MAX-PLANCK-INSTITUT FÜR PLASMAPHYSIK

GARCHING BEI MÜNCHEN

Baureife Unterlagen für einen MHD Kurzzeitgenerator für etwa 10 MW und 10 Sec.

R. Bünde, Ch. Dorn, H. Muntenbruch
J. Raeder, E. Sebastian, R. Volk, G. Zankl +)
G.P. Hanselmann, R. Zeller ++)
R. Wienecke +++)

IPP IV/70 Dezember 1973

Die diesem Bericht zugrunde liegenden Arbeiten sind Ergebnis der vertraglichen Zusammenarbeit zwischen dem Max-Planck-Institut für Plasmaphysik und der Maschinenfabrik Augsburg-Nürnberg AG (MAN) und werden mit Mitteln des BMBW im Rahmen des Technologieprogramms gefördert. Die Verantwortung für den Inhalt liegt jedoch allein beim Autor.

IPP IV/70

Bünde, Dorn, Muntenbruch
Raeder, Sebastian, Volk, Zankl +)
Hanselmann, Zeller ++)
Wienecke +++)

Final Design Specifications for an MHD Short-time Generator with approx. 10 MW and 10 s

Dec. 1972

Abstract

The joint MAN - IPP project has yielded final design specifications for a combustion MHD generator with an electric power of 10 MW and operating times of 10 s. The planned MHD generator ist operated with kerosene as fuel, liquid oxygen as oxidator and potassium octoate as seed material. For optimum construction and operating costs the complete MHD generator system is designed for a thermal power of the combustion system of just under 200 MW and a duct length of 3.35 m at a magnetic induction of 4 T and a Mach number of the flow of 1.5. The open-circuit voltage and short-circuit current of the slant wall generator are 1.3 kV and 6.5 kA. The individual components, viz. combustion system, MHD duct, magnet, diffusor, gas exhaust and pilot building, are described in detail.

+) Max-Planck-Institut f. Plasmaphysik, Garching
++) M.A.N. München
+++) IPF Universität Stuttgart

Baureife Unterlagen für einen MHD-Kurzzeit-generator für etwa 10 MW und 10 Sec.

Zusammenfassung:

Die Arbeitsgemeinschaft MAN - IPP entwickelte die baureifen Unterlagen eines Verbrennungs-MHD-Generators mit einer elektrischen Leistung von 10 MW und einer Betriebszeit von jeweils 10 s. Der geplante MHD-Generator wird mit Kerosen als Brennstoff, flüssigem Sauerstoff als Oxydator und Kaliumoktoat als Saatmittel betrieben. Die kostenoptimale Auslegung der gesamten MHD-Generatoranlage ergibt eine thermische Leistung des Brennsystems von knapp 200 MW, eine Kanallänge von 3.35 m bei einer magnetischen Induktion von 4 T und einer Machzahl der Strömung von 1.5. Leerlaufspannung und Kurzschlußstrom des nach dem Slantwallkonzept entworfenen Generators betragen 1.3 kV und 6.5 kA. Die einzelnen Anlagekomponenten - Brennsystem, MHD-Kanal, Magnet, Diffusor und Abgasanlage sowie Prüfstandsgebäude - werden detailliert beschrieben.

INHALTSÜBERSICHT

Seite

1. EINLEITUNG 1

2. AUSLEGUNG DES GESAMTSYSTEMS 3
2.1. Ausgangsbedingungen 3
2.2. Zusätzliche Annahmen 4
2.3. Ergebnisse der Optimierungsrechnung 8

3. AUSLEGUNG DER KOMPONENTEN 13
3.1. Brennsystem 13
3.1.1. Anforderungen 13
3.1.1.1. Thermische Leistung des Brennsystems 13
3.1.1.2. Brenndauer 13
3.1.2. Treibstoffe 14
3.1.2.1. Standardtreibstoff 14
3.1.2.2. O/F- bzw. Äquivalenzverhältnis 15
3.1.2.3. Durchsatz 15
3.1.3. Konstruktionsvoraussetzungen 16
3.1.3.1. Brennkammerdruck 16
3.1.3.2. Verbrennungswirkungsgrad 16
3.1.3.3. Theoretische spezifische Geschwindigkeit 17
3.1.3.4. Massendurchsatz 17
3.1.3.5. Machzahl am Brennsystem-Ende 17
3.1.4. Expansionsdüse 17
3.1.4.1. Aufgabenstellung 17
3.1.4.2. Dimensionierung 18
3.1.4.2.1. Halsquerschnitt A_t 18
3.1.4.2.2. Flächenverhältnis, Endquerschnitt 18
3.1.4.2.3. Düsenkontur und Düsenlänge 21
3.1.4.3. Düsenkonstruktion 21
3.1.5. Brennkammer 22
3.1.5.1. Verweilzeit der Treibstoffteilchen t_{rg} 23
3.1.5.2. Charakteristische Länge der Brennkammer L^* 24
3.1.5.3. Brennkammervolumen V_c 24
3.1.5.4. Kontraktionsverhältnis ε_c 24
3.1.5.5. Brennkammerquerschnitt A_c bzw. -durchmesser D_c 26

3.1.5.6. Brennkammerlänge L_c 26
3.1.5.7. Wandstärken, Konstruktionsprinzip 26
3.1.6. Einspritzkopf 26
3.1.6.1. Einleitung und Aufgabenstellung 26
3.1.6.2. Ergebnisse der Versuche mit dem Einspritzkopf BS-1 27
3.1.6.2.1. Impinging jets 28
3.1.6.2.2. Variation der Einspritzelemente 28
3.1.6.2.3. Verbrennungswirkungsgrad 28
3.1.6.3. Konsequenzen für den Prototyp-Einspritzkopf 28
3.1.6.4. Auslegung des Prototyp-Einspritzkopfes 29
3.1.6.4.1. Dimensionierung 29
3.1.7. Übersicht über das eigentliche Brennsystem 30
3.1.8. Brennerfundament 30
3.1.9. Versorgungssystem 33
3.1.9.1. LOX-Versorgungssystem 33
3.1.9.1.1. Förderprinzip 33
3.1.9.1.2. Tankanlage 35
3.1.9.1.3. Druckgasversorgung zur LOX-Förderung 35
3.1.9.1.4. Pumpeinrichtung zur LOX-Förderung 36
3.1.9.1.5. Förderleitungen 37
3.1.9.1.6. Ventile (für Förderleitungen und Druckgasversorgung) 40
3.1.9.2. Brennstoffversorgung 40
3.1.9.3. Flüssig N_2-Versorgung 41
3.1.10.Zündsystem 42
3.1.11.Steuer-, Überwachungs- und Meßeinrichtungen 42

3.2. MHD-Kanal 44
3.2.1. Konstruktionsprinzipien 44
3.2.1.1. "Heißer" oder "Kalter" Kanal 44
3.2.1.2. Kühlung der Kanalwände 45
3.2.1.3. "peg-wall"- oder Scheiben-Kanal 46
3.2.2. Konstruktionsvoraussetzungen 46
3.2.2.1. Breite der Wandelemente und der Elektroden 47
3.2.2.2. Dicke der Kanalwände 49
3.2.2.2.1. Thermisch bestimmte Wanddicke 49

3.2.2.2.2. Festigkeitsbestimmte Wanddicke 50
3.2.2.3. Außenmaße des Kanals 53
3.2.2.4. Stromabgriffe 54
3.2.2.4.1. Stromabgriff am Kanaleingang 57
3.2.2.4.2. Stromabgriff am Kanalende 58
3.2.3. Konstruktionsvorschlag 58

3.3. Magnet 67

3.4. Diffusor und Abgasanlage 73
3.4.1. Diffusor 73
3.4.1.1. Auslegungsdaten 73
3.4.1.2. Auslegung 73
3.4.2. Abgasanlage 75

3.5. Prüfstandsgebäude 77

4. BERICHTE UND VERÖFFENTLICHUNGEN 82

4.1. Arbeits- und Halbjahresberichte 83
4.2. Veröffentlichungen und Konferenzbeiträge 9o

1. EINLEITUNG

Das Ziel der ersten Phase des Projektes "Entwicklung eines MHD-Kurzzeitgenerators für etwa 10 MW/10 sec" /0/ war die "Erstellung Baureifer Unterlagen" für einen Prototypgenerator, der in der zweiten Projektphase gebaut und untersucht werden sollte.

Die Arbeiten der ersten Projektphase umfaßten

- die Entwicklung von Brennsystemen /1, 6, 7, 8, 11, 16, 23, 49/;
- den Bau und die Untersuchung eines Versuchsgenerators /5, 10, 13, 18, 22, 26, 33a, 35, 36, 53, 78/;
- die Entwicklung von Modellvorstellungen für die Vorgänge im MHD-Generator /2, 4, 21, 25, 28, 60, 67, 68, 71, 79, 83/;
- den Vergleich experimenteller Ergebnisse mit den Resultaten der theoretischen Untersuchungen /3, 12, 14, 17, 33b, 34, 37, 39, 45a, 45b, 47, 50, 55, 56, 57, 73, 80, 82/;
- Untersuchungen über die Verwendbarkeit des Generators u.a. in der öffentlichen Stromversorgung /9, 19, 20, 24, 32, 43, 44, 45c, 48, 67, 74, 76, 77, 79, 81/;
- die Erstellung der baureifen Unterlagen für einen Prototypgenerator /1, 2, 3, 6, 8, 21, 25, 28, 30, 38, 40, 41, 46, 49, 51, 52, 54, 57, 61, 62, 75, 79, 80, 83/.

Der Zweck der geplanten zweiten Phase /64, 65/ war

- die Überprüfung der Extrapolierbarkeit der Berechnungs- und Auslegungsmethoden /60/;
- die technisch-technologische Weiterentwicklung der einzelnen Komponenten (Brennkammer, Magnet, MHD-Kanal) /38, 41, 46, 54, 61/;

- die Untersuchung der elektrischen Koppelung von Generator und Netz mit Hilfe von Wechselrichtern;
- das Studium des Diffusors und der Abgasanlage

mit dem Ziel (das sich während des ersten Projektabschnittes durch ein Angebot der Stadtwerke München ergab) der Integration des gesamten Systems in das Netz der Stadtwerke München.

Dann hätten in einer dritten Phase die Probleme des Arbeitens eines MHD-Generators in einem öffentlichen Netz gründlich "erfahren" werden können /32 (s. 2, 1, 1)/.

Die im folgenden vorgelegten "Baureifen Unterlagen" stellen das auftragsgemäße Ergebnis der ersten Projektphase dar. Sie basieren auf der Summe der im ersten Projektabschnitt erarbeiteten Ergebnisse und gesammelten Erfahrungen. Dieses Wissen ist in detaillierter Form in internen Arbeitsberichten, Halbjahresberichten sowie Konferenzbeiträgen und Veröffentlichungen in Fachzeitschriften niedergelegt. Die Berichte und Publikationen wurden dem BMBW (dem Auftraggeber) und den vom BMBW berufenen Mitgliedern des "Begleitenden Ausschusses für das Kurzzeit-Verbrennungs-MHD-Generator-Projekt" zugestellt. Sie sind integraler Bestandteil dieser "Baureifen Unterlagen". Auf die Arbeitsberichte bzw. Veröffentlichungen wird in Detailfragen jeweils Bezug genommen.

Die "Baureifen Unterlagen" für den 10 MW-Verbrennungs-MHD-Generator lassen sich in zwei Hauptabschnitte gliedern, deren erster (Kapitel 2) die Ergebnisse der Auslegung des Gesamtsystems nach einer Optimierung bezüglich der Stromkosten wiedergibt. Anschließend (in Kapitel 3) sind dann die Resultate der Auslegung der Anlagekomponenten zusammengestellt. In Anhängen sind schließlich Listen der Vorträge, Veröffentlichungen und Berichte enthalten, auf die in den vorhergehenden Kapiteln Bezug genommen wird.

2. AUSLEGUNG DES GESAMTSYSTEMS

Im Angebot an das BMBW vom 8.4.1969 /0/ hatte die Arbeitsgemeinschaft MAN-IPP die Entwicklung eines Verbrennungs-MHD-Generators mit einer elektrischen Leistung von 10 MW und einer geplanten Betriebszeit von jeweils 10 sec vorgeschlagen. Diese beiden Zahlenwerte wurden bei der Auslegung des Gesamtsystems als untere Schranken angesehen.

2.1. Ausgangsbedingungen

Die Erfahrungen, die während der 4-jährigen Entwicklungsarbeiten gesammelt wurden, ließen es zweckmäßig erscheinen, in zweierlei Beziehung von den vorgegebenen Werten abzuweichen:

Die Nennleistung eines Verbrennungs-MHD-Generators hängt, wie in /60/ gezeigt, außerordentlich empfindlich vom Brennkammerwirkungsgrad ab. Dieser ist aber, wie die Erfahrungen aller Raketenbrennsystemhersteller zeigen, und wie auch die Erfahrungen bei den Entwicklungsarbeiten im Rahmen dieses Projektes lehrten, nur sehr schwer in engen Grenzen vorherzusagen. Da einer Änderung des Brennsystemwirkungsgrades um nur 1 % schon eine Änderung der elektrischen Leistung um 20 % entspricht /60/, wurde für die Auslegung des Gesamtsystems eine elektrische

Nennleistung von 16 MW

gewählt. Damit ist selbst bei einer Abweichung des Brennsystemwirkungsgrades um -3 % vom erhofften (und bei genügender Entwicklungszeit erreichbaren) Wert noch sichergestellt, daß die oben angegebene Schranke nicht unterschritten wird.

Die Betriebszeit von 10 sec war, wie schon im Angebot /0/ erläutert, deshalb gewählt worden, weil sie erstens für den Einsatz von MHD-Generatoren zur Energieversorgung plasmaphysika-

lischer Experimente völlig ausreicht /31/, zweitens sicherstellt, daß in diesem Zeitraum schon ein nahezu stationärer Betriebszustand des Generators erreicht wird, drittens Messungen während dieses Betriebszustandes erlaubt und last not least noch die kapazitive Kühlung einiger wichtiger Komponenten zuläßt (vgl. /54/), wodurch eine ganze Reihe technologischer Probleme (wenigstens vorläufig) umgangen werden.

Im Laufe des Studiums der Anwendungsmöglichkeiten für "Kurzzeitgeneratoren" kristallisierte sich aber immer mehr heraus, daß die größten Einsatzchancen im Bereich der Sofortreserve-Bereitstellung für öffentliche Netze liegen, später auch an den Einsatz als Notstromsystem für Kernkraftwerke gedacht werden kann /32/. Die Anwendungsstudie /20/ (bzw. /74, 77/) ergab, daß solche Systeme für jährliche Betriebsdauern von ca. 20 Stunden/Jahr bei Vollast konzipiert werden sollten bei Mindesteinsatzdauern von einer halben Stunde /32 (S. 2, 1, 3)/. Bei der aufgrund einer Kostenoptimierung erfolgten Gesamtauslegung des Systems wurden deshalb die beiden oben genannten Werte

Jährliche Betriebsdauer	20 h/a	(für Gesamtauslegung)
Einzelbetriebsdauer	o.5 h	

benutzt, während für die technisch-technologische Konzeption einzelner Elemente (vorläufig noch) eine

Einzelbetriebsdauer	10 sec	(für Komponenten)

zugrundegelegt wurde.

2.2. Zusätzliche Annahmen

Um die bisherigen Erfahrungen zu nutzen, bei einer extrem kompakten Bauweise des Brenners zu bleiben /72/, und um

keine zusätzlichen Risiken einzugehen, wird der MHD-Generator für folgende Treibstoffe konzipiert /7/:

Brennstoff	Kerosin + Saatmaterial
Oxydator	Flüssiger Sauerstoff
Saatmaterial	Kaliumoktoat
Verhältnis Saatmaterial/Brennstoff	0.14
Verhältnis Kalium/Brennstoff	0.03
Verhältnis Oxadator/Brennstoff	2.95

Damit ist auch den Einsatzmöglichkeiten in der öffentlichen Stromversorgung Rechnung getragen, die die Benutzung fester Treibstoffe /15/ praktisch ausschließen.

Ferner werden der

Brennkammerdruck p	15 bar

und der

Verbrennungswirkungsgrad η_V	95 %

gewählt. Dabei entspricht der Druck dem, der bei den Experimenten üblicherweise benutzt wurde, so daß für diesen Brennkammerdruck (positive) Erfahrungen vorliegen /18/. Optimierungsrechnungen ergaben (ganz im Gegensatz zu anfänglichen Informationen /4/), daß bei Erhöhung des Brennkammerdruckes noch geringe Kostensenkungen (bei Verdoppelung des Druckes ca. 4 - 5 % Senkung der gesamten Stromkosten) zu erwarten sind /67/. Der relativ geringen Ersparnis steht aber eine erhebliche Risikoerhöhung gegenüber, so daß der Erfahrungsbereich hier noch nicht verlassen werden sollte. Bezüglich des Verbrennungswirkungsgrades wurde ein Wert gewählt, der erreichbar scheint /51/. Ansonsten muß hier auf die in 2.1. gemachten Bemerkungen zur Festlegung der Nennleistung verwiesen werden.

Schließlich müssen noch eine Annahme über die Temperatur der Generatorkanalwand gemacht und eine Entscheidung bezüglich des Generatorbauprinzips gefällt werden:

Die Wandtemperatur bestimmt die Verluste wesentlich mit. Im Hinblick auf die in 3.2.1.2. erläuterte Entscheidung für kapazitive Kühlung und Kupferwände muß davon ausgegangen werden, daß die bisherigen Erfahrungen gültig bleiben, die Kanalwand die Temperatur des sich zersetzenden Kaliumkarbonats annimmt /42/. Als deren untere Grenze ist die Schmelztemperatur von K_2CO_3 anzusehen. Da die Zersetzungstemperaturen je nach den vorliegenden Bedingungen stark schwanken, wird bei den Rechnungen eine

Temperatur der Kanalwand $T_W = 1174$ K

benutzt. Damit werden die Verluste nach oben hin abgeschätzt.

Das Bauprinzip (Faraday-, Slantwall- oder Hallgenerator /81/) bestimmt neben der erreichbaren Leistungsdichte und neben Konstruktionsprinzipien und -details vor allem die Aufteilung der Leistung nach Strom und Spannung. Während Faradaygeneratoren guten Wirkungsgrad versprechen, aber die Zusammenfassung vieler Ströme bei kleinen Spannungen auf unterschiedlichen Potentialniveaus erfordern, kann von Hallgeneratoren eine günstige Aufteilung zwischen Strom und Spannung an nur einem Klemmenpaar, aber auch ein schlechterer Wirkungsgrad erwartet werden. Mit Slantwallgeneratoren sollte nahezu der gute Wirkungsgrad von Faradaygeneratoren und die günstige Strom-Spannungsaufteilung wie bei Hallgeneratoren erreichbar sein. Deshalb wurde das

Bauprinzip Slant-Wall-Generator

gewählt.

Die Ausgangsbedingungen und Zusatzannahmen sind in der Tabelle 1 zusammengefaßt.

TABELLE 1

Ausgangsbedingungen und Zusatzannahmen

1		Elektrische Nennleistung $N_{N,el}$	16	MW_{el}
2	a	Jährliche Betriebsdauer } (für Optimierung)	20	h/a
	b	Einzelbetriebsdauer } (für Optimierung)	0.5	h
	c	Einzelbetriebsdauer (für Konstruktion einzelner Komponenten)	10	sec
3	a	Brennstoff	Kerosin + Saatmaterial	
	b	Oxydator	Flüssiger Sauerstoff	
	c	Saatmaterial	Kaliumoktoat	
	d	Gewichtsverhältnis Saatmaterial/Brennstoff	0.14	
	e	Gewichtsverhältnis Kalium/Brennstoff	0.03	
	f	Gewichtsverhältnis Oxydator/Brennstoff	2.95	
4		Brennkammerdruck p_{Br}	15	bar
5		Verbrennungswirkungsgrad η_V	95	%
6		Temperatur der Kanalwand T_W	1174	K
7	a	Kanalbauprinzip	Slantwall-Kanal	
	b	Kanalquerschnitt	quadratisch	
	c	Kanalkontur	linear	
8		Magnetlänge L_{Magn} +) = Kanallänge L_{Kan}		

+) Magnetlänge = Abstand zwischen den Nulldurchgängen des Magnetfeldes auf der Kanalachse.

2.3. Ergebnisse der Optimierungsrechnung

Die kostenoptimale Auslegung der gesamten MHD-Generator-Anlage wurde in mehreren Schritten vorgenommen.

Zuerst wurden einige Parameter in weiten Schritten variiert, um ihren Einfluß abschätzen zu können. Dabei ergab sich u.a., daß der Neigungswinkel der Aequipotentialflächen im MHD-Kanal, also auch der Winkel θ, den die Scheiben des Slantwallkanals mit den Ebenen senkrecht zur Kanalachse bilden, möglichst groß sein sollte /67/, um eine "Verstopfung" des Kanals (choking) im gesamten Lastbereich und einem weiten Machzahlbereich zu verhindern. Da andererseits die Konstruktionsprinzipien für Scheibenkanäle, mit denen schon Erfahrungen vorlagen /54/ nicht über einen Winkel $\theta = 60^{\circ}$ hinaus anwendbar schienen, wurde ein

Scheibenwinkel $\theta = 60^{\circ}$

im oben erwähnten Sinne als optimal angesehen /67/. Damit läßt sich die Machzahl M_{ex} am Kanalausgang bis zum Wert $M_{ex} = 1.3$ absenken, die Strömung also ziemlich stark abbremsen.

In den folgenden Schritten wurden dann die Werte der noch ausstehenden Konstruktionsparameter ermittelt, für die das Kostenminimum erreicht wird. Dies ist bei einer

Magnetischen Induktion B = 4 Tesla

der Fall, wenn für den Verlauf des Magnetfeldes an seinen Enden die beim Experimentiergenerator erreichten B(x)-Verläufe vorgegeben werden /26/, dazwischen ein Bereich konstanter Feldstärke angenommen wird, dessen Länge sich bei der Optimierung ergibt.

Neben den beiden oben genannten Werten sind als Ergebnis der Optimierung /67/

die Thermische Leistung N_{th} des Brenners
der Gesamtmassendurchsatz $\dot{m}$
die Kanallänge L_{Kan}
der Kanalanfangsquerschnitt F_{entr}
das Flächenerweiterungsverhältnis φ des Kanals+)
die Positionen x_1 und x_2 der Stromanschlüsse ++)

in der Tabelle 2 zusammengestellt. Darüber hinaus ergab die Optimierung als Funktionen von x (entlang der Kanalachse) die Verläufe

der Machzahl M
des statischen Druckes P_{stat}
der statischen Temperatur T_{stat}
der Dichte des Wärmestromes in die Wand q_w
der Hallfeldstärke E_x
der elektrischen Leistungsdichte n_{vk}

für den Nennlast- Kurzschluß- und den Leerlauf- fall

Auch deren Maximalwerte bzw. Werte am Kanalanfang sind in der Tabelle 2 zusammengefaßt. Darüber hinaus sind die Verläufe für den optimalen Nennlastfall in Abb. 1 (zusammen mit dem des Magnetfeldes) dargestellt.

In die Tabelle 2 eingefügt sind noch die aus den obigen Werten abzuleitenden Größen

Kanalausgangsquerschnitt F_{ex}
absolute Kanalerweiterung F_{ex}/F_{entr}

+) φ ist definiert als $(F_{ex}/F_{entr}) \cdot (1/L_{Kan})$

++) Der Einfluß der Positionen der Stromanschlüsse auf die Stromkosten ist minimal. Deshalb wurde die Optimierungsprozedur mit den Werten $x_1 = 0 + 0.3$ m, $x_2 = L_{Kan} - 0.3$ m durchgeführt, und erst in einem letzten Rechenschritt wurden die genauen Positionen festgelegt.

und als Ergebnisse der Optimierung

die Nennspannung	U_N
der Nennstrom	J_N
der Kurzschlußstrom	J_K
die Leerlaufspannung	U_L

Damit sind alle die Konstruktion bestimmenden Größen zusammengetragen.

TABELLE 2

Auslegungsdaten als Ergebnis der Optimierungsrechnungen

1	Scheibenwinkel bzw. Winkel der Aequipotentialflächen	θ	60°	
2	Magnetische Induktion	B_{max}	4	Tesla
3	Thermische Leistung des Brenners	N_{th}	196	MW_{th}
4	Gesamtmassendurchsatz	$\dot{m}$	22.3	kg/sec
5	Kanallänge	L_{Kan}	3.35	m
6	Kanalanfangsquerschnitt	F_{entr}	0,0297	m^2
		$\hat{=}$ 17,22 x	17,22	cm^2
6 a	Kanalausgangsquerschnitt	F_{ex}	0.2173	m^2
		$\hat{=}$ 46,6 x	46,6	cm^2
7	Flächenerweiterungsverhältnis	φ	2.186	m^{-1}
7 a	Absolute Kanalerweiterung	F_{ex}/F_{entr}	7.32	
8	Positionen der Stromanschlüsse	x_1	0+ 0,4	m
		x_2	L_{Kan}- 0,2	m
9	Machzahl am Kanalanfang	M_{entr}	1.5	
10	Statischer Druck am Kanalanfang	$P_{stat_{entr}}$	4.66	bar
11	Statische Temperatur am Kanalanfang	$T_{stat_{entr}}$	3003.5	K
12	Wärmestromdichte am Kanalanfang	$q_{w_{entr}}$	900	W/cm^2
13	Maximale Hallfeldstärke	$E_x(max)_{max}$	60	V/cm
14	Maximale elektrische Leistungsdichte	$n_{vk_{max}}$	54.5	MW/m^3
15	Nennspannung	U_N	7.38	kV
16	Nennstrom	J_N	2.176	kA
17	Kurzschlußstrom	J_K	6.45	kA
18	Leerlaufspannung	U_L	13.12	kV

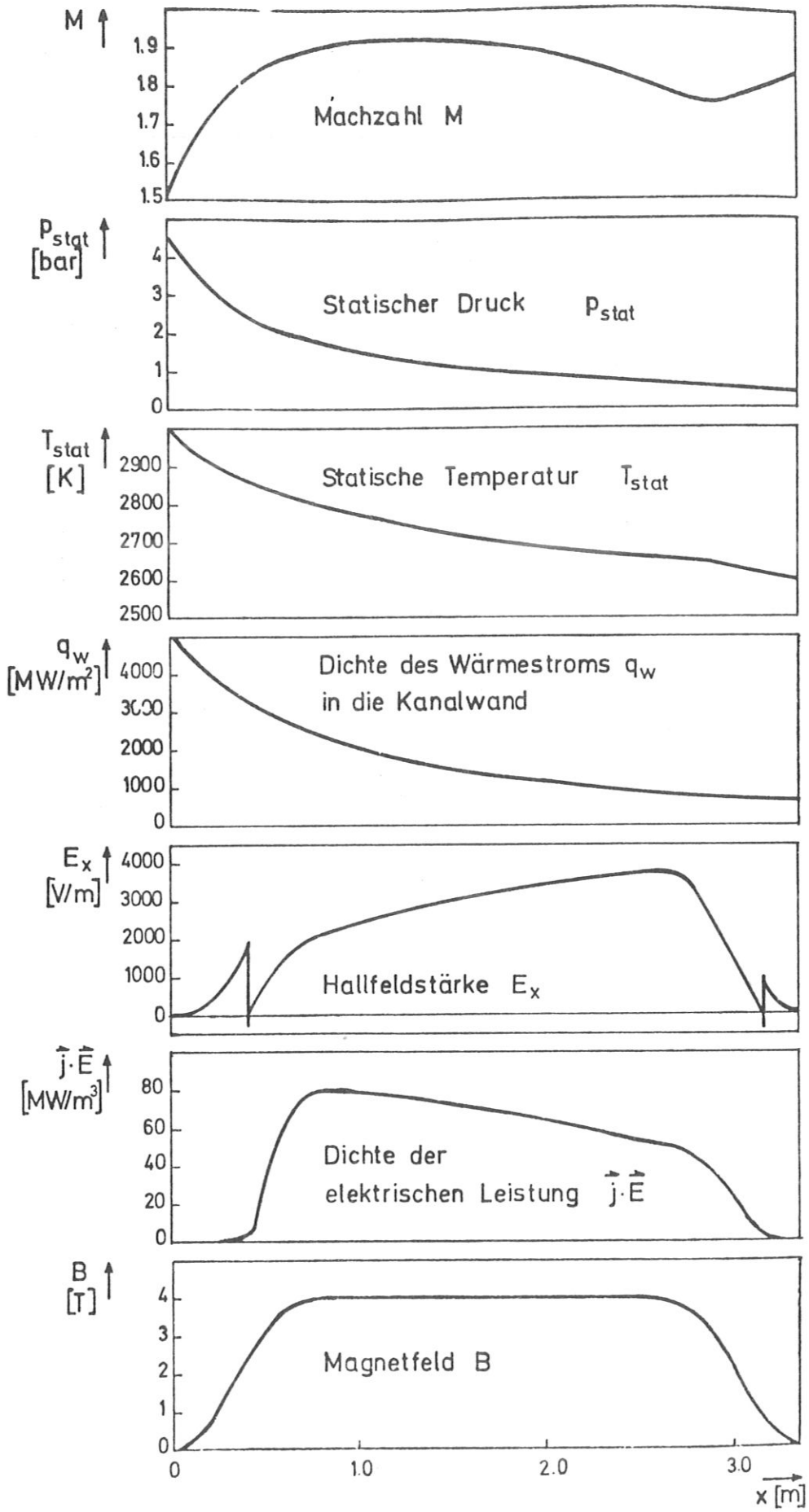


Abb.1 Verläufe einiger Parameter entlang der Kanalachse für den optimalen Nennlastfall

3. AUSLEGUNG DER KOMPONENTEN

3.1 Brennsystem

Als Brennsystem wird zusammenfassend die Einheit von Einspritzkopf, Brennkammer und Düse, d.h. des eigentlichen Plasmaerzeugersystems mit seiner Fundamentierung und seinem Versorgungssystem, bezeichnet. Die Anforderungen an dieses Brennsystem ergeben sich aus den Auslegungsdaten (Tabelle 2) und den Ergebnissen von Parameterstudien /67/ sowie aus experimentellen Arbeiten am Versuchsgenerator /51, 55, 56, 57, 73, 80, 82/.

3.1.1 Anforderungen

3.1.1.1. Thermische Leistung des Brennsystems

Der gewählten elektrischen Nennleistung von 16 MW_{el} (s. 2.1.) entspricht unter Zugrundelegung der experimentellen Erfahrungen /47, 51, 80/ eine thermische Leistung

$$L_{th} = 200 \text{ MW}.$$

Dadurch werden Wahl, Zusammensetzung und Durchsatzmenge der Treibstoffe bestimmt, außerdem die Größe der Brennkammer und einige Konstruktionsmerkmale.

3.1.1.2. Brenndauer

Im Angebot der Arbeitsgemeinschaft und damit im Auftrag des BMBW ist die Dauer der Leistungsabgabe für den Generator mit 10 sec festgelegt. Bei einer Startzeit des Brennsystems von weniger als einer Sekunde /27, 42, 57/ ergibt sich die geforderte Brenndauer zu

$$t_{Br} \geq 11 \text{ sec}.$$

Sie ist vor allem für die konstruktive Auslegung des Brennsystems wesentlich.

3.1.2. Treibstoffe

Aufgrund der Ergebnisse und Erfahrungen mit den Brennsystemen BS-1 /42/ und BS-3 /29, 42/ können die bisher verwendeten Treibstoffkombinationen und die Art der Saatmaterialzuführung direkt auf den Prototyp übertragen werden. Obwohl die besten Versuchsergebnisse mit Benzol als Brennstoff und einem Kaliumgehalt von 5 Gewichts % (bezogen auf den Gesamtbrennstoff) erzielt worden sind /39/, wird auf die folgende "Standard-Zusammensetzung" zurückgegriffen, da ein Großteil der vorliegenden experimentellen und theoretischen Ergebnisse auf dieser Zusammensetzung basiert /37, 47, 57/.

3.1.2.1. Standardtreibstoff /37, 42, 47/

Oxydator:	Flüssig-Sauerstoff (LOX)
Brennstoff:	Kerosin bzw. JP 1
Saatmaterial:	Kaliumoktoat ($C_7H_{15}COOK$) Das Saatmaterial ist in Hexylenglycol ($C_6H_{14}O_2$) gelöst.

Sowohl Saatmaterial (zusammen mit dem Lösungsvermittler) als auch Brennstoff liegen in flüssiger Form vor und werden als Gemisch gemeinsam in die Brennkammer eingeführt. Sie bilden in folgender Zusammensetzung den

Standardbrennstoff:	75	Gew. %	Kerosin
	14.25	"	Kaliumoktoat
	10.75	"	Hexylenglycol

Der Kaliumgehalt beträgt, bezogen auf diesen Standardbrennstoff, ca. 3 Gew. %.

3.1.2.2. O/F - bzw. Äquivalenzverhältnis

Bei parametrischen Untersuchungen /37, 42, 56/ ergab sich für Sauerstoff-Kerosen-Oktoat-Verbrennung als optimal

$$O/F = 2.95 \text{ kg/kg}$$

Dem entspricht das Äauivalenzverhältnis $\emptyset = 1.1$. Da gewisse Variationen dieser Verhältnisse am Prototypgenerator durchgeführt werden müssen /65/, sollte die Anlage so dimensioniert sein, daß das O/F-Verhältnis innerhalb der folgenden Variationsbreite eingestellt werden kann:

$$2{,}3 < O/F < 3{,}6$$

3.1.2.3. Durchsatz

Aufgrund der vorausgehenden Annahmen ergibt sich ein Gesamtdurchsatz

$$\dot{m}_{ges} = 22.3 \text{ kg/sec.}$$

Einem O/F-Verhältnis von 2.56 entspricht dabei ein LOX-Durchsatz

$$\dot{m}_{LOX} = 16.02 \text{ kg/sec}$$

und ein Standardbrennstoff-Durchsatz

$$\dot{m}_F = 6.28 \text{ kg/sec.}$$

Damit das O/F-Verhältnis in den angegebenen Grenzen variiert werden kann, müssen die Durchsätze variierbar sein:

$$12.6 \leq \dot{m}_{LOX} \leq 17.5 \text{ kg/sec}$$
$$4.9 \leq \dot{m}_F \leq 9{,}7 \text{ kg/sec}$$

3.1.3. Konstruktionsvoraussetzungen

3.1.3.1. Brennkammerdruck

Obwohl bei den bisher durchgeführten Optimierungsrechnungen der Brennkammerdruck noch nicht systematisch variiert wurde, sprechen einige Rechenergebnisse /79/ und die experimentellen Erfahrungen /51/ dafür (im Gegensatz zu ursprünglichen Annahmen /4/), ebenso wie schon bei den Versuchen mit dem Experimentiergenerator und dem BS 3 auch für den Prototypgenerator

$$P_c = 15 \text{ bar}$$

zu wählen.

Die Wände der Brennkammer und der Düse müssen diesen bzw. einen entsprechenden Druck aushalten und dem damit direkt verbundenen Wärmestrom standhalten /6, 18, 27, 42/.

3.1.3.2. Verbrennungswirkungsgrad

Mit einem verbesserten Einspritzsystem des Brenners BS 1 konnte ein Wirkungsgrad des Brennsystems

$$\eta_{c^*} = 95 \%$$

erreicht werden /51, 56/. Wenn man berücksichtigt, daß der Prototypbrenner eine mehr als 10-mal größere Leistung liefern muß, sollte mit ihm aufgrund der vorliegenden Erfahrungen und unter Berücksichtigung unvermeidbarer Verluste /60/ ein Wirkungsgrad

$$\eta_{c^*} = 97 \%$$

erreichbar sein. U.a. ist der engste Querschnitt der Düse eine Funktion dieses Wirkungsgrades.

3.1.3.3. Theoretische spezifische Geschwindigkeit

Die theoretische spezifische Geschwindigkeit beeinflußt gemeinsam mit dem Verbrennungswirkungsgrad und dem Durchsatz den Düsenquerschnitt. Sie ergibt sich gemäß G (1)

$$c^*_{theor} = c^*_{isentr} = \frac{p_c}{\rho(M=1) \cdot c(M=1)} \qquad (1)$$

aufgrund der Verbrennungsrechnungen (s. Tabelle 3) zu 5677 ft/sec

$$c^*_{theor} = 1730 \text{ m/sec}$$

3.1.3.4. Massendurchsatz

Dieser ist in 3.1.2.3. angegeben.

3.1.3.5. Machzahl am Brennsystemende

Die Optimierungsrechnungen /79/ ergeben, daß am MHD-Kanal-Eingang, d.h. am Düsenausgang, die Machzahl

$$M_{ex} = 1.5$$

betragen sollte.

3.1.4. Expansionsdüse

3.1.4.1. Aufgabenstellung

Mit Hilfe der Expansionsdüse sollen die heißen Verbrennungsgase aus der Brennkammer, in der der Druck

$$p_c = 15 \text{ bar}$$

aufrechterhalten bleiben soll, in den MHD-Kanal übergeführt werden, wobei sie auf die gewünschte Machzahl

$$M_{ex} = 1.5$$

beschleunigt werden sollen.

Im Gegensatz zu der bisher verwendeten, sich nur in eine Ebene aufweitenden Düse /8/, soll eine sich in beiden Richtungen gleichzeitig aufweitende Düse eingesetzt werden. Der Übergang von der Brennkammer mit Kreisquerschnitt auf einen quadratischen Querschnitt im Düsenhals soll kontinuierlich im Unterschallbereich der Düse vorgenommen werden.

3.1.4.2. Dimensionierung

3.1.4.2.1. Halsquerschnitt A_t

Für den Halsquerschnitt ergibt sich nach Gl. (2)

$$A_t = \frac{\eta_{c^*} \cdot c^*_{theor} \cdot \dot{m}_{ges}}{p_c} \qquad (2)$$

durch Einsetzen der Werte

$$A_t = 2{,}50 \cdot 10^{-3}\ m^2$$

Da der Querschnitt der Düse am Hals bereits quadratisch sein soll, ergibt sich eine Kantenlänge von 15,8 cm.

3.1.4.2.2. Flächenverhältnis, Endquerschnitt

Zur Beschleunigung des Verbrennungsgases auf die geforderte Machzahl von 1,5 erhält man aufgrund von Verbrennungs- bzw. Expansionsberechnungen (Tabelle 3) unter Berücksichtigung von Wärmeverlusten ein Flächenverhältnis von

$$\frac{A_E}{A_t} = 1{,}19 \; ^{+)}$$

Der Querschnitt am Düsenende ergibt sich daraus zu

$$A_E = 2{,}97 \cdot 10^{-2} \; m^2$$

Da auch der Düsenquerschnitt quadratisch sein soll, ergibt sich eine Kantenlänge von 17,2 cm.

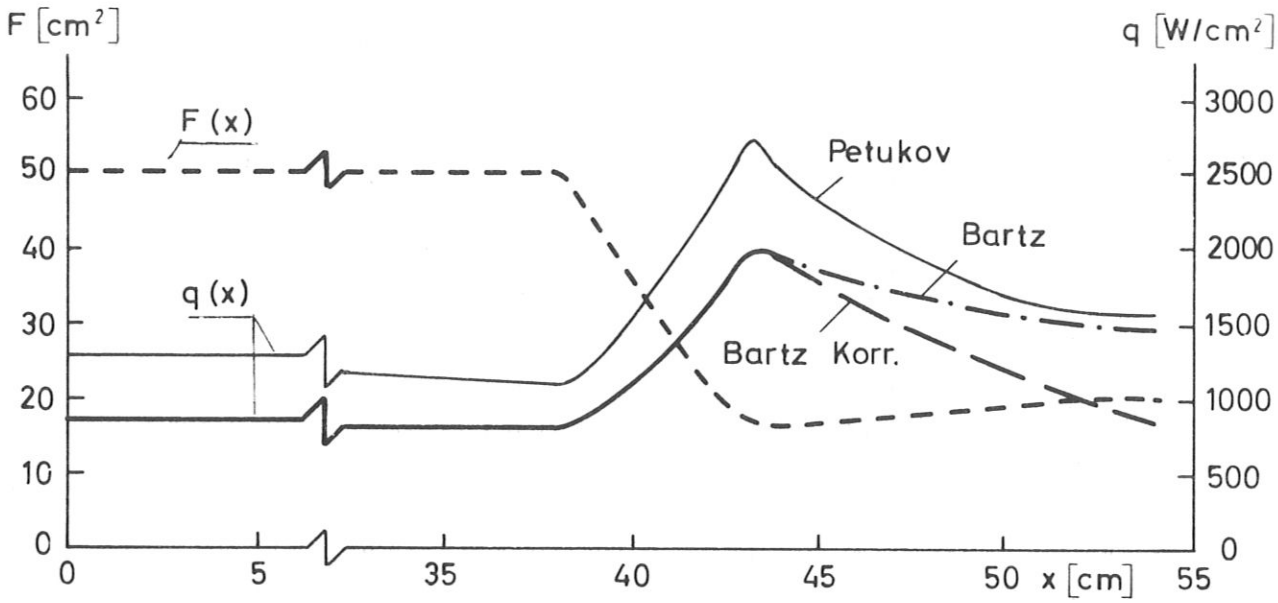


Abb. 2 Querschnitt von Brenner und Düse und Wärmestrom in die Wände für den Fall des Brennsystems BS 1

+) Ohne Berücksichtigung der Wärmeverluste ergibt sich unter Zugrundelegung einer isentropen Strömung unter Gleichgewichtsbedingungen ein Flächenverhältnis $A_E/A_t = 1{,}218$.

Tabelle 3

Ergebnisse einer Verbrennungs- und Expansionsberechnung

THEORETICAL ROCKET PERFORMANCE ASSUMING EQUILIBRIUM COMPOSITION DURING EXPANSION

PC = 220.4 PSIA
CASE NO. 717

	CHEMICAL FORMULA				WT FRACTION (SEE NOTE)	ENERGY CAL/MOL	STATE	TEMP DEG K	DENSITY G/CC
FUEL	C 1.00000	H 1.95300			.75000	-5597.000	L	298.15	-0.0000
FUEL	C 8.00000	H 15.00000	O 2.00000	K 1.00000	.14250	-230000.000	L	298.15	-0.0000
FUEL	C 6.00000	H 14.00000	O 2.00000		.10750	-35400.000	L	298.15	-0.0000
OXIDANT	O 2.00000				1.00000	-3080.000	L	298.15	-0.0000

O/F= 2.5555 PERCENT FUEL= 28.1254 EQUIVALENCE RATIO= 1.2000 REACTANT DENSITY= 0.0000

NOTE. WEIGHT FRACTION OF FUEL IN TOTAL FUELS AND OF OXIDANT IN TOTAL OXIDANTS

	CHAMBER	THROAT	EXIT	EXIT	EXIT	EXIT	EXIT	EXIT	EXIT	EXIT	EXIT	EXIT	EXIT
PC/P	1.0000	1.7231	1.7500	2.0000	2.2500	2.5000	2.7500	3.0000	3.2500	3.5000	3.7500	4.0000	8.0000
P, ATM	15.000	8.7050	8.5714	7.5000	6.6667	6.0000	5.4545	5.0000	4.6154	4.2857	4.0000	3.7500	1.8750
T, DEG K	3455	3305	3301	3265	3235	3208	3184	3162	3142	3124	3107	3092	2931
RHO, G/CC	1.2662-3	7.8008-4	7.6939-4	6.8297-4	6.1479-4	5.5955-4	5.1384-4	4.7536-4	4.4250-4	4.1409-4	3.8928-4	3.6741-4	1.9723-4
H, CAL/G	-213.3	-364.8	-368.9	-404.7	-435.8	-463.4	-488.0	-510.2	-530.5	-549.2	-566.4	-582.4	-747.8
S, CAL/(G)(K)	2.7459	2.7459	2.7459	2.7459	2.7459	2.7459	2.7459	2.7459	2.7459	2.7459	2.7459	2.7459	2.7459
M, MOL WT	23.933	24.300	24.310	24.400	24.478	24.548	24.610	24.668	24.720	24.768	24.813	24.855	25.297
(DLV/DLP)T	-1.05616	-1.05177	-1.05164	-1.05054	-1.04955	-1.04867	-1.04786	-1.04711	-1.04643	-1.04578	-1.04518	-1.04462	-1.03835
(DLV/DLT)P	2.0176	1.9831	1.9819	1.9718	1.9624	1.9535	1.9451	1.9371	1.9295	1.9222	1.9153	1.9086	1.8257
CP, CAL/(G)(K)	2.0161	2.0105	2.0101	2.0056	2.0006	1.9953	1.9898	1.9841	1.9784	1.9727	1.9669	1.9612	1.8764
GAMMA (S)	1.1255	1.1213	1.1212	1.1203	1.1195	1.1188	1.1182	1.1176	1.1171	1.1167	1.1163	1.1159	1.1126
SON VEL,M/SEC	1162.3	1126.0	1125.0	1116.5	1109.1	1102.5	1096.7	1091.4	1086.6	1082.1	1078.1	1074.3	1035.2
MACH NUMBER	0.000	1.000	1.015	1.134	1.231	1.312	1.383	1.444	1.500	1.549	1.595	1.636	2.043
AE/AT		1.0000	1.0002	1.0161	1.0469	1.0851	1.1274	1.1721	1.2182	1.2651	1.3125	1.3602	2.1058
CSTAR, FT/SEC		5677	5677	5677	5677	5677	5677	5677	5677	5677	5677	5677	5677
CF		.651	.660	.731	.789	.836	.876	.911	.942	.969	.993	1.016	1.222
IVAC,LB-SEC/LB		217.2	217.2	218.7	221.3	224.1	226.9	229.7	232.3	234.7	237.1	239.2	262.1
ISP, LB-SEC/LB		114.8	116.4	129.1	139.2	147.5	154.6	160.8	166.2	171.0	175.3	179.2	215.7

MOLE FRACTIONS

CO	.27850	.27091	.27069	.26874	.26699	.26540	.26395	.26262	.26138	.26022	.25914	.25812	.24686
CO2	.16141	.17576	.17618	.17977	.18296	.18583	.18843	.19082	.19302	.19507	.19698	.19877	.21816
H	.03559	.03181	.03171	.03082	.03005	.02937	.02876	.02821	.02770	.02725	.02682	.02643	.02236
HCO	.00005	.00003	.00003	.00003	.00002	.00002	.00002	.00002	.00002	.00002	.00001	.00001	.00001
HO2	.00005	.00004	.00004	.00003	.00003	.00003	.00003	.00002	.00002	.00002	.00002	.00002	.00001
H2	.06767	.06516	.06509	.06449	.06397	.06350	.06308	.06270	.06236	.06204	.06174	.06147	.05867
H2O	.31086	.32616	.32658	.33026	.33349	.33635	.33893	.34126	.34340	.34537	.34719	.34889	.36664
H2O2	.00001	.00001	.00001	.00000	.00000	.00000	.00000	.00000	.00000	.00000	.00000	.00000	.00000
K	.00270	.00287	.00288	.00292	.00296	.00299	.00302	.00305	.00308	.00310	.00312	.00315	.00337
KO	.00037	.00032	.00031	.00030	.00029	.00028	.00027	.00026	.00025	.00025	.00024	.00024	.00018
KOH	.00218	.00215	.00215	.00214	.00213	.00212	.00212	.00211	.00210	.00210	.00209	.00208	.00201
O	.02321	.01939	.01928	.01840	.01765	.01698	.01640	.01587	.01539	.01495	.01455	.01419	.01052
OH	.07498	.06659	.06636	.06434	.06258	.06101	.05960	.05833	.05716	.05608	.05509	.05416	.04448
O2	.04241	.03880	.03870	.03775	.03689	.03611	.03539	.03473	.03411	.03353	.03299	.03247	.02672

ADDITIONAL PRODUCTS WHICH WERE CONSIDERED BUT WHOSE MOLE FRACTIONS WERE LESS THAN .50000E-05 FOR ALL ASSIGNED CONDITIONS

CH2O	CH3	CH4	C2	C2H	C2H2
C4	C5	H2O(S)	H2O(L)	K(S)	K(L)

3.1.4.2.3. Düsenkontur und Düsenlänge

Die Kontur der Düse ergibt sich aus der Forderung einer achsen-parallelen Ausströmung mit vorgegebener Machzahl +). Unter Vernachlässigung von Reibungseffekten und Wärmeübergängen kann die Kontur der Düse mit Hilfe eines Charakteristikenverfahrens punktweise berechnet werden. Ein entsprechendes Rechenprogramm ist bei der MAN vorhanden. Aufgrund der geringen Aufweitung der Düse von 15,8 auf 17,2 cm ergeben sich nur geringe Krümmungen der Düsenkontur. Die Düsenlänge ist in gewissen Grenzen frei wählbar und kann den konstruktiven Gegebenheiten angepaßt werden. Um einen kontinuierlichen Übergang von der Brennkammer zur Düse zu gewährleisten und aus Ähnlichkeitsgründen wird die Länge der Düse auf

$$l_D = 0{,}5 \text{ m}$$

festgelegt.

3.1.4.3. Düsenkonstruktion

Der Wärmeübergang und die thermische Belastung nehmen am Ort des Düsenhalses ihre größten Werte an. Rechnungen für die Düsen zwischen den Brennsystemen vom Typ BS-1 und den Kanälen des Experimentiergenerators (siehe hierzu

---

+) Die Forderung einer achsenparallelen Ausströmung wird vermutlich zugunsten eines schwach divergenten Ausströmens entsprechend dem Öffnungswinkel eines sich allseits erweiternden Kanals geändert werden. Die folgenden Aussagen bleiben dabei aber praktisch erhalten und das Rechenverfahren bleibt weiterhin anwendbar.

/6, 27 (Kap. 2.1.1./ und Abb. 2) ergaben für den Düsenhals Wärmestromdichten von ca. 2 kW/cm^2. Solche Werte sind auch für die Düse des Prototypgenerators zu erwarten. Der Düsenhals muß also gekühlt werden. Dieser Forderung wird bei der konstruktiven Lösung durch eine Wasserkühlung der gesamten Düse Rechnung getragen.

Aufgrund der außerordentlich positiven Erfahrungen mit den wassergekühlten Düsen des Brennsystems BS-1 +) bietet sich wiederum das galvanoplastische Fertigungsverfahren an /49/. Das Fertigungsprinzip und das gesamte know-how können so direkt auf die Prototyp-Düse übertragen werden. Allerdings sind gewisse zusätzliche Versteifungen und Kraftaufnahmen bei der Prototyp-Düse vorzusehen, damit die mechanischen Belastungen nicht zu Ausbeulungen führen. Außerdem sind die Wasserzu- und -ableitungen so anzuordnen, daß die Düse in den Magneten eingeschoben werden kann (vgl. 3.3.).

3.1.5. Brennkammer

Bei der Dimensionierung und Auslegung der Brennkammer wird auf die Erfahrungen der vorgenommenen Untersuchungen zurückgegriffen. Danach ist für den 10-Sekunden-Betrieb des Prototyp-Generators eine kapazitive Kühlung der Brennkammerwände ausreichend /42/ (siehe auch Abb. 2). Die geometrischen Verhältnisse der Brennkammer müssen so bemessen sein, daß die gesamten Vorgänge der Zerstäubung, Verdampfung, Zündung und Verbrennung innerhalb der Kammer zum Abschluß kommen. Die

---

+) Die zum großen Teil galvanoplastisch hergestellten Düsen konnten den thermischen Wechselbeanspruchungen von mehreren hundert Brennversuchen standhalten.

notwendige Größe der Brennkammer hängt also von der Güte des Einspritzsystems und von gewissen charakteristischen Zeitintervallen für die o.g. Teilvorgänge ab. Diese Zeitintervalle sind je nach Art der verwendeten Treibstoffe und der vorliegenden Reaktionsbedingungen verschieden groß und einer genauen Theorie nicht zugänglich, so daß man weitgehend auf empirische Werte angewiesen ist.

3.1.5.1. Verweilzeit der Treibstoffteilchen t_{rg}

Die Aufenthaltsdauer der Treibstoffteilchen in der Brennkammer ist gleich der mittleren Weglänge der Teilchen in der Brennkammer, dividiert durch ihre mittlere Geschwindigkeit. Üblicherweise definiert man aber eine sogenannte Verweilzeit t_{rg} als Funktion einer charakteristischen Länge L^*, der charakteristischen Geschwindigkeit C^* und einer vom Adiabatenexponenten γ hergeleiteten Größe Γ in der Form

$$t_{rg} = \frac{L^*}{C^* \cdot \Gamma^2} \qquad (3)$$

mit $\Gamma = \sqrt{\gamma} \cdot \left(\frac{2}{\gamma+1}\right)^{\frac{\gamma+1}{2(\gamma-1)}}$

und $\gamma = 1{,}12$ bei LOX/Kerosin-Verbrennung.

Die Verweilzeiten bei üblichen Raketentriebwerken wurden experimentell untersucht +). Dabei wurden Zeiten zwischen 2 und 7 Millisekunden ermittelt. Hier soll deshalb von einem Mittelwert daraus von

$$t_{rg} = 5 \text{ msec}$$

ausgegangen werden.

+) A. Dadieu, R. Damm, E.W. Schmidt, "Raketentreibstoffe", 1968, Springer Verlag, Kap. 8.2.3. (Brennkammergeometrie).

3.1.5.2. Charakteristische Länge der Brennkammer L^*

Durch Auflösen der Gl.(3) nach L^* ergibt sich mit dem gewählten Wert für t_{rg} eine charakteristische Länge der Brennkammer

$$L^* \approx 4 \text{ m}$$

3.1.5.3. Brennkammervolumen V_c

Bewährt hat sich in der Praxis, für das Brennkammervolumen V_c zu wählen

$$V_c = L^* \cdot A_t \tag{4}$$

Damit ergibt sich für V_c der Wert

$$V_c = 0{,}1 \text{ m}^3.$$

3.1.5.4. Kontraktionsverhältnis ε_c

Das Verhältnis Brennkammerquerschnitt A_c zu Düsenhalsquerschnitt A_t

$$\varepsilon_c = \frac{A_c}{A_t} \tag{5}$$

soll bei dem Prototypen ungefähr dem Wert der bereits untersuchten Brennsysteme entsprechen, vgl. Tabelle 4. Für den Prototyp wird ein Kontraktionsverhältnis von

$$\varepsilon_c \approx 3{,}5$$

gewählt.

Tabelle 4

BRENNSYSTEM			BS-1 2 Mäntel	BS-1 3 Mäntel	BS-3	BS-3'	Prototyp
Therm. Leistung	N_{th}	MW	14	14	50	60	200
Massendurchsatz	m	kg/sec	1,5	1,5	5	6	22,3
Durchmesser-Brennkammer-M.	D_c	cm	8	8	22	22	33,5
Querschnittsfläche-Brennkammer-M.	A_c	cm^2	50,2	50,2	380	380	885
Querschnittsfläche-Düsenhals	A_t	cm^2	16	16	51	66	253
Kontraktionsverhältnis A_c/A_t	ε		3,13	3,13	7,5	5,7	3,5
Gesamtlänge der Brennkammer	l_{ges}	m	0,48	0,64	0,75	0,75	$\approx$ 1,15
Gesamtlänge der Mäntel	l_M	m	0,32	0,48	0,60	0,60	1,05
Charakteristische Länge	L^*	m	1,15	1,67	4,6	3,54	4
Mittlere Verweilzeit	t_{rg}	msec	1,6	2,3	6,5	4,9	5,5
Brennkammervolumen	V_c	$10^{-3}m^3$	1,85	2,67	23,5	23,5	100

3.1.5.5. Brennkammerquerschnitt A_c bzw. -durchmesser D_c

Aufgrund von Gl (5) ergeben sich der Brennkammerquerschnitt A_c bzw. -durchmesser D_c zu

$$A_c = 8{,}75 \cdot 10^{-2}\ m^2$$

$$D_c = 0{,}334\ m.$$

3.1.5.6. Brennkammerlänge l_c

Unter Berücksichtigung des vom Einspritzkopf gebildeten Restvolumens ergibt sich die Länge der Brennkammer damit zu

$$l_c = 1{,}05\ m.$$

3.1.5.7. Wandstärken, Konstruktionsprinzip

Die Wandstärken und das Konstruktionsprinzip, z.B. Aufteilung in einzelne Segmente, können direkt von der Brennkammerkonstruktion des Brennsystems BS-3 übertragen werden /5/.

3.1.6. Einspritzkopf

3.1.6.1. Einleitung und Aufgabenstellung

Während des MHD-Versuchsbetriebes im IPP-Prüfstand/Garching wurde eindeutig der außerordentlich wichtige Zusammenhang von Generatorleistung und Einspritzsystem herausgearbeitet /51/.

Durch das Einspritzsystem werden Brennstoff und Oxydator der Brennkammer zugeführt. Da sowohl der Brennstoff als auch Oxydator in flüssiger Form eingespritzt werden, die exothermen, chemischen Reaktionen jedoch in der Dampfphase stattfinden, muß der Phasenübergang durch Vorrichtungen erleichtert werden, die

die Treibstoffmenge in kleinste Tröpfchen zerteilen. Die Durchmesser dieser Tröpfchen müßten im Idealfall einheitlich und verschwindend klein sein. Tatsächlich ergeben sich jedoch Tröpfchen endlicher Größe und beträchtlicher Größenverteilung. Die Tröpfchengröße wird auf relativ komplizierte Weise durch die verschiedensten Betriebsparameter beeinflußt.

Neben einer möglichst guten Zerstäubung und homogenen Aufbereitung hat der Einspritzkopf die Aufgabe, eine optimale Durchmischung von Brennstoff und Oxydator zu gewährleisten. Tröpfchengröße, Tröpfchenverteilung und Durchmischung beeinflussen stark die Vollständigkeit der Verbrennung und die mögliche Ausbildung von Verbrennungsinstabilitäten.

Aufgrund der außerordentlich komplizierten Zusammenhänge existiert im Augenblick noch keine geschlossene Theorie, die zur Auslegung von Einspritzköpfen herangezogen werden kann. Man ist weiterhin auf gewisse Erfahrungen, in erster Linie aber auf experimentelle Ergebnisse angewiesen. Dabei ist zu berücksichtigen, daß sich die Ergebnisse experimenteller Arbeiten erfahrungsgemäß nur bedingt auf größere Systeme übertragen lassen (nur innerhalb eines Größenverhältnisses von 2 - 3).

3.1.6.2. Ergebnisse der Versuche mit dem Einspritzkopf BS-1

Für die Auslegung des Prototyp-Brennsystems kann der Experimentalbrenner BS-1 mit der thermischen Leistung von $\approx$ 13 MW nur begrenzt herangezogen werden [+)]. Trotzdem konnten damit wichtige Erkenntnisse gewonnen werden.

+) Das Brennsystem BS-1 war ursprünglich nur als Vorkammer eines Hauptbrennsystems, und nicht als eigenständiger Brenner ausgelegt worden, vgl. 1. und 3. Halbjahresbericht.

3.1.6.2.1. Impinging jets

Die ursprüngliche Einspritzkopfversion mit 2 x 8 impinging jets ist für MHD-Zwecke ungeeignet. Der Verbrennungswirkungsgrad η_c^* von $\approx$ 90 % ist zu gering, die Verbrennungsrauhigkeit (Druckschwankung) von ca. 10 % ist zu hoch /51/.

3.1.6.2.2. Variation der Einspritzelemente

Durch Brennversuche mit Einspritzdüsen unterschiedlicher Spritzcharakteristik /51/ und Anordnung wurde gezeigt, daß die Verbrennung, d.h. der Verbrennungswirkungsgrad umso besser ist, je feiner die Zerstäubung und je intensiver und gleichmäßiger die Durchmischung ist. Stabilitätsprobleme, die umso wahrscheinlicher sind, je höher die Energieproduktionsrate ist, wurden nicht beobachtet. Durch Verwendung der verbesserten Einspritzdüsen wurde dagegen eine Verminderung der Rauhigkeit um den Faktor 3 erreicht.

3.1.6.2.3. Verbrennungswirkungsgrad

Gleichfalls wurde gezeigt /51/, daß die aus dem Generator entnommene Leistung außerordentlich stark vom erreichten Verbrennungswirkungsgrad abhängt. Durch Verbesserung des Wirkungsgrades um 5 % konnte die el. Leistung um den Faktor 3 gesteigert werden.

3.1.6.3. Konsequenzen für den Prototyp-Einspritzkopf

Aufgrund der vorliegenden Ergebnisse, die z.T. erst in der letzten Phase der experimentellen Arbeiten ermittelt wurden, muß als günstigste Version ein Einspritzkopf auf der Basis eines Showerhead-Einspritzkopfes bezeichnet werden. Um jedoch eine Prototyp-Auslegung mit der notwendigen Sicherheit vornehmen zu können, ist die Erprobung eines solchen Einspritzkopfes mit einer thermischen Leistung von 50 - 100 MW

unumgänglich. Die Vorversuche mit dem Brennsystem BS-3 /29, 42/ zeigten allerdings, daß auch der dort verwendete Einspritzkopf für den Prototypbrenner geeignet ist. Für die Auslegung des Prototypen werden daher die Ergebnisse der Brennversuche mit dem Brennsystem BS-3 herangezogen.

3.1.6.4. Auslegung des Prototyp-Einspritzkopfes

Beim Einspritzkopf des BS-3 werden Oxydator und Brennstoff koaxial durch Ringspalte der Brennkammer zugeführt /5, 42/. Der Durchsatz läßt sich durch Veränderung des Einspritzdruckes und der Spaltbreiten variieren. Die Spaltbreiten selbst können durch Unterlegen von Distanzscheiben auf beliebige Werte eingestellt werden. Aufgrund der Konstruktion läßt sich die Spaltbreite nur bei der Brennstoff-Zuführung messen, bei der Oxydator-Zuführung ist die effektive Spaltbreite einer Messung nicht zugänglich. Die benötigten Spaltbreiten für die o.a. Durchsätze müssen durch Vorversuche mit dem Prototyp-Brenner ermittelt werden. Dieses Verfahren wurde auch schon bei der Inbetriebnahme des Einspritzkopfes BS-3 angewandt. Für die Brennstoff-Zuführung wird eine Abschätzung der benötigten Spaltbreiten vorgenommen.

3.1.6.4.1. Dimensionierung

Für die Dimensionierung des Prototyp-Einspritzkopfes wird das Verhältnis zwischen Prototyp- und BS-3-Brennkammer-Durchmesser zugrunde gelegt. Dieser Quotient φ beträgt:

$$\varphi = 1{,}52.$$

Mit diesem Wert sind alle Lineardimensionen des Einspritzkopfes BS-3 zu vergrößern, um die Maße des Prototyp-Einspritzkopfes zu erhalten. Die Durchmesser D für die Eintrittspalte von Oxydator und Brennstoff haben danach folgende Werte:

LOX:	D_O	= 70,0 mm Ø
Brennstoff:	D_F	= 61,0 mm Ø.

Setzt man gleiches Einspritzdruckgefälle bei Prototyp- und BS-3-Einspritzkopf voraus, und benutzt die experimentell mit dem Einspritzkopf von BS-3 gefundenen Werte, so zeigt eine Abschätzung, daß die Spaltbreiten beim Prototyp-Einspritzkopf um etwa den Faktor 3 größer sein müssen, um den notwendigen Durchsatz (s. 3.1.2.3.) bewältigen zu können +). Für die Brennstoff-Zuführung würde z.B. eine Spaltbreite von ΔZ = 0,75 mm benötigt werden. Die Aufbereitung bzw. Zerstäubung des eintretenden Brennstoffschleiers sollte unter diesen Bedingungen weitgehend möglich sein. Durch Erhöhung des Einspritzdruckes bei gleichzeitiger Verringerung des Einspritzspaltes kann die Zerstäubung verbessert werden. Wie jedoch schon erwähnt, muß die ideale Zuordnung von angelegtem Einspritzdruckgefälle und verwendeter Spaltbreite durch Testläufe ermittelt werden.

3.1.7. Übersicht über das eigentliche Brennsystem

Eine Übersicht über den Aufbau des gesamten Brenners wird mit der schematischen Darstellung in Abb. 3 gegeben (s. auch /5/).

3.1.8. Brennerfundament

Das Brennsystem des MHD-Generators ähnelt einem Raketenbrennsystem. Sein Fundament gleicht deshalb in vieler Beziehung einem sogenannten "Schubbock". Die Konstruktion und Herstellung solcher Schubböcke ist eine übliche und vollkommen be-

---

+) Bei gleichem Druckgefälle, gleichem Treibstoff und gleichem Ausflußkoeffizienten ergibt sich das Verhältnis der Spaltbreiten zu

$$\Delta Z_2/\Delta Z_1 = (\dot{m}_2 \cdot D_1) \;/\; (\dot{m}_1 \cdot D_2)$$

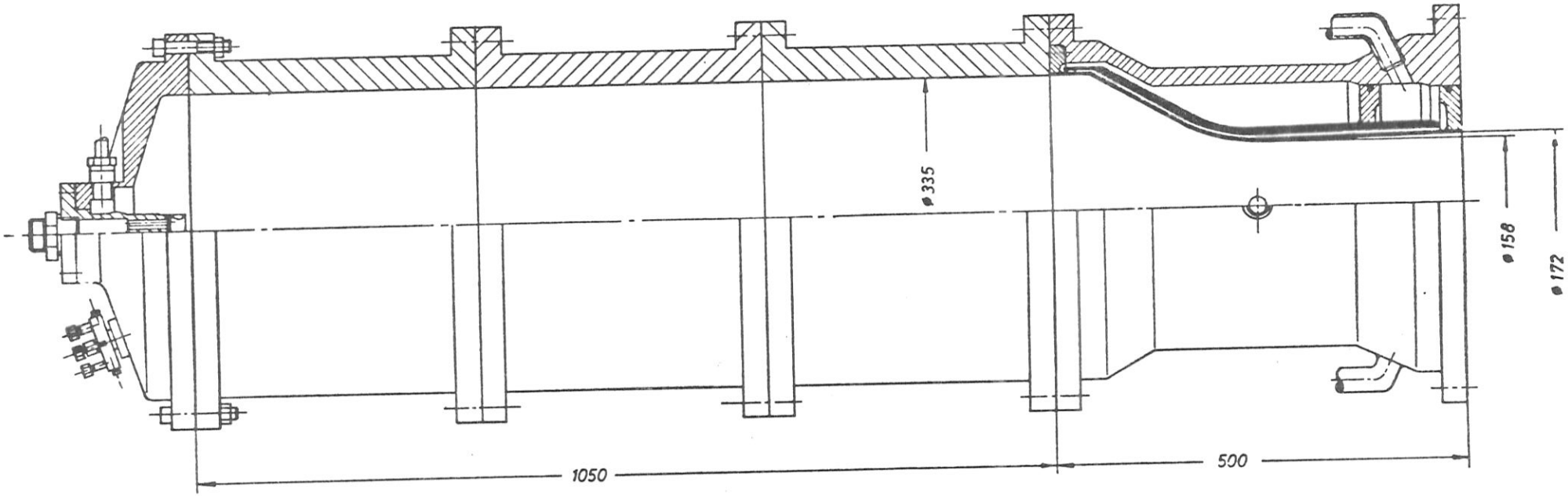


Abb.3
Aufbau des Brenners BS-1

Kanten				
XX = Ra-Werte in qm		Gewicht kg	Werkstoff	
Maße o. Toleranzang. nach			Rohteil-Nr.	
1973	Tag	Name	Gesehen	
Bearb.	17.04.	Foysi		
Gepr.	17.04.	Dallgi		
Norm.			Ersatz für	Paßmaß / Abmaße
Buchstabe	Kennel	Änderungs-mitteilungs-Nr.	Tag	Name
			Benennung	MHD-Brennsystem
			Maßstab	1:5
			Zeichnungs-Nr.	1011-SK-0060 E
			Arb.pause Nr.	

M·A·N WERK MÜNCHEN

Für diese Zeichnung behalten wir uns alle Rechte vor. Ohne unsere vorherige Zustimmung darf sie weder vervielfältigt noch Dritten zugänglich gemacht werden.

Ekr

herrschte Technik. Dem Massendurchsatz von ca. 20 kg/sec entsprechend muß ein Schubbock für ein Raketentriebwerk mit c. 5 t Schub erstellt werden. Es ist zweckmäßig, die Brennerfundamente beim Bau des Prüfstandes bzw. der Räumlichkeiten für den Prototyp-Generator bauseitig mit ausführen zu lassen, da sich Schubböcke aus Stampfbeton mit der notwendigen Armierung bestens bewährt haben.

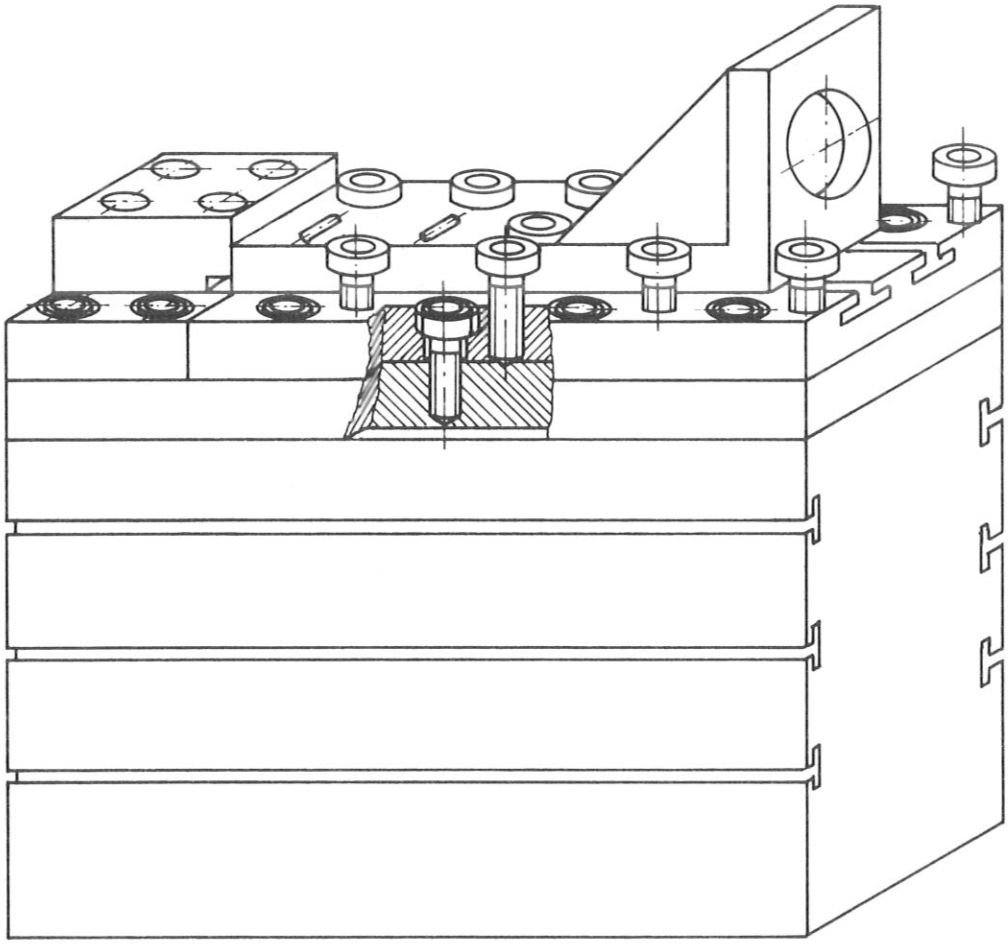


Abb. 4 Skizze des Brennerfundamentes (des "Schubbockes")

Über das in der Raketentechnik übliche hinausgehend, sind auf dem Fundament allerdings Vorrichtungen für eine besonders genaue Justierung nach allen 6 Freiheitsgraden (Höhe und Seiten, Neigungen in allen 3 Richtungen) vorzusehen. Auch bei der Konstruktion und Fertigung dieser Vorrichtungen werden nur bekannte und verfügbare Techniken benötigt.

3.1.9. Versorgungssystem

Obwohl einige Komponenten des Prototyp-MHD-Generators, z.B. Einspritzkopf, Brennkammer und MHD-Kanal (im Einklang mit dem Auftrag) nur für einen 10 sec-Betrieb konstruiert sind, wird das Versorgungssystem teilweise bereits für längere Betriebszeiten ausgelegt. Dies erscheint nützlich im Hinblick auf einen späteren Verwendungszweck als Sofortreserveaggregat /20/ mit Betriebszeiten von z.B. 30 min.

Eine der wichtigsten Eigenschaften eines MHD-Generators für die Sofortreserveversorgung ist die Fähigkeit, innerhalb von 0,5 sec auf Vollast zu fahren /77/. Der Beweis dafür, daß dies möglich ist, wurde bereits mit dem Experimentiergenerator im 1. Projektabschnitt erbracht /27, 42, 57/. Es mußte deshalb bei der Auslegung des Fördersystems auf eine schnelle Startbereitschaft Wert gelegt werden.

Bei der Auslegung des Versorgungssystems wurde weitgehend auf die Erfahrungen zurückgegriffen, die mit den Versorgungssystemen im IPP-Prüfstand bzw. auf dem MAN-Prüfstand gesammelt werden konnten. Im Unterschied zu den bisher getesteten Anlagen wird jedoch von der Kombination Lagertank/Drucktank abgegangen und nur noch ein Tank verwendet, der beide Aufgaben gleichzeitig erfüllt.

3.1.9.1. LOX-Versorgungssystem

3.1.9.1.1. Förderprinzip

Für den kurzzeitigen Einsatz während der Erprobung des Prototypen wird entsprechend der Experimentieranlage des 1. Projektabschnittes eine Druckgasförderung mit gasförmigem Sauerstoff vorgenommen (s. Fließschema Abb. 5). Bei längeren Einsatzzeiten muß von der Druckgasförderung abgegangen werden und eine LOX-Förderpumpe vorgesehen werden. Um die schnellen "Hochfahrzeiten" zu realisieren, muß jedoch die Startphase durch eine Druckgasförderung überbrückt werden.

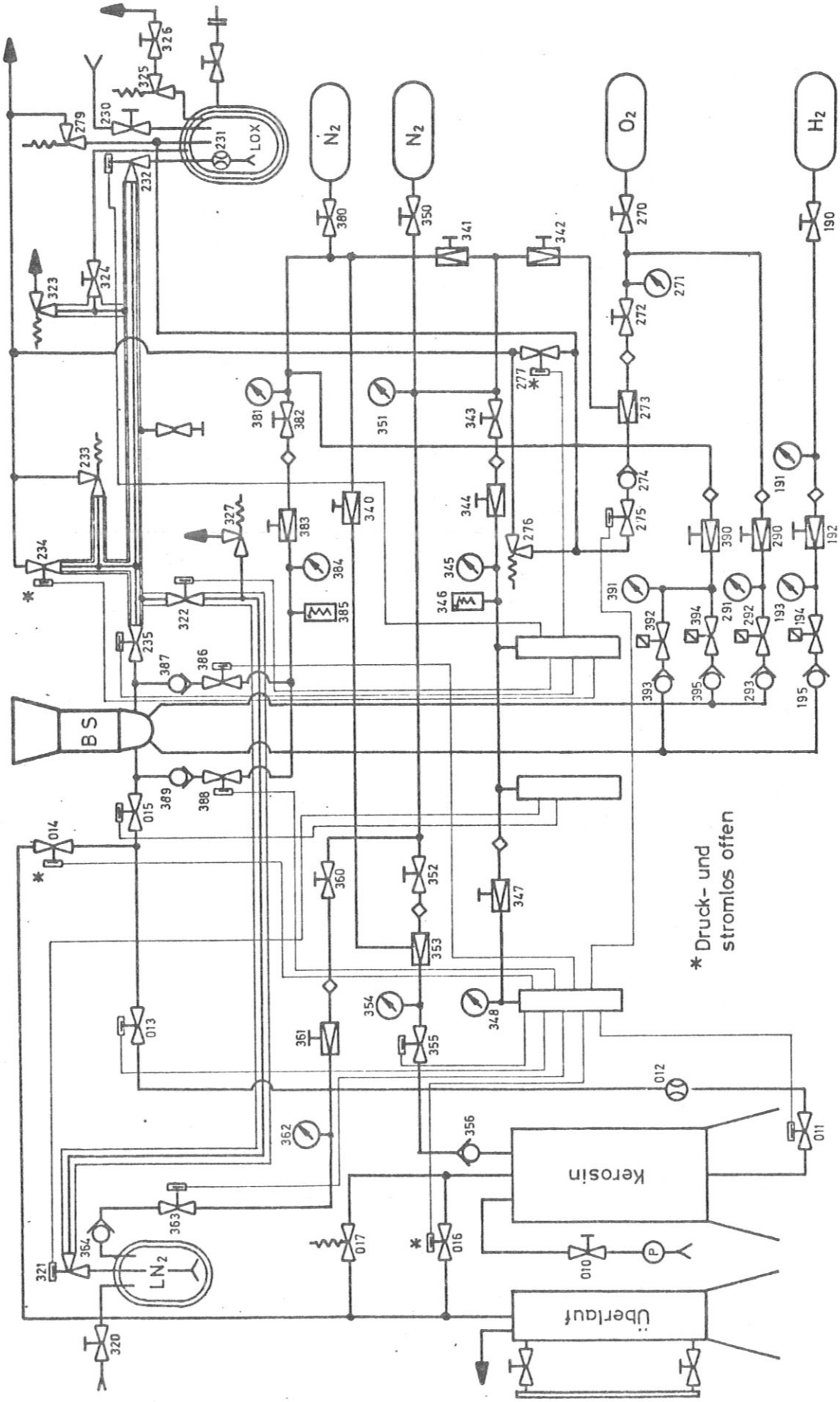


Abb. 5 Fließschema des gesamten Fördersystems

3.1.9.1.2. Tankanlage

Als kombinierter Druck- und Lagertank wird ein handelsüblicher Standtank der Firma Linde verwendet. Vorgesehen ist der Tank TS 120 mit einem Fassungsvermögen von 12 000 l. Mit ihm ist ein 10-min-Betrieb durchführbar.

In einer späteren Phase soll der Tank mit flüssigem Stickstoff gekühlt werden, damit die Abdampfverluste an Sauerstoff auf ein Minimum reduziert werden. Diese Kühlung soll im Zusammenhang mit der Leitungskühlung erfolgen. Auf sie wird dort genauer eingegangen.

3.1.9.1.3. Druckgasversorgung zur LOX-Förderung

Für die Bedrückung des Tanks zur LOX-Förderung werden 5 Bündel mit jeweils 12 Druckgasflaschen parallel geschaltet.

Das Leitungssystem (S. Fließschema Abb. 5) besteht aus VA-Rohren, die extrem gereinigt und fettfrei sein müssen.

Handventile werden zum Absperren von Leitungsabschnitten benutzt, wobei die Überprüfung von Subsystemen jedoch noch möglich ist.

Dom-Druckregler dienen zum Einstellen des Tankdruckes bzw. des Sekundärdruckes. Die Einstellgenauigkeit muß bei 0,5 % liegen. Die Druckminderung muß in mehreren Stufen vorgenommen werden, um die Druckregelung des Tanks zu verfeinern. Bei längerzeitigem Betrieb ist ein geeignetes Regelsystem auszuwählen.

Bei defektem Dom-Druckminderer könnte u.U. der LOX-Drucktank auf den vollen Wert der Primärseite aufgefüllt werden. Um dieses zu verhindern, werden zwei Sicherheitsventile in die O_2-Bedrückungsleitung eingebaut. Das erste Sicherheitsventil spricht bei 35 atü an, das zweite Ventil (direkt am Tank) bei

100 atü. Im Falle eines defekten Druckminderers würde also der Tank durch Ansprechen der Sicherheitsventile drucklos gemacht werden.

Im Notfall kann die Sauerstoff-Bedrückungsleitung und der Sauerstoff-Tank durch Betätigung eines NOT-AUS-Schalters drucklos gemacht werden. Bei Betätigung des NOT-AUS-Schalters wird die Sauerstoff-Bedrückung entlastet und die Nachförderung von gasförmigen O_2 unterbunden.

3.1.9.1.4. Pumpeinrichtung zur LOX-Förderung

Für den Fall längerer Betriebszeiten ($t > 5$ min) müssen die Förderanlagen für Brennstoff und Oxydator modifiziert werden. Anstelle der druckfesten Lagertanks, aus denen die Treibstoffe einfach mit Druckgas gefördert werden, müssen nun Systeme aus separaten Druck- und Lagertanks mit Pumpen- und Druckgasförderung treten. Abb. 5a zeigt das Prinzip eines solchen Systems für die LOX-Seite.

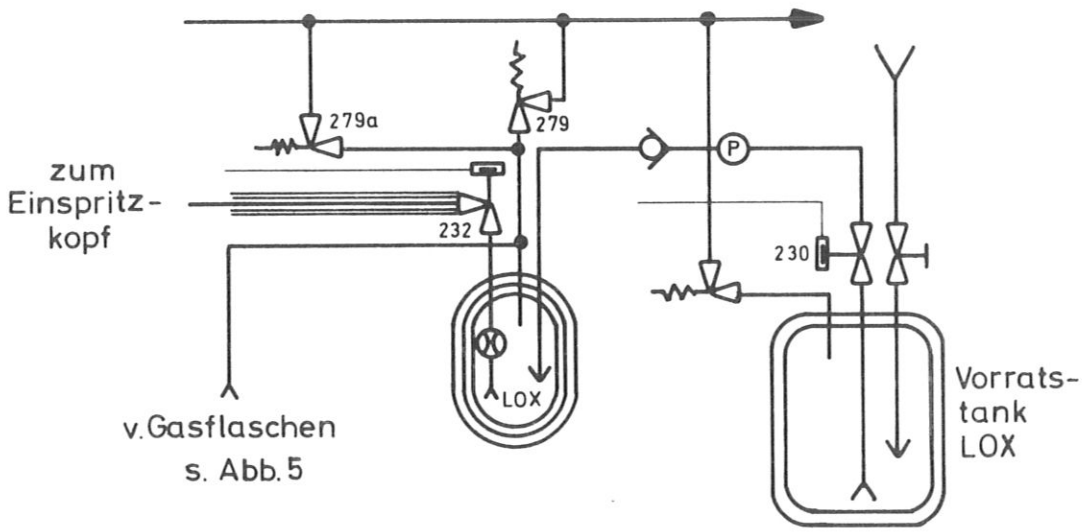


Abb. 5a Pumpeinrichtung zur LOX-Förderung bei längeren Betriebszeiten

Eine Pumpe fördert im Langzeitbetrieb flüssigen Sauerstoff aus dem Lagertank in den Drucktank, der dabei die Funktion eines Windkessels ausübt. Die Größe des Drucktanks ist so zu wählen, daß sein LOX-Inhalt ausreicht, die Anlaufzeit der Pumpe zu überbrücken. Dies ist bei Benutzung des unter 3.1.9.1.2. erwähnten Tanks als Windkessel gewährleistet, aber auch ein wesentlich kleinerer Tank würde in diesem Fall genügen. Zum schnellen Hochfahren während dieser Anlaufphase muß die im vorigen Abschnitt beschriebene Druckgasförderung beibehalten werden. Erreicht die Pumpe gegen den notwendigen Arbeitsdruck im Windkessel (Drucktank) die LOX-Fördermenge, die der Brennerleistung entspricht, erlaubt ein Überdruckventil in der Druckgasleitung das langsame Wiederauffüllen des Drucktanks bei konstantem Förderdruck, also bei konstantem LOX-Durchsatz. Bei Erreichen eines bestimmten LOX-Standes im Druckkessel wird dann die Pumpenleistung gedrosselt und weiterhin so gesteuert, daß die LOX-Menge im Drucktank bei konstantem Tankdruck einigermaßen gleich bleibt. Bei diesem Verfahren ist gleichzeitig sichergestellt, daß bei einem weiteren Einschaltvorgang wieder ein gefüllter Windkessel für die Anfahrphase vorhanden ist.

Pumpen zur Förderung von flüssigem Sauerstoff werden von Firmen der Luft- und Raumfahrtindustrie in Deutschland entwickelt und gebaut. Sie können dort oder auch in den USA gekauft werden. Es sind z.B. Pumpen mit Förderleistungen von 20 bis 50 Liter/sec verfügbar. Der Durchsatz kann mit Hilfe des Antriebsaggregats der Pumpe über die Drehzahl oder aber mit Hilfe von Ventilen gesteuert werden. Bei Vorkühlung der Pumpe sind Anlaufzeiten von < 1 sec erreichbar. Der Antrieb erfolgt z.B. durch eine Gasturbine.

3.1.9.1.5. Förderleitungen

Für die geforderte schnelle Startbereitschaft ist eine kurze räumliche Distanz zwischen dem Einspritzkopf und dem letzten Leitungsventil (Fahrventil) notwendig. Es muß weiterhin ge-

währleistet sein, daß der flüssige Sauerstoff bis zum Fahrventil auch wirklich in flüssiger Form ansteht und jede Verdampfungserscheinung, die zu einem Zweiphasenzustand führt, unterbunden ist. Während zu diesem Zweck bei den Experimenten im IPP und MAN-Prüfstand eine umfangreiche Vorkühlprozedur notwendig war +), bei der sich trotz aller Sorgfalt eine Zweiphasenströmung nicht immer vermeiden ließ, muß bei der Auslegung des Prototyp-Fördersystems für LOX mit verfahrenstechnischen Maßnahmen eine Vorkühlung umgangen werden. Es ist daher vorgesehen, die LOX-Förderleitung mit flüssig-Stickstoff ständig auf Tieftemperatur (-196°C) zu halten und außerdem das gesamte Leitungssystem mit einer Vakuumisolation zu umgeben (s. Fließschema Abb. 5).

Die Förderleitungen sollen demgemäß in einer dreimanteligen Ausführung aus VA-Material zusammengeschweißt werden. Das Innenrohr übernimmt den Transport von LOX, im Zwischenrohr befindet sich flüssig-Stickstoff, der die Kühlung der Leitung sicherstellen soll. Das gesamte Rohrsystem ist außerdem vakuumisoliert. Durch die cryogenen Temperaturen bzw. durch die Temperaturunterschiede kommt es zu axialen Verkürzungen, die durch Kompensatoren aufgenommen werden müssen. Aufgrund des Betriebsdruckes von ~ 25 bar müssen diese Kompensatoren vorgespannt werden. Ein Konstruktionsprinzip für ein Eckstück ist in Abb. 6 dargestellt.

Der Druckmesser der Innenleitung beträgt 6 cm, die Strömungsgeschwindigkeit von LOX liegt bei 5 m/sec. Alle absperrbaren Leitungsabschnitte sind mit Sicherheitsventilen auszurüsten.

+) Bei den Experimenten im IPP-Prüfstand wurde der Vorkühlsauerstoff in einer koaxialen Förderleitung vom Verteiler bis zum Fahrventil zurückgeführt, dabei wurde die Förderleitung von innen und außen heruntergekühlt.

Bei den Versuchen im MAN-Prüfstand waren vakuumisolierte Leitungen vorhanden, die beim Vorkühlen nur von innen gekühlt wurden (s. hierzu auch /5, 13/).

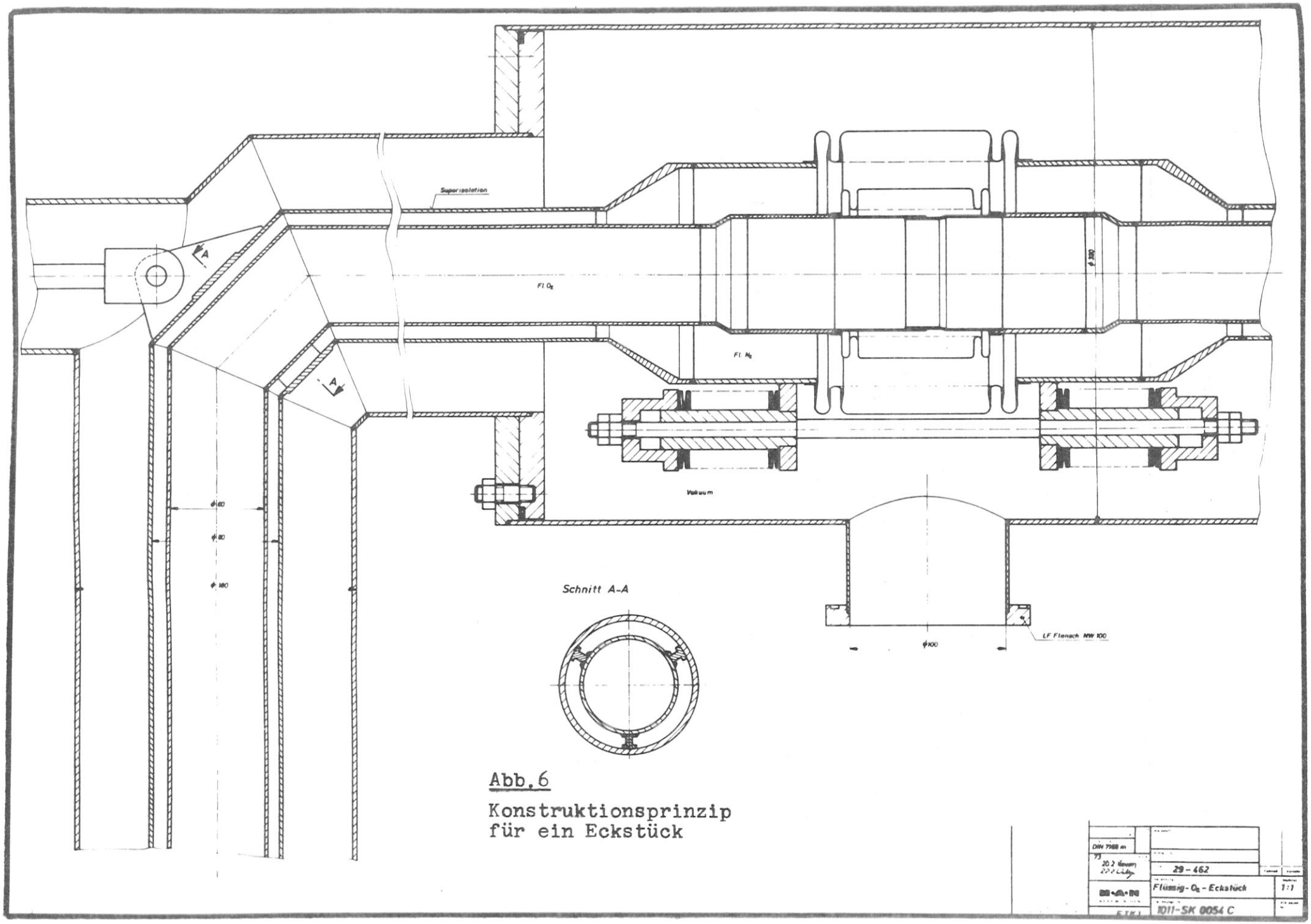


Abb. 6

Konstruktionsprinzip
für ein Eckstück

Für die Kühlung mit flüssig-Stickstoff ist ein Tank und das dazugehörige Bedrückungs- und Leitungssystem zu installieren.

Das Fließschema der gesamten Anlage ist in Abb. 5 dargestellt.

3.1.9.1.6. Ventile (für Förderleitungen und Druckgasversorgung)

Die Ventile in der Förderleitung sind als sog. Kaltventile im Handel erhältlich. Das Fahrventil soll möglichst dicht am Einspritzkopf angebracht sein. Da die Öffnungscharakteristik dieses Ventils einstellbar sein soll, muß ein geeigneter Steuerkopf in Zusammenarbeit mit der Lieferfirma entwickelt werden. Es muß ebenfalls in Zusammenarbeit mit der Lieferfirma sichergestellt werden, daß die Arbeitsfähigkeit der ständig auf Tieftemperatur befindlichen Ventile nicht durch Eisbildung gefährdet wird. Während die normalen Ventile druck- und stromlos geschlossen sein sollen, müssen die im Fließschema (Abb. 5) mit einem ☼ bezeichneten Ventile druck- und stromlos geöffnet sein.

Bei den Ventilen in den Druckgasleitungen handelt es sich um konventionelle Ventile, die im Handel leicht erhältlich sind.

Die Ansteuerung sämtlicher kolbenbetätigter Ventile wird pneumatisch mit elektromagnetisch betätigten Steuerventilen vorgenommen. Für die Kaltventile haben sich Lucifer 5 - 2-Wegeventile mit einem Steuerdruck von 40 bar bestens bewährt.

3.1.9.2. Brennstoffversorgung

Bezüglich des Förderprinzips gilt brennstoffseitig das gleiche wie bei der LOX-Förderung.

Der mit Brennstoff gefüllte Fahrtank (2000 l) wird mit gasförmigem N_2 bedrückt. Zur Gasversorgung werden handelsübliche N_2-Hochdruckbündel verwendet.

Für sämtliche Rohrleitungen sind VA-Rohre vorgesehen; Durchmesser der Rohre 3 cm.

Als Ventile werden Kugelhähne mit den passenden Doppelkolben-Drehantrieben eingesetzt. Diese Drehantriebe werden mit Herion-Pneumatik-Wegeventilen betätigt +). Als Fahrventil wird jedoch ein schnelles "Kaltventil" verwendet. Zur Absperrung der Hochdruckgasversorgung dienen Handventile. Die HD-Gasversorgung muß abgesperrt werden können, wobei Steuer-Bereitschaft gewahrt bleiben muß (siehe Fließschema Abb. 5).

Dom-Druckregler dienen zum genauen Einstellen bzw. zur Aufrechterhaltung des geforderten Brennstoff-Tankdruckes. Sie werden extern mit gasförmigem N_2 angesteuert. Erforderliche Einstellgenauigkeit 0,5 %.

Für die notwendige Sicherheit ist ein Sicherheitsventil direkt am Tank angeflanscht. Es spricht bei ~ 85 atü an, dadurch wird der Tank drucklos. Der Brennstoff-Drucktank wird bei Betätigung eines "NOT-AUS"-Schalters durch Öffnen eines Ventils drucklos gemacht. In diesem Fall wird die Nachförderung von gasförmigem N_2 durch Schließen eines weiteren Ventils unterbunden.

3.1.9.3. Flüssig N_2-Versorgung

Flüssig N_2 wird zum Kühlen des LOX-Leitungssystems benötigt. Für die Lagerung wird ein konventioneller Standtank eingesetzt. Es sind vakuumisolierte Leitungen vorgesehen. Als Ventile werden handelsübliche kolbenbetätigte Kaltventile verwendet. Der Druck im Tank wird so eingeregelt, daß immer ein geringer Durchfluß gegeben ist.

+) Diese Ventile haben sich ausgezeichnet bewährt. Sie arbeiten bei einem Steuerdruck von 10 bar. Als Steuermedium wird gasförmiger Stickstoff benutzt, der den oben erwähnten N_2-Bündeln separat über Druckminderer entnommen wird.

Auch der LN_2-Tank wird selbstverständlich mit gasförmigem Stickstoff aus denselben Bündeln bedrückt, die den Stickstoff zur Bedrückung des Brennstofftanks liefern.

3.1.10 Zündsystem

Das bisher verwendete Zündsystem /1, 13 (S. 23f), 27/ mit einer elektrisch gezündeten H_2O_2-Pilotflamme kann direkt auf den Prototypen übertragen werden. Aus Gründen der Redundanz sind zwei Zündsysteme mit getrennten Gaszuführungen vorzusehen. Ein Fließschema des Zündsystems ist in Abb. 5 mit eingezeichnet, als Ventile haben sich die Industria-Ventile bestens bewährt.

3.1.11. Steuer-, Überwachungs- und Meßeinrichtungen

Aufgrund der Erfahrungen in der ersten Projektphase muß das Steuer- und Überwachungssystem für den Prototypgenerator in einigen Punkten gegenüber dem bisher benutzten abgeändert bzw. verbessert werden.

Bei der Steuerung muß besonders auf die kurzen Hochfahrzeiten geachtet werden. Beispielsweise muß auf eine Freigabemeldung mit Hilfe eines Zündkammer-Druckschalters verzichtet werden und stattdessen die Öffnung der Hauptfahrventile optisch gesteuert werden. Außerdem muß die gesamte Zündeinrichtung redundant ausgelegt werden.

Wie bisher muß durch Druckschalter das Starten des Brenners solange unmöglich gemacht werden, solange nicht in allen Leitungen (vor allem den Steuerleitungen) der notwendige Betriebsdruck herrscht.

Die Überwachung der Anlage während und außerhalb des Betriebes muß durch den Einsatz geeigneter Einrichtungen (z.B. Fotozel-

len, Druckschalter) sichergestellt werden. Während des Versuchsbetriebes muß die Anlage automatisch dann abgestellt werden, wenn

- Brennkammerdruck unter- bzw. überschritten wird
- die Anlage nicht steuerfähig ist
- Verbrennungsinstabilitäten (zu große Rauhigkeiten) auftreten
- Zweiphasenströmung in den LOX-Förderleitungen auftritt
- sich ein vorher eingestelltes O/F-Verhältnis ändert.

Entsprechende Steuer- und Regeleinrichtungen müssen zum Teil noch entwickelt werden.

Auch zur Steuerung des Spülens, d.h. für das Austreiben der restlichen Oxydator- und Brennstoffmengen aus gewissen Leitungsteilen müssen die Einrichtungen und Prozeduren teilweise noch entwickelt und dann erprobt werden.

Die Bedienung aller Steuerelemente, also vor allem die der elektro-magnetischen Steuerventile, soll (wie bisher) durch Drucktasten zentral von einem Steuerpult aus erfolgen. Die Stellung der Schaltelemente soll erkennbar sein. Während des automatischen Versuchsablaufs werden die elektro-magnetischen Steuerventile - in der Reihenfolge der gewünschten Funktion durch Zeit - und Druckschalter betätigt.

Wie bei den Experimentierarbeiten im 1. Projektabschnitt sollen die Meßwerte teilweise analog und teilweise digital erfaßt werden. Alle Vorgänge mit sich stark ändernden Größen (instationäre Vorgänge) sollen analog erfaßt werden. Die sich langsam ändernden Größen bzw. solche, die sich stationär verhalten sollen, können digital angezeigt oder ausgedruckt werden. Sämtliche Drücke sollen digital angezeigt werden. Da die Kapazität der Erfassungsgeräte (z.B. UV-Schreiber) meistens begrenzt ist, soll die Möglichkeit der schnellen Umschaltung auf beliebige Meßkanäle vorhanden sein.

3.2. MHD-Kanal

Im MHD-Kanal, der zwischen Düse und Diffusor im Magneten angeordnet ist, wird ein Teil der Enthalpie bzw. der kinetischen Energie des Verbrennungsgases in elektrische Energie umgewandelt.

Aus der Kenngröße

Elektrische Leistung: 10 MW

im Angebot der Arbeitsgemeinschaft /0/ bzw. im Auftrag des BMBW und einigen zusätzlichen Annahmen (s. hierzu 2.2.) wurden als Ergebnis von Optimierungsrechnungen die geometrischen und elektrischen Auslegungsdaten für den Kanal gewonnen, die in Tab. 2 mit enthalten sind. Der für den Prototypgenerator vorgeschlagene Kanal ist demnach ein Slantwallkanal.

3.2.1. Konstruktionsprinzipien

3.2.1.1. "Heißer" oder "Kalter" Kanal

Vor der technischen Realisierung mußte zuerst eine Entscheidung bezüglich der Wahl eines "kalten" oder eines "heißen" Kanals getroffen werden, wobei die Wände eines "kalten" Kanals Metallwände sein werden, die eines "heißen" Kanals Keramikinnenflächen haben müssen.

Selbst bei Einschalten des Brenners, also schockartiger Wärmebelastung von Keramikwänden, weist deren Temperaturanstieg Zeitkonstanten von der Größenordnung der vertraglich geforderten

Betriebsdauer von 10 sec

auf. Ein quasistationärer Betrieb mit hoher Wandtemperatur und damit erheblich reduzierten Verlusten läßt sich also auch mit

heißen Wänden während der oben genannten Betriebsdauer nicht verwirklichen. Deshalb wurde die

Entscheidung für einen "Kalten" Metallwand-Kanal

gefällt.

3.2.1.2. Kühlung der Kanalwände

Messungen /3, 56, 73/ und Rechenergebnisse /67, Kap. 2.3./ bestätigten im Wesentlichen die Erfahrungen bezüglich des Wärmestromes vom Plasma in die Metallwand. Sie ergaben, daß selbst bei kalten Wänden diese

Wärmeströme kleiner als 1 kW/cm^2

bleiben (z.B. 900 W/cm^2 am Kanaleingang und 300 W/cm^2 am Kanalausgang). Solche Wärmeströme erlauben sowohl die Benutzung kapazitiv gekühlter (also während der jeweiligen Betriebsdauer ungekühlter, aber in den Betriebspausen langsam abgekühlter) Wände /54/, als auch die von flüssigkeitsgekühlten Metallwänden.

Im ersten Fall kommt als Wandmaterial praktisch nur Kupfer in Frage, im zweiten Fall können bei passend gewählten Kühlsystemen auch Edelstähle als Wandmaterial benutzt werden.

Da wegen der elektrischen Funktion der Kanalwände im Falle von Metallwänden eine sehr feine Unterteilung der Wände in Elemente notwendig ist /54/, die voneinander isoliert sind, müssen flüssigkeitsgekühlte Wände notwendigerweise sehr kompliziert und damit teuer sein. Deshalb wurde ein

Entscheidung zugunsten kapazitiv gekühlter Kupferwände

getroffen. Damit war zwar ein Betrieb des Generators für mehr als 10 sec verboten, obwohl er als besonders wünschenswert erkannt wurde /32, 74/, die Entscheidung präjudiziert aber

nicht eine Weiterentwicklung der Kupferkanäle zu flüssigkeitsgekühlten Metallkanälen! +).

3.2.1.3. "peg-wall"- oder Scheiben-Kanal

Für Faradaygeneratoren werden Metallwand-Kanäle üblicherweise in "peg-wall"-Ausführung gebaut. Dagegen sind Slantwall-Kanäle beider Bauarten bekannt, solche mit Seitenwänden aus "pegs", also kleinen isolierten Bausteinchen, wie auch solche, die aus Stapeln von Metallscheiben gefertigt wurden. Zwar erlaubt die "peg-wall"-Konstruktion /54/ eine größere Flexibilität in der Verschaltung der Elektroden und hat auch bei Messungen im Experimentierbetrieb gewisse Vorteile, bei der Arbeitsgruppe des IPP liegen aber inzwischen direkte positive Erfahrungen bezüglich der Konstruktion von Scheibenkanälen vor /37, 54, 55, 57/. Da Rechnungen für einen praktikablen Winkel von 60° für die Neigung der Scheiben relativ gute Resultate ergaben /79/ und dieser Winkel entlang der gesamten Kanalachse genügend gut mit dem besten Neigungswinkel übereinstimmt, fiel die

Entscheidung zugunsten eines Scheibenkanals.

3.2.2. Konstruktionsvoraussetzungen

Bei der eigentlichen Konstruktion eines Kanals für den Prototypgenerator (nach Fällen der Entscheidungen gemäß 3.2.1.) müssen eine ganze Reihe von Randbedingungen berücksichtigt werden. So darf z.B. die maximale Potentialdifferenz zwischen

---

+) Neben Vorüberlegungen zur Anbringung von Kühlsystemen ohne drastische Änderung der im folgenden vorgeschlagenen Kanalkonstruktion wurden auch schon Entwicklungsarbeiten begonnen, die fortschrittlichere wassergekühlte Metallkanalwandkonstruktionen betreffen /41, 61, 38/.

benachbarten Metallteilen einen gewissen Wert nicht überschreiten, der Kanal muß in die Innenbohrung des Magneten passen, auch im Bereich der Stromanschlüsse darf die Stromdichte auf den Elektroden einen bestimmten Betrag nicht überschreiten usf. Schließlich müssen die Flansche der Endstücke auf diejenigen von Düse bzw.Diffusor abgestimmt sein.

Einige dieser Bedingungen bestimmen die Konstruktion bis ins Detail.

3.2.2.1. Breite der Wandelemente und der Elektroden

Entlang dem MHD-Kanal werden in den verschiedenen möglichen Betriebszuständen (Leerlauf, Lastfälle, Kurzschluß) Hallfeldstärken aufgebaut, die zu Potentialdifferenzen zwischen benachbarten Metallteilen (Scheiben in den Seitenwänden des Kanals, Elektroden in den Elektrodenwänden) führen.

Messungen /39, 80/ am IPP-MAN-Generator bestätigen die Erfahrungen anderer Experimentatoren, daß die

Spannungsdifferenzen zwischen benachbarten Metallteilen < 40 V

sein müssen, um die Ausbildung von Kurzschlußlichtbögen zu verhindern.

Optimierungsrechnungen /83/ hatten ergeben, daß für den optimalen Generator

im Leerlauffall die höchsten Feldstärken von ca. 60 V/cm

auftreten (siehe Abb. 7), während bei normalem Betrieb nur maximal 40 V/cm, im Kurzschlußfall nur ca. 35 V/cm zu erwarten sind. Da ein Generator gelegentlich auch im Leerlauf betrieben werden wird, bestimmt die dazugehörige maximale Feld-

stärke E_x die Segmentierung, also die Breite λ der Metallelemente in Achsenrichtung

$$\lambda \leq \frac{40\ V}{60\ V/cm} = 2/3\ cm.$$

Bei einer Konstruktion der Generatorkanalwände gemäß Abb. 8 sind dadurch erforderlich

Breite der Elektroden:	$\leq$ 6 mm
Breite der Seitenwandstreifen:	$\leq$ 3 mm.

Während die Elektrodenbreite dabei noch keine Probleme bereitet, läßt sich die feine Lamellierung der Seitenwände mit den innerhalb des Projektes erprobten Mitteln /54/ gerade noch beherrschen. In einem späteren Schritt bietet sich hier aber der zusammen mit dem Battelle-Institut, Frankfurt/Main erarbeitete Aufbau von Generatorwänden aus emaille-verbundenen Kupferplatten an /41/.

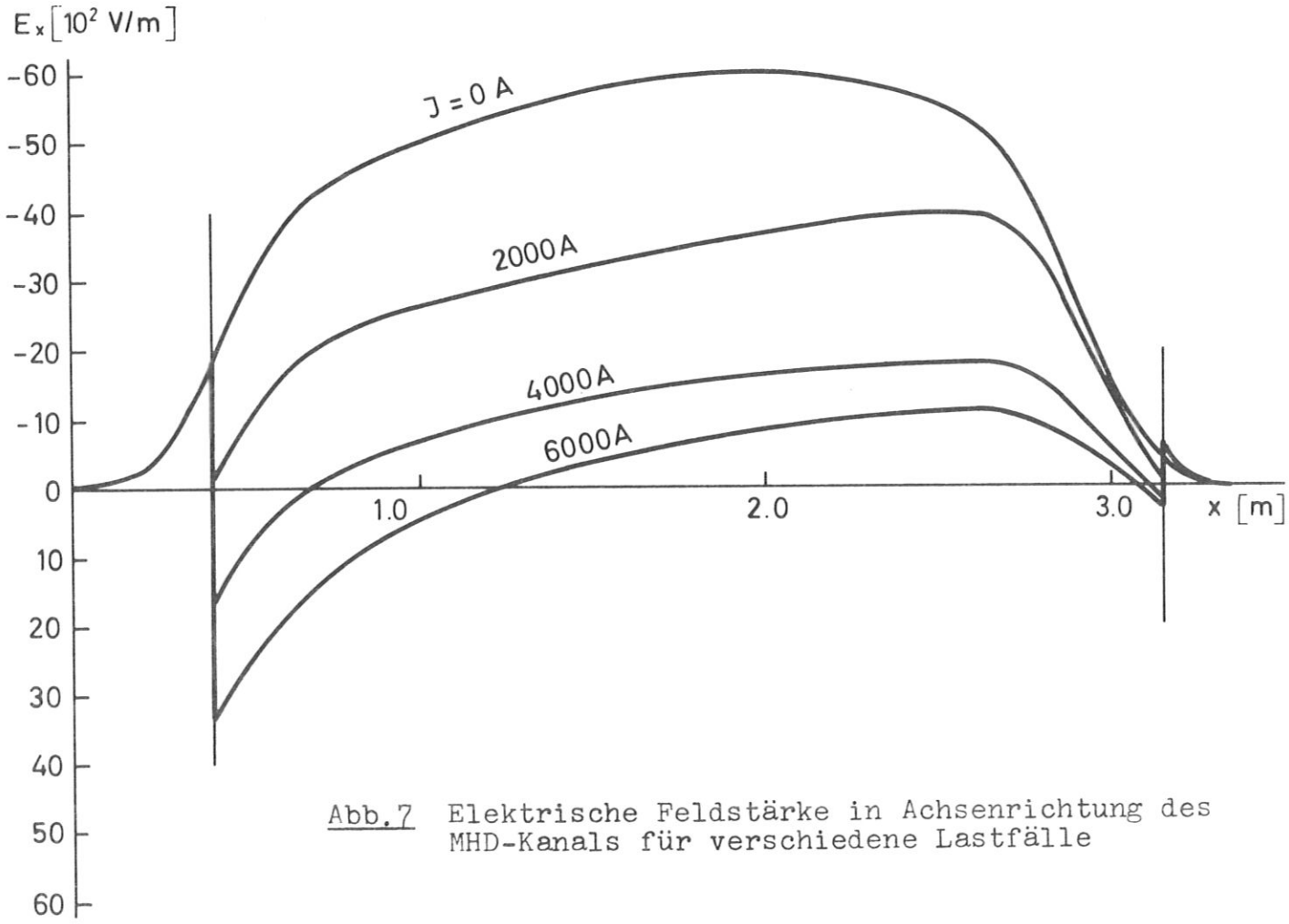


Abb. 7 Elektrische Feldstärke in Achsenrichtung des MHD-Kanals für verschiedene Lastfälle

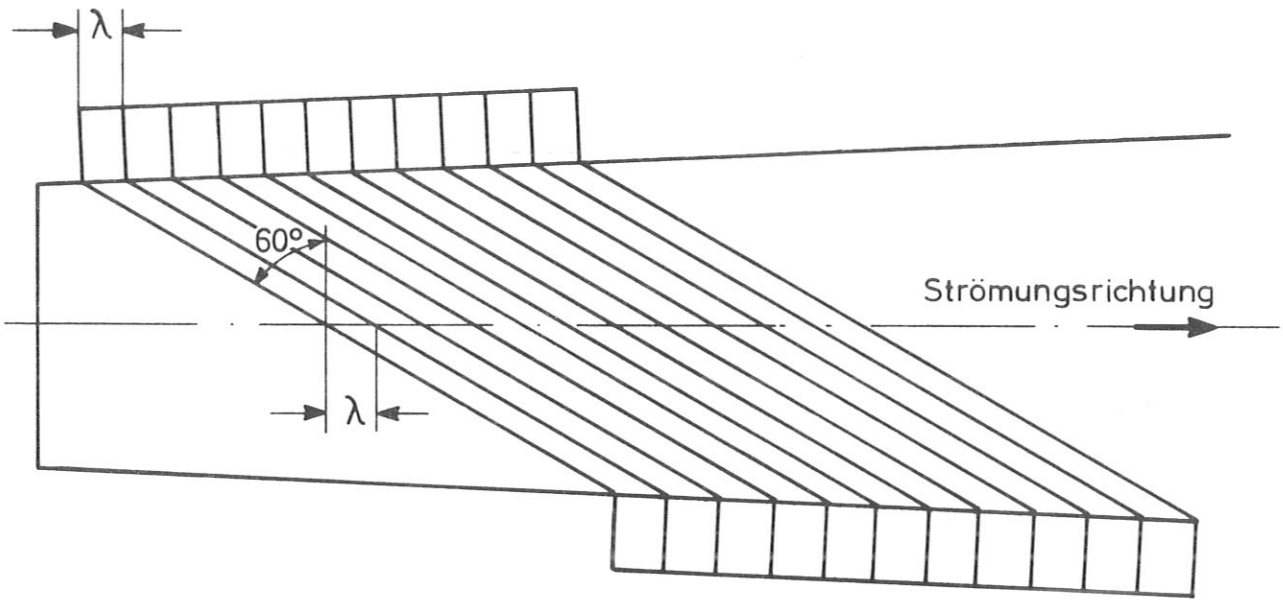


Abb. 8 Prinzipskizze zur Kanalkonstruktion

Eine Durchmesserbegrenzung auf 3 - 5 mm würde übrigens auch für die "pegs" einer "peg-wall"-Konstruktion gelten, was die dabei auftretenden großen Probleme sofort sichtbar macht. In einem solchen Fall würde sich sofort die Weiterentwicklung der metallgefüllten Keramik-Wabenelemente /41/ empfehlen. Die Wichtigkeit der beiden von Battelle bearbeiteten Entwicklungsaufgaben ist damit deutlich erkennbar. Längerfristig kann hier an den Einsatz der im IPP konzipierten "Bürstenwände" /61/ gedacht werden.

3.2.2.2. Dicke der Kanalwände

Die Dicke der Elektroden- und der Seitenwände des MHD-Kanals wird einerseits durch ihr thermisches Verhalten bestimmt, andererseits durch Festigkeitsbetrachtungen.

3.2.2.2.1. Thermisch bestimmte Wanddicke

Der Wärmestrom in die Wand nimmt vom Kanalanfang zum Kanalende hin von 900 W/cm^2 auf 300 W/cm^2 deutlich ab (s. Kap.2.3.).

Die Rechnungen zum Temperaturverhalten kapazitiv gekühlter Wände /54/ zeigten, daß

die Wanddicke am Kanaleingang $\geq$ 5 cm

die Wanddicke am Kanalausgang $\geq$ 1 cm

sein muß. Für diese beiden Fälle sind die zeitlichen Temperaturverläufe der Kanalinnenwand in den Abb. 9 und 10 angegeben. Während das Kanalende völlig unproblematisch ist, werden am Kanaleingang immerhin Temperaturen von 800 bis 900°C erreicht.

3.2.2.2.2. Festigkeitsbestimmte Wanddicke

Bei Temperaturen von 800°C ist die Festigkeit von Kupfer nur noch klein (weniger als 1/6 ihres Wertes bei Zimmertemperatur). Zwar bleibt während der 10 sec des Brennvorgangs ein Temperaturprofil in einer 5 cm dicken Kanalwand erhalten, dessen Mittelwert (und erst recht dessen Wert an der Außenwand) weit unter 800°C liegt, aber keinesfalls kann die Wand als Träger mit einer bei Zimmertemperatur zulässigen Zug- oder Biegespannung angesehen werden.

Der Einfachheit halber wird die Wand des Kanals hier nach außen hin soweit verstärkt, daß in diesem zusätzlichen Dickenbereich sicher mit der Festigkeit von Kupfer gerechnet werden kann, die sich bei 5 cm Wanddicke für die nach 10 sec erreichte Außentemperatur ergibt. Diese liegt am Kanalanfang dann bei 280°C, am Kanalende bei 120°C. Die entsprechenden zulässigen Zugspannungen für Kupfer sind dann 15 kp/mm^2 bzw. 21 kp/mm^2 /54/.

	am Kanaleingang	am Kanalausgang
Temperatur nach 10 sec in 5 cm Wandtiefe T_{5cm}	280 °C	120 °C
Entsprechende zulässige Zugspannung σ_{zul}	15 kp/cm^2	21 kp/cm^2

Tabelle 5 Temperaturen und Zugspannungen in der Kanalwand (in 5 cm Tiefe)

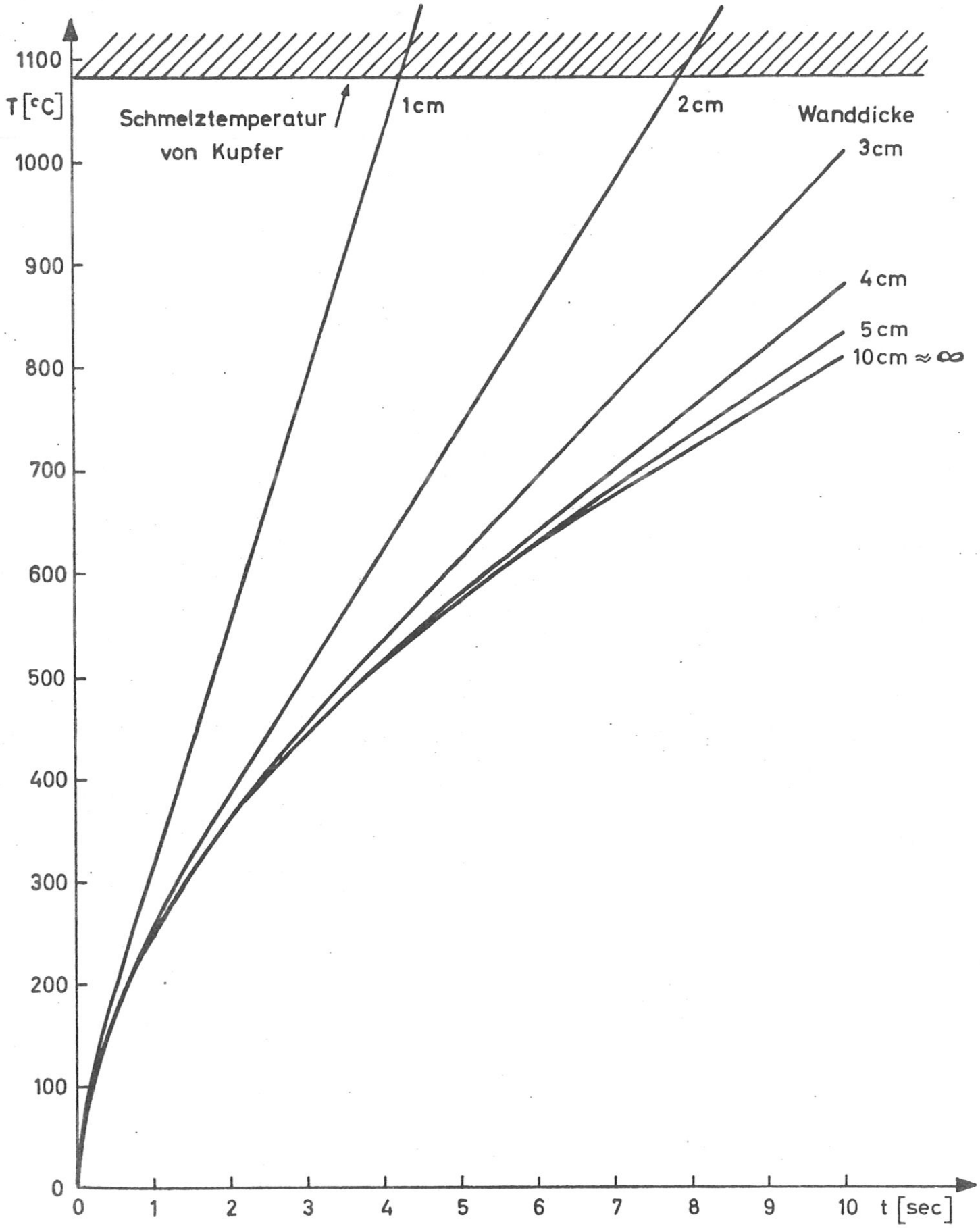


Abb. 9 Temperaturverlauf in der Kupferwand für Wanddicken bis 10 cm bei einem Wärmestrom von $q = 900\ W/cm^2$ in Abhängigkeit von t

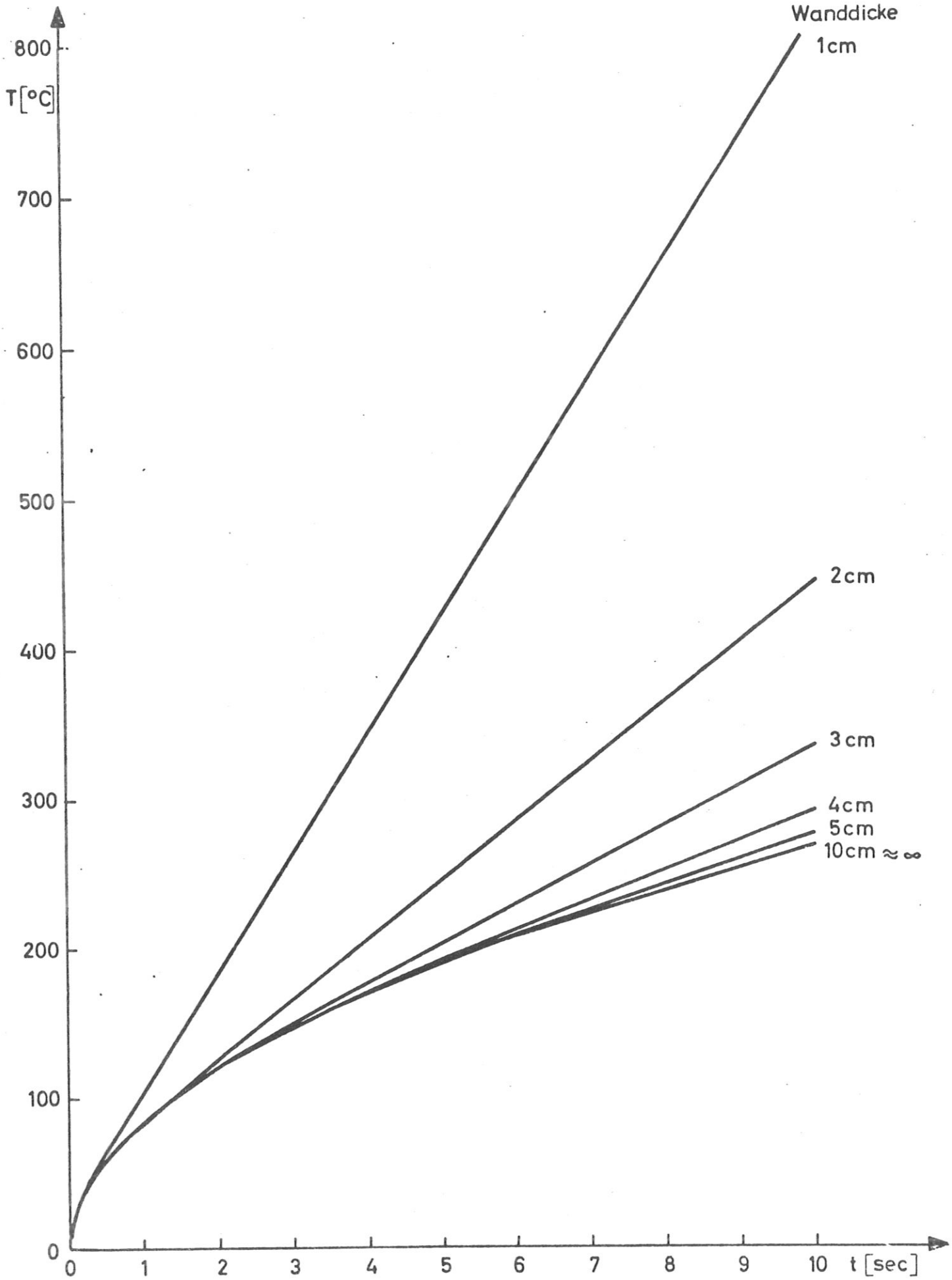


Abb.10 Temperaturverlauf in der Kupferwand für Wanddicken bis 10 cm bei einem Wärmestrom von $q = 300\ W/cm^2$ in Abhängigkeit von t

Aus diesen Werten ergeben sich, wenn man eine

Erlaubte Wanddurchbiegung am Kanalanfang $\leq$ 1 mm
Erlaubte Wanddurchbiegung am Kanalende $\leq$ 2 mm

zugrundelegt, eine

Wandstärke am Kanalanfang $\approx$ 5 cm
Wandstärke am Kanalende $\approx$ 5 cm,

die vom Festigkeitsstandpunkt aus zusätzlich gefordert werden.

Dabei treten auf

max. Biegespannung am Kanalanfang $\approx$ 4 kp/cm^2
max. Biegespannung am Kanalende $\approx$ 3 kp/cm^2

also Werte, die weit unter den zulässigen Werten liegen, was bedeutet, daß auch innere Wandelemente noch mittragen.

Eine Addition der thermischen und festigkeitsbestimmten Wanddicke führt zu der Forderung

Wanddicke = 10 cm.

3.2.2.3. Außenmaße des Kanals

Die Optimierungsrechnungen /79, 83/ ergaben einen Innenquerschnitt des Kanals an seinem Ende von ca. 47 x 47 cm^2, mit 10 cm Wanddicke ergibt dies einen

Außenquerschnitt von 70 x 70 cm^2,

was einer

Länge der Diagonalen von 100 cm

entspricht.

Um einen solchen Kanal in der zylindrischen Bohrung eines Magneten unterbringen zu können, muß diese also einen Durchmesser von etwa 100 cm haben.

Die Abb. 11 gibt einen Konstruktionsvorschlag wieder, der zeigt, daß sich ein Kanal der oben ermittelten Größe im freien zylindrischen Innenraum eines Magneten unterbringen läßt.

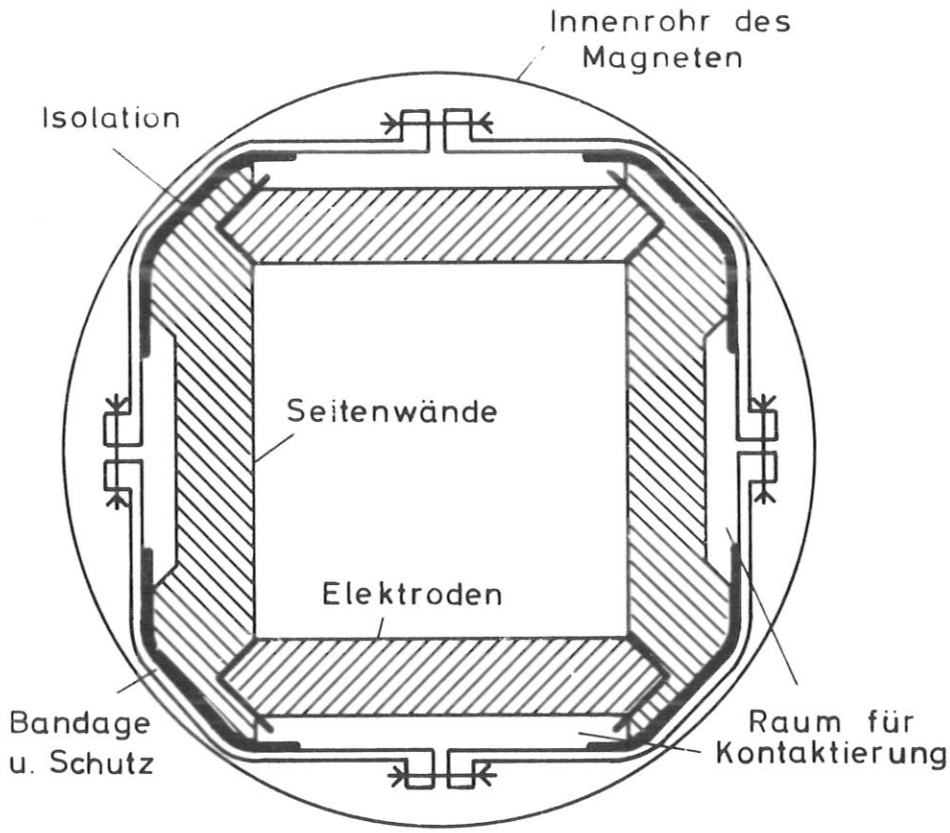


Abb. 11 Konstruktionsvorschlag zu einem MHD-Kanal für einen zylindrischen Magnetinnenraum.

3.2.2.4. Stromabgriffe

Stromdichten von einigen Ampere pro Quadratzentimeter wurden in MHD-Generatoren mit kalten Elektroden gemessen, ohne daß an den Elektroden Schäden festgestellt wurden. Die Optimie-

rungsrechnungen /79, 83/ lieferten für den Nennlastfall des Prototypgenerators

Nennlaststromdichten $j_{y_o} \leq 3\ A/cm^2$

und auch nur kritische

Kurzschlußstromdichten $j_{y_o} \leq 6\ A/cm^2$.

Abb. 12 gibt für beide Fälle die j_y-Verteilung entlang der Kanalachse wieder und läßt erkennen, daß Stromdichten oberhalb 3 A/cm^2 selbst im Kurzschlußfall nur im Bereich des Stromabgriffs am Kanaleingang auftreten. Da der Generator im Kurzschlußfall aber sofort abgeschaltet werden wird, ist nur die maximale Stromdichte im Nennlastfall relevant. Sie ist ohne weiteres tolerierbar.

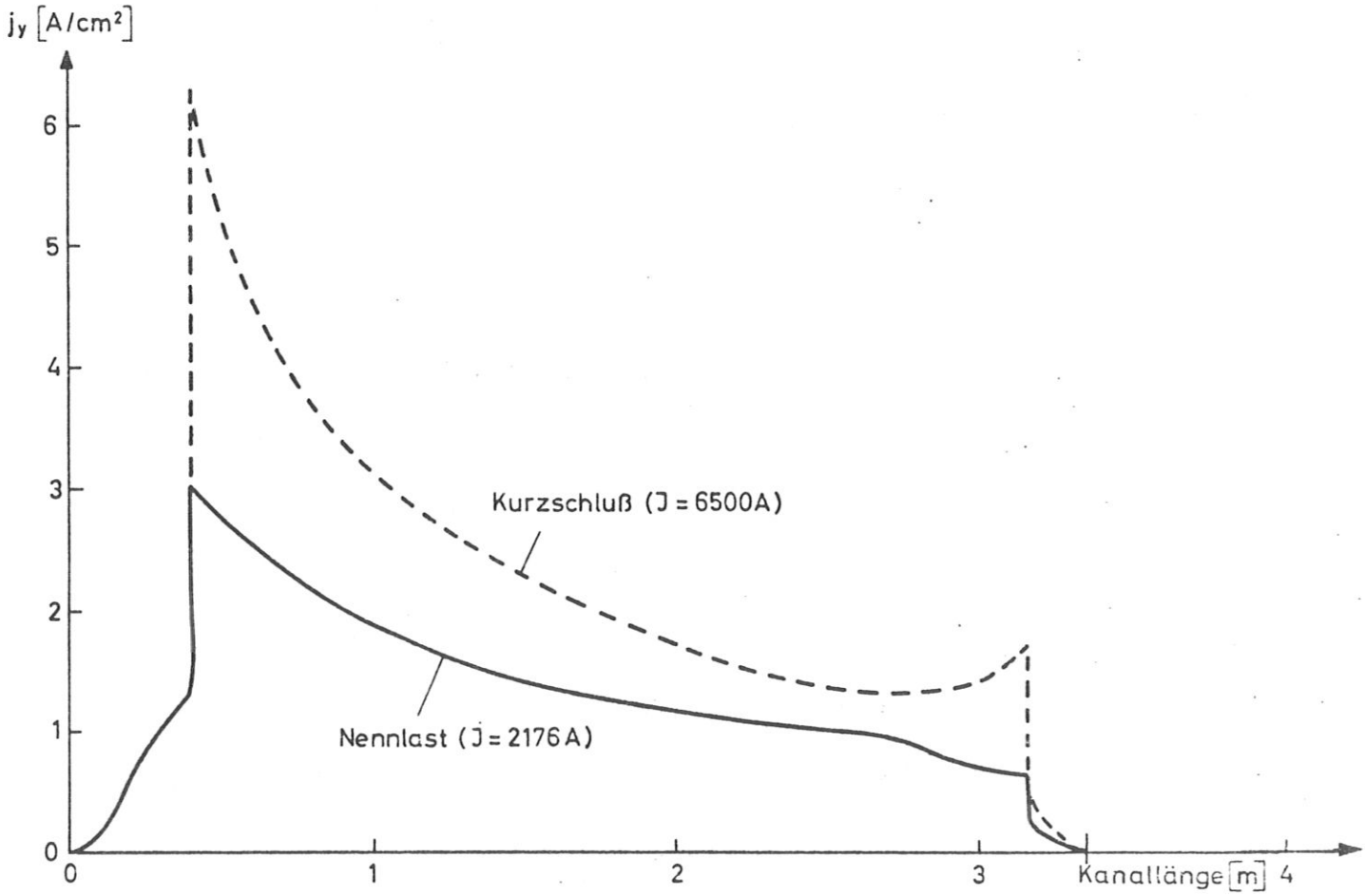


Abb. 12 Faradaystromdichte-Verteilung entlang der Kanalachse

Die konstruktive Lösung soll aufgrund des oben Gesagten sicherstellen, daß die Stromdichte überall auf der Wand

$$j_{\perp\,Wand} \leq 3\ A/cm^2$$

bleibt.

Zu berücksichtigen ist allerdings, daß im Slantwallgenerator der Strom auch eine Komponente in Achsenrichtung hat. Die Optimierungsrechnungen /83/ ergaben dafür die in Abb.13 dargestellten Verläufe für den Nennlast- und den Kurzschlußfall.

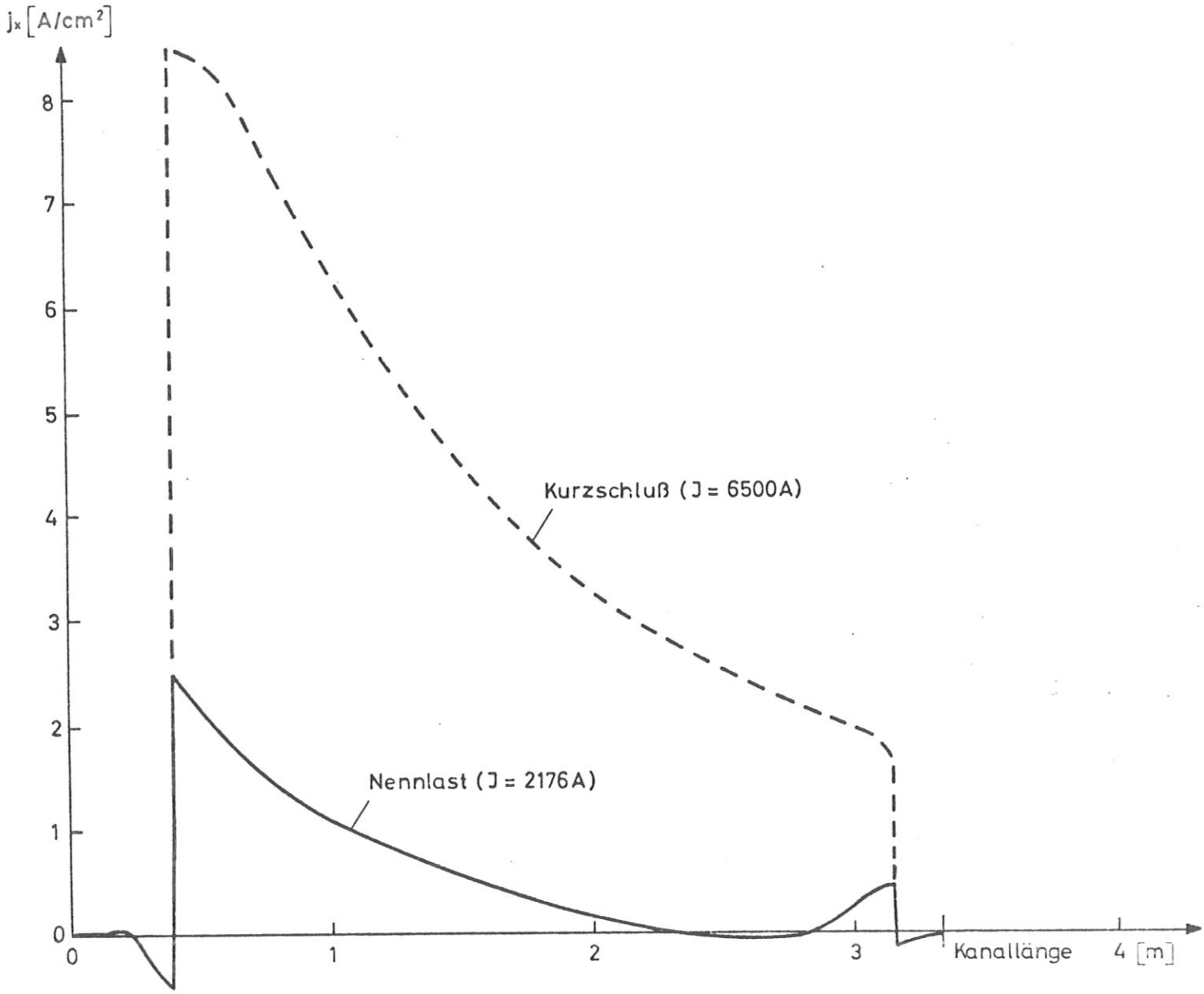


Abb.13 Hallstromdichte-Verteilung entlang der Kanalachse

Während in den mittleren Bereichen des Kanals die x-Komponente des schräg fließenden Stromes für die Stromdichte in die Elektroden völlig belanglos ist, gewinnt sie an den Kanalenden erhebliche Bedeutung. Bei den Rechnungen wird nämlich angenommen, daß beide Stromanteile an den Orten der Stromabgriffe in je eine unendlich dünne Scheibe des Kanals eintreten. Die Stromdichte in die Wand wäre dort also theoretisch unendlich groß (deshalb die Sprünge in den Stromdichten j_y und j_x der Abb. 12 und 13 an den Stellen der Stromabgriffe). Beide Kanalenden sind von diesem Standpunkt aus also als kritisch anzusehen.

3.2.2.4.1. Stromabgriff am Kanaleingang

Dem Stromabgriff am Kanaleingang muß dabei besondere Aufmerksamkeit gewidmet werden, denn der kleine Kanalquerschnitt erfordert einen langen Stromabgriffsbereich. Aus der Breite von 16 cm am Kanaleingang und der Nennstromstärke von 2176 A ergibt sich mit einer Stromdichte ≤ 3 A/cm^2 die

Länge des Stromabgriffs $\sim$ 12 cm.

Das bedeutet, daß eine

Verteilung des Stromabgriffs auf 20 Scheiben

notwendig ist. Durch Einschalten unterschiedlicher Widerstände zwischen den einzelnen Scheiben und dem Sammelabgriff muß eine gleichmäßige Verteilung des Stromes auf die Scheiben erzwungen werden. Da

jedes einzelne Wandelement mit max. 50 A

belastet wird, wenn dem im Folgenden vorgelegten Konstruktionsvorschlag für den Kanal gefolgt wird, ist die Gefahr einer Stromkonzentration in einem einzigen Lichtbogen auf einem Wandelement auch noch tolerierbar.

3.2.2.4.2. Stromabgriff am Kanalende

Bei der hier herrschenden Breite des Kanals von 47 cm ergibt sich die

Länge des Stromabgriffs $\approx$ 4 cm

Dies bedeutet, daß eine

Verteilung des Stromabgriffs auf 7 Scheiben

ausreicht. Auch hier ist die Potentialanpassung bzw. Stromverteilung durch Widerstände zu erzwingen.

Wenn wieder

jedes einzelne Wandelement nur mit max. 50 A

belastet werden soll, ist eine

Unterteilung der Elektroden und Seitenscheiben in jeweils zwei Teile

notwendig, da jedes der Elemente sonst ca. 90 A aufzunehmen hätte.

3.2.3. Konstruktionsvorschlag

In dem hier kurz erläuterten Konstruktionsvorschlag wird den in den vorhergehenden Abschnitten entwickelten und zusammengestellten Bedingungen Rechnung getragen. Die vorgeschlagene konstruktive Lösung wird von den Abb. 14 - 17 repräsentiert.

Die Aufsicht +) in Abb. 14 läßt erkennen, daß die Seitenwände

---

+) Aufsicht und Seitenansicht werden durch die Lage des Magnetfeldes bestimmt. Der horizontale Verlauf der Magnetfeldlinien wird von der Kühlung des Supramagneten /75/ gefordert.

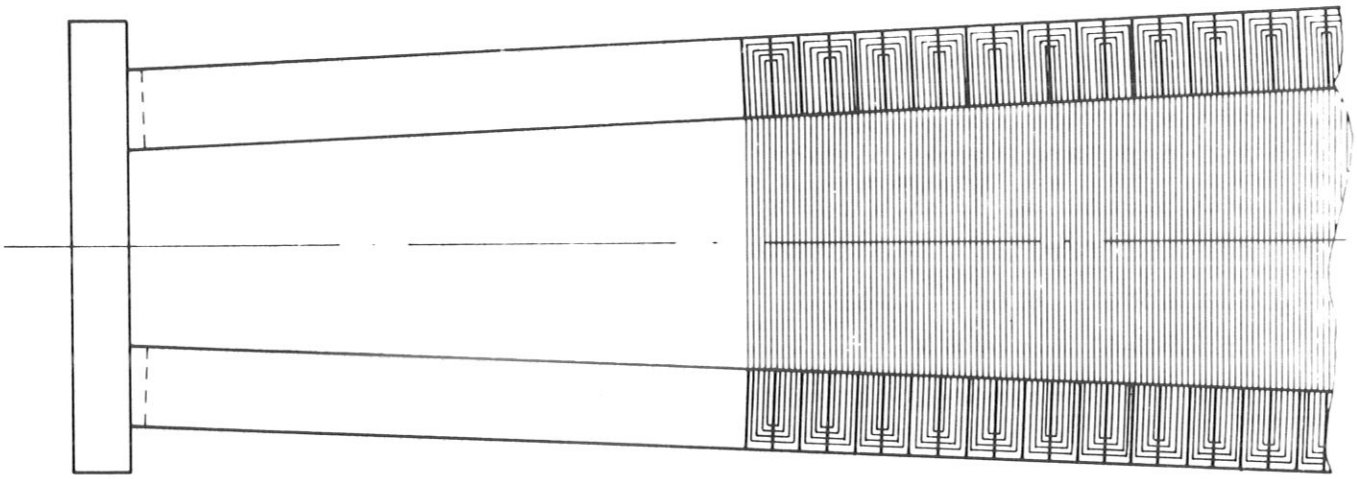
des Kanals aus Modulen zusammengesetzt sind, die aus mehreren (5) gewinkelten Blechen bestehen, so daß diese trotz ihrer geringen Dicke (3 mm gem. 3.2.2.1.) bei einer Länge von bis zu 1 m noch eine genügende Steifigkeit behalten. Auch die (entsprechende) feine Segmentierung der Elektrodenwände wird in der Aufsicht deutlich.

Die Seitenansicht (s. Fußnote S. 58) in Abb. 14 zeigt vor allem den Winkel von 30°, den die Scheiben der Seitenwände mit der Kanalachse bilden, und der zu einer erheblichen Länge der Bleche am Kanalausgang führt. Auch Größe und Bedeutung der keilförmigen Endstücke zwischen den Scheiben und den Endflanschen werden durch die Seitenansicht demonstriert. Eine Unterteilung des Keilstückes am Kanalende verursacht übrigens keine besonderen konstruktiven Probleme.

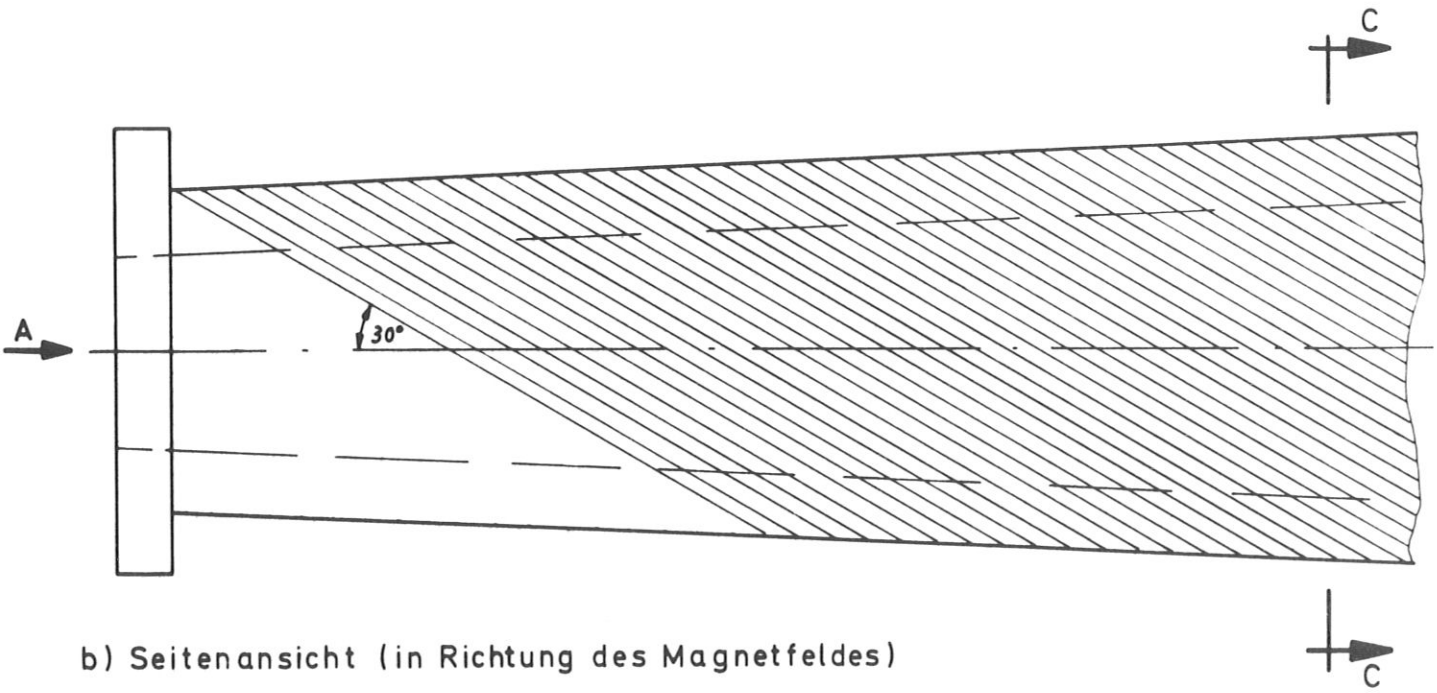
In der folgenden Abb. 15 sind die in Abb. 14 gekennzeichneten Endansichten und Schnitte zusammengestellt. Ansicht A läßt den kreisförmigen Flansch am Kanaleintritt erkennen, der die Verbindung zur Düse des Brennsystems herstellt. Außerdem sind die "Anschlußfahnen" an den einzelnen Elektroden und Scheiben der Seitenwände angedeutet, mit deren Hilfe die entsprechenden Wandelemente gemäß diesem Konstruktionsvorschlag miteinander verbunden werden sollen.

Ansicht B zeigt den quadratischen Flansch am Kanalende, an den eine elektrisch trennende Strecke angeschlossen werden muß, die entweder gleichzeitig als Diffusor arbeitet oder von diesem fortgesetzt wird.

Im Schnitt C-C wird die Verbindung der Seitenwände mit den Elektrodenwänden deutlich. Letztere fügen sich keilförmig in entsprechende Nuten der Seitenwände. Durch die U-Schienen und die Kraftpfeile ist das System der Verspannung der 4 Kanalwände angedeutet. (Im Schnitt der Seitenwände sind die 5 Bleche jedes der Modulen der Deutlichkeit halber nicht separat gezeichnet.)

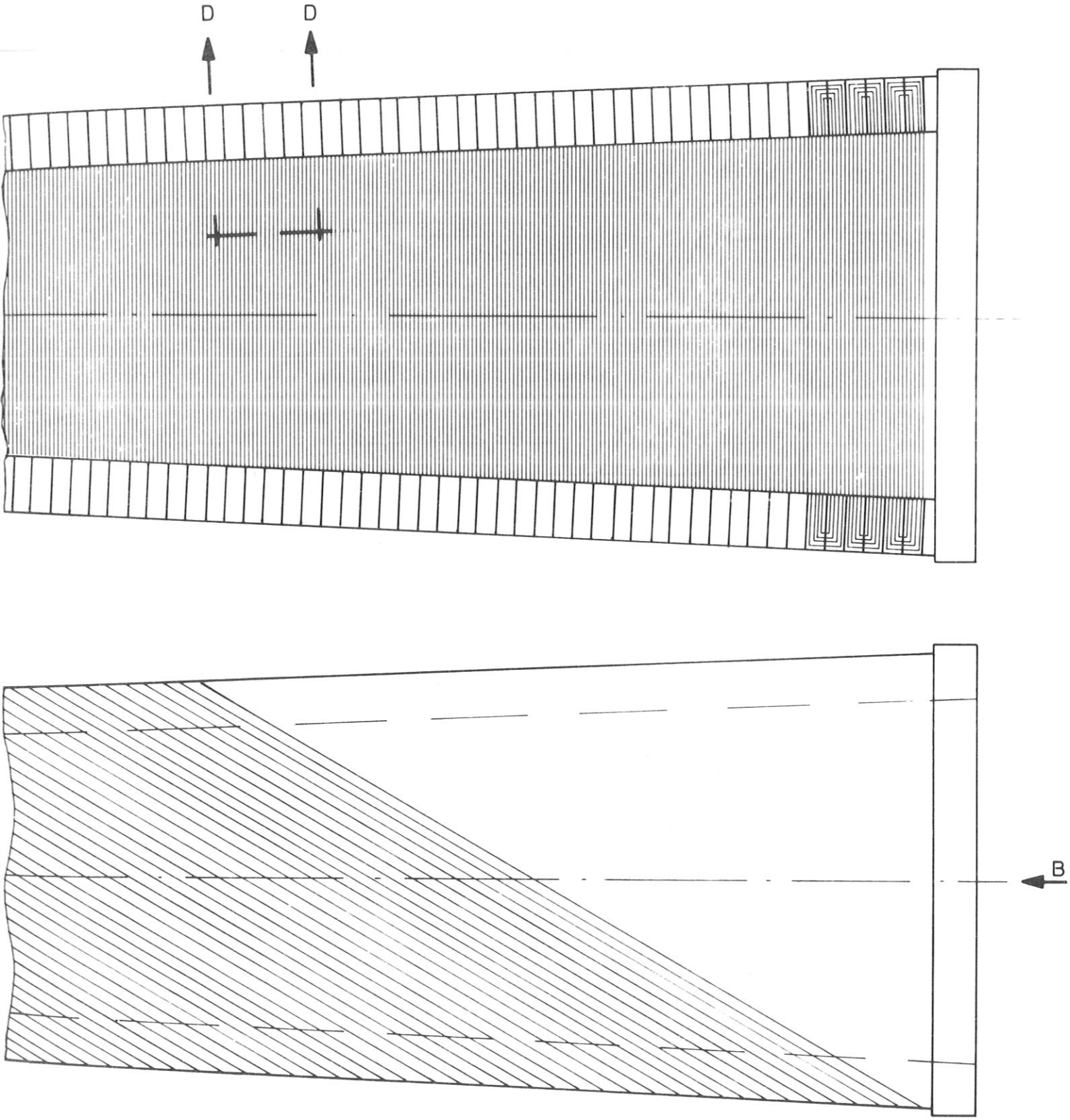


a) Ansicht von oben (senkrecht zur Magnetfeldrichtung)



b) Seitenansicht (in Richtung des Magnetfeldes)

Abb. 14 Übersichtszeichnung zum Konstruktionsvorschlag


D
D
B

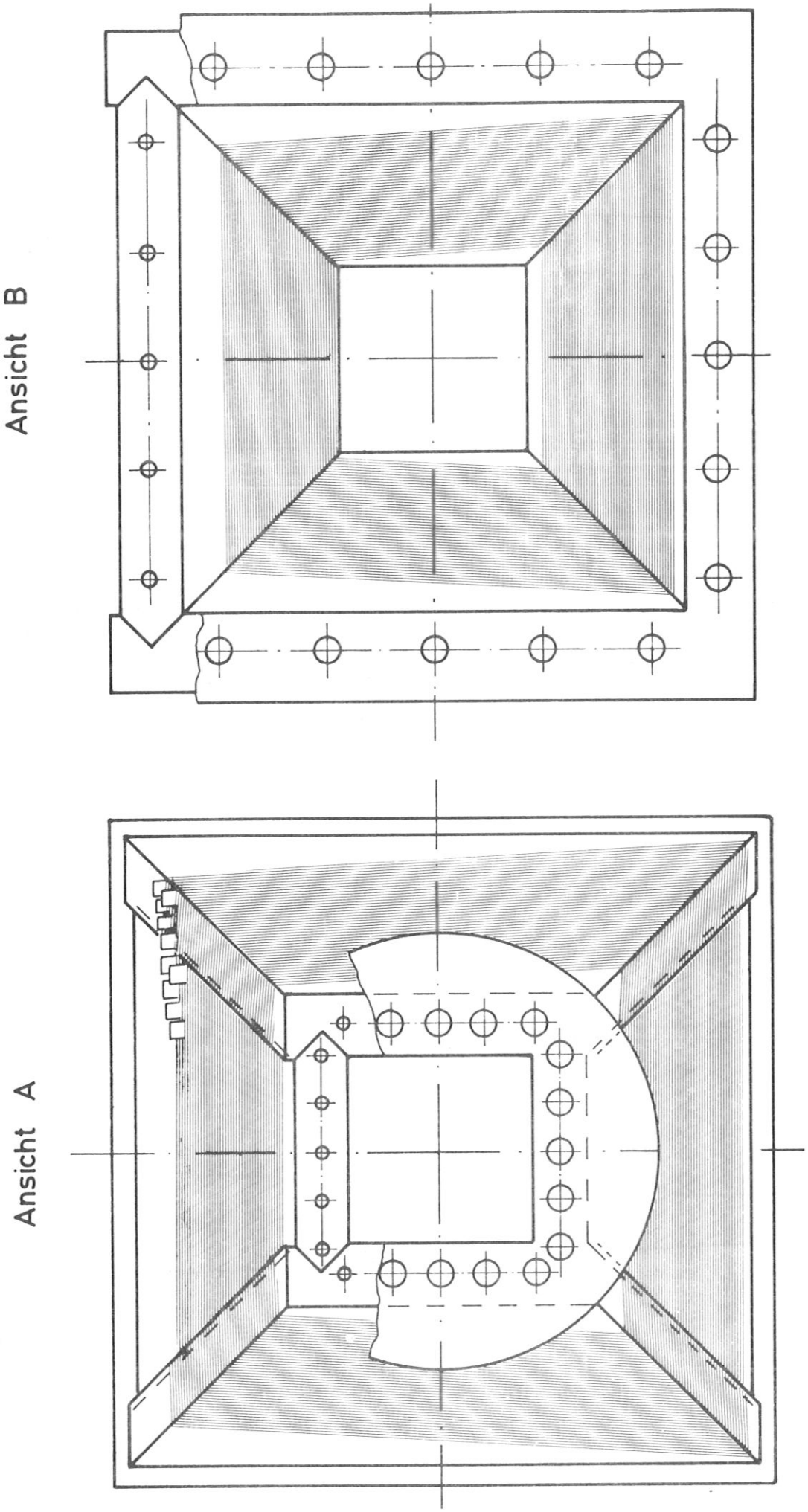
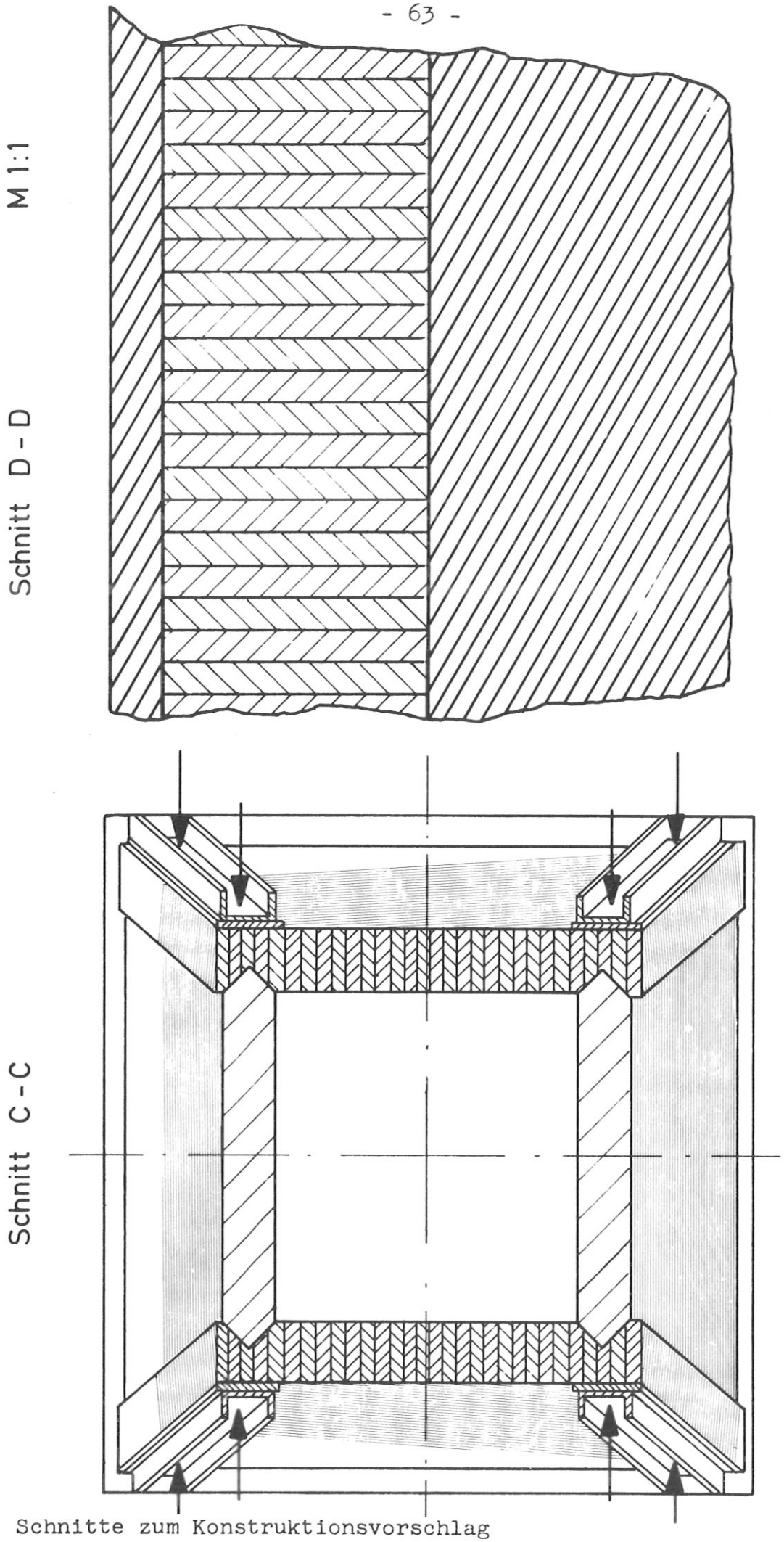


Abb. 15 Endansichten und



Schnitte zum Konstruktionsvorschlag

Schnitt D-D durch die Elektroden läßt im Vergleich zur Aufsicht auf ein Stück der Seitenwand die unterschiedliche Dicke der Elektroden und der Seitenwandelemente erkennen und macht außerdem deutlich, daß die Elektrodenelemente in der Nut der Seitenwände gegen viele Seitenwandelemente mit wachsenden Potentialdifferenzen isoliert sein müssen.

Details des Konstruktionsvorschlages werden in Abb. 16 für die Seitenwände und in Abb. 17 für die Elektrodenwände dargestellt. In beiden Fällen werden die Einzelelemente durch Schraubverbindungen, ähnlich denen, die an den Kanälen H-1 und D-45/1 im Rahmen des Projektes erprobt wurden /54/, miteinander verbunden.

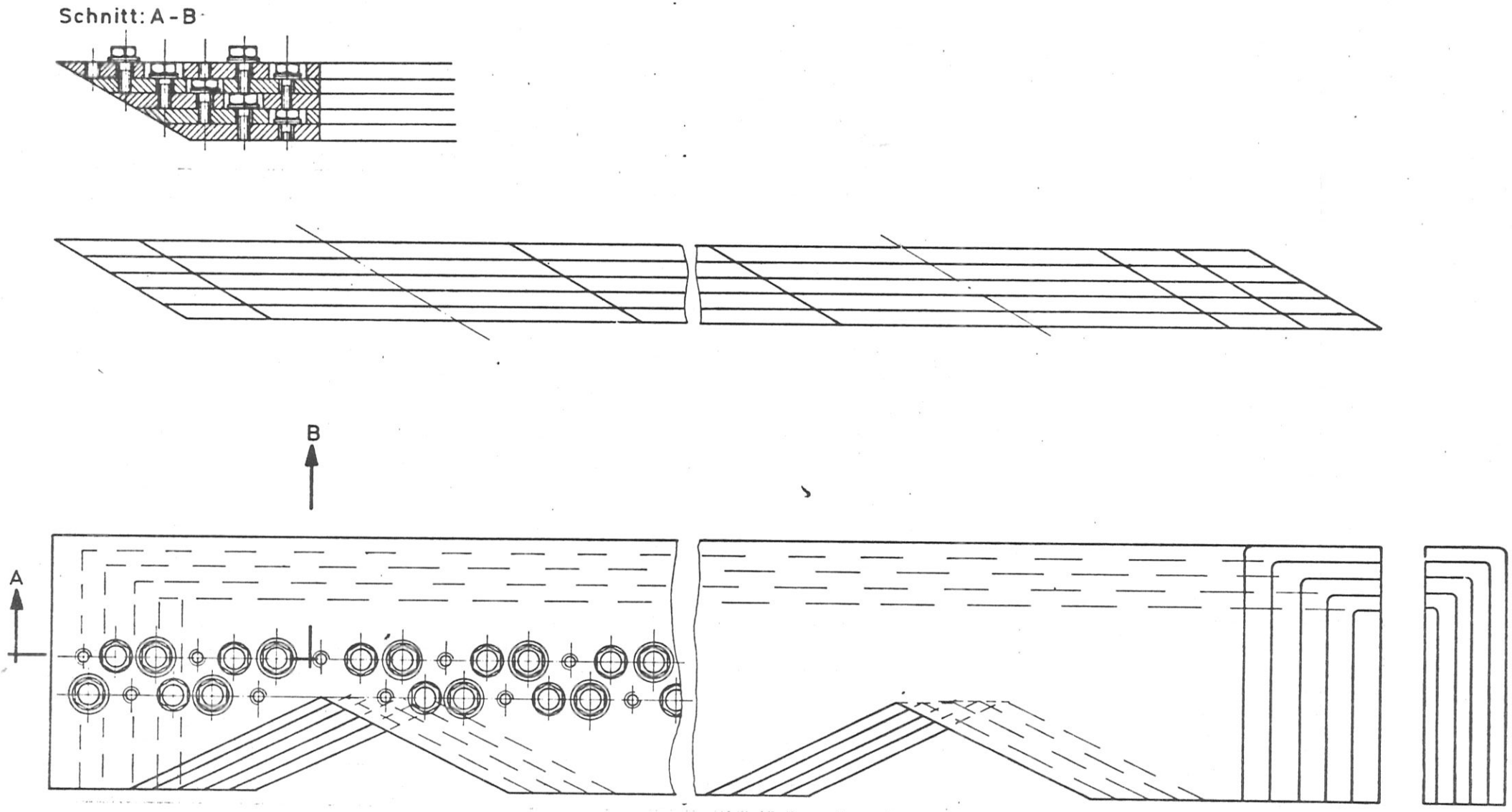


Abb. 16 Details der Seitenwände (Konstruktionsvorschläge)

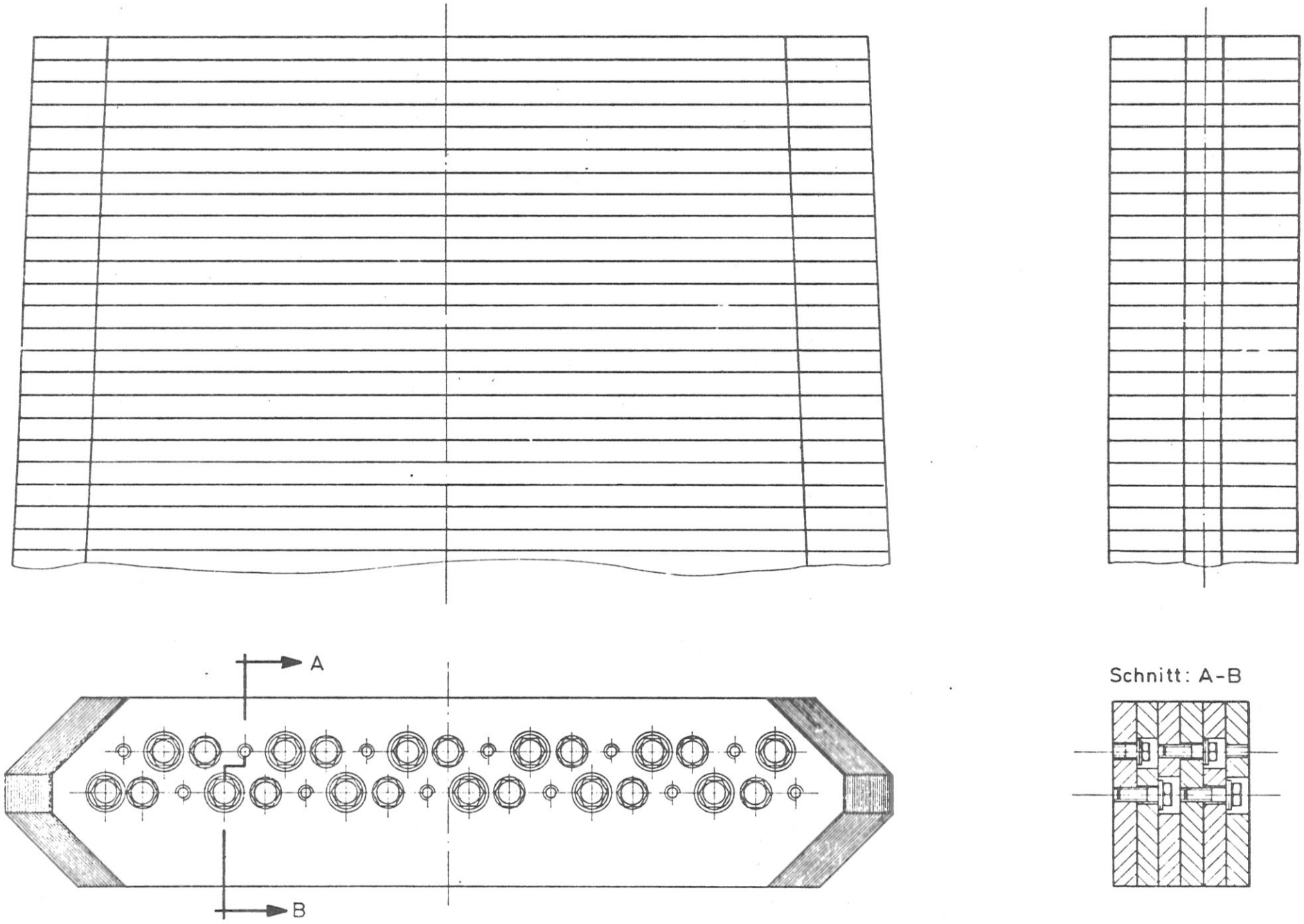


Abb. 17 Details der Elektrodenwände (Konstruktionsvorschlag)

3.3. Magnet

Die erforderlichen Abmessungen und die notwendige Induktion, die den Magneten für den Prototypgenerator kennzeichnen, ergeben sich einerseits aus den Optimierungsuntersuchungen, andererseits aus den konstruktiv ermittelten Kanalabmessungen.

Optimierungsrechnungen /83/ führten zu dem Ergebnis, daß bei einer Induktion

$$B = 4 \text{ Tesla}$$

gearbeitet werden sollte, und daß dann eine wirksame Länge des MHD-Kanals

$$L = 3{,}35 \text{ m}$$

notwendig wäre.

Zu diesen beiden Werten kommt hinzu, daß in 3.2.2.3. ein größter Kanalquerschnitt von 70 x 70 cm^2 ermittelt wurde, was einen freien Magnetinnendurchmesser

$$D = 100 \text{ cm}$$

erforderlich macht +).

Da in einer umfangreichen Studie der Siemens AG /30/, die in Zusammenarbeit mit dem IPP noch ergänzt wurde /40, 52/, die Konstruktion eines Magneten

$$B = 5 \text{ Tesla}; \quad L = 2 \text{ m}; \quad D = 70 \text{ cm}$$

+) Damit sollten auch die Wasserzu- und -ableitungen der Düse im Magnetinnenraum unterzubringen sein (vgl. 3.1.4.3.)

erarbeitet ist mit dem wesentlichen Zusatz, daß dieser Konstruktionsvorschlag auch bei Änderungen der Lineardimensionen um den Faktor 2 gültig bleibt, kann diese Studie /52/ direkt als Teil dieser Baureifen Unterlagen angesehen werden.

Hinzuzufügen ist noch, daß nach Informationen aus der Siemens AG +) bei Reduktion der für die Studie zugrundegelegten Induktion von 5 auf 4 Tesla und der daraus resultierenden notwendigen Verlängerung des Kanals (um gleiche elektrische Leistung des MHD-Generators zu erzielen) eher mit einer Kostenreduktion als mit einer Kostenerhöhung für den Magneten zu rechnen ist.

Obwohl schon bei MHD-Generatoren der hier diskutierten Größe ein Magnet mit konischem freiem Innenraum und variablem Magnetfeld (entlang der Kanalachse schwächer werdend) günstiger sein kann, liegen zu wenig Erfahrungen vor, um das Risiko des Einsatzes eines solchen Magneten beim Prototypgenerator zu rechtfertigen. Deshalb wurde den Optimierungsrechnungen /79/ und der Konstruktion ein zylindrischer Magnet mit im Kanalbereich konstantem Magnetfeld zugrundegelegt.

Hier seien nur einige wesentliche Aspekte des Konstruktionsvorschlages /52/ zusammengestellt:

In der Magnetwicklung wird eine

<u>Überlappende elliptische Stromverteilung</u>

gemäß Abb. 18 angenähert, wodurch ein sehr homogenes Feld erzeugt wird.

Die Wicklung soll in

<u>Schalenbauweise</u>

ausgeführt werden und

+) Private Mitteilung im Rahmen der Zusammenarbeit an der Magnetstudie.

Wickelköpfe gem. Abb. 19

aufweisen.

Die Kräfte sollen durch ein

biegesteifes Innenrohr

und

dünne Außenbandagen

aufgenommen werden. Diese und die

Badkühlung der Wicklung mit
heliumtransparenten Matten

sind in Abb. 20 zu erkennen.

Die

Halterung des Magneten gem. Abb. 21
im Kryostaten

gibt gleichzeitig einen Überblick über die geplante Gesamtanordnung.

Die vorgesehenen elektrischen und kältetechnischen Anlagen sind in den Abb. 22 und 23 skizziert.

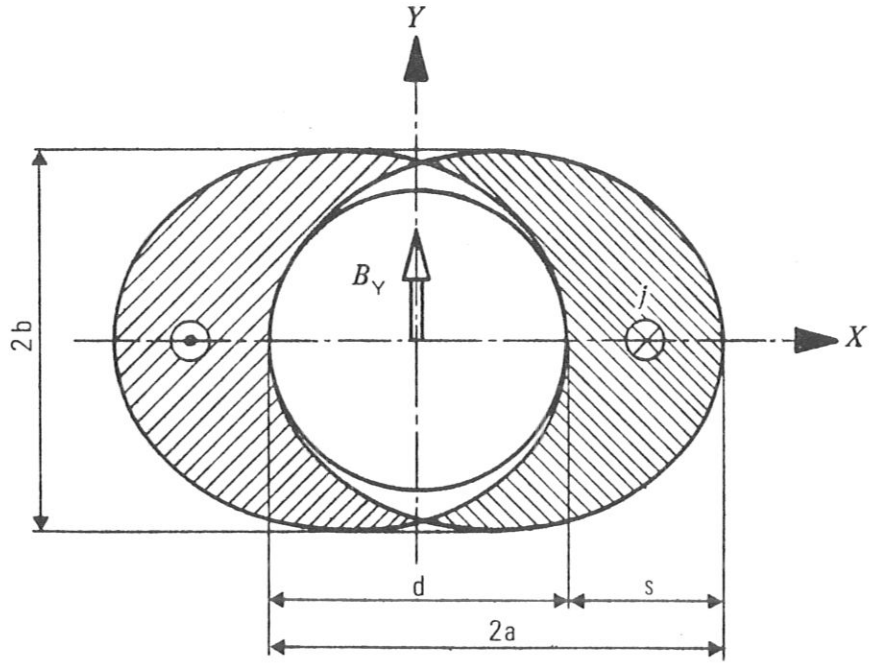


Abb. 18 Überlappende elliptische Stromverteilung

Schale	R_i cm	R_a cm	C cm	A cm
1	105,-	160	20	0
2	107,5	160	20	0
3	118,5	160	20	0
4	129,5	160	20	0
5	142,5	160	20	0

Halbe Dipollänge B = 100cm

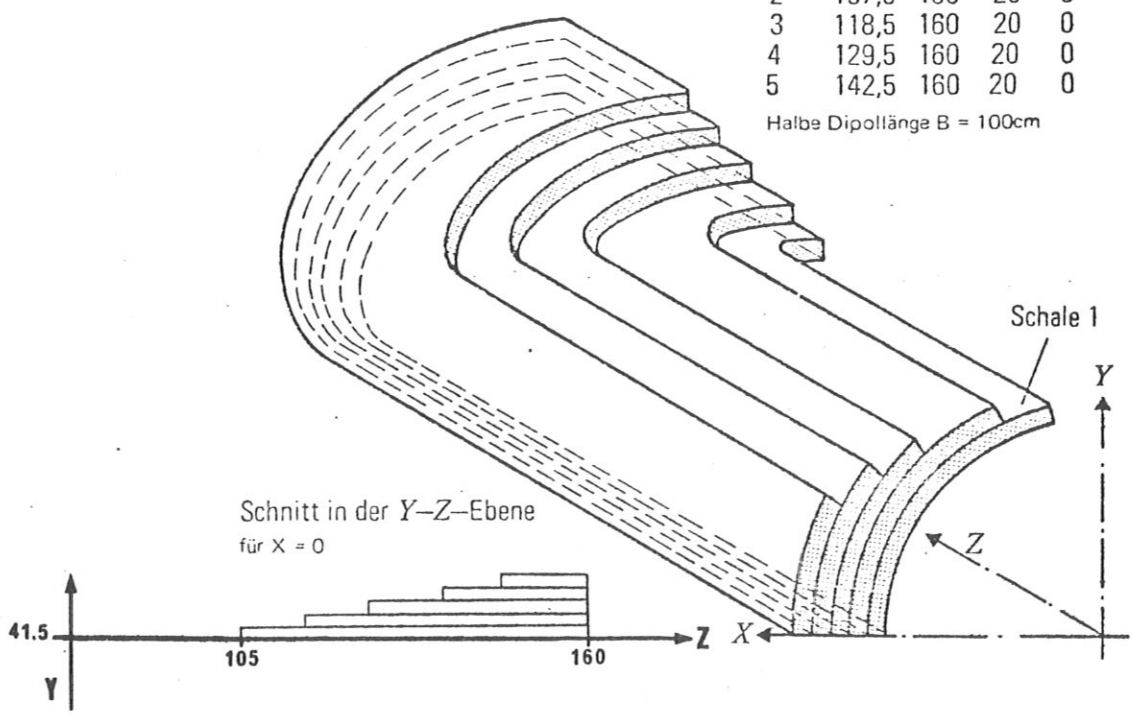


Abb. 19 Gewählte Dipolrückführung

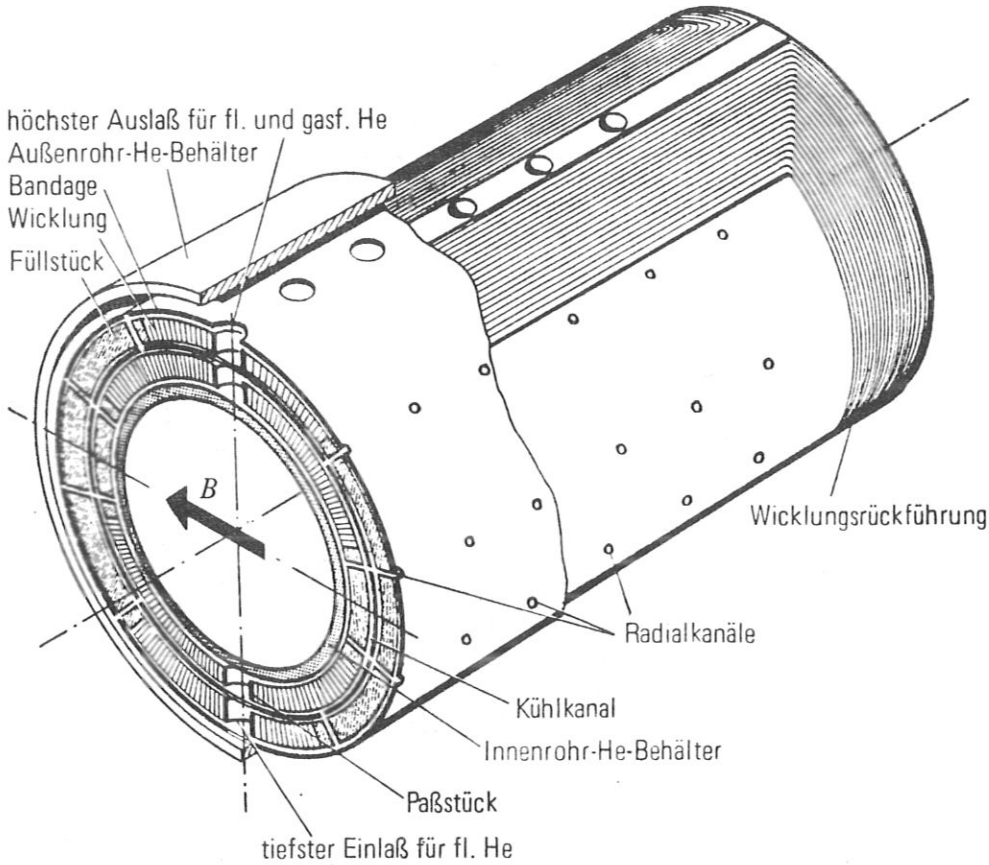


Abb. 20 Kühlung der Wicklung

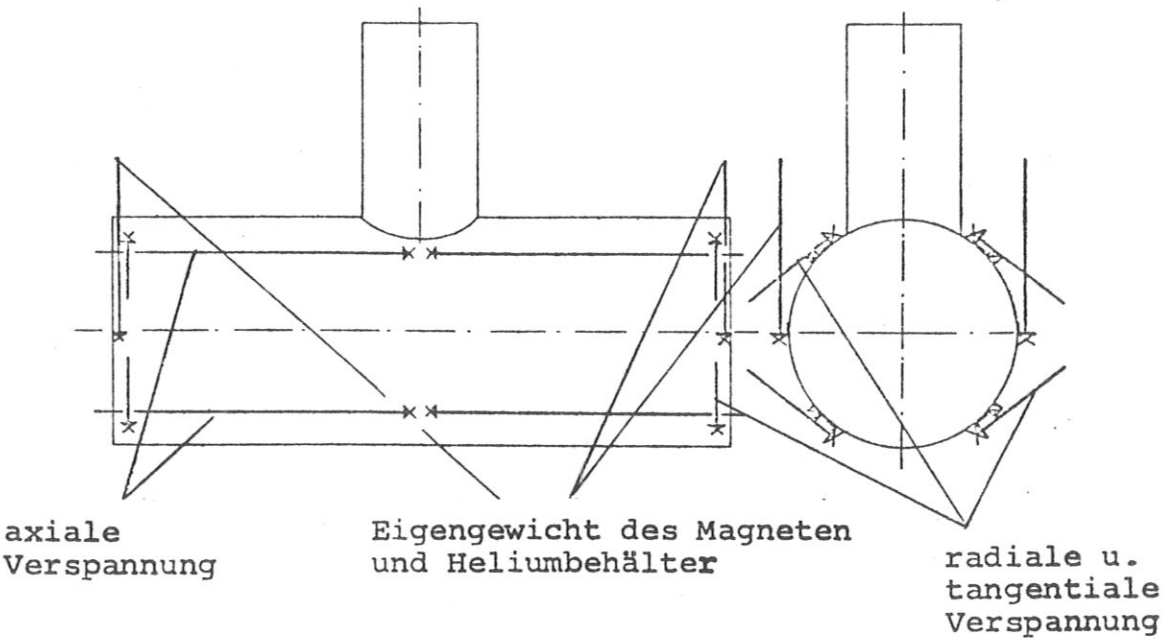


Abb. 21 Halterung des Magneten im Kryostaten

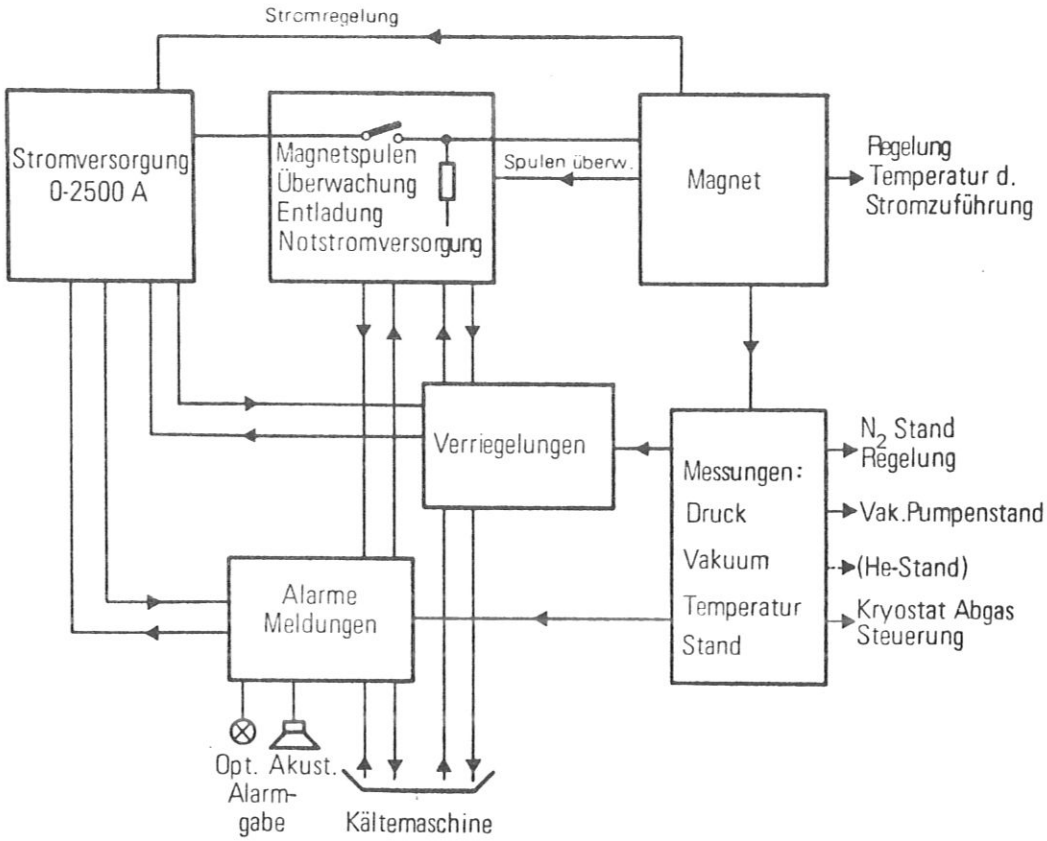


Abb. 22 Funktionsschema zur Elektrik

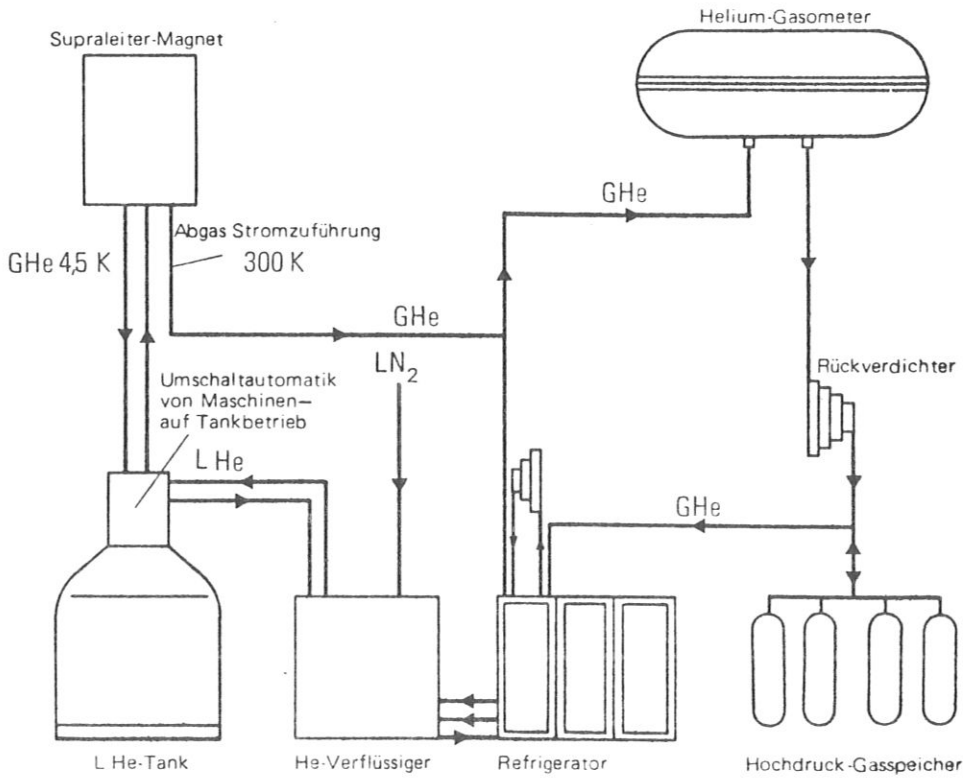


Abb. 23 Helium-Kälteanlage für SL-Magnetsystem (Blockschema)

3.4. Diffusor und Abgasanlage

Der Diffusor ist das Verbindungsglied zwischen MHD-Kanal und dem Abgaskanal bzw. Kamin. Er hat die Aufgabe, bei niedrigem Kanalenddruck einen Aufstau bzw. einen Druckanstieg des Verbrennungsgases auf Umgebungsdruck (Atmosphärendruck) zu bewirken. Ohne Diffusor würde es bei niedrigem Kanalenddruck ($p < 0{,}6$ bar) zur Ausbildung von Verdichtungsstößen und zu Ablösungserscheinungen der Strömung innerhalb des MHD-Kanals kommen +).

3.4.1. Diffusor

3.4.1.1. Auslegungsdaten

Für die Auslegung des Diffusors sind die thermodynamischen und gasdynamischen Daten der Strömung am Kanalende maßgeblich. Es werden folgende Werte zugrunde gelegt:

Kanalendquerschnitt:	$46{,}6 \times 46{,}6$ cm^2	
Machzahl:	M_E	$= 1{,}83$
Statischer Druck	P_E	$= 0{,}48$ bar
Temperatur:	T_E	$= 2600$ K
Geschwindigkeit:	V_E	$= 1715$ m/sec
Adiabatenexponent:	γ	$= 1{,}12$

3.4.1.2. Auslegung

Es ist außerordentlich schwierig, bzw. beim derzeitigen Kenntnisstand noch nicht möglich, einen Überschalldiffusor unter Berücksichtigung der tatsächlich vorliegenden Strömungsverhältnisse exakt auszulegen. Neben einer starken Grenzschichtaufwei-

---

+) Bei den Experimentierarbeiten im 1. Projektabschnitt konnte aufgrund des relativ hohen Kanalenddruckes auf einen Diffusor verzichtet werden.

tung kommt es nämlich zu Wechselwirkungen zwischen Verdichtungsstößen und der Grenzschicht. Dies führt gewöhnlich zu örtlichen Strömungsablösungen und zu einem komplizierten Verdichtungsstoßsystem (Stoßreflektionen). In der Praxis hat sich aber als Überschalldiffusor ein Kanal konstanten Querschnittes und entsprechender Länge bewährt. In diesem Kanal kommt es zu Einschnürungen der Strömung und zur Ausbildung eines Systems von schrägen Verdichtungsstößen. Nach einer genügend langen Strecke ($1/D \approx 8$) ist der Gasstrahl jedoch wieder homogen, wobei die Strömungsgeschwindigkeit auf Unterschallgeschwindigkeit gesunken ist. Für die Berechnung kann man die Hugoniot Relationen für den senkrechten Verdichtungsstoß benutzen. Bei Bedarf kann ein Unterschalldiffusor nachgeschaltet werden, wobei man durch die Wahl des Wirkungsgrades und eines zusätzlichen Abschlages für die Rohrreibung nur eine näherungsweise Auslegung anstrebt.

Bei dem hier vorliegenden Fall kommt es durch die dissipativen Prozesse (Stöße) im geraden Teil des Überschalldiffusors zu einem statischen Druck von 1,67 bar. Auch bei Berücksichtigung von Verlusten genügt diese Aufstauung, so daß auf einen sich anschließenden Unterschalldiffusor verzichtet werden kann. Die Länge des Diffusors ergibt sich mit dem Erfahrungswert von $1/D = 8$ zu 3,7 m. Aufgrund der noch hohen Verbrennungsgastemperatur muß der Diffusor mit Wasser gekühlt werden. Zu diesem Zweck wird er doppelwandig aus VA-Blechen zusammengeschweißt. Für die schnelle Versorgung des Diffusors mit Wasser bzw. für eine evtl. Wassereinspritzung in den Abgasstrahl hinter dem Diffusor wird ein handelsüblicher Wassertank ebenfalls mit HD-Stickstoff bedrückt.

Im folgenden sind die notwendigen Daten des Diffusors nochmals zusammengestellt:

Querschnitt (konstant):		46,6 x 46,6 cm^2
Länge:		3,7 m
Machzahl:	Eintritt:	1,83
	Austritt:	0,326
statischer Druck:	Eintritt:	0,48 bar
	Austritt:	1,67 bar

3.4.2. Abgasanlage

Der aus dem Diffusor austretende Abgasstrahl muß entsprechend der Einsatzdauer weiterbehandelt werden. In der Abgasanlage sollen der Geräuschpegel des Brenners reduziert und die Temperatur der Abgase abgesenkt werden. Daneben sollen die entstehenden Kaliumverbindungen ausgewaschen werden können.

Für die Schallbegrenzung ist in jedem Fall eine Schalldämpfer-Rohranlage oder eine geschlossene Lärmschutzhalle vorzusehen. Durch diese Anlage sollte der Schallpegel in der Umgebung auf den zulässigen Wert von 65 db gesenkt werden. Entsprechende Anlagen können komplett (z.B. von der Firma Gerber, Schall- und Schwingungstechnik, Stuttgart) bezogen werden.

Die Absenkung der Temperatur sollte durch Einspritzung von Wasser vorgenommen werden. Räumlich gesehen müßte diese Einspritzung vor bzw. kombiniert mit der Schalldämpferanlage installiert werden. Ähnliche Anlagen sind bei Großprüfständen (z.B. denen der DFVLR in Lampoldshausen) erprobt. Durch deren Einsatz sind bei Bedarf auch weitere Druckabsenkungen im Kanal möglich.

Zum Auswaschen der Kaliumverbindungen ist an den Einsatz eines konventionellen Waschkühlers gedacht. Es muß darauf geachtet werden, daß alle Teile der Abgasanlage gegenüber dem Diffusor bzw. dem MHD-Kanal elektrisch isoliert sind.

Das System Diffusor-Abgasanlage ist schematisch in der Abb. 24 dargestellt.

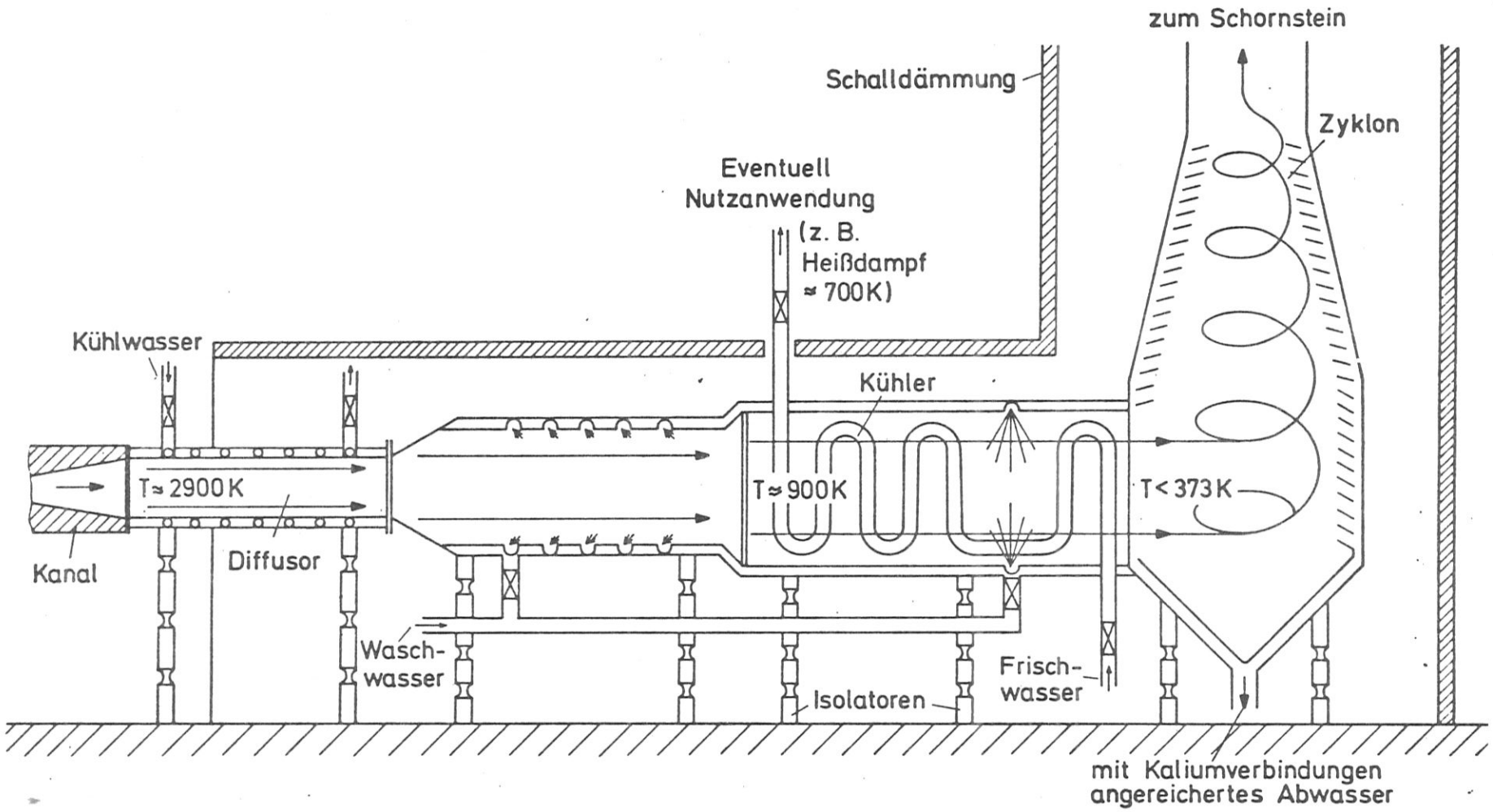


Abb. 24 Skizze von Diffusor und Abgasanlage mit Kühler, Kaliumabscheider und Schalldämmung

3.5. Prüfstandsgebäude

Zum Aufbau und zur Erprobung des gesamten 10-MW-MHD-Generator-Systems wird ein Prüfstand benötigt, dessen Lage und Bauart von den örtlichen Instanzen (z.B. dem Gewerbeaufsichtsamt) genehmigt sein müssen. Auflagen sind vor allem bezüglich der Schalldämmung und der Rauchgasemission zu erwarten, aber auch bezüglich des Explosionsschutzes.

Basierend auf den Erfahrungen während des ersten Projektabschnittes wurde ein Prüfstandsgebäude für den Standort Garching entworfen (s. Abb. 25 und 26). Seine Grundkonzeption könnte auch bei anderen Standorten beibehalten werden. Damit kann sie den Baureifen Unterlagen (zum mindesten als Beispiel) eingefügt werden.

Das Prüfstandsgebäude besteht im Wesentlichen aus vier Räumen,

- einem bunkerähnlichen Brennsystemraum "B" +)
- einem Generatorraum "G"
- einem Raum für die Heliumanlage "H"
- einem Steuer- und Meßraum "M"

Der Brennsystemraum soll den Brenner mit Zündsystem und den Pumpen, Leitungen und Ventilen der Treibstoff-Fördersysteme aufnehmen. Er soll auch Raum für Reparatur- und Wartungsarbeiten am Brennsystem bieten. Für die Anlieferung und Montage des mehrere Tonnen wiegenden Brenners muß er mit einer ausreichenden Zufahrt und einem Kran ausgestattet sein. Dicke Betonwände sollen im Falle von Unfällen (Bränden bzw. Explosionen) das Personal, die Tankanlagen, den Magneten und die Steuereinrichtungen schützen. Ein weites, im Betriebsfall offenes Tor soll gute Lüftung garantieren und eventuelle Druckwellen nicht dämmen.

+) Kennzeichnung in Abb. 25

Der Generatorraum beherrbergt den eigentlichen MHD-Generator, d.h. den Generatorkanal im supraleitenden Magneten. Vor allem der Magnet im Wert von mehreren Mio. DM muß bei Betriebsunfällen am Brenner geschützt sein. Brennerraum und Generatorraum sollen deshalb nur durch ein möglichst enges Loch in der Trennwand verbunden sein, in dem sich ein wesentlicher Teil von Brennkammer und Düse befinden wird. Brennerfundament und Wand des Brennsystemraumes müssen also als Einheit bei der Konstruktion betrachtet werden.

Der Generatorraum muß auch Platz für Reparatur- und Wartungsarbeiten am Generatorkanal und am Supramagneten liefern. Der Magnet sollte also seitlich von seiner Normalposition vor dem Loch in der Wand zum Brennsystemraum wegbewegt werden können. Eine Kranbahn wäre also auch in diesem Raum nützlich.

Ferner sollte der Generatorraum Platz für die Leistungselektrik in Verbindung mit den Generatorabgriffen liefern (Lastwiderstände, Invertersysteme etc.). Auch für Meßanordnungen zur Strom-, Spannungs-, Potential-, Druck-, Wandtemperaturmessung etc. sollte Platz vorhanden sein und, wenn möglich, sogar für optische Meßaufbauten (z.B. Linienumkehrmethode). Dagegen ist es nicht notwendig, daß Diffusor und Abgasanlage ebenfalls im Generatorraum untergebracht werden.

Eine breite Zufahrt sollte die Anlieferung und Montage der Einbauten, vor allem des Magneten erleichtern. Ein breites Tor muß im Betriebsfall offen sein, um einerseits den Anschluß von Diffusor und Abgassystem an den Generatorkanal zu erlauben, andererseits sicherzustellen, daß eventuell auftretende Druckwellen nicht gedämmt werden.

In einem "Heliumraum" sollten die für die Versorgung des Supramagneten mit flüssigem Helium und flüssigem Stickstoff notwendigen Aggregate abschließbar aufgestellt werden.

Der Steuer- und Meßraum schließlich soll die elektrisch-elektronischen Steuer-, Überwachungs- und Meßeinrichtungen beherbergen.

Der Steuer- und Meßraum sollte an den Generatorraum grenzen und mit ihm durch Panzerfenster verbunden werden. Der Heliumraum sollte zur Ermöglichung kurzer Leitungen an den Generatorraum grenzen, zur Erleichterung der Bedienung auch an den Steuerraum. Der Brennsystemraum schließlich muß an den Generatorraum grenzen, sollte aber aus Sicherheitsgründen nicht an den Steuerraum stoßen. So bietet sich die im Grundriß der Abb. 25 erkennbare Aufteilung der Räume an, die allen obigen Forderungen Rechnung trägt.

In dem hier kommentierten Entwurf ist vorgesehen, das Fußbodenniveau von Brennsystem-, Generator- und Heliumraum etwa 1 m unter Gebäudeniveau abzusenken. Soweit sollte auch ein Innenhof vor Brennsystem- und Generatorraum abgesenkt sein. Mit dem Aushub sollen, dem Entwurf entsprechend, Schutzwälle um den Innenhof aufgeworfen werden, die - bepflanzt - erheblich zum Lärmschutz beitragen und auch einen Splitterschutz gewähren würden.

Daß das Prüfstandsgebäude - wie die Abb. 25 und 26 erkennen lassen - über dem Steuer- und Meßraum direkt mit dem in Garching bereits existierenden MHD-Prüfstand verbunden ist, trägt nur der Planung für die Durchführung weiterer Entwicklungen in Garching Rechnung. Die Anwendbarkeit des Konzeptes bei Wahl eines anderen Standortes ist dadurch nicht eingeschränkt.

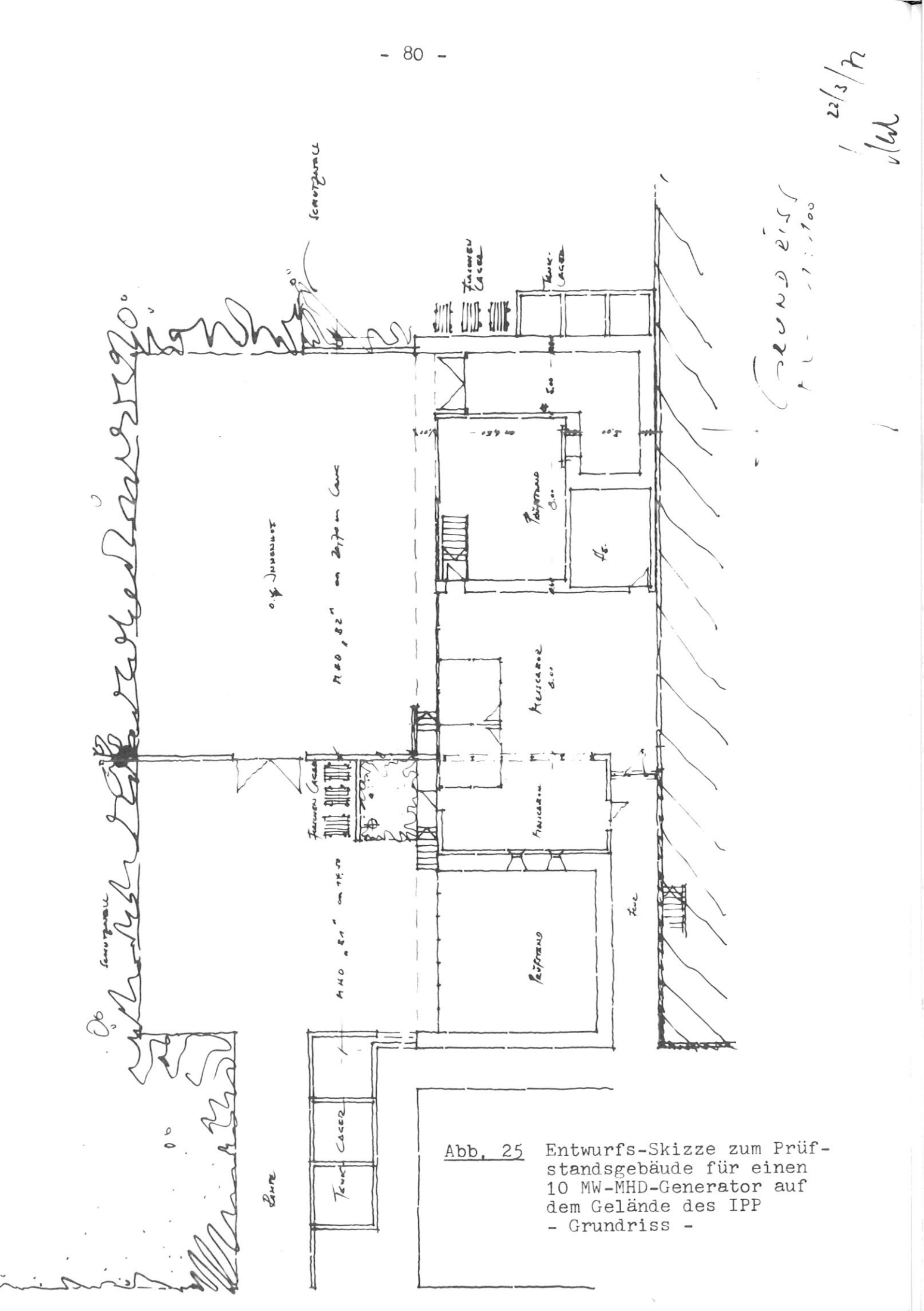


Abb. 25 Entwurfs-Skizze zum Prüfstandsgebäude für einen 10 MW-MHD-Generator auf dem Gelände des IPP - Grundriss -

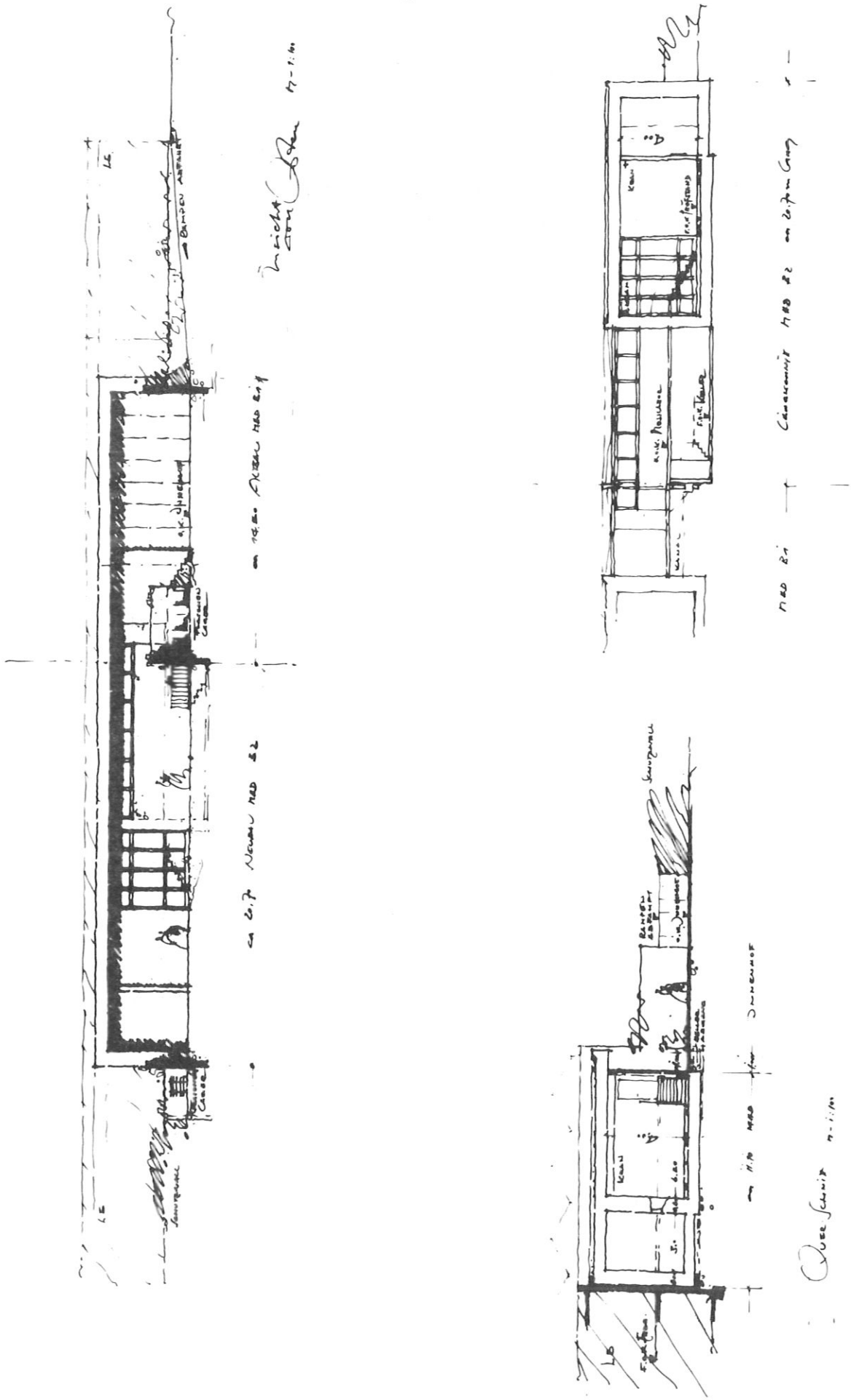


Abb. 26 Entwurfsskizze zum Prüfstandsgebäude für einen 10 MW-MHD-Generator auf dem Gelände des IPP - Schnitte und Ansicht von Osten -

4. BERICHTE UND VERÖFFENTLICHUNGEN

Im Folgenden werden die Berichte und Veröffentlichungen in chronologischer Reihenfolge zusammengestellt, die im Rahmen des Projektes erarbeitet wurden. Sie sind (siehe 1.) integraler Bestandteil dieser Baureifen Unterlagen.

4.1. Arbeits- und Halbjahresberichte

0) Angebot

1) Zündsystem für MHD - Brennkammer

H. Stieglitz (AV 508 - Er - 003) 13.2.70

2) Zusammensetzung und elektrische Leitfähigkeit von Verbrennungsplasmen

J. Raeder 30.4.70

3) Zum Thermischen Vernalten von Leitfähigkeitsmeßkanälen

G. Zankl 30.4.70

4) Survey of Layout Problems in MHD Generators

U. Zitzow 30.4.70

5) 1. Halbjahresbericht für den Berichtszeitraum

1.11.69 - 30.4.70

6) Auslegung der Wasserkühlung für den Halseinsatz eines MHD - Brennsystems

O. Mayrhofer (NT - Bericht 13/70) Mai 70

7) Rechnungen zur Treibstoffauswahl für einen MHD - Generator

G. Kok (NT - Bericht 14/70) Juni 70

8) Berechnung der Kontur einer Expansionsdüse mit Rechteckquerschnitt und achsparalleler Ausströmung

W. Struck (NT - Bericht 19/70) Juli 70

9) 15th International Gas Turbine Conference and Products Show of the American Society of Mechanical Engineers (ASME) 24. - 28.5.70 in Brüssel

R. Bünde 9.7.70

10) Datenerfassung am MHD - Experimentiergenerator

G. Zankl, J. Schneider 15.7.70

11) Brennversuche mit Festtreibstoffen am ICT in Berghausen/Karlsruhe

G. Zankl, Ch. Dorn 18.9.70

12) Leitfähigkeitsmessungen an einem H_2-O_2-Verbrennungsgas mit KOH-Beimischung

G. Zankl, Ch. Dorn 5.10.70

13) 2. Halbjahresbericht für den Berichtszeitraum

1.5.70 - 31.10.70

14) H_2-O_2-Brennversuche im Rahmen der MHD - Voruntersuchungen

R. Zeller (NT - Bericht 2/71) Januar 71

15) Optimierung von MHD - Festtreibstoffen

R. Zeller (NT - Bericht 5/71) Januar 71

16) Verwendung von Kaliumoktoat als Saatmaterial für MHD - Generatoren

R. Zeller (AV 508 - Ee - 003) 11.2.71

17) Messung der elektrischen Leitfähigkeit und der Temperatur eines Kerosen - Sauerstoff - Verbrennungsgases mit Kaliumoktoat als Saatmaterial

G. Zankl, Ch. Dorn 15.4.71

18) 3. Halbjahresbericht für den Berichtszeitraum

1.11.70 - 30.4.71

19) Bericht über die 8. Volltagung der Weltenergiekonferenz vom 28.6. - 2.7.71 in Bukarest

R. Bünde 8.7.71

20) Stromerzeugungskosten und Anwendungsmöglichkeiten von Kurzzeit- - Verbrennungs - MHD - Generatoren

R. Bünde, S. Helm, H. Muntenbruch (IPP IV/32) 9.7.71

21) Berechnung der MHD - Kanalströmung

E. Jung, W. Struck (NT - Bericht 34/71) Juli 71

22) Betriebsbedingungen eines CW - Zyanlasers im Hinblick auf die Plasmadiagnostik am Kurzzeit - MHD - Generator

R. Volk (IPP IV/35) 15.10.71

23) Brennversuche mit Festtreibstoffen im ICT - Berghausen II

G. Zankl, Ch. Dorn 15.10.71

24) Bericht über die Diskussion "Andere Energiequellen und Direkterzeugung von elektrischer Energie" auf der 8. Volltagung der Weltenergiekonferenz in Bukarest 1971

R. Bünde 25.10.71

25) Erläuterungen und Hinweise zur Benutzung des Programmes zur Berechnung von Kanälen für Verbrennungs - MHD - Generatoren "SIMKA 1"

R. Bünde, M. Walter 27.10.71

26) Inbetriebnahme des IPP - Sattelspulmangeten

H. Muntenbruch, E. Sebastian 30.10.71

27) 4. Halbjahresbericht für den Berichtzeitraum

1.5.71 - 31.10.71

28) Berechnung der MHD- Kanalströmung mit Berücksichtigung von Reibungsverlusten und Wärmeübergang

R. Schönfelder (NT - Bericht 47/71) November 71

29) Erste Brennversuche mit dem MHD - Brennsystem BS - 3

R. Zeller (NT - Bericht 52/71) November 71

30) Studie zum Bau eines supraleitenden Dipolmagneten für einen 10 MW - Kurzzeit - MHD - Generator

W. Elsel (Siemens AG E 482/42 1098) Januar 72

31) Stellungnahme zu den Möglichkeiten der Verwendung von Kurzzeit - Verbrennungs - MHD - Generatoren bei der Energieversorgung von von Fusionsexperimenten

R. Bünde, K. Freudenberger, R. Jaenicke,
O. Klüber, M. Kottmair, H. Muntenbruch März 72

32) Über das Interesse von Energieversorgungsunternehmen und Industriefirmen am Sofortreserve - MHD - Generator
(Dokumentation der Kontakte zwischen der Arbeitsgemeinschaft IPP - MAN und potentiellen Betreibern von MHD - Generatoren)
- vertraulich! -

vorläufige Fassung März 72
ergänzte Fassung 5.5.72
(wird laufend vervollständigt)

33) Conbributions to the 1st US-German Workshop on Problems Relating to Open Cycle MHD Energy Conversion "MHD Plasma Diagnostics"

22. - 24-3.72, Stanford Univ., Stanford, Calif.

a) Some Experimental Problems in the Temperature Measurements at the Garching Combustion MHD Generator

G. Zankl,

b) Some Remarks Concerning Electrical Conductivity Measurements at the Garching Combustion MHD Generator

G. Zankl, R. Volk

34) Messung der elektrischen Leitfähigkeit eines Kerosen-Sauerstoff-Verbrennungsgases mit Kaliumoktoat als Saatmittel auf dem Prüfstand im IPP

G. Zankl, Ch. Dorn 15.4.72

35) Das Meßwerterfassungssystem am MHD - Experimentiergenerator

R. Volk, G. Zankl 15.4.72

36) Meßwertübertragung durch Trennverstärker mit Optischen Kopplern

F. Hofmeister, R. Volk, G. Zankl 15.4.72

37) MHD - Versuche mit Kerosen und Kaliumoktoat
(Ergebnisse der Versuche vom 17.2. - 10.3.72)

G. Zankl, Ch. Dorn 20.4.72

38) Entwicklung und Test von Werkstoffen für MHD - Kanäle

H. Muntenbruch, E. Sebastian 30.4.72

39) Versuchsbetrieb des Kurzzeit - MHD - Generators mit Benzol als Grundtreibstoff

R. Volk 30.4.72

40) Kommentar zur Studie der Siemens AG "Zum Bau eines supraleitenden Dipolmagneten für einen 10 MW - Kurzzeit - MHD - Generator"

H. Muntenbruch 20.6.72

41) Entwicklung von Wandmaterialien für Verbrennungs - MHD - Generatoren I:
Forschungs- und Entwicklungsarbeiten des Battelle - Instituts e.V. Frankfurt/Main

H. Muntenbruch 15.7.72

42) 5. Halbjahresbericht für den Berichtszeitraum

1.11.71 - 30.4.72

43) Proceedings of the 2nd US - German Workshop on Problems Relating to Open Cycle MHD Energy Conversion "Performance of Combustion MHD Generators"

Garching, Germany June 26 - 27, 72

44) 2nd US - German Workshop on Problems Relating to Open Cycle MHD Energy Conversion "Performance of Combustion MHD Generators"
- Resumees, Conclusions, Remarks -

Garching, Germany- June 26 - 27, 72

45) Contributions to the 2nd and 4th US - German Workshop on Problems Relating to Open Cycle MHD Energy Conversion
"Performance of Combustion MHD Generators"

IPP, Garching, Germany 26. - 27.6.72

"MHD Systems Analysis"
Bergbauforschung, Essen, Germany 28.6.72

a) The Influence of the Combustor Parameters on the Generator Performance

J. Raeder, G. Zankl

b) Inclusion of Boundary Effects in a Onedimensional Calculation of Channel Flow

R. Bünde, J. Raeder, G. Zankl

c) An Additional Application for the Kerosene - Oxygen Fired MHD Generator

46) Memos on the IPP Open Cycle MHD Generator Project

R. H. Eustis, H. Muntenbruch August 72

47) MHD- Messungen am IPP- Verbrennungs- MHD- Generator II
(Versuche vom 14.71 - 20.7.72)

G. Zankl, Ch. Dorn 15.9.72

48) Die Wirtschaftlichkeit von Verbrennungs - MHD - Kraftwerken - Leistungs- und Kostenbilanz, Stromgestehungskosten -

Essen, Erlangen, Heidelberg, München, Jülich 15.9.72

49) Entwicklung und Fertigung galvanoplastisch hergestellter wassergekühlter Expansionsdüsen für ein MHD - Brennsystem.

W. Zwerenz (NT - Bericht 26/72) September 72

50) Einige experimentelle und theoretische Ergebnisse am IPP - MAN - Verbrennungs - MHD - Generator
(Vortrag auf der Fachausschußsitzung "Magnetofluiddynamik" der DGLR am 21.9.72 in Stuttgart)

G. Zankl, J. Raeder, R. Bünde 21.9.72

51) Die Optimierung des Brennsystems für den Versuchsgenerator im IPP

G. Zankl, Ch. Dorn 1.12.72

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

W. Elsel, H. Muntenbruch (IPP IV/53) Dezember 72

53) Programm zur Meßwertverarbeitung und Meßwerterfassung am MHD - Experimentiergenerator

H. Gorenflo, R. Volk, G. Zankl 15.12.72

54) Entwicklung und Bau von Kanälen für MHD - Generatoren

H. Muntenbruch, E. Sebastian 15.12.72

55) Leitfähigkeitsmessungen mit dem Slantwallkanal D 45/1

Ch. Dorn, G. Zankl, J. Raeder 20.12.72

56) Messung von Plasmaeigenschaften im Slantwallkanal

G. Zankl, Ch. Dorn, R. Volk 15.1.73

57) MHD - Versuche mit verbessertem Brennsystem am IPP - Versuchsgenerator

Ch. Dorn, G. Zankl 20.1.73

58) <u>6. Halbjahresbericht</u> für den Berichtszeitraum

(Stand - by - Phase) 1.5.72 - 31.12.72

59) Reisebericht: 13th Symposium on Engineering Aspects of MHD, 26. - 28.3.73 in Stanford, California

J. Raeder. G. Zankl 15.5.73

60) Theoretische Grundlagen und Zahlenwerte für Verbrennungs - MHD - Generatoren.

J. Raeder, R. Bünde (IPP IV/60) Juli 73

61) Entwicklungen von Wandmaterialien für Verbrennungs - MHD - Generatoren II: Entwicklungsarbeiten im IPP

H. Muntenbruch, E. Sebastian 30.9.73

62) Rütteltests von MHD - Kanälen und ihre Deutung

H. Muntenbruch, E. Sebastian 30.9.73

63) Abschlußbericht

64) Entwurf:
Angebot zur Entwicklung eines MHD - Kurzzeitgenerators für etwa 10 MW/10 sec
2. Entwicklungsabschnitt:
Bau eines Prototypgenerators

IPP-Teil 24,3.72

65) Entwurf:
Angebot zur Entwicklung eines MHD - Kurzzeitgenerators für etwa 10 MW/10 sec
2. Entwicklungsabschnitt:
Bau eines Prototypgenerators

M.A.N. - Teil 27.3.72

66) Stellungnahme eines Gutachterausschusses im IPP zum 2. Projektabschnitt des MAN - IPP - Projektes
- Vertraulich -

11.8.72

67) Optimierung eines Verbrennungs-MHD-Generator-Systems für minimale Stromerzeugungskosten

R. Bünde 15.3.73

68) Erläuterungen und Hinweise zu den Programmen zur Auslegung von Verbrennungs-MHD-Generatoren

R. Bünde, H. Gorenflo, J. Raeder, M. Walter 1.10.73

69) Eindimensionale Gleichungen für MHD-Kanalströmungen. Theoretische Ableitung und experimentelle Prüfung

J. Raeder, G. Zankl, R. Bünde, Jan. 1974

4.2. Veröffentlichungen und Konferenzbeiträge

71) J. Raeder

Zusammensetzung und elektrische Leitfähigkeit von Verbrennungsplasmen

Forschungsbericht K 70-29, Kernforschung des Bundesministeriums für Bildung und Wissenschaft

Dezember 1970

Druck und Verbreitung:
Zentralstelle für Atomkernenergie - Dokumentation
KFZ Karlsruhe

72) R. Bünde, H. Muntenbruch, J. Raeder, G. Zankl — IPP Garching
G.P. Hanselmann, R. Zeller — MAN München
R. Wienecke — Universität Stuttgart

Theoretical, Experimental and Technical Investigations for the Development of a Pulsed Combustion MHD Generator
Proceedings of the Fifth International Conference on Magnetohydrodynamic Electrical Power Generation

Munich, April 1971

Published by IAEA / ENEA (OECD)

Printed and distributed by Zentralstelle für Atomkernenergie-Dokumentation, KFZ Karlsruhe, Germany

Vol. I. pp 229 - 242

73) G. Zankl, J. Raeder, R. Bünde

The Influence of Various Loss Mechanisms on the Flow Parameters of a Seeded Combustion Plasma
Proceedings XIIth US Symposium on Engineering Aspects of MHD

Argonne Natl. Lab, Argonne, Ill. March 1972

J.A. Fox Editor
Dept. of Mech. Eng., The University of Mississippi
University, Mississippi 38677
p III.1.1 - III.1.6

74) R. Bünde, S. Helm, H. Muntenbruch

The Combustion MHD Generator as a Reserve Plant in Electricity Supply Systems
Proceedings XIIth US Symposium on Engineering Aspects of MHD

Argonne Natl. Lab, Argonne, Ill. March 1972

J.A. Fox Editor
Dept. of Mech. Eng., The University of Mississippi
University, Mississippi 38677
p. VI.1.1. - VI.1.11.

75) W. Elsel, H. Muntenbruch

Design Study of Superconducting Dipole Magnets for MHD Generators
Proceedings XIIth US Symposium on Engineering Aspects of MHD

Argonne Natl. Lab, Argonne, Ill. March 1972

J.A. Fox Editor
Dept. of Mech. Eng., The University of Mississippi
University Mississippi 38677
p. VI.9.1 - VI.9.8

76) R. Bünde

Andere Energiequellen und Direkterzeugung von elektrischer Energie
(Bericht über Vorträge und Diskussionen auf der 8. Weltenergiekonferenz Bukarest 1971)

Brennstoff - Wärme - Kraft 24, 58 - 61, (1972)

77) R. Bünde, H. Muntenbruch, S. Helm

Der Verbrennungs - MHD - Generator als Sofortreserveaggregat in der Energieversorgung

Brennstoff - Wärme - Kraft 24, 94 - 98, (1972)

78) R. Volk

Operating Conditions of a CW-Cyanide Laser with Mixtures of Methane, Nitrogen and Helium as Working Medium

Physics Letters, 42A, 321 - 322, (1972)

79) R. Bünde, J. Raeder

Designing MHD Generator Systems for Minimum Power Production Costs
Proceedings XIIIth US Symposium on Engineering Aspects of MHD

Stanford University, Stanford, Calif. March 1973

J.A. Fox Editor

Dept. of Mech. Eng., The University of Mississippi,
University, Mississippi, 38677
p. V.1.1. - V.1.7

80) G. Zankl, J.Raeder, Ch. Dorn, R. Volk

Experimental Determination of Design Data for an MHD Generator

Proceedings XIIIth US Symposium on Engineering Aspects of MHD

Stanford University, Stanford, Calif. March 1973

J.A. Fox Editor

Dept. of Mech. Eng. The University of Mississippi,
University, Mississippi, 38677
p II.6.1 - II.6.7

81) H. Muntenbruch
Ungewisse Zukunft für MHD-Generatoren
Bild der Wissenschaft 10, 634 - 645 (1973)

82) J. Daily, J. Raeder, G. Zankl
The Effect of Finite Rates on Heat Transfer to the Wall of Supersonic Combustion Driven MHD Generators
AIAA Journal, Zur Veröffentlichung angenommen

83) R. Bünde, J. Raeder
Designing MHD Generator Systems for Minimum Power Production Costs
Energy Conversion, Zur Veröffentlichung angenommen

84) J. Raeder, G. Zankl, R. Bünde
One dimensional equations for MHD channel flows - theoretical derivation and experimental verification
Zur Veröffentlichung eingereicht AIAA Journal, Dez.73

85) R. Bünde, H.Muntenbruch, J.Raeder, R.Volk, G.Zankl
MHD-Power Geneneration
Selected Problems of Combustion MHD-Generators
Monografie in Vorbereitung, Springer Verlag, Jan. 1974

86) G.Zankl, J.Raeder, R.Bünde, H.Muntenbruch
Ch.Dorn, R.Volk
Results of the IPP test generator and the design of a 10 MW_{el} short-time combustion MHD generator
14th Symposium on Engineering Aspects of Magnetohydrodynamics, Tullahoma, April 1974