicklung

Vorgesehen ist eine Badkühlung, bei der die gesamte Wicklung von flüssigem Helium mit einer Temperatur von 4,5 K benetzt wird. Gasförmiges Helium soll auf kürzestem Weg aus der Wicklung entweichen können.

1) Die Lage und Anordnung der Kontakte bleibt einer Detailkonstruktion vorbehalten. Hierzu sind u.U. experimentelle Untersuchungen erforderlich.

Bild 36 zeigt schematisch den Aufbau der Gesamtwicklung. Jede einzelne Wicklungsschale wird an der Innen- und Aussenoberfläche mit flüssigem Helium (das die heliumtransparente Kühlmatte füllt) benetzt. Durch radiale Kanäle in den Füllstücken und Matten wird ein schnelles Entweichen des verdampften Heliums gefördert. Die Wicklungsköpfe können nur bei vertikaler Dipolteilungsebene optimal gekühlt werden. Kanäle in den Passstücken der Teilungsebene gewähren dem Helium Eintritt an den tiefsten und Austritt an den höchsten Stellen jeder Schalenwicklung. Auch die Bandagen werden an den Stellen durchbrochen, an denen die Radialkanäle auf die Bandagen stossen.

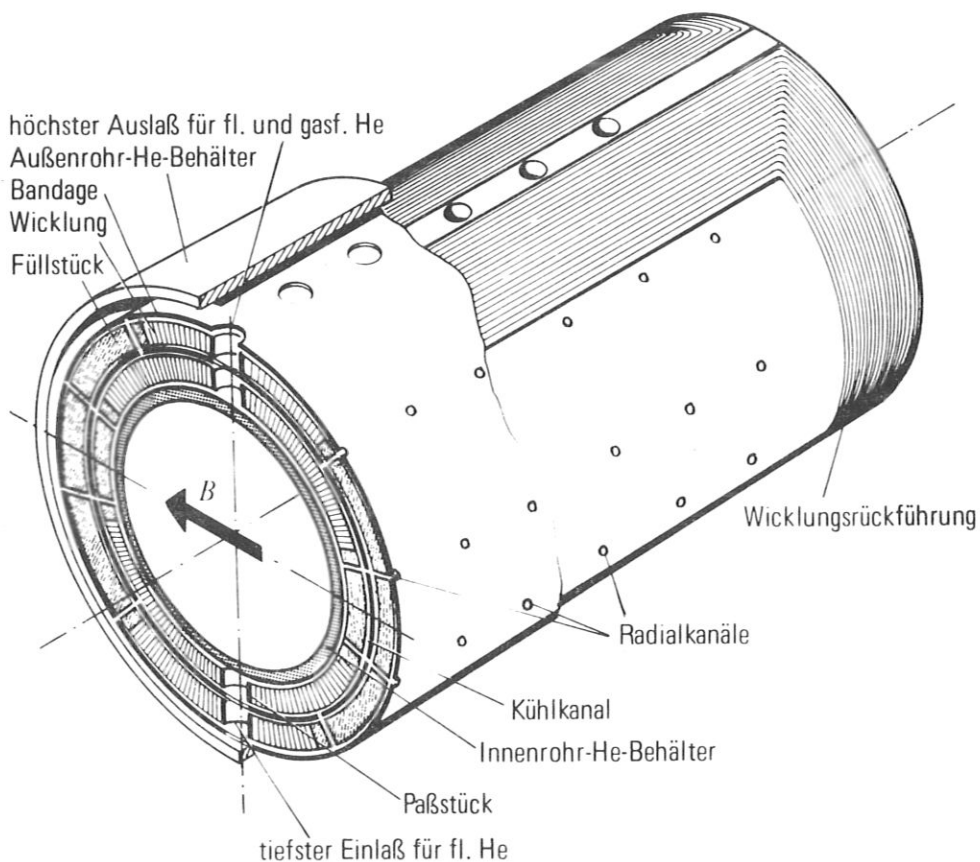


Bild 36: Kühlung der Wicklung

III.7.2. Aufnahme der Kräfte und Biegemomente der Wicklung

In der Wicklung werden die elektromagnetischen Kräfte kraftschlüssig durch die eingepassten Füllstücke und die vorgespannten Bandagen übertragen. Die nach aussen resultierenden Wicklungskräfte können durch eine biegesteife Aussenbandage oder durch ein biegesteifes Innenrohr des Heliumbehälters und eine nur auf Zug belastete Aussenbandage aufgenommen werden.

Der Wicklungskern wird mit dem He-Innenrohr kraftschlüssig verbunden. Axiale Schubkräfte auf die Wicklung, die durch die Wechselwirkung zwischen dem strömenden (und stromdurchflossenen) Plasma und den Magnetspulen entstehen, werden so über den Kern auf das He-Innenrohr übertragen.

Bild 37 zeigt eine mögliche konstruktive Lösung für eine biegesteife Aussenbandage. In axialer Richtung werden ringförmige Doppel-T-Träger aneinandergereiht. Kraftschlüssigkeit mit der Wicklung ist nur möglich, wenn man die ringförmigen Träger teilt und eine Verspannung vorsieht.

Fertigungstechnisch günstiger ist ein relativ dickes biegesteifes Innenrohr und eine vergleichsweise dünne Aussenbandage. Dieses Konzept wird für die endgültige Konstruktion vorgeschlagen.

Passstücke übertragen die Axialkräfte der Wicklungsköpfe auf Stützringe, die mit Bolzen gegeneinander verspannt sind. Die Bolzen werden entsprechend der Kraftverteilung angeordnet. Die Stützringe müssen auf dem Innenrohr des Heliumbehälters verschiebbar sein, um unterschiedliche Längenkontraktion von Wicklung und Innenrohr beim Abkühlen auszugleichen.

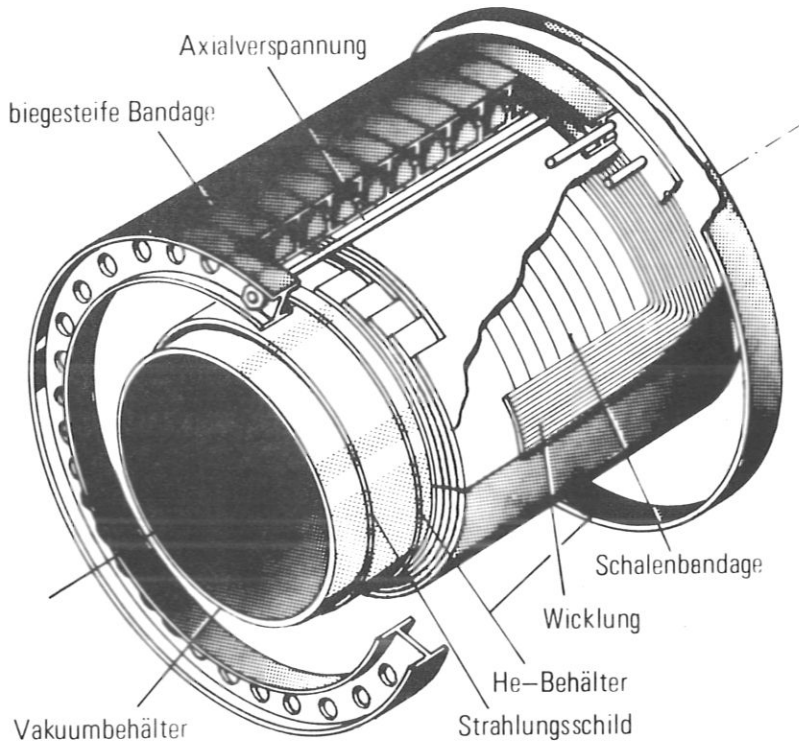


Bild 37: Wicklung mit biegesteifer Aussenbandage

III.7.3. Kryostat

III.7.3.1. Heliumbehälter

Die Wicklung wird vom Innenrohr getragen. Die beiden konzentrischen Rohre des Heliumbehälters sind an den Stirnseiten mit Deckeln verschweisst. Das Aussenrohr hat einen Flanschanschluss für den Versorgungsturm.

Halte- und Verspannung des Heliumbehälters gegenüber dem Vakuumbehälter sind in Bild 38 schematisch dargestellt. Das Gewicht des Magneten und des Heliumbehälters wird durch vertikale Haltestangen auf den Aussenmantel des Vakuumbehälters übertragen. Tangential nach aussen geführte Stangen verhindern ein Verdrehen. Axiale Bolzen nehmen die auf den Magneten wirkenden Plasmaschubkräfte auf. Um die Wärmeeinleitung durch die Stangen gering zu halten, ist für diese konstruktiv eine grosse Länge anzustreben.

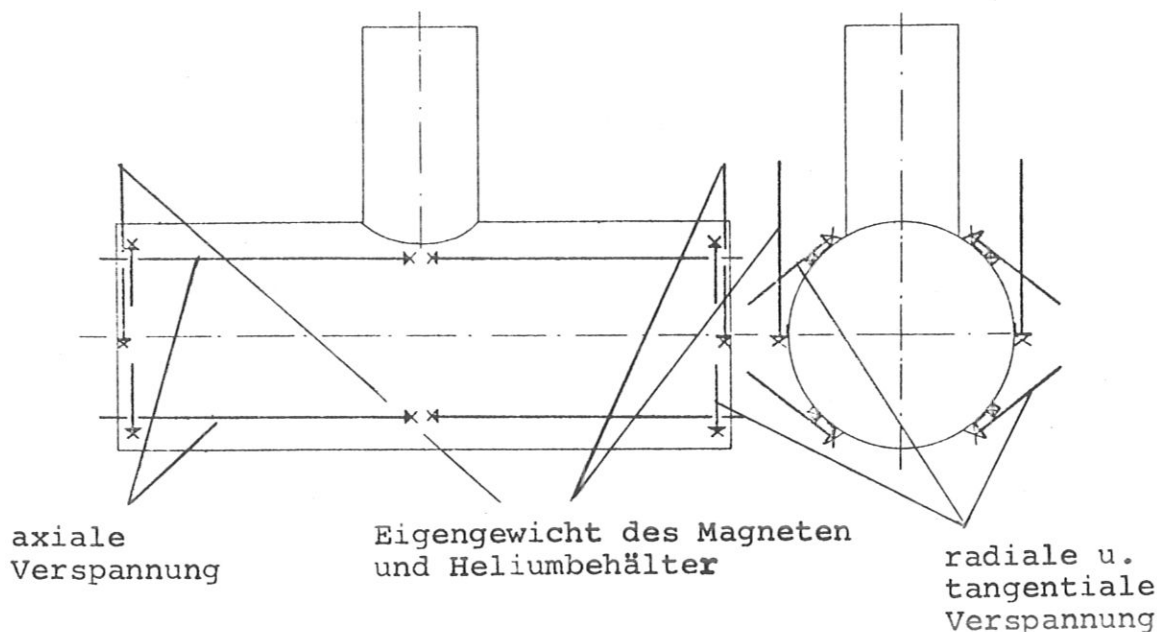


Bild 38: Halterung des Magneten

III.7.3.2. Strahlungsschild

Der Strahlungsschild umschliesst die Aussenflächen des Heliumbehälters. Die zylindrischen Teile sind doppelwandig ausgebildet, um flüssigen Stickstoff aufnehmen zu können. An den Stirnseiten besteht eine wärmeleitende Verbindung zwischen dem inneren und dem äusseren zylindrischen N_2 -Behälter. Ein Funktionsschema für die Stickstoffkühlung zeigt Bild 39.

Der Strahlungsschild wird über Distanzstücke am Heliumbehälter gehalten. Zur Reduzierung der Wärmestrahlung werden die Aussenwände des Heliumbehälters und des Strahlungsschildes mit Superisulationsfolie umwickelt.

III.7.3.3. Vakuumbehälter

Das Aussen- und das Innenrohr, die beiden Deckel und der Turm sind mit Hilfe von Schraubverbindungen und Rundschnurringen abgedichtet. Auf dem äusseren Zylindermantel befindet sich ein Abpumpstutzen und ein Flansch mit einer Berstscheibe. Der Vakuumbehälter ist auf der Unterseite mit einer Stützkonstruktion versehen.

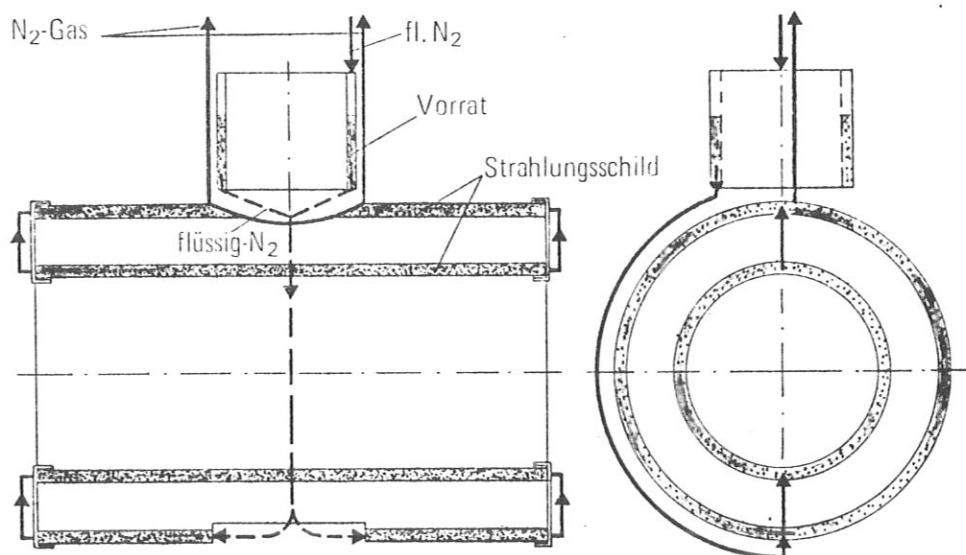


Bild 39: Funktionsschema für die Stickstoffkühlung

III.7.3.4. Versorgungsturm

Ein Heliumvorratsbehälter im Turm ist mit dem Heliumbehälter für den Magneten über eine lösbare Flanschverbindung gekoppelt. Der Vorratsbehälter wird durch einen Deckel abgedichtet. An der Unterseite des Deckels reduziert ein Styrofoampfropfen die Wärmeinleitung durch Gaskonvektion in das Heliumbad. Der Deckel enthält Durchführungen für Stromzuführungen, Messleitungen, Heliumheber, Heliumstandanzeige, Abgas-, Kaltfahr- und Sicherheitsleitung.

Ein vertikal stehender Stickstoffbehälter umschließt das Turmrohr des Heliumbehälters und dient als Strahlungsschild und Vorratsbehälter. Der Zu- und Abfluss des Stickstoffs erfolgt durch Durchführungen am Deckel.

Der Vakuumbehälter enthält am Turm Anschlüsse für Druck- und Temperaturmesssonden und Handbelüftung. Durch eine Flanschverbindung am Deckel des Heliumbehälters wird das Vakuum zum Aussen- und zum Heliumraum hin abgedichtet. Ein Balg im Turmrohr des Vakuumbehälters gleicht beim Abkühlen die unterschiedliche thermische Kontraktion von Helium- und Vakuumbehälter aus.

III.7.4. Stromzuführungen

Der Magnet besitzt ausser Hin- und Rückleitung für den Stromanschluss auch eine Mittelabzapfung. Innerhalb des Kryostaten werden die Stromzuführungen mit Heliumgas im Gegenstrom gekühlt. Vorgeschlagen wird eine bezüglich der Wärmeverluste optimierte Stromzuführung, wie sie für den BEBC-Magneten bei CERN, Genf, erprobt wurde /8/.

III.7.5. Anmerkungen

Das beschriebene Konstruktionsprinzip gilt auch für einen vollstabilen Leiter mit einer vergleichsweise geringeren Stromdichte im Wicklungspaket. Die Wicklungsdicke in der Teilungsebene ist nach III.2.1.1. der Stromdichte im Wicklungspaket umgekehrt proportional. Wird die in der Konstruktion zugrunde gelegte Stromdichte auf ein Drittel gesenkt, so wächst die Wicklungsdicke von 6 auf 18 cm. Der Aussendurchmesser des Kryostaten wird von 150 auf ca. 175 cm zunehmen.

Eine Verdoppelung der Lineardimensionen erfordert zusätzlich zur Aufnahme des Magnetgewichts an den Stirnseiten eine Halterung in der Mitte des He-Aussenbehälters. Wesentliche Konstruktionsprinzipien müssen bei anderen Linearabmessungen gegenüber der ausgeführten Konstruktion aber nicht geändert werden.

III.8. Mechanische Festigkeit

Die Wicklungskräfte müssen innerhalb und ausserhalb der Wicklung aufgenommen werden. Hierzu wird eine Festigkeitsanalyse für den Magneten durchgeführt.

III.8.1. Flächenpressungen und Biegespannungen im Leiter

Die Kraft auf einen Stromfaden (s. Bild 3o) in der Wicklung wird in eine Radial- und eine Tangentialkomponente zerlegt. Die Tangentialkraft wird innerhalb einer Schale von Leiter zu Leiter durch Flächenpressung übertragen. In der Wicklungsteilungsebene der innersten Schale tritt die maximale Flächenpressung von $2,5 \cdot 10^4 \text{ N/cm}^2$ auf - siehe Bild 4o. Experimentell ist zu prüfen, ob der Leiter in der Schalenwicklung diesen Flächenpressungen ausgesetzt werden kann. Eventuell ist aufgrund der zulässigen Flächenpressungen ein grösserer Kupferanteil im Leiter und damit kleinere Stromdichte zu fordern.

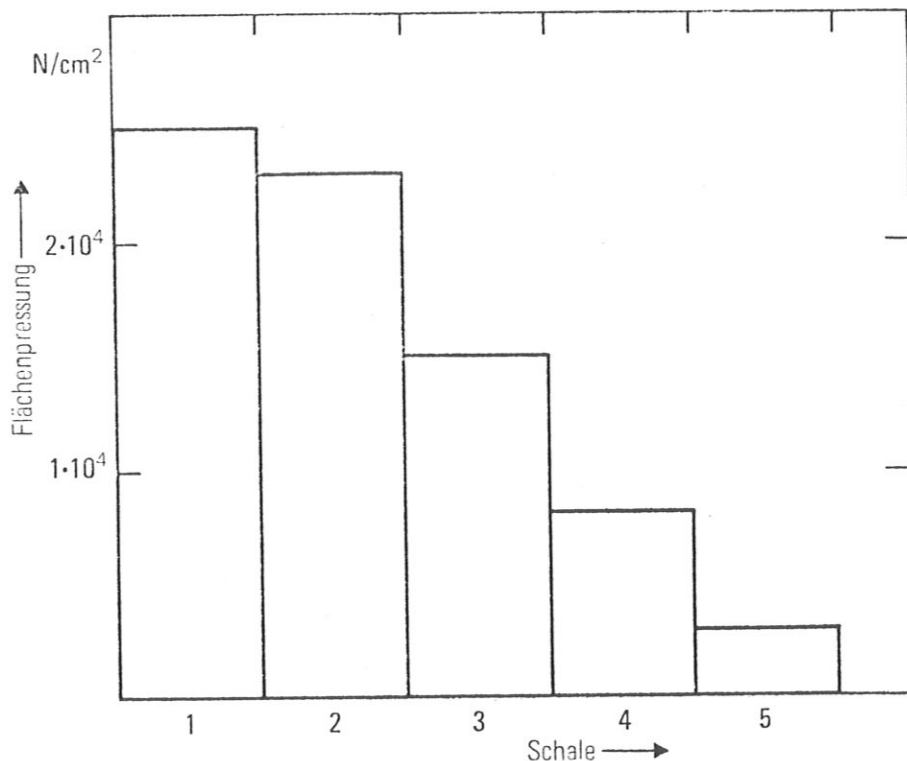


Bild 4o: Flächenpressung der Tangentialkräfte einzelner Schalen in der Wicklungsteilungsebene

Die Radialkraft wird von Schale zu Schale über die Stege der heliumtransparenten Matten übertragen. In Bild 41 ist für jede Schale die Radialkraft, bezogen auf die Flächeneinheit der Schalenoberfläche angegeben. Am Aussenumfang der Wicklung tritt die in Bild 42 dargestellte resultierende Radialkraft auf. Die maximale flächenbezogene Radialkraft ergibt sich für die Aussenoberfläche der dritten Schale in der Nähe der Teilungsebene mit ca. $1,2 \cdot 10^3 \text{ N/cm}^2$. 1)

Bei 1 cm Kühlstegabstand beträgt die Durchbiegung des Leiters durch die Radialkräfte weniger als 10^{-3} cm. Die maximal im Leiter auftretenden Biegespannungen und radialen Flächenpressungen entsprechen ca. 10 % der zulässigen Werte. 2) Die Festigkeitsbelastung des Leiters ist im Wicklungskopf geringer als im geraden Teil des Dipols.

Bei einer Verdopplung der hier zugrunde gelegten Lineardimensionen dürfte bei gleicher Stromdichte die Tangential-Flächenpressung auf den Leiter in der Teilungsebene die zulässigen Werte überschreiten. Die Stromdichte müsste dann gesenkt werden.

-
- 1) Für den Fall einer vorgespannten Bandage um jede Schale mit vollständiger Aufnahme der Flächenpressung einer Schale, vervielfacht sich nach den Bildern 41/42 der gesamte erforderliche Bandagenquerschnitt gegenüber dem in der Studie angegebenen.
- 2) Die Kühlstege sind Bestandteile einer kompakten Kühlkanalstruktur aus GFK-Werkstoff (der "heliumtransparenten Matte"). Eine Bewegungsmöglichkeit des Leiters auf Grund von Flächenpressungen ist auszuschliessen. Nach bisheriger Erfahrung kann ein Abstand der Auflagepunkte von maximal 1 cm angenommen werden. Für diesen Abstand liefert die Festigkeitsrechnung mit der maximalen Flächenlast von $1,2 \cdot 10^3 \text{ N/cm}^2$ eine Durchbiegung von weniger als 10^{-3} cm und Biegespannungen von ca. 10 % der zulässigen Werte.

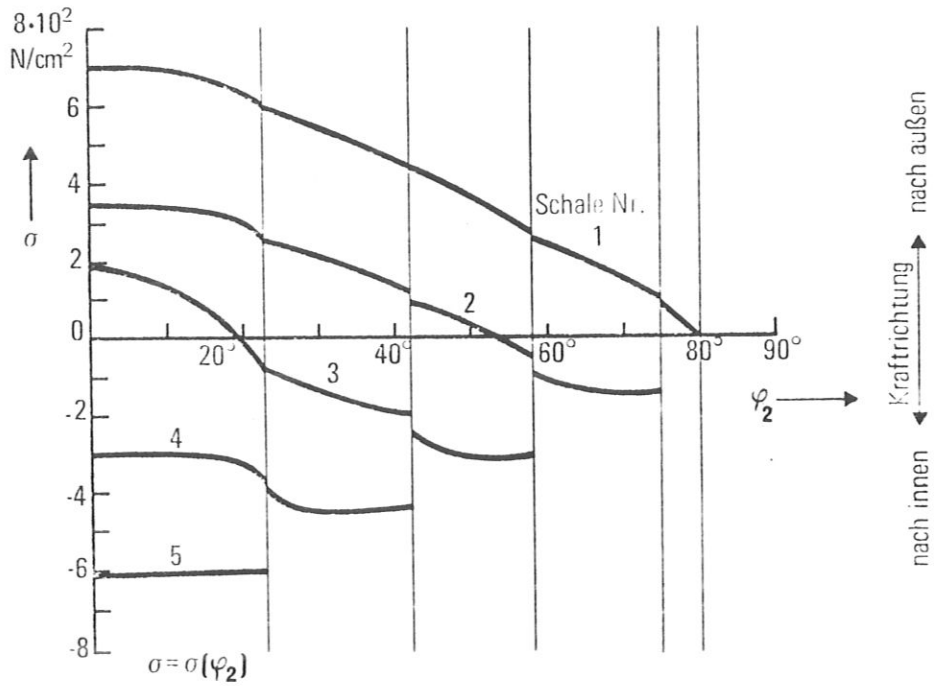


Bild 41: Radiale Kraft pro Flächeneinheit und Schale

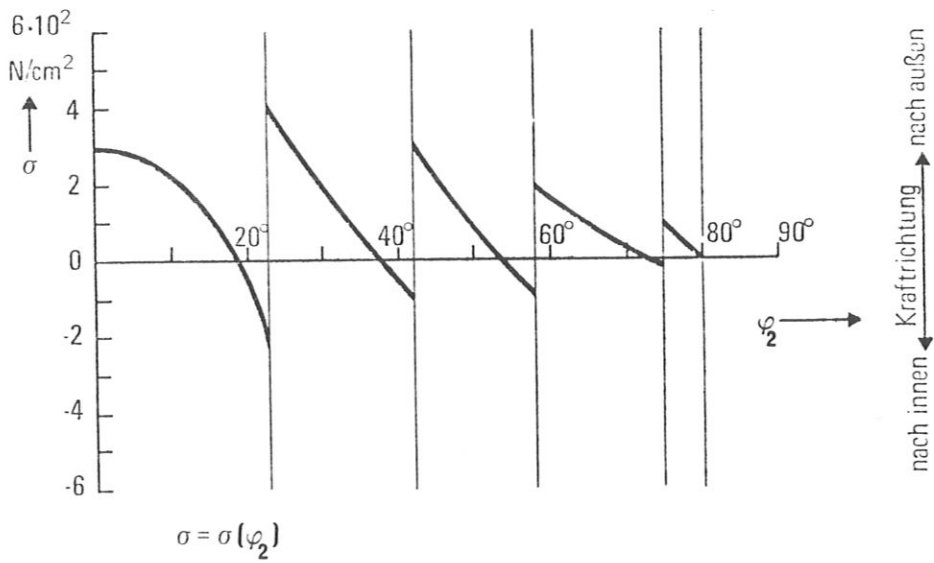


Bild 42 Gesamte radiale Kraft pro Flächeneinheit

III.8.2. Biegesteife Bandage um die Gesamtwicklung

Die resultierenden Radialkräfte der Wicklung können vollständig durch eine Bandage aufgenommen werden.

Betrachtet wird eine Anordnung mit vertikal und horizontal geteilter Bandage.

In der Teilungsebene soll aus konstruktiven Gründen nur eine Normalkraft angreifen. Für eine vertikal geteilte Bandage wird mit Bild 43 und Bild 44 eine Festigkeitsrechnung beschrieben. Die Normalkraft F_0 der Bandagenteilungsebene ergibt sich aus:

$$F_0 = \sum_{i=1}^N F_{x_i}$$

wobei F_{x_i} die Kraftkomponente in der x-Richtung auf den i-ten Stromfaden der Wicklung und N die Zahl der Stromfäden in einem Wicklungsquadranten ist. Wendet man das Schnittprinzip an, so liefern die Gleichgewichtsbedingungen für einen Bandagenschnitt A-B unter dem Winkel α (siehe Bild 43):

Biegemoment M_b

$$M_b = \sum_{i=1}^N F_{r_i} \cdot R \cdot \sin(\alpha - \alpha_i) - F_0 R (1 - \cos\alpha)$$

Normalkraft N

$$N = F_0 \cdot \cos\alpha + \sum_{i=1}^N F_{r_i} \sin(\alpha - \alpha_i)$$

Querkraft Q

$$Q = F_0 \cdot \sin\alpha - \sum_{i=1}^N F_{r_i} \cos(\alpha - \alpha_i)$$

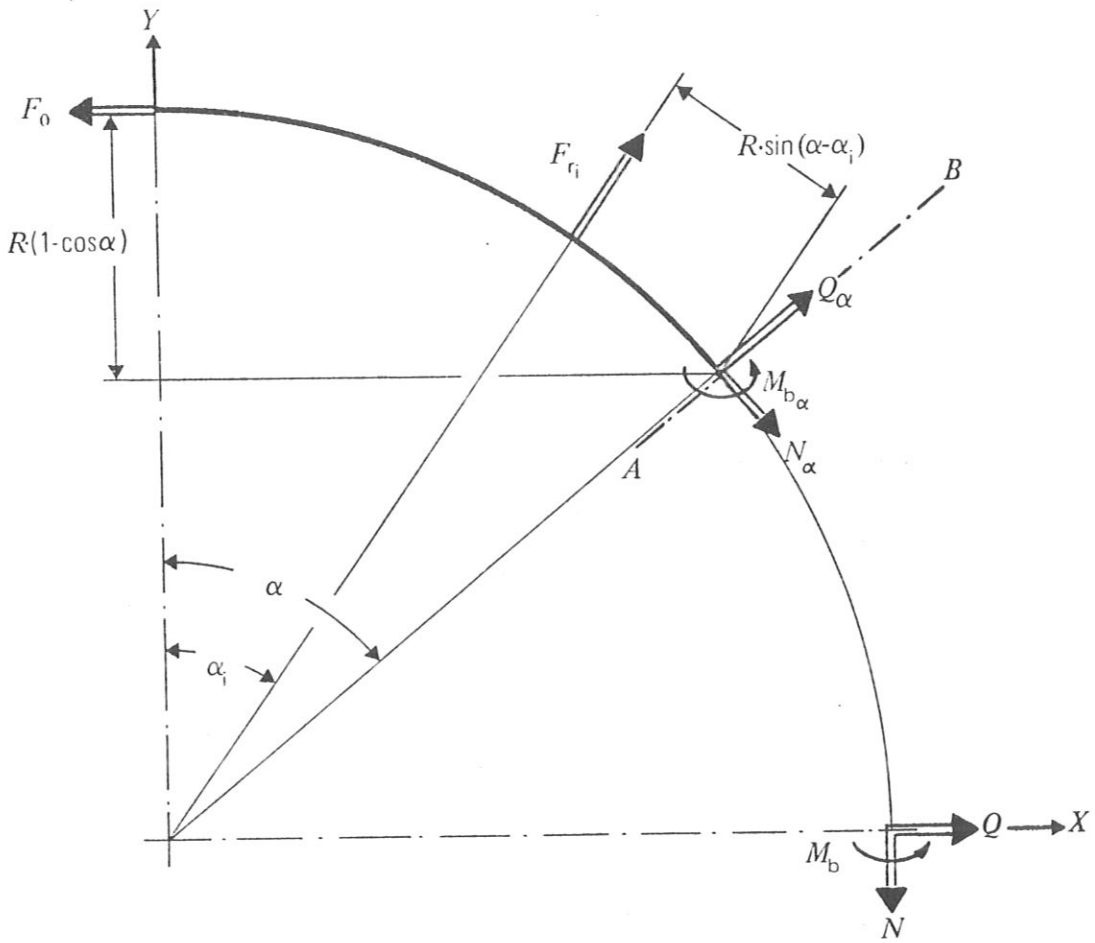


Bild 43: Festigkeitsbetrachtung für biegesteife Bandage (vertikal geteilt)

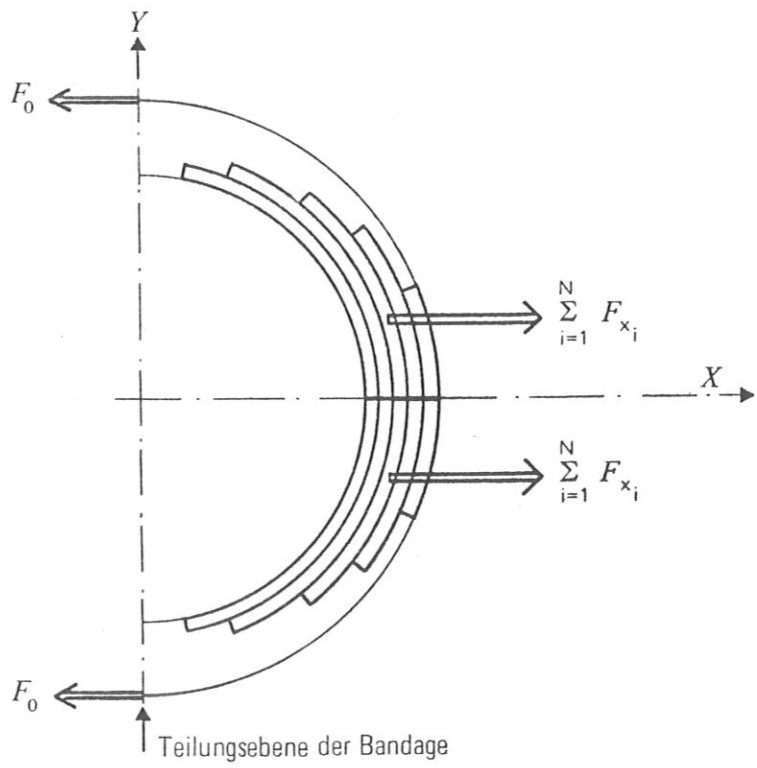


Bild 44: Normalkraft in der Teilungsebene einer biegesteifen Bandage

Ähnliche Beziehungen ergeben sich für horizontal geteilte Bandagen. Biegemoment, Normal- und Querkraft in der Bandage sind als Funktion des Schnittwinkels für eine horizontal und eine vertikal geteilte Bandage in Bild 45, Bild 46 und Bild 47 als Ergebnisse eines Rechenprogramms dargestellt.

Die Bandage wird nach dem grössten auftretenden Biegemoment von ca. $2,5 \cdot 10^6$ N cm/cm ausgelegt. Für eine zulässige Biegespannung $\sigma_{bzul} = 7,5 \cdot 10^4$ N/cm² bei CrNi-Stahl (Werkstoff-Nr. 4571) ergibt sich als Bandage ein Breitflanschträger I 160. Die Normal- und Schubspannungen aufgrund der Normal- und Querkraft können im Vergleich zur Biegespannung vernachlässigt werden.

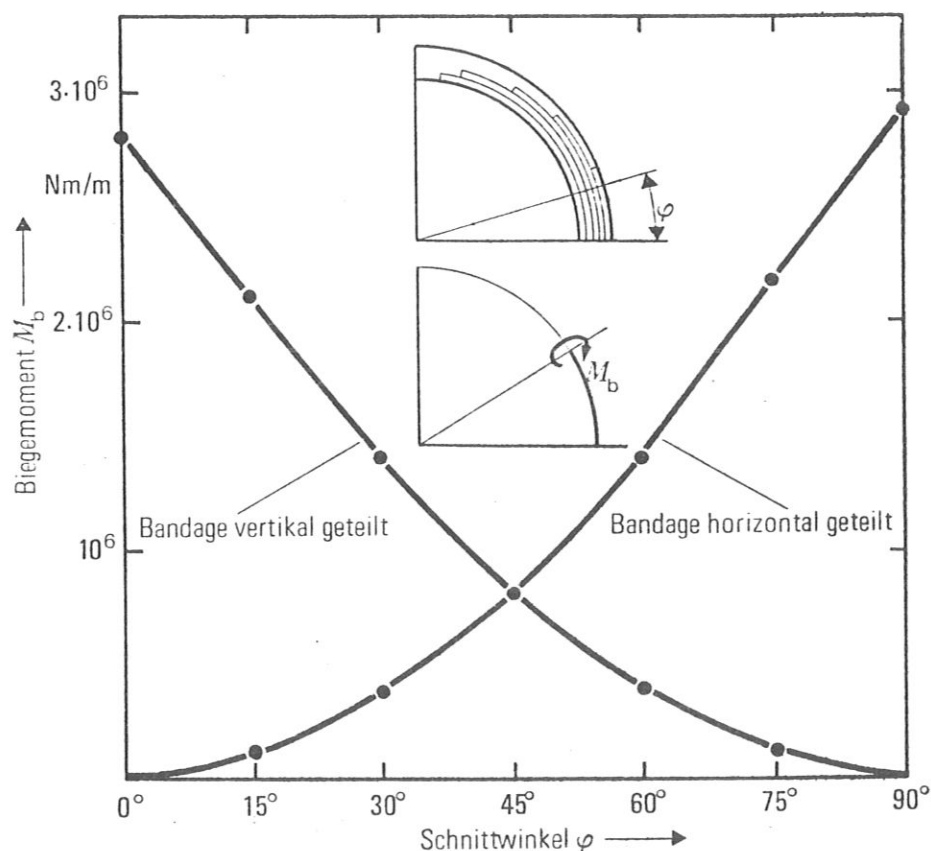


Bild 45: Biegemomente bei biegesteifer Bandage

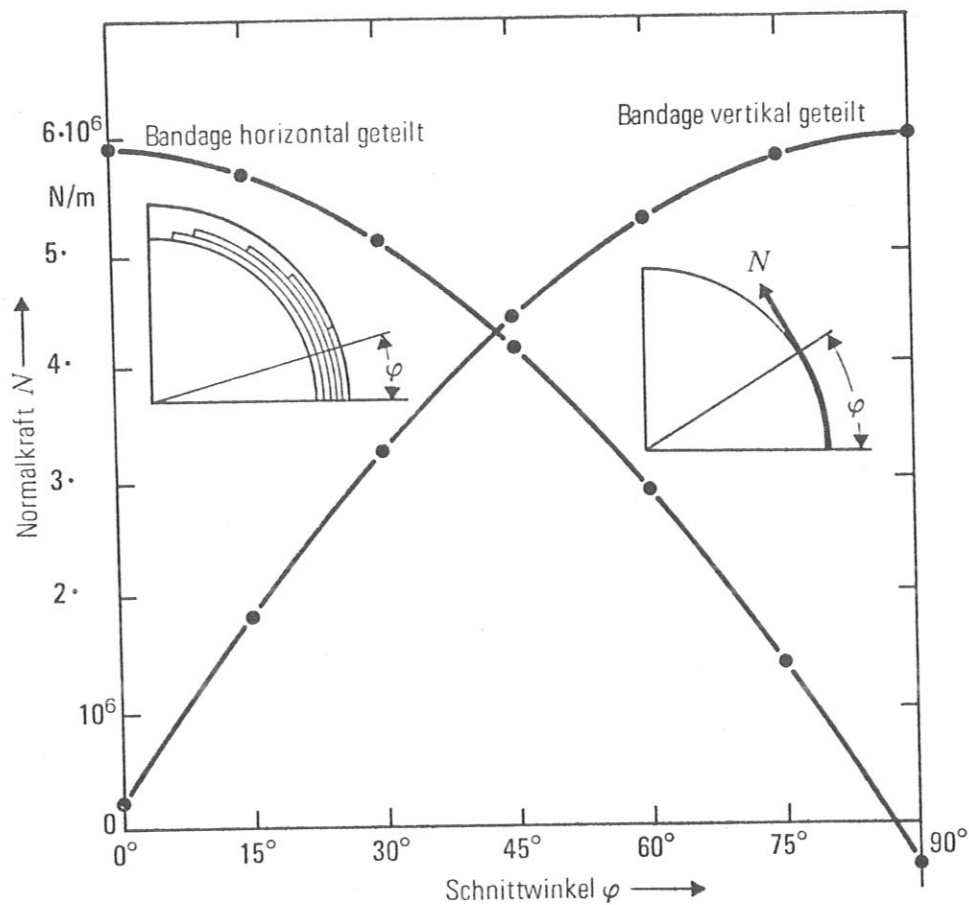


Bild 46: Normalkraft bei biegesteifer Bandage

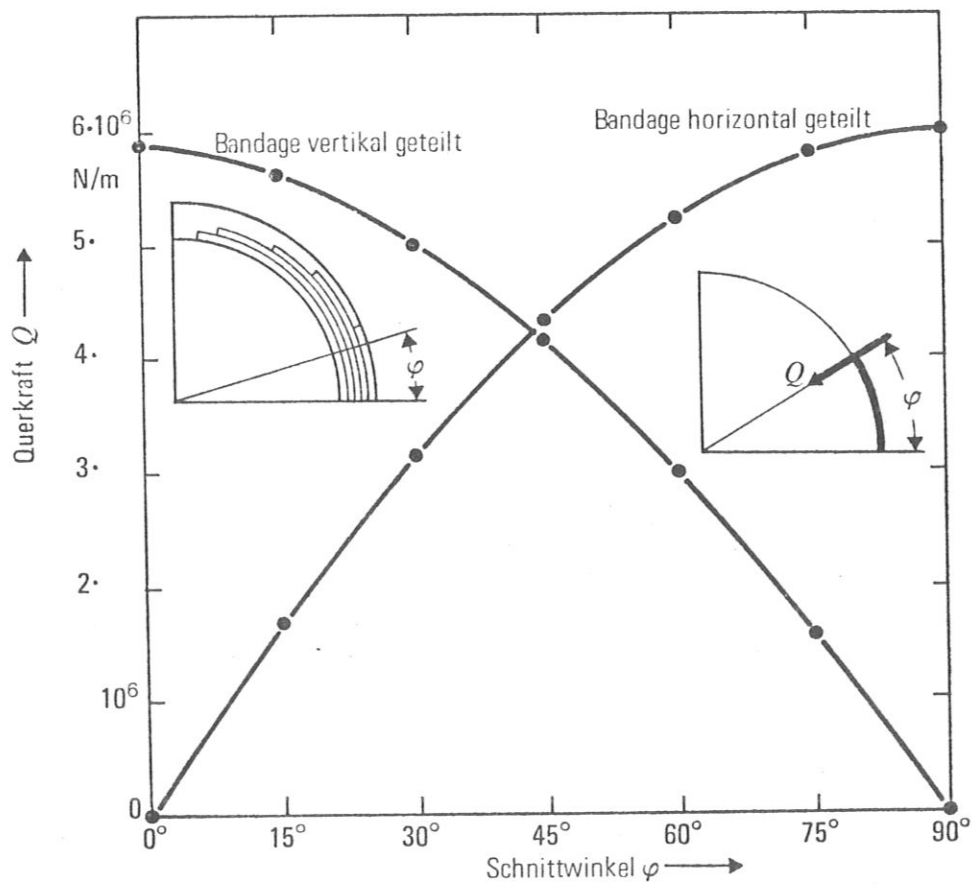


Bild 47: Querkraft bei biegesteifer Bandage

III.8.3. Biegesteifes Innenrohr des He-Behälters und auf Zug belastete Aussenbandage

Im Gegensatz zum eben behandelten Fall soll die Bandage um die Wicklung nun völlig biegsam sein und deshalb nur auf Zug belastet werden. Die Kräfte werden dann über Druckstücke auf das Innenrohr des He-Behälters übertragen, das dadurch auf Biegung beansprucht wird.

Für äquidistante Segmente wird die resultierende Radialkraft der Wicklung gebildet - siehe Bild 48. Eine Aussenbandage wird nur dann ausschliesslich auf Zug belastet, wenn sie am Umfang gleichmässigen Innendruck erfährt. Die maximale partielle Radialkraft $F_{r_{max}}$ bestimmt den Innendruck auf die Bandage.

Im i -ten Segment wirkt eine Wicklungskraft F_{r_i} auf die Bandage. Damit die Bandage gleichmässigen Innendruck erfährt, wird sie mit der Kraft $F_{r_{max}} - F_{r_i}$ auf die Wicklung gedrückt.

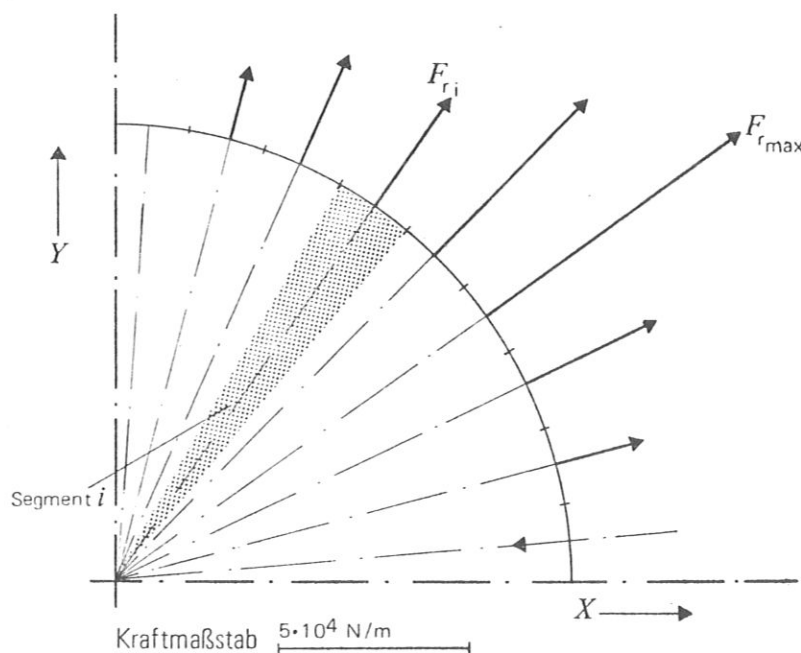


Bild 48 Radialkraft für äquidistante Wicklungsegmente

Die Wicklung überträgt diese Kraft auf das Innenrohr des He-Behälters. Die Festigkeitsrechnung wird für die in Bild 49 angegebenen Partialkräfte ausgeführt. Nach Biezeno-Grammel /9/ gelten für Rohrschnitte unter einem Winkel γ die in Bild 50 angegebenen Beziehungen für Normalkräfte, Querkräfte und die Biegemomente. Für die Ableitung dieser Beziehungen wird ausser den Gleichgewichtsbedingungen der Satz von Castigliano benutzt.

Die Berechnung erfolgt mit einem Computer-Programm. Die Ergebnisse sind in Bild 51, Bild 52 und Bild 53 für verschiedene Schnittwinkel dargestellt. Die auf die Rohrlänge bezogenen maximalen Kräfte und Momente und die daraus resultierenden Spannungen bei einer Wandstärke von 2,8 cm sind:

$$\text{Querkraft} \quad 8,6 \cdot 10^2 \text{ N/m} , \quad \tau = 3 \cdot 10^2 \text{ N/cm}^2$$

$$\text{Normalkraft} \quad 3,2 \cdot 10^2 \text{ N/m} , \quad \sigma_{z,d} = 10^3 \text{ N/cm}^2$$

$$\text{Biegemoment} \quad 6 \cdot 10^3 \text{ Nm/m} , \quad \sigma_b = 4,5 \cdot 10^3 \text{ N/cm}^2$$

Die zulässigen Spannungen werden weit unterschritten.

Die maximale radiale Kraft der Wicklung, bezogen auf die Flächeneinheit, beträgt nach Bild 42 $4 \cdot 10^2 \text{ N/cm}^2$.

Die Zugbandage wird mit diesem gleichmässigen Innendruck belastet.

Aus der Kesselformel

$$s \geq P_i \cdot r_i / \sigma_{z,zul}$$

ergibt sich bei einem Innendruck $P_i = 4 \cdot 10^2 \text{ N/cm}^2$, einem Innenradius $r_i = 47,5 \text{ cm}$ und einer zulässigen Zugspannung $\sigma_{z,zul} = 5 \cdot 10^4 \text{ N/cm}^2$ eine

$$\text{Bandagendicke} \quad s = 0,4 \text{ cm}$$

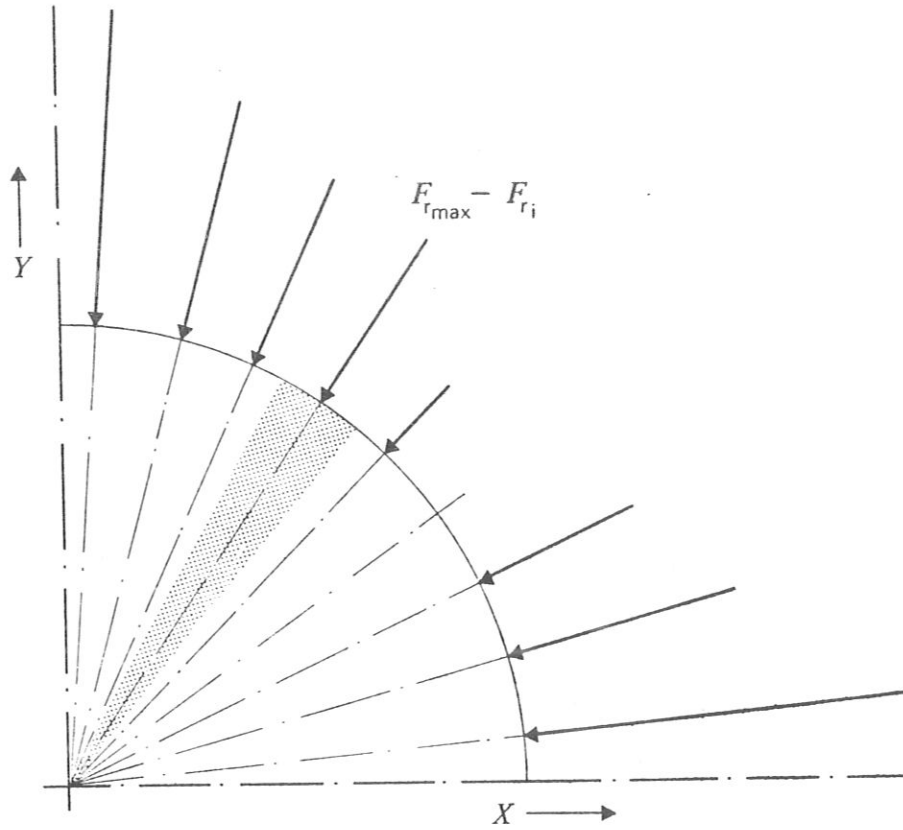
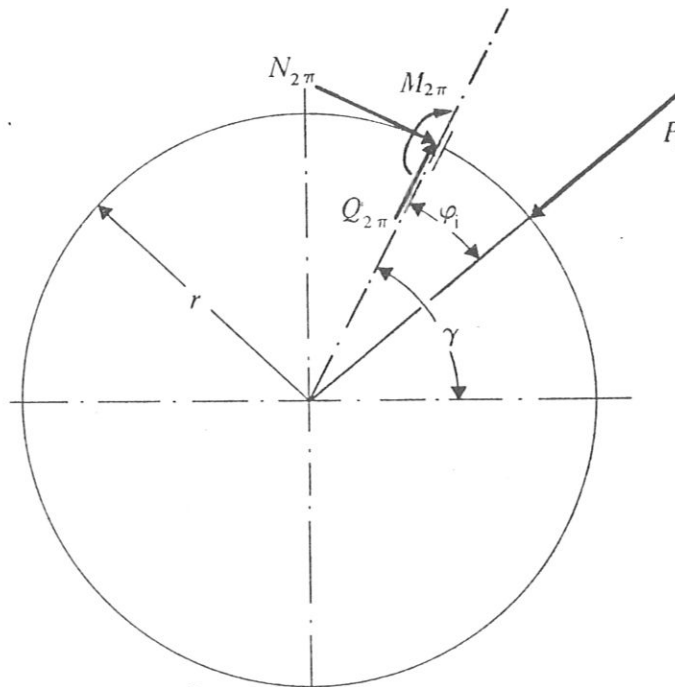


Bild 49: Kräfte auf das Innenrohr des He-Behälters



$$N_{2\pi} = -\sum_{i=1}^n \frac{\varphi_i}{2\pi} P_i \sin \varphi_i$$

$$Q_{2\pi} = -\sum_{i=1}^n \frac{\varphi_i}{2\pi} P_i \cos \varphi_i$$

$$M_{2\pi} = -r N_{2\pi} + \sum_{i=1}^n \frac{P_i r}{2\pi}$$

Bild 50: Kräfte und Momente im Innenrohr des He-Behälters

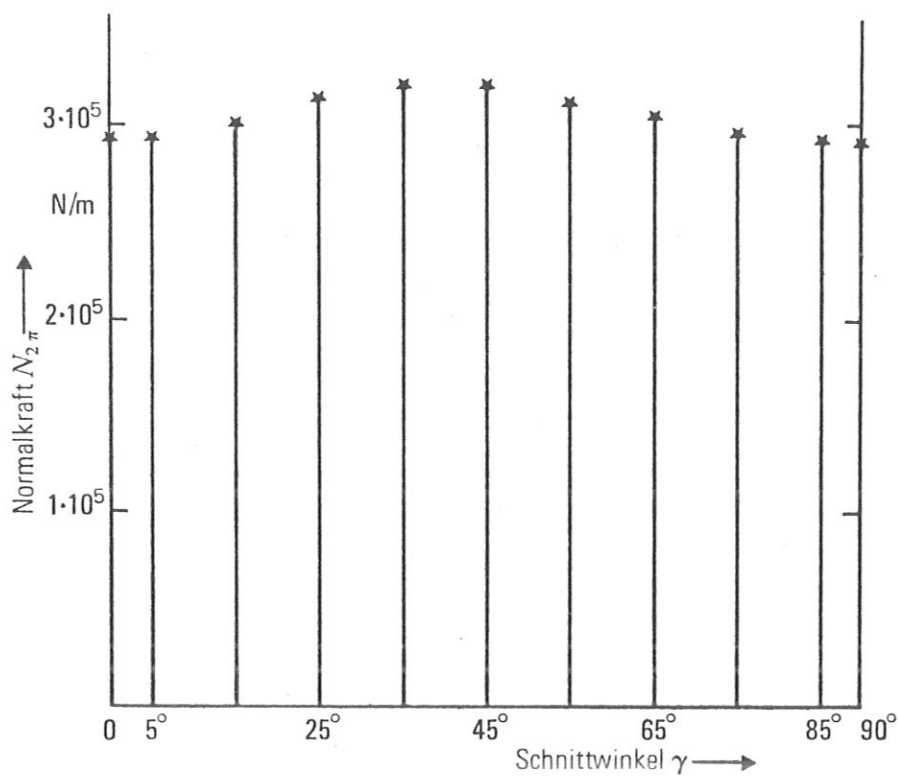


Bild 51: Normalkraft im Innenrohr des He-Behälters

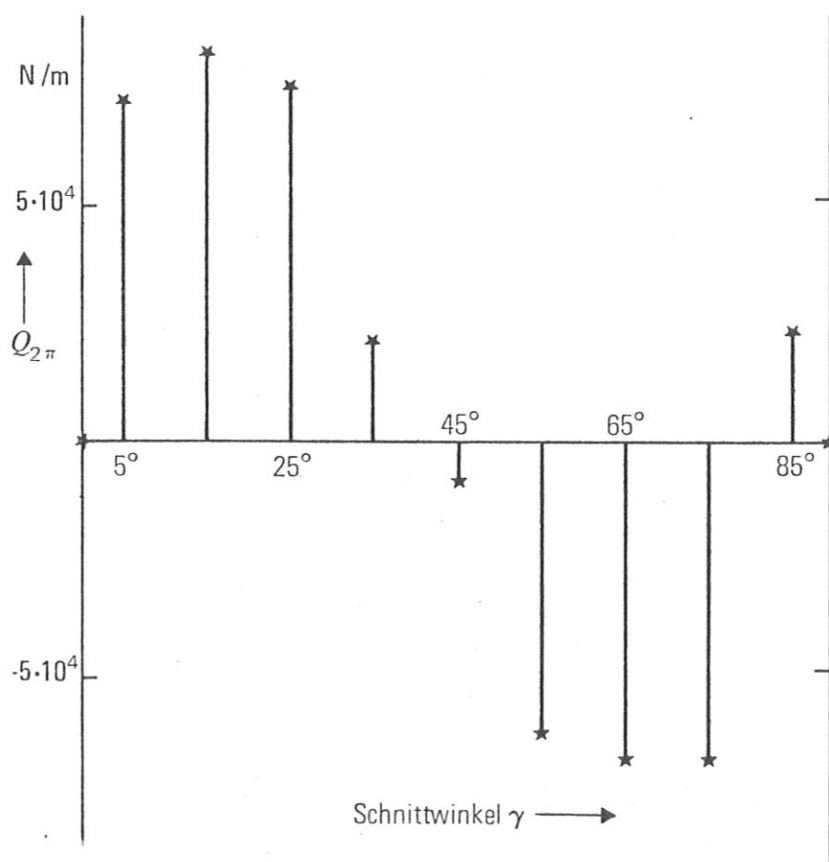


Bild 52: Querkraft im Innenrohr des He-Behälters

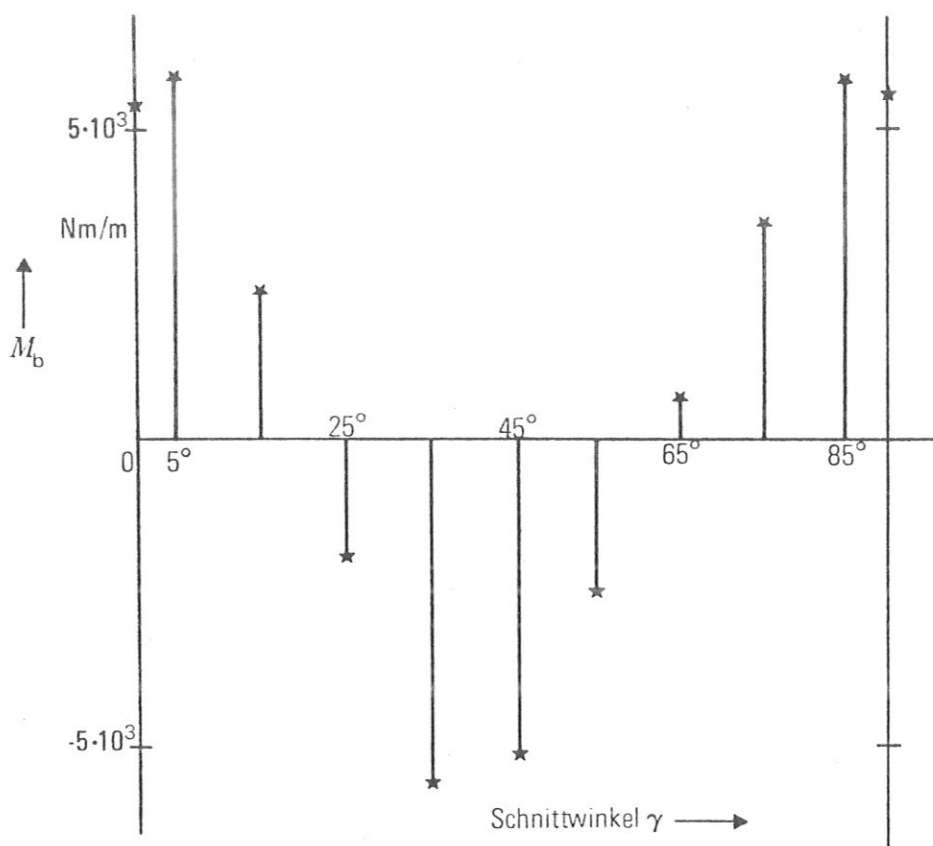


Bild 53: Biegemoment im Innenrohr des He-Behälters

III.8.4. Durchbiegung des Innenrohres des He-Behälters

Das Innenrohr des He-Behälters trägt die gesamte Wicklung. Ihr Gewicht führt wegen der Halterung des Innenrohres an den Stirnseiten des He-Gefäßes vor allem in Rohrmitte zu einer Durchbiegung. Der Belastungsfall und die entsprechende Beziehung für die Durchbiegung sind in Bild 54 angegeben.

Die Rechnung ergibt für:

- Rohrlänge l = 400 cm
- Streckenlast q = $2,25 \cdot 10^2$ N/cm (Gewicht d. Wicklung u. d. Innenrohres $9 \cdot 10^4$ N)
- Rohrwandstärke s = 2,8 cm
- Rohrradius r = 40 cm
- Elastizitätsmodul E = $2 \cdot 10^7$ N/cm²
- eine max. Durchbiegung $f_m = 7 \cdot 10^{-3}$ cm

Die Biegespannung, die durch obige Streckenlast verursacht wird, liegt weit unter dem zulässigen Wert.

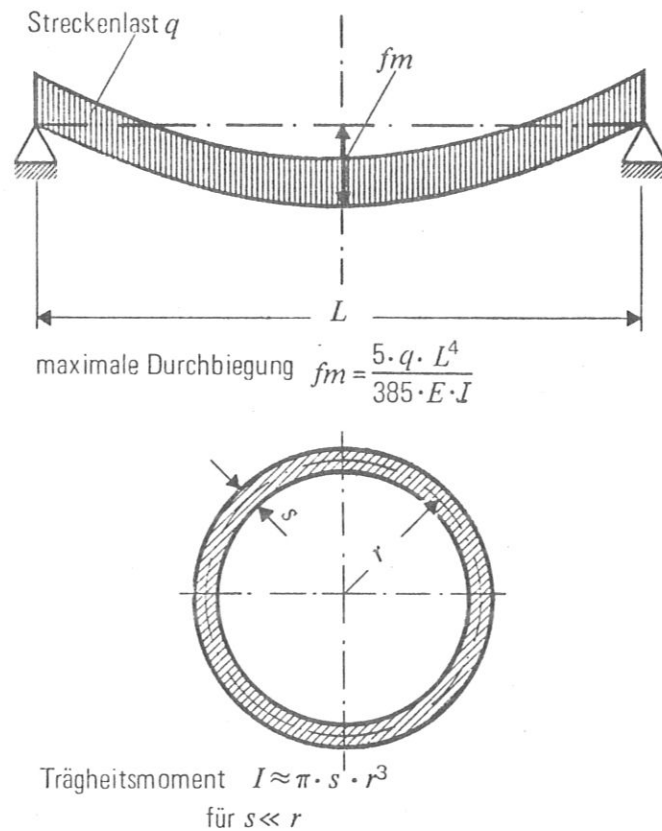


Bild 54: Durchbiegung des Innenrohres des He-Behälters

III.8.5. Axialverspannung

Die Axialkraft $7 \cdot 10^6$ N/m soll in jeder Wicklungshälfte auf einem Viertel des Kreisumfangs wirken. Mit dieser Annahme ist von den Zugstangen eine Gesamtkraft von $5 \cdot 10^6$ N in einer Dipolhälfte aufzunehmen. Für 10 Zugstangen à 36 mm Ø ergibt sich eine Zugspannung von $\sigma_z = 5 \cdot 10^4$ N/cm². Der Stützring wird nach internen Berechnungsunterlagen der Siemens AG für eine zulässige Spannung $\sigma = 7 \cdot 10^4$ N/cm² dimensioniert.

III.8.6. Verschiedenes

Die vertikalen Haltestangen werden nach dem Magnetgewicht dimensioniert. Eine Abschätzung der Plasmaschubkraft auf den Magneten ergab ca. 5 kN. Die axialen Haltestangen sind für diese Belastung zu dimensionieren. Die Behälterwandstärken werden mit Ausnahme des Innenrohres des He-Behälters nach den Richtlinien der AD-Merkblätter ausgelegt.

III.9. Quenchverhalten

Geht ein supraleitender Magnet in den normalleitenden Zustand über, so wird die im Magnet gespeicherte Energie in den normalleitenden gewordenen Bereich der Wicklung dissipiert. Aus Gründen der Sicherheit für Wicklung und Kryostat ist für den Quenchfall bei einer grossen gespeicherten Energie - in unserem Fall 29 MJ - eine möglichst kleine Energiedissipation in der Wicklung zu fordern. Anzustreben ist eine möglichst geringe Aufheizung der Wicklung und eine geringe Verdampfungsrate von flüssigem Helium.

Mit einem Rechenprogramm "QUENKA" ¹⁾ wird das Quenchverhalten nach einem Modell beschrieben. Der Stromkreis in Bild 55 wird zugrunde gelegt. Im Quenchfall wird ein Schutzwiderstand R_{schutz} in den Kreis geschaltet, um die Spannung am Magnet zu begrenzen und einen möglichst grossen Teil der Magnetenergie auszukoppeln.

1) Das Programm Quenka ist unabhängig von der Studie bei Siemens entwickelt worden. Im wesentlichen wurden folgende Gleichungen zugrunde gelegt:

$$\text{Stromkreis: } I(t) \cdot (R_{\text{mag}} + R_{\text{schutz}}) + L \frac{d I(t)}{dt} = 0$$

Energiebilanz im Leiter:

$$\frac{I^2(t) \cdot \rho(T)}{A^2} = C_P(T) \gamma \frac{dT}{dt}$$

Widerstand im Magneten:

$$R_{\text{mag}}(t) = \int_0^{V(t)} \frac{\rho(T)}{A^2} dV$$

mit ρ	-	spezif. Widerstand	} der Komponenten	Kupfer
C_P	-	spezif. Wärme		Supraleiter
A	-	Querschnitt		Isolierung
γ	-	spezif. Gewicht		
V	-	normalleitendes Leitervolumen		

Die Dipolwicklung wird durch eine Modellwicklung nach Bild 56 ersetzt. Der Wicklungsquerschnitt des Dipols entspricht dem des Balkens. Dipolschalen und Balken haben dieselbe mittlere Länge. Die Wärmeabfuhr durch flüssiges Helium in den Kühlkanälen wird berücksichtigt.

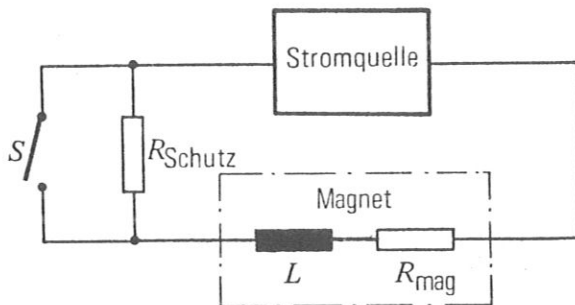


Bild 55: Stromkreis

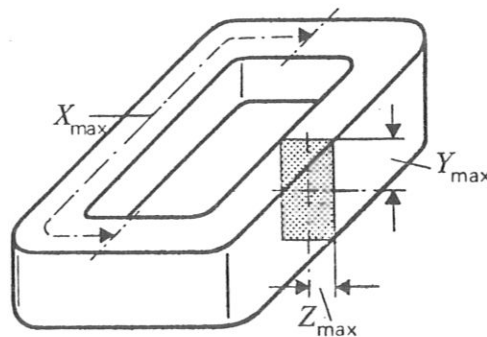


Bild 56: Modellwicklung zum Studium des Quenchverhaltens

Das Quenchverhalten von zwei Leitertypen mit einem Kupfer- zu Supraleiter-Querschnittsverhältnis $\alpha = 16 : 1$ und $\alpha = 2 : 1$ wird verglichen ¹⁾. Vorgegeben werden:

1) Zu Beginn der Studie wurde ein eigenstabiler Leiter mit $\alpha = 2$ betrachtet. Im Laufe der Zeit wurde die Stromdichte im Supraleiter erhöht und bei konstantem Gesamtquerschnitt ein Kupfer- zu Supraleiterverhältnis $\alpha = 4,4$ bzw. 5 (siehe III.2.) festgelegt.

		$\alpha = 2 : 1$	$\alpha = 16 : 1$
Betriebsstrom	[A]	2000	2000
Schutzwiderstand	[Ω]	0,5	0,5
Induktivität der Spule	[H]	14,5	14,5
Wärmeabfuhr durch flüssiges He in den Kühlkanälen	[W/cm ²]	0,5	0,5
Kühlfläche bezogen auf die Raumeinheit der Wicklung	[cm ² /cm ³]	0,2	3,5
Anfangsausbreitungsgeschwindigkeit der nl-Zone in Leiter-richtung	[cm/s]	20000	20000
Leiterquerschnitt	[cm ²]	0,1	0,2
Betriebstemperatur	[K]	4,5	4,5
Ausbreitungsgeschw. \perp zum Leiter		0,2	0,2
Ausbreitungsgeschw. \parallel zum Leiter			
X MAX	[cm]	294	294
Y MAX	[cm]	55	55
Z MAX	[cm]	3	6

Das Rechenprogramm liefert als Ergebnis die dissipierte Energie im Magneten, die ausgekoppelte Energie und die Temperatur am Ort des Quenchbeginns als Funktion der Zeit nach einem Quenchstart. Die Ergebnisse sind in Bild 57 und Bild 58 dargestellt. Bei dem Leiter mit $\alpha = 2 : 1$ ist nach ca. 2 s die gespeicherte Energie zu 99 % dissipiert. Dabei werden nur ca. 5 % der dissi-

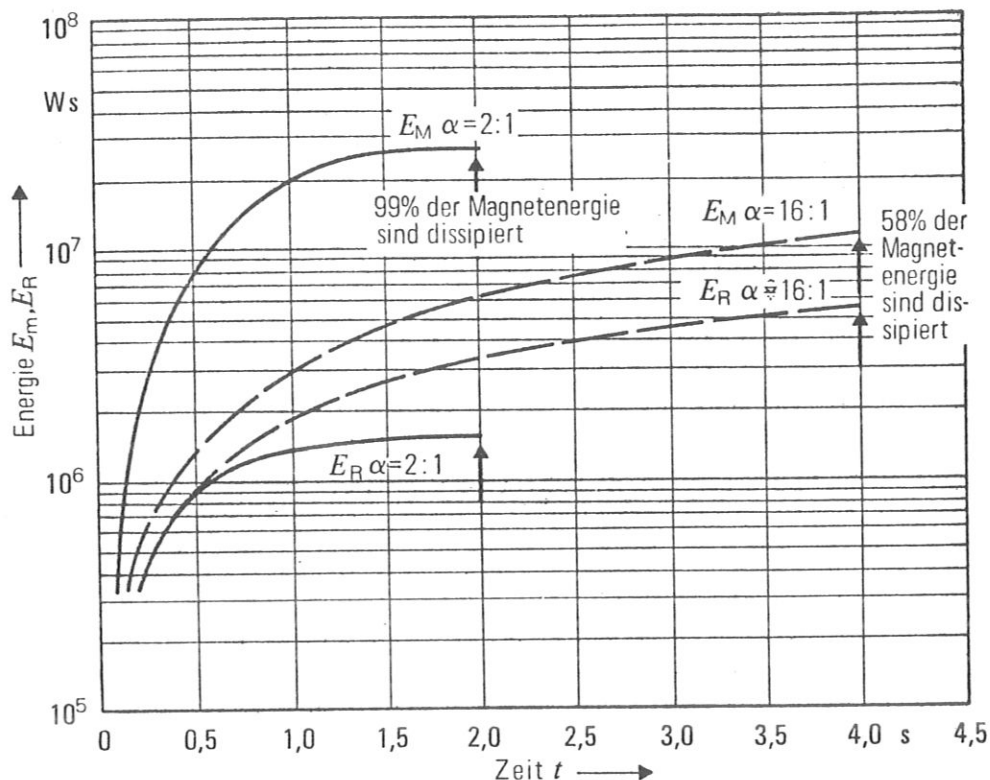


Bild 57: Magnet im Quenchfall: Dissipierte Energie im Magneten E_M und durch den Schutzwiderstand ausgekoppelte Energie E_R als Funktion der Zeit nach einem Quenchbeginn

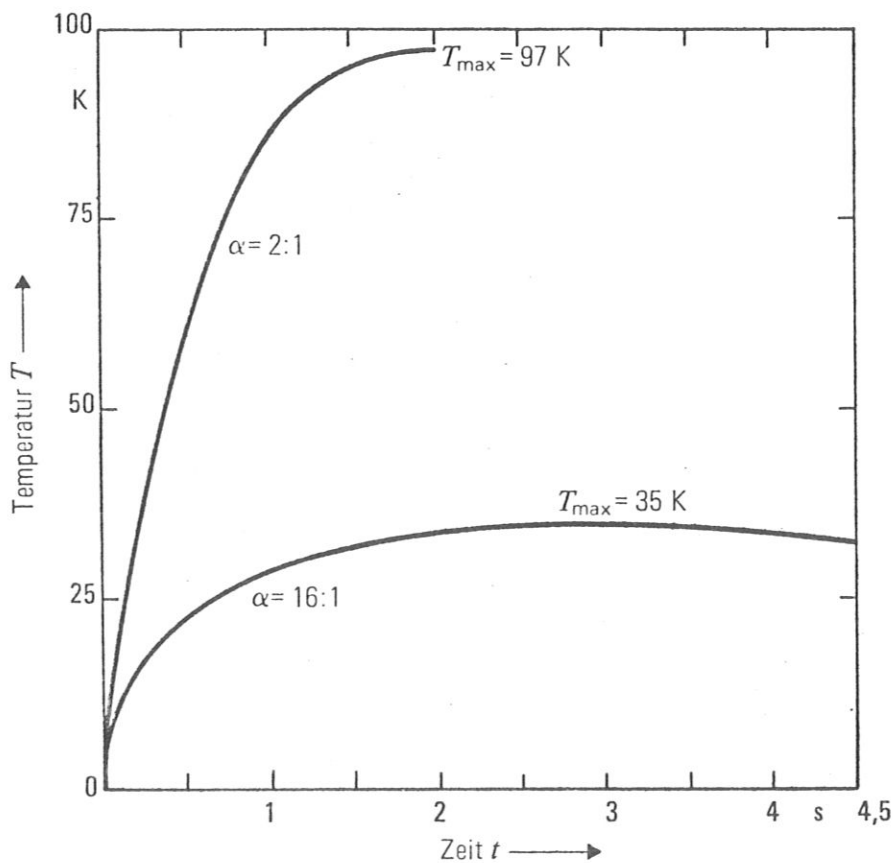


Bild 58: Quench: Temperatur am Ort des Quenchbeginns als Funktion der Zeit

pierten Energie in den Schutzwiderstand ausgekoppelt. ¹⁾ Bei dem Leiter mit $\alpha = 16 : 1$ erfolgt der Quenchvorgang langsamer. Nach 4 s sind ca. 58 % der gespeicherten Magnetenergie dissipiert. Der Anteil der ausgekoppelten Energie beträgt ca. 50 % der im Magneten dissipierten Energie. Im Leiter mit $\alpha = 2 : 1$ tritt ein grösserer Temperaturanstieg auf als im Leiter mit $\alpha = 16 : 1$. Die Temperatur des Leiters mit $\alpha = 16 : 1$ nimmt wieder ab, wenn 50 % der gespeicherten Energie dissipiert sind.

Wegen der zugrunde gelegten Näherungen ermöglichen obige Ergebnisse nur eine qualitative Aussage über das Quenchverhalten des Dipolmagneten. Ein grosser Kupferanteil im Leiter und eine grosse Kühlfläche wirken sich günstig auf das Quenchverhalten aus, bewirken also geringen Temperaturanstieg in der Wicklung und geringe Verdampfungsrate von flüssigem Helium.

-
- 1) Die geringe auskoppelbare Energie wird durch den relativ kleinen vorgegebenen Schutzwiderstand verständlich. Der Schutzwiderstand wurde für einen Spannungsabfall von 1000 V im Quenchfall am Magneten ausgelegt.

Die Spannung 1 kV wurde im Hinblick auf die VDE-Vorschriften vorgegeben, da oberhalb dieser Spannung erheblich schärfere Richtlinien für die Isolierung einzuhalten sind. Bei der Forderung nach grösserer auskoppelbarer Energie ist wegen der notwendigerweise grösseren Spannungsabfälle mit erheblichen Mehrkosten zu rechnen.

Im Falle der Realisierung des Magneten ist vorgesehen, die Mittelanzapfung zur Energieauskopplung zu nutzen. Hierzu liegen praktische Erfahrungen bei der Firma Siemens vor.

III.10. Elektrik

Ein Überblick zur Elektrik, die zum Betrieb und zur Überwachung des Systems Magnet-Kryostat notwendig ist, wird in Bild 59 gegeben.

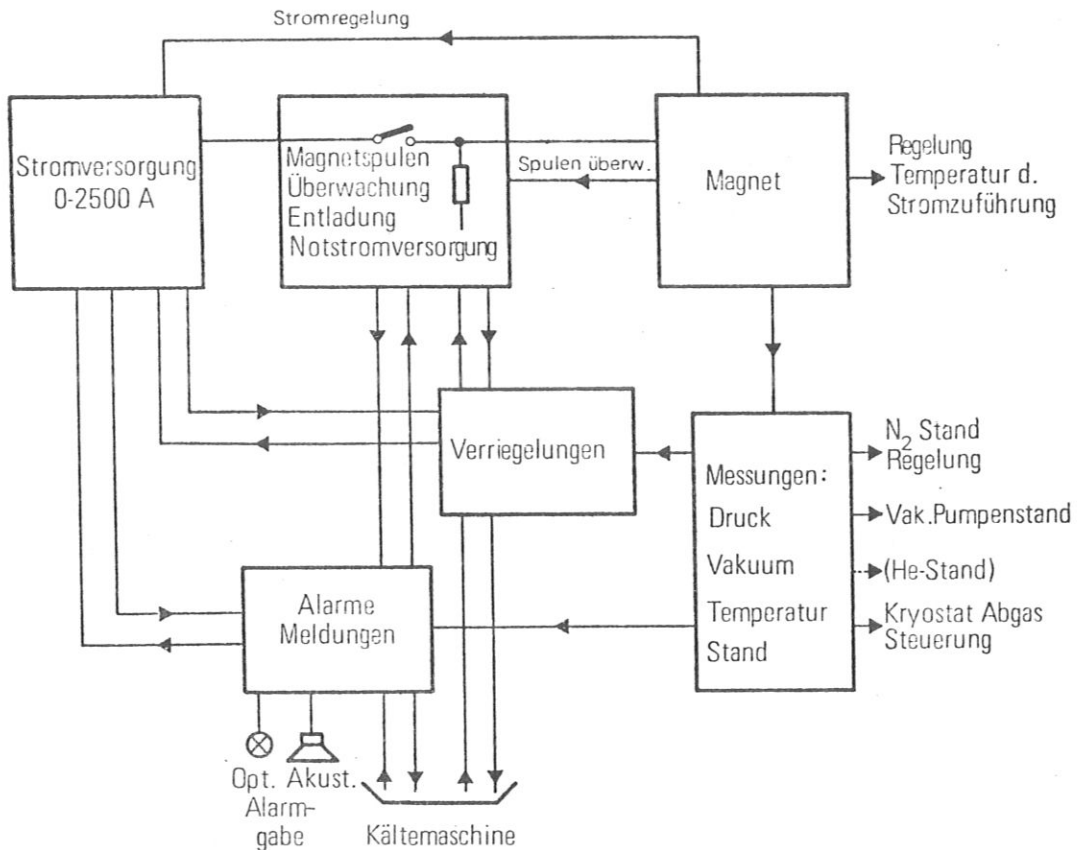


Bild 59: Funktionsschema zur Elektrik

III.10.1. Stromversorgung 0 - 2500 A (siehe Bild 60)

Der Stromanstieg erfolgt linear. Der Istwert des Stromanstiegs ergibt sich aus der Selbstinduktion der Spule und der wählbaren Ausgangsspannung der Stromversorgung. Nach Erreichen des vorgewählten Betriebsstromes übernimmt ein Stromregler den konstantstrombetrieb. Der maximal zulässige Strom wird überwacht.

Daten:

Hochlaufspannung	0 - 10 V
max. Betriebsstrom	2500 A
Langzeitkonstanz	10^{-3} /Monat, bezogen auf Endwert
Mindestkühlwassermenge	10 l/min
Anschlussspannung	380/220 V/50 Hz
Anschlussleistung	50 kVA
Abmessungen	Breite 1830 mm Tiefe 840 mm Höhe 1900 mm
Gewicht	1300 kg

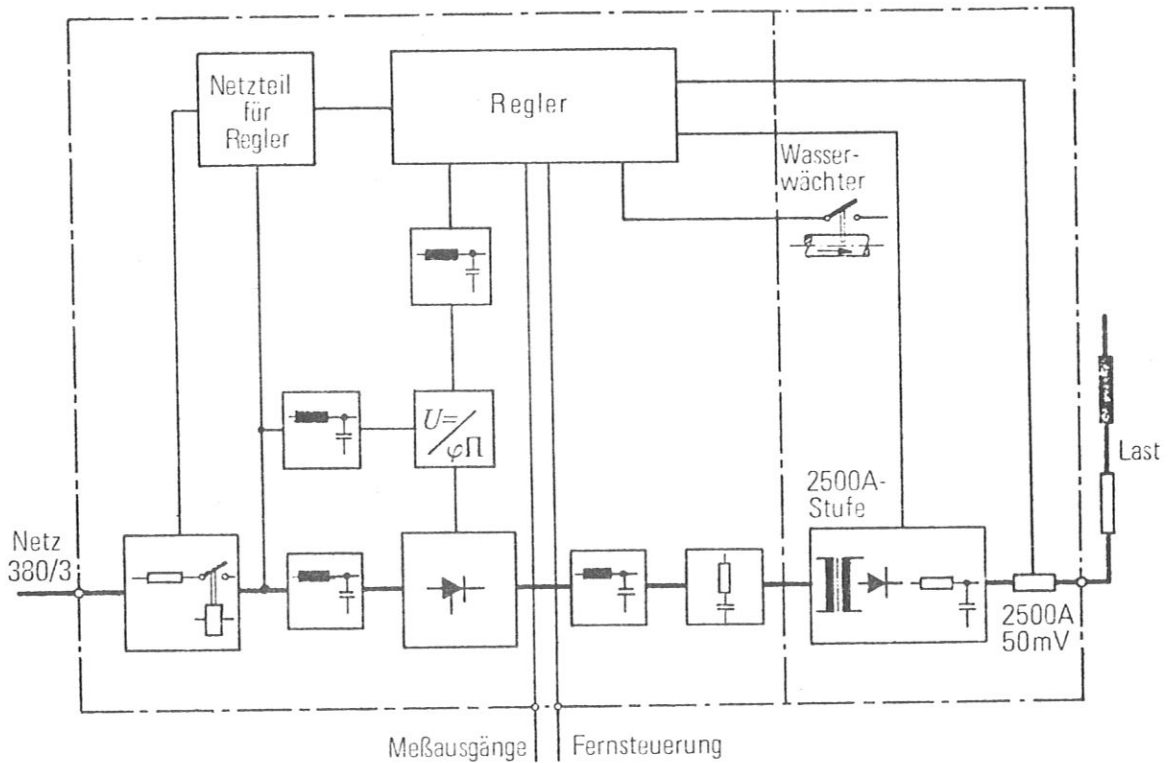


Bild 60: Blockschaltbild der Stromquelle 2500 A, geregelt

III.10.2. Auskoppelsystem

Das Auskoppelsystem besteht aus dem Entladewiderstand, dem Leistungsschalter zwischen Stromversorgung und der Einheit Magnet-Entladewiderstand, der Magnetspulenüberwachung und der Notstromversorgung.

III.10.2.1. Magnetspulenüberwachung (siehe Bild 61)

Die Magnetspulenüberwachung kontrolliert den Betriebszustand des Magneten. Mit diesem Gerät werden auftretende Unsymmetriespannungen über den beiden Spulenhälften (Diagonalverspannung U_D), die durch Flusssprünge oder partiell auftretende Normalleistung verursacht werden können, gemessen und registriert. Bei Überschreiten einstellbarer Grenzwerte (U_S - Schwellenspannung) - Anstehen einer vorwählbaren Ohmschen Last während einer vorwählbaren Zeit (t_S - Ansprechverzögerung) - wird der Magnetstrom über den Leistungsschalter automatisch unterbrochen, und der Magnet wird schnell entregt.

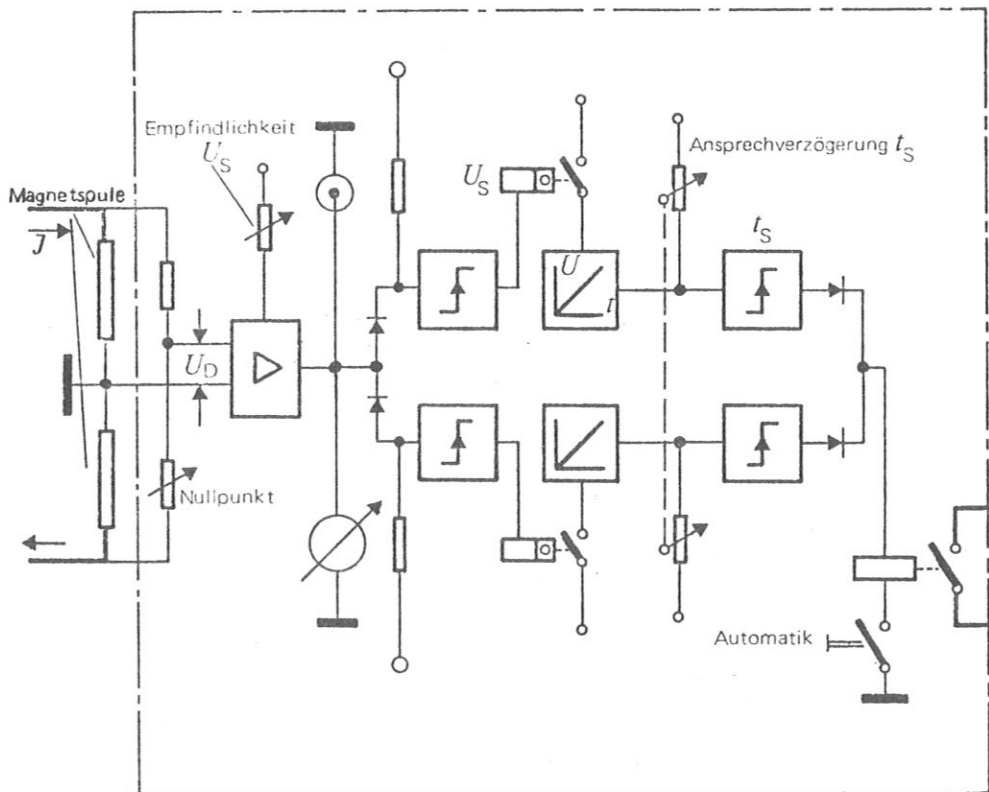


Bild 61: Blockschaltbild Magnetspulen-Überwachung

Die Magnetspulenüberwachung ist das wichtigste Glied im Sicherheitssystem. Ihre Funktion ist auch bei Netzausfall gewährleistet durch eine im Netzbetrieb dauernd gepufferte und in Intervallen geprüfte Batterie, die die Steuerspannung für mindestens eine Stunde aufrecht erhält.

Die Funktion wird im Anhang C an Hand eines Blockschaltbildes (= Bild 61) erläutert.

Daten: Empfindlichkeit 2/5/10/20/50/100/200/500/1000 mV
Genauigkeit \pm 0,2 mV bzw. 1,5 %
Die Eingangsschaltung ist Übersteuerungsfest
Maximale Brückendiagonalspannung 100 V
Nullpunkteinstellung bis max. \pm 5 % Unsymmetrie
Ansprechverzögerung 0,2/0,5/1/2/5/10/20 sec
Genauigkeit 5 %
Anschlussspannung 220 V/50 Hz, 35 VA

III.10.2.2. Entladewiderstand

Der Entladewiderstand soll beim Schnellentregen einen möglichst grossen Teil der gespeicherten Magnetenergie aufnehmen. Der Widerstand ist so dimensioniert, dass die Spulenspannung nicht über \pm 500 V gegen die Mittelelektrode ansteigen kann. Die Entladezeitkonstante beträgt ca. 29 s bei einem Entladewiderstand von 0,5 Ω .

III.10.2.3. Leistungsschalter

Der Leistungsschalter trennt die Stromversorgung vom Magneten. Der Schalter kann manuell oder automatisch betätigt werden, wobei interne Verriegelungen eine Fehlbedienung und eine Gefährdung des Magneten verhindern.

III.10.2.4. Notstromversorgung

Die Notstromversorgung hält die Magnetspulenüberwachung bei Stromausfall ca. eine Stunde betriebsbereit und sorgt dafür, dass der Leistungsschalter nicht unbeabsichtigt öffnet.

Die Betriebsbereitschaft der Notstromversorgung für die Spulenüberwachung wurde so gewählt, dass eine Langsam-Entregung des Magneten bei Netzstromausfall garantiert ist.

III.10.3. Messungen und Überwachung

III.10.3.1. Kryostatendruck

Der Druck im Kryostaten wird mit einem Manometer gemessen. Über einen P-E-Wandler werden einstellbare Schaltpunkte zur Alarmabgabe und gegebenenfalls zur Steuerung der Kälteanlage abgeleitet.

III.10.3.2. Vakuum

Fein- und Hochvakuummanometer messen den Druck im Vakuumraum. Einstellbare Schaltpunkte steuern Alarme und andere Anlagenteile (z.B. Pumpstand, Kältemaschine).

III.10.3.3. Temperatur

Die Temperaturen werden an der Wicklung (6 Messpunkte), an den kritischen Stellen der Stromzuführung (3 Messpunkte) und am Strahlungsschild (3 Messpunkte) gemessen. Alle Temperaturen können durch Wahlschalter auf einem Instrument abgelesen werden. Unabhängig von der jeweiligen Anzeige sind immer alle Temperaturmessstellen in Betrieb und können auf einem Punktdrucker mitgeschrieben werden.

III.10.3.4. Heliumstand

Der Heliumstand im Kryostaten wird diskontinuierlich mit 10 Sonden gemessen. Jeder Sonde ist ein Schalter zugeordnet, welcher Anzeigelampen schaltet und es gestattet, Signale zur Steuerung anderer Anlagenteile (Verriegelungen, Alarmer, Kältemaschine, He-Standregelung) abzugeben.

III.10.3.5. N₂-Stand

Der N₂-Stand wird mit 3 Sonden gemessen. Von den zwei obersten Sonden wird eine Standregelung über ein Magnetventil abgeleitet, die unterste gibt Minimum-Alarm. Alle drei Sonden kommen zur Anzeige.

III.10.4. Regelungen

Der He-Stand wird bei geschlossenem Kältekreislauf durch eine Überlaufregelung konstant gehalten.

Der N₂-Stand wird nach III.10.3.5. geregelt.

Die Temperatur der Köpfe der Stromzuführungen wird mit Hilfe einer 2-Punkt-Thermostatregelung über dem Taupunkt gehalten.

Das Abgas für die Kühlung der Stromzuführungen wird geregelt, um den Magneten mit minimalen Wärmeverlusten betreiben zu können.

III.10.5. Sicherheiten

Alle Sicherheitskreise sind so ausgelegt, dass eine Fehlbedienung der Anlage und damit eine Gefährdung des Magneten ausgeschlossen ist.

Im wesentlichen bestehen die Sicherheiten aus Verriegelungen der Anlagenteile untereinander, um falsches Ein- oder Ausschalten zu verhindern.

III.10.6. Alarmer, Meldungen

Sämtliche zum sicheren Betrieb der Anlage notwendigen Informationen werden überwacht und gemeldet. Bei Auftreten eines Fehlers wird optischer und/oder akustischer Alarm gegeben und die notwendigen Massnahmen zum Schutz der Anlage werden automatisch eingeleitet (einfacher Alarm, langsames Entregen, Schnellentregen).

In einer Alarmtafel sind sämtliche Meldungen zentral zusammengefasst und werden in Form von Ja-Nein-Entscheidungen angezeigt.

III.11. Wärmeverluste

Die Wärmeverluste werden nach den in der Kryotechnik üblichen Berechnungsmethoden ermittelt. Exemplarisch sei auf einschlägige Literatur /10, 11, 12/ hingewiesen.

III.11.1. Stationäre Verluste

III.11.1.1. Temperaturniveau 4,5 K

Die Wärmeverluste bestehen aus:

Wärmestrahlung	3	W
Festkörperwärmeleitung	3,5	W
Restgasleitung	3	W
Joule'schen Verlusten	2	W

Der Kryostat hat 11,5 W Gesamtverluste.

Durch die 2000 A-Stromzuführung werden 10 l Helium pro Stunde verdampft.

III.11.1.2. Temperaturniveau 77 K

Am Strahlungsschild betragen die Verluste 75 W.

Sie setzen sich zusammen aus:

Wärmestrahlung	57	W
Wärmeleitung	8	W
Restgaswärmeleitung	10	W

Die Wärmeverluste können durch ca. 2 l flüssigen Stickstoff pro Stunde gedeckt werden.

III.11.2. Abkühlen

Beim Kaltfahren des Magneten ist eine Masse von 3 t Kupfer und 6 t Stahl abzukühlen.

III.12. Kälteanlage

Anforderungen an die Kälteanlage werden spezifiziert. Für das Kühlsystem werden die Daten der Konstruktion zugrunde gelegt.

III.12.1. Kühlsystem

Die He-Kälteanlage soll folgendes leisten:

- Kälteleistung von 11,5 W bei 4,5 K zur Deckung der Isolationsverluste.
- Eine Verflüssigungsleistung von 10 l/h zur Ableitung der Stromzuführungsverluste.

Ein ca. 2000 l fl. He-Vorratstank ist zum Überbrücken von Stillstandszeiten vorzusehen. Die Abkühlzeit des Systems darf bis zu 200 h betragen. Abzukühlen sind ca. 3 t Cu und ca. 6 t Cr-Ni-Stahl von Raumtemperatur auf 4,5 K. Der Magnet ist mit ca. 300 l fl. He zu fluten und der fl. He-Vorratstank zu füllen. Zur Vor-kühlung im Verflüssiger kann die Kälteleistung von fl. N₂ aus-

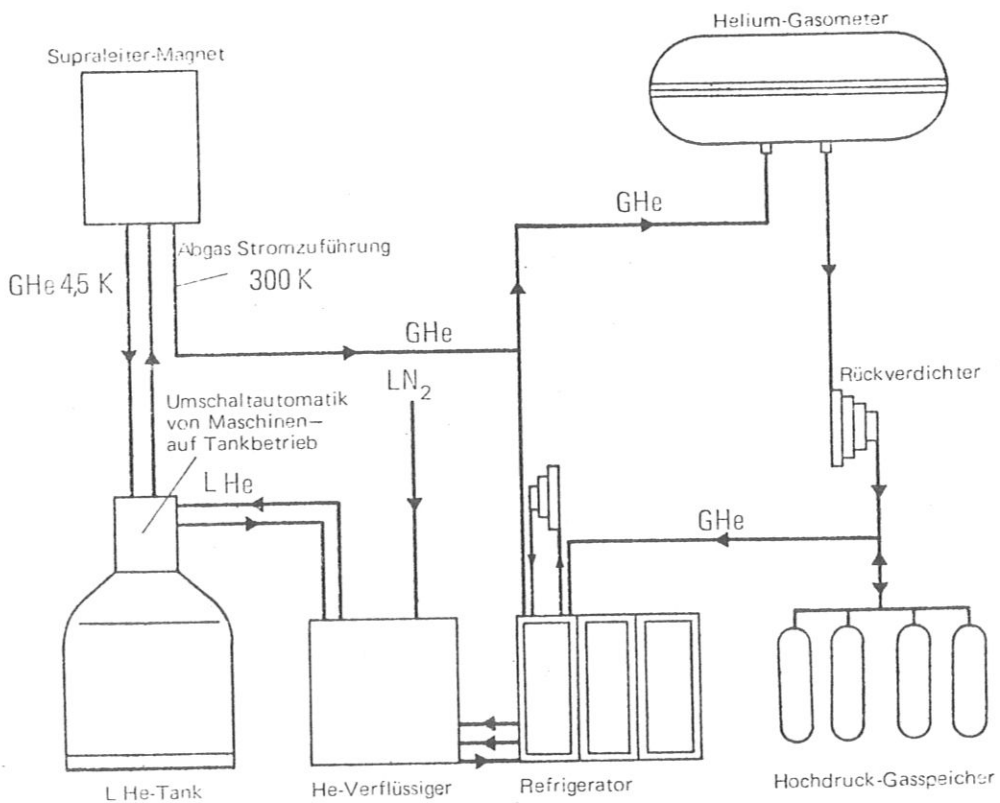


Bild 62: Helium-Kälteanlage für SL-Magnetsystem, Blockschema

genutzt werden. Eine ununterbrochene Betriebszeit von 5000 Stunden ist zu garantieren.

Ein Blockschaltbild für die He-Kälteanlage zeigt Bild 62.

III.12.2. Instrumentierung

III.12.2.1. Vakuummessung

- Das Vakuum der Verflüssigerbox muss am Schaltschrank des Refrigerators angezeigt werden.
- Sind weitere Pumpsysteme, z.B. zum Regenerieren von Reinigern vorgesehen, so müssen diese mit Vakuummessgeräten versehen werden.

III.12.2.2. Druckmessung

- Die Messgenauigkeit sämtlicher Manometer muss eine sichere Überwachung der Anlage ermöglichen.
- Der Druck des Vorratsbehälters für fl. He muss mit einer Genauigkeit von 10 kPa angezeigt werden.

III.12.2.3. Temperaturmessung

- Sämtliche zur Überwachung des Betriebes erforderlichen Temperaturen sind anzuzeigen.
- In der Cold-box des Verflüssigers müssen sich an allen funktionswichtigen Bestandteilen Temperaturmessstellen befinden.

III.12.2.4. Standmessungen

Die Messungen des Flüssigkeitsniveaus im He-Vorratstank müssen kontinuierlich erfolgen. Die Messgenauigkeit muss mindestens 1 cm betragen.

Alle Messskalen sind in SI-Einheiten zu eichen.

III.12.3. Regelungen und Steuerungen

Der Betrieb der Anlage muss so weit wie möglich automatisiert sein. Alle automatischen Steuervorgänge müssen sich abschalten lassen und von Hand durchgeführt werden können. Bei der Umstellung auf Handbetrieb dürfen Sicherheitsvorrichtungen nicht ausser Kraft gesetzt werden.

- a) Das Strahlungsschild wird mit fl. N_2 gekühlt. Das Steuer-ventil für die Nachfüllung gehört zum Lieferumfang. Potentialfreie Kontakte stehen zur Verfügung.
- b) Die Kälteleistung des Refrigerators muss sich automatisch an den Bedarf der Anlage anpassen.
- c) Die Druckdifferenz zwischen He-Vorratstank und Kryostat muss geregelt werden.

III.12.4. Interlocks

Die gesamte Anlage wie auch alle ihre Teile, die durch Fehlbedienung Schaden erleiden können, müssen gegen solche Fehlbedienungen gesichert sein.

Die folgenden Interlocks sind Minimalforderungen.

- a) Alle gekühlten Geräte wie Netzgeräte, Pumpen, Kompressoren, usw. müssen bei Ausfall des Kühlmittels eine Einschaltsperrung besitzen.
- b) Alle Geräte mit Überhitzungsschutz müssen eine Einschaltsperrung besitzen, falls eine bestimmte Betriebstemperatur überschritten wird.

III.12.5. Sicherheiten und Alarme

Die gesamte Anlage und ihre Teile müssen über ausreichende Sicherheiten verfügen, die in jedem erdenklichen Fall Beschädigungen der Anlage verhindern. Alle nach DIN- und TÜV-Vorschriften erforderlichen Sicherheiten müssen vorhanden sein. Jede Änderung des Normalzustandes, die sicherheitstechnische oder physikalische Konsequenzen haben kann oder ankündigt, muss durch einen Alarm angezeigt werden.

III.12.5.1. Sicherheiten gegen Beschädigen einzelner Teile

- a) Bei Ausfall der gesamten Stromversorgung müssen die Vakuumentile schliessen.
- b) Zu kühlende Geräte wie Kompressoren und Pumpen müssen bei Ausfall des Kühlmittels abschalten. Bei Vakuumpumpen müssen vorher jedoch die Vakuumsperrentile schliessen.
- c) Geräte, bei denen während des Betriebes eine Überhitzung möglich ist, müssen entsprechend geschützt werden.

III.12.5.2. Sicherheiten gegen Überdruck

- a) Alle absperrbaren kalten Leitungen sollen mit Sicherheitsventilen ausgestattet sein. Führen diese Leitungen He, so müssen die Sicherheitsleitungen in einer Absaugleitung enden.
- b) Falls die Leitung in einem Gasballon endet, muss deren Wärmekapazität so ausgelegt sein, dass der Gasballon nicht durch kaltes Gas beschädigt wird.
- c) Der He-Vorratstank muss über die vorgeschriebenen Armaturen gegen Überdruck verfügen.
- d) Der Rückführungsballon muss durch ein ausreichend dimensioniertes Sicherheitsventil gegen Platzen durch Überdruck gesichert sein.

III.12.5.3. Sonstige Sicherheiten

Ein leerer He-Vorratstank muss durch einen Alarm angezeigt werden.

Literaturverzeichnis

- 1 R. Bünde et al. in MHD Proceedings of the Fifth International Conference on Magnetohydrodynamic Electrical Power Generation, Munich, 19. - 23. April 1971
IAEA/ENEA (OECD) Publication
Zentralstelle für Atomkernenergie-Dokumentation (ZAED) Kernforschungszentrum Karlsruhe, Germany 1971
Vol. I, pp. 229 - 242
- 2 Z.J.J. Stekly and J.L. Zar, IEEE Trans. Nuc. Sci., NS 12 (1965) p. 367
- 3 G.B. James et al., Cryogenics, Vol. 10 (1970), p. 480
- 4 R. Hancox, Proc. 10th Int. Conf. on Low Temp. Physics, Moscow 1966, 2 B, p. 43
- 5 P. Smith et al., Rutherford Lab. Reprint RPP/A 43, (1968)
- 6 M.N. Wilson, J. Sci. Instrum. (J. Phys. E) Ser. 2, Vol. 1 (1968), p. 575
- 7 J.H. Coupland, Nuc. Instrum. a. Methods 78 (1970), p. 181
- 8 D. Güsewell, E.-U. Haebel, Proc. Int. Cryogenic Eng. Conf., Berlin, 25 - 27 May 1970, p. 187
- 9 Biezeno, Grammel, Technische Dynamik, Berlin 1939, Springer, p. 362
- 10 Fastowski et al., "Kryotechnik", Akademie-Verlag, Berlin (1970)
- 11 VDI-Lehrgangshandbuch "Kryotechnik", Düsseldorf (1971)
- 12 Conte, Elements de Cryogenic, Masson et Cie, Paris (1970)

Tabelle 1: Daten von VACRYFLUX^(R)-Rundmaterial
 =====

(Gemeinsame Kenndaten

Supraleiter: NbTi; Substrat: Cu; Lieferlänge l bis 5 km)

Leiter- Typ	Kurzzeichen VACRYFLUX 5001 Cu ...	Anzahl n d. Supra- leiter- kerne	Durchmesser D des Leiters mm	d d.SL- Leiters Kerne mm	Querschnitts- verhältnis $\alpha = Q_{Sub}/Q_{SL}$	Leiter- Gewicht (kg/km)	Garantierte kritische Stromstärke in A im Transversalfeld und bei 4,2 K +)								
							B = 3	4	5	6	7	8	T		
Einkern- leiter	S 1 (0,4)	1	0,4	0,25	$\alpha_S = 1,6$	0,98	115	100	85	69	53	38			
	S 1 (0,5)	1	0,5	0,31	1,6	1,53	165	145	120	100	78	57			
	S 1 (0,6)	1	0,6	0,37	1,6	2,2	240	210	175	145	110	80			
Fila- ment- leiter	F 61 (0,4)	61	0,4	0,035	$\alpha_F = 1,2$	0,95	135	115	100	80	60	45			
	F 61 (0,5)	61	0,5	0,043	1,2	1,48	200	175	150	120	95	65			
	F 61 (0,6)	61	0,6	0,052	1,2	2,13	300	260	220	180	140	100			
	F 72 (0,5)	72	0,5	0,028	$\alpha_F = 3,35$	1,62	110	95	80	65	50	35			
	F 72 (0,6)	72	0,6	0,034	3,35	2,33	160	140	115	95	70	50			
	F 72 (0,77)	72	0,77	0,0435	3,35	3,84	260	225	190	155	120	85			
F 130 (0,5)	F 130 (0,5)	130	0,5	0,030	$\alpha_F = 1,2$	1,48	200	175	150	120	95	65			
	F 130 (0,6)	130	0,6	0,035	1,2	2,13	300	260	220	180	140	100			
	F 130 (0,77)	130	0,77	0,046	1,2	3,52	495	430	365	300	235	170			

+) B: Induktion im Vakuum; die Induktion l T entspricht
 der Magnetfeldstärke $i_l = \frac{10^7}{4\pi} \frac{A}{m}$ (= 10 kOe)

Zeichnungen

Der Studie sind von Siemens die

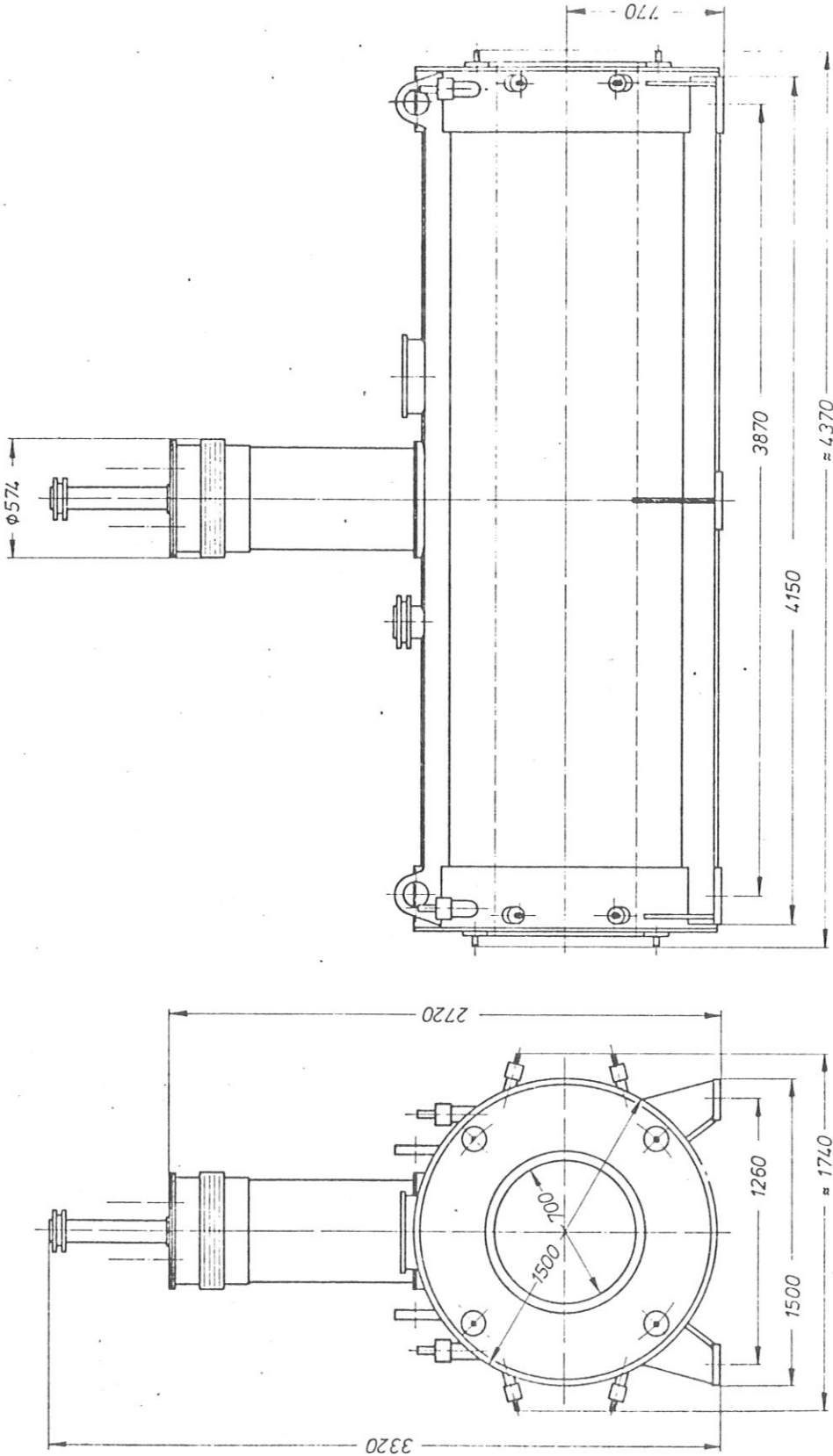
Zeichnungen B 78o 122 Bl. 1

B 78o 122 Bl. 2

B 78o 123

B 78o 124

beigefügt. Die drei hier nicht wiedergegebenen grossformatigen Übersichtszeichnungen lassen eine Reihe interessanter Details des Konstruktionsvorschlages erkennen. Hervorzuheben ist die weitgehende Demontierbarkeit des Systems. Sie sollte im Falle der Realisierung noch durch eine niedrigere Ausführung des inneren Turmteiles auf dem Heliumgefäss verbessert werden. Dadurch würde vermieden, dass bei der Demontage der Heliumbehälter abgesenkt werden muss, um ein axiales Ausfahren zu ermöglichen.



Typ 12172	Name 12172	IPP-Garching (W. Nr. 43549) Manbild Supraleitender Dipolmagnet	Blatt 120
SIEMENS AKTIENGESELLSCHAFT Nürnberger Maschinen- und Apparatewerk		Typ B 78 0123	Ersatz für B 78 0123

U. verbindlich

B 78 0123

Funktionsweise der Magnetspulenüberwachung

Die zwei Spulenhälften der in der Mitte angezapften Magnetspule und Widerstände in der Eingangsschaltung der Überwachungseinrichtung bilden eine Brückenschaltung, deren Diagonalspannung im Gerät verarbeitet wird. Bei evtl. vorhandener Unsymmetrie der Spulenhälften kann die Automatik zum Nullpunktgleich abgeschaltet werden. Dieser Zustand wird durch rotes Blinklicht angezeigt. Das Abschalten kann nur mit Hilfe eines Spezialschlüssels erfolgen, eine Fehlbedienung wird somit ausgeschlossen.

Die Brückendiagonalspannung speist einen Vorverstärker mit einstellbarem Verstärkungsgrad ("Empfindlichkeit"). An seinem Ausgang ist der im Gerät eingebaute Spannungsmesser angeschlossen. Übersteigt die Signalamplitude der Diagonalspannung den einstellbaren Schwellwert, wird getrennt nach positivem und negativem Signal ein Verstärker mit Kippverhalten angesteuert, der ein nachgeschaltetes Relais erregt. Über dessen Kontakte wird ein Zählwerk gesteuert und ein Spannungsintegrator gestartet.

Die linear ansteigende Ausgangsspannung des Integrators steuert einen weiteren Verstärker mit Kippverhalten, dessen Schwellspannung variabel ist. ("Ansprechverzögerung"). Überschreitet die Integratorausgangsspannung die Schwellspannung des Verstärkers, so kippt er und bewirkt das Öffnen des Leistungsschalters zwischen Magnet und Stromversorgung.

Eine Unsymmetriespannung hat also zunächst nur eine Aussteuerung des Vorverstärkers zur Folge, übersteigt die Signalamplitude den Schwellwert, so wird Zählwerk und Integrator in Tätigkeit gesetzt. Geht die Signalamplitude vor der vorgewählten Ansprechverzögerungszeit auf einen Wert zurück, der unterhalb der Ansprechschwelle liegt, so unterbleibt ein Öffnen des Leistungsschalters und der Integrator wird wieder auf Null gesetzt, im anderen Fall (bei Nicht-Unterschreiten des Schwellwertes) wird

nach der Ansprechverzögerungszeit der Magnet schnellentregt. In Bild C1 sind zur Verdeutlichung des oben beschriebenen Sachverhalts einige Beispiele der Arbeitsweise der Magnetspulenüberwachung angegeben.

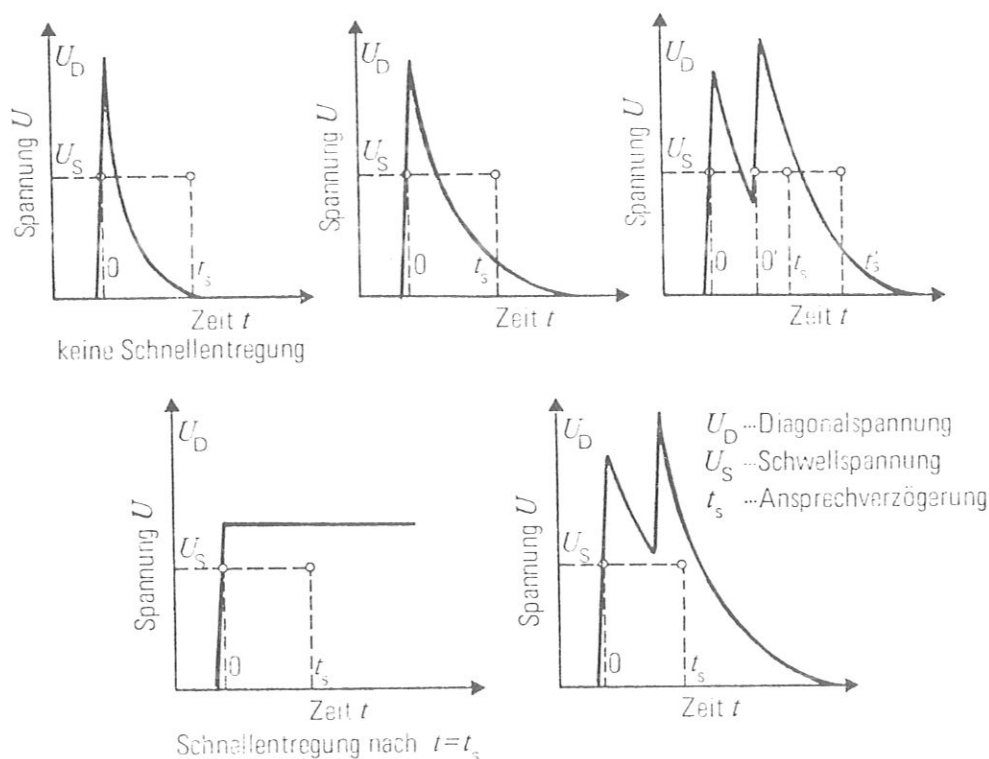


Bild C1: Funktion der Magnetspulenüberwachung