



KERNFORSCHUNGSANLAGE JÜLICH
GESELLSCHAFT MIT BESCHRÄNKTER HAFTUNG

Programmgruppe
Systemforschung und Technologische Entwicklung

Angewandte Magnetohydrodynamik

Heft 15

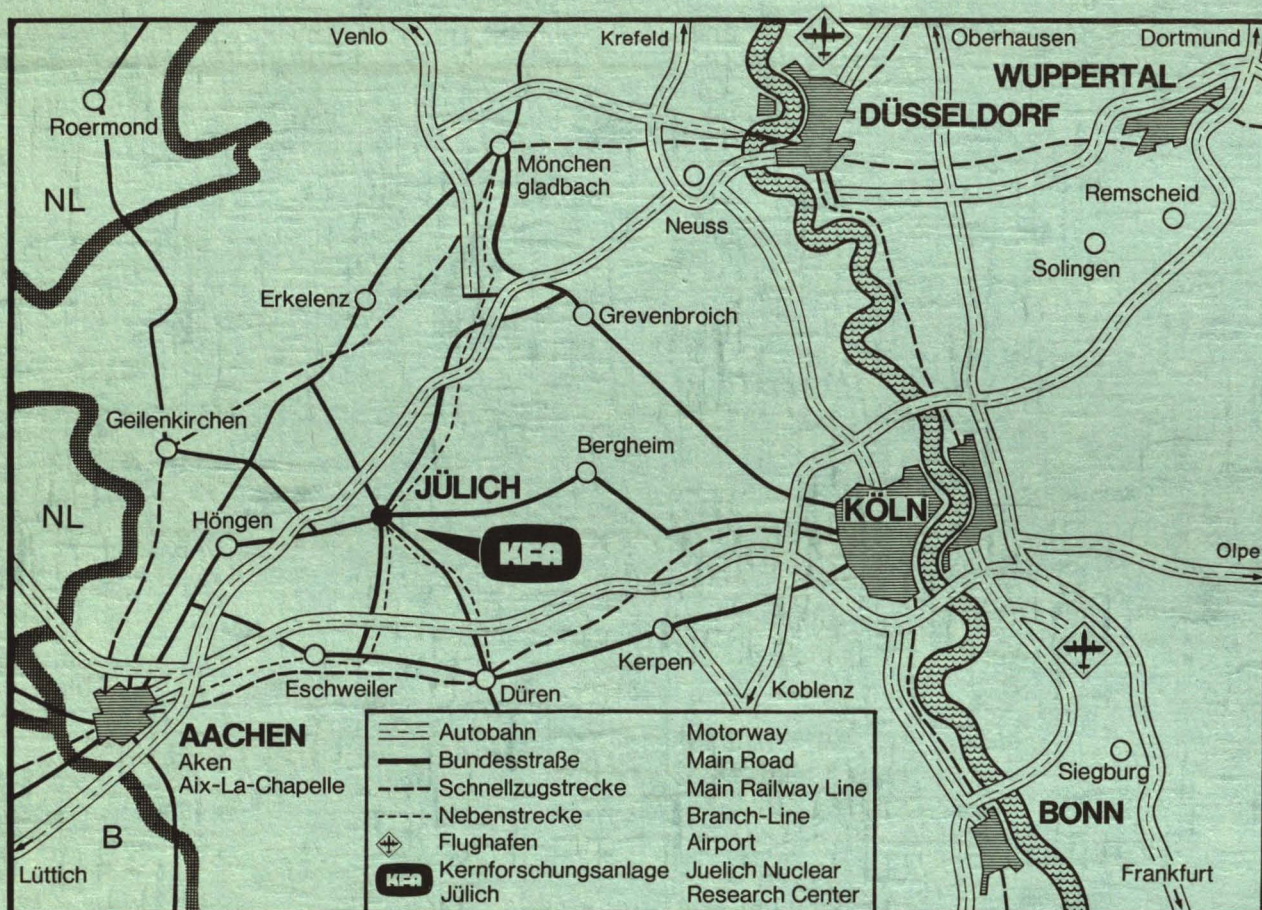
**Theoretische Unterlagen und Auslegungsdaten
für den Bau von VEGAS II**

von

Th. Bohn, G. Kolb, W. D. Kühne, P. Komarek, H. Lang,
G. Noack und P. Schabel

Jül - 1256
Dezember 1975

Als Manuskript gedruckt



Berichte der Kernforschungsanlage Jülich – Nr. 1256

Programmgruppe Systemforschung und Technologische Entwicklung Jül – 1256

Im Tausch zu beziehen durch: ZENTRALBIBLIOTHEK der Kernforschungsanlage Jülich GmbH,
Jülich, Bundesrepublik Deutschland

Angewandte Magnetohydrodynamik

Heft 15

**Theoretische Unterlagen und Auslegungsdaten
für den Bau von VEGAS II**

von

Th. Bohn, G. Kolb, W. D. Kühne, P. Komarek, H. Lang,
G. Noack und P. Schabel

Fortsetzungsbericht zum JÜL-Report Jül-1015-TP
(Auslegung und Bau der Versuchsanlage VEGAS I)

I n h a l t s v e r z e i c h n i s

Einleitung

5. Auslegung des 30 MW_{th} - VEGAS II-Kanals

5.1 Theoretische Auslegung

5.1.1 Grundlagen

5.1.2 Die Durchführung der Rechnungen

5.1.3 Darstellung der wichtigsten Ergebnisse

5.3 Magnet

5.3.1 Anforderungen an das Magnetsystem-Einführung

5.3.2 Wicklungsdimensionierung

5.3.2.1 Leiter- und Stromdichteauswahl

5.3.2.1.1 Allgemeine Überlegungen zur Auswahl

5.3.2.1.2 Vollstabile Leiterversion

5.3.2.1.3 Eigenstabile Leiterversion

5.3.2.2 Mögliche Wicklungsgeometrien

5.3.2.2.1 Übersicht und Vergleich verschiedener Wicklungsarten

5.3.2.2.2 Problematik einer Eisenabschirmung

5.3.2.3 Ermittlung der räumlichen Feldverteilung im Magnetsystem

5.3.2.4 Kräfteberechnung

5.3.3 Konstruktiver Aufbau der Wicklung und der Kräfteabstützung

5.3.4 Kryostatkonstruktion

5.3.4.1 Aufbau der Behälter

5.3.4.2 Stromzuführungen

5.3.4.3 Mechanische Aufhängung der Behälter

5.3.4.4 Berechnung der Wärmeverluste

5.3.4.4.1 Verluste LHe-Temperatur

5.3.4.4.2 Verluste auf LN₂-Temperatur

5.3.5 Elektronik

5.3.5.1 Stromversorgungsgeräte

- 5.3.5.2. Entladesystem
 - 5.3.6 Kryogene Versorgung des VEGAS II-Magneten
 - 5.3.6.1. He-Refrigeratorkreislauf
 - 5.3.6.2. LN_2 -Versorgung
 - 5.3.7 Quenchverhalten
 - 5.3.8 Aufstellungsplan und Angaben zum Installationsbedarf
 - 5.3.9 Kostenabschätzung
- 5.4 MHD-Kanal
 - 5.4.1 Konstruktive Auslegung des 30 MW (thermisch)-Kanals
 - 5.4.2 Verdampfungsstrecke
- 5.7 Kostenschätzung der Datenerfassung für die Vegas II-Anlage
 - 5.7.1 Unkonventionelle Meßtechnik
 - 5.7.2 Datenerfassung
 - 5.7.2.1 Minimalerfassung zur Auswertung der MHD-Werte
 - 5.7.2.2 Zusätzliche Ausstattung, Phase II
 - 5.7.2.3 Gesamterfassung aller Meßwerte und Steuerung der Anlage
- 6. Veröffentlichungen
- 7. Vorträge
- 8. Literatur

Einleitung

Im Rahmen eines vom Bundesministerium für Forschung und Technologie geförderten Programms zur Entwicklung magnetohydrodynamischer Generatoren war der Kernforschungsanlage Jülich GmbH, Jülich, und der Bergbau-Forschung GmbH, Essen, die Aufgabe gestellt, baureife Unterlagen für einen MHD-Generator mit einer thermischen Eingangsleistung von 30 MW zu erstellen.

Abbildung 105 vermittelt einen schematischen Überblick über das Grundkonzept dieser Anlage (VEGAS II), die bereits den Charakter einer Prototypanlage hat und somit alle Komponenten enthält, die auch in einer Vorschaltanlage eines konventionellen Kraftwerks enthalten sind. Es war vorgesehen, diese Anlage auf dem Gelände der Bergbau-Forschung zu erstellen und als Brennstoff zunächst Kokereigas einzusetzen. In einer späteren Ausbaustufe war der Einsatz von staubförmiger Kohle geplant. Als Oxydator sollte sauerstoffangereicherte Luft verwendet werden, die durch ein von der Bergbau-Forschung eigens zu diesem Zweck entwickeltes Verfahren bereitgestellt werden sollte. Die Sauerstoffanreicherung war notwendig, um ohne eine aufwendige Vorwärmung der Verbrennungsluft bzw. des Verbrennungsgases hinreichend hohe Verbrennungstemperaturen in der Brennkammer zu erzielen.

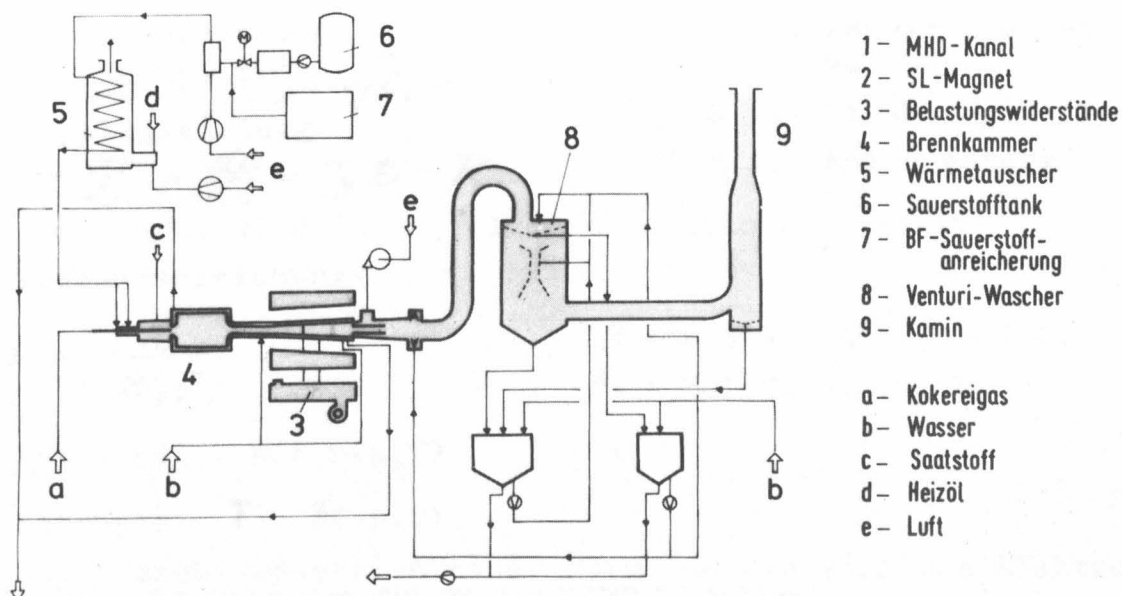


Abb. 105: Schematischer Aufbau der VEGAS II-Anlage

Innerhalb dieses Programms fiel der Kernforschungsanlage die Aufgabe zu, das Wandlersystem, bestehend aus dem MHD-Kanal und dem supraleitenden Magneten, auszulegen und konstruktionsreife Unterlagen bereitzustellen. Die Bergbau-Forschung war für die Konzipierung und für die Konstruktion aller übrigen Anlagenteile verantwortlich.

Zu einer Realisierung dieses Projektes kam es indessen nicht, da bis heute noch keine Materialien zur Verfügung stehen, die für einen wirtschaftlichen Einsatz im Hochtemperaturbereich eines MHD-Generators langfristig eingesetzt werden können. Ein anderer Grund besteht darin, daß eine Wirtschaftlichkeit gegenüber konventionellen Technologien zur Stromerzeugung nicht signifikant nachgewiesen werden konnte.

Dieser Bericht beinhaltet die theoretischen Überlegungen und Ergebnisse, die für die Auslegung und Konstruktion des VEGAS-II-Kanals und des supraleitenden Magneten von Bedeutung sind. Die im Kapitel 5.3 (Magnet) gebrachten Beiträge sind auszugsweise identisch im Jül-Rep. 987-TP veröffentlicht.

5. Auslegung des 30 MW_{th} - VEGAS II-Kanals

5.1 Theoretische Auslegung

5.1.1 Grundlagen

Aufgabe der Theorie ist es, aus fest vorgegebenen Parametern ("Auslegungsdaten")

- 1) die geometrischen Abmessungen des MHD-Kanals und die Elektrodenzahl zu bestimmen,
- 2) die Erwartungswerte für die elektrische Leistung, Wärme- und Strahlungsverluste, Druck- Temperatur- und Geschwindigkeitsverlauf im Kanal bei verschiedenen Betriebszuständen (verschiedene Lastfaktoren, Eintritts-Machzahlen etc.) zu berechnen und
- 3) "verbotene Zonen" zu bestimmen, d.h. Machzahl- und Lastfaktorbereiche, wo die Schallgeschwindigkeit erreicht wird. Der Kanal ist nur für Unterschallströmung konzipiert.

Die Veränderungen der thermodynamischen Parameter Druck p , Temperatur T und die Abmessung des MHD-Kanals werden mit Hilfe der Strömungsgleichungen für ideale, aber chemisch reagierende Gase unter der Annahme thermischen Gleichgewichts berechnet. Thermisches Gleichgewicht bedeutet, daß der lokale Zustand des Plasmas allein durch Druck p und Temperatur T bestimmt ist.

Folgende quaseindimensionale Gleichungen wurden verwendet:

- 1) Kontinuitätsgleichung:

$$\rho v Q = \dot{m}$$

$\dot{m}$... Massenfluß

- 2) Energiegleichung

$$\rho v \frac{d}{dx} \left(h + \frac{v^2}{2} \right) = J_y E_y - W - S$$

W ... konvektiver Wärmeverlust

- 3) Impulsgleichung

$$\rho v \frac{dv}{dx} + \frac{dp}{dx} = J_y B - R$$

S ... Strahlungsverlust

R ... Reibungsterm

Dieses System wird durch folgende Relationen ergänzt:

- 1) Zustandsgleichung:

$$p = \rho \frac{R}{M(p,T)} \cdot T$$

$$R = 8,314 \cdot 10^3 \text{ J/Mol} \cdot \text{K}$$

M = Molekulargewicht

- 2) Enthalpie: $h = h(p, T)$

- 3) Entropie: $T = T(p, T)$

- 4) Das Ohmsche Gesetz in einer Form, um die endliche Elektroden-

breite (endliche Segmentierung) bei konstanter elektrischer Leitfähigkeit σ zu berücksichtigen: ¹⁶⁾

$$J_y = -\rho \sigma v B (1-K)$$

$$E_y = K v B$$

$$E_x = -\rho \beta (1-K) v B$$

$$K = \frac{1}{1 + \tilde{\rho} \cdot \beta} \quad , \quad \tilde{\rho} = \frac{\text{Elektroden- + Isolatorbreite}}{\text{Kanalbreite}}$$

5) Elektrische Leitfähigkeit $\sigma = \sigma(p, T)$

Hallparameter $\beta = \beta(p, T, B)$

6) Die Berechnung des Reibungsterms R in der Impulsgleichung und des konvektiven Wärmeverlustes W in der Energiegleichung:

Die Reibung R wird mit den Formeln für kompressible Strömung chemisch reagierender Gase, entweder für ebene angeströmte Platten oder für ausgebildete Rohrströmung, berechnet ¹⁶⁾, je nachdem, welcher Reibungsterm größer ist:

$$R \equiv 4f \cdot \frac{\rho^* v^2}{2 \cdot d_H}$$

$$4f_1 = 0.2368 \cdot \text{Re}_x^*{}^{-0.2}$$

$$4f_2 = 1.48 \cdot (\log_{10} \text{Re}_x^*)^{-2.58}$$

$$\frac{1}{\sqrt{4f_3}} = -0.8 + 0.87 \cdot \ln(\text{Re} \sqrt{4f_3})$$

("Kármán - Nikuradse - Gleichung").

$$\text{Re}_x^* \equiv \rho^* \cdot v \cdot x / \eta^*$$

$$\bar{X} = x + 2 \cdot d_H / \text{Kanalumfang}$$

x ist die Länge ab Kanalumfang.

d_H ist der hydraulische Durchmesser:

$$d_H = 4 \cdot \text{Kanalquerschnitt} / \text{Kanalumfang}$$

Da zum Unterschied zur Viskosität η , sich die Wärmeleitfähigkeit von chemisch reagierenden Gasgemischen **nur wesentlich ungenauer**

bestimmen läßt, wird die Reynolds-Analogie zur Berechnung des Wärmeüberganges herangezogen: ¹⁷⁾

$$\text{Stantonzahl } St^* = f/2$$

$$W = \frac{\text{Kanalumfang}}{\text{Kanalquerschnitt}} \cdot \rho^* \cdot v \cdot St^* \cdot \left(h + \frac{v^2}{2} - h_w \right)$$

Die Sterne bei den Größen Re , St , ρ , γ bedeuten, daß die einzusetzende Temperatur aus der Bezugsenthalpie ¹⁶⁾

$$h^* = 0.5 \cdot (h_w + h) + 0.22 \cdot \frac{v^2}{2}$$

bestimmt werden muß.

h_w ist die Gasenthalpie bei der Wandtemperatur.

Die Einzelzähigkeiten wurden nach der Sutherland-Formel ¹⁸⁾

$$\gamma_i = \gamma_{0i} \cdot \left(\frac{T}{T_{0i}} \right)^{3/2} \frac{T_{0i} + C_i}{T + C_i}$$

bezeichnet, die Viskosität γ des Gemisches nach der Wilke-Methode ³⁾:

$$\gamma = \sum_{i=1}^n \gamma_i \left(1 + \sum_{j \neq i}^n \phi_{ij} \frac{\gamma_j}{\gamma_i} \right)^{-1}$$

$$\phi_{ij} = \frac{\left[1 + \sqrt{\frac{\gamma_i}{\gamma_j}} \cdot \sqrt{\frac{M_j}{M_i}} \right]^2}{\sqrt{8} \cdot \sqrt{1 + M_i/M_j}}$$

$$\phi_{ji} = \gamma_j/\gamma_i \cdot M_i/M_j \cdot \phi_{ij}$$

Die x_i sind Molenbrüche, die M_i Molekulargewichte der i. Komponente.

Folgende 10 Verbindungen wurden zur γ -Berechnung herangezogen:

CO_2 , H_2O , CO , OH , O_2 , H_2 , N_2 , NO , O , H :

Die γ -Werte für die molekularen Verbindungen wurden ¹⁹⁾ entnommen, die Werte für O und H einer Arbeit von Svehla ²⁰⁾.

7) Der Strahlungsverlust S :

Die Hauptbeiträge der Gasstrahlung an die Wand kommen von den

CO₂- und H₂O-Molekülen²¹⁾, sowie von der Kalium-Linienstrahlung.²²⁾
 Die Emissivitäten ϵ und die Druckverbreiterungskoeffizienten C für CO₂ und H₂O wurden nach Diagrammen aus 23) und 24) analytisch approximiert:

$$T_R \equiv T_{\text{Rankine}} = 9/5 T_{\text{Kelvin}}, T \equiv T_K$$

$$1 \text{ ft. atm} = 0.3048 \text{ m} \cdot 0.987 \cdot 10^5 \text{ Newton/m}^2$$

$$L = 0.9 \cdot d_H$$

$P \cdot L$ in Einheiten ft.atm.

CO₂; Gültigkeitsbereiche:

$$2500 \text{ R} \leq T_R \leq 5000 \text{ R}$$

$$0.1 \text{ ft.atm} \leq P_{\text{CO}_2} \cdot L \leq 5 \text{ ft.atm.}$$

$$\epsilon_{\text{CO}_2}(T, P_{\text{CO}_2} \cdot L) = 0,138 \cdot e^{2,6706 [1 - (P_{\text{CO}_2} \cdot L)^{-0,1128}]} \cdot e^{-\beta_0 \frac{T_R - 2500}{2500}} \cdot e^{\beta_1 \cdot f(T_R)}$$

$$f(T_R) = \begin{cases} 1 - \left(\frac{5000 - T_R}{2500} \right)^2 & \dots\dots\dots T_R < 5000 \text{ R} \\ 1 & \dots\dots\dots T_R \geq 5000 \text{ R} \end{cases}$$

$$\beta_0 = 1,1965 \cdot e^{-1,48574 \cdot [(P_{\text{CO}_2} \cdot L)^{4,9308 \cdot 10^{-2}} - 1]}$$

$$\beta_1 = 0,15694 \cdot (P_{\text{CO}_2} \cdot L)^{-\gamma}$$

$$\gamma = 7,5914 \cdot 10^{-3} (P_{\text{CO}_2} \cdot L - 0.1) - 2.0476 \cdot 10^{-2} (5 - P_{\text{CO}_2} \cdot L)$$

Die Druckverbreiterung²⁴⁾ für CO₂ ist bei den hohen Gastemperaturen vernachlässigbar: $C_{\text{CO}_2} = 1$

H₂O; Gültigkeitsbereich

$$2500 \text{ R} \leq T_R \leq 5000 \text{ R}$$

$$\text{a) } 0.1 \text{ ft.atm} \leq P_{\text{H}_2\text{O}} \cdot L \leq 1 \text{ ft.atm.}$$

$$\epsilon_{\text{H}_2\text{O}}(T, P_{\text{H}_2\text{O}} \cdot L) = 0,1735 \cdot e^{2,4556 (1 - (P_{\text{H}_2\text{O}} \cdot L)^{-0,20484})} \cdot e^{-\beta_0 \frac{T_R - 2500}{2500}}$$

$$\beta_0 = 0,9665 \cdot e^{-0,6282 \cdot [1 - (P_{\text{H}_2\text{O}} \cdot L)^{-0,2445}]}$$

b) $1 \text{ ft.atm.} \leq p_{\text{H}_2\text{O}} \cdot L \leq 20 \text{ ft.atm}$

$$\epsilon_{\text{H}_2\text{O}}(T, p_{\text{H}_2\text{O}} \cdot L) = 0,1735 \cdot e^{1,6254 (1 - (p_{\text{H}_2\text{O}} \cdot L)^{-0,308})} \cdot e^{-\beta_0 \frac{T - 2500}{2500}}$$

$$\beta_0 = \frac{0,9665}{e^{0,6539 \cdot [1 - (p_{\text{H}_2\text{O}} \cdot L)^{-0,2539}]}}$$

$$C_{\text{H}_2\text{O}} = 1 + \frac{0,6855}{(p_{\text{H}_2\text{O}} \cdot L)^{0,3994}} [1 - e^{-0,7948 \cdot (p_{\text{H}_2\text{O}} \cdot L)^{0,219} (p_{\text{H}_2\text{O}} + p - 1) |_{\text{atm}}}]$$

Die Druckverbreiterung $C_{\text{H}_2\text{O}}$ ist eine Extrapolation der in 23) und 24) angegebenen Kurven über den Wert $p_{\text{H}_2\text{O}} + p = 2,4 \text{ atm.}$

hinaus.

Der Beitrag der Kalium-Strahlung wird unter folgenden Voraussetzungen berechnet:

Alle Linien zusammen ergeben das Doppelte der stärkeren Resonanzlinie ($4p_{3/2} \rightarrow 4p_{1/2}$, $\lambda = 7665 \text{ \AA}$), die Verbreiterung kommt von Kalium-Gasmolekülstößen und bei einem Referenzzustand von 1 bar, einer Kaliumdichte von

$n_K = 7,9 \cdot 10^{21} \text{ m}^{-3}$, $T = 2800 \text{ K}$, effektive Länge $= 5 \cdot 10^{-2} \text{ m}$ wurde eine effektive Linienbreite von $\Delta\lambda = 100 \text{ \AA} = 10^{-8} \text{ m}$ für beide Resonanzlinien ($4p_{1/2} \rightarrow 4s_{1/2}$, $\lambda = 7699 \text{ \AA}$; $4p_{3/2} \rightarrow 4s_{1/2}$, $\lambda = 7665 \text{ \AA}$) gemessen.

Damit lautet die Formel für die effektive Linienverbreiterung²⁵⁾

$$\Delta\nu_{\text{eff}} = 51 \cdot 10^{12} \cdot \sqrt{n_K / 7,9 \cdot 10^{21} \cdot P(\text{bar}) \cdot 2800/T} \cdot d_H / 5 \cdot 10^{-2}$$

$$S_K = \frac{4\pi}{d_H} \cdot (I_p(T) - I_p(T_W)) \cdot \Delta\nu_{\text{eff}} \quad (\text{Watt/m}^2)$$

$$I_p = \frac{2h\nu^3}{c^2} \left(e^{\frac{h\nu}{kT}} - 1 \right)^{-1}$$

$$\lambda = 7665 \text{ \AA} = 7665 \cdot 10^{-10} \text{ m}, \quad c = 2,9979 \cdot 10^8 \text{ m/sec}$$

T_W ist ein Mittelwert aus den Wandtemperaturen der Elektroden ($\sim 1500 \text{ K}$), der MgO-Isolatorsegmente ($\sim 1700 \text{ K}$) und der MgO-Isolatorwände ($\sim 2300 \text{ K}$).

In gleicher Weise wurde auch der Wandemissionskoeffizient $\bar{\epsilon}_w$ für die H_2O - und CO_2 -Strahlung aus den Werten $\epsilon_{MgO} = 0,2$, $\epsilon_{Elektrode} \approx 1$ (oxydierte Metalloberfläche) bestimmt:

$$S_{CO_2} + S_{H_2O} \equiv S_{CO_2 + H_2O} = \frac{4}{d_H} \cdot \bar{\epsilon}_w \cdot \sigma \cdot (\epsilon \cdot T^4 - \alpha \cdot T_w^4) \dots (\text{Watt/m}^2)$$

$$\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8} \text{ Watt/(m}^2\text{K}^4)$$

$$\epsilon = \epsilon_{H_2O}(T, P_{H_2O} \cdot L) \cdot C_{H_2O} + \epsilon_{CO_2}(T, P_{CO_2} \cdot L)$$

$$\alpha = \epsilon_{H_2O}(T_w, P_{H_2O} \cdot L \cdot \frac{T_w}{T}) \cdot C_{H_2O} \cdot \left(\frac{T}{T_w}\right)^{0,45} + \\ + \epsilon_{CO_2}(T_w, P_{CO_2} \cdot L \cdot \frac{T_w}{T}) \cdot \left(\frac{T}{T_w}\right)^{0,65}$$

Die kalorischen und thermischen Größen wie die Enthalpie h , die Entropie T , die spezifischen Wärmen c_p und c_v , der Isentropenexponent n_{is} , sowie die Transportkoeffizienten elektrische Leitfähigkeit σ , Hallparameter β und Viskosität γ sind über die jeweilige chemische Zusammensetzung des Plasmas im vorausgesetzten thermischen Gleichgewicht nur Funktionen von T und p .

Die oben genannten Größen werden mit Hilfe eines Chemieprogramms²¹⁾ als Funktionen von p für 0,5, 1, 2, ..., 15 bar und als Funktionen von T zwischen 1300 K und 3500 K in Schritten von 100 K berechnet und bei Zwischenwerten linear interpoliert.

Um das System der Strömungsgleichungen zu lösen, wurden 2 Pro-

gramme geschrieben.

Im 1. Programm wird unter der Annahme $v = \text{const}$

die Kanalgeometrie berechnet

und im 2. Programm werden die Kanalabmessungen vorgegeben und die Strömung und Energiewandlung für verschiedene Parametervariationen untersucht.

1) Für $v = \text{const}$

lauten die Gleichungen

$$dp = (J_y \cdot B - R) dx$$

$$dh = \frac{(J_y \cdot E_y - W - S) dx}{p}$$

Damit sind an der Stelle $x+dx$ der Druck p und die Enthalpie h bestimmt und daraus kann aus der bekannten Matrix $h(p,T)$ die Temperatur T bestimmt werden. Mit p und T ist über die Zustandsgleichung auch die Dichte gegeben und aus der Kontinuitätsgleichung folgt der neue Querschnitt Q an der Stelle $x+dx$.

2) Für vorgegebene Kanalgeometrie, d.h.

gegebenem $Q = Q(x)$ lassen sich die

Strömungsgleichungen in folgende Form bringen:

$$dp = \frac{1}{1-M^2} \left\{ p v^2 \frac{dQ}{Q} - \left[R - J_y \cdot B + \frac{v(1-\alpha)}{c_p \cdot T} \cdot \right. \right. \\ \left. \left. \cdot (J_y (E_y - vB) + vR - (W+S)) \right] dx \right\}$$

$$dh = \frac{1}{p v} \left\{ [J_y (E_y - vB) + vR - (W+S)] dx + v dp \right\}$$

mit

$$\alpha \equiv \frac{T}{m} \frac{\partial m}{\partial T}$$

und

$$M \equiv \frac{v}{v_s} \dots \dots \text{Machzahl,}$$

$$v_s = \left(n_{is} \frac{p}{\rho} \right)^{\frac{1}{2}} \dots \text{Schallgeschwindigkeit,}$$

$$n_{is} = c_p / \left[c_p \left(1 + \frac{p}{m} \frac{\partial m}{\partial p} \right) - \frac{R}{m} (1-\alpha)^2 \right]$$

ist der Isentropenexponent.

Damit sind wie im Fall 1) an der Stelle $x+dx$ der Druck p und die Enthalpie h gegeben, woraus wieder T folgt. Aus der Zustandsgleichung erhält man dann die Dichte ρ , anschließend aus der Kontinuitätsgleichung die Geschwindigkeit v . Fließt kein Strom, ist also $J_y = 0$, lassen sich mit diesem System auch Düsen und Diffusoren genau berechnen.

5.1.2 Die Durchführung der Rechnungen

Wie schon im vorigen Kapitel erwähnt, zerfällt die Kanalrechnung in 2 Stufen:

Zuerst werden die p - und T -Matrizen für die Enthalpie, die Entropie, c_p , c_v , Isentropenexponent n_{is} , Molekulargewicht m , $\alpha \equiv \frac{T}{m} \frac{\partial m}{\partial T}$, δ und β berechnet, ebenso für einen bestimmten Druck (dem Brennkammerdruck) bei genau festgelegtem Brenngas und Oxidatorvorwärmung die Flammtemperatur.

Dann erst beginnen die Kanalrechnungen:

1) $v = \text{const}$

Außer den Chemiewerten, dem Brennkammerdruck und der Flammtemperatur werden folgende Größen vorgegeben:

- a) die thermische Gesamtleistung oder die thermische Brennstoffleistung mit dem unteren Heizwert des Brennstoffs,
- b) der Brennkammerwirkungsgrad η_B ,
- c) die maximale oder die tatsächlich gewünschte Kanallänge,
- d) das Magnetfeld B ,
- e) der Lastfaktor K oder der Lastwiderstand RA ,
- f) die Eintritts-Machzahl M_0 ,
- g) das Segmentierungsverhältnis oder die Elektrodenbreite,
- h) die mittlere Wandtemperatur.

2) Vorgegebene Kanalgeometrie: $Q=Q(x)$

Hier wurden außer den Abmessungen nur

- a) das Magnetfeld und
- b) die Wandtemperatur

vorgegeben.

In beiden Fällen wurden aus dem Brennkammerdruck und der idealen Flammtemperatur über den Brennkammerwirkungsgrad die tatsächlich im Gas verbleibende Enthalpie und daraus bei unverändertem Druck die wirkliche Flammtemperatur berechnet. Die Düsenströmung wurde verlustlos angenommen, so daß die der vorgeschriebenen Eingangsmachzahl M_0 entsprechenden Werte für statischen Druck p und Temperatur T durch folgende 2 Gleichungen bestimmt waren:

$$h(p, T) + \frac{M_0^2 \cdot v_s^2(p, T)}{2} = h(p_0, T_0)$$

$$\gamma(p, T) = \gamma(p_0, T_0)$$

$$(\gamma = M_0 \cdot v_s c(p, T))$$

Nach Auflösen dieses Systems durch zwei hintereinander geschaltete Regula--falsi-Verfahren konnte die Kanalrechnung mit den Eingangswerten für p , T und γ begonnen werden.

Das Gleichungssystem (siehe Kap. 4.1.2) hat die Form

$$y' = f(x, y)$$

und wird der Einfachheit halber durch Taylorreihenentwicklung gelöst:

$$y(x + \Delta x) \approx y(x) + y'(x) \cdot \Delta x = y(x) + f(x, y(x)) \cdot \Delta x$$

Dieses Verfahren hat den Vorteil der Stabilität, man muß aber Δx recht klein machen, um hinreichende Genauigkeit zu erzielen. Durch Testen wurde

$$\Delta x = \text{halbe Elektrodenbreite}$$

als sehr genaue Werte liefernd gefunden. Eine wesentliche Verbesserung wären implizite Verfahren von der Art

$$y(x + \Delta x) = y(x) + \int_x^{x + \Delta x} dx' \cdot f(x', y(x'))$$

$$\cong y(x) + \frac{\Delta x}{2} [f(x, y(x)) + f(x + \Delta x, y(x + \Delta x))]$$

oder

$$\frac{y - y(x)}{\Delta x} = f\left(x + \frac{\Delta x}{2}, \frac{y + y(x)}{2}\right)$$

die iterativ gelöst werden müßten und eine größere Schrittweite Δx zulassen, da diese Verfahren von 2. Ordnung sind.

Δx könnte für die gleiche Genauigkeit des Taylorverfahrens 1. Ordnung viermal so groß sein, allerdings ist wegen der Iterationen der Rechenaufwand pro Δx größer.

An jeder Stelle werden die Stagnationswerte p_s und T_s zu p und T berechnet aus den Gleichungen

$$h(p_s, T_s) = h(p, T) + \frac{V^2}{2}$$

$$\gamma(p_s, T_s) = \gamma(p, T)$$

ebenfalls wieder mit zwei hintereinander geschalteten Regula-falsi-Verfahren.

5.1.3 Darstellung der wichtigsten Ergebnisse

Wie in 4.1.2 erläutert, wurden 2 Kanal-Programme aufgestellt, eines mit

$$V = \text{const}$$

zur Geometrieberechnung

und eines mit

$$Q = Q(x) \text{ gegeben}$$

zur Untersuchung des Einflusses von verschiedenen Parametern, wie Gasart, Eintrittsmachzahl und Lastfaktor.

Die Auslegungsdaten:

Gasart: Kokereigas:

$$x_{\text{CH}_4} = 0.241$$

$$x_{\text{C}_2\text{H}_6} = 0.008$$

$$x_{\text{N}_2} = 0.106$$

$$x_{\text{CO}_2} = 0.016$$

$$x_{\text{C}_s\text{H}_4} = 0.018$$

$$x_{\text{CO}} = 0.005$$

$$x_{\text{H}_2} = 0.55$$

$$x_{\text{O}_2} = 0.006$$

Oxidator: 40 % O_2 , 60 % N_2 ,

Oxidatorvorwärmung $T_{LV} = 1000 \text{ K}$

Stöchiometriefaktor $\lambda = 1$

Saatmaterial: KOH

1 Gewichtsprozent K vom gesamten Flammgas

Brennkammerwirkungsgrad $\eta_B = 97 \%$

Brennkammerdruck $p_0 = 4 \text{ bar}$

Gesamte effektive thermische Brennkammerleistung = 30 MW

Kanaleintritts-Machzahl $M_0 = 0.8$

Kanallänge = 2 m

Magnetfeld = 5 Tesla

Elektroden- = Isolatorbreite = 1,5 cm

Mittlere Kanalwandtemperatur $T_w = 1500 \text{ K}$

Rechteckiger Kanal konstanter Höhe

Folgende Hauptdaten wurden errechnet:

Ideale Flammtemperatur $T_{FL_{id}} = 2921 \text{ K}$

Tatsächliche " $T_{FL} = 2889 \text{ K}$

Massenfluß $\dot{m} = 5,50 \text{ kg/sec}$

Werte am Kanaleintritt:

Kanalbreite = Kanalhöhe = 13,9 cm

$$p = 3,237 \text{ bar}$$

$$T = 2804 \text{ K}$$

$$v = 820,5 \text{ m/sec}$$

$$v_s = 1025,6 \text{ m/sec}$$

$$\sigma = 10,1 \text{ Mho/m}$$

$$\beta = 1,06$$

Werte am Kanalende, $x = 2,01 \text{ m}$:

Kanalbreite = 19,0 cm , lineare Öffnung

67 Elektrodenpaare

$$p = 2,325 \text{ bar}$$

$$p_s = 2,880 \text{ bar}$$

$$T = 2662 \text{ K}$$

$$T_s = 2747 \text{ K}$$

$$v = 784,4 \text{ m/sec}$$

$$M = 0.789$$

$$v_s = 994,1 \text{ m/sec}$$

$$\dot{P}_{el} = 1,01 \text{ MW}$$

$$V_{th} = 2,056 \text{ MW}$$

$$\sigma = 6,85 \text{ Mho/m}$$

$$\beta = 1,41$$

Die folgenden Diagramme zeigen die Größen p, T , Machzahl, Strom I pro Elektrode, Spannung U_y , Geschwindigkeit v und die integrierte elektrische Gesamtleistung über die Kanallänge x . Parameter ist der Lastfaktor K . Die 4 Diagramme gehören zu den Kanaleintritts-Machzahlen $M_0 = 0.5, 0.6, 0.7, 0.8$.

Eingetragen ist der jeweils kleinste Lastfaktor K , für den nicht die Schallgeschwindigkeit erreicht wird.

Natürlich ist der minimale Lastfaktor umso kleiner, je kleiner M_0 ist:

$$M_0 = 0.5 : k_{\min} = 0.4$$

$$M_0 = 0.6 : k_{\min} = 0.5$$

$$M_0 = 0.7 : k_{\min} = 0.6$$

$$M_0 = 0.8 : k_{\min} = 0.7$$

Vergleich mit Erdgas :

Es ist bemerkenswert, daß für Erdgas fast die gleichen Kanalabmessungen und die gleiche elektrische Leistung **resultieren** wie für Kokereigas.

Das ist nicht selbstverständlich, denn erstens hat Erdgas fast den doppelten Heizwert (7500 kcal/Nm^3 zu 4200 kcal/Nm^3) und zweitens besteht Kokereigas zu 55 Gew. % aus H_2 , was bei der angenommenen Elektronenaffinität von OH von 2,13 eV zu viel OH^- - Radikalen führt und die freie Elektronendichte herabsetzt. Tatsächlich muß bei Erdgas mit dem größeren Heizwert auch mehr Masse aufgeheizt werden ($M_{\text{Erdgas}} \approx 25,3 \text{ kg}$, $M_{\text{Kokereigas}} \approx 11,10 \text{ kg}$), so daß nicht die Flammtemperatur von Kokereigas erreicht wird. Dadurch sind die Leitfähigkeiten doch wieder fast gleich!

$$\text{Erdgas: } x_{CH_4} = 0.818$$

$$x_{C_2H_6} \approx 0.028$$

$$x_{C_3H_8} = 0.006$$

$$x_{N_2} = 0.140$$

$$x_{CO_2} = 0.008$$

Ideale Flammtemperatur: $T_{FLid} = 2898 \text{ K}$

Tatsächliche Flammentemperatur : $T_{FL} = 2864 \text{ K}$

Massenfluß $\dot{m} = 5,82 \text{ kg/sec}$

Werte am Kanaleintritt:

Kanalbreite = Kanalhöhe = 14,0 cm

$p = 3,257 \text{ bar}$

$T = 2779 \text{ K}$

$v = 798,1 \text{ m/sec}$

$v_s = 997,7 \text{ m/sec}$

$\sigma = 10,5 \text{ Mho/m}$

$\beta = 1,15$

Werte am Kanalende: $x = 2,01 \text{ m}$

$v = \text{const}, 67 \text{ Elektrodenpaare}$

Kanalbreite = 19,1 cm

$p = 2,240 \text{ bar}$

$p_s = 2,838 \text{ bar}$

$T = 2632 \text{ K}$

$T_s = 2724 \text{ K}$

$M = 0.827$

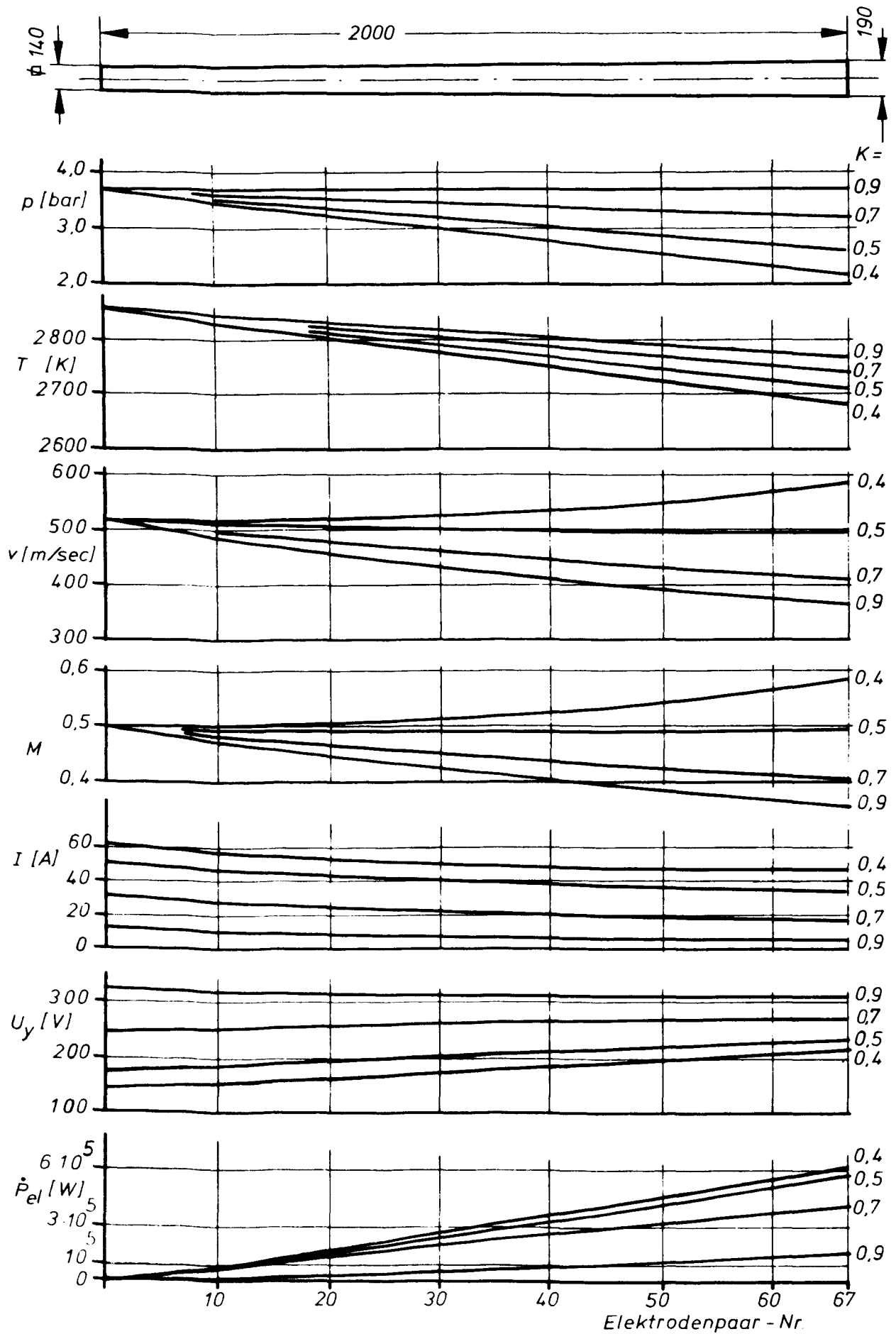
$v_s = 965,6 \text{ m/sec}$

$\dot{p}_{el} = 1,036 \text{ MW}$

$V_{th} = 1,99 \text{ MW}$

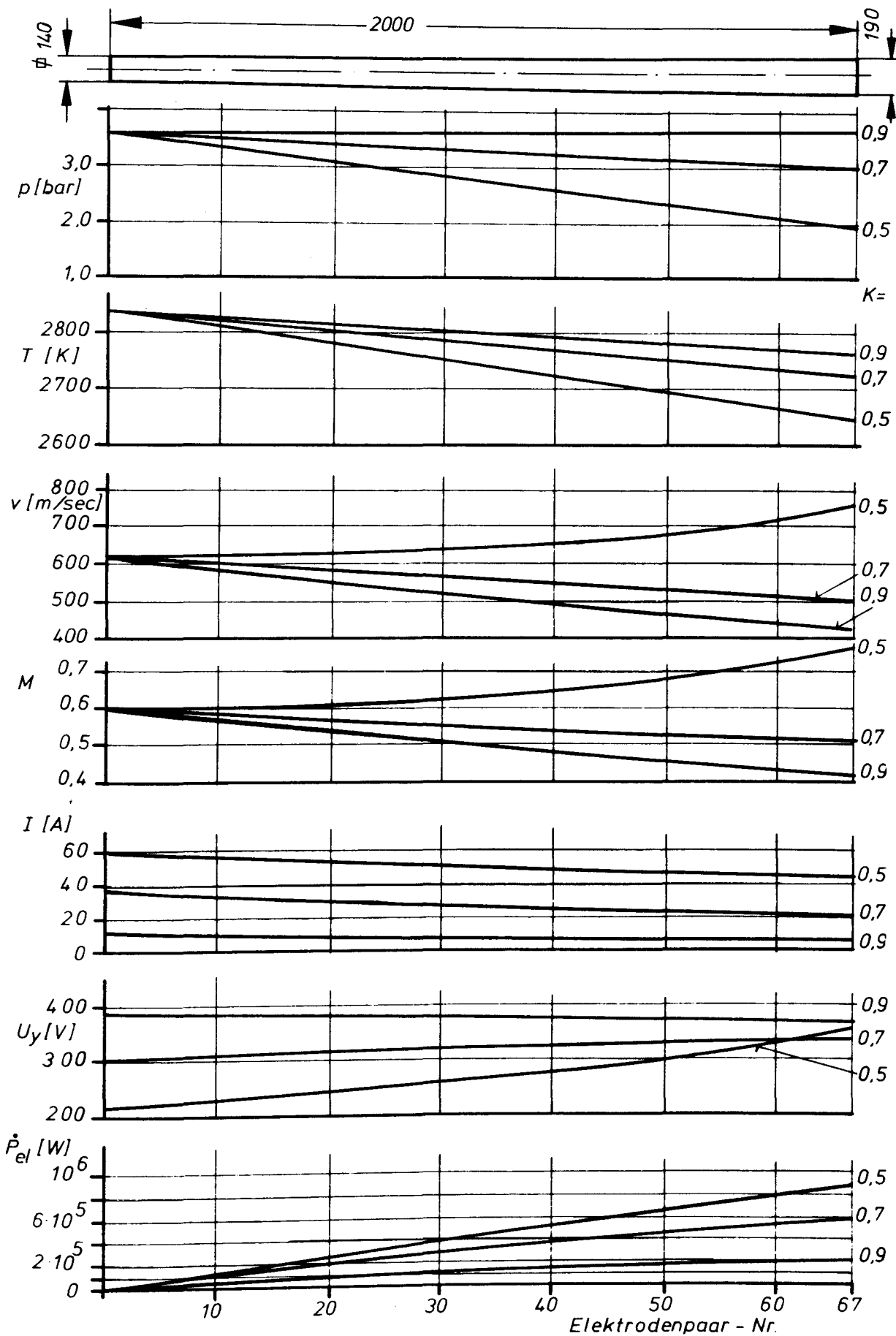
$\sigma = 6,95 \text{ Mho/m}$

$\beta = 1,58$



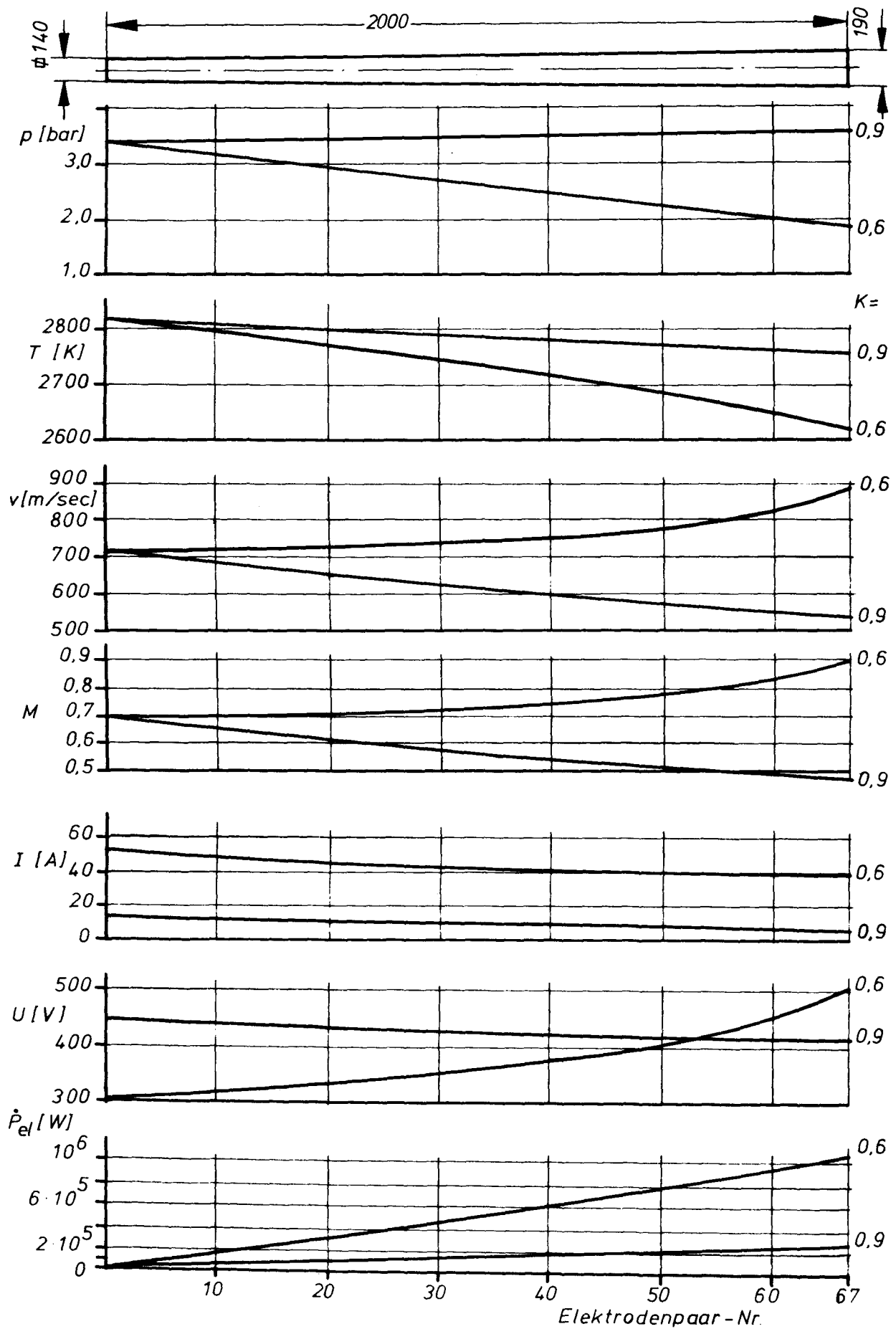
Eintrittsmachzahl $M_0 = 0.5$

Abb. 106: Der Verlauf verschiedener Kenngrößen für Kokereigas entlang der Kanalachse. Parameter ist der Lastfaktor K



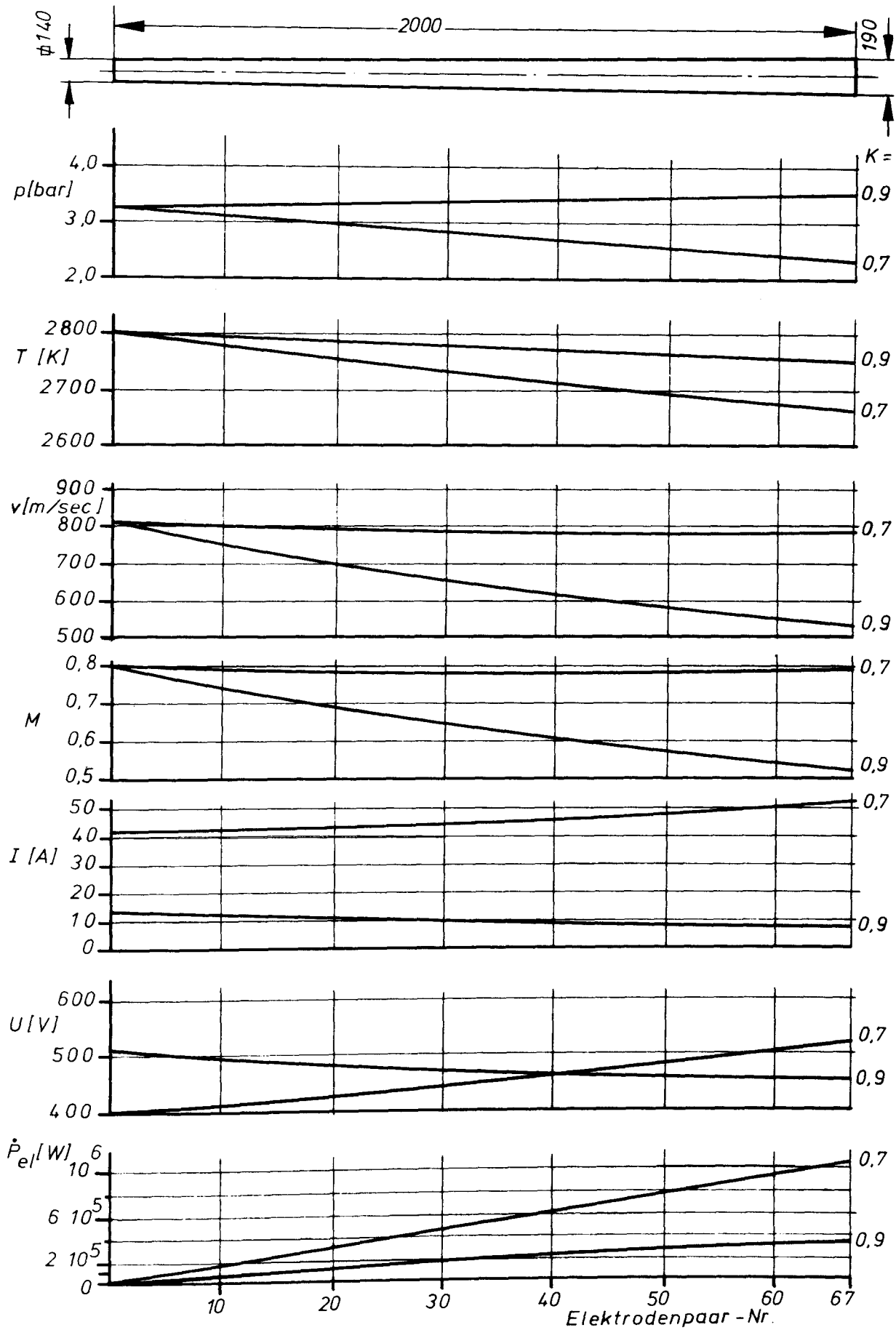
Eintrittsmachzahl $M_0 = 0.6$

Abb. 107: Der Verlauf verschiedener Kenngrößen für Kokereigas entlang der Kanalachse. Parameter ist der Lastfaktor K



Eintrittsmachzahl $M_0 = 0.7$

Abb. 108: Der Verlauf verschiedener Kenngrößen für Kokereigas entlang der Kanalachse. Parameter ist der Lastfaktor K



Eintrittsmachzahl $M_0 = 0.8$

Abb. 109: Der Verlauf verschiedener Kenngrößen für Kokereigas entlang der Kanalachse. Parameter ist der Lastfaktor K

5.3.1 Anforderungen an das Magnetsystem - Einführung

Diese waren grundsätzlich durch die Kanalabmessungen und die Konstruktion der Zuleitungen zum Kanal gegeben. Sie lauteten

- Homogenität des Magnetfeldes $\pm 5 \%$ auf 2 m Kanallänge und dem gesamten Kanalquerschnitt
- Innendurchmesser auf Raumtemperatur ≥ 55 cm

Für den Magneten, das Kryosystem und die elektrische Versorgung war eine konstruktive Auslegung zu finden und gleichzeitig auf weitere Lösungsmöglichkeiten und ihre Vor- und Nachteile hinzuweisen. Dadurch sollte eine Grundlage geschaffen werden, auf der unterschiedliche, nach Projektgenehmigung einzuholende Firmenangebote verglichen werden können, bzw. eine Detailkonstruktion für den Eigenbau mühelos möglich wäre. Die Diskussion mit den wenigen, fachlich kompetenten Industriefirmen zeigte, daß die Meinungen der einzelnen Fachleute nur in den konstruktiven Details voneinander abweichen.

In dem vorliegenden Bericht ist deshalb versucht worden, eine soweit als möglich "firmenneutrale" grundsätzliche Auslegung der einzelnen Komponenten durchzuführen, um Randbedingung anzugeben aufgrund deren spätere Firmenkonstruktionen verglichen werden können. Bei den Kryosystemkomponenten kann auf handelsübliche Firmenerzeugnisse zurückgegriffen werden, für die auch Richtpreisangebote vorliegen.

5.3.2 Wicklungsdimensionierung

5.3.2.1 Leiter- und Stromdichtenauswahl

5.3.2.1.1 Allgemeine Überlegungen zur Auswahl

Nach dem derzeitigen Stand der Supraleiterdrahttechnologie gibt es zwei grundsätzliche Möglichkeiten der Auslegung, die dann auch für das Gesamtkonzept bestimmend sind. Einerseits kann ein vollstabiler Leiter mit intensiver He-Badkühlung eingesetzt werden, oder andererseits eine epoxydharzvergossene Wicklung mit einem eigenstabilen Drahtsystem. Beide Methoden haben Vor- und Nachteile, die nachfolgend zu diskutieren sind.

Vollstabile Leiter basieren auf dem Prinzip der kryogenen Stabilisierung nach Stekly [1]. Sie haben einen so großen Kupferanteil, daß im Falle eines partiellen Normalleitendwerdens bei Instabilitäten der volle Nennstrom von der Kupfermatrix übernommen werden kann, ohne daß eine unzulässige Temperaturerhöhung auftritt. Die joulschen Verluste müssen dazu unmittelbar vom Heliumbad abgeführt werden, was einen sehr guten Wärmeübergang, also eine möglichst direkte Benetzung der **Leiteroberfläche** mit flüssigem Helium zur Bedingung hat. Durch dieses Stabilisierungsprinzip und den hohen Kupferanteil ergeben sich folgende Vorteile für eine vollstabile Wicklung:

- große Betriebssicherheit bei richtig ausgelegten Wärmeübergang
- günstiges Verhalten bei Notabschaltung, da ein großer Energieanteil in der Kupfermatrix vernichtet werden kann
- gute mechanische Festigkeit des Leiters

Dem stehen natürlich auch etliche Nachteile entgegen:

- geringe Gesamtstromdichte der Wicklung und damit große Leitermenge (kommt bei sehr großen Magneten nicht mehr so zur Geltung, da auf Grund der hohen Magnetkräfte die Stromdichte durch das nötige Strukturmaterial mitbestimmt wird).

- großes Wicklungsgewicht (für die mechanische Aufhängung und den Abkühlvorgang von Bedeutung)
- großer Platzbedarf auf Grund der geringen Stromdichte und damit ein insgesamt verhältnismäßig großer Kryostat.
- Auftreten von unter Umständen gefährlichen Magnetisierungsströmen in der Kupfermatrix bei Feldänderungen (äußere Zusatzfelder bzw. beim Ladeprozeß) die durch das "twisten" der Supraleiter selbst nur zum Teil vermieden werden können.
- Mechanische Bewegungsmöglichkeit der Leiter aufgrund der geforderten Heliumtransparenz. Die Bewegungen führen lokal zu zusätzlichen Instabilitäten und waren schon Degradationsursache etlicher großer Magnete.
- große Induktivität.

Eigenstabile Leiter sind auf dem Prinzip der adiabatischen und zusätzlich etwas dem der dynamischen Stabilität aufgebaut [2]. Dabei müssen die Supraleiterfilamente so dünn gemacht werden, daß die bei einem Flußsprung dissipierende Wärmemenge zu keiner unzulässigen, nicht abklingenden Temperaturerhöhung im Supraleiter selbst führt. Die einzelnen Filamente mit $\leq 35 \mu\text{m}$ sind dann noch mit einer Ganghöhe von einigen μm "vertwistet" und in eine Cu-Matrix geringer Masse eingebettet. Zum Aufbau eines Leiters für große Ströme werden etliche so aufgebaute Drähte zu einem Geflecht vereint, wobei durch zusätzliche Kupferdrähte der Kupferanteil noch erhöht werden kann. Wegen dieser Konzeption ist eine mechanische Stabilität natürlich nur bei vakuumimprägnierter vergossener Wicklung gegeben, eine direkte Leiterkühlung durch LHe also nicht möglich. Aufgrund des physikalischen Prinzips dieses Leiterkonzeptes ist eine solche aber auch nicht erforderlich. Vorteile einer eigenstabilen Wicklung sind demnach:

- hohe Gesamtstromdichte der Wicklung und somit geringe Leitermenge
- geringes Wicklungsgewicht

- geringer Platzbedarf und damit verhältnismäßig kleiner Kryostat
- keine mechanische Bewegungsmöglichkeit der Leiter bei richtig gewähltem Vergußharz
- günstiges Verhalten bei Feldänderungen

Dem stehen an Nachteilen gegenüber:

- Betriebssicherheit bei großen Magneten noch nicht erwiesen, da zuwenig experimentelle Erfahrungen vorliegen.
- geringe thermische Kapazität, birgt die Gefahr einer Überhitzung bei einem Quench in sich, wenn nicht Vorkehrungen für eine sehr rasche Auskopplung der Energie getroffen werden.

Bis vor kurzem gab es praktisch keine Supraleitermagnete mit größeren gespeicherten Energien als einige MJ, die oberhalb der Vollstabilisierungsgrenze ("Recoverystrom") sicher betrieben werden konnten, die meisten wurden dafür erst gar nicht ausgelegt. Immerhin stehen derzeit in USA und Kanada zwei MHD-Magnete von der hier zur Diskussion stehenden Größenordnung in Leichtbauweise im Testbetrieb [3,4], die mit eigenstabilen Leitern und Gesamt-Stromdichten $> 1,4 \cdot 10^4 \text{ A/cm}^2$ arbeiten. In England sind die oben beschriebenen eigenstabilen Drahtgeflechte beim Levitron in Culham und bei Wicklungen für supraleitende Homöpolarmaschinen in jüngster Zeit erfolgreich für eigenstabile voll vergossene Wicklungen eingesetzt worden [5]. Damit scheint sich ein Durchbruch in Richtung eigenstabiler Bauweise, auch bei größeren Magneten anzubahnen.

Nicht jeder, der für die Bauausführung in Betracht kommenden Firmen wird derzeit bereit sein, eine eigenstabile Wicklung für den zur Diskussion stehenden Magneten auszuwählen. Es soll deshalb hier sowohl eine vollstabile, als auch eine eigenstabile Konstruktion in Betracht gezogen werden, damit später sowohl zugunsten der einen oder anderen entschieden werden kann.

In beiden Fällen soll die Stromstärke des Leiters eher groß gewählt werden, um die Windungszahl klein zu halten und damit einerseits auch die Wickelzeit klein zu halten und andererseits die Induktivität zu begrenzen, was für geringe Lade- und Entladezeitkonstante von Bedeutung ist. Kommerziell werden Netzgeräte von 1000 A bis etwa 6000 A bereits angeboten. Wie die späteren Rechnungen noch zeigen werden, erweist sich eine Nenn-Stromstärke von 2000 A für diesen Fall als günstig.

5.3.2.1.2 Vollstabile Leiterversion

Die Abschätzung des Leiterquerschnitts für einen gewünschten Recovery-Strom I_R kann nach dem einfachen Stekly-Kriterium erfolgen:

$$\frac{I_R^2 \cdot \rho_{Cu}}{q_{Cu}} = u \cdot (T - T_0) \cdot h \quad (1)$$

Darin bedeutet

- q_{Cu} ... Kupferquerschnitt des Leiters
- ρ_{Cu} ... spez. Widerstand des Kupfers bei der Betriebstemperatur
- u ... He-benetzter Umfang des Leiters
- T_0 ... Badtemperatur
- h ... Wärmeübergangskoeffizient

Kritisch ist die Festlegung des richtigen Wärmeflusses, da Messungen zeigten, daß $(T - T_0) \cdot h$ stark von der Geometrie des Kühlkanals abhängt. Als Beispiel sei in Abb. 1 eine Messung nach [6] wiedergegeben, die diesen Tatbestand zeigt.

Wählt man für die Konstruktion eine Kühlkanaltiefe von etwa 1 mm, so erscheint es richtig, mit Werten von 0,2-0,4 W/cm² zu rechnen. Wird der Recovery-Strom I_R gleich dem kritischen Strom I_c im Supraleiter bei der maximal möglichen Feldstärke gesetzt (mit gewissem Sicherheitsfaktor), so kann aus den Datenblättern der Firmen der nötige Supraleiterquerschnitt ermittelt werden. Abb. 2 zeigt als Beispiel die kritische Stromdichte nach IMI-Daten für zwei Adernstärken.

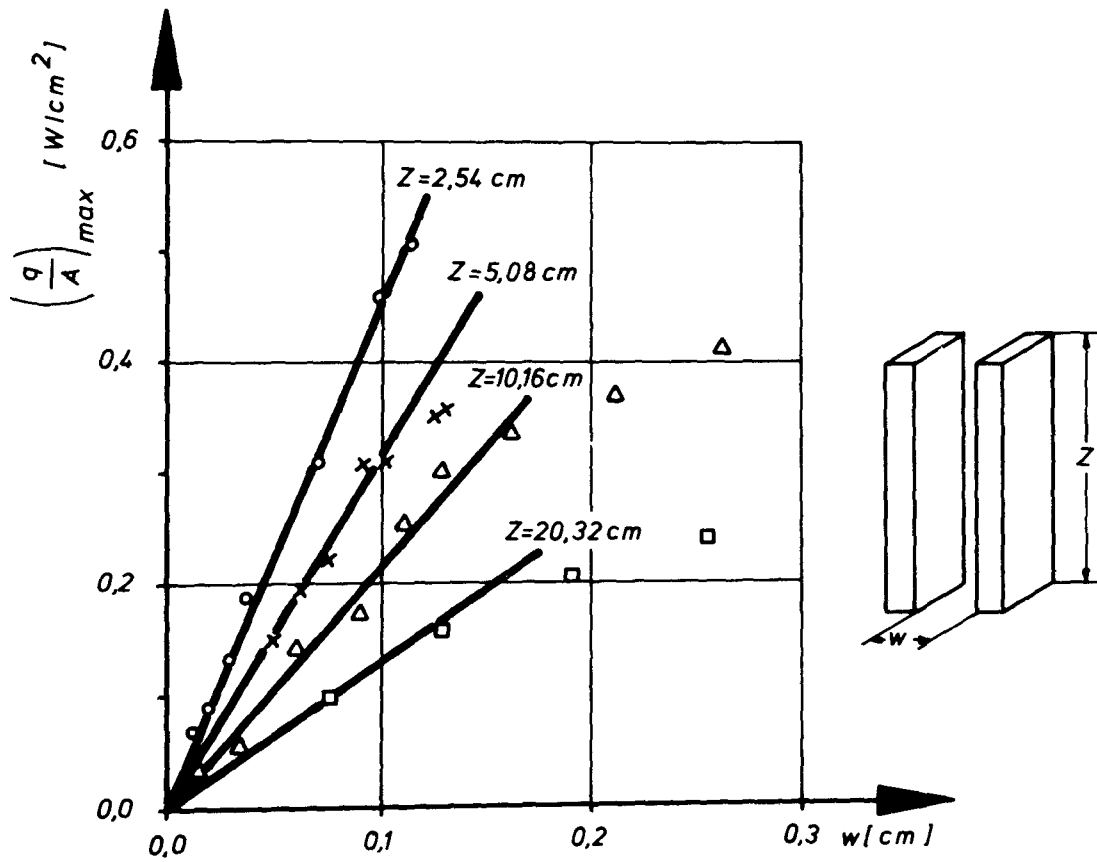


Abb.110: Wärmeübergang in engen Kühlkanälen bei LHe; nach [6] .

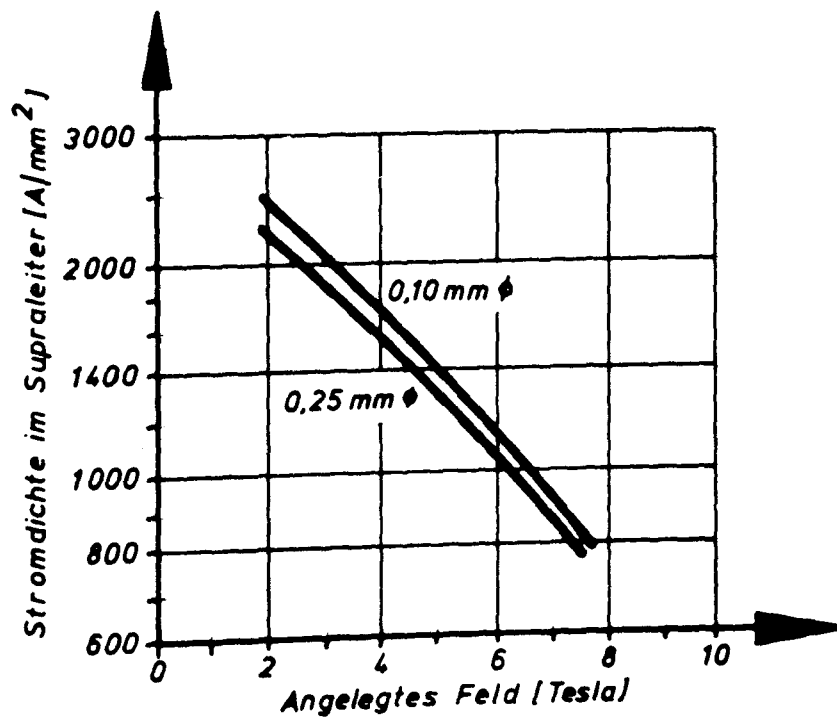


Abb. 111: Kritische Stromdichte in den Filamenten von IMI-Supra-leiterdrähten.

Die geringe Adernstärke hat nebst der etwas höheren Stromdichte noch den Vorteil, daß teilweise bereits dynamische Stabilisierung wirksam ist. Die Hersteller bieten heute auch ein Vertwisten der vollstabilen Leiter an, um die langlebigen Magnetisierungsströme in der Matrix zu unterdrücken, was im Falle gleichen Gesamt-Supraleiterquerschnitts bei größerer Adernzahl wirksamer ist, so daß auch deshalb dem geringeren Aderndurchmesser der Vorzug zu geben ist. Als typischer Auslegungsfall für die zur Diskussion stehenden Magnete wird deshalb vorgeschlagen, einen Leiter mit 100 μ m Supraleiteradern, vertwistet vorzusehen. Bei einem Strom von 2000 A führt dies zu folgender Dimensionierung des vollstabilen Leiters:

$I_R = 2000$ A, $\Delta T \cdot h = 3 \cdot 10^{-1}$ W/cm² (auf der sicheren Seite), $B_{\max}$ am Leiter ≤ 6 T.

$$\rho_{\omega}(6T) = 4 \cdot 10^{-8} \Omega \text{ cm lt. IMI Datenblatt}$$

Gleichung (1) führt dann auf

$$u \cdot q_{\omega} = 5,33 \cdot 10^{-1} \text{ cm}^3$$

der nötige Supraleiterquerschnitt q_{ω} ist mit $I_c(6T) = I_R$ und Abb. 111:

$$q_{SL} = 1,67 \cdot 10^{-2} \text{ cm}^2, \text{ entsprechend etwa } \underline{210 \text{ Adern}}$$

Aus wickeltechnischen Gründen wird ein Profildraht anstelle eines runden Querschnitts bevorzugt. Um die Abmessungen des Drahtes festzulegen, muß noch ein Breite/Dicke-Verhältnis angenommen werden. Hier ist zu berücksichtigen, daß bei großem Breite/Dicke-Verhältnis eine starke Anisotropie auftritt, d.h., die kritische Stromstärke senkrecht zur Flachseite ist geringer als beim entsprechenden Rundleiter.

Aus diesem Grunde wählen wir hier ein Breite/Dicke Verhältnis von 1,5. Aus bekannten $u \cdot q_{\omega}$ und q_{SL} können nun die Drahtabmessungen errechnet werden, wenn noch ein Benetzungsgrad des Umfanges angenommen wird. Bei 100 % folgt:

$$Z_{ge} = 4,15 \times 6,2 \text{ mm}^2$$

Das Querschnittsverhältnis $\alpha = \frac{Z_{Cu}}{Z_{SL}}$ ist dann $\alpha = 14,4$

die Gesamtstromdichte im Draht $I_R / Z_{ge} = 7,8 \cdot 10^3 \text{ A/cm}^2$

Für die der Feldberechnung zugrunde zu legende Gesamtstromdichte im Wickelpaket, muß noch eine Abschätzung für die Querschnittsfläche an Kühlkanälen und Isolation gemacht werden. Nimmt man rund um den Leiter dafür etwa 1,0 mm an, so vergrößert sich der Querschnitt auf $Z_{ge}^* = 37 \text{ mm}^2$ ((Wickelfüllfaktor $\sim 70 \%$), die Stromdichte im Wickelpaket wird damit $I_R / Z_{ge}^* = 5,4 \cdot 10^3 \text{ A/cm}^2$. In Tabelle 1 sind die für die vollstabile Leiterversion wichtigen Leiterdaten nochmals zusammengestellt.

Tabelle 1 : Charakteristische Größen des vollstabilen Leiters für die Magnetwicklung

I_c bei 6 T	:	$\geq 2000 \text{ A}$
Filamente	:	NbTi, 210 Stk. à 100 μm , je nach Möglichkeit getwistet
Maße	:	4,15 x 6,2 mm (ohne Isolation)
Isolation	:	etwa 20 μm Lack
spez. Widerstand d. Cu.	:	$4 \cdot 10^{-8} \Omega\text{-cm}$ bei 6 T
vollstabilisiert bis 2000 A bei 6 T (vergl. Abb. 3)		
Cu/SL-Verhältnis	:	$\alpha = 14,4$
Gesamtstromdichte im Wickelpaket	:	5.400 A/cm^2

In Abb. 112 ist noch der Zusammenhang für $I_R(B)$ und $I_c(B)$ dargestellt, wobei die Werte für $f_{cu}(B)$ und $j_c(B)$ Kurvenblättern entnommen wurden.

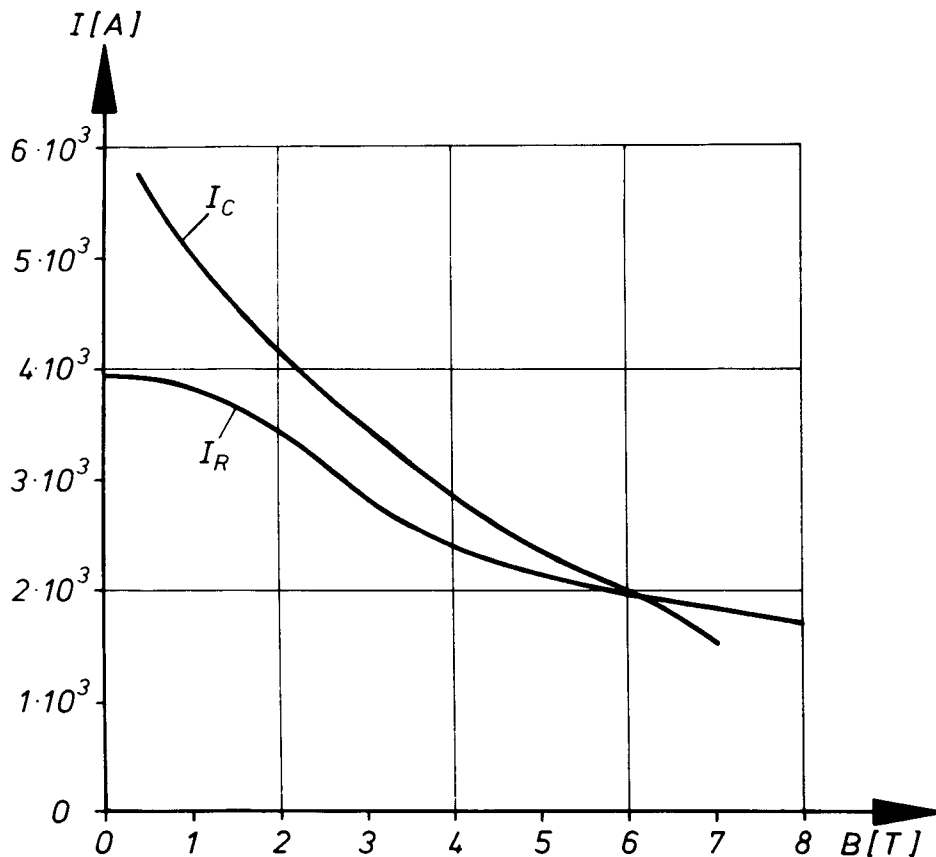


Abb.112: Kritischer Strom und Recovery-Strom des vollstabilen Leiters als Funktion der magnetischen Induktion B.

5.3.2.1.3 Eigenstabile Leiterversion

Wie in 5.3.2.1.3 erwähnt, besteht in diesem Fall der Leiter aus Litzen, die viele eigenstabile NbTi-Filamente vertwistet enthalten. Diese Litzen werden zu einem transponierten Seil geflochten. Aufgrund der derzeitigen Marktsituation kommen als Litzendrähte lt. Firmendatenblätter, vornehmlich in Frage:

Vac F 380 (0,6) bestehend aus ca. 380 Filamenten à 20 μm .

oder IMI C361/75, bestehend aus ca. 361 Filamenten à 23 μm .

Soll wiederum ein Leiter aufgebaut werden, der 2000 A bei 6 T tragen kann, so folgt mit den Firmaangaben für $I_c(6)$, die Zahl der nötigen Litzen. Aus Sicherheitsgründen empfiehlt sich die Berücksichtigung eines Degradationsfaktor z.B. $f_d = 0,8$, so daß das Seil für $I_c(6 \text{ T}) = 2500 \text{ A}$ ausgelegt wird. Die weitere Berechnung ergibt z.B. für ein Seil aus Vac F380 (0,6) :

$I_c(6T) = 126 \text{ A}$, damit die Zahl der Litzen für $I_{cges} = 2500 \text{ A}$ zu rund 20. Aus dem Datenblatt der Firma folgt weiters ein $\alpha = \rho_{Cu}/\rho_{Ni} = 1,3$. Zur Verbesserung der thermischen Stabilität wird von den bisherigen Anwendern vorgeschlagen, zusätzlich reine Cu-Litzen gleichen Durchmessers mit zu verseilen. Es ergeben sich somit folgende Daten für die eigenstabile Version der Wicklung:

Transponiertes Seil mit Einzellitzen von 0,6 - 0,75 mm Durchmesser.

Einzel-Litzen: NbTi-multifilament-Leiter, eigenstabil, getwistet, lackisoliert

Supraleiter-Gesamtquerschnitt $q_{SLges} = 2,46 \cdot 10^{-2} \text{ cm}^2$

Gesamt-Querschnitt des Seils $q_{ges} = 1 \cdot 10^{-1} \text{ cm}^2$

Gesamt-Stromdichte im Seil: $j_L = \frac{2 \cdot 10^3 \text{ A}}{10^{-1} \text{ cm}^2} = 2 \cdot 10^4 \text{ A/cm}^2$

Für Tränkungsisolation, Wicklungsstruktur und Segmentkühlung wird ein Füllfaktor des Wickelpaketes von 80 % angesetzt. Somit wird die für die Berechnung maßgebliche Gesamtstromdichte im Wickelpaket:

$$j_{ges} = 1,6 \cdot 10^4 \text{ A/cm}^2$$

5.3.2.2 Mögliche Wicklungsgeometrien

5.3.2.2.1 Übersicht und Vergleich verschiedener Wicklungsarten

Wicklungsquerschnitt

Das ideale Dipol-Magnetfeld kann prinzipiell durch zwei verschiedene Wicklungsgeometrien gut angenähert werden. Einerseits durch eine überlappend elliptische Stromverteilung mit konstanter Stromdichte j , skizziert in Abb.113 a und andererseits durch eine Sektorenanordnung an einem Kreisumfang, derart, daß die $\cos \Theta$ Stromverteilung für den idealen Dipol angenähert ist, skizziert in Abb.113 b.

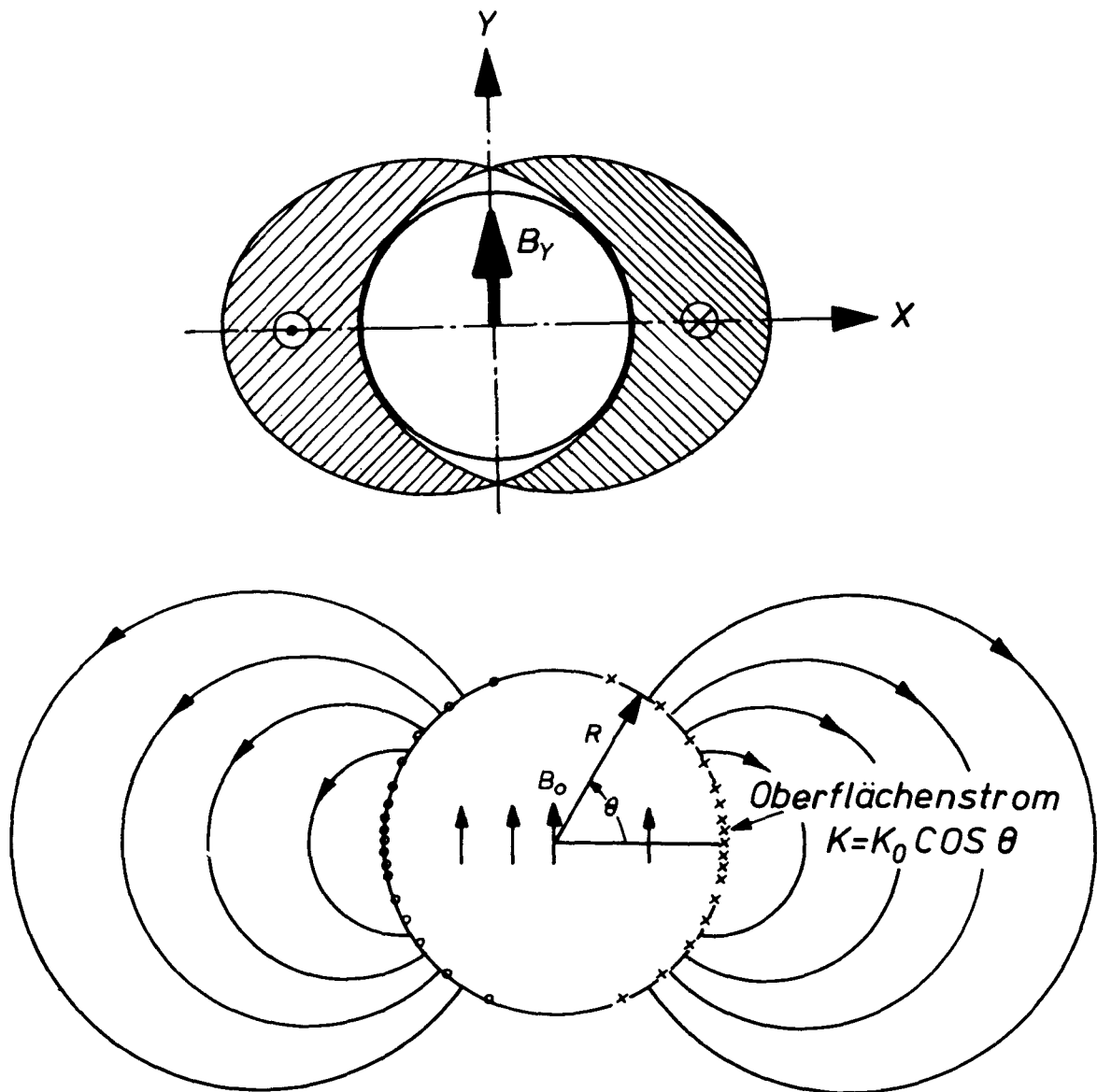


Abb.113: Annäherung des idealen Dipolfeldes durch eine elliptische Stromverteilung und durch Sektoranordnung.

Im **allgemeinen** erfordert die Geometrie der überlappenden Ellipsen einen etwas geringeren Wickelquerschnitt bei gleicher Stromdichte, so daß diese für die Auslegung hier zugrunde gelegt wird.

Wicklungstyp.

Die Geometrie der überlappenden Ellipsen kann entweder durch "pancake"-Spulen (**Abb.114a**) oder durch eine Schalenwicklung (**Abb.114b**) fertigungstechnisch angenähert werden.

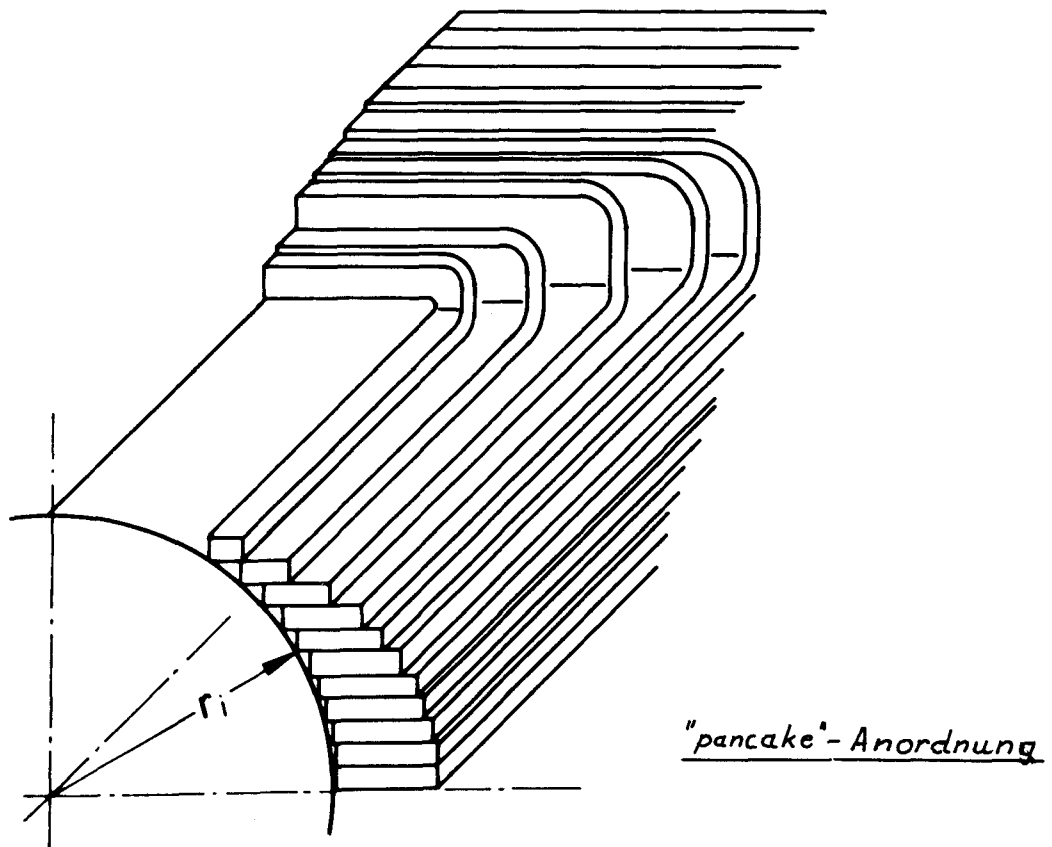
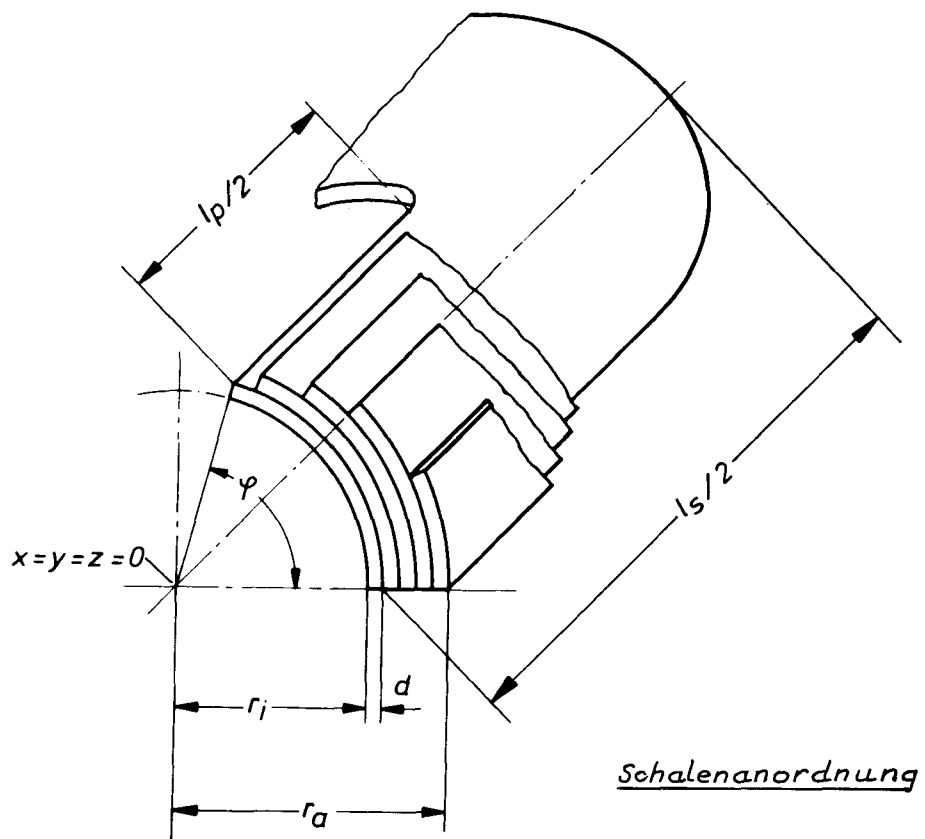


Abb. 114: Verifizierung der Geometrie überlappender Ellipsen durch Schalen- und "pancake"-Anordnung.

Nachteil der Schalenanordnung ist die größere Wickelkopflänge, Vorteil die günstigere Übertragung der Radialkräfte, die z.B. in glatt aufgelegten Bandagen abgefangen werden können. Sollen zwischen den einzelnen Lagen der Wicklung Kühlkanäle vorgesehen werden, so ist in der pancake-Spule nur die vertikale Lage (B horizontal) optimal. Hinsichtlich der Wickelmöglichkeit dürften kaum wesentliche Unterschiede, betreffs Schwierigkeitsgrad etc. sein.

Vor allem wegen der einfacheren Möglichkeit der Kraftübertragung, die als wesentlich anzusehen ist, wird hier eine Schalenwicklung vorgeschlagen und den weiteren Berechnungen zugrunde gelegt.

5.3.2.2.2 Problematik einer Eisenabschirmung

Vorteile einer Eisenabschirmung wären vor allem:

1. Reduzierung des Streufeldes. Ein Faktor dem große Bedeutung zukommt, da bisherige Erfahrungen gezeigt haben, daß die Streufelder zusätzliche Probleme im Experimentierbereich, vor allem was Meß- und Schalttechnik betrifft, mit sich bringen.
2. Verringerung der Amperewindungszahl der Wicklung für gleiches Zentralfeld. Damit Reduzierung der Supraleitermenge, sowie der im Falle eines Quenches auszukoppelnden magnetischen Energie.

Diese müssen allerdings durch etliche Nachteile erkaufte werden, wie:

1. Außerordentlich großes Volumen und Gewicht der Abschirmung, damit kostenintensiv. Darüber hinaus wird das System unhandlich und unzugänglich.
2. Die Symmetrie der Spulen gegenüber der Abschirmung ist mit großer Sorgfalt einzuhalten, da andernfalls beträchtliche Zusatzkräfte wirken können.

Aus den genannten Gründen muß geprüft werden, ob nicht mit einem unabgeschirmten Magnetsystem das Auslangen gefunden werden

kann. Dies scheint bei der baulichen Anordnung von Vegas II möglich zu sein, so daß in dieser Dimensionierung auf eine Eisenabschirmung verzichtet wird.

5.3.2.3 Ermittlung der räumlichen Feldverteilung im Magnetsystem

In einem Rechenprogramm wurde die Schalenanordnung mehrlagig so optimiert, daß mit minimaler Gesamtlänge der Spulen die Spezifikation der Feldhomogenität $\pm 5\%$ innerhalb des Kanalvolumens erfüllt werden kann. Die Berechnungen wurden sowohl für die vollstabile Leiterversion mit $j_{\text{ges}} = 5400 \text{ A/cm}^2$ als auch für die eigenstabile Leiterversion mit $j_{\text{ges}} = 16000 \text{ A/cm}^2$ durchgeführt. Dabei ergaben sich in Tabelle 2 zusammengestellten Werte für die Spulengeometrie (jeSpule).

A/cm^2 j	cm r_i	cm r_a	cm l_s	grad	cm^2	w	cm l_p	cm d	Schale
5400	42	56	335	85	180	486	190	2,80	1
				78,9	178	480	205	2,8	2
				60	143,2	387	220	2,8	3
				42,5	107,3	290	235	2,8	4
				22,9	61	165	250	2,8	5
16000	42	47	328	85	63,6	509	182	1,0	1
				82,5	62,5	500	198	1,0	2
				63,4	49,1	393	213	1,0	3
				45,7	36,3	291	228	1,0	4
				24,9	20,2	162	243	1,0	5
L = 18,5 Hy, Q = 37 MJ									
Tabelle 2: Optimierte Wicklungsgeometrie für Schalenwicklung									

In Abb.114 sind die in der Tabelle 2 verwendeten geometrischen Kenngrößen spezifiziert. Darüber hinaus bedeuten:

ξ ... Wickelquerschnitt der Schale
 w ... Windungszahl bei Verwendung eines
2000 A-Leiters

In Abb.115 ist die errechnete Feldverteilung entlang der Achse aufgetragen. Wie zu erwarten ist, unterscheiden sich die Ergebnisse für die beiden Stromdichten nur am Wicklungsrande, aufgrund der unterschiedlichen Geometrie.

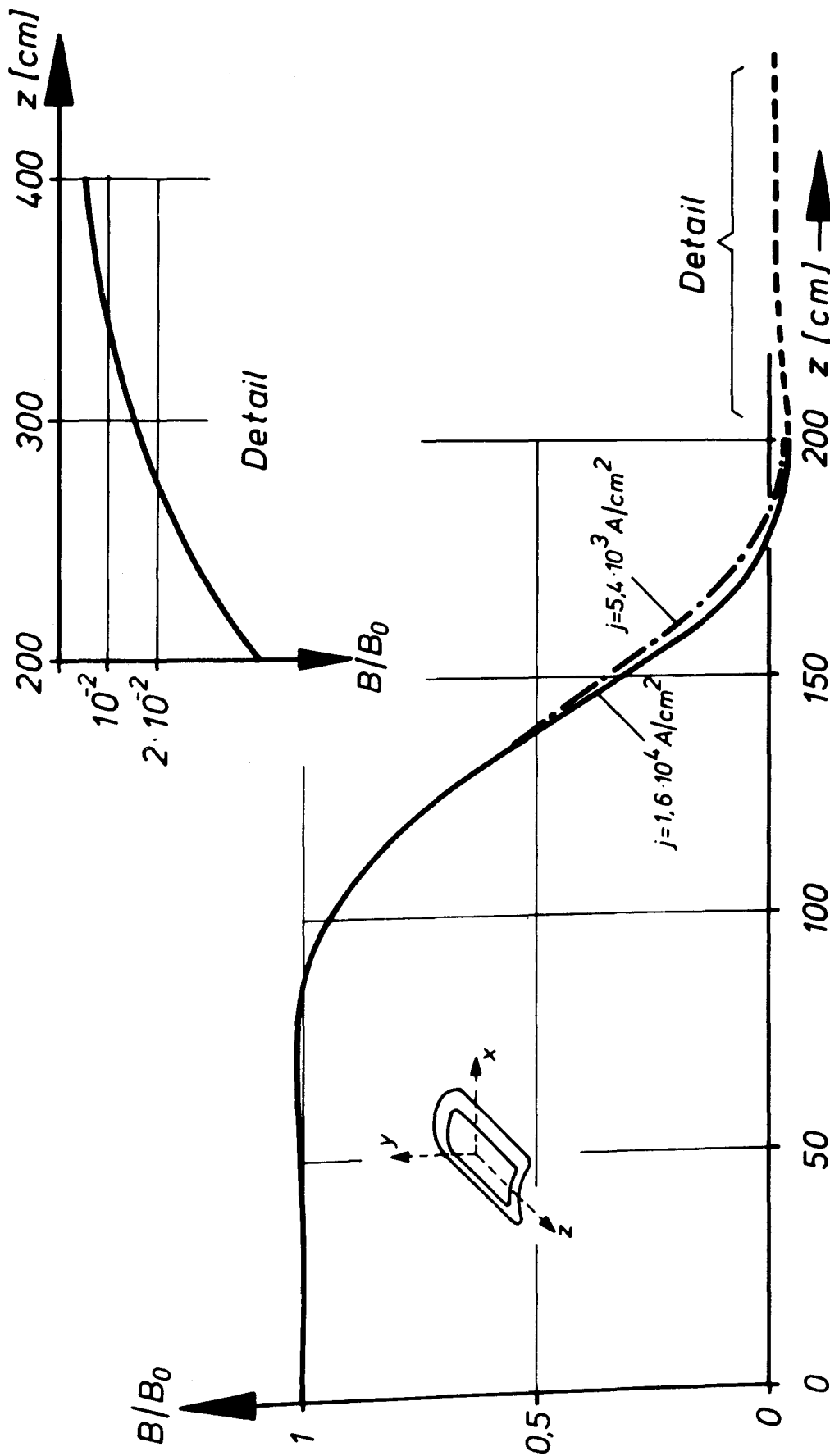


Abb.115: Berechnete Feldverteilung entlang der Kanalachse.

Die Streufeldstärke entlang der Achse, außerhalb des Magneten ist noch genauer herausgezeichnet worden. In Abb. 116 und Abb. 117

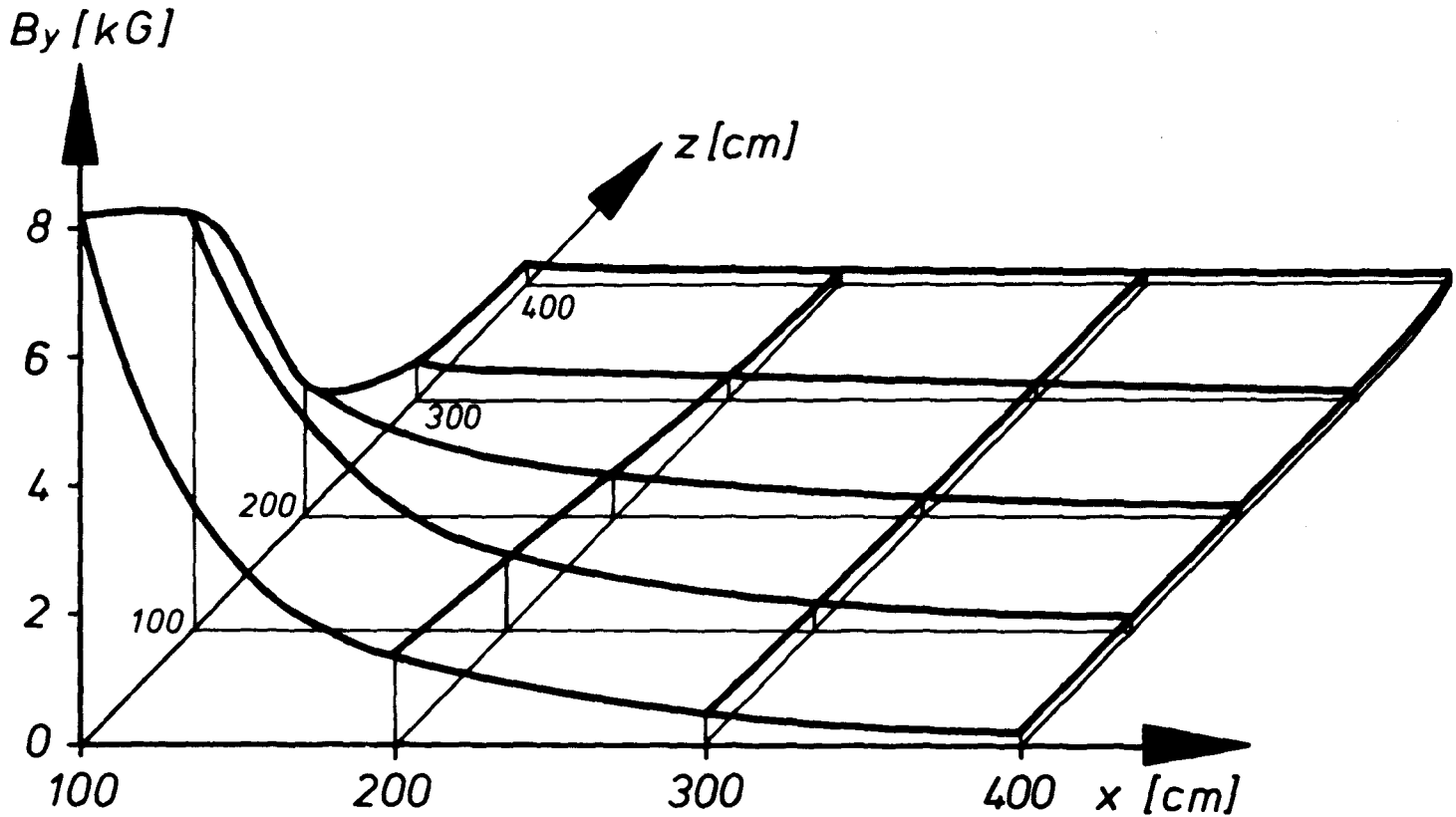


Abb. 116: Streufeldverteilung in der Umgebung des Magneten
 $|B_y + B_z|$ [kG]

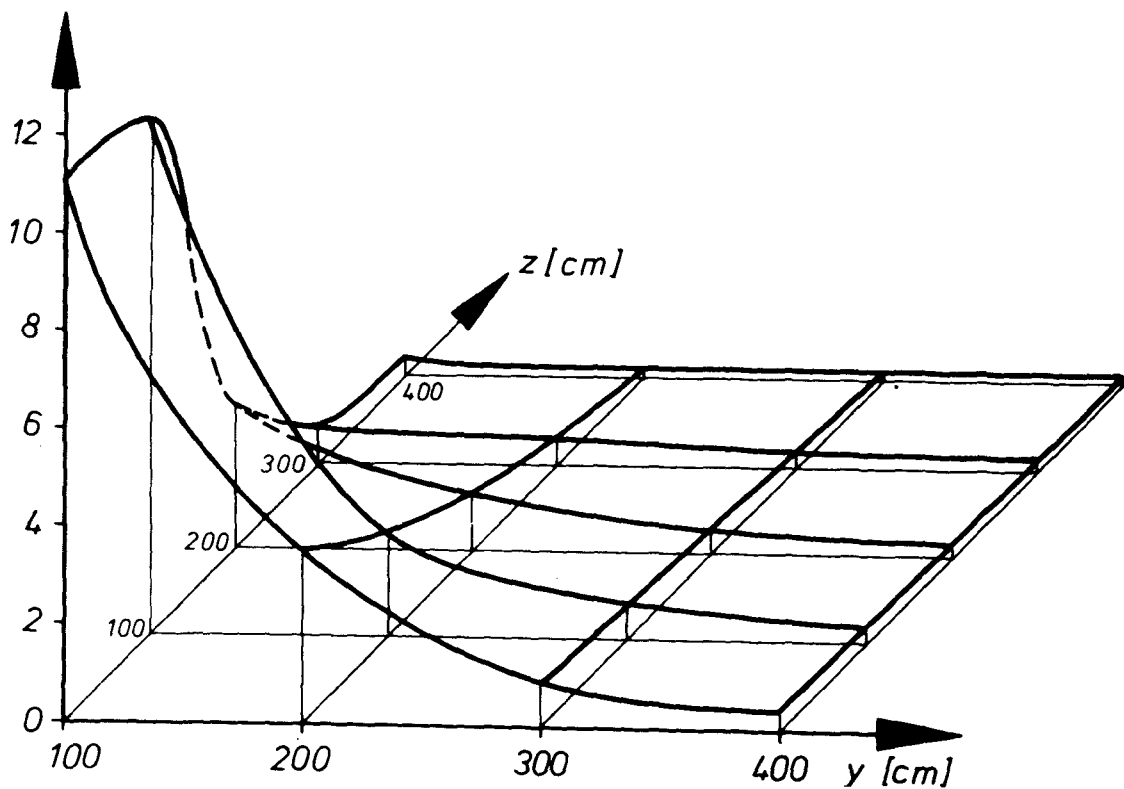


Abb. 117: Streufeldverteilung in der Umgebung des Magneten.

sind die Streufeldverteilungen im gesamten Raum bis zu 4 m Entfernung außerhalb des Magneten aufgetragen. Man beachte, daß das Streufeld in 4 m-Entfernung bei einem Zentralfeld von 5 T noch weit über 100 G beträgt.

In Abb.118 ist die räumliche Feldverteilung im Nutzvolumen des Magneten dargestellt, wobei den derzeitigen Kanalabmessungen das Hauptaugenmerk geschenkt wurde.

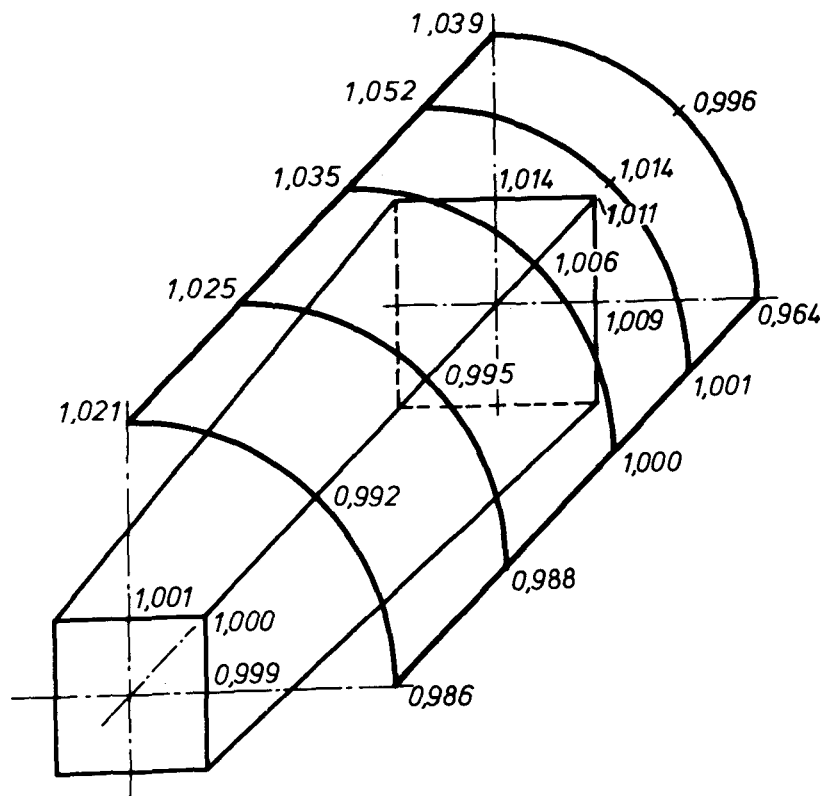


Abb.118: Räumliche Feldverteilung im Nutzvolumen des Magneten

Für die Kräfteberechnungen war als Voraussetzung eine umfassende Berechnung der Feldverteilung innerhalb der Wicklung. Abb.119 zeigt als Beispiel einen Schnitt durch die Ebene $z = 0$. Die Feldstärken an drei äquidistanten Punkten jeder Schale sind nach Richtung und Größe eingezeichnet.

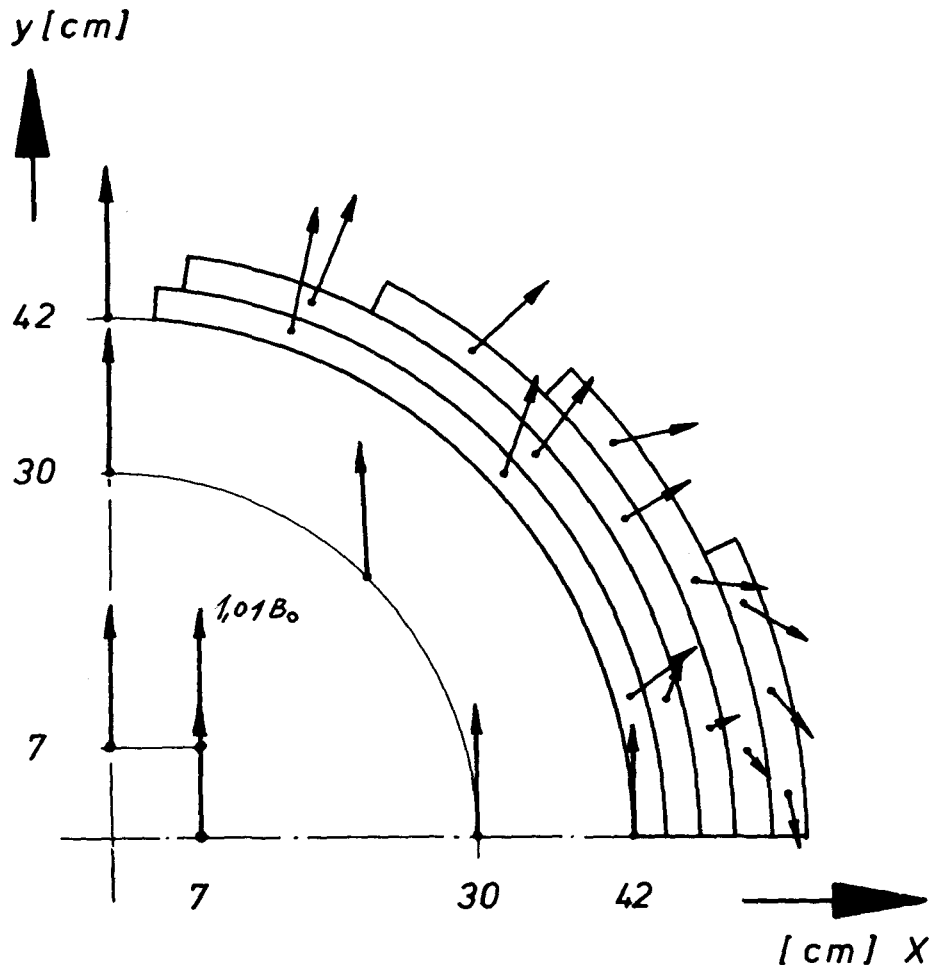


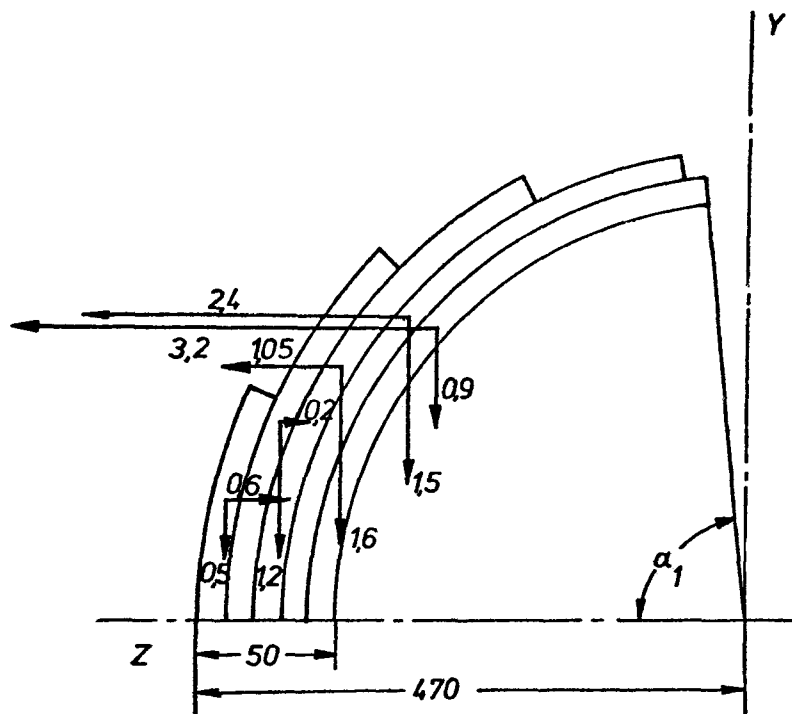
Abb. 119: Beispiel für die Feldverteilung innerhalb der Wicklung
Schnitt durch die Ebene $z = 0$.

5.3.2.4 Kräfteberechnung

Die Ermittlung der Wicklungskräfte gehört zu den wesentlichsten Aufgaben der Magnetauslegung. Mechanische Bewegungen, die von magnetischen Kräften herrühren, zählen zu den ausschlaggebenden Faktoren der Degradation etlicher Großmagnete. Für das Rechenprogramm wurde jede Wicklungsschale in etliche Abschnitte unterteilt und die resultierende Kraft in **jedem der Aufpunkte ermittelt**. Abb. 11 zeigt als Beispiel die Kräfte in der Ebene $z = 0$, nach Richtung und Größe. Die resultierende Kraft in diesem Querschnitt beträgt $7 \cdot 10^6$ N/m in x-Richtung und $5,7 \cdot 10^6$ N/m in y-Richtung.

Besonders komplexer Natur sind die im Wicklungskopf auftretenden Kräfte. Wie aus den in Abb. 121 gezeigten resultierenden Werten jeder Schale zu sehen ist, werden hier zusätzlich zu den Kräften

nach außen ($9,5 \cdot 10^6$ N/m), erhebliche Scherkräfte innerhalb des Wicklungskopfes wirksam.



Kraftmaßstab $\longrightarrow 10^6$ N/m

Schnittebene $y-x; z=0$

Schalenwinkel

α_1	$= 85^\circ$
α_2	$= 82,365^\circ$
α_3	$= 63,23$
α_4	$= 45,6$
α_5	$= 24,88$

Abb.120: Resultierende Kräfte auf die Wicklung in der Ebene

$z = 0$

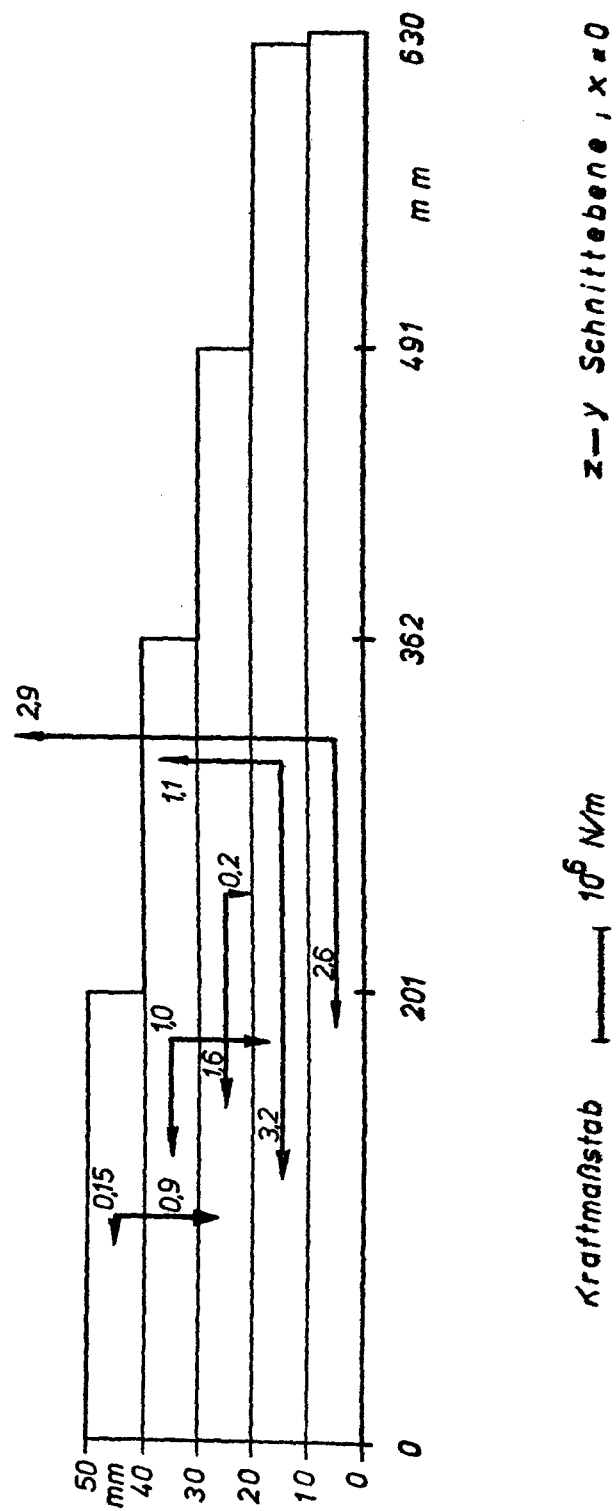


Abb. 121: Resultierende Kräfte auf die Wicklung am Wicklungskopf.

5.3.3 Konstruktiver Aufbau der Wicklung und der Kräfteabstützung

Wie in Abschnitt 5.3.2.3 besprochen wurde, ist eine Schalenwicklung mit 5 Schalen vorgesehen. Jede dieser Schalen wird am zweckmäßigsten auf einer Schablone gewickelt und in einer Vakuumkokille mit Epoxydharz vergossen. Auf den Spulenkörper selbst wird zunächst eine LHe-transparente Matte aufgelegt oder es werden Distanzbänder aus Kunststoff angebracht, um die Innenkühlung der innersten Schale zu gewährleisten. Jede Schale wird mit Kunststoffbändern fixiert, die auch gleichzeitig die Kräfte auf die nächste Schale übertragen und als Distanzstreifen für die Kühlkanäle zwischen den Schalen dienen (vergl. Abb. 122 Detail X). In diese Kanäle kann das LHe von oben und unten her eindringen.

Die Abstützung der in Abschnitt 5.3.2.4 errechneten Magnetkräfte erfolgt in der in Abb. 122 und 123 gezeigten Weise. Die nach innen wirkenden Kräfte in der y-Achse werden vom inneren Heliumbehälter selbst aufgenommen, die Radialkräfte von der äußersten Schale auf Stützringe die Doppel-T-Profil haben, übertragen. Diese Ringe enden oberhalb der Wicklung, in einer Flacheisenbrücke die die Zugkräfte aufzunehmen hat und an den Enden auf Biegung beansprucht wird. Die Flacheisenbrücke ist mit Löchern versehen, um den Durchtritt des LHe zur Wicklung zu gewährleisten.

Die Kräfte an den Wicklungsköpfen werden soweit sie radial nach außen bzw. innen gerichtet sind von den Stützkörpern bzw. vom inneren Heliumbehälter aufgenommen. Die Achsialkräfte werden von den Stützkränzen auf 34 Zugstäbe, verteilt über den Umfang, übertragen.

Das Gewicht der gesamten Kraftabstützungsstruktur beträgt damit nur rund 5 t.

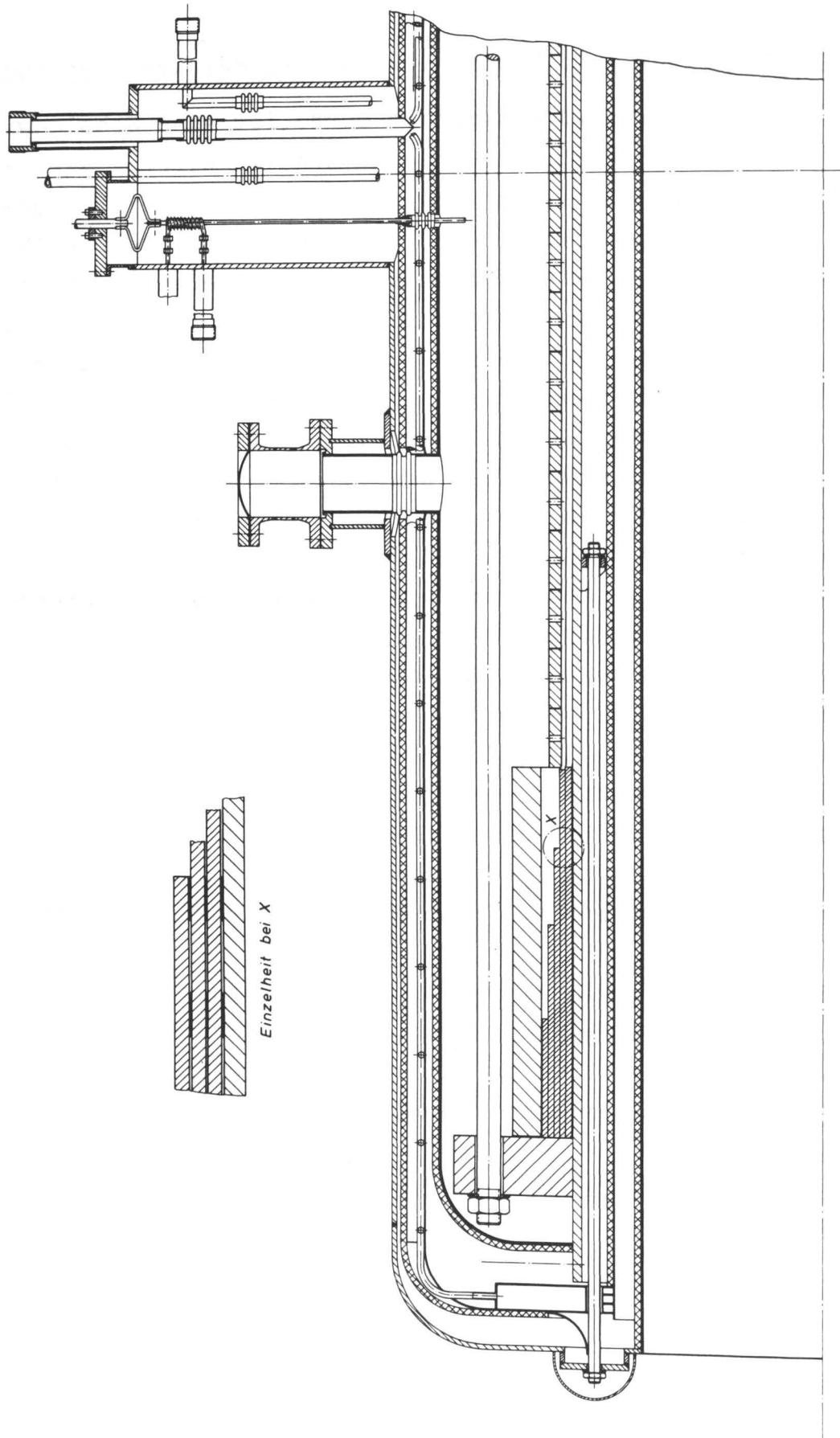


Abb.122: Konstruktiver Aufbau des VEGAS II-Magneten, Seitenans.

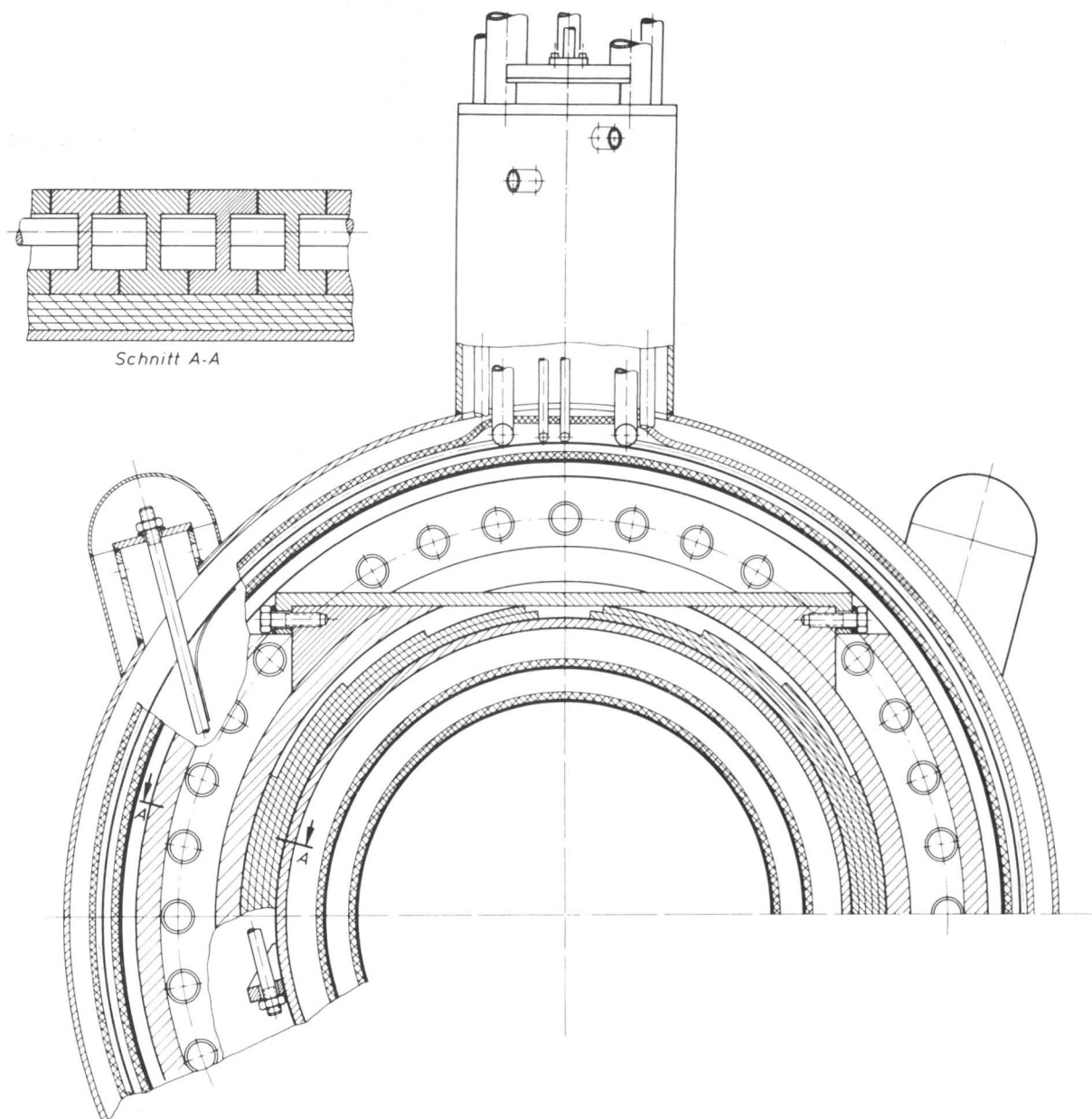


Abb. 123: Konstruktiver Aufbau des VEGAS II-Magneten, Querschnitt

5.3.4 Kryostatkonstruktion

5.3.4.1 Aufbau der Behälter (vergl. Abb. 122 und 123)

Die gesamte in Kap. 5.3.3 diskutierte Kraftabstützung befindet sich innerhalb des LHe-Behälters, der einen Durchmesser von 1280 mm hat. Das darin gespeicherte LHe-Volumen beträgt etwa 600 l. Das auf LHe-Temperatur zu bringende Gewicht von Spulen, Strukturmaterial und LHe-Behälter beträgt rund 11500 kg.

Auf den Heliumbehälter wird im Vakuumraum eine polierte Al-Folie aufgebracht, daran schließt sich ein Strahlungsschild an aus dünnem Kupferblech auf das in der gezeigten Weise Rohrschlangen aufgelötet sind, die LN₂-durchflossen werden. Das gesamte Gewicht dieses Schildes beträgt rund 800 kg.

Auf dem Schild ist eine Superisolation von ca. 10-20 Lagen im Vakuumzwischenraum aufgebracht, danach folgt schließlich der Außenbehälter mit einem äußeren Durchmesser von 1450 mm und 600 mm Bohrung für den Kanal.

Das Gesamtgewicht des Magneten beträgt schließlich 13500 kg.

5.3.4.2 Stromzuführungen

Die Messungen mit dem Argas II-Magneten [9] haben gezeigt, daß bei ausreichender Refrigeratorkühlkapazität auch eine einfache LN₂-gekühlte Stromzuführung ausreicht.

Die Optimierung führt dabei auf

$$\frac{l_{\text{opt}} \cdot I}{F} = 1,1 \cdot 10^6 \text{ A/cm und } 9 \text{ mW/A [14]}$$

mit l_{opt} ... optimaler Länge, I ... Nennstrom und F ... Querschnitt.

Für den Nennstrom von 2000 A wären damit 18 W-Verluste einzuplanen. Die Messungen am Argas-Magneten haben gezeigt, daß die tatsächlichen Verluste nur etwa die Hälfte der theoretisch berechneten betragen, so daß mit max. 10 W zu rechnen ist. Da dieser Wert im Vergleich zur Gesamtkapazität des vorgeschlagenen Refrigerators vernünftig ist, wird eine solche einfache Stromzuführung vorgeschlagen, sie ist aus Abb. 123 zu ersehen.

5.3.4.3 Mechanische Aufhängung der Behälter

Der Heliumbehälter mit dem Gesamtgewicht von 11500 kg wird über 4 Zugstangen vom Außenbehälter getragen (siehe Abb. 123). Dabei ist nahe dem äußeren Ende eine Berührung mit dem Strahlungsschild vorgesehen, so daß die Länge auf der die Temperatur von 4-80 K zunimmt, groß ist.

Stöße und seitliche Verlagerungen werden von Zugstangen zu den Seitenwandungen hin, verhindert.

Zweckmäßigerweise wird das Strahlungsschild von den gleichen Zugstangen mitgetragen.

5.3.4.4 Berechnung der Wärmeverluste

5.3.4.4.1 Verluste LHe-Temperatur

a) Die Wärmeleitungsverluste durch die Aufhängung betragen

$$\dot{Q}_L = \frac{F}{L} \int_{4,2}^{80 \text{ K}} \lambda \cdot dT$$

$$\text{Für Edelstahl gilt } \int_{4,2}^{80 \text{ K}} \lambda \cdot dT = 4,16 \text{ W/cm [13]}$$

Damit folgt für die Zugstäbe á 20 mm Ø : 1,5 W,
für die Achsialstäbe á 15 mm Ø : 0,15 W

b) Die Wärmestrahlungsverluste $\dot{Q}_S$ folgen der Beziehung

$$\dot{Q}_S = F_{He} \frac{\sigma (T_{N_2}^4 - T_{He}^4)}{\frac{1}{\epsilon_{He}} - \frac{F_{He}}{F_{N_2}} \left(1 - \frac{1}{\epsilon_{N_2}}\right)}$$

Durch Belegen des He-Behälters mit polierter Al-Folie wird der Emissionskoeffizient $\epsilon_{He} \doteq 0,05$

Am Kupferstrahlungsschild gilt $\epsilon_{Cu} \doteq 0,5$ wenn keine speziell polierte Oberfläche vorliegt.

Mit der Oberfläche des Heliumbehälters $F_{He} = 25,6 \text{ m}^2 \doteq F_{N_2}$, also ungefähr der des Strahlungsschildes, wird

$$\dot{Q}_S \doteq 2,9 \text{ W}$$

c) Die Restgaswärmeleitung $\dot{Q}_{RG}$ genügt der Beziehung

$$\frac{\dot{Q}_{RG}}{F_{He}} = \lambda_0 \cdot \alpha \cdot \sqrt{\frac{273,2}{T_K}} (T_w - T_K) \cdot p \quad (W/cm^2, K, \mu bar)$$

mit $\lambda_0 = 29,4 \cdot 10^{-6}$ bei LHe -Temperatur, und α der Oberflächenrauigkeit.

Mit der Annahme von $p = 5 \cdot 10^{-6}$ Torr, $\alpha = 1$ (ideal rauhe Oberfläche), $T_K = 4,2$ K, $T_w = 80$ K, folgt

$$\dot{Q}_{RG} = 4,0 \text{ W}$$

d) Gesamtverluste auf LHe -Temperatur

An Verlusten bei 4,2 K liegt gemäß den vorhergegangenen Ausführungen aufgerundet vor

Wärmeleitung:	2,0 W
Wärmestrahlung:	3,0 W
Restgaswärmeleitung:	4,0 W
Stromzuführungen:	10,0 W
gesamt	19,0 W
	=====

5.3.4.4.2 Verluste auf LN_2 -Temperatur

a) Wärmeleitung durch die Aufhängungen

$$\text{Für Edelstahl gilt} \quad \int_{80 \text{ K}}^{300 \text{ K}} \lambda \cdot dT = 34 \text{ W/cm} \quad [13]$$

Damit folgt für die vier Zugstäbe á 20 mm Ø : 21,4 W,
für die vier Achsialstäbe á 15 mm Ø : 12 W

b) Wärmestrahlung:

Durch Aufbringen von ca. 1,3 cm Superisolation (z.B. 10 Lagen "Dimplar") wird der Wärmestrom bei $p < 10^{-5}$ Torr auf $\dot{q} \leq 1,8 \text{ W/m}^2$ reduziert. [12]. Mit $F_{N_2} = 26,9 \text{ m}^2$ folgt somit

$$\dot{Q}_S = 49 \text{ W}$$

c) Verluste an den Stromzuführungen

Es sind praktisch die gesamten Joulschen Verluste der Zuführungen auf LN_2 aufzunehmen, also

$$\dot{Q} = I_{\text{eff}}^2 R$$

Der ohmsche Widerstand der Stromzuführung ist exakt nur nach Ermittlung des Temperaturprofils erfaßbar. Da aber nur der obere Bereich einen Beitrag leisten kann angesetzt werden, daß ca. die halbe Länge 80 K hat. Dann folgt $R = 1,3 \cdot 10^{-4} \Omega$ und

$$\dot{Q} \approx 500 \text{ W}$$

d) Gesamtverluste:

Da die Restgaswärmeleitung bei LN_2 -Temperatur keine Rolle spielt folgt an Gesamtverlusten rund

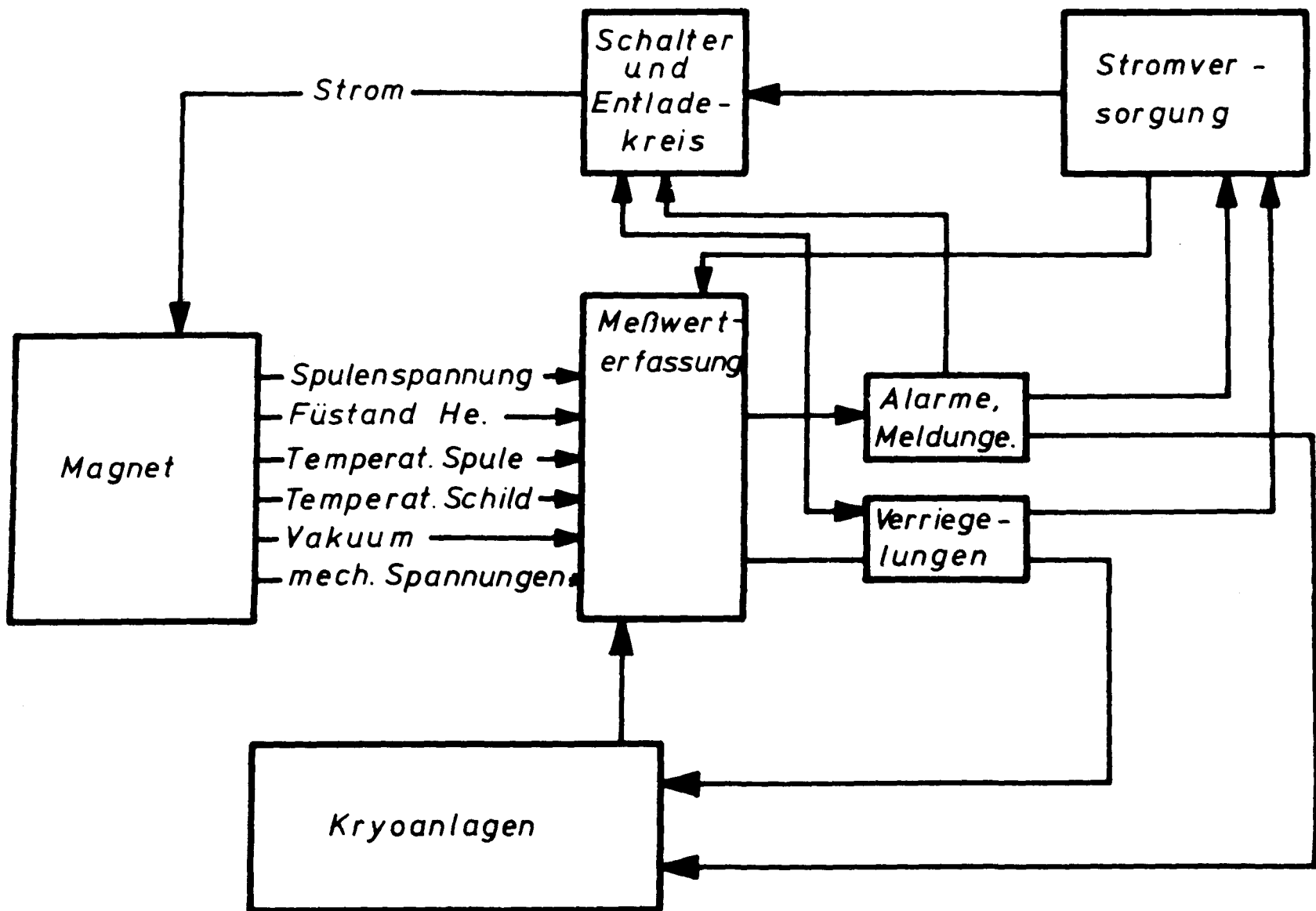
$$\underline{\underline{600 \text{ W}}}$$

5.3.5 Elektronik

Für den Betrieb des Magneten sind eine Vielzahl von Meß-, Regel- und Überwachungskreisen nötig, wobei das Hauptaugenmerk auf die Spulenüberwachung für rechtzeitige Notabschaltungen zu richten ist. In Abb. 124 ist eine kurze Übersicht über die elektrischen Kreise in Form eines Blockdiagramms gegeben. In diesem Schema sind im Detail nur jene Meßgrößen angeführt, die Gebereinrichtungen im Magneten nötig haben. Eine zentrale Datenerfassung sollte die Gebergrößen aller Versorgungsgeräte und Anlagen umsetzen und nebst Registrierung gegebenenfalls an Alarm- und Verriegelungseinrichtungen weitergeben.

Nachdem es sich hier um konventionelle Elektronik handelt, soll nur auf das wesentliche und spezifische für den Magnetbetrieb eingegangen werden.

Abb. 124: Blockschema der elektrischen Schaltkreise für den Magnetbetrieb.



5.3.5.1 Stromversorgungsgeräte

Wie Untersuchungen an einem teilstabilisierten großen Magneten ergeben haben [7], kommt dem Netzgerät mit seinen Regelkreisen große Bedeutung zu, wenn Instabilitäten möglich sind. Bestens bewährt hat sich hierbei ein Gerät bei dem der Strom nicht über ein Motorpotentiometer, sondern elektronisch hochgefahren wird, wobei die Spulenspannung als Gebergröße für die Regelung fungiert, also die einmal eingestellte Zeitkonstante des Hochfahrens konstant gehalten wird. Schwankungen werden mit, in breitem Bereich (sehr schnell bis langsam), einstellbaren Zeitkonstanten ausgeregelt. Dies ist möglich, da eine Thyristorstufe den Hauptstrom und eine schnelle **Transistorstufe einen** Stromanteil bis 75 A trägt. In jedem Fall muß auf geringen Brummspannungsteil geachtet werden. Messungen zeigten, daß sonst beträchtliche Zusatzverluste in der Cu-Matrix auftreten können.

Ein solches Gerät wird unseres Wissens nach bisher nur von der Firma Siemens für 1000 A und 2500 A angeboten. Abb. 125 zeigt stark vereinfacht das elektrische Funktionsschema eines solchen Gerätes.

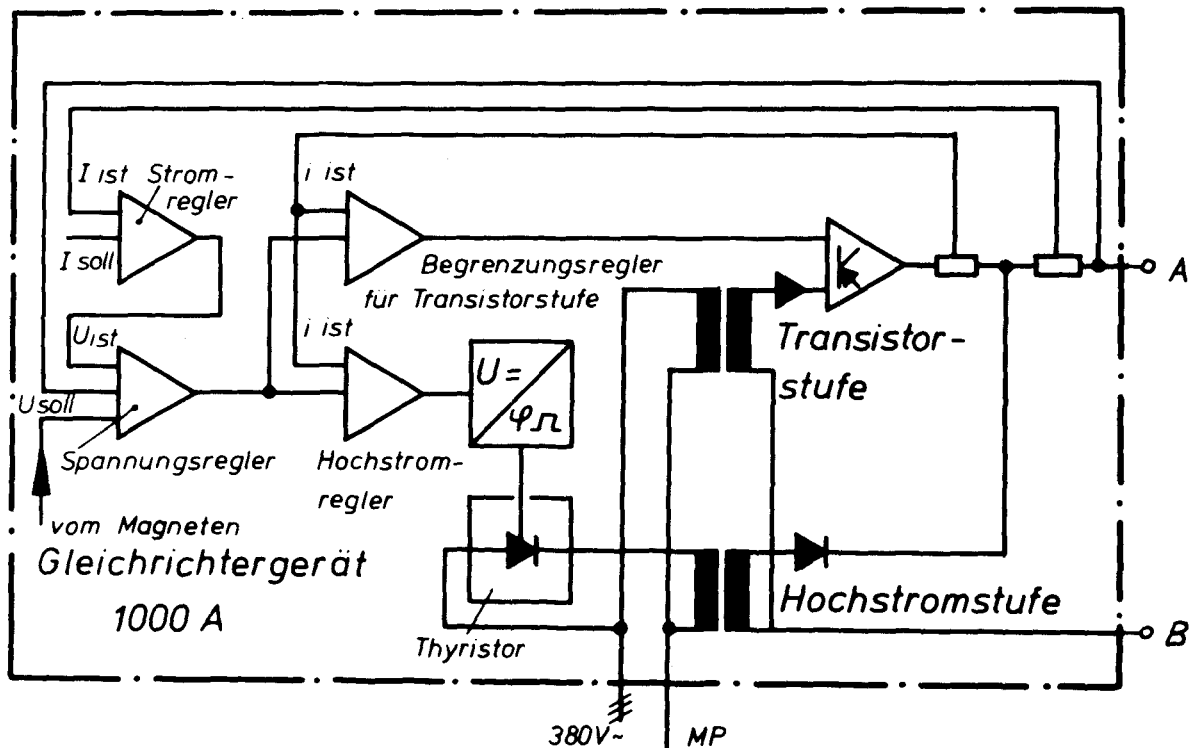


Abb. 125: Blockscha eines Stromversorgungsgerätes für Supraleitermagnete [8]

5.3.5.2 Entladesystem

Ein solches, bei Notabschaltungen schnell ansprechendes System ist unerläßlich. Wie Abb. 126 zeigt, ist es im Prinzip aufgebaut aus einem ansteuerbaren Leistungsschalter mit geringer Schaltzeit, einem Entladewiderstand richtig dimensionierter Größe und einer Spulenüberwachungseinheit, die die Notabschaltungen auszulösen hat.

Wie in Abb. 126 angedeutet, fungiert eine eventuell auftretende Unsymmetriespannung $U_L - U_R = U_{US}$ als Gebergröße für die Spulenüberwachung, da eine solche Spannung nur durch Flußsprünge bzw. partieller Normaleitung von Bereichen auftreten kann. Aufgabe der Spulenüberwachungseinheit ist es, im Fall der Überschreitung einer einstellbaren Schwellspannung U_S nach einer ebenfalls einstellbaren Verzögerungszeit t_v den Leistungsschalter auszulösen,

falls U_S nach t_v noch immer überschritten ist. U_S und vor allem

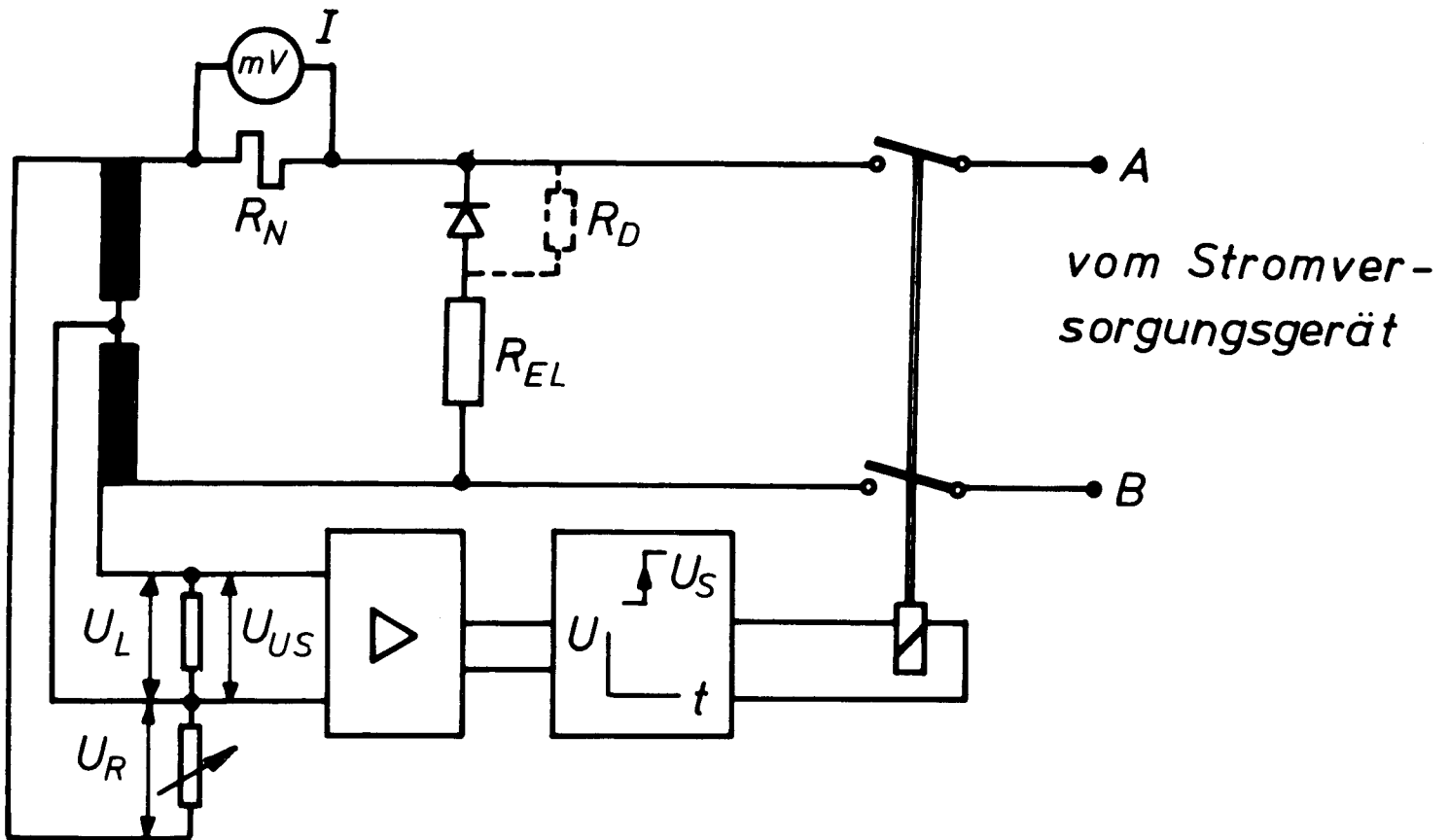


Abb. 126: Entladekreis für Supraleitermagnete

t_v werden für eine vollstabile und eine eigenstabile Wicklung sehr unterschiedlich einzustellen sein. Bei einer vollstabilen Wicklung soll nicht jeder merkliche Flußsprung eine Notabschaltung auslösen, außerdem gibt die große Kupfermenge gewährt, daß keine rasche Temperaturerhöhung bei verzögertem Ansprechen des Schalters auftritt. t_v kann damit relativ groß gewählt werden (~ 1 sec). Bei der eigenstabilen Wicklung muß im Falle eines Quenches sehr rasch ein möglichst großer Teil der gespeicherten Energie ausgekoppelt werden, um die Temperaturerhöhung in Grenzen zu halten. t_v muß also möglichst klein gewählt werden, etwa 100 ms oder weniger, zumal Flußsprünge kaum auftreten dürften, die zu Fehlauslösung führen könnten, eine Feinregulierung kann dann noch mit U_S erfolgen, die in weiten Grenzen, etwa zwischen 5-500 mV einstellbar sein sollte.

In jedem Fall muß die geeignetste Einstellung beim Testbetrieb

des Magneten gefunden werden, da sie von vielen nicht voraus-berechenbaren Faktoren abhängt (z.B. kleine Unsauberheiten bei der Fertigung u.ä.). An den Leistungsschalter werden hinsichtlich Stromtragfähigkeit keine unkonventionellen Forderungen gestellt. Wohl sollte er aber möglichst rasch durchschalten. Da handelsübliche mechanische Schalter aber doch im Bereich von 100 ms Schaltzeit **liegen**, dürfte ein Thyristor-Schaltkreis optimal sein. Die Beherrschung des Stromes von 2000 A stellt dabei kein großes Problem dar.

Der Entladewiderstand mit der Sperrdiode für den Ladevorgang muß exakt für den gewünschten Entladeverlauf, also der Verteilung der Energie zwischen Spule und Entladekreis dimensioniert sein. Generell wäre $R_{EL} \gg R_i$ (R_i -Innenwiderstand der Wicklung) günstig um den größten Teil der Energie auszukoppeln. Dabei ist aber zu bedenken, daß im Schaltaugenblick eine Induktionsspannung $U_{ind} = I \cdot R_{EL}$ auftritt, so daß die Wicklungen, vor allem die Stromdurchführungen, für eine solche Spannung ausgelegt sein müssen. Eine Dimensionierung für den zur Diskussion stehenden Magneten unter Berücksichtigung dieser Faktoren und der zulässigen Spulenerwärmung erfolgt im Kapitel 5.3.7, "Quenchverhalten".

5.3.6 Kryogene Versorgung des Vegas II-Magneten

Der für die Dimensionierung der Komponenten zugrunde gelegte Kreislauf ist in Abb. 127 gezeigt. Er besteht aus einem LHe-Refrigerator-Kreislauf mit Gasbatterie, Kompressorteil, Coldbox und Zwischentank, sowie einem LN_2 -Teil, der ebenfalls als Refrigerator-Kreis ausgebildet sein kann, wie in Kap. 5.3.6.2 noch näher diskutiert wird. Er basiert auf den Erfahrungen wie sie in der KFA am großen Argas-Supraleitersystem gewonnen wurden [9], später dann auch beim Desy-Pluto-Magneten [10] bestätigt wurden. Prinzipiell wäre es auch möglich ohne LN_2 das Auslangen zu finden und den 80 K-Kältekreislauf als einen Teilstrom des He-Refrigerators mit He-Kaltgas auszubilden. Diese Version würde aber einen wesentlich leistungsstärkeren He-Refrigerator erfordern und den Nachteil haben, daß bei Betriebsstörungen und Wartungsarbeiten gegebenenfalls keine Schildkühlung des Magneten möglich wäre. Dadurch würden die Wärmeverluste des Magneten fast

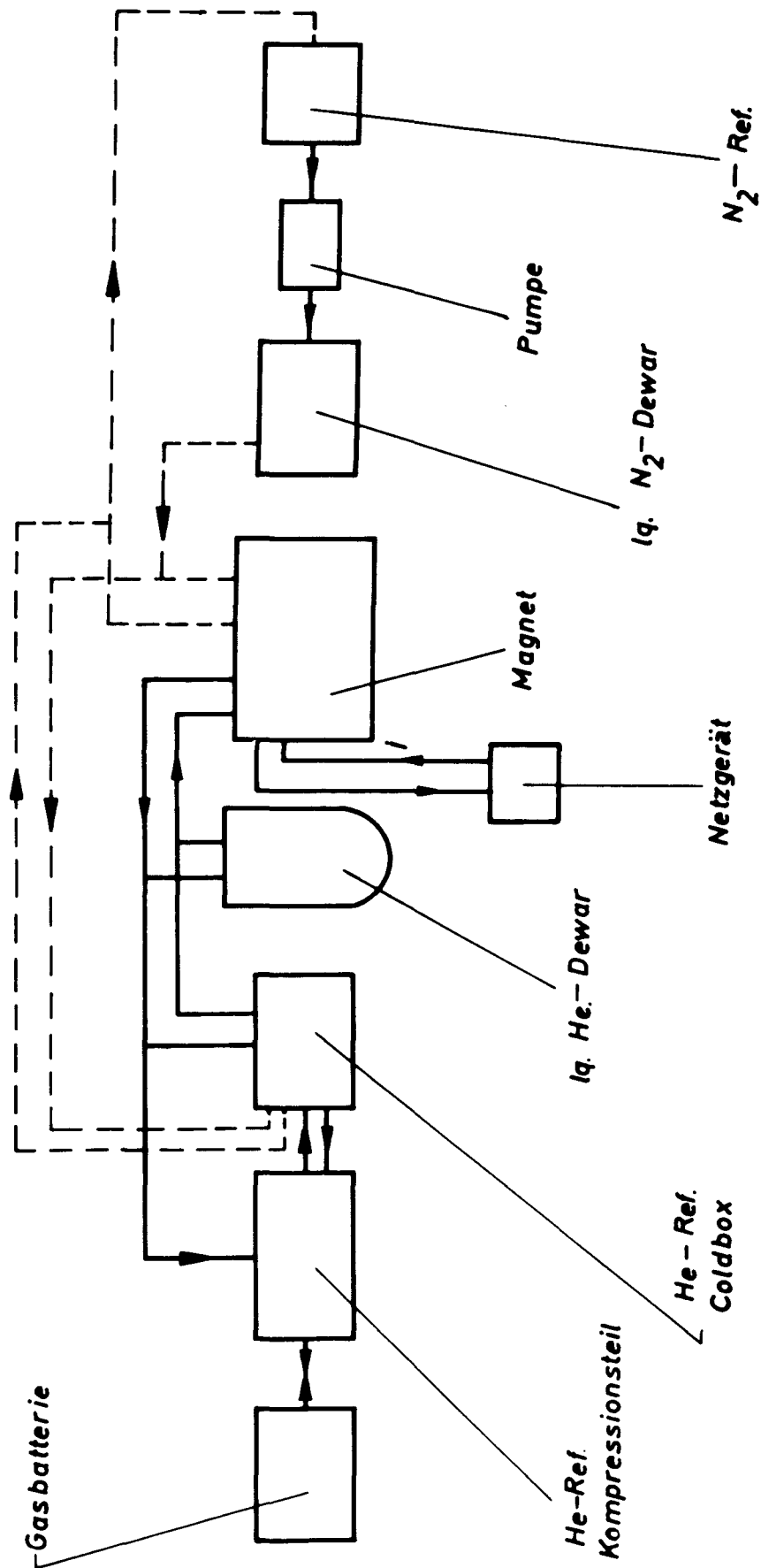


Abb. 127: Prinzipieller Aufbau der kryogenen Versorgung des Supra-leitermagneten.

augenblicklich um eine Größenordnung ansteigen, womit ein weiterer Betrieb durch LHe-Zuspeisung aus dem Zwischentank nur ganz **kurzfristig** möglich wäre.

Aus diesen Gründen wird vorgeschlagen einen Kreislauf von der in Abb. 127 gezeigten Art vorzusehen.

5.3.6.1 He-Refrigerator-Kreislauf

In Kap. 4 wurden die Wärmeverluste des Magneten mit etwa 19 W errechnet. Dazu sind noch bis zu 20 W für das Zuleitungssystem über den Zwischentank vorzusehen. Um bei diesen Werten auch noch über eine ausreichende Überkapazität zu verfügen, die für den Abkühlvorgang, den Ladevorgang mit Zusatzverlusten und dem Nachfüllen in den Zwischentank nach einer Wartung nötig ist, wird eine Kapazität von etwa 100 W vorgesehen. Der aus Gasspeicher, Kompressorteil, Coldbox, Zwischentank und LHe-Transferleitung bestehende Kreislauf ist standardmäßig von der Industrie lieferbar. Detaillierte technisch-kaufmännische Angebote der Firmen Linde AG, München und CTI-Waltham, USA, liegen vor. Die Größe des Zwischentanks richtet sich im wesentlichen nach der gewünschten Überbrückungszeit bei Stillstand des Refrigerators. Standard-Tankabmessungen die in Frage kommen, sind 500, 1000, 1500, 2000 und 2500 l. Rechnet man mit einer max. Stillstandszeit von 24 h, so sind gemäß 19 W Wärmeverluste ein Tankvolumen von 638 l nötig, so daß ein 1000 l-Tank vorgeschlagen wird. Von Wichtigkeit sind die Umschaltmöglichkeiten zwischen Coldbox, Tank und Magnet die durch Kaltventile bewerkstelligt werden müssen. In Abb. 128 ist eine Schaltung gezeigt, die folgende Möglichkeiten der He-Stromführung ergibt:

1. Von der Coldbox in den Tank, vom Tank (gefüllt) in den Magneten und vom Magneten direkt zurück zur Coldbox.
2. Von der Coldbox in den Tank und vom Tank direkt zurück zur Coldbox - Magnet nicht gespeist.
3. Von der Coldbox direkt zum Magneten und von dort direkt zurück - Tank nicht gespeist.

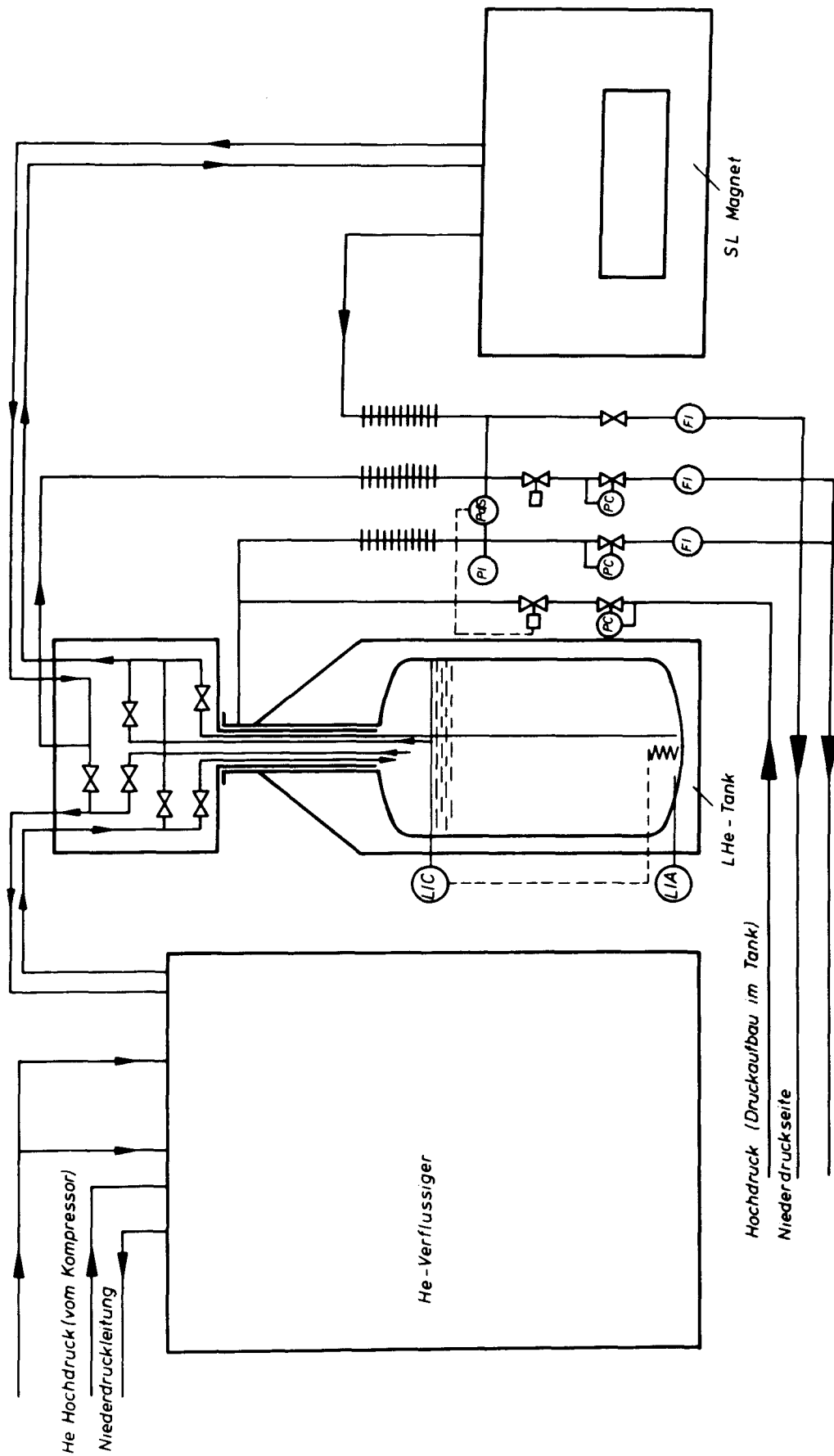


Abb. 128: Optimale Beschaltungsmöglichkeit eines Supraleitermagneten bei Refrigeratorspeisung über einen Puffertank

Um im thermischen Nichtgleichgewichtsfall einen überproportionalen Rückgas-Massenstrom durch die Wärmetauscher zu vermeiden, sind sowohl am Magneten als auch am Ventilkopf Umgehungsleitungen mit Rippenrohr-Anwärmstrecken von Vorteil, die einen einstellbaren Teilstrom direkt zur Kompressorseite zurückführen. Abb. 128 zeigt deshalb die für den He-Refrigerator-Kreislauf vorzusehende Leitungsführung etwas detaillierter [11]. Die Hochdruck-Gas-speicher sollen in der Lage sein bei einer längeren Betriebsunterbrechung die gesamte im Kreislauf befindliche Heliummenge zu speichern. Der Rückverdichtungsdruck der meisten Kompressoren liegt bei 150 bar, so daß für die im Kreislauf befindliche Gesamtmenge von 1600 l LHe Drucktanks mit 8 m³ Gesamtvolumen vorzusehen sind. Die Aufstellung kann auch in einiger Entfernung von den Kompressoren, etwa im Freien erfolgen. Die Förderleistung der Rückverdichtungskompressoren muß ausreichend sein, um die bei einer Abschaltung auftretende Verdampfungs-menge pro Stunde zu decken. Geht man wieder von den gesamten Wärmeverlusten von 19 W aus, so sind 19 Nm³/h nötig. Aus Sicherheitsgründen wird eine etwa doppelt so große installierte Förderleistung vorgeschlagen, also 40 Nm³/h.

Von Bedeutung ist auch, daß der Magnet vom Refrigerator in einem vernünftigen Zeitraum (≤ 200 h) kaltgefahren werden kann. Dazu ist auch auf eine entsprechende Dimensionierung der LN₂-Wärmetauschers zu beachten, da in der ersten Kaltfahrperiode die gesamte Kühlleistung nur darin aufgebracht werden kann.

5.3.6.2 LN₂-Versorgung.

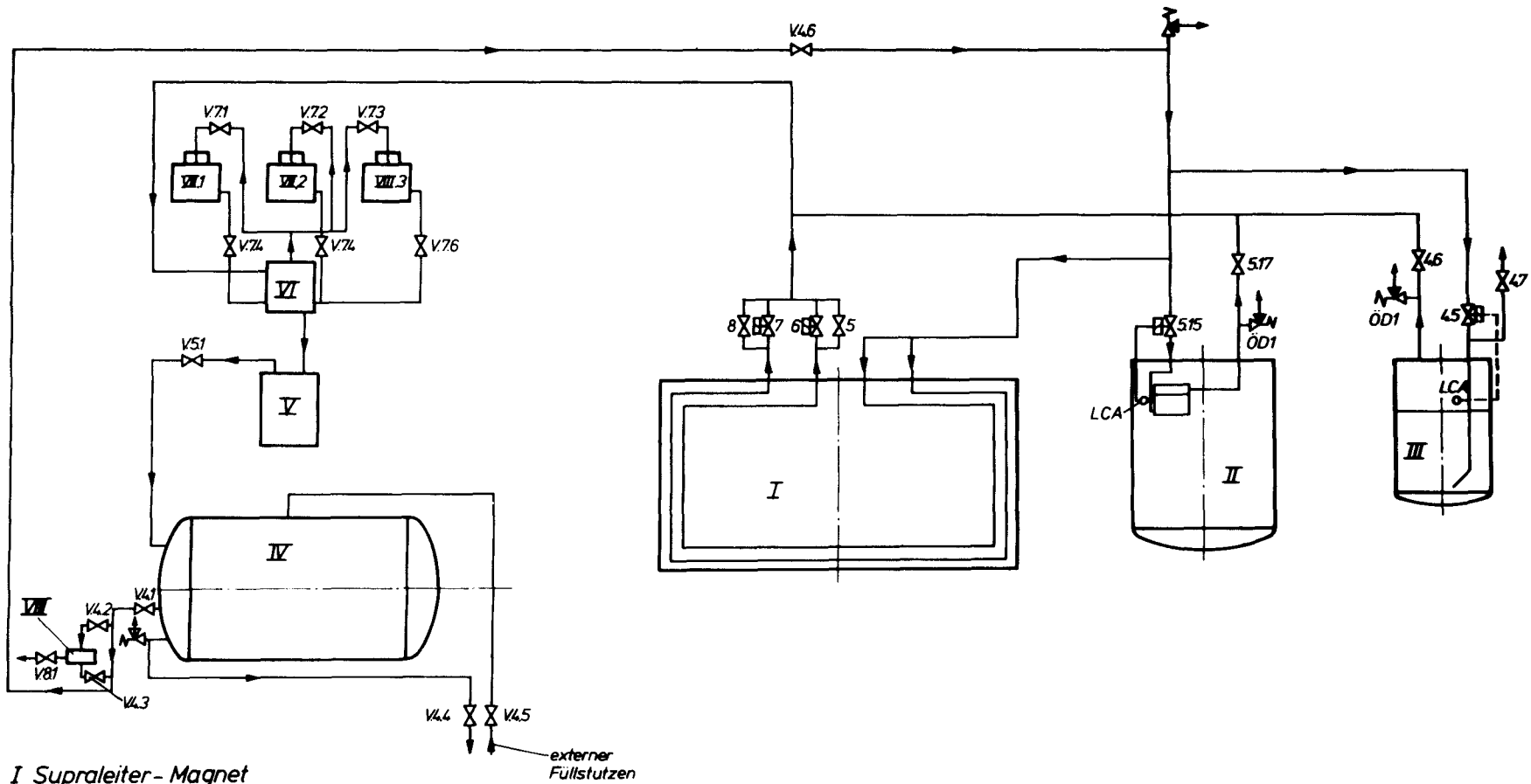
In Abb. 127 wurde bereits angedeutet, daß das Strahlungsschild des Magneten, die erste Kühlstufe der He-Refrigerator-coldbox, sowie die Reiniger des He-Refrigerators mit LN₂ gespeist werden, wobei in der Abb. 127 ein geschlossener Refrigerator-Kreis auch für N₂ vorgeschlagen wird.

Die Ökonomie eines geschlossenen N₂-Kreislaufs ist allerdings abhängig von der vorgesehenen Gesamtbetriebszeit der Anlage. Die Kosten des Refrigerator-Kreislaufes mit den elektrischen Betriebskosten sind in Relation zu den Kosten eines großen LN₂-Speichertanks und den LN₂-Kosten bei einem abgeschätzten Gesamt-

verbrauch von 24 l/h (14 l für die 600 W-Verluste und 10 l für den Refrigerator) zu setzen. Sollten hierbei keine wesentlichen Unterschiede auftreten, so ist ein offenes System mit Anlieferung von LN_2 in Großtank-Fahrzeugen wegen der Einfachheit zu bevorzugen. Eine parametrische Abschätzung dazu wird in Kap. 9 durchgeführt, sie zeigt, daß ein geschlossenes N_2 -Refrigeratorsystem ab 3000 Betriebsstunden pro Jahr kostengünstiger ist.

In Abb. 20 wird ein N_2 -Refrigerator-Kreislauf in seiner Leitungsführung gezeigt, welche sich beim Argas-Magnetsystem bewährt hat [9], und gegebenenfalls auch hier eingesetzt werden könnte. Die Zahlenwerte an den Komponenten entsprechen bereits Größen wie sie sich für das Vegas II-Magnetsystem als notwendig erweisen würden.

Abb. 129: Schema eines N_2 -Refrigeratorkreislaufes für den Magnet-
betrieb [9].



I Supraleiter - Magnet

II He - Kälteapparat

III He - Reiniger

IV LN_2 -Tank 3000L

V LN_2 -Pumpe 5 atü / 10 L/min

VI Seperator

VII Kryo-Generator ~ 4 kW / 77 K

VIII LN_2 -Filter

5.3.7 Quenchverhalten

Die Möglichkeit, daß eine Notabschaltung erforderlich wird, kann nie ausgeschlossen werden. Bereits in Kap. 5.3.5.2 wurde die prinzipielle Schaltung der Spulenüberwachung und des Entladekreises diskutiert. In diesem Kapitel soll aufgezeigt werden, wie groß in Abhängigkeit des Entladewiderstandes R_{EL} der im Innern der Spulen und im Entladekreis dissipierende Energieanteil ist und mit welchem Temperaturanstieg der Wicklung zu rechnen ist. Dabei soll wiederum sowohl der Fall der eigenstabilen als auch der der vollstabilen Wicklung betrachtet werden. Für das Rechenmodell sind die Temperaturabhängigkeiten des Widerstandes R_i und der spezifischen Wärme des Kupfers zu berücksichtigen. Der Berechnung liegt demnach folgendes Grundgleichungssystem zugrunde:

$$\begin{aligned} L \cdot \frac{di}{dt} + [R_{EL} + R_i(t)] \cdot i &= 0 \\ m_{cu} \cdot \int_0^\tau c_{cu}(T(t)) \cdot dt &= \int_0^\tau i^2 \cdot R_i(t) \cdot dt \\ R_i(t) &= \rho(T(t)) \cdot \frac{L}{A} \end{aligned}$$

Bekannt ist dabei aus Tabellen der Verlauf von $\rho(T)$ und $c_{cu}(T)$. Abb. 130 und 131 zeigen die Ergebnisse. In Abb. 130 sind die in der Wicklung und die im Außenwiderstand im Verlauf der Zeit vernichtete Energie Q_i und Q_a angeführt, jeweils für eigenstabile und vollstabile Wicklung. In Abb. 131 ist der Temperaturverlauf in der Wicklung als Funktion der Zeit wiedergegeben. Man erkennt den Vorteil der vollstabilen Wicklung bei der die Wahl des Außenwiderstandes kaum kritisch ist. Bei der angegebenen Konstruktion mit eigenstabiler Wicklung sollte wohl ein Entladewiderstand von 5-10 Ω vorgesehen werden, um die Temperaturerhöhung auf etwa LN_2 -Temperatur zu begrenzen. Die auftretende hohe Spannung (~ 20 kV) an den Stromzuführungen ist in der Konstruktion zu berücksichtigen.

Es muß zum Abschluß noch betont werden, daß das Modell aber pessimistische Werte liefert, da keine Wärmeabfuhr an die Umgebung (Kryostatwände, He) berücksichtigt wurde.

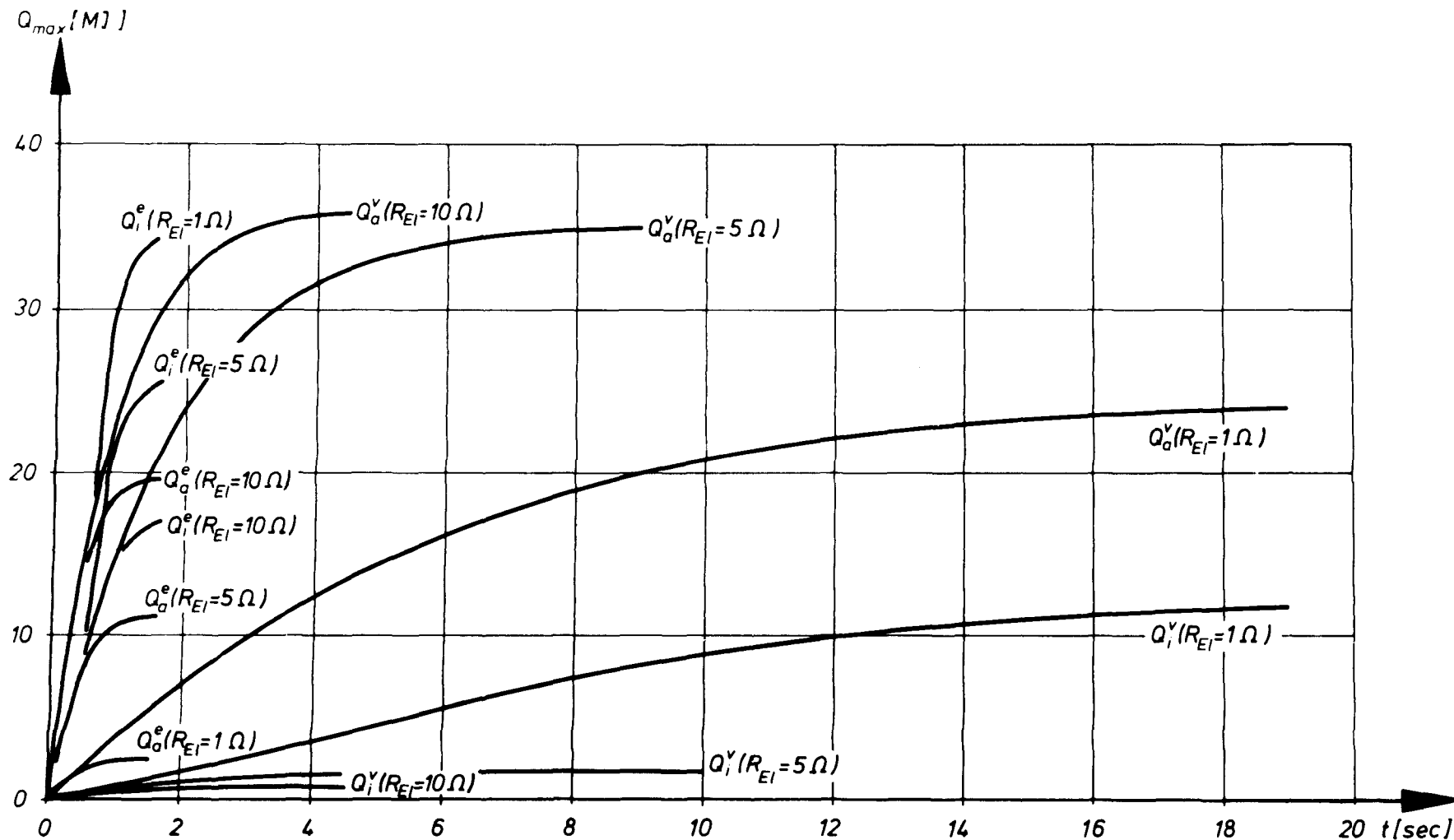


Abb. 130: Verlauf der dissipierenden Energien im Vegas II-Magneten als Funktion der Zeit.

- Q_i^e ... im Spuleninneren dissipierender Anteil bei eigenstabiler Wicklung
- Q_a^e ... im Entladewiderstand R_{EL} umgesetzter Energieanteil bei eigenstabiler Wicklung
- Q_i^v ... im Spuleninneren dissipierender Anteil bei vollstabiler Wicklung
- Q_a^v ... im Entladewiderstand umgesetzter Energieinhalt bei vollstabiler Wicklung

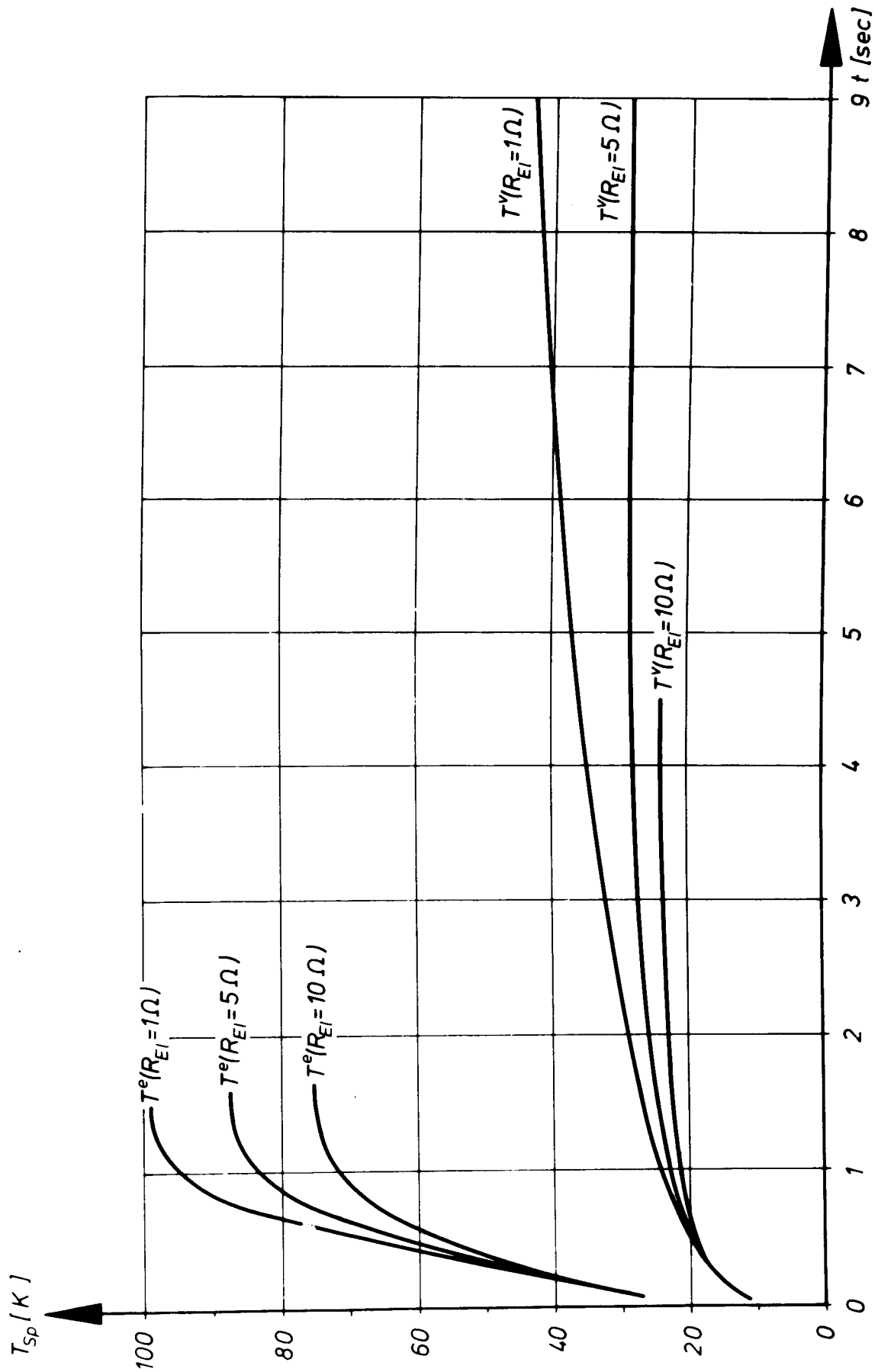


Abb. 131: Temperatur der Supraleiterspulen des Vegas II-Magneten nach einem Quench, als Funktion für verschiedene Entladewiderstände R_{EL} und eigenstabiler ("e"), bzw. vollstabiler ("v") Wicklung.

5.3.8 Aufstellungsplan und Angaben zum Installationsbedarf

Eine erste Abschätzung dazu wurde bereits früher erstellt [14]. Nachdem die Konstruktion gezeigt hat, daß die damals gemachten Annahmen für Tank und Refrigeratoren zutreffen, kann dieser Aufstellungsplan mit wenigen Änderungen (Magnetgröße, Netzgerät) übernommen werden. Abb. 132 zeigt die Anordnung mit den eingetragenen Hauptabmessungen, sowie den Bedarf an elektrischer Energie und Kühlwasser. Für die Fundamentierung ist auch noch das Gewicht der Komponenten abgeschätzt worden.

5.3.9 Kostenabschätzung

Angaben können exakt nur zu den Materialkosten für den Magneten sowie aufgrund vorliegender Richtpreisangebote zu den Kälteversorgungssystemen gemacht werden.

Ein wesentlicher Teil der Gesamtkosten des Magneten wird von der bauausführenden Firma für Entwicklungs- und Ingenieurkosten veranschlagt werden. Die in Tabelle 9.1 gezeigte Abschätzung kann deshalb nur einen Richtwert liefern.

Tabelle 9.1: Abschätzung der Kosten des Vegas II-Magnetsystems		
Supraleiterkosten: 45 km für 2000 A mit 12 DM/kAm ...	1080	TDM
Strukturmaterial, Kryostatmaterial 10,5 t, mit 12 DM/kg	126	TDM
Sonstige Materialien für den Magneten	200	TDM
Fertigungskosten der Spulen (~ 10 % d. Drahtkosten)	108	TDM
Fertigungskosten des Kryostaten	100	TDM
Erstellungskosten des Magneten	1614	TDM
Engineering und Entwicklung ~ 60 %	968	TDM
Magnet-Gesamtkosten	2582	TDM
He-Kälteanlage mit Leitungen und Software	700	TDM
Rückverdichtungskreislauf mit HD-Speicher	60	TDM
Stromversorgung für Magnet und elektrische Überwachung	300	TDM
Gesamtkosten ohne LN_2 -Versorgung	3642	TDM

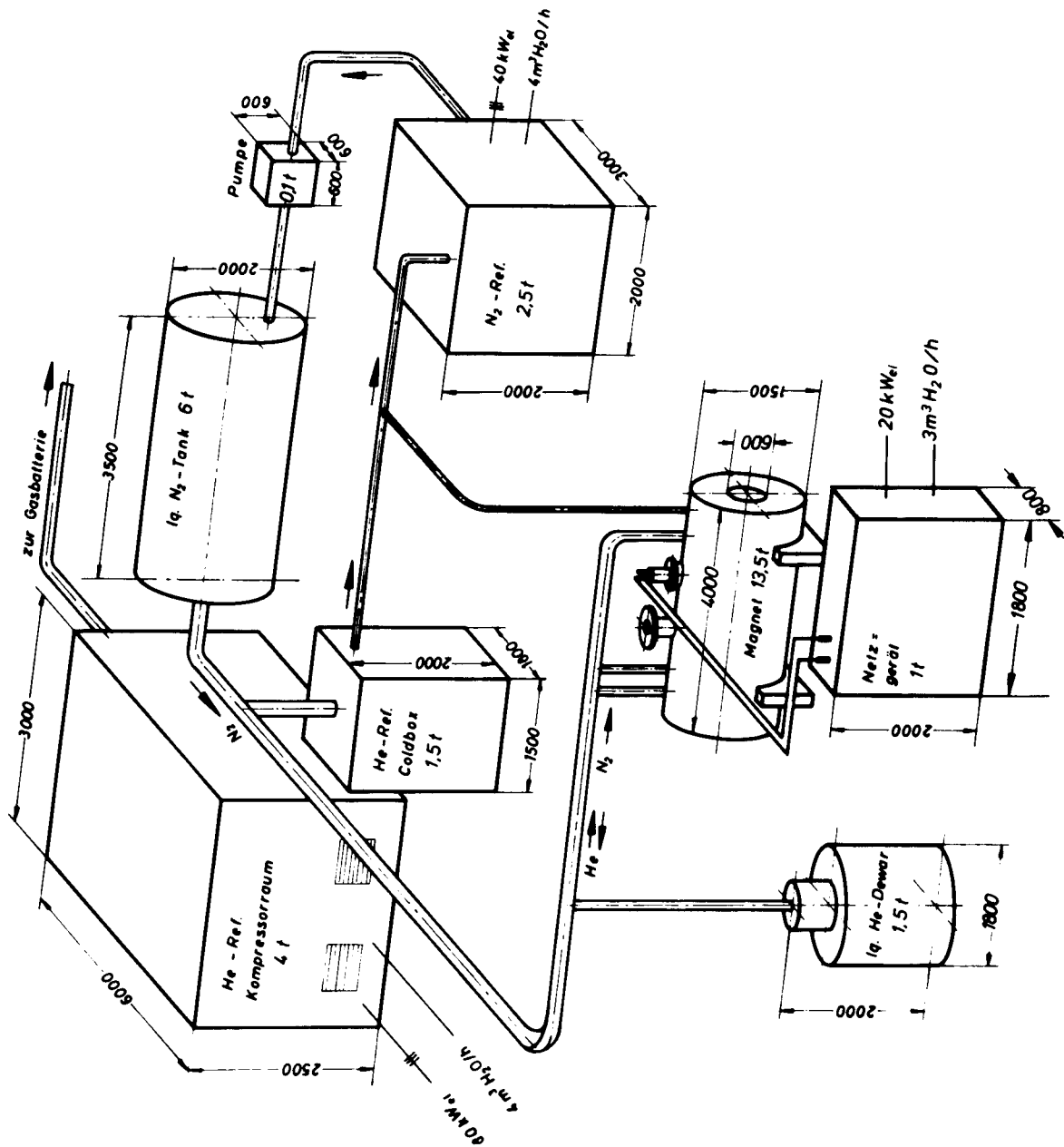


Abb. 132 :Aufstellungsplan des Supraleitermagneten mit kryogener und elektrischer Versorgung.

Vergleich der L-N₂-Versorgung als Refrigerator bzw. als offenes System

a) Refrigerator

Für 600 W/77K und 10 l/h ist unter Einbeziehung von Leitungsverlusten eine 4 Zylindermaschine vorzusehen:

4-Zylinder LN ₂ -Stirling Maschine	120 TDM
3000 l-LN ₂ -Tank	40 TDM
LN ₂ -MD-Pumpe	15 TDM
Leitungen, Ventile, Meßgeräte	55 TDM
Montagearbeiten	20 TDM
Installationskosten	250 TDM
Betriebskosten: 40 kW à 0,05 DM/kWh	2 DM/h

b) offenes System, bestehend aus Großtank mit Druckaufbau, Leitungen und Ventilen für 30 l/h inklusive Leitungsverluste

5000 l LN ₂ -Tank	60 TDM
Leitungen, Ventile, Montage	40 TDM
Installationskosten	100 TDM
Betriebskosten für 30 l LN ₂ /h (0,4 DM/l)	12 DM/h

Die Mehrkosten für die Installation des Refrigerators betragen rund 150 TDM, dafür sind beim offenen System 10 DM/h mehr an Betriebskosten aufzuwenden. Legt man eine 5jährige Abschreibung zugrunde, so sind jährlich 30 TDM anzusetzen, woraus folgt, daß das Refrigeratorsystem erst bei Jahresbetriebszeiten von ≥ 3000 h wirtschaftlicher ist.

Die Gesamtkosten des Magnetsystems inklusive aller Versorgungsanlagen liegen demnach bei knapp 4 Mill. DM.

5.4 MHD-Kanal

5.4.1 Konstruktive Auslegung des 30 MW (thermisch) - Kanals

Die konstruktive Auslegung basiert auf den Erfahrungen, die mit den in diesem Bericht schon ausführlich beschriebenen Kanälen für die VEGAS-I-Anlage und darüber hinaus mit der ARGAS-Anlage gemacht wurden. Die Leistungsgröße für diesen Kanal mit einer thermischen Leistung von 30 MW liegt zwar deutlich über derjenigen der schon erwähnten Kanäle, aber trotzdem weichen die geometrischen Verhältnisse nicht soweit von den kleineren Kanälen ab, als daß nicht noch auf die Konstruktionsprinzipien zurückgegriffen werden könnte. Unterschiede in der Bauform, bedingt durch Größenveränderungen wirken sich speziell an den Isolatoren aus, wo mit Rücksicht auf die thermischen Beanspruchungen keine so großen Einheiten eingesetzt werden können und aus diesem Grunde eine Aufsplitterung in einzelne Segmente erfolgen muß, die eine, zwar geringfügige, konstruktive Veränderung gegenüber dem Konzept der VEGAS I-Anlage bedeutet.

Die Auslegungsgröße für den Kanal folgt der Auslegungsrechnung. Auf einige Gesichtspunkte mehr allgemeiner Natur für die Auslegung des MHD-Generators muß eingegangen werden. So sind aus zwei Gründen möglichst hohe Wandtemperaturen im Kanal anzustreben; Einmal wird durch hohe Wandtemperaturen die für den Wärmeübergang von Gas an die Wand wesentliche Temperaturdifferenz kleiner, damit gelingt es, die thermischen Verluste in Grenzen zu halten. Entscheidender ist aber wohl die durch kalte Elektrodenwände direkt beeinflusste spezifische Energiewandlung im MHD-Generator, hervorgerufen durch den Elektrodenfall bei zu kalten Elektroden. Um diese Verluste zu begrenzen, muß die Oberflächentemperatur bei mind. 1300 K liegen.

Nun steht natürlich die Forderung nach möglichst hohen Innenwandtemperaturen im Kanal den technischen Möglichkeiten in dieser Richtung direkt entgegen, da die Werkstoffe sehr bald eine technologische Grenze setzen. Beginnen wir mit den Isolationseigenschaften der Isolatoren, die bekanntlich mit zunehmender Temperatur stark abnehmen, wie die Abb. 133 zeigt.

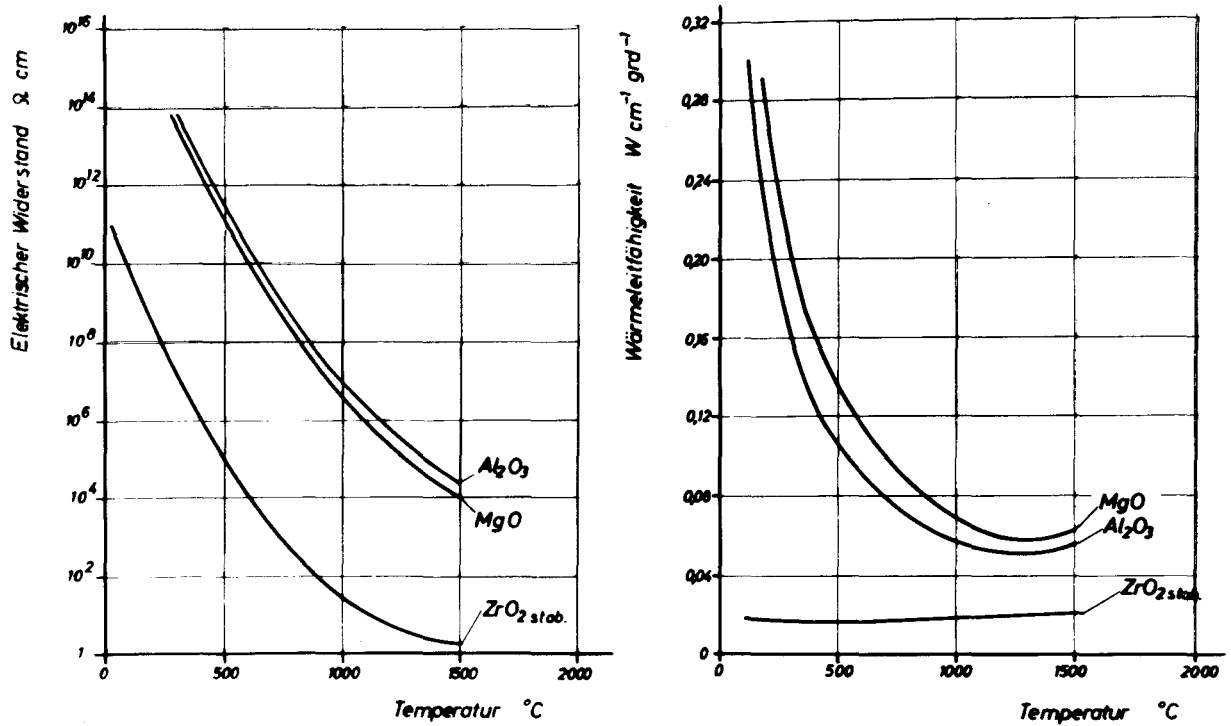


Abb. 133: Isolationseigenschaften einiger Keramikmaterialien für den Einsatz in offenen MHD-Kanälen in Abhängigkeit von der Materialtemperatur (4) .

Für die Isolatoren stellt der Verlust der Isolationseigenschaft die eigentliche Einsatzgrenze dar, während sie mechanisch durchaus auch mit höheren Temperaturen belastbar sind. Gemessene Werte liegen vor bis zu 1500°C Isolator-temperatur, entsprechend enden die Leitfähigkeitskurven an diesem Punkt.

Nach den bisherigen Erfahrungen, siehe Abschnitt 3, kann Magnesiumoxyd mit ca. 15 bis 20% Porosität als das zweckmäßigste Belastungsmaterial angesehen werden. Um die Steine gegen Überhitzung zu schützen erfolgt die Kühlung bei den Decken- und Bodensteinen von der Rückseite und bei den Isolatoren zwischen den Elektroden, von den seitlichen Elektroden her.

Die Auslegung dieser Kühlung erfolgt so, daß die Oberflächen-temperatur bei ca. 1500 bis 1700 K zwischen den Elektroden und bei ca. 2300 K an den Isolatorwänden liegt. Die Halterung der Isolatoren erfolgt durch schmale Stege, die in die Nuten der Steine bei den Decken- und Bodenisolatoren ragen, während für die Halterung der Steine zwischen den Isolatoren zylindrische Stäbe, angeordnet in Nuten der Elektroden und den benachbarten Isolatoren, Sorge tragen.

Für die Elektroden wird der sogenannte "halbwarme" Typ verwendet, d.h. Elektroden aus Metall, wobei auch hier auf die Erfahrungen von VEGAS I zurückgegriffen wird. Auf einen Träger aus austenitischen Stahl des hitzebeständigen Typs 1.4541, wird eine Panzerung, bestehend aus der Kobaltbasislegierung Haynes 25 oder Vakumelt ATS 115 entsprechend Werkstoffnummer 2.4967, aufgebracht. Für die Aufbringung besteht einmal die Möglichkeit, dünne Platten auf die die Kühlkanaäle enthaltenden Elektrodenträger aufzuschweißen, ein Verfahren, daß bei VEGAS I praktiziert wurde, oder eine Schicht per Auftragsschweißung oder Spritzverfahren aufzubringen. Aus Fertigungsgründen werden die Elektroden mit einer einheitlichen Höhe ausgeführt, so daß der zu Anfang quadratische Querschnitt zum Kanalende hin in einen Rechteckquerschnitt übergeht. Das Kanalgehäuse muß dem relativ geringen Betriebsdruck von 4 bar standhalten und dabei möglichst kompakte Außenabmessungen des Generators ergeben, um so die Öffnung im Magnet nicht unnötig zu vergrößern. Da die Kanalabmessungen als Rechteckquerschnitt vorgegeben sind, liegt es nahe, auch außen die zwar im Hinblick auf eine Druckbelastung ungünstige Rechteckform zu wählen. Ein weiterer Gesichtspunkt für diese Gehäuseform wird durch die Forderung nach einer leichten Zerlegbarkeit des Gehäuses gegeben, denn es ist in jedem Fall für die Kanaleinbauten mit einem mehr oder weniger starken Verschleiß zu rechnen.

Gelöst werden kann dieses Problem durch die Aufteilung des Kanals in vier komplette Einzelwände, jeweils bestehend aus den Einbauten der Außenwand, die dann leicht zur Gesamteinheit zusammengesetzt werden können. Der konstruktive Aufbau des Kanals ist in Abb. 134 gezeigt.

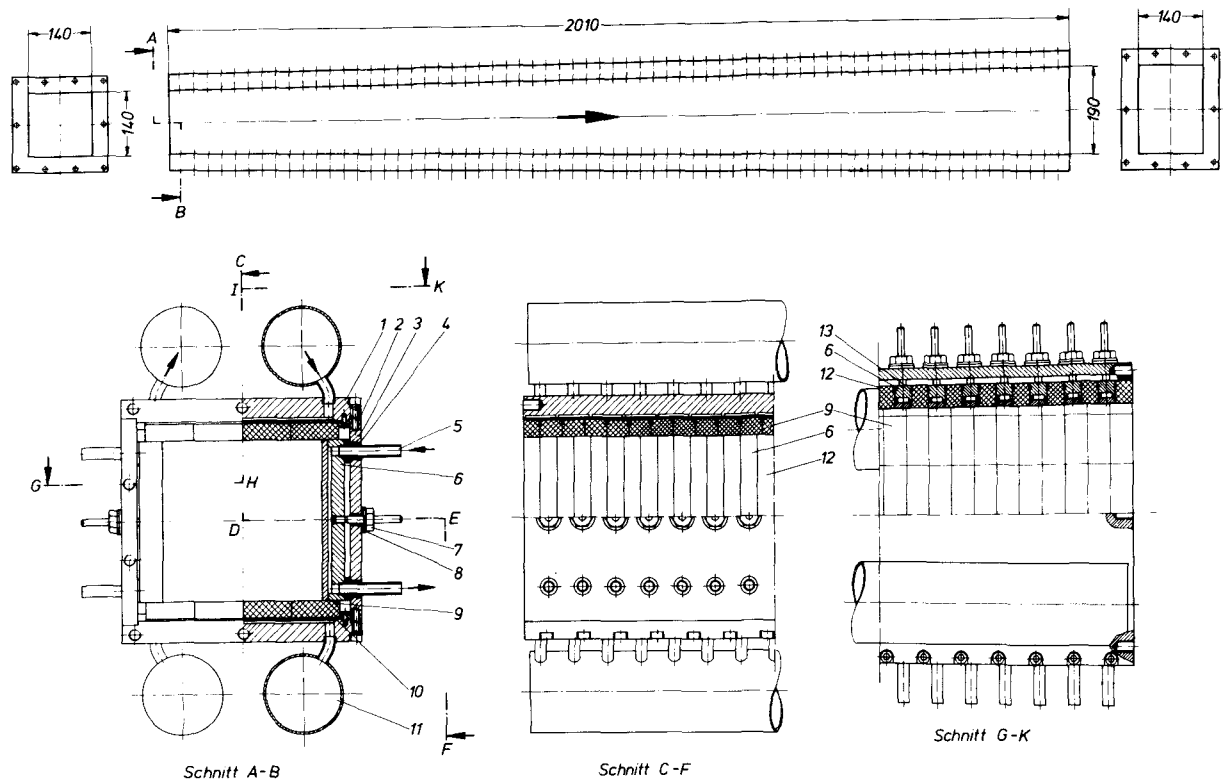


Abb. 134: Konstruktiver Aufbau des Kanals für 30 MW (thermisch)

Als Gehäusewerkstoff wird der austenitische Stahl nach Werkstoff-Nr. 1.4541 vorgesehen, Die Anschlüsse für die Kühlung und die Elektroden werden direkt an den Wandungen entlang geführt, um einen möglichst kompakten Gesamtaufbau und damit eine kleine Magnetöffnung zu erreichen, denn diese geht direkt in die Magnetkosten ein. Um eine gute Montagemöglichkeit für den Kanal zu besitzen, wird folgendes System gewählt: Ein T-Träger aus unmagnetischem Material, mit einer Länge von ca. 4400 mm, wird in der Magnetöffnung so befestigt, daß die Schenkel des T-Profiles als Auflager für Rollenfahrwerke dienen. Der Kanal hängt an mindestens drei Punkten, in den Fahrwerken und kann somit leicht bewegt werden.

Eine fahrbare Montagevorrichtung, die ein T-Profil gleicher Abmessung und gleicher Höhenlage besitzt, würde den Ein- bzw. Ausbau des Kanals und der anschließenden Leitungen problemlos gestalten.

5.4.2 Verdampfungsstrecke

Der MHD-Kanal besitzt eine Länge von 2060 mm. Der in Kapitel 5.3 beschriebene SL-Magnet hat jedoch eine Baulänge von ca. 4000 mm. Diese Länge resultiert aus der Forderung nach einer Feldinhomogenität von max. 5% im Bereich des MHD-Kanals. Wegen der unterschiedlichen Abmessungen von Kanal und Magnet ist es erforderlich, zwischen Brennkammer und Kanal ein Zwischenstück einzusetzen, da die Brennkammer wegen ihrer Abmessungen nicht im Luftspalt des Magnetes untergebracht werden kann.

Dieses Zwischenstück besteht aus zwei gleichartigen Segmenten von 600 mm Länge. Der lichte Querschnitt von $140 \times 140 \text{ mm}^2$ entspricht dem Eintrittsquerschnitt des Kanals. Um die Wärmever-

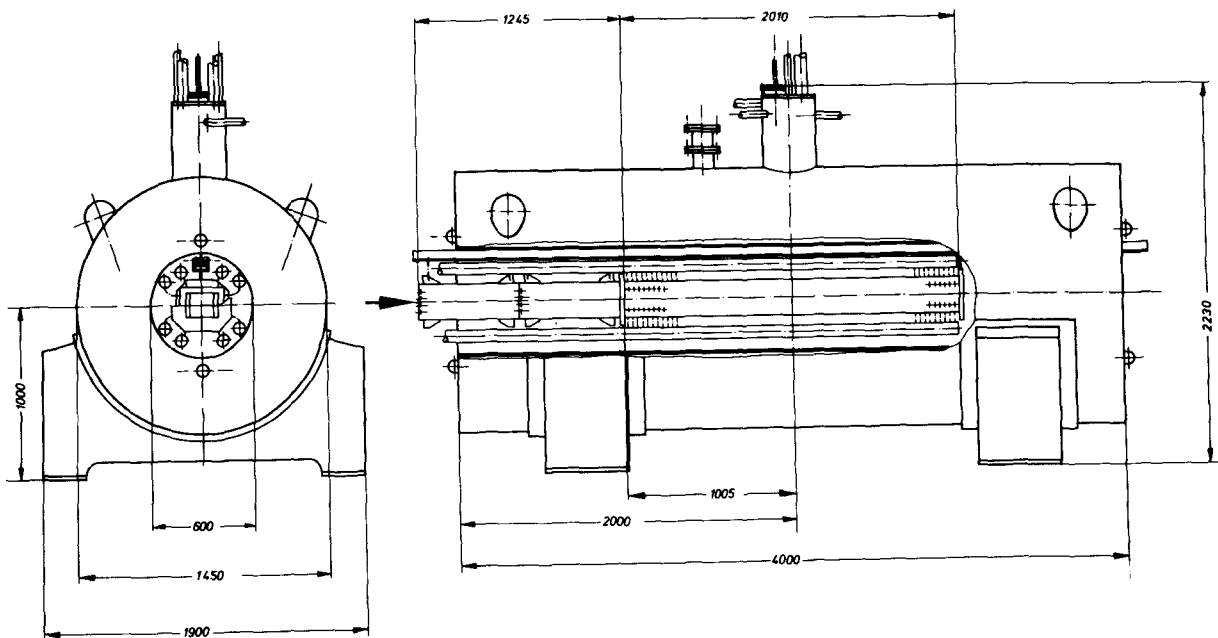


Abb. 135: Montage des Kanals mit den Einlaufstrecken im Supraleitermagnet

luste möglichst klein zu halten und um nicht verdampfte Saaterialbestandteile, die aus der Brennkammer eingeschleppt werden, zu verdampfen, werden die Wandungen aus keramischem Material hergestellt. Die Kühlung der Keramik erfolgt durch das im VA-Gehäuse liegende Wasserkühlsystem. Die Dicke der MgO-Steine ist so ausgelegt, daß die Oberflächentemperatur ca. 2000°C betragen wird. Aufbau und Halterung der Steine entsprechen der Version wie sie für Decke und Boden des MHD-Kanals gewählt wurden. Die beiden Einlaufstrecken sind vertauschbar. Um eine Demontage ohne Kanalausbau zu ermöglichen, werden die Strecken mittels Laufkatzen an dem T-Träger aufgehängt, der auch zur Halterung des MHD-Kanals dient. Die Verbindung mit dem Kanal geschieht mittels Stehbolzen, wie in Abb. 135 angedeutet. Die zu erwartenden Wärmeverluste in der Einlaufstrecke liegen bei ca. 35 W/cm^2 . Auf die gesamte Verdampfungsstrecke bezogen sind dies 0.85 MW, die dem Gasstrom bis zum Eintritt in den Kanal entzogen werden.

5.7 Kostenschätzung der Datenerfassung für die Vegas II-Anlage

Im folgenden soll versucht werden, Rechnerausstattung und Kosten für 3 verschiedene stufenweise aufgebaute EDV-Aufgaben anzugeben. Dabei ist angenommen, daß VEGAS II ohnehin mit einer konventionellen Registriereinrichtung versehen wird und daß von der Meßwertgeberseite deshalb kaum zusätzliche Kosten entstehen werden.

5.7.1 Unkonventionelle Meßtechnik

3 Gastemperaturmeßstellen á DM 10.000,-	DM 30.000,-
30 Kanäle (Elektrodenpaare); die anderen 30 können z.B. mit Relais langsam und alternierend auf die Analogeingänge geschaltet werden; Anpassungskosten á DM 1.500,-	DM 45.000,-
1 Pyrometer (mit automatischer Abfrage mehrerer Meßstellen)	<u>DM 25.000,-</u>
	DM 100.000,-

Falls die Messung der Geschwindigkeitsprofile im Kanal notwendig sein sollte und hierfür das Laser-Doppler-Verschiebungs-Prinzip in Frage kommt, ist mit einem apparativen Aufwand von wiederum ca. 100.000,-DM zu rechnen.

5.7.2 Datenerfassung

5.7.2.1 Minimalerfassung zur Auswertung der MHD-Werte.

Dies ist der unter 4.2.6 für VEGAS I gesteckte Rahmen, der praktisch, sogar mit großen Teilen der Software, übernommen werden könnte. Für 3 Meßstellen pro Elektrodenpaar und 30 Elektrodenpaare benötigt man schon 90 Analogeingänge. Da Analog-Multiplexer-Einheiten häufig bis zu 64 Eingängen ausbaufähig sind, werden mindestens zwei solche Einheiten á 30-35.000,-DM benötigt (Richtwert ca. DM 500/Kanal bei vielen Kanälen). Ferner kann angenommen werden, daß zur Auswertung und Konzentration der Daten ein Großrechner zur Verfügung steht. Deshalb werden die Daten zweckmäßigerweise kompatibel zum Großrechner auf ein Magnetband (billigste Speichermöglichkeit für Massen-

daten) gespeichert, das mehrere Millionen Meßwerte speichern kann. Das "Betriebssystem" des Rechners sollte hingegen wegen der sehr viel kleineren erforderlichen Zugriffszeit auf einer Platte (disc) gespeichert werden. Nimmt man jetzt einen Rechner an, der gleichwertig etwa dem DEC-Computer PDP 11 ist, so ergibt sich folgende Kostenschätzung:

Zentraleinheit mit Betriebsplatte	DM 130.000,-
Magnetbandgerät	DM 50.000,-
Datensichtgerät	DM 25.000,-
128 Analogeingänge á 500 DM	DM 64.000,-
100 digitale Ein- und Ausgänge	
á 100 DM	<u>DM 10.000,-</u>
ca.	DM 280.000,-

5.7.2.2 Zusätzliche Ausstattung, Phase II

Obgleich das bisher Zusammengestellte die (vernünftige) Minimalausstattung wäre, so wäre doch das durch den Rechner bereitgestellte Potential bei weitem nicht genutzt. Zum Beispiel wäre denkbar, daß man die 60 Elektrodenpaare (natürlich galvanisch getrennt) auf einen Verbraucher (Netz) schalten möchte. Um hier eine Leistungsoptimierung (wenigstens in der Versuchsphase) herbeizuführen, kann der Rechner die beste Lastverteilung errechnen und steuern (z.B. Triggerimpulse an fremdgetriggerte Triacs). Das würde nochmals vielleicht 120 Digitalausgänge und eine Ergänzung der Zentraleinheit um einen Zusatz, der schnellere arithmetrische Operationen erlaubt, erfordern. Kosten ca. 15.000,- und ca. 30.000,-DM für den EDV-Teil der Steuerung.

5.7.2.3 Gesamterfassung aller Meßwerte und Steuerung der Anlage

Mit der letzten Ausbaustufe wäre dann die Möglichkeit gegeben, den Rechner als Autopilot- vom Ingenieur überwacht - die gesamte Anlage fahren zu lassen. Vom Standpunkt der Betriebssicherheit ist die Rechnersteuerung zu empfehlen, da Störfälle komplizierte und schnelle Reaktionen erfordern können. In einer Ausstattung von zusätzlich:

128 Analogeingängen	DM 65.000,-
120 digitalen Eingängen zur Befehlsrückmelung	ca. DM 15.000,-
120 digitale Ausgänge	DM 15.000,-
1 zusätzlichen "Zentral- einheit" (sogn. dual processor)	
die je nach dem Rechenauf- wand notwendig werden könnte	<u>DM 30.000,-</u>
kommt man zu dem folgenden	DM125.000,-
Ergebnis:	

Eventuell kämen zu diesem Betrag noch die Kosten für ein back-up-Rechnersystem, das die Steuerung bei Ausfall des Hauptrechners übernimmt.

Die Kosten der EDV-Ausstattung von VEGAS II belaufen sich somit nach dieser rohen Schätzung je nach Anforderung an das System auf ca. 280.000,- bis 420.000,- DM (ohne Geschwindigkeitsmessung). Dabei ist die wahrscheinliche Preisdegression in den EDV-Komponenten bis zu einer eventuellen Auftragsvergabe nicht berücksichtigt.

6. Veröffentlichungen

- 6.1 G. Kolb, Temporal Increase of the Electrical Current Through a Stationary Gas in an external Magnetic Field, 5th Int. Conf. MHD El. Power Gen., II, 175, Munich 1971
- 6.2 G. Kolb, Charakteristikenanalyse der Elektronengasgleichungen in der Nichtgleichgewichts-Magnetohydrodynamik, JÜL-802-TP, Okt. 1971
- 6.3 K. Grawatsch, W.D. Kühne, G. Noack, P. Schabel, Theoretical and Experimental Studies on the Development of a 30 MW_{th} Open Cycle MHD Generator", 5th Intern. Conf. on MHD El. Power Generation, München, April 1971
- 6.4 K. Grawatsch, On-line Plasma Diagnostics at MHD Generator VEGAS using Lab-8", Decus Europe Seventh Seminar Proceedings 1971
- 6.5 K. Grawatsch, T. Bohn, M.S.S. Hsu, G. Kolb, P. Kupschus, W.D. Kühne, H. Lang, G. Noack, P. Schabel, Experiences with the open cycle MHD facility Vegas, 12th Symp. Eng. Aspects of MHD, Argonne, März 1972
- 6.6 P. Komarek, Behaviour of a large superconducting MHD-magnet, Proc. 5th Int. Conf. MHD-Pow. Gen., München 1971
- 6.7 P. Komarek, Magnets and Auxilliary Components Development, Rapporteurbericht, Proc. 5th Int. Conf. MHD-Pow. Gen., München 1971
- 6.8 P. Komarek, Kühlung eines supraleitenden Magneten für einen MHD-Generator, Linde Zeitschrift
- 6.9 P. Komarek, Über die Anwendung großer supraleitender Magnete in Forschung und Technik, Acta Phys. Austr.
- 6.10 W.D. Kühne, G. Kolb, Berechnung der Kenngrößen von Arbeitsgasen des MHD-Verbrennungsgasgenerators, JÜL-874-TP, Juli 1972

- 6.11 G. Noack, A special open cycle MHD-power plant concept and it's aspects for the use in different load regions, Proc. 5.Int. Symp. on MHD, München 1971
- 6.12 P. Schabel, On line plasma diagnostics at MHD generator VEGAS using LAB-8, 7th European DECUS Symp., Amsterdam, 1971
- 6.13 P. Schabel, Automatische Messung und Registrierung von Flammentemperaturen mit dem Linienumkehrverfahren, Interner KFA-Bericht, Jülich 1971. (in Druck)

7. Vorträge

- 7.1 H. Lang, Heutiger wissenschaftlicher und technischer Stand der Entwicklung auf dem Gebiete der magnetoplasmadynamischen Energiewandlung. Technische Univ. Berlin, Dez. 1972
- 7.2 P. Kupschus, P. Schabel, Electron Temperature Measurement. Workshop on MHD Plasma Diagnostics, Stanford, 22.-24.3.1972
- 7.3 T. Bohn, P. Komarek, Review on the limiting performance of a large superconducting MHD-magnet. 4th Int. Conf. on Magn. Techn., Brookhaven 19.-23.9.1972
- 7.4 T. Bohn, K. Grawatsch, M.S.S. Hsu, G. Kolb, P. Kupschus, W.D. Kühne, H. Lang, G. Noack, P. Schabel, Experiences with the open cycle MHD facility Vegas. 12th Symp. Eng. Asp. MHD, Argonne 22.-24.3. 1972

8. Literatur

- 1 Z.J.J. Stekly: "Principles of Stability in Cooled Superconducting Magnets". BNL 50155 (C-55) pp. 754 (1968)
- 2 M.N. Wilson et.al.: "Filamentary superconducting composites", J. Phys. D: Appl. Phys., 3, 1517 (1970)
- 3 Z.J.J. Stekly et.al: "Superconducting saddle magnet design considerations", Proc. 12th, Symp. Eng. Asp. Argonne, 1972
- 4 D.L. Atherton: "Leight weight superconducting magnet for airborne MHD-generators"; Proc. Agard-Meeting of the NATO, Eolorado Springs 1972.
- 5 D.N. Cornish: priv. Mitteilung
- 6 R.V. Smith: "Review of heat transfer to Helium I"; BNL 50155 (1968)
- 7 T. Bohn, P. Komarek: "Review on the performance limits of a large superconducting MHD-magnet", Proc. 4th, Int. Conf. Magn. Techn. Brookhaven 1972
- 8 Beschreibung des 1000 A Netzgerätes der Fa. Siemens für die KFA.
- 9 T. Bohn et.al.: "MHD-Versuchsanlage Argas II"; Jül-883-TP (1972)
- 10 G. Horlitz, private Mitteilung
- 11 Richtwertangebot der Fa. Linde AG-München
- 12 Firmenangabe Dimplar, Supertemp. Corp., USA
- 13 V.J. Johnson: "A compendium of the properties of materials at low temperatures, WADD Techn. Rep. 60-56 (1960) Vol. I
- 14 M. Rauch: " Die optimalen Dimensionen elektrischer Zu-
leitungen für Tieftemperaturanlagen"; Diss. ETH-Zürich
Nr. 4656 (1971)
- 15 3. Quartalsbericht Vegas I-Projekt

- 16 W. Kays, Convective Heat and Mass Transfer, Mc Graw Hill, 1966
- 17 Y. Mori et al, Cycle and Efficiency of Large Scale Open Cycle MHD Power Plants, 5th Int. Conf. MHD El. Power Gen., I, 569
- 18 R. Reid, T. Sherwood, The properties of gases and liquids, 2nd ad., Mc Graw Hill, New York, 1958
- 19 Landolt-Börnstein, Funktionen und Tabellen, II, 5. Teilb, 1968
- 20 R. Svehla, Estimated Viscosities and Thermal Conductivities at High Temperatures, NASA-TRR- 132, 1962
- 21 A. Schack, Der industrielle Wärmeübergang, 7. Auflage, Verlag Stahleisen m.b.H., Düsseldorf, 1969
- 22 A. Feugier, Y. Nguyen Duc, Rayonnement Thermique du potassium dans les gaz utilises en Magnetohydrodynamique, 4th Int. Conf. on MHD El. Power Gen., SM 107/58, Warsaw, 1968
- 23 W. Mc Adams, Heat Transmittion, Mc Graw Hill, New York 1954
- 24 H. Hottel, A. Sarofim, Radiative Transfer, Mc Graw Hill, 1967
- 25 T. Hiramoto, Rates of Total and Local Radiative Energy Losses in Nonequilibrium Plasmas, J. Phys. Soc. Japan, Vol. 26, No. 3, 785-801, 1969