

---

**Forschungszentrum Karlsruhe**  
Technik und Umwelt

---

**Wissenschaftliche Berichte**  
FZKA 5568

**Hochspannungskomponenten  
für die supraleitende  
Poloidalfeld-Modellspule  
POLO**

**M. Irmisch, A. Ulbricht**  
Institut für Technische Physik

Februar 1996

---

**Forschungszentrum Karlsruhe**

**Technik und Umwelt**

**Wissenschaftliche Berichte**

**FZKA 5568**

**Hochspannungskomponenten für die supraleitende  
Poloidalfeld-Modellspule POLO**

**M. Irmisch, A. Ulbricht**

**Institut für Technische Physik**

**Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe**

**1996**

© 2007 by Forschungszentrum Karlsruhe GmbH

Printed in Germany

ISSN 0947-8620

07/07

Als Manuskript gedruckt  
Für diesen Bericht behalten wir uns alle Rechte vor

Als Manuskript gedruckt  
Für diesen Bericht behalten wir uns alle Rechte vor

Forschungszentrum Karlsruhe GmbH  
Postfach 3640, 76021 Karlsruhe

ISSN 0947-8620

© 2007 by Forschungszentrum Karlsruhe GmbH

## Zusammenfassung

Am Forschungszentrum Karlsruhe wurde intensiv an der Entwicklung der Technologie gearbeitet, die für supraleitende Poloidal­feldspulen eines Tokamak erforderlich ist. Die Entwicklung orientierte sich am Bau und Test der Poloidal­feld-Modellspule "POLO". Der zwischenzeitlich erfolgreich abgeschlossene Betrieb der Spule hat die Bedeutung unterstrichen, die diesem Projekt hinsichtlich zukünftiger Großmagnetentwicklungen im Fusionsbereich zukommt.

Hierunter fällt auch die erstmals für einen supraleitenden Großmagneten spezifizierte Hochspannungs(HS)-Festigkeit der POLO-Modellspule von 23 kV. Aus Sicht der konventionellen HS-Technik ist damit ein neu zu erschließendes Arbeitsfeld verbunden, zu dem die Entwicklung kryogen einsetzbarer HS-Komponenten ( $< 10$  K) sowie Fragen der HS-Isolationsdiagnostik zählen.

Der vorliegende Bericht befaßt sich detailliert mit der Entwicklung der kryogenen HS-Komponenten der POLO-Modellspule. Die erforderlichen potentialtrennenden Bauteile der Spule werden im einzelnen beschrieben. Dazu zählen Windungs- und Erdisolation des Spulenleiters, der axiale und der radiale Potentialtrenner, die HS-Instrumentierung sowie Komponenten der Stromzuführungen. Neben den Auslegungs- und Fertigungsfragen wird u.a. auch auf die elektrischen Prüfungen speziell eingegangen.

Dieser Bericht stellt eine erstmals zusammenhängende und möglichst umfassende Dokumentation der POLO-HS-Komponenten dar. Er gibt Einblick in die komplexen Randbedingungen, die mit dem Einsatz kryogener HS-Komponenten einhergehen, und soll darüber hinaus als Grundlage für weitergehende Entwicklungen dienen, die insbesondere hinsichtlich industrieller Fertigungsprozesse kryogeeigneter HS-Komponenten immer noch erforderlich sind.

## **Abstract** High voltage components for the superconducting poloidal field model coil POLO

The technology of superconducting poloidal field coils for tokamaks was developed at Forschungszentrum Karlsruhe. The guide line was the construction and test of the poloidal field model coil "POLO". From the point of view of high voltage (HV) engineering the 23 kV strength of the POLO coil was a challenge, especially in the field of cryogenic HV components and with respect to questions of HV insulation diagnostics at low temperature ( $< 10$  K). The meaning of the POLO project within further developments of fusion magnets is pointed out by the successful completed test periods of the POLO coil.

This report deals with the development of the POLO HV components, i.e. winding and ground insulation of the conductor, axial and radial break, HV instrumentation and components of the current leads. All cryogenic HV components are described in detail with respect to the design, the manufacturing and the HV testing. The complement of this work gives an impression of the complexity due to cryogenic boundary conditions, and can serve as basic knowledge for further developments, which are necessary especially in the field of industrial procedures of manufacturing of cryogenic HV components.



# Inhalt

Zusammenfassung .....	iii
<b>1 Einleitung .....</b>	<b>1</b>
<b>2 Isolationskonzept der POLO-Modellspule .....</b>	<b>5</b>
2.1 Struktureller Aufbau .....	5
2.2 Spezifikation der Hochspannungsfestigkeit .....	9
2.3 Hochspannungskomponenten der POLO-Modellspule .....	11
<b>3 Die Leiterisolation .....</b>	<b>15</b>
3.1 Die Windungsisolation .....	15
3.1.1 Auslegung und Aufbau .....	15
3.1.2 Fertigung .....	16
3.1.3 Prüfung / Vorversuche .....	17
3.2 Die Spulenisolation (Erdisolation) .....	21
3.2.1 Auslegung und Aufbau .....	21
3.2.2 Fertigung .....	22
3.2.3 Prüfung / Vorversuche .....	22
3.3 Die Erdisolation der Leiterenden .....	25
3.3.1 Auslegung und Aufbau .....	25
3.3.2 Fertigung .....	25
3.3.3 Prüfung / Vorversuche .....	25
3.4 Chronologie der Entwicklungs- und Testphasen .....	27
<b>4 Der axiale Hochspannungs-Potentialtrenner .....</b>	<b>29</b>
4.1 Auslegung und Aufbau .....	29
4.2 Fertigung .....	34
4.3 Prüfung / Vorversuche .....	34
4.3.1 Prototyp GEC Alsthom ("Alsthom-Trenner") .....	35
4.3.2 Prototyp Forschungszentrum Karlsruhe ("KfK-Trenner") .....	35
4.3.2.1 Prüfanordnung und Durchführung .....	35
4.3.2.2 Prüfergebnisse .....	36
4.3.2.3 Elektrischer Teilentladungstest .....	38
4.3.3 Serie GEC Alsthom ("Alsthom-Trenner") .....	39
4.3.4 Serie Forschungszentrum Karlsruhe ("KfK-Trenner") .....	39
4.4 Betriebserfahrungen .....	41
4.4.1 Trennerausfall bei 48 kV DC .....	41
4.4.2 Axiale Trennerleckagen .....	42
4.4.3 Trennerausfall bei 33 kV AC .....	44
4.5 Zusammenfassung .....	45
4.6 Chronologie der Entwicklungs- und Testphasen .....	46

<b>5 Der radiale Hochspannungs-Potentialtrenner .....</b>	<b>47</b>
5.1 Auslegung und Aufbau .....	47
5.2 Fertigung .....	51
5.3 Prüfung / Vorversuche .....	52
5.3.1 Die Prüfvorrichtung .....	52
5.3.2 Das Prüfprogramm (Prototyp RB 13) .....	54
5.3.3 Der Prüfablauf (Prototyp RB 13) / erforderliche Arbeiten .....	55
5.3.4 Die Teilentladungsmessungen .....	56
5.3.5 Ergebnisse (Prototyp RB 13) .....	57
5.3.6 Serienprüfungen und Ergebnisse (RB 21-23) .....	59
5.4 Chronologie des Entwicklungs- und Testphasen .....	60
<b>6 Die Hochspannungs-Instrumentierung .....</b>	<b>61</b>
6.1 Das Hochspannungs-Instrumentierungskabel .....	61
6.2 Die "kalte" Hochspannungs-Instrumentierungsdurchführung .....	64
6.3 Die "warme" Hochspannungs-Instrumentierungsdurchführung (Steckverbindung) .....	67
6.3.1 Dichtheitsprüfung .....	69
6.3.2 Teilentladungs(TE)-Messungen .....	69
6.4 Der Hochspannungs-Rangierverteiler .....	71
<b>7 Die Stromzuführungen .....</b>	<b>73</b>
7.1 Der Hochspannungs-Durchführungsisolator .....	74
7.2 Geometrische Anordnung am kalten Ende .....	75
7.3 Der axiale Hochspannungs-Potentialtrenner (warm) .....	78
7.3.1 Der Innenraum .....	79
7.3.2 Der Außenraum .....	80
<b>8 Danksagung .....</b>	<b>81</b>
<b>9 Literaturverzeichnis .....</b>	<b>83</b>

# 1 Einleitung

Die POLO-Modellspule ist eine am Forschungszentrum Karlsruhe<sup>1</sup>, Institut für Technische Physik (ITP), im Rahmen des EURATOM-Fusionstechnologieprogramms entwickelte Modellspule (3 m Durchmesser) für die Poloidalfeldspulen eines Tokamak. Ihre Spezifikationen orientieren sich an den Betriebsweisen und Belastungen des *Tore Supra Tokamaks*, CEA Cadarache, Frankreich /[1] EURATOM 1986/. In der Anfangsphase des POLO-Projektes (1986) war als mittelfristiges Ziel der Bau und Betrieb einer supraleitenden Ringspule mit 8 m Durchmesser im französischen Tore Supra Experiment für 1990 geplant. Die dazu notwendige Spulentechnologie sollte durch die Entwicklung der POLO-Modellspule und ihrer Komponenten bereitgestellt werden und als langfristige Zielsetzung in Entwicklung und Bau des NET (Next European Torus) /[2] TOSCHI et al. 1988/ einfließen.

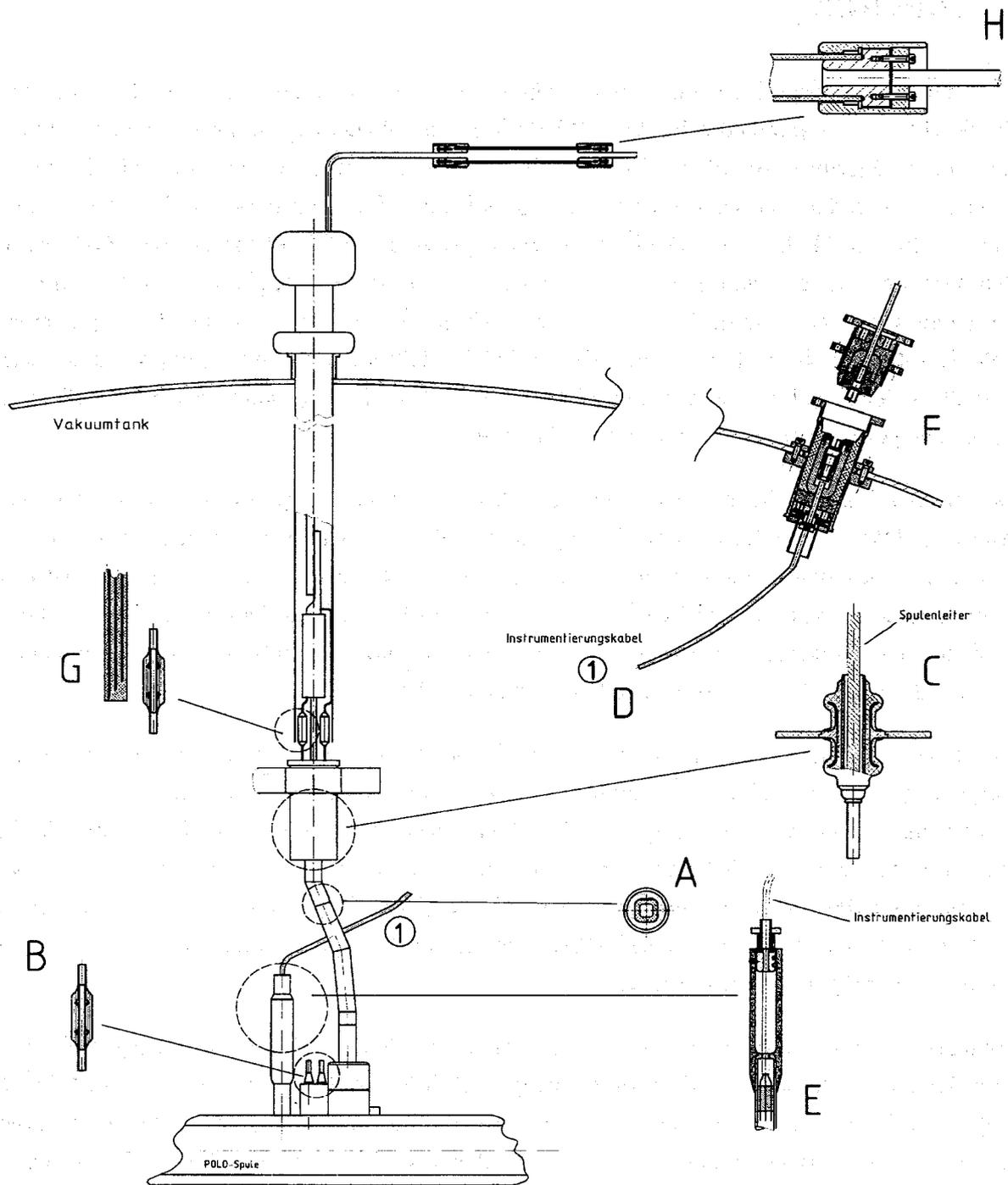
Der Bau der supraleitenden Ringspule für das Tore Supra Experiment wurde nicht verwirklicht. Dagegen findet die damals langfristige Zielsetzung ihre Anwendung in der gegenwärtig angelaufenen Komponentenentwicklung für die Modellspulen des ITER (International Thermonuclear Experimental Reactor) /[3] THOME 1994/, sowie in dem internationalen Interesse an der Übernahme von Auslegungs- und Entwurfskonzepten einzelner HS-Komponenten, z.B. für die W7-X-Prototypspule (Stellatorkonzept, EU).

Mit diesem Bericht werden die speziellen Problemstellungen der Entwicklung von *Hochspannungskomponenten* (HS-Komponenten) für den kryogenen Einsatz am Beispiel der POLO-Modellspule aufgezeigt. Hierzu ist es erforderlich, einen *zusammenhängenden* Überblick über die Entwicklungen der HS-Komponenten und ihrer relevanten Entwicklungsschritte zu geben. Ein zusammenfassender Überblick hierzu wurde bereits in /[4] IRMISCH 1995/ aufgenommen, weitere kurze Darstellungen zu den HS-Komponenten findet man vereinzelt in den zitierten Konferenzbeiträgen der letzten Jahre.

Abgesehen von der Windungs- und Erdisolation der Spule gibt *Abb. 1.1* am Beispiel eines der drei Spulenanschlüsse der POLO-Modellspule (PLUS-Pol, Mittelabgriff (MAG) und MINUS-Pol) einen Überblick, in welcher Art weitere HS-Isolationen und -Komponenten zum Einsatz kommen. Eine Kurzbeschreibung der Komponenten aus *Abb. 1.1* wird in *Tab. 1.1* gegeben.

Die POLO-Modellspule wurde in enger Kooperation mit dem Forschungszentrum Karlsruhe bei GEC Alsthom, Belfort (Frankreich), gefertigt /[5] BOURQUARD et al. 1992/ und zwischenzeitlich am Forschungszentrum Karlsruhe erfolgreich betrieben und getestet /[6] DARWESCHSAD et al. 1995, [4] IRMISCH 1995/.

<sup>1</sup> bis 31.12.1994 "Kernforschungszentrum Karlsruhe, KfK"



**Abbildung 1.1: Schematische Darstellung einer Stromein- oder Auspeisung der POLO-Modellspule mit ihren Hochspannungskomponenten. Kurzbeschreibung siehe Tab. 1.1, vergrößerte Ansichten der Einzelkomponenten siehe folgende Kapitel.**

##	Bezeichnung	Aufgabe
<b>BASISKOMPONENTEN:</b>		
A	Leiterisolation, hier Erdisolation der Leiterenden, <i>Kap. 3</i>	▶ Windungs- (2,9 kV) und Erdisolation (23 kV).
B	Axialer Potentialtrenner (kalt), <i>Kap. 4</i>	▶ Potentialauftrennung in der Verrohrung der Kühlkreisläufe (23 kV) bei 4,2 K, Prüfdruck 2,5 MPa.
C	Radialer Potentialtrenner (kalt), <i>Kap. 5</i>	▶ Potentialtrennung (23 kV), Trennung des He-Kühlgasraums vom Tankvakuum (2,5 MPa), mechan. Fixierung des Leiters gegen die Stützstruktur (Erdspotential).
<b>INSTRUMENTIERUNG:</b>		
D	HS-Instrumentierungskabel, <i>Kap. 6.1</i>	▶ Mehradrige Signalführung, HS-Bezugspotential entspricht jeweils dem der Spule an der angeschlossenen Stelle.
E	Instrumentierungsdurchführung (kalt) mit Potentialsteuerelektrode, <i>Kap. 6.2</i>	▶ Heliumdichte Durchführung (2,5 MPa) und HS-Steuerelektrode für die Vakuumisolationsstrecke zwischen Spulenisolation (GFK) und Kabelisolation (PTFE).
F	Instrumentierungsdurchführung (warm) als Steckverbindung, <i>Kap. 6.3</i>	▶ Durchführung des Instrumentierungskabels (HS-Potential) durch die Wand des Vakuumtanks (Erdspotential), lösbare Verbindung zur Signalverarbeitung.
<b>STROMZUFÜHRUNG (SZF):</b>		
G	Durchführungsisolator, <i>Kap. 7.1</i>	▶ Kapazitiv gesteuerte Durchführung zur Abschirmung der SZF (HS-Potential) gegenüber dem Vakuumtank (Erdspotential).
H	Axialer Potentialtrenner (warm), <i>Kap. 7.3</i>	▶ Potentialauftrennung in der Verrohrung der Kühlkreisläufe (23 kV) bei 300 K, Prüfdruck 2,5 MPa.

**Tabelle 1.1: Übersicht der Hochspannungsisolation und -komponenten aus Abb. 1.1.**



## 2 Isolationskonzept der POLO-Modellspule

### 2.1 Struktureller Aufbau

Gemäß den Anforderungen an eine Tokamak-Poloidalfeldspule wurde die POLO-Modellspule für transiente Feldänderungen ausgelegt. Wegen der Wirbelstromeffekte (therm. Verluste, elektromechanische Kräfte) konnte kein Spulengehäuse zur Verstärkung der Wicklung angewendet werden. Die zur mechanischen Stabilität der Spule notwendige Stahlstruktur wurde in die *Stahlummantelung* integriert, die den einzelnen Leiter umgibt. Zur besseren Abstützung gegen die mechanischen Kräfte innerhalb des Wicklungspakets wurde für die Außenkontur der Stahlummantelung ein rechteckiger (quadratischer) Querschnitt gewählt, in den das runde Innenleiterbündel eingebettet ist (*Abb. 2.3*). Die elektrische Feldüberhöhung im Kantenbereich wird durch einen definierten Radius begrenzt. Die Fertigung dieses Leiters bedurfte einer speziellen Weiterentwicklung des Laserschweißverfahrens hinsichtlich der Fertigungslinie, in der die Stahlummantelung um das runde Leiterbündel herum geschlossen wurde / [7] FÖRSTER et al. 1988, [8] FÖRSTER et al. 1990/.

Im Falle des rechteckigen Querschnitts des Spulenleiters sind die Querkapazitäten der einzelnen Windungen zueinander größer als z.B. bei Rundleitern. Dieser Gesichtspunkt spielt insofern eine Rolle, als die Windungskapazitäten bei sehr schnellen Vorgängen (z.B. Einschaltflanken) für die Spannungsverteilung über der Spule verantwortlich sind. Die kapazitive Spannungsverteilung sollte dabei möglichst gut mit der induktiven Spannungsverteilung über der Leiterlänge übereinstimmen.

Die *Wicklung* der POLO-Modellspule besteht aus vier Doppelscheiben(DS)-Wicklungen (auch Double Pancake, DP), die durch die speziell entwickelten *Doppelscheibenverbindungen* (DSV) miteinander in Serie geschaltet sind. Jede Doppelscheibe besitzt  $2 \cdot 7$  Windungen, so daß der Wicklungsaufbau 8 Lagen à 7 Windungen aufweist (*Abb. 2.1*). Zur elektrischen Isolation kommt *glasfaserverstärktes Epoxidharz* zur Anwendung. Der Leiter ist mit einem Glasgewebeband umwickelt. Die gesamte Wicklung wird in einem 1. Vakuumverguß mechanisch fixiert und isoliert. Ein 2. Vakuumverguß erfolgt nach der Aufbringung der Erdisolation (Glas/Kapton/Glas). Die Spulenumgebung steht im Betrieb unter Vakuum ( $\sim 10^{-5}$  mbar bei 4,2-77 K). Die Erdisolation des Spulenkörpers trägt außen einen leitfähigen Anstrich (GEC Alsthom C4,  $300 \Omega_{\text{Fl}}^2$ ), der über dem Spulenumfang an mehreren Stellen ( $\sim 30^\circ$ -Segmente) gerdet ist. *Abb. 2.2* zeigt die *Verbindungszone* mit der Anordnung der 3 DS-Verbindungen und den entsprechenden Leiterenden.

<sup>2</sup> Die Einheit " $\Omega_{\text{Fl}}$ " entspricht dem Flächenwiderstand einer quadratischen Fläche, d.h. der Widerstand von  $300 \Omega$  wird zwischen zwei gegenüberliegenden Kanten gemessen.

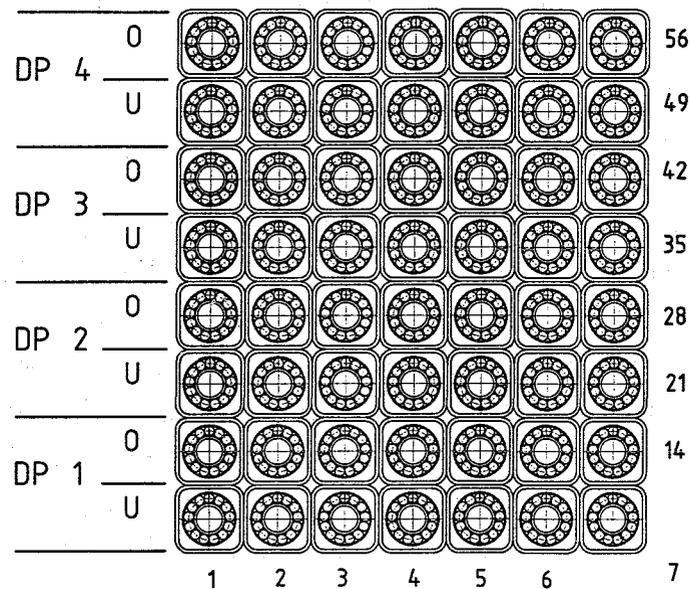


Abbildung 2.1: Wicklungsquerschnitt der POLO-Modellspule. 4 Doppelscheiben à 7 Windungen mit Windungsisolation, ohne Erdisolation.

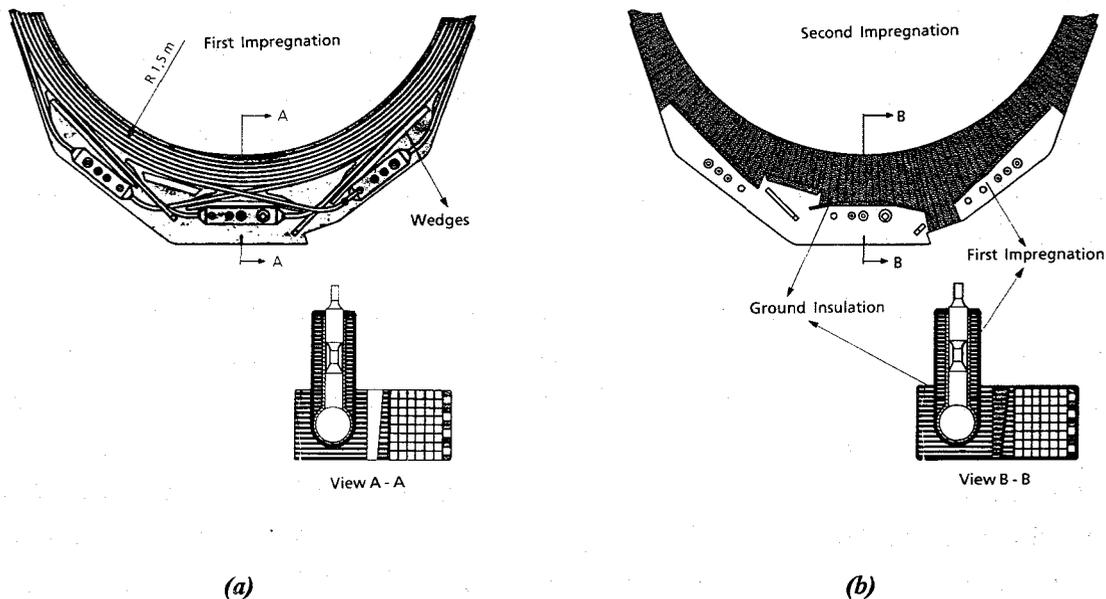


Abbildung 2.2: Führung der Leiterenden der Doppelscheiben und Anordnung der DS-Verbindungen in der Verbindungszone. Die Kontur (a) zeigt die Gießharzeinbettung der Verbindungszone des 1. Vakuumvergusses mit Aussparungen zur Aufbringung der späteren Erdisolation, Kontur (b) (2. Vakuumverguss).

Die Doppelscheibenverbindung zwischen den mittleren beiden Doppelscheiben besitzt einen zusätzlichen Spulenanschluß, den *Mittelabgriff*, so daß gemeinsam mit den beiden äußeren Leiterenden drei Spulenanschlüsse bzw. *Leiterendverschlüsse* existieren, über die Strom ein- oder ausgespeist werden kann. Die Leiterendverschlüsse stellen die Schnittstelle zwischen der Spule und ihren *Stromzuführungen* dar.

Die Kühlung der Spule erfolgt durch zwei geschlossene Kühlkreisläufe, die beide in den Spulenleiter integriert sind (Abb. 2.3):

**Primärkreis:** Die 13 Subkabel sind von stagnierendem Heliumgas umgeben. Das Helium dient zur definierten Wärmeübertragung an den Sekundärkreis.

**Sekundärkreis:** (2-phasiges) Helium strömt im zentralen Kühlrohr im Inneren des POLO-Leiters. Es dient zur Rückkühlung des Primärheliums beim Auftreten von lokalen, kurzzeitigen Wärmepulsen und zur Abführung der Wärmelast der gesamten Spule bei definierten Temperaturverhältnissen.

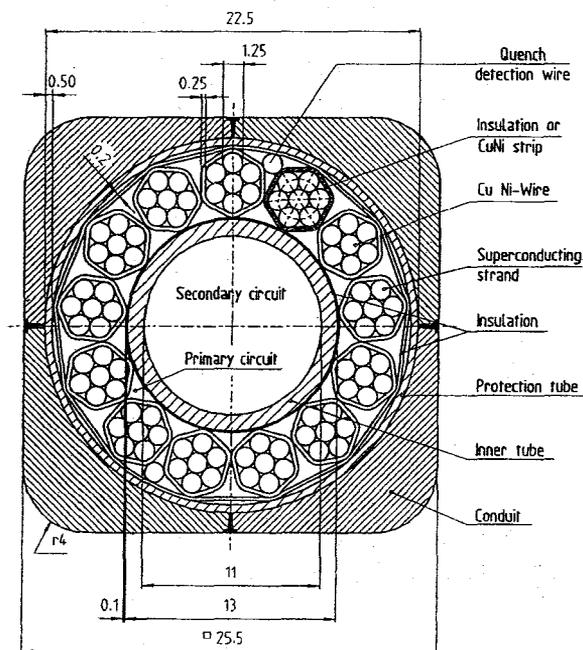
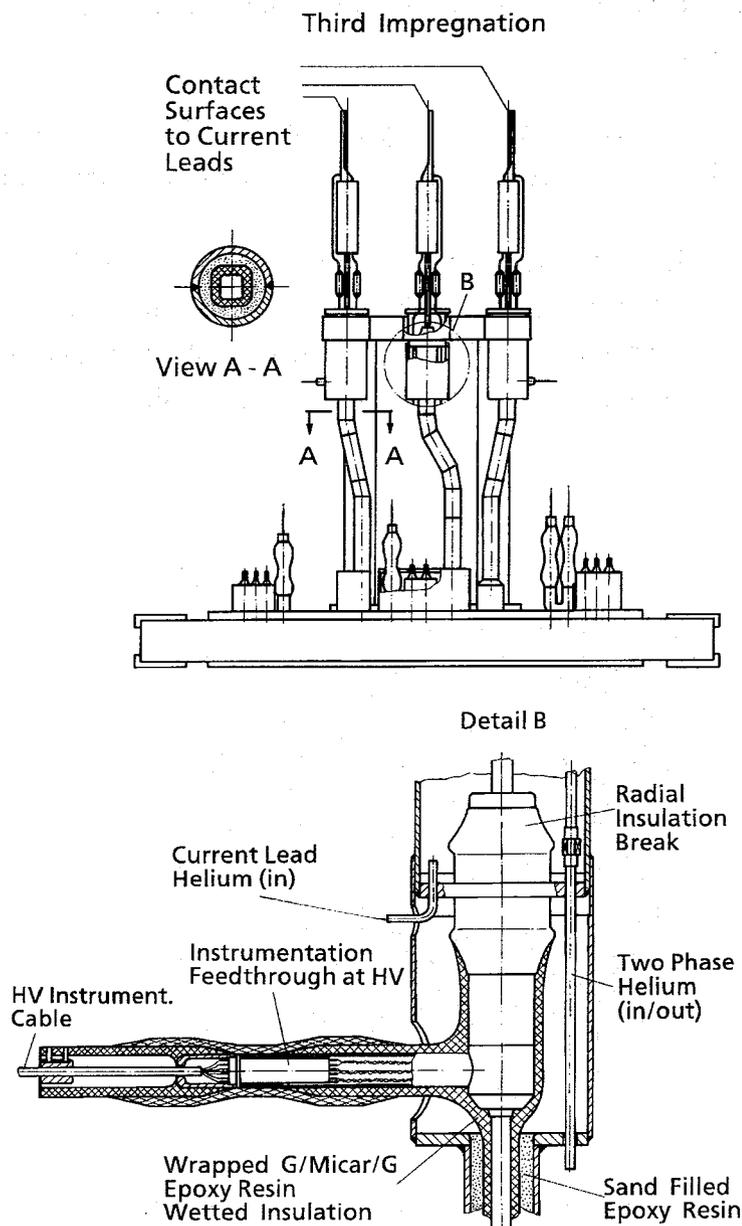


Abbildung 2.3: Querschnitt des POLO-Leiters. Primär- und Sekundärkühlkreislauf.

Da die Kühlkreisläufe Bestandteil des Leiters sind, müssen bei ihrem Anschluß an die Versorgungsleitungen *Hochspannungs-Potentialtrenner* eingesetzt werden. Abb. 2.4 zeigt den Aufbau des *Anschlußbereiches* der Spule in horizontaler Draufsicht. Der Anschlußbereich teilt sich in die drei Leiterendverschlüsse im oberen Teil und drei Anschlußgruppen im unteren Teil auf. Letztere sind jeweils einer Doppelscheibenverbindung zuzuordnen.

Die aus dem Spulenkörper herausführenden *Leiterendverschlüsse* sind bis zum Anschluß an die Stromzuführungen mit einer Erdisolation versehen und von einer stählernen Versteifungsstruktur (Erdpotential) umgeben (Abb. 2.4, Schnitt A-A). *Detail B* zeigt exemplarisch den Aufbau der Leiterendverschlüsse mit der Anbindung des HS-Instrumentierungskabels in diesem Bereich.



**Abbildung 2.4: Anschlußbereich der POLO-Modellspule in horizontaler Draufsicht.**

*Detail B: Anbindung des HS-Instrumentierungskabels (vgl. Kap. 6.1) am Leiterendverschluß.*

Die drei Anschlußgruppen direkt am Spulenkörper (Abb. 2.4) enthalten die Anschlußenden für die Kühlkreisläufe und die Instrumentierung. Die Potentialtrenner sitzen innerhalb des Vakuumvergusses, so daß nur die erdseitigen Anschlußenden sichtbar sind. Diese Lösung wurde bei der Planung bevorzugt, um hinsichtlich der elektrischen Oberflächenfestigkeit der axialen Potentialtrenner eine Redundanz zu erhalten. Gegen Ende der Fertigungsphase sah man sich allerdings der Problematik gegenüber, daß ein Austausch defekter Potentialtrenner wegen ihrer Unzugänglichkeit nicht mehr möglich war. Aus diesem Grund ist einem Konstruktionskonzept der Vorzug zu geben, bei dem solche Komponenten verhältnismäßig gut zugänglich bleiben.

## 2.2 Spezifikation der Hochspannungsfestigkeit

Hinsichtlich der Hochspannungsfestigkeit der POLO-Modellspule im Testbetrieb waren zwei Arten von Hochspannungsbelastungen vorgesehen:

1. Hochspannungsentladungen: Entladung der Spule über äußere Widerstände bei 23 kV maximaler Spannung, vom Nennstrom 15 kA ausgehend ( $\dot{B}_{\max} \sim 150 \text{ T/s}$ )  
(Simulation der im normalen Tokamak-Betrieb auftretenden Spannungsbelastungen).
2. Hochspannungspulsbelastung: Kondensatorentladungen mit  $\hat{U} = 23 \text{ kV}$  und  $f = 1/3 \text{ Hz}$  in die Spule  
(Simulation der Tokamak-Reinigungsentladung).

Dies führte zur Festlegung folgender Spannungswerte für einzelne Baugruppen der Spule:

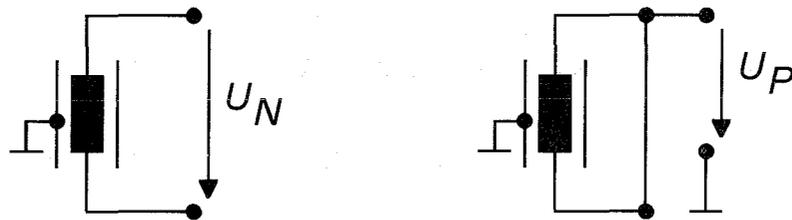
	Betriebsspannung $U_N$ (Scheitelwert)	Prüfspannung $U_p$ (Scheitelwert, DC)	Durchschlags- / Entwurfs- spannung $U_d$
<b>Windungsisolation:</b>	2,9 kV (Lagenspannung)	5,75 kV	11,5 kV
<b>Erdisolation:</b>	23 kV	46 kV	92 kV
<b>Potentialtrenner u.a. Komponenten:</b>	23 kV	46 kV	92 kV

*Tabelle 2.1: Spannungswerte für Baugruppen der POLO-Modellspule.*

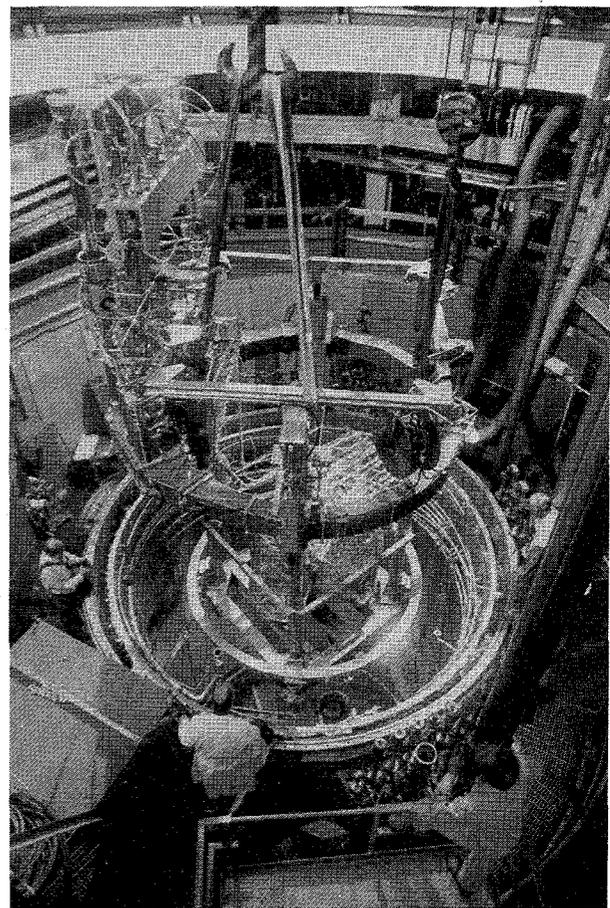
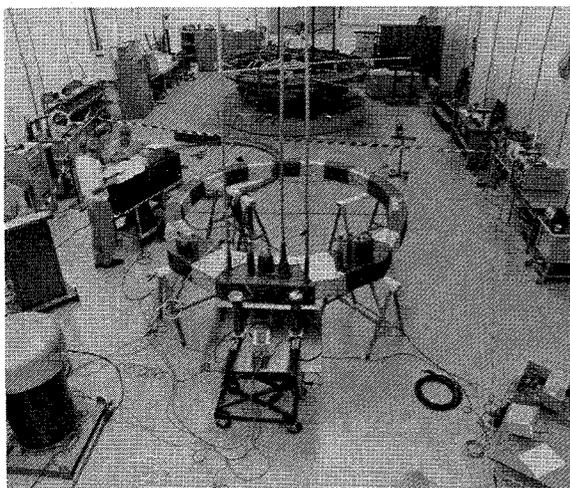
Je nach Einsatzort sind Hochspannungskomponenten im Betriebsfall der Spule gar nicht mit der vollen Betriebsspannung belastet. Die Spannung fällt näherungsweise linear über der Wicklung ab, so daß nur *ein Spulenende* auf vollem HS-Potential liegt (bzw. beide Spulenenden bei Mittelpunktserdung). Um die Hochspannungsprüfung der Erdisolation einer Spule jedoch mit DC- oder AC-Spannungen durchführen zu können, muß die Erdisolation der *gesamten* Spule und aller Komponenten auf die maximale Prüfspannung hin ausgelegt sein, *Abb. 2.5*. Damit ist die Spule zugleich gegen innere transiente Überspannungen besser geschützt, die unter außergewöhnlichen Betriebsmoden oder auch durch bestimmte Störfälle angeregt werden können und zu einer höheren Spannungsbeanspruchung von normalerweise kaum belasteten Isolationsregionen führen [9] MIRI et al. 1995/.

*Abb. 2.6* vermittelt einen Gesamteindruck der POLO-Modellspule. Die linke Ablichtung zeigt die Modellspule beim Hersteller während der HS-Prüfung nach dem 2. Vakuumverguß. Deutlich sind die vertikalen Enden des Spulenleiters zu erkennen sowie die aus dem Vakuumverguß hervorstehenden Enden der axialen HS-Potentialtrenner zum Anschluß der LHe-Versorgung. Der schwarze leitfähige Anstrich des Wicklungskörpers (Erdpotential) ist zur besseren Kontaktierung während der HS-Prüfungen abschnittsweise mit Al-Folie bewickelt. Als nächster

Fertigungsschritt folgt der Aufbau des Anschlußbereichs gemäß *Abb. 2.4*. Im rechten Bild sieht man das Einfahren der Spule in den Kryostaten im Forschungszentrum Karlsruhe. Das Aussehen der Spule wird durch den Anschlußbereich dominiert (linker Teil des Bildes), der aus den drei Leiterendverschlüssen mit ihrer mechanischen Stützstruktur besteht. Außerdem sind in diesem Bereich die Instrumentierungskabel provisorisch festgemacht, um später im Kryostaten verlegt zu werden.



*Abbildung 2.5: Spannungsabfall im Betriebsfall ( $U_N$ ) und bei DC-/AC-Prüfung ( $U_P$ ).*



*Abbildung 2.6: Die POLO-Modellspule während der Fertigung beim Hersteller (GEC Alsthom, Belfort, Frankreich) und beim Einfahren in den Kryostaten (Forschungszentrum Karlsruhe, Deutschland).*

## 2.3 Hochspannungskomponenten der POLO-Modellspule

Der Entwurf von Hochspannungs(HS)-Komponenten für den kryogenen Einsatz orientiert sich prinzipiell an Konstruktionsprinzipien der konventionellen HS-Technik. Neben der elektrischen Festigkeit des gewählten Materials müssen Oberflächeneffekte sowie inhomogene Feldverteilungen berücksichtigt werden. Für den Test-Betrieb von Modellspulen spielt die Frage der *Isolationsalterung* noch eine untergeordnete Rolle, die jedoch im Hinblick auf den Einsatz supraleitender Magnete z.B. in einem Tokamak-Fusionsreaktor zunehmend an Bedeutung gewinnen wird.

Mit der *Abkühlung* der Komponenten auf 4,2 K und den damit verbundenen Temperaturgradienten und mechanischen Beanspruchungen aufgrund unterschiedlicher Ausdehnungskoeffizienten sind für die *kryogenen* HS-Komponenten Randbedingungen gegeben, die die Entwicklung solcher Komponenten außerordentlich komplex gestalten:

- a. Die meisten der bei Raumtemperatur gebräuchlichen Isolationsmaterialien sind nicht einsetzbar (*Versprödung* bei Abkühlung).
- b. Dem *Verbund* zwischen Elektroden und Isolationsmaterial ist besondere Aufmerksamkeit zu widmen.
- c. Damit sind hohe Anforderungen an die *Fertigungstechnik* der Komponenten gestellt.
- d. *HS-Prüfungen* unter kryogenen Bedingungen sind sehr zeitaufwendig, der Prüfling ist in abgekühltem Zustand nicht unmittelbar zugänglich.

Der zuletzt genannte Gesichtspunkt ist sowohl für die Entwicklung von Prototypen als auch für die spätere Stückprüfung der Serien von Bedeutung und unterstreicht die Notwendigkeit des Einsatzes zerstörungsfreier Meßverfahren.

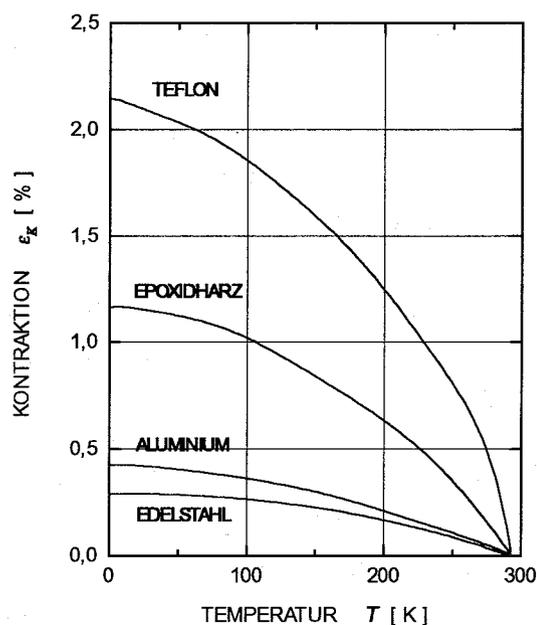
Der Isolationskörper fast aller POLO-HS-Komponenten besteht aus *glasfaserverstärktem Epoxidharz*. Den Ausschlag für die Wahl dieses Isolationssystems hat die erreichbare mechanische Festigkeit im Verbund mit den integrierten Stahlbauteilen gegeben. Die Spezifikation der *Vakuum-* bzw. *Helium-Dichtheit* der Komponenten (He 25 bar gegenüber Vakuum) verschärft die Forderung nach einer einwandfreien Flächenhaftung der Grenzflächen zwischen den Stahlbauteilen und dem Isolationssystem (z.B. axialer und radialer Potentialtrenner, vgl. *Abb. 1.1, Tab. 1.1*).

Zur generellen Problematik unterschiedlicher Ausdehnungskoeffizienten gibt zunächst *Tab. 2.2* einen Überblick über relative Längenänderungen, wie sie an beispielhaften GFK-Proben in unterschiedlichen Achsenorientierungen bei Abkühlung von 293 K auf 77 K vermessen wurden [10] FRIESINGER et al.1994/. Weitere Längen-/Volumenänderungen im Temperaturbereich unterhalb von 77 K sind vernachlässigbar gering. Dies wird auch aus den Kurvenverläufen in *Abb. 2.7* ersichtlich. Die Steigungen der Kurven, d.h. die Ausdehnungskoeffizienten  $\alpha$  für

bestimmte Temperaturen, werden zu tiefen Temperaturen hin immer kleiner. **Tab. 2.3** enthält beispielhaft die Ausdehnungskoeffizienten einiger Werkstoffe bei Raumtemperatur.

MATERIAL	RICHTUNG der vermessenen Längenänderung	DEHNUNG $\varepsilon_K = \Delta L/L_0$
GFK-Rohr (Ø 70-110 mm) Hartgewebe-Rundrohr, gewickelt, nicht formgepreßt	radiale Richtung axiale Richtung	2,5 - 3,5 ‰ 2,9 ‰
GFK-Rohr (Ø 20 mm) Filamentwickel	radiale Richtung axiale Richtung	1,4 ‰ 3 ‰
GFK-Plattenmaterial (Dicke 40-120 mm)	senkrecht zur Laminat-Orientierung parallel zur Laminat-Orientierung	7,4 - 8,7 ‰ 2,2 - 2,4 ‰
Austenitischer Stahl, Rundmaterial (Ø 60 mm)	radiale Richtung axiale Richtung	2,9 ‰ 2,8 ‰

**Tabelle 2.2: Ausdehnungskoeffizienten von GFK-Proben und Stahl,  $\Delta T = 293-77$  K. [10]**



$$\varepsilon_K = \frac{L_{293\text{ K}} - L_T}{L_{293\text{ K}}} = \frac{dL}{L_0}$$

$$\alpha = \frac{d}{dT} (\varepsilon_K) = \frac{1}{L_0} \cdot \frac{dL}{dT}$$

**Abbildung 2.7: Relative Längenänderungen über der Temperatur für einige Werkstoffe. [11]**

Theoretisch könnte der Ausdehnungskoeffizient z.B. von Epoxidharz durch einen entsprechend hohen Füllgrad (z.B. Quarzmehlpulver als Füller) an den von Aluminium oder Stahl angepaßt werden. In der Praxis ist solch eine durch Mischung zubereitete Ausgangsmasse aber sehr zäh und läßt sich daher nur noch in eingeschränktem Maße weiterverarbeiten (nicht mehr vergießen!). Hinzu kommen selbst bei annähernd gleichen Ausdehnungskoeffizienten eine reduzierte mechanische Festigkeit dieser Verbundisolation /[13] HARTWIG 1994/ sowie Gefahren der mechanischen Überbeanspruchung infolge von Temperaturgradienten im Inneren eines

Bauteils. In einem Glasfaser-Epoxidharz-Verbund gewährleisten in erster Linie die Glasfasern die integrale mechanische Festigkeit des Isolationssystems.

<b>METALLE</b> (4,5...31 · 10 <sup>-6</sup> /K)	
Aluminium	24 · 10 <sup>-6</sup> /K
Stahl austenitisch	16...17 · 10 <sup>-6</sup> /K
Kupfer	16,8 · 10 <sup>-6</sup> /K
<b>ANORGANISCH-NICHTMETALLISCHE WERKSTOFFE</b> (0,5...14 · 10 <sup>-6</sup> /K)	
Glas	3,5...5,5 · 10 <sup>-6</sup> /K
Quarzglas	0,5...0,6 · 10 <sup>-6</sup> /K
<b>ORGANISCHE WERKSTOFFE</b> (2,9...250 · 10 <sup>-6</sup> /K)	
Polyethylen	150...250 · 10 <sup>-6</sup> /K
Polyesterharz	100...300 · 10 <sup>-6</sup> /K
PTFE (z.B. Teflon)	100...160 · 10 <sup>-6</sup> /K
Epoxidharz	60...70 · 10 <sup>-6</sup> /K
Polyimid (z.B. Kapton)	50...60 · 10 <sup>-6</sup> /K
<b>VERBUNDWERKSTOFFE</b> (5...25 · 10 <sup>-6</sup> /K)	
Glasfaserverstärkter Kunststoff (GFK)	25 · 10 <sup>-6</sup> /K

**Tabelle 2.3: Thermischer Längenausdehnungskoeffizient  $\alpha$  einiger Werkstoffe bei Raumtemperatur. [12]**

In den folgenden drei Kapiteln 3 bis 5 finden sich Einzelheiten zu Aufbau, Fertigung und Prüfung der *Basiskomponenten*. Hierunter zählen gemäß der Definition in *Tab. 1.1* die Leiterisolation sowie der axiale und der radiale Potentialtrenner. Die beiden weiteren Kapitel 6 und 7 widmen sich der Hochspannungs-*Instrumentierung* und den hochspannungstechnischen Belangen der *Stromzuführung*.



### 3 Die Leiterisolation

Unter dem Stichwort Leiterisolation verbergen sich bei der POLO-Modellspule drei Arten der Isolation:

- a. Windungsisolation (Glas/Glas, vakuumimprägniert),
- b. Spulenisolation (Glas/Kapton/Glas, vakuumimprägniert),
- c. Erdisolation der Leiterenden (Glas/Mica/Glas, naßimprägniert).

Die genannte Reihenfolge entspricht den Fertigungsschritten beim Bau der Spule /[14] FRIESINGER et al. 1991/. Die Arbeitsgänge zur Isolierung der Spule mußten in staub- und metallfreier Umgebung ausgeführt werden, um Fehlstellen durch eingegossene Fremdkörper zu vermeiden.

#### 3.1 Die Windungsisolation

##### 3.1.1 Auslegung und Aufbau

Die Kanten des POLO-Leiters sind mit einem Radius von  $r = 4$  mm abgerundet. Kleinere Radien würden den Effekt der Feldstärkeüberhöhung vergrößern, gegen einen größeren Radius spricht das Bestreben, das Volumen von ungefülltem Gießharz im Verguß des Wickelkörpers möglichst klein zu halten.

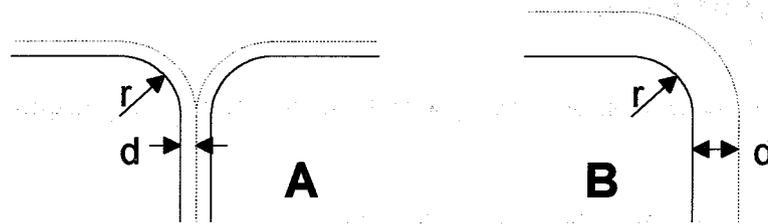
Die Feldstärkeüberhöhung kann in Abhängigkeit vom Rundungsradius  $r$  und dem Leiterabstand  $d$  mit

$$E = \frac{U}{d} \cdot \delta, \quad \delta \geq 1 \quad (3-1)$$

angegeben werden. Dabei gilt für Geometrie A und B (*Abb. 3.1*) nach /[15] SCHENK 1986/

$$\delta_A = \frac{\sqrt{\frac{d^2}{4 \cdot r^2} + \frac{d}{r}}}{\ln\left(\frac{d}{2 \cdot r} + 1 + \sqrt{\frac{d^2}{4 \cdot r^2} + \frac{d}{r}}\right)}, \quad (3-2)$$

$$\delta_B = \frac{\frac{d}{r}}{\ln\left(\frac{d}{r} + 1\right)}. \quad (3-3)$$



**Abbildung 3.1: Geometrie zur Abschätzung der Feldüberhöhung hinsichtlich der Windungsisolation (A) und der Erdisolation (B).**

Ausgehend von der Mindestisolationssdicke im homogenen Feld wurde bezüglich der Windungsisolation ein Feldüberhöhungsfaktor von 1,033 (3,3%) und damit eine erforderliche Isolationssdicke  $d$  von 0,8 mm ( $U_d = 4 U_N = 11,5$  kV) errechnet (zu Grunde liegt  $E_d = 15$  kV/mm für mit Epoxidharz getränkte Glasfaser).

### 3.1.2 Fertigung

Die nominelle Isolationssdicke des POLO-Leiters wurde auf 1,5 mm festgelegt, um ausreichend Reserve hinsichtlich der zu erwartenden Dickenreduktion infolge des Wickeldrucks zu haben (Zugkraft beim Wickeln am Leiter: 15 kN). Das Glasseidewebe wurde während des Wickelns der Spule in drei Lagen per Hand mit 50% Überlappung auf den Leiter aufgewickelt (zuvor Reinigung der Oberfläche mit anschl. Sandstrahlung).

Die Geometrie der Spule wurde nach dem Wickeln noch vor dem ersten Vakuumverguß nachgemessen. Dabei ergab sich eine effektive Isolationssdicke in radialer Richtung (Windungsisolation) von  $d_r = 0,7-1,3$  mm, in axialer Richtung (Lagenisolation) von  $d_a = 0,6-1,85$  mm. Die tatsächlichen Isolationssschichten zwischen zwei Leitern betragen jeweils  $2 \cdot d_r$  bzw.  $2 \cdot d_a$  / [16] FÖRSTER 1991/. Hinsichtlich der Lagenisolation ist dieser doppelte Isulationsabstand auch erforderlich! Bedingt durch den geometrischen Aufbau der Spulenwicklung aus vier Doppelscheiben tritt zwischen dem einlaufenden und dem direkt benachbarten auslaufenden Wicklungsende einer Doppelscheibe die doppelte Lagenspannung ( $2 \cdot 2,9$  kV) auf und belastet die Windungsisolation.

Der *Vakuumverguß* des Wickelkörpers mit einer Aushärtetemperatur von 105 °C stellt eine fertigungstechnische Notwendigkeit dar. Wesentlich für einen möglichst homogenen Verguß sind die Dünnschmelze des Harzes, um die Glasseide ausnahmslos zu durchtränken, und ein gleichmäßiges Temperaturprofil innerhalb des Vergusses beim Aushärten. Hier ist die spezielle Erfahrung des Herstellers gefragt, dessen Vergußtechnik die Qualität der Isolation bestimmt. Im Fall der POLO-Modellspule wurde ein speziell für kryogene Anwendungen entwickeltes Epoxidharz eingesetzt (F101, GEC Alsthom). Für die Fertigung kleinerer Bauteile mit kleinen

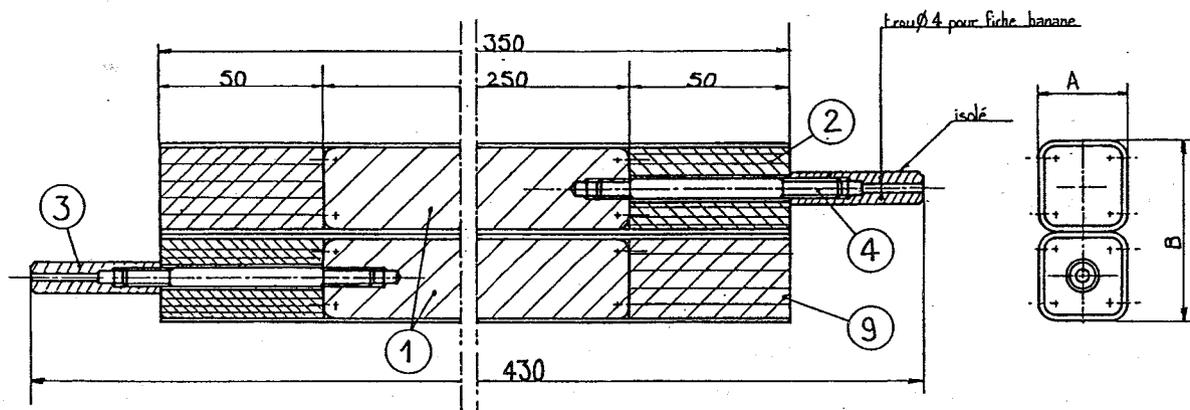
Harz-Volumina bevorzugt man bei kryogenen Anwendungen eher Harze, die bei Raumtemperatur aushärten und damit anschließend geringere innere Spannungen besitzen.

### 3.1.3 Prüfung / Vorversuche

Bevor die endgültige Isolationsart festgelegt wurde, erfolgten zwei Testreihen an Prüflingen hinsichtlich ihrer elektrischen Eigenschaften in Abhängigkeit von thermischen und mechanischen Lastzyklen. Die Teilentladungsmessungen (TE) wurden dabei nach IEC 270 durchgeführt.

#### Testreihe 1:

Geprüft wurden 16 2-Leiter-Proben, die gemäß *Abb. 3.2* gefertigt waren. Acht Proben besaßen eine reine Glas/Glas-Isolation, die andere Hälfte eine Glas/Kapton/Glas-Isolation. Das zur Fertigung benutzte Glasseideband hatte eine Dicke von 0,2 mm. Insgesamt wurden 3 Lagen gewickelt bei einer Überlappung von je 50%. Daraus ergibt sich eine Isolationsdicke je Leiter von  $d = 6 \cdot 0,2 \text{ mm} = 1,2 \text{ mm}$ . Bei den Kapton-Proben wurde die 2. Lage aus übereinanderliegendem Glasseideband und 25 µm-Kaptonfolie gemeinsam gewickelt. Lage 1 und 3 wie zuvor. Die resultierende Isolationsdicke je Leiter betrug hier  $d = 1,25 \text{ mm}$ .



	nur Glas	Glas + Kapton
A	27,4	27,5
B	54,8	55

- ① POLO-Leiterdummy
- ②+⑨ Isolationsstücke
- ③+④ elektrische Anschlüsse

**Abbildung 3.2: Aufbau der Proben der Testreihe 1 zur POLO-Windungsisolation.**

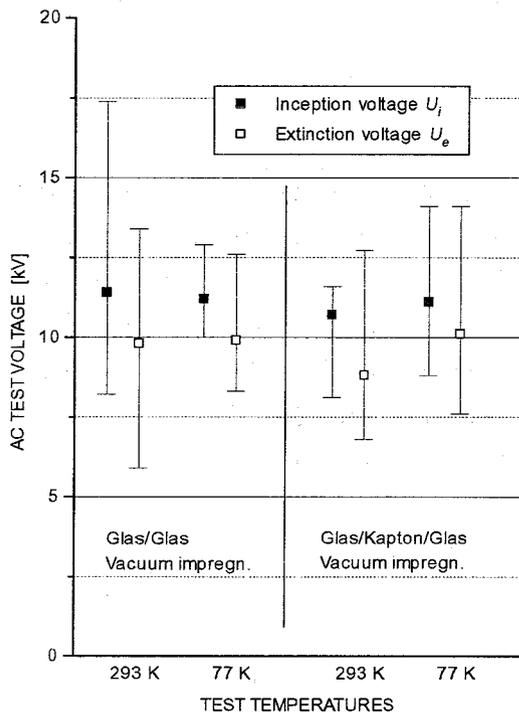
Querschnittsfläche der Leiterstücke identisch mit Originalabmessungen.

(Quelle: GEC Alstom, mit freundlicher Genehmigung)

*Abb. 3.3* faßt die Ergebnisse der TE-Messungen durch Angabe der TE-Einsatz- ( $U_e$ ) und -Aussetzspannungen ( $U_a$ ) zusammen. Der Einsatz der Kaptonzwischenlage bringt keinen

sichtbaren Unterschied mit sich. Ebenso zeigt die Abkühlung der Proben auf 77 K keinen bedeutenden Einfluß. Die TE-Einsatzspannung liegt bei allen Proben oberhalb der Prüf-Nennspannung von  $\hat{U}_p = 5,75$  kV bzw.  $U_p = 4,1$  kV<sub>ef</sub>.

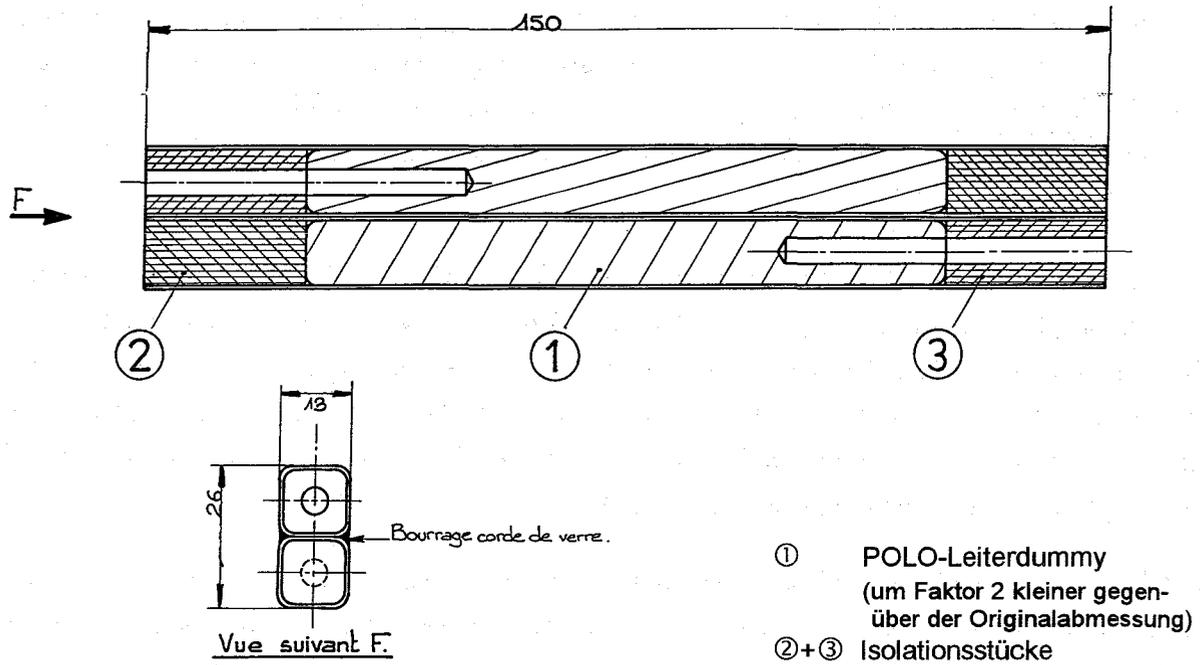
Die beim Hersteller (GEC Alstom, Belfort) durchgeführten Messungen bestätigten die Ergebnisse [17]. Hier wurde außerdem der Verlustwinkel zu  $\tan\delta = 4 \cdot 10^{-3}$  bei 293 K und  $\tan\delta = 2,4 \cdot 10^{-3}$  bei 77 K bestimmt.



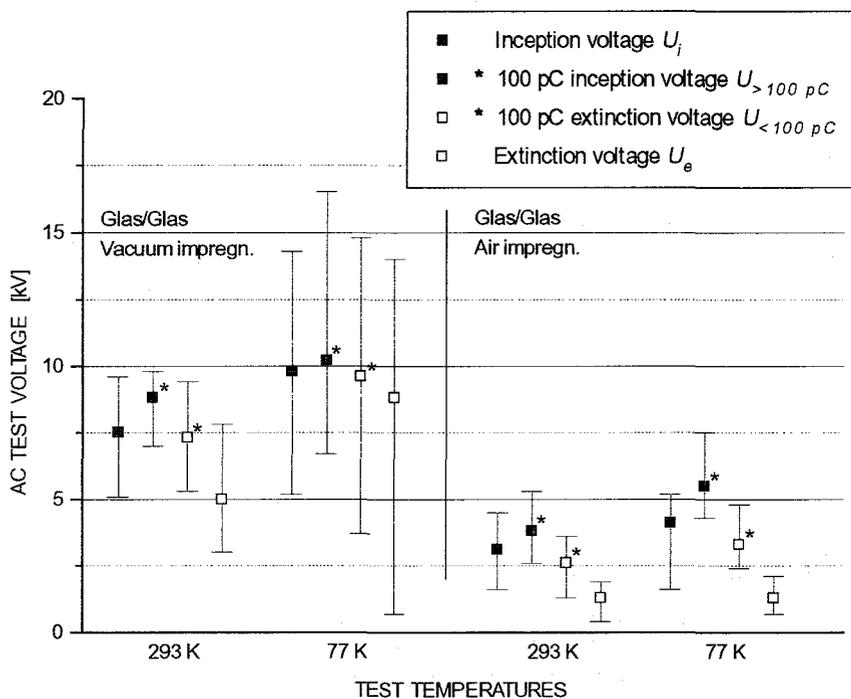
**Abbildung 3.3: Ergebnisse der Teilentladungsmessungen der Testreihe 1 an Proben zur Windungsisolation.**

#### Testreihe 2:

Gemäß *Abb. 3.4* wurden 50 weitere Proben gefertigt. Um mechanische Belastungszyklen zur Feststellung der Scherfestigkeit durchführen zu können, mußten die Proben verkleinert werden (Faktor 2). Aufgrund der Ergebnisse aus Testreihe 1 wurde auf die Kaptonisolation verzichtet, zumal die interlaminare Scherfestigkeit des Glas-Harz-Verbundes durch Kaptonlagen deutlich verschlechtert wird [18] KOMAREK et al. 1987, [19] NYLAS 1987/. Stattdessen wurden die Hälfte der Proben nicht vakuumimprägniert, d.h. es sind kleinste Restluft einschüsse vorhanden. Den Einfluß auf die TE-Meßergebnisse zeigt *Abb. 3.5*. Die TE-Einsatzspannungen liegen bei der nicht vakuumimprägnierten GFK-Isolierung um einen Faktor  $\sim 2,5$  unter den Werten der vakuumimprägnierten Proben und damit unterhalb der Prüfspannung von  $U_p = 4,1$  kV.



**Abbildung 3.4: Aufbau der Proben der Testreihe 2 zur POLO-Windungsisolation.**  
 Leiterabmessungen um Faktor 2 kleiner als beim Originalleiter.  
 (Quelle: GEC Alsthom, mit freundlicher Genehmigung)



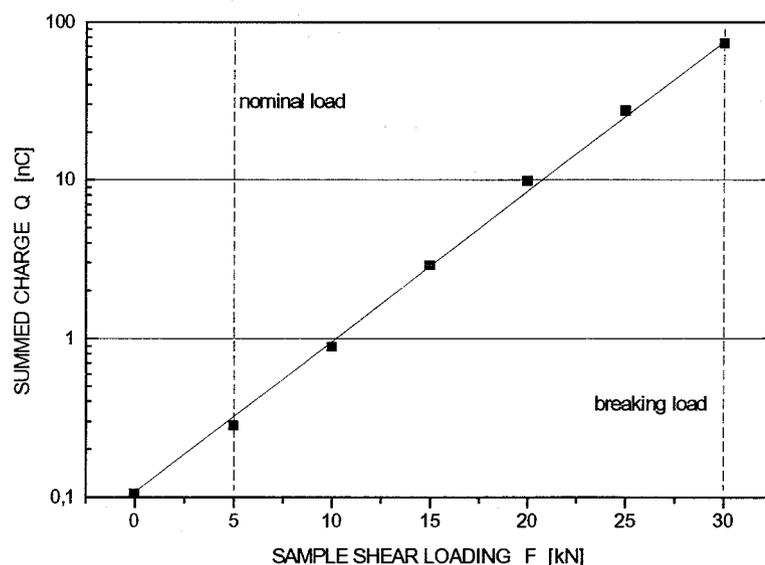
**Abbildung 3.5: Ergebnisse der Teilentladungsmessungen der Testreihe 2 an Proben zur Windungsisolation.**

Gegenüber den Glas/Glas-Proben der 1. Testreihe fallen die TE-Spannungen der 2. Testreihe deutlich niedriger aus. Eine Erklärung kann in der Fertigung der Proben liegen. Durch die kleineren Abmessungen der 2. Probencharge bei gleichzeitig gleichbleibendem Isolationsmaterial entstehen z.B. im Bereich der gerundeten Leiterkanten höhere Feldstärken. Die vergleichsweise hohe Streuung der Spannungswerte der vakuumimprägnierten Proben bei 77 K ist unverständlich.

Die für die POLO-Modellspule zu erwartenden *Scherkräfte* innerhalb des Windungspakets wurden zu 11 MPa berechnet /[20] SCHMIDT et al. 1986/. Von diesem Wert ausgehend wurden die Prüflinge der 2. Testreihe mechanischen Lastzyklen zur Prüfung der Scherfestigkeit unterzogen /[21] NYILAS et al. 1989/. Nach dem "short beam"-Testverfahren wurden sinusförmige Lastwechsel mit 5-25 kN gefahren bei bis zu 12.000 Zyklen. Dabei entspricht die Druckkraft von 5 kN bereits der Nennscherbelastung von 11 MPa.

Bei den anschließenden TE-Messungen zeigten sich hinsichtlich der TE-Ein- und Aussetzspannungen keine wesentlichen Unterschiede. Zwar ist eine Tendenz hin zu früherem TE-Einsatz je nach mechanischer Belastung erkennbar (bis  $0,8 U_i$  bei nicht vakuumimprägnierten, bis  $0,5 U_i$  bei vakuumimprägnierten Proben), dieser Effekt wird jedoch durch die statistische Streuung überdeckt.

Anders verhält es sich mit der *Summenladung*. Hier zeigt sich ein deutlicher exponentieller Anstieg der je Meßzyklus aufsummierten Ladungen bei zunehmender mechanischer Belastung, *Abb. 3.6*.



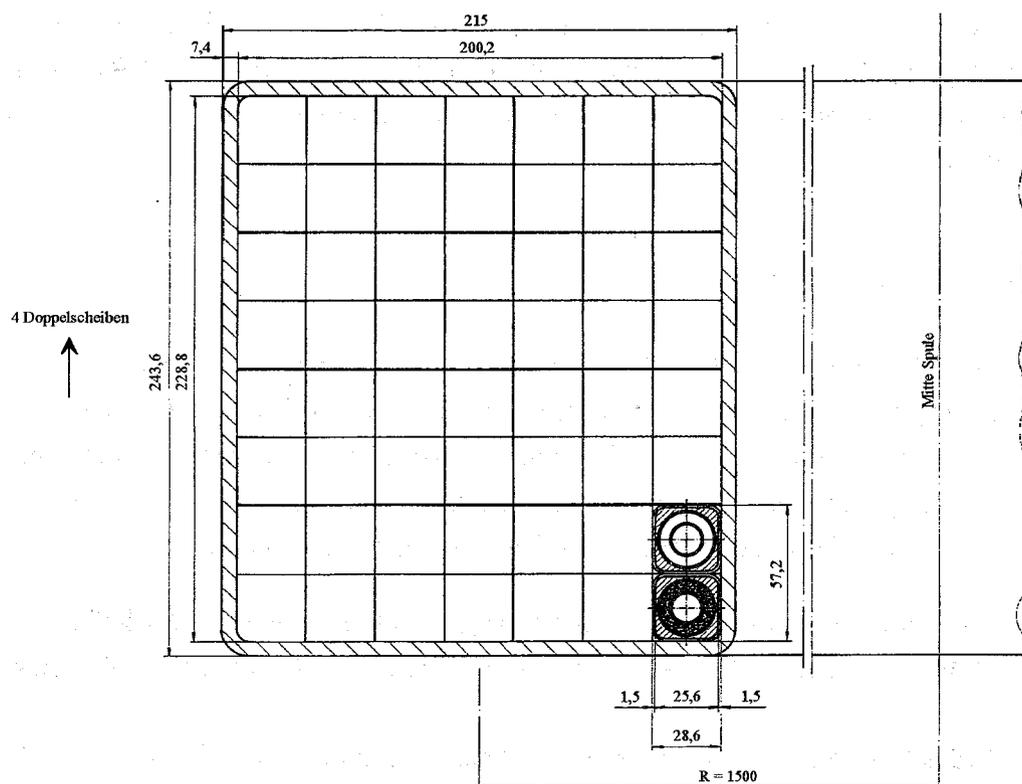
**Abbildung 3.6:** Darstellung der Summenladung als Funktion der mechanischen Scherbelastung der Windungsisolierung. Elektrische Zyklen: 400 je Messung (4 kV, 50 Hz). Mechanische Zyklen: 10.000 je Beanspruchung (5-25 kN, 30 Hz), 30 kN statisch. [21]

In der Praxis der TE-Messung am kompletten supraleitenden Großmagneten ist ein Anwachsen der Summenladung nicht ohne weiteres meßtechnisch zugänglich. Die Zunahme der TE-Häufigkeit kann sich im Bereich kleiner Amplituden abspielen, die außerhalb von geschirmten Hallen aufgrund höherer Störpegel nicht mehr detektiert werden können.

## 3.2 Die Spulenisolation (Erdisolation)

### 3.2.1 Auslegung und Aufbau

Die Spulenerdisolation umgibt den Spulenkörper, siehe *Abb. 3.7*, und trägt auf ihrer Außenseite einen leitfähigen Anstrich ("C4", GEC Alsthom,  $300 \Omega_{\text{Fl}}^3$ ). Die Bereiche der stärksten elektrischen Beanspruchung liegen im Kantenbereich des Wickelpakets. Ausgehend von der Mindestisolationsdicke im homogenen Feld errechnete SCHENK / [15] 1986/ eine Feldüberhöhung um 140 % (Gleichung 3-3, *Abb. 3.1 B*) und damit eine erforderliche Isolationsdicke der Spulenisolation von 13,7 mm für  $\hat{U}_a = 4 \hat{U}_N = 92 \text{ kV}$  (vorhandene Windungsisulationsdicke von 0,8 mm ist bereits eingerechnet).



**Abbildung 3.7: Querschnitt des POLO-Wickelaufbaus mit Erdisolation des Spulenkörpers.**

<sup>3</sup> Die Einheit " $\Omega_{\text{Fl}}$ " entspricht dem Flächenwiderstand einer quadratischen Fläche, d.h. der Widerstand von  $300 \Omega$  wird zwischen zwei gegenüberliegenden Kanten gemessen.

### 3.2.2 Fertigung

Die Oberfläche der Spule (ausgehärtete Windungsisolation) wurde durch Sandstrahlen aufgeraut und anschließend wie folgt mit Glas- und Kaptonbändern umwickelt:

- ♦ 2 Lagen mit 50% Überlappung Glasgewebeband ( $4 \cdot 0,25$  mm),
- ♦ 8 Lagen mit 50% Überlappung Glasgewebe- und Kaptonband ( $16 \cdot 0,3$  mm),
- ♦ 3 Lagen mit 50% Überlappung Glasgewebeband ( $6 \cdot 0,25$  mm).

Gemeinsam mit der bereits vorhandenen Windungsisolation ergibt sich damit eine Isolationsdicke von 8,5 mm (reine Spulenisolation: 7,3 mm). Dieser Wert ist nur etwa die Hälfte der von SCHENK berechneten Spulenisolationsdicke, stellte sich jedoch im Rahmen von Vorversuchen als ausreichend heraus. Die höhere Spannungsfestigkeit wird durch die eingebrachten Kaptonlagen erreicht.

In der *Verbindungszone* wurden die Doppelscheibenverbindungen und die aus der Wicklung austretenden Abschnitte des Spulenleiters mit Glas/Kapton-Band bandagiert. Prinzipiell muß beim gemeinsamen Wickeln der Glas- und Kapton-Bänder darauf geachtet werden, daß sich die Kaptonlagen nicht direkt berühren und somit keine Barriere für die Harzdurchtränkung während der Imprägnierung entsteht. Leerräume im Bereich der Verbindungszone wurden zusätzlich mit Glasgewebematten ausgestopft. In elektrisch unkritischen Bereichen kam auch harzbenetzter Sand als *Füllmaterial* zum Einsatz, um die thermische Kontraktion des Epoxidharzes der des Spulenleiters anzupassen. Es folgte der 2. Vakuumvergüß der Spule und anschließend der leitfähige Außenanstrich.

### 3.2.3 Prüfung / Vorversuche

Entsprechend *Abb. 3.8* wurden von GEC Alsthom 10 4-Leiter-Prüflinge mit Windungs- und Spulenisolation gefertigt. Die Erdelektrode in Form des leitfähigen Außenanstrichs wurde an den Enden des Leiterdummys durch einen halbleitenden Anstrich begrenzt, der zur Unterdrückung von Gleitentladungen in diesem Bereich diente. *Abb. 3.9* zeigt zwei Varianten der Anordnung der Erdelektrode in Form eines leitfähigen Anstrichs (C4, GEC Alsthom).

Variante A: Die Erdelektrode überdeckt die gesamte Länge des Leiterdummys, der halbleitende Anstrich (R4, GEC Alsthom) überdeckt nur noch die Isolationsstücke (keine Schutzringfunktion).

Variante B: Die Erdelektrode überdeckt nur einen Teil des Leiterdummys und wird durch R4 noch im Bereich des Leiterdummys begrenzt (halbleitender Schutzring). Dadurch können Gleitentladungen im Bereich der Elektrodenenden unterdrückt werden.

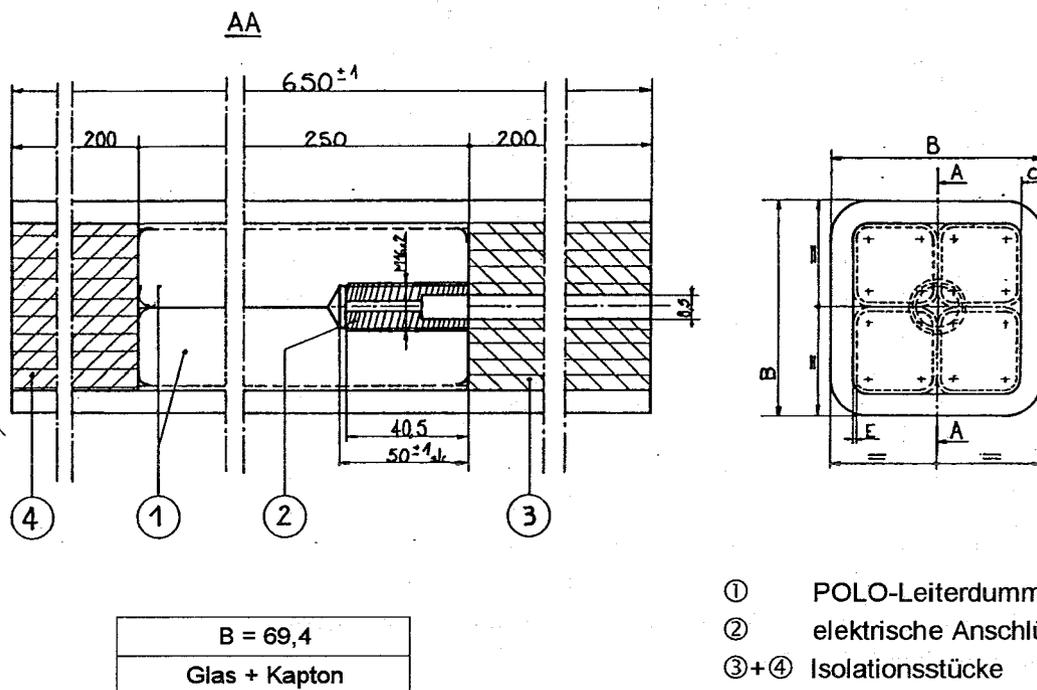


Abbildung 3.8: 4-Leiter-Prüflinge zum Test der Spulenerdisolation.  
(Quelle: GEC Alsthom, mit freundlicher Genehmigung)

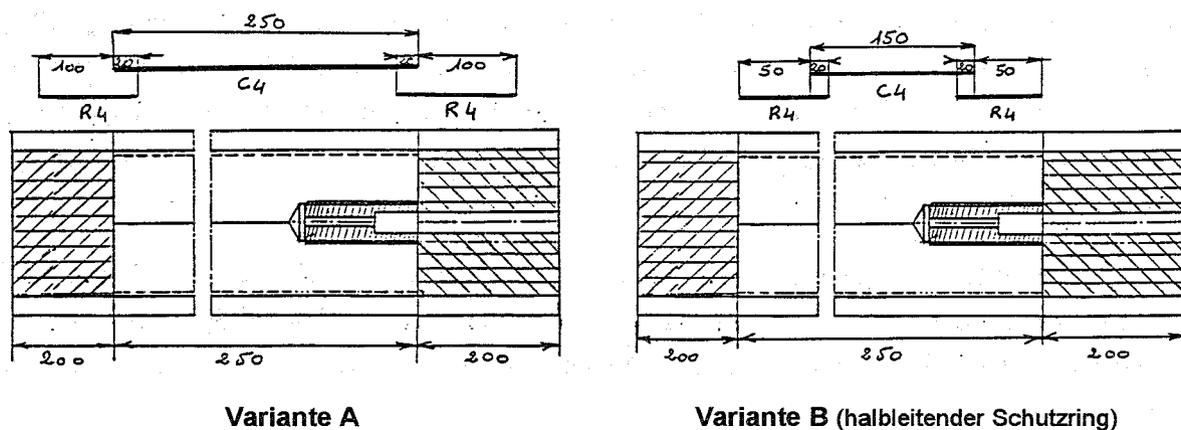


Abbildung 3.9: Anordnung der Erdelektrode in Form des leitfähigen Anstrichs C4. Maßgebend für die Versuchsergebnisse: Variante B.

Den nachfolgend wiedergegebenen Versuchsergebnissen liegt *Variante B* zugrunde. Durchgeführt wurden  $\tan\delta$ , Teilentladungsmessungen sowie Alterungsuntersuchungen [22]. Dabei stellte sich heraus, daß die Teilentladungen zwar sehr hoch ausfielen (nC-Bereich), aber nach Auffassung des Herstellers im Rahmen der für diese Isolationsart typischen Werte liegen (z.B. elektrische Maschinen). Bei 77 K sind die TE-Werte bei  $2 \cdot U_N = 2 \cdot 16,3 \text{ kV}_{ef}$  teilweise höher als bei Raumtemperatur, weisen dann aber, mit abnehmenden Spannungswerten, einen steilen Abfall auf mit Aussetzspannungen  $U_e$  im Bereich von  $1-1,4 \cdot U_N$ . **Tab. 3.1** gibt einige Werte im einzelnen wieder.

Prüfl.Nr.	Temp.	Q [nC]			tanδ [10 <sup>-3</sup> ]		
		0,6 · U <sub>N</sub>	U <sub>N</sub>	2 · U <sub>N</sub>	0,6 · U <sub>N</sub>	U <sub>N</sub>	2 · U <sub>N</sub>
486	293 K	2	3	3,5	7,5	12	15
	77 K	0,2	2	11	6,5	9	20
	293 K	0,2	2	8	8,5	15	27,5
487	293 K	1,5	5	11	7	16	20
	77 K	0	0	20	6	8	19
	293 K	0	1	10	10	14	30
488	293 K	3	6	25	10	17	23
	77 K	0	0	18	6	8	17
	293 K	0	2,5	11	10	16	32
489	293 K	1	4	4,5	9	13	17
	77 K	0	0	6	6	7	13
	293 K	0	1,5	7	10	15	32
4810	293 K	1	3,5	4,5	9	15	19
	77 K	0	0	10	6	7	17
	293 K	0,2	2	13	10	15	25

**Tabelle 3.1: Ergebnisse der TE- und tanδ-Messungen an den 4-Leiter-Prüflingen zur Spulenisolation.  $U_N = 16,3 \text{ kV}_{AC}$ . [22]**

Für die *Alterungsuntersuchungen* wurden die Proben zunächst 5 Temperaturzyklen (293-77-293 K, 40 K/h) unterzogen und anschließend 7 Tage lang in Heliumgasatmosphäre gelagert. Bei den folgenden Spannungszyklen wurde ausgehend von  $U_N = 16,3 \text{ kV}_{\text{rms}}$  die Spannung bei jedem Zyklus um  $0,5 U_N$  erhöht. Zwischen zwei Zyklen wurde die TE-Aktivität bei  $0,6/1/1,4/2 \cdot U_N$  gemessen. Jeder Spannungszyklus dauerte  $2 \frac{3}{4}$  Stunden. Der erste Prüfling schlug bei  $3,5 U_N$  nach 7 Minuten durch, der letzte bei  $4 U_N$  nach  $2 \frac{1}{3}$  Stunden. Damit lag selbst die Spannungsfestigkeit des zuerst genannten Prüflings trotz Alterung nur knapp unterhalb des theoretisch zu erwartenden Werts von  $4 \cdot U_N = 65,2 \text{ kV}_{\text{rms}}$  ( $\approx \hat{U}_d / \sqrt{2}$ , Auslegungsdurchschlagsspannung bei Kurzzeitbelastung:  $\hat{U}_d = 92 \text{ kV}$ ).

Bei der anschließenden visuellen Untersuchung der Durchschlagsstellen stellte sich heraus, daß die Durchschlagskanäle ausnahmslos im zwei Bereichen von Feldüberhöhungen starteten (Kantenradius des Leiters oder inhomogene Enden des Leiterdummys) und zwischen den Kaptonlagen verliefen:

- ♦ Durchschlag im Bereich der Meßelektrode "C4" (vgl. *Abb. 3.9*, Variante B), ausgehend von dem Kantenradius des Leiters.
- ♦ Durchschlag im Bereich der Leiterdummy-Enden, außerhalb der Meßelektrode (stark inhomogener Bereich), ausgehend von der Leiterkante.

### 3.3 Die Erdisolation der Leiterenden

#### 3.3.1 Auslegung und Aufbau

Die Leiterenden, die senkrecht zur Spulenebene aus dem Spulenkörper hervorste- hen, müssen gegenüber den Stützrohren, in die sie eingeschweißt sind, isoliert sein (*Abb. 1.1*, Kennziffer A, oder *Abb. 2.4*, Schnitt A-A). Die erforderliche Isolationsdicke orientiert sich an der der Spulen-Erdisolation.

#### 3.3.2 Fertigung

Die Erdisolation der vertikalen Leiterenden wurde auf der Basis von Epoxidharz im Naßwickelverfahren hergestellt. Nach Anstrich des Leiters mit einem Isolierlack wurden *Glas/Mica/Glas-Bänder* bei 50% Überlappung in 20 Lagen auf den Leiter aufgewickelt (Isolationsdicke 8 mm). Gleichzeitig wurde mit einem harzgetränkten Pinsel für eine gleichmäßige Verteilung des Harzes im Wickelbereich gesorgt. Vor Einsetzen des Polymerisationsprozesses (24 h bei Raumtemperatur) erfolgte eine Kompression des Isolationswickels mittels elastischer Bänder aus Silikon-Gummi. Als Trennschicht zum Harz dienten Tedlar®-Bänder. Nach Abschluß des Aushärteprozesses wurden die Silikon- und Tedlar-Bänder wieder abgenommen und auf die fertiggestellte Isolation der leitfähige Anstrich (C4, GEC Alsthom) aufgebracht (Erdpotential).

#### 3.3.3 Prüfung / Vorversuche

Im Rahmen der Vorversuche wurden beim Spulenhersteller folgende Isoliertechniken untersucht:

1. Verwendung von *Glas/Kapton/Glas-Bändern* /[23]/:

Die Durchschlagsspannungen von 2 Proben lagen nur bei  $U_a = 55$  bzw. 46 kV (jeweils 1 Min.), weshalb diese Isoliertechnik verworfen wurde.

2. Verwendung von *Glas/Mica/Glas-Bändern* (Mica-Band porös) /[24]/:

a. *Vorimprägnierte Glas/Mica/Glas-Bänder*.

Vorimprägnierung: Hierzu wurde das Band etwa 10 Minuten lang in Harz getränkt, 10 Minuten abtropfen gelassen und anschließend weiterverarbeitet. Durch Lagerung der vorimprägnierten Bandrollen bei  $-20\text{ }^\circ\text{C}$  kommt die Polymerisationsreaktion zum Stillstand und es kann bei größerem Materialbedarf ein Vorrat an vorimprägnierten Bändern angelegt werden.

Durchschlagsspannung der Proben nach zwei Kälteschocks ( $\text{LN}_2$ ):  $U_a > 80$  kV.

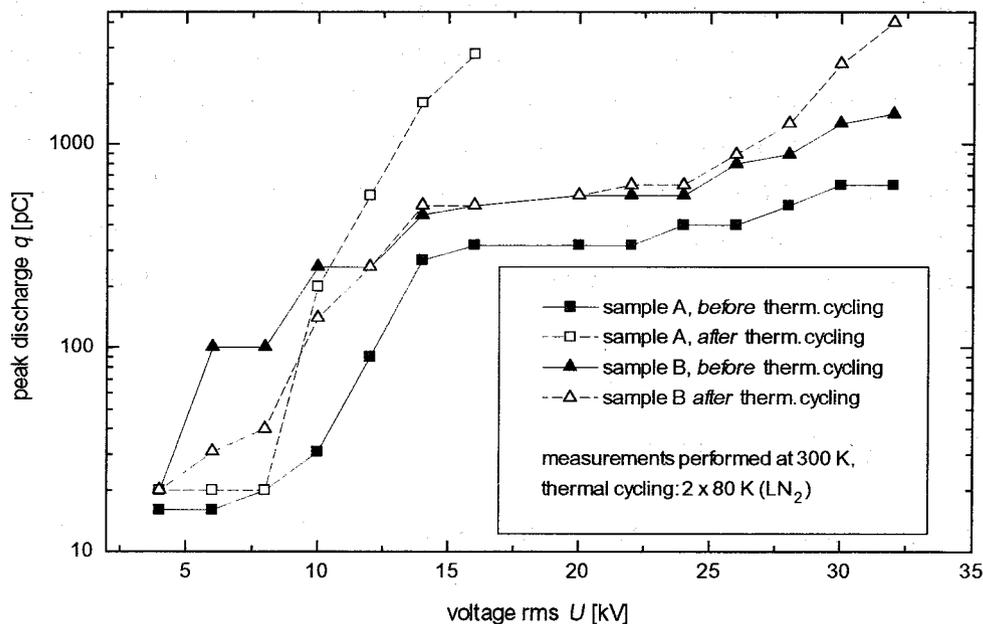
b. *Glas/Mica/Glas-Bänder ohne Vorbehandlung.*

Die Imprägnierung erfolgt mittels eines harzgetränkten Pinsels während des Aufwickelns auf den Leiter.

Durchschlagsspannung nach zwei Kälteschocks ( $\text{LN}_2$ ):  $U_d = 100 \text{ kV}$ .

Die Isolationsdicken betragen jeweils 7-8 mm. *Abb. 3.10* gibt die TE-Aktivitäten der Proben 2.a. und 2.b. wieder, jeweils in neuem Zustand und nach 2 Kälteschocks ( $\text{LN}_2$ ). Die TE-Messungen fanden bei Raumtemperatur statt. Bei Verwendung der vorimprägnierten Bänder zeigte sich eine deutliche Degradation nach den beiden Abkühlzyklen.

Für die oben beschriebene Fertigung der Isolierung an den Leiterenden der POLO-Modellspule wurde das Verfahren mit Glas/Mica/Glas-Bändern *ohne* Vorimprägnierung gewählt, entsprechend den Vorversuchen 2.b..



**Abbildung 3.10:** TE-Messungen an Proben zur Erdisolation der vertikalen Leiterenden. Probe A: vorimprägnierte Glas/Mica/Glas-Bänder, Probe B: Glas/Mica/Glas-Bänder während des Wickelns imprägniert. [24]

## 3.4 Chronologie der Entwicklungs- und Testphasen

Zeitraum	KfK <sup>1</sup> -Aktivität	GEC Alsthom-Aktivität
Mai 1985	Betrachtungen zum POLO-Isolationssystem (G. SCHENK)	
April 1986	Spezifikation der elektrischen Spulenisolation	
November 1986	Diskussion der Leiterisolation und Isolationsproben.	
Dezember 1986	KfK-Forderung nach sehr niedriger TE ist schwer zu erfüllen! G.A. <sup>2</sup> -Erfahrung: Leiterisolation $\leq 1,2$ mm, Erdisolation $\leq 8$ mm (wegen Ausdehnungsproblemen).	
März 1987		Dielektrische Tests an Leiter- und Erdisolation stehen bevor.
April 1987	TE-Messungen an der Windungsisolation (G.A.-Proben): keine TE bei $U_N$ , keine Unterschiede zwischen 300 K und 77 K, keine Unterschiede zwischen Glas- und Glas/Kapton-Imprägnierung. 4 K-Test in Planung.	Dielektrische Messungen an Proben zur Windungsisolation.
August 1987		Dielektrische Messungen an Proben zur Erdisolation. TE-Pegel: einige nC.
Dezember 1987		Alterungs- und Durchschlagsuntersuchungen an Proben zur Erdisolation.
Juni 1988		Tests von 2- und 4-Leiter-Dummyproben sind abgeschlossen.
Oktober 1988	KfK-Feldberechnungen: Diskussion der Sicherheitsfaktoren. TE-Einsatzspannung bei Erdisolation $U_i = 0,3 U_N$ ! G.A.: $U_i$ muß nicht mit Alterung zusammenhängen.	
Januar 1989	TE-Messungen an Erdisolation (G.A.-Proben).	
März 1989	TE-Messungen in Abhängigkeit von mechan. Lastzyklen an Windungsisolation (G.A.-"half scale"- Proben).	
Juni 1989		Leiterverbindungen: Test der Glas/Kapton-Isolation: hohe TE, Durchschlagspfade entlang des Kaptons?
August 1989		Leiterverbindungen: Glas/Kapton $U_d > 90$ kV <sub>ef</sub> (1 Min.), hohe TE durch (dickere) Sand/Glas/Epoxy-Wanddicke reduzieren.
Mai 1991		Dielektrische Messungen an Proben zur Isolation der Leiterenden (Handwickel, nicht vakuumimprägniert).

<sup>1</sup> "Kernforschungszentrum Karlsruhe", seit 1.1.1995 "Forschungszentrum Karlsruhe"

<sup>2</sup> GEC Alsthom, Belfort, Frankreich

**Tabelle 3.2: Chronologie der Entwicklungs- und Testphasen der Leiterisolation der POLO-Modellspule.** (Quelle: Protokolle "Technical Progress Meetings" KfK / GEC Alsthom und interne Aufzeichnungen)



## 4 Der axiale Hochspannungs-Potentialtrenner

Das Kryo-System eines forciert gekühlten supraleitenden Magneten erfordert zahlreiche Rohrleitungen direkt zwischen Spulenwicklung und einem auf Erdpotential liegenden Rohrleitungssystem für Helium-Versorgung und -Regeleinrichtungen. Daraus resultiert die Notwendigkeit eines potentialtrennenden Bauteils in jeder Rohrleitung mit teilweise extremen Anforderungen hinsichtlich Dichtheit und Isolationsfestigkeit. Dieses Kapitel beschreibt die Entwicklung und Testergebnisse des für die POLO-Modellspule spezifizierten axialen Hochspannungs-Potentialtrenners.

Die POLO-Modellspule enthält insgesamt 17 Stellen, an denen der axiale Hochspannungs-Potentialtrenner in die Rohrleitungen der Kühlkreisläufe eingebaut wurde (Verbindungszone der Doppelscheibenwicklungen, DSV: 2x3, 1x2; Leiterendverschlüsse, LEV: 3x3).

Die gestellten Anforderungen lauten (*Tab. 4.1*):

Temperaturbereich	$T = 300 \text{ K} - 4 \text{ K}$
Maximaler Betriebsdruck im Innern	$p_i = 2,5 \text{ MPa}$
Äußerer Umgebungsdruck	$p_a = \text{Vakuum oder He} > 1 \text{ bar}$
Dichtheit / Leckrate	$L = 1 \cdot 10^{-8} \text{ mbar l s}^{-1}$
Elektrische Spannungsfestigkeit (Entwurf)	$\hat{U}_d = 4 \hat{U}_N = 92 \text{ kV}$
Prüfspannung	$\hat{U}_p = 2 \hat{U}_N = 46 \text{ kV (DC 1 min)}$

*Tabelle 4.1: Spezifikationen des axialen Hochspannungs-Potentialtrenners.*

### 4.1 Auslegung und Aufbau

Oft werden bei konventionellen Anwendungen Isolatoren auf der Basis von hartgelöteten *Metall-Keramikverbindungen* verwendet. Die Vorteile eines solchen Keramikisolators liegen ohne Zweifel in der sehr guten Isolierfestigkeit. Nachteilig jedoch ist die Sprödigkeit der Keramiken und damit die Bruchempfindlichkeit bei mechanischer Belastung. Dieses Problem kann nur durch ein sorgfältiges Abfangen der Kräfte mittels des Einsatzes von Bälgen umgangen werden, was wiederum bei hohen Drücken schwierig zu realisieren ist.

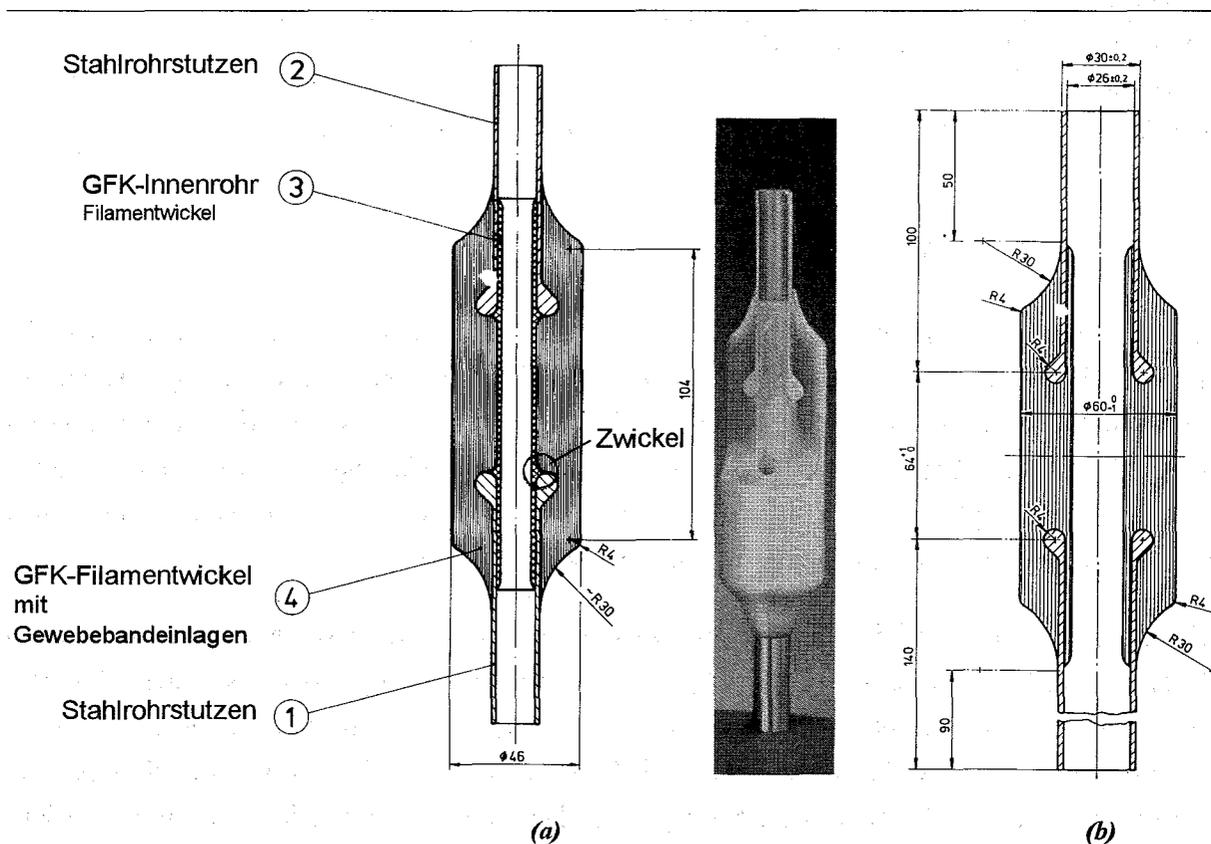
Um einen sicheren Betrieb des Magneten zu gewährleisten, wurde versucht, die Keramik als Isolator durch einen duktileren Werkstoff zu ersetzen. Erfahrungen beim Bau des LCT-Magneten zeigten, daß potentialtrennende Bauteile aus glasfaserverstärktem Kunststoff (GFK) die dort gestellten Anforderungen erfüllten [25] FÖRSTER et al. 1981/. Basierend auf diesen Erfahrungen wurden Potentialtrenner für ein wesentlich höheres elektrisches Spannungsniveau entwickelt.

Die nachfolgende Übersicht, **Tab. 4.2**, verdeutlicht, wie die gestellten Anforderungen zu miteinander gegensätzlichen Bemessungskriterien führen:

	Anforderungen		
	Tieftemperaturfestigkeit	Druckfestigkeit, Dichtigkeit	Hochspannungsfestigkeit
GFK-Wanddicke:	dünnwandig	dickwandig	dickwandig
GFK-Rohrdurchmesser:		nicht zu groß	nicht zu klein
GFK-Rohrlänge:		nicht zu lang	möglichst lang
GFK/V2A-Verbindung:	gleiche therm. Ausdehnung	rauhe Fläche	glatte Fläche
V2A-Rohr:	dünnwandig	dickwandig	gr. Endradius

**Tabelle 4.2:** Zur Verdeutlichung der teils gegensätzlichen Bemessungskriterien.

**Abb. 4.1** zeigt den prinzipiellen Aufbau zweier für die POLO-Modellspule entworfenen axialen Potentialtrenner, die sich lediglich in ihrem Durchmesser unterscheiden. Die Stahlrohrstutzen (Teil ① und ②) sind notwendig für den Schweißanschluß an weiterführende Rohrleitungen. Um Feldüberhöhungen abzubauen, sind die Enden der Rohrstutzen im Isolationsbereich im Außendurchmesser vergrößert und mit einem 4-mm-Radius gerundet.



**Abbildung 4.1:** Axiale Hochspannungs-Potentialtrenner für die POLO-Modellspule.  
(a) Rohrdurchmesser 17 mm; (b) Rohrdurchmesser 30 mm.

Die elektrischen Felder zwischen den Rohrenden (Elektroden) sind wie bei vielen technischen Anordnungen inhomogen. Die erreichbare Spannungsfestigkeit hängt ab von den betrachteten Isoliermedien und ihren Grenzflächen:

1. 2-phasiges Helium im Innenraum des Trenners,
2. inneres GFK-Wickelrohr (Stützrohr für äußeren Filamentwickel),
3. GFK-Filamentwickel,
4. Grenzfläche (außen) zum umgebenden Gasraum.

Das flüssige Helium hat relativ gute und konstante Isoliereigenschaften<sup>4</sup>. Das schwächere Glied im 2-Phasen-Helium stellt das gasförmige Helium dar<sup>5</sup>. Auch die innere Grenzschicht vom 2-Phasen-Helium zum GFK, die relativ lang sein kann, läßt keine Probleme erwarten. Im GFK-Material besteht die Gefahr der Teilentladungen, die aber hier bei geeigneter Isolationsrohrlänge beherrschbar sein sollte<sup>6</sup>. Am ehesten können Bemessungsprobleme an der äußeren Grenzfläche GFK/Umgebung auftreten. Durch Verlängerung der Oberfläche (Isolier-Rippen) können die Flächenentladungsbedingungen beeinflußt werden. Die Bedingungen des umgebenden Raumes sind geklärt, wenn entweder ein Hochvakuum herrscht<sup>7</sup> (bzw. der Abstand zum Paschen-Minimum<sup>8</sup> eindeutig ist) oder aber der Trenner bei  $T = 4,2$  K von z.B. He-Gas definierten Druckes  $p > 1$  bar umgeben ist.

Am Institut für Elektroenergiesysteme und Hochspannungstechnik (IEH)<sup>9</sup> der Universität Karlsruhe wurden elektrostatische Feldberechnungen am axialen Potentialtrenner nach *Abb. 4.1* durchgeführt [26] DEISTER et al. 1987/. *Abb. 4.2* zeigt die Diskretisierung der Kontur und *Abb. 4.3* bis *4.5* die Feldstärkeverläufe längs der Elektrode, der inneren Grenzschicht und der äußeren Grenzschicht, bezogen auf eine Potentialdifferenz zwischen den Elektroden von  $\Delta\varphi = U_d = 92$  kV. *Abb. 4.2* zeigt ebenfalls den Verlauf der Äquipotentiallinien.

Aus den Berechnungen ergeben sich folgende maximal auftretenden Feldstärken  $E_{max}$ :

	$E_{max}$ bei $U_p = 92$ kV	$E_{max}$ bei $U_N = 23$ kV
Elektrodenkontur:	4 kV/mm	1 kV/mm
Innere Grenzschicht (Innenrohr):	1,9 kV/mm	0,48 kV/mm
Äußere Grenzschicht (Außenkontur):	2,2 kV/mm	0,55 kV/mm

**Tabelle 4.3: Maximal auftretende Feldstärken entlang der Grenzflächen des axialen Trenners.**

<sup>4</sup> LHe:  $E_d = \sim 40$  kV/mm [Gerhold Cryogenics 10/72]

<sup>5</sup> He (4,2 K, 1 bar):  $E_d = \sim 10$  kV/mm

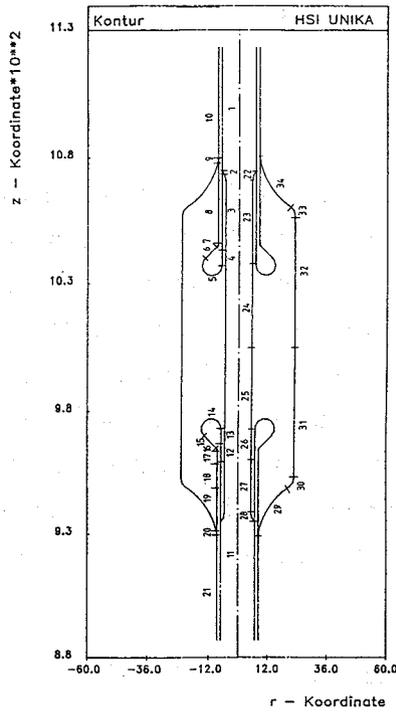
<sup>6</sup> GFK:  $E_d < 1$  kV/mm (kein TE-Einsatz)

<sup>7</sup> GFK-Oberfläche:  $E_d = \sim 0,4$  kV/mm

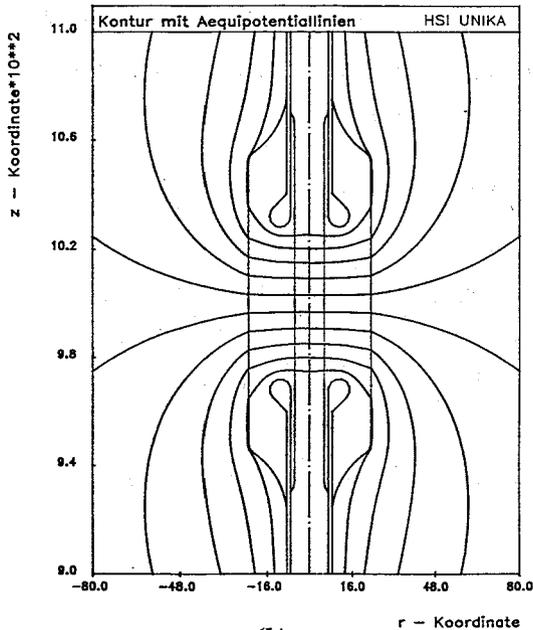
<sup>8</sup> He: Paschenminimum für  $T = 4$  K bei  $p \cdot d = 1$  mbar mm

<sup>9</sup> Damals noch "Hochspannungsinstitut (HSI)".

Im Rahmen der Feldberechnungen wurde ebenfalls eine Version des axialen Trenners untersucht, deren Außenkontur gemäß *Abb. 4.6* zur Kriechwegverlängerung gerillt ausgeführt ist. Hinsichtlich der Oberflächenfeldstärken traten lokal bis zu 60% höhere Werte auf.



(a)



(b)

Abbildung 4.2: (a) Diskretisierung der Kontur des axialen Potentialtrenners; (b) Verlauf der Äquipotentiallinien.

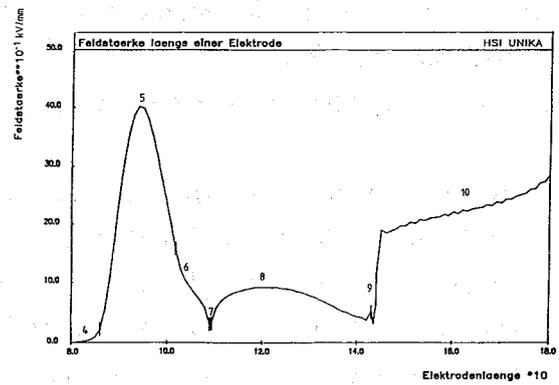


Abb. 4.3: Feldstärke über Elektrodenkontur.

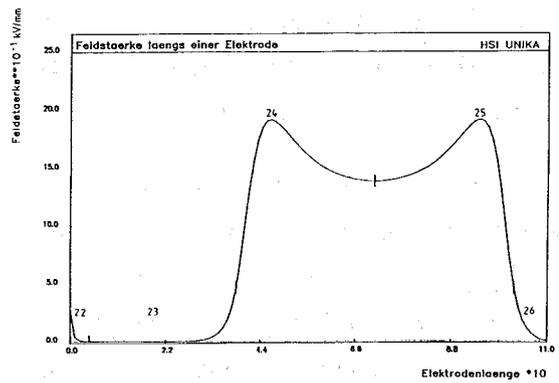


Abb. 4.4: Feldstärke über innere Kontur.

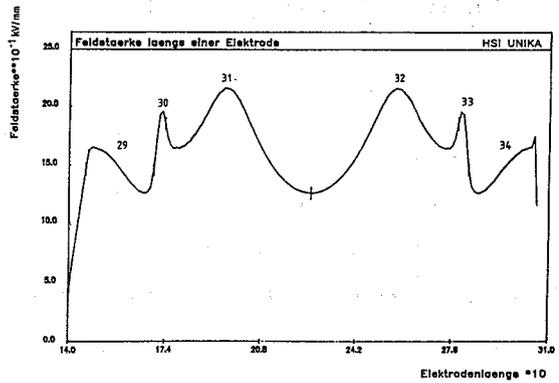


Abb. 4.5: Feldstärke über äußere Kontur.

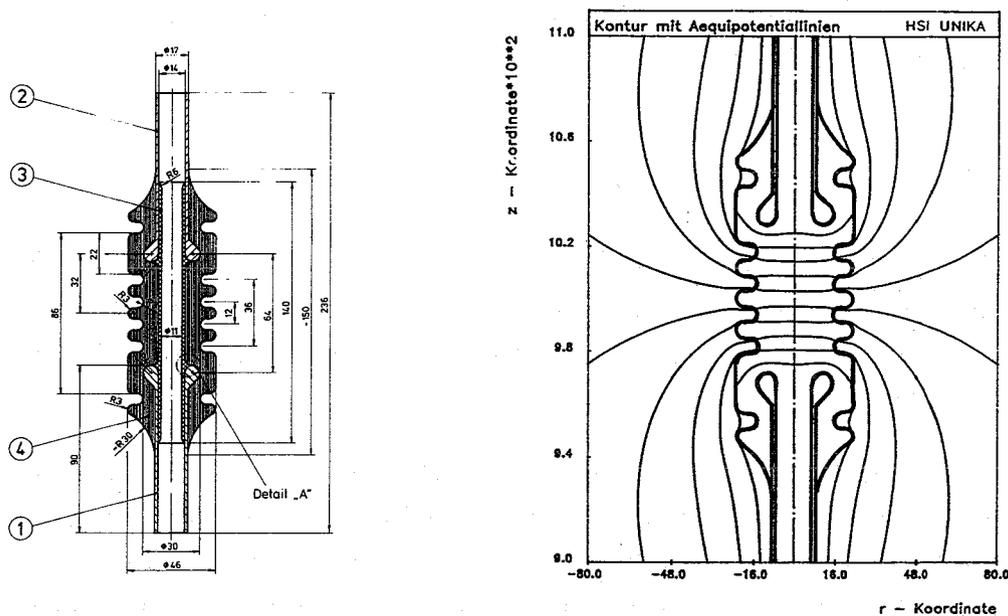


Abbildung 4.6: Gerillte Version des axialen Trenners. Längerer Kriechweg zu Lasten höherer Oberflächenfeldstärken.

Für die elektrostatische Spannungsfestigkeit der Trenner ergibt sich somit folgende quantitative Abschätzung (Tab. 4.4):

Isoliermedium	$E_{krit}$ Materialfestigkeit	$E_{red}$ reduzierte Oberflächen- festigkeit	$E_{max}$ bei 23 kV (vgl. Tab. 4.3)	Sicherheit
GFK zwischen den Elektroden	15 kV/mm		1 kV/mm <sup>1</sup>	Faktor 15
Gleitentladungen im Innenrohr	10 kV/mm (He 4,2 K, 1 bar)	2 kV/mm	0,48 kV/mm	Faktor 4
Gleitentladungen entlang der Außenkontur	30 kV/mm (Vakuum)	0,4 kV/mm	0,55 kV/mm	Faktor > 1 <sup>2</sup>
	10 kV/mm (He 4,2 K, 1 bar)	2 kV/mm		Faktor 3,6

<sup>1</sup> Bei Abschätzung der maximalen Feldüberhöhung mittels des Homogenitätsfaktors  $\eta_{rd} = 0,3$  (Toroid-Toroid-Geometrie, [27] PHILIPPOW 1982/) ergibt sich  $E_{max} = E_d/\eta = U/(d\eta) = 1,4$  kV/mm.

<sup>2</sup> Bei der gegebenen Geometrie muß mit Gleitentladungen als Teilentladungen im Vakuum gerechnet werden, allerdings ist mit einem Zusammenbruch der gesamten Isolationsstrecke von ca. 160 mm Länge nicht unterhalb eines Spannungspegels von 32 kV zu rechnen (unter Berücksichtigung eines Sicherheitsfaktors von 2 für inhomogene Feldverteilungen).

Tabelle 4.4: Spannungsfestigkeit des axialen Potentialtrenners, aufgeschlüsselt nach unterschiedlichen Isolierbereichen.

Im Falle der POLO-Modellschule wird der Trenner nicht in Vakuumumgebung betrieben. Im Bereich der Doppelscheibenverbindungen ist der Trenner in den Vakuum-Harzverguss des Spulenkörpers eingebunden. Innerhalb der Stromzuführungen befindet sich der Trenner in

einem Gasraum mit He-Gas bei  $T \approx 5$  K und  $p \approx 3$  bar. Unter diesen Umständen ist ein ausreichend sicherer Betrieb möglich.

## 4.2 Fertigung

Fertigungstechnisch kommt der Verbindung zwischen GFK und Stahl die größte Bedeutung zu. Zum besseren Bond zwischen Stahl und Glasfasern sind in die Rohroberfläche Nuten von ca. 0,3 mm Tiefe orbital eingearbeitet. Nach der mechanischen Bearbeitung wird dieser Bereich sandgestrahlt.

Ein eigens in der Filament-Naßwickeltechnik hergestelltes Rohr aus Glasfasern (*Abb. 4.1*, Teil ③) wird im Inneren der Stahlrohrstutzen eingeklebt und stützt somit beide Rohrstutzen für die weiteren Fertigungsschritte gegenseitig ab. Im Bereich der gerundeten Rohrenden (R4) ist das GFK-Rohr im Außendurchmesser so konzipiert, daß die durch den Radius entstandenen Negativzwickel durch die Formgebung des GFK-Rohres ausgefüllt werden. Im weiteren Fertigungsablauf wäre eine anderweitige exakte Glasfaserfüllung in diesen Zwickeln nicht gewährleistet. (s. "Zwickel" in *Abb. 4.1*)

Nach dem Verkleben der Rohrstutzen mit dem GFK-Rohr wird in der speziellen Filament-Naßwickeltechnik der äußere Isolationspart aufgebracht (*Abb. 4.1*, Teil ④). Dabei wird nach jedem Zuwachs des Durchmessers des Isolationsparts um ca. 2 mm Gewebepart im 45°-Winkel aufgeharzt (1-2 Lagen). Hierauf wird dann der Filamentwickel fortgesetzt. Die Gewebeparteinlagen sollen die Zugfestigkeit des Bauteils in axialer Richtung sicherstellen. Nach dem abschließenden Aushärteprozeß wird die definierte Außenkontur durch mechanische Arbeit hergestellt und die bearbeitete Oberfläche mit einem Harz auf Epoxidbasis versiegelt.

Es ist zu beachten, daß sowohl das GFK-Innenrohr (Teil ③) als auch der weitere Filamentwickel mit seinen Gewebeparteinlagen (Teil ④) mit gleichen Harzzusammensetzungen und Füllgraden gefertigt wurden!

Die Temperatur bei späteren *Schweißungen* darf nach Angabe des Herstellers max. 60 °C am Glasfaserwickel *nicht überschreiten!*

## 4.3 Prüfung / Vorversuche

Im Vorfeld der Serienfertigung der axialen Trenner wurden eine Vielzahl von Prüfungen in Form von Druck- und Dichtheitsprüfungen sowie elektrischen TE-Messungen durchgeführt, ebenso in Form von *Stückprüfungen* an den nachfolgend gefertigten Serien für den Einbau in die POLO-Modellspule. Im Nennspannungsbereich sind die Trenner als TE-frei anzusehen,

hinsichtlich der spezifizierten Leckrate erfüllten alle Trenner die Anforderungen. Auch wenn die axialen HS-Potentialtrenner für den Betrieb der POLO-Modellspule verfügbar waren, so trifft dies noch nicht prinzipiell auf die industrielle Fertigung dieser Bauteile zu. Dies wird u.a. anhand einiger in Kap. 4.4 beschriebenen *Betriebserfahrungen* deutlich.

Im folgenden werden einige Tests näher beschrieben (Querschnitt aus der Vielzahl durchgeführter Tests):

- a. Prototyp GEC Alsthom (Hersteller: Firma Fibre Mica, Lyon, Frankreich)
- b. Prototyp Forschungszentrum Karlsruhe<sup>10</sup>  
(Hersteller: Firma Lenz, Herrenberg, Deutschland)
- c. Serie GEC Alsthom
- d. Serie Forschungszentrum Karlsruhe

#### 4.3.1 Prototyp GEC Alsthom ("Alsthom-Trenner")

Ein erster Prototyp des Trenners mit Rohrdurchmesser  $\varnothing 30$  mm (Nr. ...75374) wurde von der Firma GEC Alsthom, Belfort, getestet. Nach 10 thermischen Zyklen (300-77 K) und 60 Druckzyklen (1-25 bar) betrug die Leckrate  $L < 2 \cdot 10^{-9}$  mbar  $l s^{-1}$ . Der Trenner war bei Nennspannung teilentladungsfrei.

Bei anschließenden LHe-Dichtheitstests am Forschungszentrum Karlsruhe bestätigte sich die Leckrate von  $L < 10^{-9}$  mbar  $l s^{-1}$  bei  $T = 5-6$  K und  $p = 25$  bar.

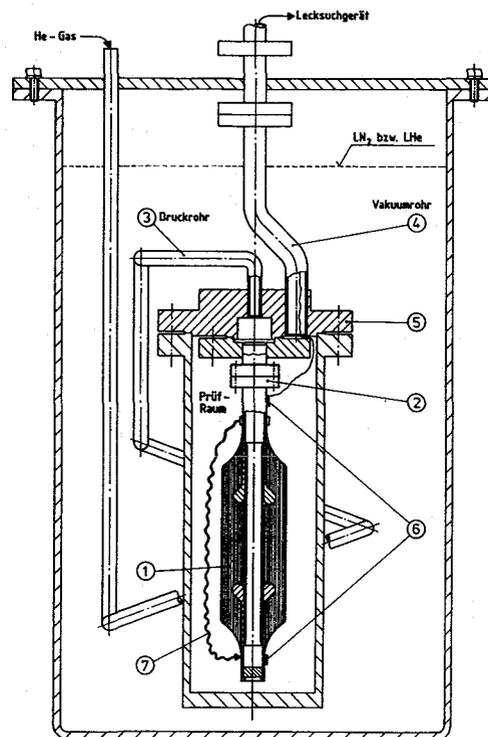
Vier weitere Prototyp-Trenner (2x  $\varnothing 30$ , Nr. ...25075C; 2x  $\varnothing 16$ , Nr. ...25066C) wurden am Forschungszentrum Karlsruhe elektrischen Tests bei Raumtemperatur in Luft (1 bar) unterzogen. Dabei ergaben sich TE-Einsatzspannungen von  $U_i = 30$  kV<sub>ef</sub> ( $\varnothing 16$ ) und  $U_i = 40$  kV<sub>ef</sub> ( $\varnothing 30$ ). An allen vier Trennern wurde bis zu einem Scheitelwert von  $\hat{U} = 70$  kV kein Durchschlag erreicht.

#### 4.3.2 Prototyp Forschungszentrum Karlsruhe ("KfK-Trenner")

##### 4.3.2.1 Prüfanordnung und Durchführung

Die Temperatur- und Druckzyklen wurden zunächst mit Hilfe der in *Abb. 4.7* gezeigten Prüfvorrichtung durchgeführt.

<sup>10</sup> bis 31.12.1994 "Kernforschungszentrum Karlsruhe, KfK". KfK-Notation wurde bei diversen Tabellen und Abbildungen beibehalten.



**Abbildung 4.7: Prüfvorrichtung für Dichtheits- und Druckprüfungen der axialen Potentialtrenner bei 300 und 4,2 K.**

Der Potentialtrenner ① wird mit einem CF 16-Flansch ② mit der Prüfvorrichtung verbunden. Beim *Raumtemperaturtest* wird der Prüfling über das Druckrohr ③ mittels Heliumgas im Inneren bis max. 25 bar druckbeaufschlagt. Das Vakuumrohr ④ verbindet den Prüfraum mit dem Lecksuchgerät. Die Leckrate wurde mit einem He-Lecksuchgerät 'Alcatel ASM 10' ermittelt. Beim *kryogenen Test* ist die Prüfvorrichtung mit LN<sub>2</sub> bzw. LHe umgeben. Die Abkühlung des Prüflings erfolgt über Wärmeleitung vom Verbindungsflansch ⑤ und über eine Cu-Wärmebrücke ⑦. Das 300 K warme Heliumgas wird über das als Wärmetauscherschlange ausgebildete Druckrohr ③ auf ca. 80 K bzw. ca. 4 K abgekühlt, ehe es in den Prüfling eintritt und diesen im Inneren ebenfalls wie beim Raumtemperaturtest mit max. 25 bar druckbeaufschlagt. Die Temperatur wurde über einen Kohlewiderstand C 100 ⑥ ständig registriert.

Schwierigkeiten bei der Durchführung der Dichtheitsprüfungen bereitete bei der beschriebenen Apparatur wiederholt die Kaptondichtung des Verbindungsflansches ⑤, vgl. dazu auch die Fußnote in *Tab. 4.7*.

#### 4.3.2.2 Prüfergebnisse

Die Leckraten der insgesamt 8 geprüften Potentialtrenner sind in *Tab. 4.5* zusammengefaßt und erfüllen die geforderte Spezifikation von  $L = 1 \cdot 10^{-8}$  mbar l s<sup>-1</sup>. *Abb. 4.8* zeigt die unterschiedlichen Ausführungen der Prototyprenner und ihre Bezeichnungen.

Die Prüflinge Nr. 2,4,5 und 8 zeigen im Rahmen der Meßgenauigkeit einen gewissen druckabhängigen Anstieg der Leckrate. Dieser Druckanstieg kann jedoch *nicht* als Leck im klassischen Sinn mit der Ursache von Rissen oder Materialfehlern interpretiert werden. Der Grund der anfänglichen Druckerhöhung liegt vielmehr in einer *Diffusion* des Heliums durch den Kunststoffwickel. Das ist auch daraus ersichtlich, daß sich nach einer Sättigung des Diffusionsvorgangs die Meßkurve der Leckrate stabilisiert und in eine Gerade ohne nennenswerte Steigung übergeht. Ein echt druckabhängiges Leck mit Schäden im Inneren des Bauteiles bzw. am Glasfaserverbund zeigt wesentlich signifikantere Abhängigkeiten der Dichtheit vom Druck.

Temperatur:		RT (293 K)		LN <sub>2</sub> (77 K)		LHe (4 K)		Druck-abhängigkeit <sup>1</sup>		
Innendruck:		1 bar	25 bar	1 bar	25 bar	1 bar	25 bar	RT	LN <sub>2</sub>	LHe
<b>Probe Nr. 1</b> <sup>2</sup>	Leckrate [mbar l s <sup>-1</sup> ]:	5·10 <sup>-9</sup>	5·10 <sup>-9</sup>	9·10 <sup>-10</sup>	9·10 <sup>-10</sup>			nein	nein	
	Meßdauer:	0,5 h	3 h	0,5 h	2,5 h					
<b>Probe Nr. 2</b>	Leckrate [mbar l s <sup>-1</sup> ]:	6,3·10 <sup>-9</sup>	1·10 <sup>-8</sup>	5·10 <sup>-10</sup>	1,5·10 <sup>-9</sup>			ja	ja	
	Meßdauer:	0,5 h	2,5 h	0,5 h	2 h					
<b>Probe Nr. 3</b>	Leckrate [mbar l s <sup>-1</sup> ]:	9·10 <sup>-9</sup>	9·10 <sup>-9</sup>			1,6·10 <sup>-9</sup>	1,6·10 <sup>-9</sup>	nein		nein
	Meßdauer:	15 h	3 h			3 h	3 h			
<b>Probe Nr. 4</b>	Leckrate [mbar l s <sup>-1</sup> ]:	3,6·10 <sup>-9</sup>	5,5·10 <sup>-9</sup>	2·10 <sup>-9</sup>	2·10 <sup>-9</sup>			ja	nein	
	Meßdauer:	0,5 h	2,5 h	0,5 h	2 h					
<b>Probe Nr. 5</b>	Leckrate [mbar l s <sup>-1</sup> ]:	4·10 <sup>-9</sup>	8,9·10 <sup>-9</sup>	3,3·10 <sup>-9</sup>	6·10 <sup>-9</sup>			ja	ja	
	Meßdauer:	0,5 h	5 h	0,5 h	3 h					
<b>Probe Nr. 6</b>	Leckrate [mbar l s <sup>-1</sup> ]:	1·10 <sup>-9</sup>	1·10 <sup>-9</sup>	2·10 <sup>-9</sup>	2·10 <sup>-9</sup>			nein	nein	
	Meßdauer:	20 h	3 h	1 h	3 h					
<b>Probe Nr. 7</b>	Leckrate [mbar l s <sup>-1</sup> ]:	3,5·10 <sup>-9</sup>	1·10 <sup>-8</sup>	1·10 <sup>-8</sup>	1·10 <sup>-8</sup>			ja	nein	
	Meßdauer:	10 h	6 h	1 h	2 h					
<b>Probe Nr. 8</b> (Alsthom)	Leckrate [mbar l s <sup>-1</sup> ]:	7,2·10 <sup>-9</sup>	1,2·10 <sup>-9</sup>				2,7·10 <sup>-9</sup>	ja		nein
	Meßdauer:	0,5 h	6 h				5 h			

<sup>1</sup> Kein druckabhängiges Leck im klassischen Sinne, siehe Erläuterungen im Text.

<sup>2</sup> Bezeichnung der Proben gemäß *Abb. 4.8*.

**Tabelle 4.5: Leckraten der axialen Trenner in Abhängigkeit von Druck und Temperatur.**

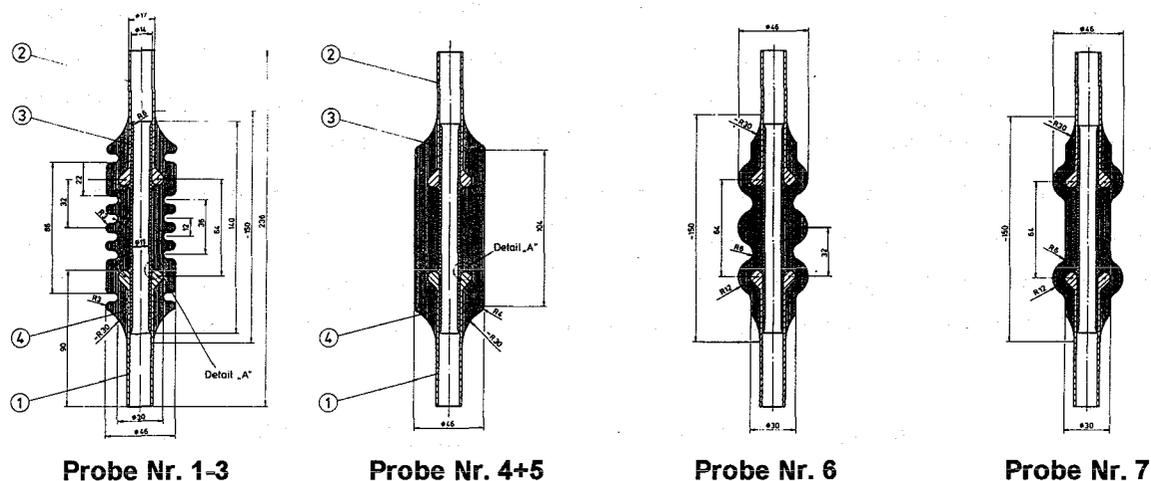


Abbildung 4.8: Geometrien der KfK-Prototyp-Trenner, vgl. Tab. 4.5.

#### 4.3.2.3 Elektrischer Teilentladungstest

Der Prüfkreis für die Teilentladungsmessungen entspricht VDE 0434 (IEC 270) bzw. DIN 57 434, Anhang A (Meßimpedanz auf der Erdseite des Prüflings). Die Prüfwechselfspannung wurde von Null bis auf die Spannung, bei der der Prüfling die Teilentladungsgröße von 200 pC erreicht, mit konstanten 250 V/s erhöht und mit gleicher Rampe wieder auf Null herabgefahren. Die Ladung wurde in pC über der Spannung aufgeschrieben. Die Teilentladungseinsatzspannung  $U_i$  bzw. -Aussetzspannung  $U_e$  (beim Spannungsabfall) wurden als charakteristische Werte eines Prüflings ausgewertet.

#### Teilentladungen bei Raumtemperatur:

Bis auf wenige Ausnahmen sind die Potentialtrenner im Betriebsspannungsbereich teilentladungsfrei.

Die glatten Potentialtrenner (Probe Nr. 4 und 5) zeigten einen mittleren Wert  $U_{i\text{gl}} \approx 50$  kV, die gerippten Potentialtrenner (Probe Nr. 1 bis 3) von  $U_{i\text{ger}} \approx 40$  kV. Der Unterschied deckt sich mit den Ergebnissen der Feldberechnungen (lokal höhere Oberflächenfeldstärken beim gerippten Trenner).

Mit fortschreitenden Tests änderte sich dieses Bild. Nach 20 Testdurchläufen ( $20 \cdot 250 \text{ s} \Big|_{U > 16 \text{ kV}} \cdot 100 \text{ Imp/s} = 500.000 \text{ Impulse}^{11}$ ) verminderte sich die TE-Einsatzspannung der glatten Potentialtrenner auf  $U_{i\text{gl}} \approx 32$  kV, die der gerippten Trenner blieb bei  $U_{i\text{ger}} \approx 40$  kV.

Die Reduzierung der Einsatzspannung beim glatten Trenner ist mit hoher Wahrscheinlichkeit auf Entladungsspuren in Folge von Gleitentladungen zurückzuführen.

<sup>11</sup> für die POLO-Modellschleife sind 10.000 HS-Impulse gefordert

Teilentladungen im Stickstoff (77 K):

Der mittlere Wert der Teilentladungs-Einsatzspannung im LN<sub>2</sub> betrug bei den glatten Potentialtrennern 34 kV, bei den gerippten 37 kV. Die Einsatzspannung  $U_i$  der Teilentladung im flüssigen Stickstoff liegt somit im gleichen Bereich wie bei Raumtemperatur.

Ein Elektrodenüberschlag entlang der Isolieroberfläche trat bei  $U_d = 65$  kV auf.

	AB12 (Nr. 4 <sup>1</sup> )	AB13 (Nr. 5)	AB21 (Nr. 1)	AB22 (Nr. 2)	AB23 (Nr. 3)
Einsatzspannung $U_i$ [kV <sub>ef</sub> ]	10	40	42	38	13
100 pC-TE bei $U_{100pC}$ [kV <sub>ef</sub> ]	> 45	40	42	38	40
<sup>1</sup> vgl. Tab. 4.5 bzw. Abb. 4.8.					

**Tabelle 4.6: Zusammenfassende Darstellung der TE-Ergebnisse bei Raumtemperatur.**  
(Schenk 4.10.89).

Bei 4 K sind bis zu Spannungen von 40 kV<sub>ef</sub> keine TE zu erwarten.

#### 4.3.3 Serie GEC Alstom ("Alstom-Trenner")

**Tab. 4.7** gibt die Ergebnisse der am Forschungszentrum Karlsruhe durchgeführten Stückprüfungen an den im Auftrag von GEC Alstom gefertigten Hochspannungstrennern wieder. Zur Dichtheits- und Druckprüfung wurden die Leckraten bei Raumtemperatur (RT) und bei 4 K für Drücke bis 25 bar bestimmt. Die elektrischen Prüfungen wurden in Form von Teilentladungsmessungen und einer 1-minütigen Prüfwechselspannung in Höhe von  $U = 33$  kV<sub>ef</sub> durchgeführt.

#### 4.3.4 Serie Forschungszentrum Karlsruhe ("KfK-Trenner")

Vor Durchführung der Dichtheits- und Druckprüfungen wurden die Trenner einem LN<sub>2</sub>-Abkühlzyklus unterzogen. Gegenüber einer Abkühlung auf LHe-Temperatur erwies sich dieses Verfahren als ausreichend, da ein sich ggf. öffnendes Leck bereits bei Temperaturen zwischen 150 und 100 K auftritt und anschließend bei Raumtemperatur detektierbar ist.

Die Dichtheits- und Druckprüfungen bei Raumtemperatur verliefen bei allen geprüften Trennern (HV-LB 1 ... 11) erfolgreich. Die Nachweisgrenzen lagen bei  $L = 4 \cdot 10^{-9}$  mbar l s<sup>-1</sup> für die Vakuummethode und bei  $L = 2 \cdot 10^{-7}$  mbar l s<sup>-1</sup> für die Konzentrationsanstiegsmessung (25 bar He Innendruck). Es wurden keine höheren He-Konzentrationen als die Nachweisgrenzen gemessen.

Die elektrischen Spannungsprüfungen beinhalteten eine *Prüfwechselspannung* von 32 kV (1 Minute), eine *Prüfgleichspannung* von 46 kV (1 Minute) und TE-Messungen, deren Ergebnisse in *Tab. 4.8* zusammengestellt sind.

Bezeichnung der Prüflinge			Leckraten bei 25 bar <sup>1</sup>			TE-Messungen bei RT (293 K) [kV <sub>ef</sub> ]		
Konstrukt.-Nr.	Labor-Nr.	Rohre [mm]	RT (293 K)	LHe (4 K)	RT (293 K)	U <sub>i</sub>	U <sub>100 pC</sub>	Bewertung
HT 26.0	HV-AB 45 <sub>(A)</sub>	300 x 30	1·10 <sup>-9</sup>	3,4·10 <sup>-10</sup>	4·10 <sup>-8</sup> (2)	> 42	> 42	++ <sup>3</sup>
HT 26.1	HV-AB 41	300 x 30	3·10 <sup>-8</sup> (2)	1,2·10 <sup>-9</sup>	1·10 <sup>-7</sup> (2)	> 34	> 34	++
HT 26.2	HV-AB 42	300 x 30	3·10 <sup>-8</sup> (2)	1,2·10 <sup>-9</sup>	1·10 <sup>-7</sup> (2)	24	25	+ <sup>4</sup>
HT 26.3	HV-AB 43	300 x 30	1·10 <sup>-9</sup>	1,4·10 <sup>-9</sup>	1,5·10 <sup>-8</sup> (2)	7	11	○ <sup>5</sup>
HT 26.4	HV-AB 44	300 x 30	1·10 <sup>-9</sup>	1,4·10 <sup>-9</sup>	1,5·10 <sup>-8</sup> (2)	> 34	> 34	++
HT 13.0	HV-AB 59 <sub>(A)</sub>	300 x 17	6,5·10 <sup>-10</sup>	4·10 <sup>-10</sup>	4·10 <sup>-8</sup> (2)	27		+
HT 13.1	HV-AB 51	300 x 17	2,2·10 <sup>-9</sup>	3,5·10 <sup>-9</sup>	7·10 <sup>-9</sup>	9	12	○
HT 13.2	HV-AB 52	300 x 17	2,2·10 <sup>-9</sup>	3,5·10 <sup>-9</sup>	7·10 <sup>-9</sup>	30		+
HT 13.3	HV-AB 53	300 x 17	2,2·10 <sup>-9</sup>	3,5·10 <sup>-9</sup>	7·10 <sup>-9</sup>	> 33	> 33	++
HT 13.4	HV-AB 54	300 x 17	2,2·10 <sup>-9</sup>	3,5·10 <sup>-9</sup>	7·10 <sup>-9</sup>	> 33	> 33	++
HT 13.5	HV-AB 55	300 x 17	2·10 <sup>-9</sup>	6·10 <sup>-10</sup>	1·10 <sup>-8</sup>	> 33	> 33	++
HT 13.6	HV-AB 56	300 x 17	2·10 <sup>-9</sup>	6·10 <sup>-10</sup>	1·10 <sup>-8</sup>	33	33	++
HT 13.7	HV-AB 57	300 x 17	3,8·10 <sup>-9</sup>	2,1·10 <sup>-9</sup>	2,2·10 <sup>-9</sup>	> 33	> 33	++
HT 13.8	HV-AB 58	300 x 17	2·10 <sup>-9</sup>	6·10 <sup>-10</sup>	1·10 <sup>-8</sup>	18	18	+
HT 13.9	-	300 x 17 <sup>6</sup>	2·10 <sup>-9</sup>	6·10 <sup>-10</sup>	1·10 <sup>-8</sup>	-	-	
HT 13.10	HV-AB 510	300 x 17	3,8·10 <sup>-9</sup>	2,1·10 <sup>-9</sup>	2,2·10 <sup>-9</sup>	> 33	> 33	++

<sup>1</sup> Die Leckraten wurden ebenfalls bei 10 und 20 bar ermittelt, es ergab sich keine Druckabhängigkeit.

<sup>2</sup> Hoher He-Pegel durch undichte Flanschdichtung des Prüfbehälters bzw. durch undichten anderen Prüfling im Experiment (HT 26.1+2)

<sup>3</sup> ++ keine TE bis 32 kV<sub>ef</sub>

<sup>4</sup> + keine TE bis 16 kV<sub>ef</sub>

<sup>5</sup> ○ TE bei U<sub>N</sub> = 16 kV<sub>ef</sub>

<sup>6</sup> Trenner mit CF-Flansch

**Tabelle 4.7: Ergebnisse der Dichtheitsprüfungen und elektrischen TE-Messungen an Alstom-Trennern. (Quelle: KfK-Meßprotokolle v. 2.2.90 (korrigierte Version) bzw. 8.8.89)**

Bezeichnung der Prüflinge		TE-Messungen bei RT (293 K) [kV <sub>ef</sub> ]			Bezeichnung der Prüflinge		TE-Messungen bei RT (293 K) [kV <sub>ef</sub> ]		
Labor-Nr.	Rohre [mm]	$U_i$	$U_{100\mu C}$	Bewertung	Labor-Nr.	Rohre [mm]	$U_i$	$U_{100\mu C}$	Bewertung
HV-LB 1 <sup>1</sup>	300 x 17	> 32	> 32	++ <sup>2</sup>	HV-LB 13		29	30	+
HV-LB 2 <sup>1</sup>	300 x 17	> 32	> 32	++	HV-LB 14		27,5	32	+
HV-LB 3 <sup>1</sup>	300 x 17	> 32	> 32	++	HV-LB 15		31	32	+
HV-LB 4		> 32	> 32	++	HV-LB 16		30	32	+
HV-LB 5 <sup>1</sup>	300 x 17	> 32	> 32	++	HV-AB 17	300 x 17	20	24	+
HV-LB 6 <sup>1</sup>	300 x 17	> 32	> 32	++	HV-AB 18	300 x 17	9	14	○
HV-LB 7 <sup>1</sup>	300 x 30	> 32	> 32	++	HV-AB 19		27	28	+
HV-LB 8		26	31	+ <sup>3</sup>	HV-AB 20		18	32	+
HV-LB 9 <sup>1</sup>	300 x 30	14	21	○ <sup>4</sup>					
HV-LB 10		26	28	+					
HV-LB 11 <sup>1</sup>	300 x 30	> 32	> 32	++					

<sup>1</sup> Redundanz-Trenner, eingebaut in den Schutzvakuumräumen der Leiterverbindungen (vgl. Kap. 4.4)  
<sup>2</sup> ++ keine TE bis 32 kV<sub>ef</sub>  
<sup>3</sup> + keine TE bis 16 kV<sub>ef</sub>  
<sup>4</sup> ○ TE bei  $U_N = 16$  kV<sub>ef</sub>

**Tabelle 4.8: Ergebnisse der elektrischen TE-Messungen an KfK-Trennern.**

(Quelle: KfK-Meßprotokolle v. 13./27.5.93).

## 4.4 Betriebserfahrungen

### 4.4.1 Trennerausfall bei 48 kV DC

Im Verlauf einer Raumtemperatur-HS-Prüfung der POLO-Modellspule nach Abschluß aller mechanischen Arbeiten an der Spule<sup>12</sup> versagte der axiale Potentialtrenner HV-AB 510 nach 20 Sekunden bei 48 kV DC. Der Trenner war im Bereich des Endverschlusses LEV 960 eingebaut und war vorher noch keiner HS-Prüfung im eingebauten Zustand ausgesetzt.

Der Durchschlag trat plötzlich, ohne jegliche Voranzeigen, ein. Bei der visuellen Inspektion des aufgeschnittenen Trenners zeigte sich, daß der Durchschlagskanal zwischen den Elektroden entlang der Grenzfläche zwischen Innenrohr und Filamentwickel verlief. Hinweise auf offensichtliche Fehlstellen (z.B. Elektrodenunebenheit, Hinweise auf Hitzeeinwirkungen während des Schweißens) waren nicht auszumachen.

<sup>12</sup> Belfort, 3/92, Spule noch ohne Instrumentierungskabel.

#### 4.4.2 Axiale Trennerleckagen

Im Bereich der Verbindungszone weist die POLO-Spule an den beiden Leiterverbindungen DSV 820 und DSV 860 Leckagen auf. Diese Leckagen entstanden durch unsachgemäßes Einschweißen von zwei Niederspannungs-Potentialtrennern. Es bestand die Hoffnung seitens des Herstellers, daß diese Leckagen durch den umgebenden "1. Vakuumverguß" der Spule / [14] FRIESINGER et al. 1991/ abgedichtet werden. In diesen Vakuumverguß sind ebenfalls die axialen Hochspannungstrenner der Verbindungszone integriert.

Bei einer späteren Leckprüfung im Anschluß an den 2. Vakuumverguß wurde im Bereich von zwei Leiterverbindungen jeweils eine Leckage auf der *Oberfläche* von zwei *axialen Hochspannungstrennern* festgestellt (*Abb. 4.9*). Betroffen waren hiervon die Trenner HV-AB 56 (DSV 820) und HV-AB 52 (DSV 860), vgl. *Tab. 4.7*. Ursprung dieser Leckagen waren die Lecks an den Niederspannungstrennern, die durch den Vakuumverguß nicht abgedichtet werden konnten. Allerdings war der Bond zwischen den axialen Hochspannungstrennern und dem Vakuumverguß besser als der Bond innerhalb der filamentgewickelten Hochspannungstrenner selbst, so daß die He-Leckage ihren Weg in axialer Richtung *durch den axialen Trenner hindurch* fand.

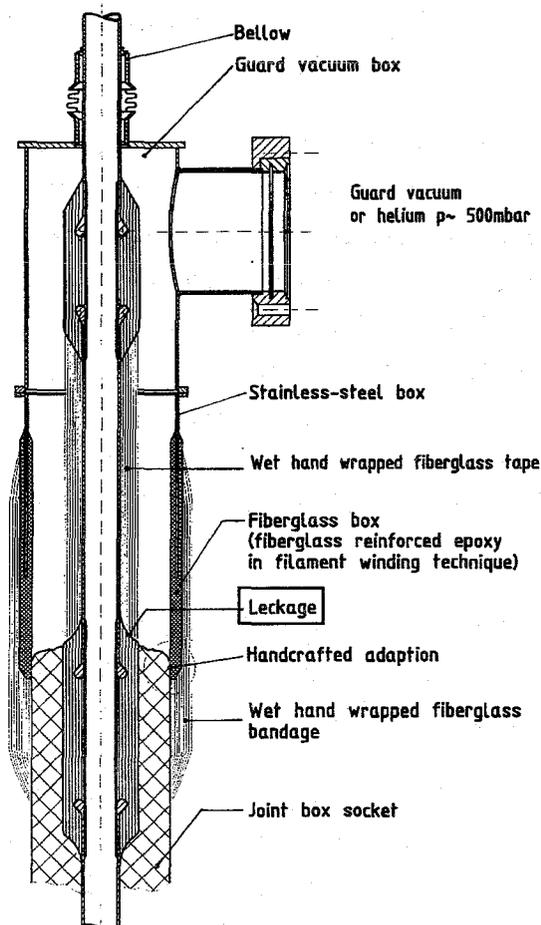
Bei GEC Alsthom wurde daraufhin eine Untersuchung durchgeführt / [28]/, bei der speziell die Frage der axialen Leckage im Vordergrund stand sowie die Tatsache, daß die axialen Trenner, die in der Verbindungszone der POLO-Modellspule eingebaut sind, im Rahmen der beiden Vakuumvergüsse der Spule Temperaturzyklen von bis zu 105 °C ausgesetzt waren. Die Herstellung der Trenner selbst erfolgte mit einem Epoxidharz, das bei Raumtemperatur aushärtet.

Jeweils ein KfK-Trenner und ein Alsthom-Trenner wurden für die Dauer von 8 Stunden einer Temperatur von 120 °C ausgesetzt. Zuvor und im Anschluß an die Temperaturbelastung fanden elektrische TE-Messungen sowie Dichtheitsprüfungen statt. Der KfK-Trenner zeigte keinerlei Veränderungen hinsichtlich Teilentladungen oder Dichtheit. Beim Alsthom-Trenner war hingegen bereits vor der Temperaturbelastung eine schwache axiale Leckage festzustellen, bei gleichzeitiger radialer Dichtheit. Nach dem Temperaturzyklus hatte sich das Leck zu einer großen Leckage vergrößert, die radiale Dichtheit blieb unverändert. Die Ablösung, die dem Leck zu Grunde lag, konnte zwischen dem Edelstahlrohr und dem Filamentwickel detektiert werden. Bei den defekten Trennern an der POLO-Modellspule traten die Leckagen *innerhalb* der Filamentwickel auf.

Die elektrischen TE-Messungen ergaben keinen Anhaltspunkt für die auftretende Leckage, selbst nicht bei Helium-Atmosphäre innerhalb des Leckage-Kanals.

Die Untersuchung bestätigte die *Gefahr einer Nach-Polymerisation* für den Fall, daß Raumtemperatur aushärtende Komponenten im weiteren Fertigungsprozeß höheren Temperaturen ausgesetzt sind. Eine weitere Erklärung für die axialen Leckagen der Alsthom-Trenner kann

darin liegen, daß hier das innere Stützrohr (③ in *Abb. 4.1*) und der darauf aufgebrachte Filamentwickel (④) unterschiedlich gefertigt wurden. Außerdem erfolgte der Aufbau des Filamentwickels in mehreren Stufen mit Zwischenaushärtung.



**Abbildung 4.9: Schutzvakuumraum der Leiterverbindungen zum Schutz des Kryostatvakuum vor den He-Leckagen der Spule. Aus Redundanzgründen zusätzlicher Aufbau von axialen Hochspannungstrennern. Die He-Leckage endet an der Oberfläche des unteren axialen Hochspannungstrenners.**

Um für den späteren Betrieb der POLO-Spule eine zusätzliche Redundanz zu erhalten, wurden den axialen Alsthom-Trennern jeweils ein zweiter axialer KfK-Trenner in Serie aufgesetzt und das Zwischenrohrstück durch einen GFK-Wickel isoliert. Der gesamte Aufbau wurde durch einen geschlossenen Überwurf heliumdicht abgeschlossen (*Abb. 4.9*), so daß ein kontrollierbarer Schutzvakuumraum entstand und die vorhandenen Leckagen nicht das Tankvakuum des Betriebskryostaten direkt belasteten. Diese Vorsichtsmaßnahmen stellten sich beim Betrieb der POLO-Spule als unverzichtbar heraus.

#### 4.4.3 Trennerausfall bei 33 kV AC

Im Rahmen einer Stückprüfung bei Raumtemperatur an einer Charge axialer Hochspannungstrennern bei GEC Alstom fiel ein KfK-Trenner (Lenz-Filamentwickel, HV-LB 12<sup>13</sup>) aus. Der Durchschlag erfolgte im Anschluß an eine 46 kV-DC-Messung (1 Minute) bei einer Wechselprüfspannung von 32 kV<sub>ef</sub> nach 12 Sekunden, ohne meßbare vorherige Teilentladungsentwicklung.

Der Filamentwickel der axialen Trenner beinhaltet mehrere Zwischenschichten, die aus 1-2 Lagen Gewebeband bestehen, das zur axialen Festigkeit des Bauteils im 45°-Winkel aufgebracht wird. Der Durchschlag des Trenners fand entlang einer solchen Gewebebandlage statt, die offensichtlich einen Schwachpunkt des Systems darstellt. Diese Erfahrung deckt sich mit der Aussage einer Arbeit an der TU Braunschweig zu Grenzflächenproblemen in faserverstärkten Kunststoffen /[29] SCHÜTZ 1993/. Dort wird ausgeführt, daß *Treeing* in faserverstärkten Werkstoffen fast ausschließlich in der Glasfaser-Matrix-Grenzschicht verläuft. Dabei spielt die Faserrichtung relativ zum elektrischen Feld eine entscheidende Rolle. In einer elektrisch schwachen Zwischenphase erfolgt der vollständige Durchschlag *unmittelbar* nach einem *Treeing*-Einsatz.

Bei zukünftigen Trennern muß der Wickelaufbau dahingehend modifiziert werden, daß Gewebebänder mit axialen Richtungskomponenten nur noch außerhalb des Bereiches eingesetzt werden, der direkt im elektrischen Feld zwischen den Elektroden liegt.

Um eine systematische Schwäche des GFK-Wickels der KfK-Trenner auszuschließen, wurden an zwei Trennern (HV-LB 17+18), die zudem überdurchschnittlich hohe TE-Aktivität zeigten (vgl. *Tab. 4.8*), extreme Hochspannungsprüfungen durchgeführt: ein- und zweifache Belastung mit 50 kV<sub>ef</sub> über 10 Minuten, 60 kV-DC-Prüfung (1 Minute), dazwischen TE-Messungen bei Spannungen bis zu 50 kV<sub>ef</sub>. Beide Trenner haben die Lastzyklen unbeschadet überstanden.

Anschließend wurden am Trenner HV-LB 18 durch weitere Anhebung der Prüfspannung Oberflächenüberschläge bei 70 kV<sub>ef</sub> und bei 65 kV<sub>ef</sub> im Innenrohr des Trenners verursacht. In Folge der Überschläge veränderte sich das TE-Verhalten des Trenners dahingehend, daß die *TE-Häufigkeit* deutlich abnahm. Dafür traten *vereinzelte* TE höherer Amplitude auf. Diese TE-Effekte werden der Oberfläche des Innenrohres zugeschrieben, die kleine "Bläschengrater" von wenigen  $\frac{1}{10}$  mm Durchmesser aufweist. Der innere GFK-Wickel zeigte keinerlei Degradation.

<sup>13</sup> Benennung wurde willkürlich festgelegt, Trenner entstammt nicht der Charge aus *Tab. 4.8*.

## 4.5 Zusammenfassung

Eine zusammenfassende Charakterisierung der axialen Hochspannungs-Potentialtrenner enthält **Tab. 4.9**.

Betriebstemperatur	4 ... 300 K
zulässige Abkühlrate	30 K/h
Prüfdruck	25 bar (4 K, He, 1 h)
Leckage bei 25 bar	$< 1 \cdot 10^{-8}$ mbar l s <sup>-1</sup>
Betriebsspannung	23 kV $\cong$ 16 kV <sub>ef</sub> (50 Hz)
Prüfspannung	46 kV $\cong$ 32 kV <sub>ef</sub> (50 Hz)
Durchschlagspannung (Entwurf)	92 kV
Teilentladungshöhe bei Nennspannung	$< 0,2$ pC (4 ... 77 K) $< 0,2$ pC (85 ... 300 K)
TE-Einsatzspannung	$> 33$ kV <sub>ef</sub> (293 K)

**Tabelle 4.9: Zusammenfassende Charakterisierung des axialen Hochspannungs-Potentialtrenners für die POLO-Modellspule.**

Die unerwarteten elektrischen Ausfälle von zwei Trennern unterstreichen die Notwendigkeit, die Erfüllung der Spezifikationen in *Stückprüfungen* an jedem einzelnen Trenner nachzuweisen. Darüber hinaus sind noch weitere Entwicklungsarbeiten notwendig, um einen Ausfall der Trenner trotz "bestandener" Stückprüfung verstehen und ausschließen zu können.

Der Filamentwickel des axialen Hochspannungstrenners sollte in einem Arbeitsgang ohne Zwischenaushärtungen aufgebaut werden. Insbesondere müssen axiale Gewebeorientierungen im direkten Zwischenelektrodenbereich vermieden werden. Das Innenrohr und der Filamentwickel sollten in ihrem Herstellungsverfahren möglichst identisch sein, um Ablösungen in diesem Bereich vorzubeugen.

Für künftige Konstruktionen von supraleitenden Magneten sind Lösungen anzustreben, bei denen die axialen Trenner nicht mehr im Verguß der Spule integriert sind. Dadurch wird eine Nach-Polymerisation und damit thermische Alterung der Trenner vermieden. Außerdem sind die Trenner für anfallende Reparaturen leichter zugänglich bzw. austauschbar.

Der Übergang von der handwerklichen "Ein-Mann-Fertigung" des axialen Hochspannungstrenners hin zu einem industriell reproduzierbaren Fertigungsprozeß gestaltet sich bis heute unerwartet schwierig. Angesichts zukünftiger Einsatzbereiche (ITER, W7-X) ist dieser Schritt jedoch dringend erforderlich!

## 4.6 Chronologie der Entwicklungs- und Testphasen

Zeitraum	KfK-Aktivität	GEC Alsthom-Aktivität
1987	Erste Designstudien, Tests von Prototypen mit unterschiedlicher Außenkontur (AB...)	
April 1987	KfK stellt neues Trenner-Design bei G.A. <sup>1</sup> vor: Stahlelektroden mit 4 mm-Radien, 2. Variante mit gerillter Außenkontur.	
Januar 1988	KfK bestellt 1 Trenner bei G.A. für 4 K-Test	
April 1988		Lecktest und 1. Temp.-Zyklus an Prototyp-Trenner.
Mai 1988		1 Trenner Ø30 mm wurde gefertigt und erfolgreich getestet: 10 Zyklen 77 K, 60 Zyklen 25 bar. Übergabe an KfK für 4 K-Test.
Juni 1988	Erfolgreicher Lecktest beim 1. Zyklus 5-6 K, 25 bar.	
August 1988	Erfolgreicher 4 K-Test des G.A.-Prototyps, Verwendung in der Prototyp-Leiterverbindung.	
November 1988		Weitere Trenner gefertigt, 7 Trenner für 4 K-Test an KfK übergeben (Hoch- und Niederspannung), 4 davon für Prototyp der MAG-Leiterverbindung)
Januar 1989	Erste G.A.-Serie im KfK beim Test: Leckraten bei 6 K und 25 bar innerhalb der Spezifikation, anschl. HS-Test bei 23 kV <sub>ef</sub> .	
April 1989	1 Niederspannungstrenner der getesteten Serie war undicht.	
August 1989	G.A. erhält die Testprotokolle zu Leckprüfung und elektr. Prüfungen. Insgesamt 24 G.A.-Trenner wurden am KfK getestet, davon 14 HS-Trenner.	
Oktober 1989	G.A. erhält 5 KfK-Trenner für den Einbau in den Endverschluß-Prototyp und den Kurzschlußbügel.	
Mai 1992	Beistellung von axialen KfK-Trennern an G.A. (Reserve).	
Mai 1993	Beistellung von axialen KfK-Trennern an G.A. für Redundanz innerhalb der Schutzvakuumräume.	

<sup>1</sup> GEC Alsthom, Belfort, Frankreich

**Tabelle 4.10: Chronologie der Entwicklungs- und Testphasen des axialen HS-Potentialtrenners für die POLO-Modellspule. (Quelle: Protokolle "Technical Progress Meetings" KfK / GEC Alsthom)**

## 5 Der radiale Hochspannungs-Potentialtrenner

Ein wesentliches Bauteil des Leiterendverschlusses stellt der radiale Potentialtrenner dar, der

1. den Leiter mechanisch führt,
2. die Hochspannungsisolation übernimmt und
3. das Kühlmittel (LHe) vom Vakuumraum trennt.

Diese Aufgaben müssen dauernd im Temperaturbereich von 300 bis 4 K und im Störfall bei bis zu 25 bar beherrscht werden. Ein solches Bauteil gab es in dieser Ausführung nicht und mußte daher speziell entwickelt und geprüft werden.

Die Versorgung der supraleitenden POLO-Modellspule erfolgt über die beiden Spulenendverschlüsse und den Mittelabgriff. In diesen drei Bauteilen wird der POLO-Leiter gestützt vom radialen Potentialtrenner. Der radiale Potentialtrenner als Bauelement hat konkret folgende Aufgaben zu erfüllen, *Tab. 5.1*:

Betriebstemperatur:	4 bis 300 K
Temperaturveränderung:	bis 30 K/h
max. Betriebsdruck:	25 bar
Dichtigkeit (25 bar):	ca. $10^{-8}$ mbar l s <sup>-1</sup>
Nennspannung:	23 kV (10 <sup>4</sup> Impulse / 100 s bei 50 Hz )
Prüfspannung:	46 kV DC, 1 min.
Durchschlagsspannung:	92 kV (Auslegung)
Möglichst Teilentladungsfrei bei Nennbetrieb	

*Tab. 5.1: Spezifikation des radialen Potentialtrenners*

### 5.1 Auslegung und Aufbau

Der POLO-Leiter besitzt einen quadratischen Gesamtquerschnitt, welcher infolge der Kanten für Hochspannungsbelange problematisch ist, so daß ein kreisrundes Rohrstück als Innenelektrode eingeführt wird. Entsprechend kreisförmig soll auch die Außenelektrode ausgeführt werden. Der POLO-Leiter kann außerhalb des Potentialtrenners an die entsprechend geformte Innenelektrode angeschweißt werden (*Abb. 2.4*). Somit liegt dem radialen Potentialtrenner ein koaxialer Aufbau zu Grunde, *Abb. 5.1*.

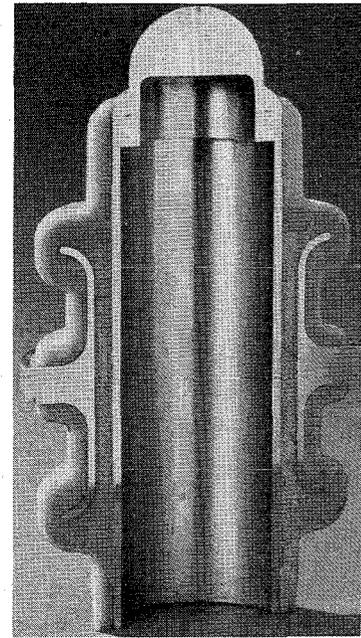
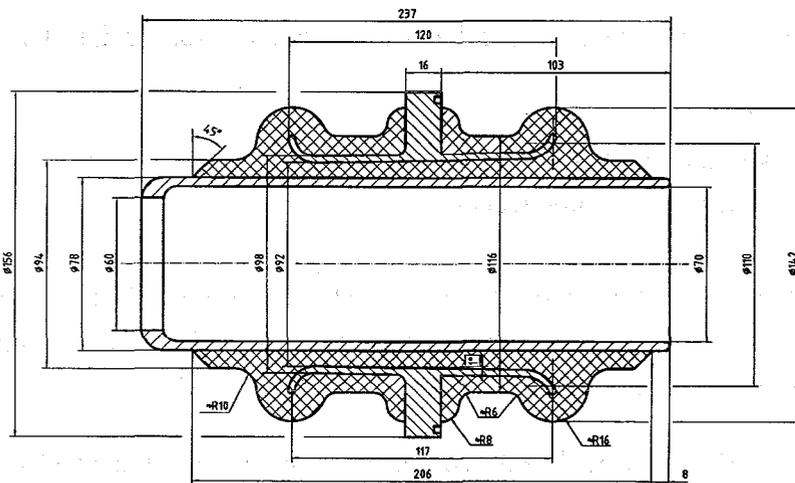


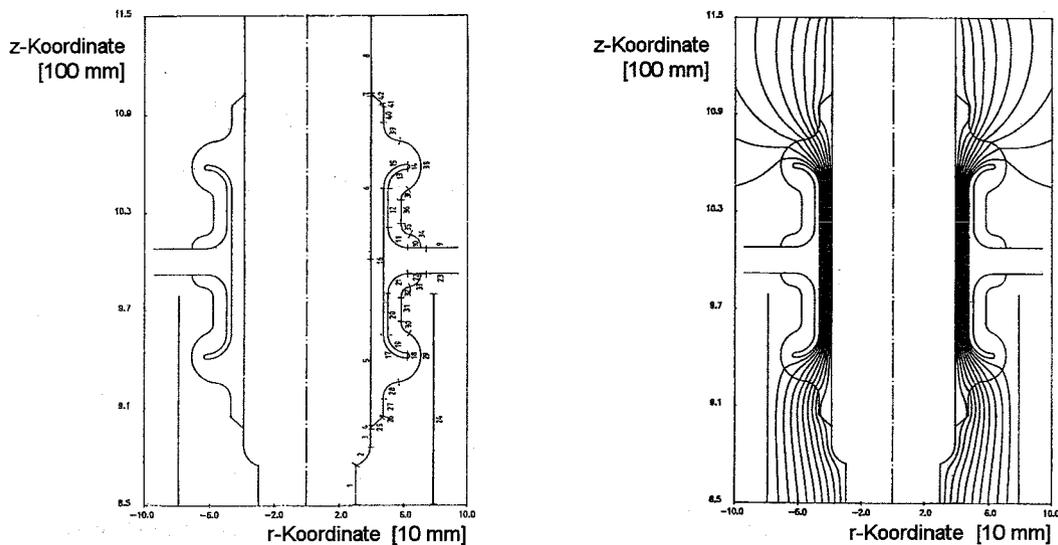
Abbildung 5.1: Radialer Hochspannungs-Potentialtrenner.

Als Dielektrikum zwischen Innen- und Außenelektrode kommt aufgrund der bisherigen Tieftemperaturerfahrungen vor allem GFK in Frage, da einerseits der Temperaturexpansionskoeffizient von GFK bei geeignetem gewähltem Füllgrad deutlich verkleinert werden kann (vgl. Tab. 2.2 und Abb. 2.7) und andererseits die Glasfasern in der Lage sind, verbleibende innere mechanische Spannungen des Bauteils aufzufangen.

Was die Bindung des Epoxydharzes an die VA-Oberflächen betrifft, so ist sowohl die makroskopisch (gewellt) als auch die mikroskopisch (sandgestrahlt) behandelte Oberfläche anzustreben. Von scharfen hervorstehenden Kanten ist allerdings wegen der lokalen elektrischen Feldstärkeüberhöhungen abzuweichen.

Das GFK-Volumen, insbesondere die Wandstärke, sollte möglichst klein gehalten werden, um bei Aushärtungsvorgängen durch Volumenschrumpfung hervorgerufene Spannungen im Material so gering wie möglich zu halten und mechanische Spannungsrisse zu vermeiden. Hinsichtlich des Tieftemperatureinsatzes muß das GFK als Naßwickel ausgeführt sein, d.h. beim Tränken der Glasrovings mit Gießharz werden Luftporen bewußt in Kauf genommen. Bei Raumtemperatur wäre ein vakuumvergossener Gießharzwickel dem Naßwickel wegen der höheren Teilentladungsfreiheit und auch Durchschlagsfestigkeit vorzuziehen. Allerdings neigt das vakuumvergossene Epoxydharz bei Temperaturveränderungen infolge seines dichten glasartigen Aufbaus früher zu Ribbildung als naßgewickelte Glasrovings mit näherungsweise schaumstoffartigem Aufbau infolge der Vielzahl von winzigen Hohlräumen. Bei etwa 4 K sind die Luftporen im "Naßwickel" ausgefroren, praktisch sind die Hohlräume evakuiert, so daß die Teilentladungsvorgänge stark abnehmen [30] SCHENK et al. 1988/.

Das Elektrodenprofil bestimmt die relativen Feldstärken an deren Oberfläche und schließlich auch im Dielektrikum. Am Institut für Elektroenergiesysteme und Hochspannungstechnik (IEH) der Universität Karlsruhe wurden numerische elektrostatische Feldberechnungen am radialen Potentialtrenner nach *Abb. 5.1* durchgeführt [31] DEISTER et al. 1987/.



**Abbildung 5.2:** (a) Diskretisierung der Kontur des radialen Potentialtrenners; (b) Verlauf der Äquipotentiallinien.

*Abb. 5.2* zeigt die Diskretisierung der Kontur und *Abb. 5.3* die Feldstärkeverläufe längs der HS-Elektrode (a), der Erdelektrode (b), dem äußeren Abschirmzylinder (c) und der Isolator-kontur, d.h. der äußeren Grenzfläche zwischen Isolationskörper und umgebendem Gas/Vaku-um (d). Die zugrunde liegende Potentialdifferenz zwischen den Elektroden beträgt  $\Delta\varphi = U_N = 23 \text{ kV}$ . *Abb. 5.2* enthält ebenfalls den Verlauf der Äquipotentiallinien.

Die numerischen Berechnungen ergeben im homogenen Feldbereich an der zylindrischen HS-Elektrode eine maximale Feldstärke von

$$E_{\max} = 3,18 \text{ kV/mm.}$$

Dieser Wert stimmt sehr gut überein mit einer Überschlagsrechnung gemäß

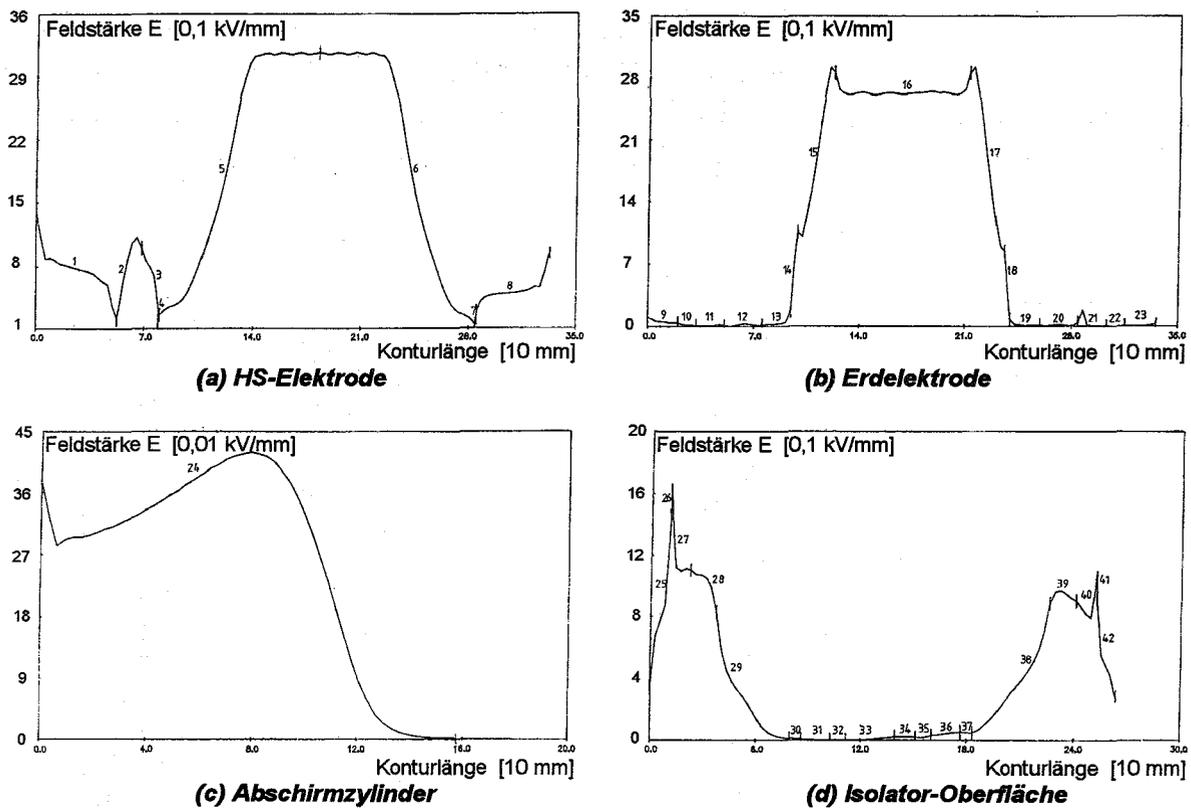
$$E_{\max} = \frac{U}{s \cdot \eta} \quad \text{und dem Geometriefaktor } \eta = 0,91 \text{ [32] MORVA 1966/}$$

$$E_{\max} = \frac{23 \text{ kV}}{8 \text{ mm} \cdot 0,91} = 3,16 \text{ kV/mm.}$$

Der Durchschlagsicherheitsfaktor ist dann

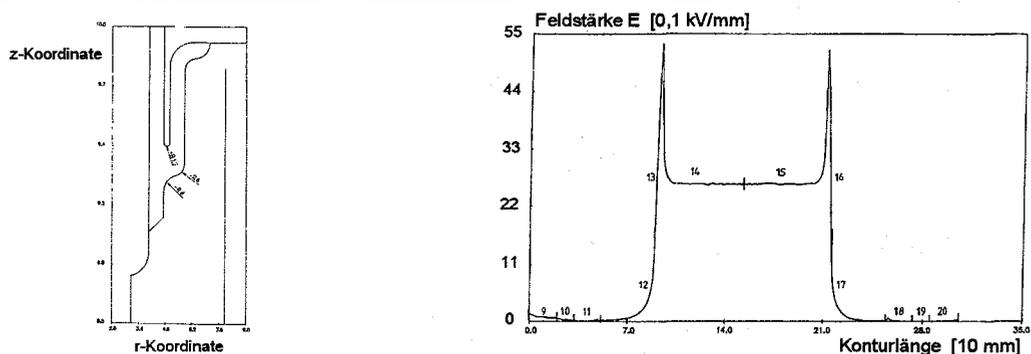
$$\sigma = \frac{E_d}{E_{\max}} = \frac{15 \text{ kV/mm}}{3,18 \text{ kV/mm}} = 4,7$$

Entsprechend der Auslegung soll der Sicherheitsfaktor mindestens 4 betragen.



**Abbildung 5.3:** Feldstärkeverläufe entlang unterschiedlicher Konturen des radialen Potentialtrenners. (a) innere HS-Elektrode; (b) äußere Erdelektrode; (c) außen liegender Abschirmzylinder; (d) äußere Kontur des Isolationskörpers.

Im Rahmen der numerischen Feldberechnungen am IEH wurde u. a. auch eine Variation des radialen Trenners berechnet, die vor allem vom fertigungstechnischen Gesichtspunkt aus eine vereinfachte Formgebung der Erdelektrode enthält. Betroffen sind hiervon die Elektrodenenden, die innerhalb des Isolationskörpers eingebettet sind. *Abb. 5.4* zeigt das Elektrodenende der Erdelektrode in Detailansicht sowie den Feldverlauf entlang dieser Elektrodenkontur. Im Vergleich zu dem in *Abb. 5.3 (b)* gezeigten Verlauf steigt die an den Elektrodenenden maximal auftretende Feldstärke fast auf den doppelten Wert in Höhe von  $E_{max} = 5,3$  kV/mm an und ist in dieser Höhe nicht mehr akzeptabel.



**Abbildung 5.4:** Variation der Formgebung der Erdelektroden-Enden und zugehöriger Feldstärkeverlauf entlang der modifizierten Kontur. Vergleiche mit *Abb. 5.3 (b)*.

Oft werden die elektrischen Feldstärken bei Durchführungen mithilfe einer Vielzahl von Potentialschichtungen festgelegt /[33] KIND et al. 1982/. Aufgrund der relativ kurzen Baulänge des radialen Potentialtrenners wurde hier auf eine kapazitive Potentialsteuerung verzichtet. Zudem zeigten Vorversuche, daß es im Bereich der potentialführenden Schichten während der Temperaturänderungen, denen der Trenner standhalten muß, zu Trennspalten kommen kann, die dann die geforderte Dichtigkeit verhindern.

Die Mindestwandstärke ist entsprechend den elektrischen Werten der Spannungsfestigkeit auszuwählen. Wie bei Bauteilen für die Hochspannungsisolation erforderlich, dürfen lokale Feldstärkeerhöhungen nicht beliebig groß sein, insbesondere nicht an durchschlagsgefährdeten Stellen. Bevor es zu einem Spannungsdurchschlag kommen kann, entwickeln Bauteile in inhomogenen elektrischen Feldern am ehesten Teilentladungen (TE).

## 5.2 Fertigung

Die eigentliche Fertigung wurde in Zusammenarbeit mit dem ITP ausführlich diskutiert - nicht bekannte Materialprobleme wurden in Vorversuchen getestet. Allerdings sind Angaben zum detaillierten Fertigungsprozeß ebenso wie zu der Zusammensetzung des eingesetzten Epoxidharzes Bestandteil des internen Know-How der kunststoffverarbeitenden Firmen und in der Regel nicht zugänglich.

Nach der Herstellung der VA-Elektroden wird das GFK-Material aufgewickelt. Im ersten Fertigungsschritt wird der Innenzylinder im Naßverfahren bewickelt, d.h. mit vorgetränktem Glasfasermaterial (Rovings und Zwischenlagen aus Gewebeband, vgl. axialer HS-Potentialtrenner). Nach der Aushärtung wird die Oberfläche auf der Drehbank konisch präzise auf die Konstruktionsmaße abgedreht. Die ebenfalls konisch ausgelegte Außenelektrode wird nun auf den Innenzylinderwickel mit dem gleichen Epoxidharz verklebt, so daß einwandfreier Dichtsitz als auch luftfreier Einschluß gewährleistet sind.

Nun kann im zweiten Fertigungsschritt die Außenelektrode nach den Vorgaben der Konstruktion mit GFK überwickelt werden. Eine maßhaltige Nachbearbeitung auf der Drehbank ist erforderlich, sowie eine weitere Oberflächenimprägnation der GFK-Teile.

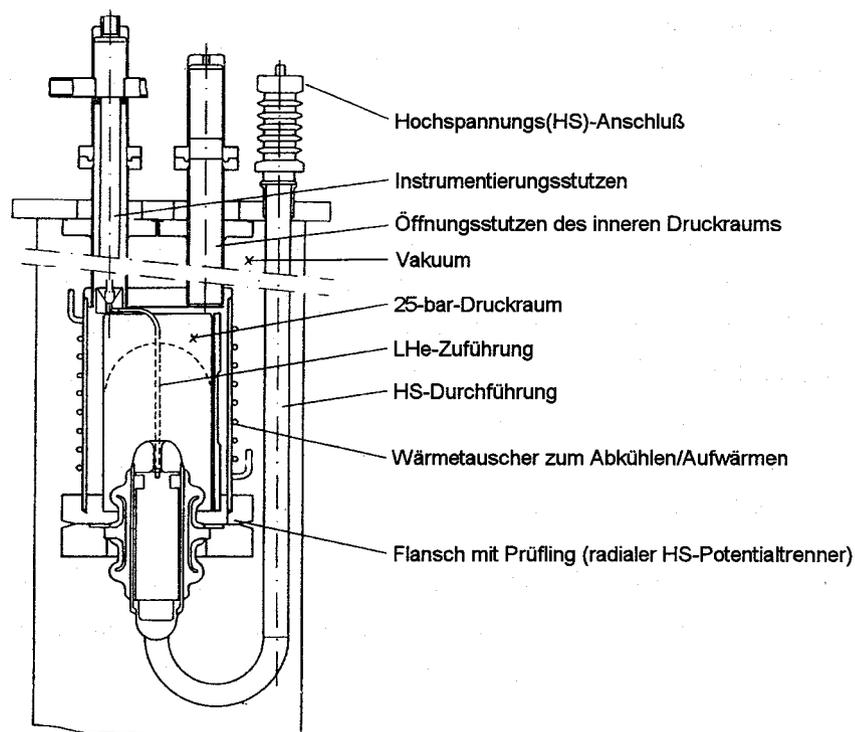
Die VA-Elektroden wurden im Forschungszentrum gefertigt, gemäß der Konstruktionszeichnung des ITP. Mit dem Aufbringen des GFK-Filamentwickels wurde die Firma K. Lenz, Kunststoffverarbeitung (Herrenberg) beauftragt. Vorausgehende Prototypen wurden auch anderweitig hergestellt, konnten aufgrund anderer Fertigungskonzepte (Kombination unterschiedlicher GFK-Isolationssysteme, Vakuumverguß) jedoch nicht die Spezifikationen erfüllen. Der erste Prototyp-Trenner, den die Firma Lenz fertigte, besaß kleinere Abmessungen (Innendurchmesser ~30 mm, interne Bezeichnung RB 11). Mit diesem Trenner wurde die im folgenden beschriebene Prüfvorrichtung in Betrieb genommen und Druck-, Leckageprüfungen

sowie elektrische TE-Messungen durchgeführt [30] SCHENK et al. 1988/. Ein weiterer, verbesserter Prototyp-Trenner besaß die mit *Abb. 5.1* gegebenen Originalabmessungen (Innendurchmesser 70 mm, intere Bezeichnung RB 13) und wurde nach den Vorversuchen für den Einsatz in der POLO-Spule freigegeben. Die drei tatsächlich eingebauten Trenner tragen die internen Serienbezeichnungen RB 21-23.

### 5.3 Prüfung / Vorversuche

#### 5.3.1 Die Prüfvorrichtung

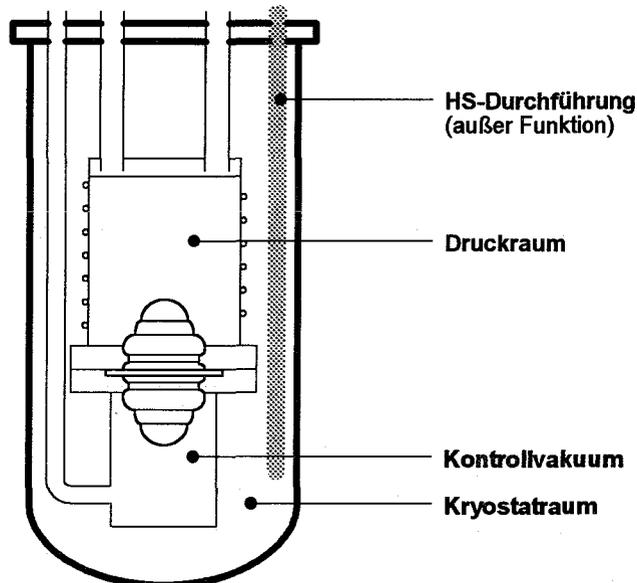
*Abb. 5.5* zeigt den prinzipiellen Versuchsaufbau. Der Kryostateinsatz enthält den Wärmetauscher, das Druckgefäß und die Hochspannungszuführung, sowie alle erforderlichen Meßvorrichtungen.



**Abbildung 5.5: Kryostateinsatz zur Prüfung des radialen HS-Potentialtrenners.**

Die thermischen Zyklen, Druck- und Dichtigkeitsversuche als auch die Teilentladungsmessungen sollten ursprünglich möglichst ohne Umbau in ein und der selben Vorrichtung stattfinden. Die Dichtheitsprüfungen im Bereich von Leckagen  $L < 10^{-8}$  mbar  $l\ s^{-1}$  erforderten jedoch eine Modifizierung der Versuchsanlage. Es wurde ein gesonderter Schutzvakuumraum realisiert, *Abb. 5.6*, der bei Raumtemperatur über Gummidichtungen und für Leckagemessungen

bei 4,2 K durch Schweißung zu schließen war. Die Ergebnisse der Leckagemessungen waren damit bei niedrigeren Nachweisgrenzen nicht mehr von dem Dichtheitszustand des Kryostatraums und einer Kaptondichtung abhängig. Diese Dichtheitsprüfungen erforderten gesonderte thermische Zyklen, bei denen die HS-Durchführung außer Funktion blieb.



**Abbildung 5.6:** Schematische Darstellung des modifizierten Kryostateinsatzes für Dichtheitsprüfungen des radialen HS-Potentialtrenners. Definition der unterschiedlichen Druck-/Vakuumräume.

Die Abkühlung der Versuchsvorrichtung geschieht ausgehend vom LN<sub>2</sub>-Schild des Kryostaten über das Kontaktgas von 1,1 bar N<sub>2</sub> zum Prüfling. Etwa bei 100 K Prüflingstemperatur kann zusätzlich die Kühlschlange mit LN<sub>2</sub> beschickt werden, um schnellere Abkühlraten bis 77 K zu erzielen.

Das LHe wird über den Heber direkt in das Druckgefäß eingeleitet. Mit Erreichen des Füllstandes kann die He-Abgasleitung geschlossen werden und der He-Druck steigt bis 25 bar an (Anstieg etwa 10 bar/h).

Für die HS-Kryostatdurchführung ist wenig Raum vorhanden. Ausgehend von einem DN-40-Flansch wurde eine koaxial aufgebaute Hochspannungsdurchführung entwickelt, bei der der auf Hochspannung liegenden Innenleiter (VA) von einem Quarzglasrohr umgeben ist, das außen mit einem leitfähigen Anstrich versehen ist (Erdpotential). Außerhalb des Kryostaten ist der Innenleiter gegenüber dem Quarzglasrohr durch einen Stycast-Verguß dicht abgeschlossen und mechanisch gehalten. Die Spannungsfestigkeit der Durchführung wird durch das Vakuum im Inneren des Kryostaten gewährleistet. Die Potentialsteuerung in axialer Richtung übernimmt am kalten Ende der Durchführung ein schwach leitfähiger Anstrich. Damit entfallen die bekannten aber raumaufwendigen Hochspannungs-Steuerelektroden.

Zwischenzeitlich wurde am ITP ein neues Konzept zum Aufbau einer HS-Kryostatdurchführung entwickelt, das den Einsatz eines industriell<sup>14</sup> gefertigten kapazitiv gesteuerten Isolierrohrs vorsieht. Die Spannungsabsteuerung geschieht hier definiert auf Tieftemperaturniveau und außerhalb des Kryostaten bei Raumtemperatur. Innerhalb des Kryostaten ist kein Vakuum mehr zur Sicherstellung der HS-Festigkeit nötig (siehe auch Kap. 7 "Die Stromzuführungen"). Die praktische Erprobung dieser flexibel einsetzbaren neuen HS-Durchführungen steht kurz bevor.

### 5.3.2 Das Prüfprogramm (Prototyp RB 13)

Der Prüfling muß gemäß den Betriebsbedingungen belastet werden. Ein einmaliger Belastungszyklus gestattet noch keine verwertbare Aussage zu machen. Daher sind mindestens 5 thermische Zyklen zu durchfahren.

Bei der hier verwendeten indirekten ( $\text{LN}_2$ ) oder direkten (LHe) Kühlung verlaufen die Temperaturkurven exponentiell, so daß schon die anfängliche Temperaturänderung die maximale Dilatationsänderung darstellt. Die Anpassung der Prüflingstemperatur an die Temperatur des Kühlmediums verläuft zum Schluß asymptotisch und ist weder als Belastungsteil noch als physikalischer Vorgang von besonderer Bedeutung.

Aufgrund bisheriger Erfahrungen und um Zeit zu gewinnen, bestehen die 5 thermischen Zyklen aus 4 Zyklen mit  $\text{LN}_2$  (77 K) und dem letzten Zyklus zusätzlich mit LHe (4 K).

In einem Anschauungsdiagramm sieht der Prüfverlauf wie folgt aus, *Abb. 5.7*:

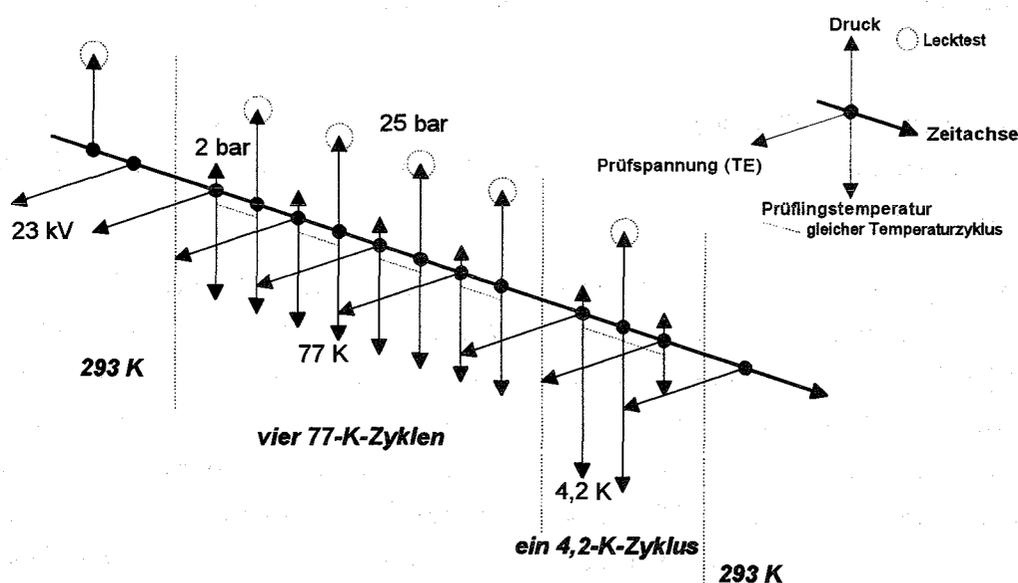


Abbildung 5.7: Anschauungsdiagramm zum Prüfverlauf des radialen Trenners.

<sup>14</sup> HSP, Hochspannungsgeräte Porz GmbH, D-51145 Köln (Porz)

Eine maximale Abkühlung von 30 K/h entspricht der Abkühlzeitkonstanten von  $T = 7,2$  h (293 K  $\rightarrow$  77 K), bzw. nach  $t = 24$  h beträgt die Temperatur des Prüflings gerade 85 K. Für den Aufwärmvorgang sind die gleichen Zeiten einzusetzen. Zwischen 85 K und 4 K (LHe) kann mit einer Zeitkonstanten von  $T = 2,7$  h gerechnet werden, so daß während eines Arbeitstages von 8 h die Endtemperatur von 8 K im Prüfling erreicht wird. Die errechenbare Mindestzeit für alle thermischen Zyklen der Prüfung beträgt 3 Arbeitswochen, die als Prüfzeit bisher jedoch aufgrund von Störfällen oder notwendigen Änderungsmaßnahmen immer überschritten wurde.

### 5.3.3 Der Prüfablauf (Prototyp RB 13) / erforderliche Arbeiten

Nach den vorbereitenden Arbeiten:

- ♦ Teilentladungs(TE)-Messung des Prüflings außerhalb des Kryostaten,
- ♦ Vakuumprüfung des Aufbaus im Kryostaten bei 293 K,
- ♦ Isolationsprüfung zwischen Meßerde und Kryostaterde,
- ♦ Temperaturlaufzeichnung über 5 Thermoelemente am Prüfling,
- ♦ Prüfung der Hochspannungsdurchführung auf TE-Freiheit,
- ♦ TE-Kalibrierung des Prüflings,

wird die *Leckrate bei 293 K* und He-Gas im Druckraum bis 25 bar aufgezeichnet, anschließend das He-Gas evakuiert, durch 2 bar  $N_2$  ersetzt und die *Teilentladung* (bis Nennspannung und zurück) gemessen. Die phasenabhängige Impulsdarstellung der TE läßt erkennen, ob eine Entladung im Dielektrikum oder im Raum stattfindet.

Jetzt beginnt der eigentliche *Abkühlzyklus*:

- ♦  $LN_2$  wird in den Kühlmantel des Kryostaten geschickt, 1,1 bar  $N_2$  wird in den Vakuumraum als Kontaktgas geleitet, um die *Abkühlrate* von 30 K/h zu erreichen. Bei etwa 100 K ist die Abkühlrate sehr niedrig, der Wärmetauscher kann nun mit  $LN_2$  beschickt werden.
- ♦ Bei etwa 80 K wird der Vakuumraum auf  $10^{-5}$  mbar evakuiert, die *TE-Messung* wird (wie oben) durchgeführt; bei gleicher Temperatur der Druckraum evakuiert und zur *Leckratenmessung* bis 25 bar He-Gas aufgefüllt.
- ♦ Zur Aufwärmung des Prüflings wird das  $LN_2$  aus dem Kühlmantel herausgedrückt, der Vakuumraum mit 1,1 bar  $N_2$ -Gas gefüllt, mit Hilfe der elektrischen Strahlungsheizung und später durch vorgewärmtes  $N_2$ -Gas durch den Wärmetauscher die *Erwärmungsrate* von 30 K/h gesteuert.

Diese Temperaturzyklen werden noch dreimal wie beschrieben wiederholt. Der 5. Zyklus wird nach der  $LN_2$ -Abkühlung durch Einfüllen von LHe in den Druckraum fortgesetzt. Wenn der

Füllstand anzeigt, daß das Druckgefäß voll ist, wird bei nahezu 4 K die *Teilentladung* aufgezeichnet und die *Leckrate* bei Druckerhöhung bis 25 bar (He-Abgas gesperrt) gemessen.

Die anfänglichen TE-Messungen bei 77 K und 293 K sind unter diesen Bedingungen zu wiederholen, um eventuelle Veränderungen ermitteln zu können:

- ♦ Erwärmen auf über 77 K, evakuieren des Vakuumraums und Druckraums (vom He) und Füllen des Druckraums mit 2 bar  $N_2$ ,
- ♦ nun die Aufzeichnung der *TE-Messung* bei  $T > 77$  K,
- ♦ nach weiterem Erwärmen auf Raumtemperatur *TE-Messung* bei 293 K.

Außerhalb des Kryostaten kann zum Vergleich nochmals eine TE-Messung bei Raumtemperatur durchgeführt werden, darüberhinaus erfolgt außerhalb des Kryostaten die Beaufschlagung des Prüflings mit *doppelter Nennspannung* (46 kV DC oder 32 kV AC) während einer Minute, bei gleichzeitiger TE-Überwachung.

#### 5.3.4 Die Teilentladungsmessungen

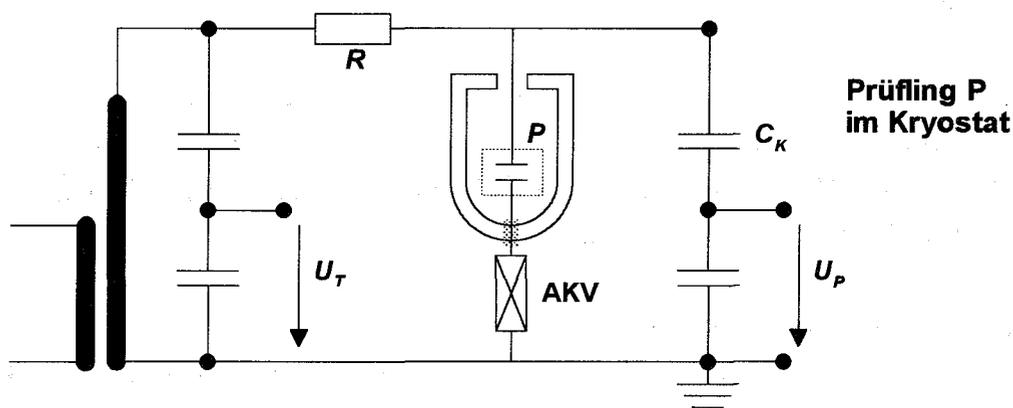


Abbildung 5.8: Prüfkreis für TE-Messungen am radialen Potentialtrenner.

Der Aufbau des TE-Prüfkreises erfolgte gemäß IEC 270/[34] 1981/, wobei der Ankoppelvierpol (AKV) in Serie zu dem im Kryostat befindlichen Prüfling lag, *Abb. 5.8*. Als TE-Meßgerät kam der TE-Detektor *HAEFELY Typ PD 561* zum Einsatz, dessen Eingangssignal über den *AKV Typ 565* ausgekoppelt wurde. Dem TE-Detektor nachgeschaltet war eine eigens für diese Art der Messungen entwickelte rechnergestützte Meßwerterfassung (*HP 9000-Rechner, 9070A-Plotter*), die die Aufnahme und Ausgabe charakteristischer Spannungs-Ladungs-Diagramme ermöglichte (vgl. *Abb. 5.9*).

### 5.3.5 Ergebnisse (Prototyp RB 13)

Die Teilentladungen wurden - mit Ausnahme des Prüfspannungstests ( $2 \cdot U_N$ ) - bis 23 kV Scheitelspannung (Nennspannung) gemessen, höhere Spannungswerte wurden hier vermieden, um keine Teilentladungsüberlastung im Isolierstoff zu provozieren.

Die Meßergebnisse des Prototyp-Trenners RB 13 sind in *Tab. 5.2* zusammengefaßt. Die sechs in *Abb. 5.9* wiedergegebenen Spannungs-Ladungs-Diagramme verdeutlichen u.a. die Temperaturabhängigkeit der TE-Messungen. Aufgetragen ist zum einen die Spannung am Prüfling  $U_P$  über der Spannung am HS-Transformator  $U_T$  (Winkelhalbierende) sowie die maximale TE-Amplitude  $Q_P$  über  $U_T$ . Der beim Zurückfahren der Spannung gemessene Ladungsverlauf ist jeweils strichliniert abgesetzt.

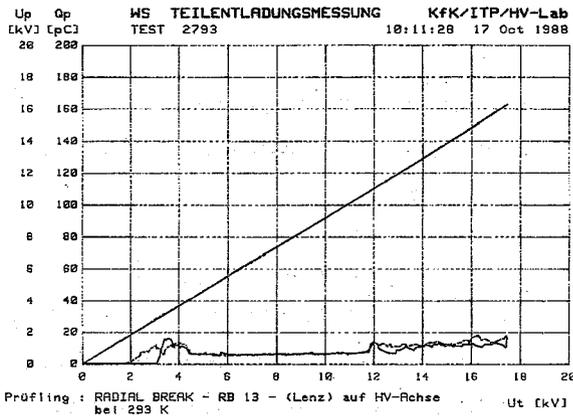
Zustand	Temperatur	TE (1 pC) Einsatzspg.	TE-Wert bei 23 kV Nennspg.	Leckrate (25 bar He) [mbar · l/s]
neu	293 K	4,2 kV	15 pC	$0,5 \cdot 10^{-8} \text{ }^1$
3. Zykl.	77 K	> 23 kV	-	-
5. Zykl.	4 K	> 23 kV	-	$< 1,8 \cdot 10^{-8} \text{ }^1$
5. Zykl.	85 K <sup>2)</sup>	3 kV	18 pC	-
danach	293 K <sup>3)</sup>	4,2 kV	15 pC	-
Prüfspannungstest	in Luft 293 K	-	bei 46 kV 1,8 nC	-
<sup>1</sup> einschließlich Kapton-Dichtring				
<sup>2</sup> mit möglichen He-Restanteilen				
<sup>3</sup> nach 50 h Evakuierung				

*Tabelle 5.2: Ergebnisse der Vorversuche am radialen Prototyp-Potentialtrenner RB 13.*

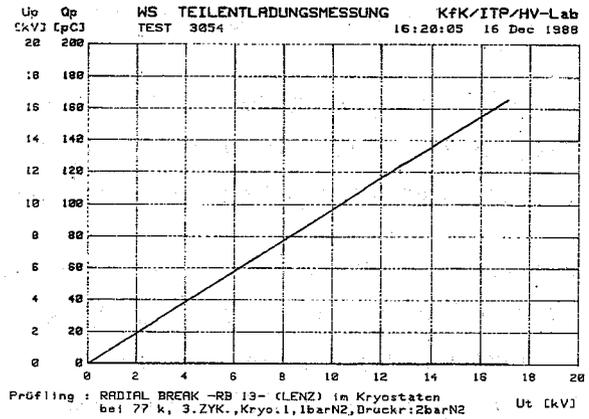
Die Ergebnisse lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- ♦ Der getestete Potentialtrenner arbeitet bei 4 K und Nennspannung teilentladungsfrei.
- ♦ Der Potentialtrenner erzeugt Teilentladungen bis zu 20 pC bei Raumtemperatur und relativ geringen Spannungen.
- ♦ Eine merkliche Teilentladungserhöhung setzt bei Raumtemperatur bereits unterhalb der Prüfspannung von 46 kV ein. Bei 4 K wurde die Prüfspannung nicht angelegt.
- ♦ Der Potentialtrenner zeigt neu und nach dem Testzyklus bei Raumtemperatur keine Veränderung.
- ♦ Die Leckrate war niedriger als  $1,8 \cdot 10^{-8}$  mbar·l/s bei 4 K (es wurde bei dieser Messung die Leckrate der Kaptondichtung miterfaßt).

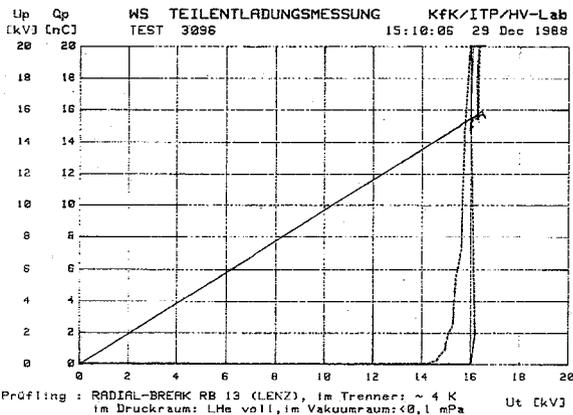
Der hier getestete Prototyp-Potentialtrenner hat als erster von 6 verschiedenen POLO-Prototypentrennern die gestellten Anforderungen im ersten Anlauf erfüllt. Der Potentialtrenner könnte ein "Typenschild" gemäß *Tab. 5.3* führen.



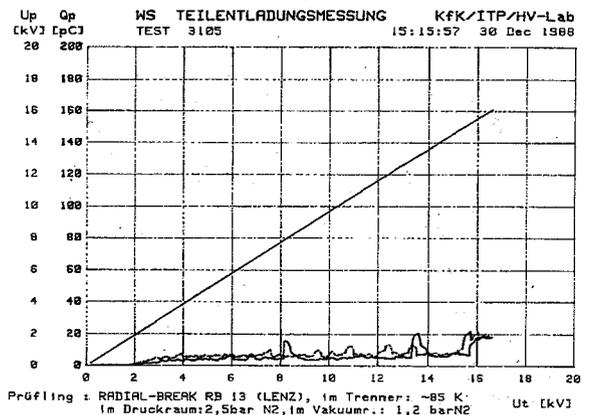
(a)  $T = 293\text{ K}$ , vor dem Abkühlzyklus



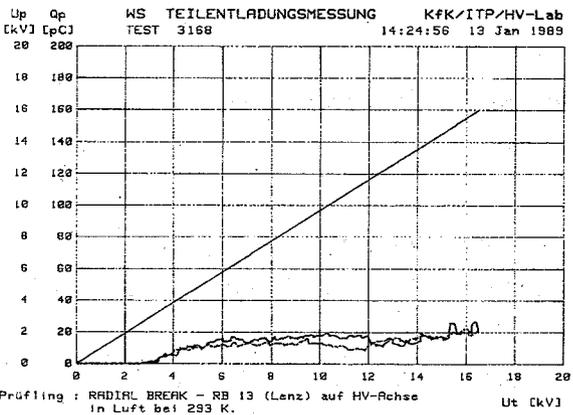
(b)  $T = 77\text{ K}$



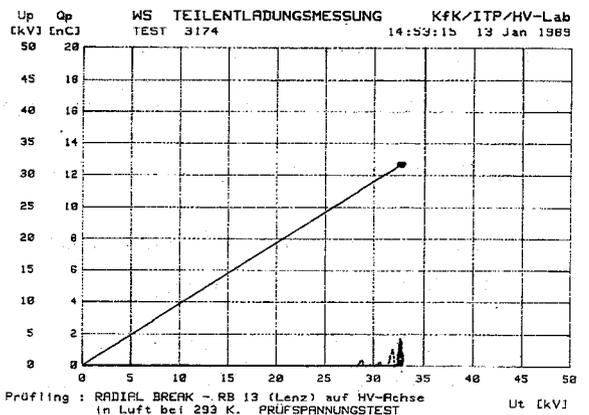
(c)  $T = 4\text{ K}$  (TE bei 16 kV im Vakuumraum)



(d)  $T = 85\text{ K}$ , TE durch He-Rückstände



(e)  $T = 293\text{ K}$ , nach den Abkühlzyklen



(f)  $T = 293\text{ K}$ , "Prüfspannungstest": 1 Min. 32 kV<sub>eff</sub>

Abbildung 5.9: TE-Messungen am radialen Prototyp-Potentialtrenner RB 13 bei unterschiedlichen Temperaturen. Darstellung in Form von Spannungs-Ladungs-Diagrammen.

Herstellungsjahr:	1988
Betriebstemperatur:	4 bis 300 K
Temperaturänderung:	bis 30 K/h
max. Betriebsdruck:	25 bar
Dichtheit (25 bar He, 4 K):	$< 1,8 \cdot 10^{-8}$ mbar·l/s
Nennspannung:	23 kV
Prüfspannung:	46 kV DC, 1 min.
Teilentladung bei Nennspannung:	$< 0,2$ pC (4 K) bzw. $< 20$ pC (293 K)

Tabelle 5.3: "Typenschild" des radialen Potentialtrenners. Prototyp RB 13.

## 5.3.6 Serienprüfungen und Ergebnisse (RB 21-23)

Drei radiale Potentialtrenner wurden tatsächlich für den Einbau in den Endverschlüssen der POLO-Modellspule benötigt. Ihr Testprogramm orientierte sich im wesentlichen an den bereits beschriebenen erfolgreich durchgeführten Prüfabläufen des Prototyptrenners. Es wurden jeweils Leckagemessungen bei bis zu 25 bar im Druckraum sowie TE-Messungen durchgeführt. Die maximale Höhe der jeweils erreichbaren Prüfspannung wurde dabei durch die Prüfvorrichtung begrenzt (äußere Überschläge). Aufgrund der zufriedenstellenden Vorversuche wurden die Serientrenner nur noch mit jeweils einem Druckzyklus pro Tieftemperaturniveau beaufschlagt. Tab. 5.4 gibt die Prüfergebnisse im einzelnen wieder.

	Scheinbare Ladung $q$ in pC					Leckage $L$ in $10^{-8}$ mbar l s $^{-1}$				
	bei $U =$	16 kV	20 kV	24 kV	28 kV	32 kV	bei $p =$	10 bar	20 bar	25 bar
<b>RB 21</b>										
$T = 293$ K		50	100	$\circ^1$				6	4	3
$T = 77$ K		60	100	2000	$\circ^1$			1,1	1,1	1,1
$T = 4,2$ K		$< 0,2$	$< 0,2$	20	$\sim 200$	$\circ^1$		(10 $^5$ , Kaptondichtung)		
$T = 293$ K		40	100	$< 1000$	$\circ^1$			1,5	1,4	1,3
<b>RB 22</b>										
$T = 293$ K		$< 0,2$	10	$< 1000$	$\circ^1$			130	130	130
$T = 77$ K		100	200	$< 1000$	$\circ^1$			1	1	1
$T = 4,2$ K		40	100	$< 1000$	10000	$\circ^1$		1	1	1
$T = 293$ K		$\sim 1$	10	$< 1000$	10000	$\circ^1$		1	1	1,3
<b>RB 23</b>										
$T = 293$ K		$< 0,2$	$< 0,2$	$\sim 100$	$\circ^1$			60	60	60
$T = 77$ K		$< 0,2$	2	10	$< 1000$	$> 20000$		5,2	5,3	5,4
$T = 4,2$ K		$< 0,2$	$< 0,2$	$\sim 1$	$\sim 5$	10		3,4	4,3	4,5
$T = 293$ K		$< 0,2$	10	25	$> 20000$			2,5	2,1	2,2

<sup>1</sup> Begrenzung der maximal erreichbaren Prüfspannung durch äußere Überschläge der Prüfvorrichtung.

Tabelle 5.4: Ergebnisse der TE- und Leckage-Messungen an den drei radialen HS-Potentialtrennern für die POLO-Modellspule (Serie).

(Quelle: Anlagen zum internen Prüfbericht Nr. 86/90 HBT/QS v. 28.3.1990)

## 5.4 Chronologie der Entwicklungs- und Testphasen

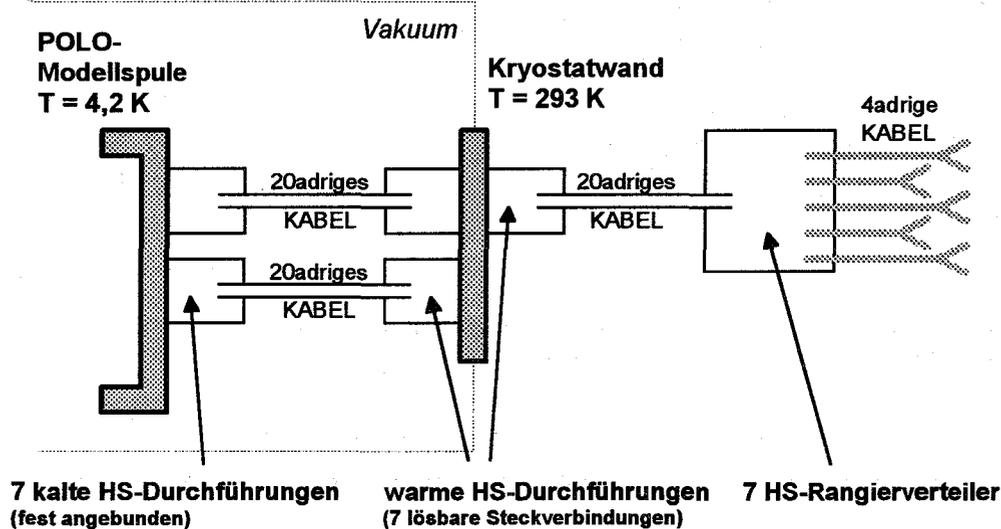
Zeitraum	KfK-Aktivität	GEC Alsthom-Aktivität
Dezember 1986	Erste Konstruktionszeichnung des radialen Trenners, bereits weitgehend identisch mit der Endversion.	
April 1987	KfK gibt numerische elektrostatische Feldberechnungen in Auftrag.	
Januar 1988	Favorisierung der GFK-Variante (glasfasergefüllter Epoxidharzverguß), Entwicklung der Prüfvorrichtung (inkl. Kontrollvakuum für Leckagemessungen).	Papier/Epoxy-Variante
März 1988	Lenz-Prototyp RB 11, TE-Einsatzspannung $U_i = 6$ kV.	Deutlich geringere TE-Aktivität bei der Papier/Epoxy-Variante.
April 1988	GFK vakuumimprägniert: geringere TE, aber undicht nach Abkühlung. GFK-Naßwickel (RB 11): dicht, $L = 10^{-4}$ mbar l/s (10 bar, 293 K).	Papier/Epoxy-Variante undicht.
Mai 1988	$L < 2 \cdot 10^{-9}$ mbar l/s (25 bar)	
Juni 1988	GFK-Trenner (RB 11) undicht nach Abkühlung, reparierte Version: $L < 10^{-9}$ mbar l/s (25 bar, 77 K).	Papier/Epoxy-Version wird verworfen.
November 1988	2. Prototyp RB 13: Kombination aus Glasgewebe und Filamentwickel, $L = 10^{-8}$ mbar l/s, $U_i = 12$ kV.	Weitere Untersuchungen an modifizierten Trenner-Varianten unterschiedlicher Unterlieferanten.
Januar 1989	Abkühlung von RB 13 (Naßwickel): $L = 1,8 \cdot 10^{-8}$ mbar l/s (25 bar, 6 K)	
Februar 1989	Prototyptests erfolgreich abgeschlossen, Zeichnung an G.A. <sup>1</sup>	
Februar 1990	Abschluß der "Serientests" der drei für den Einbau in der POLO-Modellspule vorgesehenen radialen Trenner RB 21-23.	
Mai 1992	Beistellung der drei radialen Trenner RB 21-23 an G.A..	

<sup>1</sup> GEC Alsthom, Belfort, Frankreich

**Tabelle 5.5: Chronologie der Entwicklungs- und Testphasen des radialen Hochspannungs-Potentialtrenners der POLO-Modellspule. (Quelle: Protokolle "Technical Progress Meetings" KfK / GEC Alsthom, interne Aufzeichnungen)**

## 6 Die Hochspannungs-Instrumentierung

Für die Signalführung der auf Hochspannung liegenden Sensoren der POLO-Modellspule (z.B. Temperaturfühler, Potentialabgriffe) wurde ein Meß- bzw. Instrumentierungskabel benötigt, welches den elektrischen Prüfbedingungen der POLO-Modellspule (z.B. 46 kV DC) genügte. Die Entwicklung umfaßte ebenfalls Hochspannungs(HS)-Durchführungen bzw. Endverschlüsse für ein solches HS-Instrumentierungskabel. *Abb. 6.1* zeigt schematisch den Aufbau der Instrumentierung sowie die HS-Komponenten, die für dieses Konzept erforderlich sind und nachfolgend beschrieben werden.



*Abbildung 6.1: Schematische Darstellung des Instrumentierungskonzepts für die POLO-Modellspule.*

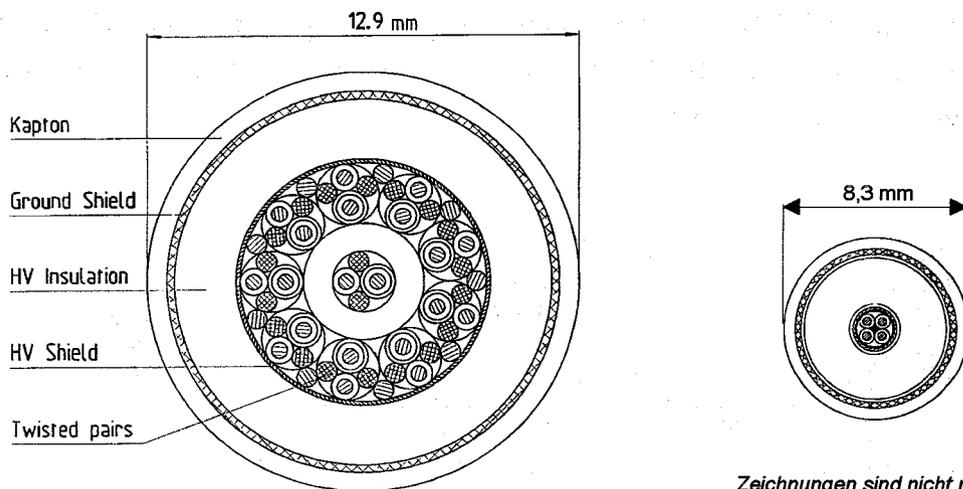
### 6.1 Das Hochspannungs-Instrumentierungskabel

Die Entwicklung des HS-Instrumentierungskabels erfolgte in enger Zusammenarbeit des Forschungszentrums Karlsruhe (ITP) mit der Firma GORE<sup>15</sup>. Gemäß dem Konzept nach *Abb. 6.1* wurden insgesamt sieben 20adrige Kabelführungen benötigt sowie vielfache 4adrige Kabelführungen zwischen Rangierverteiler und nachfolgenden Trennverstärkern. Nur die 20adrigen Instrumentierungskabel wurden bei tiefen Temperaturen eingesetzt.

*Abb. 6.2* zeigt den Querschnitt des koaxialen Kabelaufbaus. Im Zentrum des Kabels liegen 20 Adern, die paarweise miteinander verdreht sind, sowie ein Füller aus KEVLAR® zur Optimierung des kreisrunden Aufbaus. Der innere HS-Schirm setzt sich aus einem geflochtenen Messingschirm und einer außen aufgetragenen potentialformenden Schicht aus dotiertem GORE-TEX®-Band zusammen. Als *Isolationsschicht* kommt koronabeständiges PTFE (Teflon) mit einer Nominal-Wandstärke von 2 mm zum Einsatz, das in ca. 20 Durchläufen aufgewickelt

<sup>15</sup> W. L. Gore & Co. GmbH, Pleinfeld

und anschließend in einem Salzbad "ausgebacken" wurde. Analog zum Hochspannungsbereich wird für den Außenschirm (Erdpotential) zunächst die potentialformende Schicht aufgebracht (GORE-TEX®-Band) und anschließend der geflochtene Messingschirm. Letzterer wird außen durch eine Kapton- und PFA-Isolation geschützt. In ähnlicher Weise ist das 4adrige Kabel aufgebaut (kleine Darstellung in *Abb. 6.2*).



Zeichnungen sind nicht maßstabsgetreu!

**Abbildung 6.2: Querschnitt durch das koaxial aufgebaute Hochspannungs-Instrumentierungskabel für die POLO-Modellspule. Große Abbildung: 20adrig; kleine Abbildung: 4adrig.**

Die höchste Feldstärke  $E$  innerhalb eines koaxial aufgebauten Kabels tritt an dem Innenleiter (Radius  $a$ ) auf und berechnet sich in Abhängigkeit von der anliegenden Spannung  $U$  gemäß

$$E(a) = \frac{U}{a \cdot \ln \frac{b}{a}}, \quad b > a \quad (6-1).$$

Für das 20adrige Kabel ist der Radius des Innenschirms  $a \approx 3$  mm und der des Außenschirmes  $b \approx 5$  mm, d.h.  $E(a) \approx 15$  kV/mm bei  $U_N = 23$  kV. Für das 4adrige Kabel mit  $a \approx 0,7$  mm und  $b \approx 2,7$  mm berechnet man  $E(a) \approx 24,3$  kV/mm bei  $U_N = 23$  kV.

Die elektrische Feldstärke  $E(r)$  wird - ausgehend vom inneren Messingschirm ( $r = a$ ) - zwar radial nach außen hin kleiner, so daß die Isolationsanordnung mit einer Isolationsdicke von 2 mm ausreichend dimensioniert ist. Jedoch wird direkt am Innenleiter des 4adrigen Kabels eine Feldstärke erreicht, die bereits die allgemein anzusetzende elektrische Festigkeit von Teflon in Höhe von  $E_{krit} = 25$  kV/mm erreicht. Fertigungstechnisch bedingte Unsymmetrien der Kabelgeometrie haben lokal noch stärker beanspruchte Isolationsbereiche zur Folge.

Die elektrischen Abnahmeprüfungen der Instrumentierungskabel bestanden in der Beaufschlagung mit

- ♦ 50 kV DC, 1 Minute,
- ♦ 16 kV AC, 1 Minute und

- ♦ 20 kV AC, 10 Sekunden.

Die Kabelenden steckten während der Prüfung in langgestreckten Ölbehältern. Die aus der Fabrikation heraus fehlerfreien Kabellängen variierten beim 20adrigen Kabel zwischen 30,4 m und 71,4 m sowie beim 4adrigen Kabel zwischen 56,6 und 122 m. Alle Kabellängen wurden einzeln geprüft und erfüllten die geforderte Spezifikation einer TE-Aktivität von  $q < 1 \text{ nC}$  bei  $20 \text{ kV}_{\text{eff}}$ .

Die Merkmale der beiden Kabeltypen sind in *Tab. 6.1* zusammengestellt.

	<b>20adrig</b> (01-917 Rev. D v. 24.7.90)	<b>4adrig</b> (GSC 7163 v. 24.7.90)
Kabeldurchmesser	12,9 mm	8,3 mm
zulässiger Biegeradius (fest/bewegt)	65 mm / 130 mm	42 mm / 83 mm
<i>Isolation der Adern untereinander:</i>		
Betriebsspannung	max. $500 \text{ V}_{\text{ef}}$	
Prüfspannung	$1,5 \text{ kV}_{\text{ef}}$	
Kapazität Ader/Ader	85 pF/m	70 pF/m
<i>HS-Isolation zwischen den Schirmen:</i>		
Prüfspannung	50 kV DC 1 min. 16 kV AC 1 min. 20 kV AC 20 sec.	
TE-Grenzwert	$\leq 1 \text{ nC}$ bei 20 kV AC	
Kapazität Schirm/Schirm	242 pF/m	109 pF/m
<i>Isolation des Außenmantels:</i>		
Prüfspannung	$3 \text{ kV}_{\text{ef}}$ (Sparktest)	

**Table 6.1: Charakteristische Merkmale der HS-Instrumentierungskabel.**

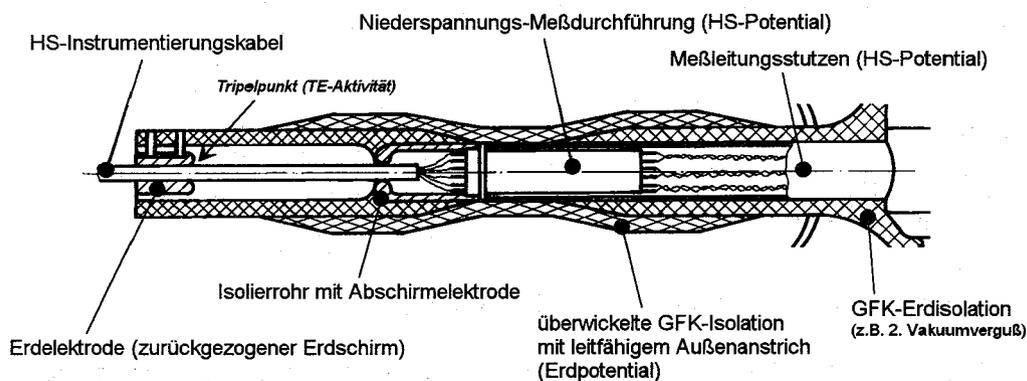
Die Entwicklung der oben beschriebenen Kabeltypen erforderte zahlreiche Entwicklungsschritte, deren Erkenntnisse im folgenden zusammengefaßt werden sollen:

- ♦ Der anfänglich gewählte Aufbau mit einer Kaptonisolation zwischen den geflochtenen Messingschirmen zeigte bereits bei Spannungen von  $5 \text{ kV}_{\text{ef}}$  Teilentladungen (TE), welche durch die Lufteinschlüsse zwischen dem Kapton verursacht wurden / [35] JESKE et al. 1989/.
- ♦ Der innere Schirm wurde durch ein elektrisch leitendes GORE-TEX®-Band ersetzt. Zusätzlich wurden Beilaufdrähte zur Potentialführung eingebracht. Diese Version führte bereits bei  $26 \text{ kV}_{\text{ef}}$  zum Durchschlag. / [35]/.
- ♦ Eine weitere Variante bestand in der Extrudierung einer leitfähigen PFA-Schicht auf den inneren Messingschirm. Hier ergaben sich im Verlauf der weiteren Fertigungsschritte (Extrudieren der PFA-Isolationsschicht) Schwierigkeiten infolge von Ausgasungen der leitfähigen Schutzschicht, so daß es zur Ansammlung von Gasblasen in der Isolationsschicht kam / [35]/.

- Bei der Fertigung größerer Kabellängen stellte sich heraus, daß das Extrudieren des zunächst als HS-Isolation gewählten PFA infolge von unreinem Ausgangsmaterial und eingeschlossnen Luftblasen fertigungstechnisch nicht beherrschbar war. Diese Schwierigkeiten mündeten letztendlich in der Verwendung der oben beschriebenen CR-PTFE-Hochspannungsisolation ("koronafreies Teflon").

## 6.2 Die "kalte" Hochspannungsinstrumentierungsdurchführung

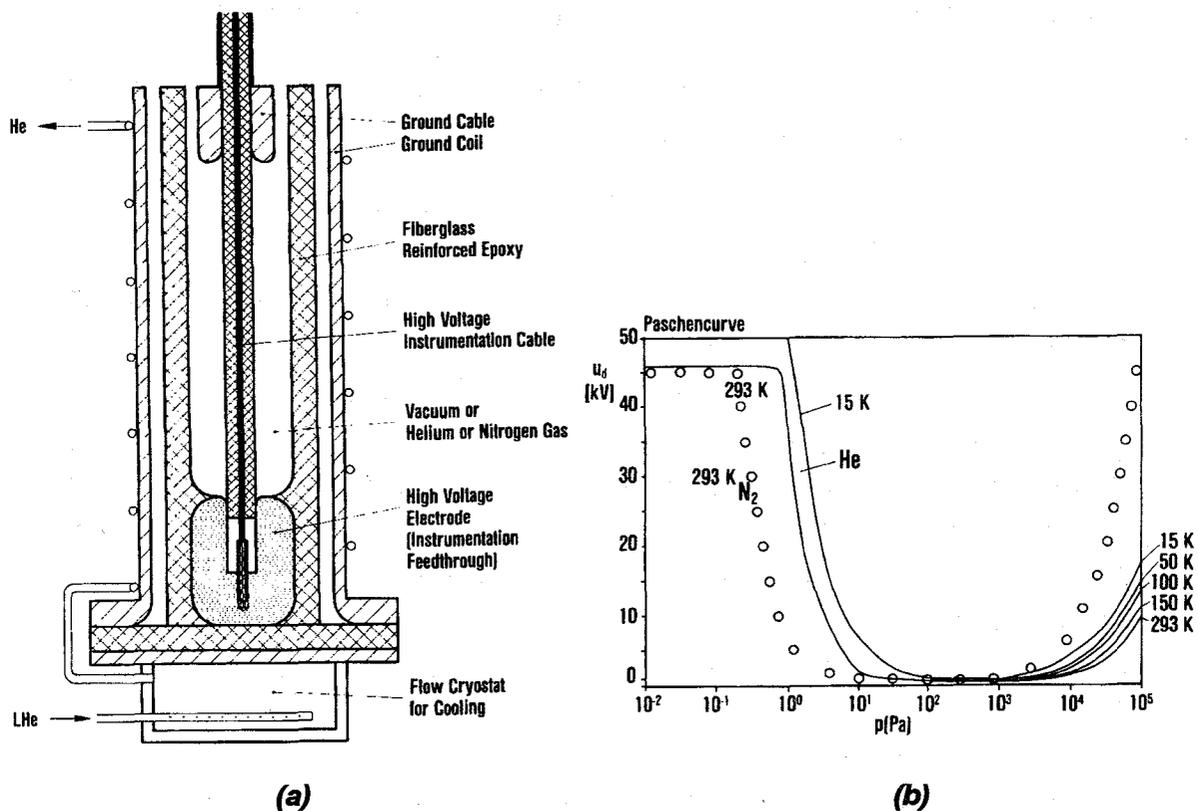
Der hochspannungstechnische Teil der kalten HS-Instrumentierungsdurchführung ist keine Durchführung im eigentlichen Sinne, sondern eine reine Potentialsteuer- bzw. Abschirmelektrode mit aufgebrachtem Isolierrohr. Die eigentliche vakuum- und heliumdichte Durchführung der Meßleitungen aus der Spule heraus liegt im feldfreien Raum, d.h. hat neben der Dichtheit nur Niederspannungsaufgaben zu erfüllen ("Niederspannungs-Meßdurchführung"). *Abb. 6.3* verdeutlicht den Einsatz der kalten HS-Instrumentierungsdurchführung am Beispiel eines Endverschlusses der POLO-Modellspule (Übergang zur Stromzuführung, siehe auch *Abb. 2.4*).



**Abbildung 6.3: Einsatz und Aufbau der kalten HS-Instrumentierungsdurchführung.**

Die aus hochspannungstechnischer Sicht besondere Problemstellung der kalten HS-Instrumentierungsdurchführung liegt in der Verbindung von unterschiedlichen Isolationsmaterialien. Im Fall der POLO-Modellspule handelt es sich dabei um den glasgefüllten Epoxidharzverguß des Spulenkörpers (GFK) und um die HS-Isolation des Instrumentierungskabels aus Teflon. Beide Materialien können unter den gegebenen kryogenen Randbedingungen nicht unmittelbar miteinander verbunden werden (mangelhafte Adhäsion, unterschiedliche Ausdehnungskoeffizienten, vgl. *Abb. 2.7, Tab. 2.3*). Somit wurde als Lösung eine Vakuum-Isolationsstrecke eingeführt, die die GFK- und die Teflon-Isolation voneinander trennt. Zur elektrischen Festigkeit wird das thermischen Isolationsvakuum im Kryostaten ausgenutzt bzw. die dort gegebene Oberflächenfestigkeit entlang des Kabels (axial). In radialer Richtung wird die Spannungsfestigkeit gegenüber Erdpotential durch ein GFK-Rohr gewährleistet, dessen Wanddicke 10 mm beträgt ( $E_{krit} \approx 15 \text{ kV/mm}$ ).

Durch eine geeignete Potentialführung kann das Hochspannungs-Instrumentierungskabel so an die Spule angeschlossen werden, daß für den Hochvakuumbereich  $p \leq 10^{-2}$  mbar und im atmosphärischen Bereich  $p \geq 1$  bar eine ausreichend hohe Überschlagsfestigkeit vorhanden ist. *Abb. 6.4 (a)* zeigt ein Modell der Potentialführung, das nach dem gleichen Prinzip wie die Original-Kabelanschlüsse der Modellspule aufgebaut ist, und mit dem bei variablen Drücken und Temperaturen die Überschlagsspannung gemäß *Abb. 6.4 (b)* gemessen werden konnte. Die axiale Isolationslänge entlang der PTFE-Kabelisolation innerhalb des Bauteils (Erdschirm zurückgezogen) beträgt ca. 120 mm ( $\Rightarrow$  Oberflächenfestigkeit im Hochvakuum bei Raumtemperatur: ca. 375 V/mm) / [8] FÖRSTER et al. 1990/.



**Abbildung 6.4 (a):** Nachbildung der Potentialführung für den Anschluß des HS-Instrumentierungskabels an die Modellspule auf kryogenem Temperaturniveau, zur Ausmessung der elektrischen Festigkeit.

**(b):** Charakteristischer Verlauf der Durchschlagsspannung über dem Druck für unterschiedliche Temperaturen, gemessen an der Nachbildung gem. *Abb. (a)*. Durchgezogene Linien: Helium; einzelne Kreise: Stickstoff.

Die Fertigung sowohl der Niederspannungs-Meßdurchführung als auch des GFK-Rohres mit eingewickelter Abschirmelektrode erfolgte durch die Firma Lenz<sup>16</sup>. Der Verguß der Meßdurchführung erforderte eine hohe handwerkliche Fertigkeit und die genaue Einhaltung des Mischungsverhältnisses (gefülltes Epoxidharz), das sich nach mehreren Vorversuchen und

<sup>16</sup> Lenz Kunststoffverarbeitung, D-71083 Herrenberg

Dichtheitsprüfungen bei 4,2 K als geeignet herausgestellt hat. Das GFK-Rohr wurde in der bewährten Filamentwickeltechnik gefertigt (vgl. axialer und radialer HS-Potentialtrenner).

Im Falle der POLO-Modellspule ist die Zeitkonstante eines Vakuumzusammenbruchs im Kryostaten groß gegenüber der Zeitkonstanten der Sicherheitsentladung, innerhalb der die gesamte Energie bei moderaten Spannungswerten aus der Spule ausgekoppelt wird. Dadurch ist gewährleistet, daß die Sicherheitsentladung nicht im Bereich des Paschenminimums ausgelöst wird. Trifft diese Bedingung nicht mehr zu, d.h. kann während einer länger andauernden Entladung eines Magneten ein Vakuumzusammenbruch auftreten, so ist für die kalte Instrumentierungsdurchführung ein eigener Kontrollvakuumraum erforderlich, der unabhängig vom Druck des Tankvakuums ist (Schirmvakuum). Das für die HS-Festigkeit der Anordnung erforderliche Vakuum ist dann unabhängig vom thermischen Isolationsvakuum des Kryostaten.

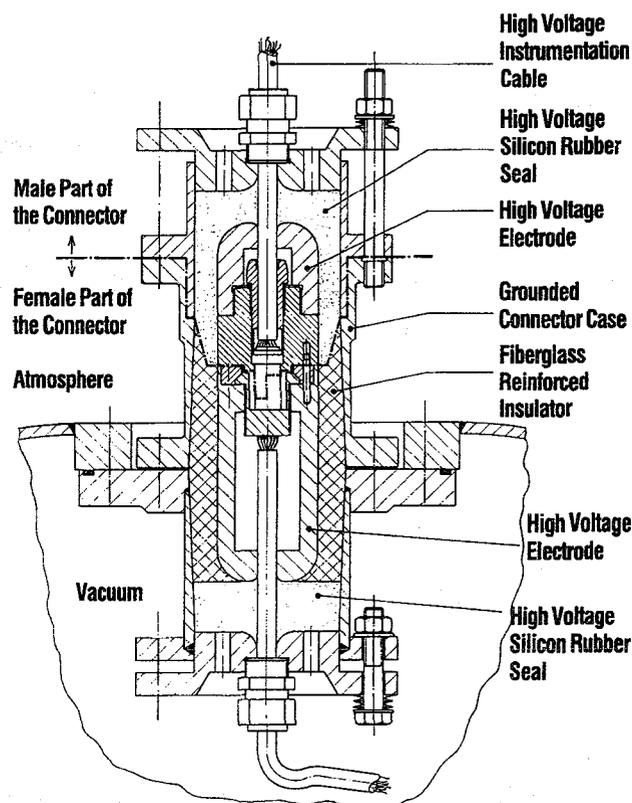
Der *Anschluß des HS-Instrumentierungskabels* an die Meßleitungen der POLO-Modellspule geschah in folgenden Schritten (vgl. dazu *Abb. 6.3*):

1. Verlöten der inneren Meßleitungen mit dem innenliegenden Ende der Niederspannungs-Meßdurchführung.
2. Vakuumdichte Verschweißung der Meßdurchführung in den Meßleistungsstutzen der Modellspule.
3. Befestigung der Erdelektrode am zurückgezogenen Erdschirm des HS-Instrumentierungskabels.
4. Aufschieben des Isolierrohres mit Abschirmelektrode auf das HS-Instrumentierungskabel.
5. Verlöten der einzelnen Instrumentierungsdrähte des Kabels mit der Meßleistungsdurchführung.
6. Aufschrauben des Isolierrohres bzw. der Abschirmelektrode auf den Meßleistungsstutzen.
7. Fixierung der Erdelektrode am Ende des Isolierrohres.
8. Überwickeln der Montagezone mit GFK-Isolation, Aushärtung des Epoxidharzes bei Raumtemperatur.
9. Aufbringen eines leitfähigen Anstrichs auf der GFK-Isolation (Erdpotential).

Der Bereich des Tripelpunktes an der Erdelektrode, die das Ende des zurückgezogenen Erdschirms des Kabels markiert, ist aufgrund der lokal hohen Feldstärken mit Teilentladungsaktivität behaftet. Dieser Bereich der HS-Isolation (Teflon) ist in seiner Hochspannungsfestigkeit sehr empfindlich gegenüber mechanischen Verletzungen der Isolation (wie sie z.B. durch unsachgemäßes Abisolieren beim Zurückziehen des Erdschirms verursacht werden könnte).

### 6.3 Die "warme" Hochspannungs-Instrumentierungsdurchführung (Steckverbindung)

Für die *Durchführung* des Instrumentierungskabels durch die Wand des *Kryostaten* (Raumtemperatur) wurde am Forschungszentrum Karlsruhe ein spezieller vakuumdichter Durchführungsstecker entwickelt, *Abb. 6.5*,/[14] FRIESINGER et al. 1991/. Diese Art der Steckverbindung stellte die Schnittstelle der Instrumentierung zwischen der Modellspule und der nachgeschalteten Meßwerterfassung dar (die HS-Instrumentierungskabel wurden bereits beim Hersteller der Spule mittels der kalten HS-Instrumentierungsdurchführung fest an die Modellspule angebunden). Außerdem ermöglichte die lösbare Steckverbindung separate HS-Prüfungen der Modellspule mit Blindsteckern, *ohne* daß die Messungen durch den gesamten Aufbau der Instrumentierung mit Rangierverteilern und Trennverstärkern (vgl. *Abb. 6.1*) beeinträchtigt wurden. Das Konzept der warmen HS-Instrumentierungsdurchführung nutzt Bauteile kommerziell erhältlicher Multipolstecker<sup>17</sup>, die sich in geeigneten Potentialführungselektroden befinden.



**Abbildung 6.5:** Hochspannungs-Instrumentierungs-Steckverbindung als Durchführung durch die Wand des Kryostaten.

Die Muffe ("female part") ist vakuumdicht mit der Kryostatwand verschraubt. Die HS-Elektrode ist über einen GFK-Wickel (Filamentwickeltechnik auf Epoxidharzbasis, Firma Lenz<sup>18</sup>) vakuumdicht mit dem Gehäuse der Muffe (Erdpotential) verklebt. Zur elektrischen

<sup>17</sup> Lemos GmbH, München

<sup>18</sup> Lenz Kunststoffverarbeitung, Herrenberg

Abdichtung der Isolationsstrecke entlang der HS-Isolation des Instrumentierungskabels (Erdschirm ist bis zum Gehäuse zurückgezogen und dort aufgelegt) wird der entsprechende Raum bei der ersten Montage mit Silikongummi vergossen. Das ausgehärtete Silikon kann später mit Hilfe einer speziellen Verschraubung der beweglichen Bodenplatte der Muffe soweit mechanisch komprimiert werden, daß keine elektrischen Überschlüge mehr entlang des Kabels auftreten (Anziehmoment der Schrauben: 30 Nm, Durchschlagspannung  $U_d > 70 \text{ kV}_{ef}$ ).

Die Steckerseite außerhalb des Kryostaten ("male part") besitzt keine GFK-Isolation. Hier ist die HS-Elektrode ganz in Silikongummi eingebettet. Nach Montage und gegenseitiger Verschraubung von Muffe und Stecker wird das Silikon hier ebenfalls durch die Verschraubung der entsprechenden Bodenplatte komprimiert. Das Lösen der Steckverbindung erfolgt in umgekehrter Reihenfolge, d.h. zuerst wird durch Lösen der entsprechenden Schrauben das Silikongummi im Steckerteil entspannt, anschließend werden Stecker und Muffe voneinander getrennt.

Muffe und Stecker sind jeweils mit unterschiedlichen Kabellängen des HS-Instrumentierungskabels verbunden:

- ♦ Muffe: 5-6 m Kabellänge, führt innerhalb des Kryostaten zur POLO-Modellspule,
- ♦ Stecker: 30 m Kabellänge, führt zu den Rangierverteilern mit nachgeschalteten Trennverstärkern und Meßwerterfassung.

Tab. 6.2 enthält die Pinbelegung der paarweise verdrehten Instrumentierungsdrähte des 20adrigen Kabels hinsichtlich des 22-poligen "Lemo"-Steckers im Inneren der warmen HS-Instrumentierungsdurchführung.

Pin-#	Farbe	Pin-#	Farbe <sup>1</sup>	Pin-#	Farbe	Pin-#	Farbe <sup>1</sup>
1	schwarz	2	natur	13	blau	14	natur
3	braun	4	natur	15	violett	16	natur
5	rot	6	natur	17	grau	18	natur
7	orange	8	natur	19	weiß	20	natur
9	gelb	10	natur	21	HS-Schirm	22	HS-Schirm
11	grün	12	natur				

<sup>1</sup> Es sind jeweils ein farbiger und ein naturfarbener Draht miteinander verdreht.

**Table 6.2: Pinbelegung und Farbcode für die Montage der HS-Instrumentierungskabel und der warmen HS-Instrumentierungsdurchführungen.**

Die Bezeichnung der Durchführungen der 7 Instrumentierungs-Kabelstränge der POLO-Modellspule richtet sich nach den entsprechenden Leiterverbindungen (DSV..., MAG...) bzw. Leiterendverschlüssen (LEV...) der Spule. Da bei den fertig montierten Garnituren aus den schweren Durchführungsmuffen/-steckern und teils größeren Kabellängen eine Zugentlastung an Muffe oder Stecker nur in eingeschränktem Maße vorhanden ist, muß bei der Handhabung

der Garnituren besonders darauf geachtet werden, daß keine unzulässigen Torsionskräfte auftreten und die zulässigen Biegeradien der Kabel nicht unterschritten werden (s. *Tab. 6.1*).

Bevor die HS-Instrumentierungskabel über die kalten HS-Durchführungen (s. Kap. 4.2) an die POLO-Modellspule fest angebunden wurden, erfolgte die Montage der warmen HS-Durchführungen an die Kabel. An den fertig montierten Durchführungen (Muffe bzw. Stecker) wurden umfangreiche Prüfungen vorgenommen, um die Funktion der Komponenten sicherzustellen bevor sie durch die feste Anbindung an die Spule selbst nur noch unter wesentlich erschwerten Bedingungen zugänglich waren. Die Prüfungen umfaßten:

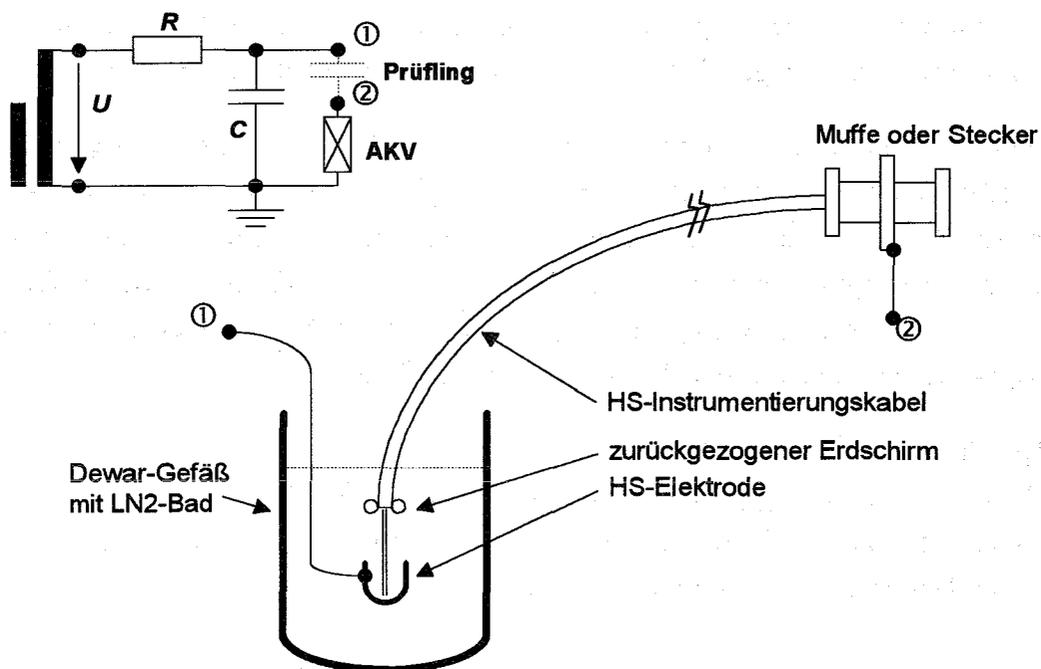
- ♦ Dichtheitsprüfungen der Muffen,
- ♦ elektrische Durchgangsprüfungen der Instrumentierungsdrähte,
- ♦ Isolationsprüfungen der Instrumentierungsdrähte untereinander (100 V) und
- ♦ Teilentladungs(TE)-Messungen bis  $U_{Prüf} = 20 \text{ kV}_{ef}$ .

### 6.3.1 Dichtheitsprüfung

Jede Muffe wurde mit ihrem Kabelstück in einem Vakuumbehälter plaziert, wobei die Muffe selbst in gleicher Weise wie später an der Kryostatwand mit dem Deckel des Vakuumbehälters vakuumdicht verschraubt war. Die Leckprüfung wurde in Form einer Konzentrationsanstiegs-Messung durchgeführt. Bei ausreichendem Unterdruck innerhalb des Vakuumbehälters wurde das herausstehende Ende der Muffe mit Heliumatmosphäre umgeben. Unter normalen Bedingungen stellte sich nach etwa 10 Minuten ein He-Konzentrationsanstieg innerhalb des Vakuumbehälters ein, für den die natürliche Permeation einer O-Ring-Dichtung verantwortlich war. Im Falle einer defekten Durchführung (LEV 920, GFK-Verklebung undicht) stellte sich der He-Konzentrationsanstieg im Vakuumbehälter sofort ein. Diese Durchführung mußte ersetzt werden (LEV 920R).

### 6.3.2 Teilentladungs(TE)-Messungen

Die TE-Messungen wurden mit dem Ziel durchgeführt, den Einfluß des komprimierten Silikonkummis nachzuweisen sowie etwaige Defekte innerhalb der HS-Instrumentierungskabel auszuschließen. *Abb. 6.6* zeigt den Prüfkreis und eine Skizze des Prüfaufbaus.



**Abbildung 6.6:** TE-Prüfkreis und Skizze des Prüfabaus für die fertig montierten Garnituren aus warmen HS-Instrumentierungsdurchführungen und Instrumentierungskabeln.  
(AKV: Ankoppelvierpol für TE-Messung).

Die TE-Aktivität an den offenen Enden der Kabel konnte durch Eintauchen der Kabelenden in flüssig Stickstoff ( $\text{LN}_2$ ) weitgehend unterdrückt werden. Die alternative Verwendung von Öl wurde wegen der damit verursachten Verunreinigung der Kabel (Kapillarwirkung) nicht in Betracht gezogen. Andererseits wirkte sich die Vereisung der Kabelenden in Folge des Abkühlens nachteilig auf die TE-Messungen aus. Desweiteren erscheint im Anschluß an die Prüfungen eine Kürzung der Kabelenden um die jeweils abgekühlte Länge sinnvoll, um Vorschädigungen der HS-Isolation des Kabels durch die Abkühlzyklen ausschließen zu können.

**Tab. 6.3** gibt die Ergebnisse der Messungen wieder. Im Fall der komprimierten Silikondichtungen (Anzugsmoment der Schrauben 30 Nm) traten bei der Nennspannung von  $16 \text{ kV}_{\text{ef}}$  keine Teilentladungen  $q > 1 \text{ nC}$  auf. Weiter waren bei den TE-Messungen keine Besonderheiten auffällig, die auf Defekte der HS-Kabelisolation hingedeutet hätten.

Zur Durchführung von Hochspannungsprüfungen bei offener Steckverbindung sind die jeweiligen Muffen oder Stecker mit hochspannungsfesten Blind-Gegenstücken zu verschließen.

	Dichtheitsprüfung <sup>1</sup>	elektrischer Durchgangstest	Isolationstest Ader/Ader <sup>2</sup>	TE-Messungen <sup>3</sup>							
				$U_{inc.} / kV$		$U_{ext.} / kV$		$q_{16 kV} / nC$		$q_{20 kV} / nC$	
				0 Nm	30 Nm	0 Nm	30 Nm	0 Nm	30 Nm	0 Nm	30 Nm
<b>MUFFEN (mit 5-6 m Kabel)</b>											
DSV 820	✓	✓	✓	6,5	7,5	6,3	6,8	0,8	0,3	2	0,3
DSV 860 A	✓	✓	✓	14	6,5	13,5	5	0,06	0,05	0,11	0,06
DSV 860 B	✓	✓	✓	6,8	8,5	7,5	7,5	1,2	0,3	1,15	0,8
MAG 840	✓	✓	✓	5	3	1	3	0,4	0,7	1,5	1,2
LEV 920	-	✓	✓	○ <sup>4</sup>	8	○	7,5	○	0,4	○	1,3
LEV 920 R	✓	✓	✓	6	6	5,8	5	0,4	0,4	1,7	1,2
LEV 960	✓	✓	✓	7,8	8,5	6,3	6,3	0,3	0,25	> 2	1,1
LEV 980	✓	✓	✓	1,8	7	4	6	1,3	0,5	1,3	0,7
<b>STECKER (mit 30 m Kabel)</b>											
DSV 820		✓	✓	1,5	7,8	0,1	4	> 2	1	> 2	1
DSV 860 A		✓	✓	2	4	0,1	3,5	> 2	0,5	> 2	0,5
DSV 860 B		✓	✓	1,7	12	0,1	10	> 2	0,35	> 2	0,25
MAG 840		✓	✓	5,5	6,2	5,5	4,5	> 2	0,38	> 2	0,9
LEV 920		✓	✓	1,5	9,8	0,1	9	> 2	0,3	> 2	0,7
LEV 920 R		✓	✓	6,2	8,5	5	8	> 2	0,45	> 2	0,7
LEV 960		✓	✓	9	9,5	7,7	6,5	> 2	0,9	> 2	1,1
LEV 980		✓	✓	9	4	4	3	> 2	0,6	> 2	1,1
<sup>1</sup> Empfindlichkeit der Dichtheitsprüfung: $1,5 \cdot 10^9$ mbar l/s. <sup>2</sup> Isolationstest: Isolationswiderstände > 40 MΩ bei 100 V. <sup>3</sup> $U_{inc.}$ = Einsatzspannung der TE bei ansteigender Spannung, $U_{ext.}$ = Aussetzspannung der TE bei abfallender Spannung, $q_{16 kV/20 kV}$ = Scheinbare Ladung bei 16 kV AC bzw. 20 kV AC, Angabe des Anzugmoments der Schrauben zur Komprimierung der Silikondichtung (Nm). <sup>4</sup> TE-Messung unter abweichenden Randbedingungen.											

**Tabelle 6.3: Ergebnisse der Prüfungen der fertig montierten Garnituren aus warmer HS-Instrumentierungsdurchführung und HS-Instrumentierungskabel.**

## 6.4 Der Hochspannungs-Rangierverteiler

Die jeweils 20 Adern der 7 Instrumentierungsstränge der POLO-Modellspule mußten entsprechend ihrer Belegung auf unterschiedliche Trennverstärker aufgelegt werden. Gemäß dem Schema in *Abb. 6.1* wurde für die Separierung und Verteilung der Meßleitungen für jeden Instrumentierungsstrang ein Rangierverteiler eingesetzt, der am Forschungszentrum Karlsruhe für diese spezielle Anwendung entwickelt wurde. Anhand von *Abb. 6.7* sollen Aufbau und Funktionsweise des HS-Rangierverters verdeutlicht werden.

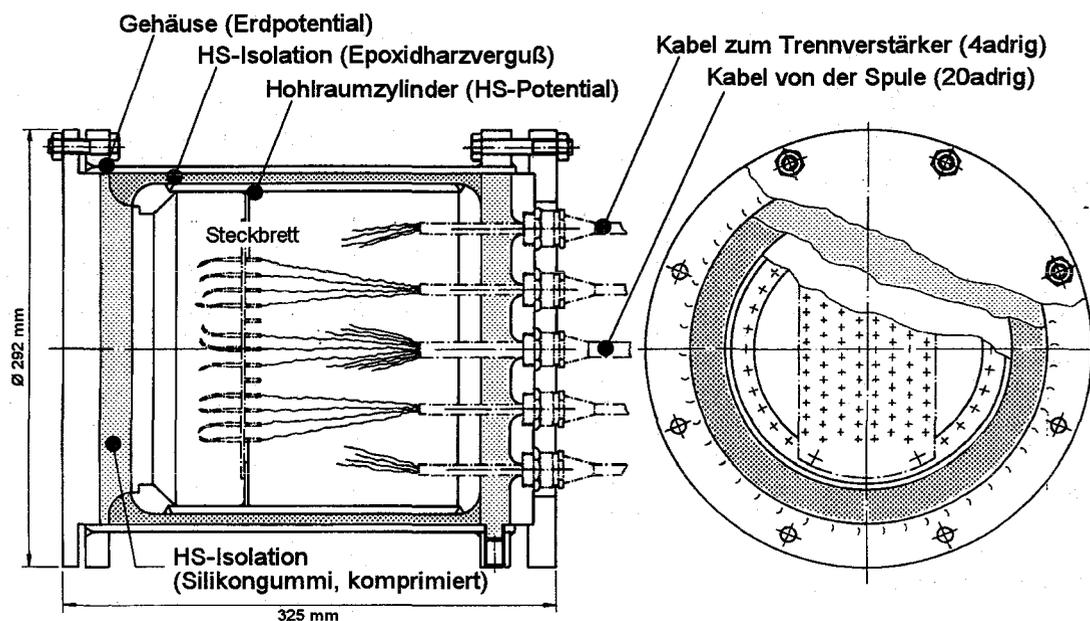


Abbildung 6.7: Aufbau des 23-kV-HS-Rangierverteilers.

Kernstück des Rangierverteilers ist ein innerer Hohlraumzylinder, der auf einer Stirnseite zu öffnen ist. Die gegenüberliegende Stirnseite enthält Bohrungen für die Einführung des 20adrigen Instrumentierungskabels sowie die Ausführung von vier bis fünf 4adrigen Kabeln. Dieser innere Hohlraumzylinder liegt auf HS-Potential (Kanten abgerundet) und ist mit seiner Mantelfläche über einen Epoxidharzverguß mit dem äußeren zylindrischen Gehäuse (Erddpotential) isolierend verklebt.

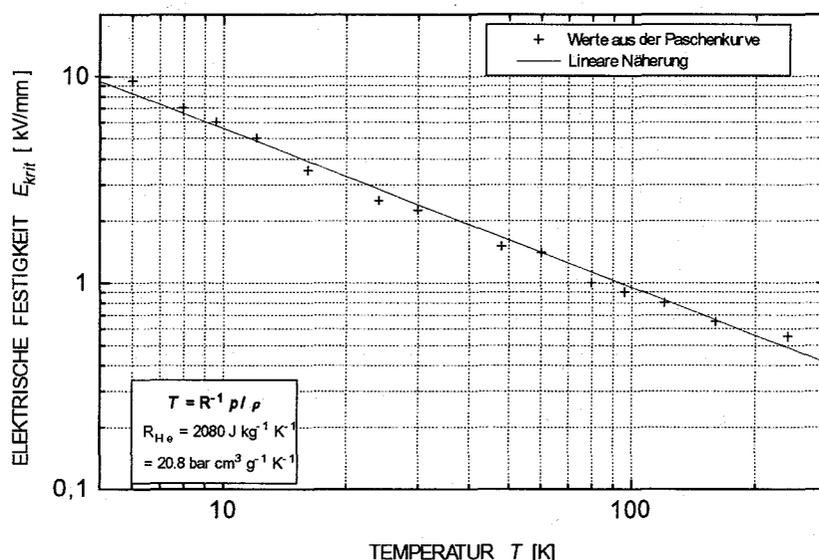
Der Erdschirm eines HS-Instrumentierungskabels endet an dem äußeren Gehäuse und der reine HS-Teil des Kabels (Meßleitungsdrähte mit umgebender HS-Isolation) läuft weiter in den inneren Hohlraumzylinder hinein. Die einzelnen Meßleitungsdrähte werden in diesem gegenüber HS abgeschirmten Raum auf einer Platine fest verlötet und sind über steckbare Brücken auf der anderen Seite der Platine beliebig rangierbar.

An den Stirnseiten befindet sich zwischen dem Hohlraumzylinder (HS-Potential) und dem äußeren Gehäuse (Erddpotential) ein Silikonverguß, der in ähnlicher Weise wie bei den warmen HS-Instrumentierungsdurchführungen (Kap. 6.3) nach dem Aushärten komprimiert wird und die HS-Festigkeit in diesem Bereich gewährleistet.

Auf der zu öffnenden Stirnseite des inneren Hohlraumzylinders kann der gesamte Rangierverteiler durch Lösen entsprechender Verschraubungen geöffnet werden und bleibt damit im Hinblick auf evtl. erforderliche Änderungen der Meßleitungsrangierung zugänglich.

## 7 Die Stromzuführungen

Um die drei Leiteranschlüsse der POLO-Modellspule aus dem Kryostaten herauszuführen, werden sog. *Stromzuführungen* eingesetzt. Sie müssen für mindestens den Nennstrom der Spule ausgelegt sein, müssen den Temperaturunterschied zwischen der supraleitenden Spule (4,2 K) und den normalleitenden Anschlüssen außerhalb des Kryostaten (Raumtemperatur) überbrücken und das Hochspannungspotential des Innenleiters gegenüber dem Erdpotential des Kryostatflansches elektrisch isolieren. Bei der Kühlung einer Stromzuführung mit Hilfe von Helium ist dabei der sehr geringen elektrischen Festigkeit des Heliums im warmen Bereich der Stromzuführung Rechnung zu tragen ( $U_d \approx 0,46$  kV/mm bei  $T = 293$  K). *Abb. 7.1* zeigt die Abhängigkeit der kritischen Feldstärke  $E_{krit}$  über der Temperatur  $T$  für Heliumgas bei  $p = 1$  bar.



**Abbildung 7.1:** Elektrische Festigkeit von Helium-Gas bei  $p = 1$  bar, abgeleitet aus der Paschenkurve nach [36]. ( $\rho|_{5K} = 10^{-2} \text{ g cm}^{-3}$ ;  $\rho|_{300K} = 1,6 \cdot 10^{-4} \text{ g cm}^{-3}$ )

Aus hochspannungstechnischer Sicht müssen die elektrisch kritischen Bereiche einer Stromzuführung durch entsprechende Potentialführung als abgeschirmter, feldfreier Raum ausgeführt werden, wobei die erforderliche Potentialabsteuerung in Bereiche höherer elektrischer Festigkeit verlagert werden.

Dieses Konzept ist bei der 30-kA-/23-kV-Stromzuführung berücksichtigt, die am Forschungszentrum Karlsruhe für den Betrieb der POLO-Modellspule entwickelt und in mehrfacher Ausführung gefertigt wurde ([37] HELLER et al. 1993/. *Abb. 7.2* zeigt den schematischen Aufbau der Stromzuführung. Der innere stromführende Cu-Zylinder wird von dem direkt angebundene Wärmetauscher umgeben (zur thermischen Auslegung siehe [38] KOMAREK 1995, [39] HELLER 1989/). Am unteren, kalten Ende befindet sich die Verbindung des Cu-Zylinders mit dem Endverschluß der POLO-Modellspule. Dieser gesamte Innenaufbau ist von einem

*Hochspannungskomponenten für die supraleitende Poloidal-feld-Modellspule POLO*

Hochspannungs(HS)-Durchführungsisolator umgeben, der den auf HS-Potential liegenden Innenteil der Stromzuführung gegenüber dem äußeren Flansch auf Erdpotential elektrisch isoliert.

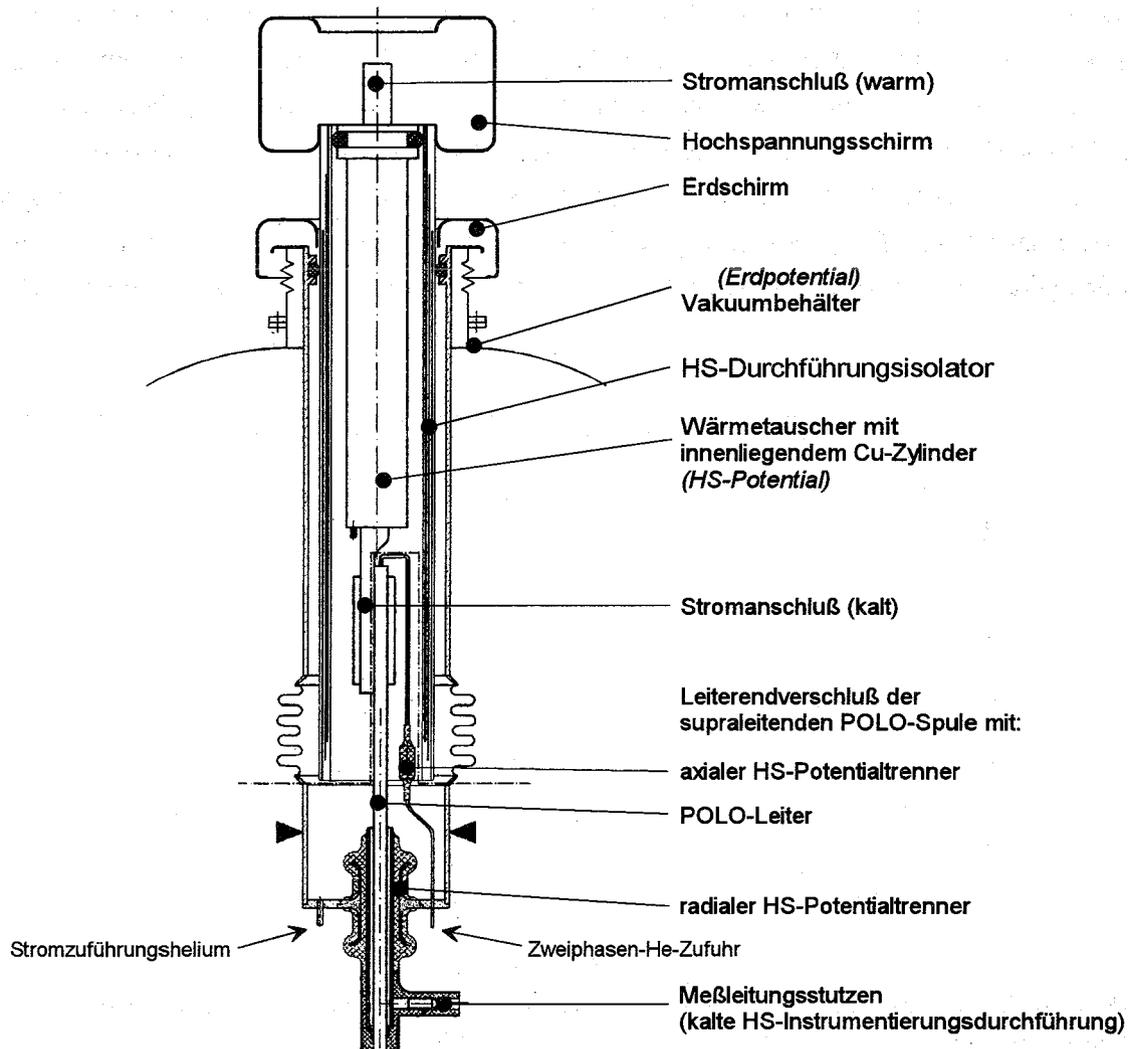


Abbildung 7.2: Schematische Darstellung des Aufbaus der 30-kA-/23-kV-Stromzuführung für die POLO-Modellspule. Im unteren Bereich Anbindung an den Leiterendverschluß, vgl. Abb. 2.4.

## 7.1 Der Hochspannungs-Durchführungsisolator

Der HS-Durchführungsisolator, der für die Stromzuführungen der POLO-Modellspule eingesetzt wurde, ist als kapazitiv gesteuerte Durchführung in Form eines 3 m langen Isolierrohres ausgeführt. Obwohl er als fester Bestandteil der kompletten Stromzuführung anzusehen ist, wurde er als eigenständiges Bauteil konzipiert. Dies hatte den wesentlichen Vorteil, auf bereits bestehende industrielle Fertigungstechniken zurückgreifen zu können.<sup>19</sup> Der Isolator besteht aus

<sup>19</sup> Hersteller: Hochspannungsgeräte Porz GmbH, Köln (ehem. Felten & Guilleaume)

phenolharzimprägniertem Krepp-Papier (Vakuuminprägung) mit einer Wandstärke von 25 mm bei einem Außenradius von 17,5 cm. Insgesamt sind vier Steuerelektroden in Form von Aluminiumfolien eingewickelt. Die potentialmäßige Absteuerung geschieht an den Isolatorenenden:

- ◆ am Raumtemperaturende außenseitig in Luftumgebung auf einer Länge von 235 mm,
- ◆ am Tieftemperaturende innenseitig in Heliumgas bei 3 bar und 4,2 K auf einer Länge von 70 mm.

In dem Zwischentemperaturbereich ist die elektrische Festigkeit alleine durch die definierte Festkörperisolation des Isolators gegeben.

Der innerste Potentialsteuerbelag des Durchführungsisolators liegt auf HS-Potential und schirmt den gesamten Raum innerhalb des Isolatorrohrs gegenüber elektrischen Feldern ab. Die mechanische Anbindung des Isolatorrohrs erfolgt alleine am oberen Raumtemperaturende der Stromzuführung. Gegenüber einer Isolation, die über die gesamte Länge der Stromzuführung fest mit dem Cu-Zylinder oder Wärmetauscher verbunden wäre (z.B. durch Aufwickeln oder Vergießen) werden so die Probleme unterschiedlicher relativer Ausdehnungen umgangen, die mit dem Temperaturprofil längs der Stromzuführung einhergehen.

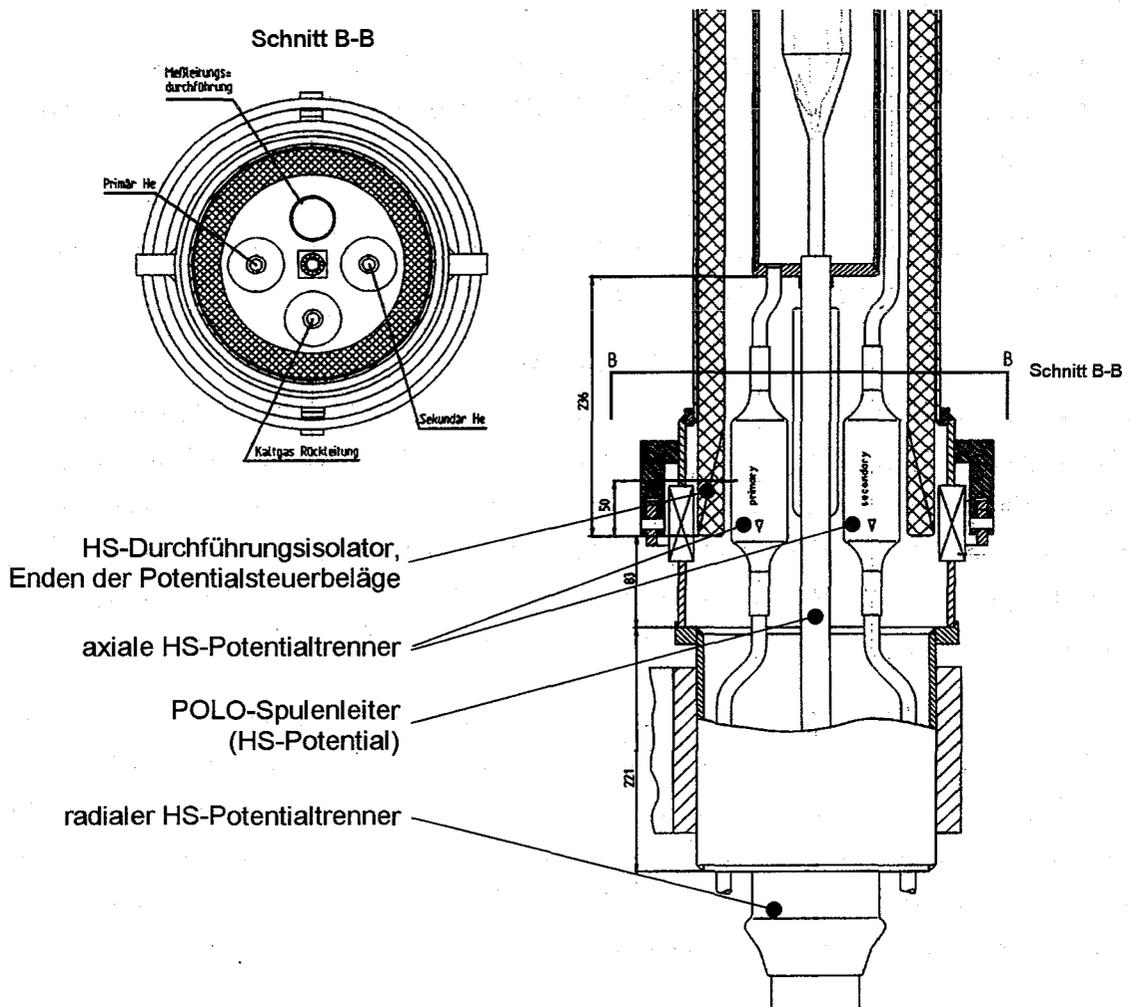
Eine anderweitig angebotene Variante der Fertigung des Durchführungsisolators aus einem GFK-Naßwickel mit eingewickelttem Zinn-Bronze-Gewebe als Steuerelektroden wurde nicht weiterverfolgt. Zum einen konnte der Anbieter zur damaligen Zeit auf keine Erfahrungen hinsichtlich des Einwickelns von Gewebeband zur Potentialsteuerung verweisen, zum anderen lagen die veranschlagten Herstellungskosten um ein vielfaches höher gegenüber dem oben beschriebenen harzimprägnierten Papierwickel.

Bei der Abnahmeprüfung beim Hersteller wurde jeder Durchführungsisolator (Lieferumfang 4 Stück) mit einer 50-Hz-Prüfwechselspannung von  $U = 32 \text{ kV}_{\text{ef}}$  eine Minute lang beaufschlagt. Am Forschungszentrum Karlsruhe wurden die Isolatoren später mit 46 kV Gleichspannung geprüft sowie Teilentladungs(TE)-Messungen bis  $16 \text{ kV}_{\text{ef}}$  unterzogen. Die Isolatoren sind in diesem Spannungsbereich TE-frei.

## 7.2 Geometrische Anordnung am kalten Ende

Der HS-relevante Abschluß der Stromzuführung hat am Raumtemperaturende außerhalb des Vakuumbehälters (Kryostat) die Gestalt einer zylinderförmigen Abschirmelektrode, in deren Inneren sich alle scharfkantigen Anschlußamaturen befinden. An dem Tieftemperaturende im Inneren des Vakuumbehälters sind die Potentialverhältnisse wesentlich komplexer, siehe *Abb. 7.3*. Oberhalb der Schnittebene B-B tragen alle Teile im Inneren der Stromzuführung HS-Potential. Unterhalb dieser Schnittebene münden drei He-Kühlleitungen in die axialen

HS-Potentialtrenner (Kap. 4) ein, d.h. unterhalb der axialen Trenner befinden sich die He-Kühlleitungen auf Erdpotential.

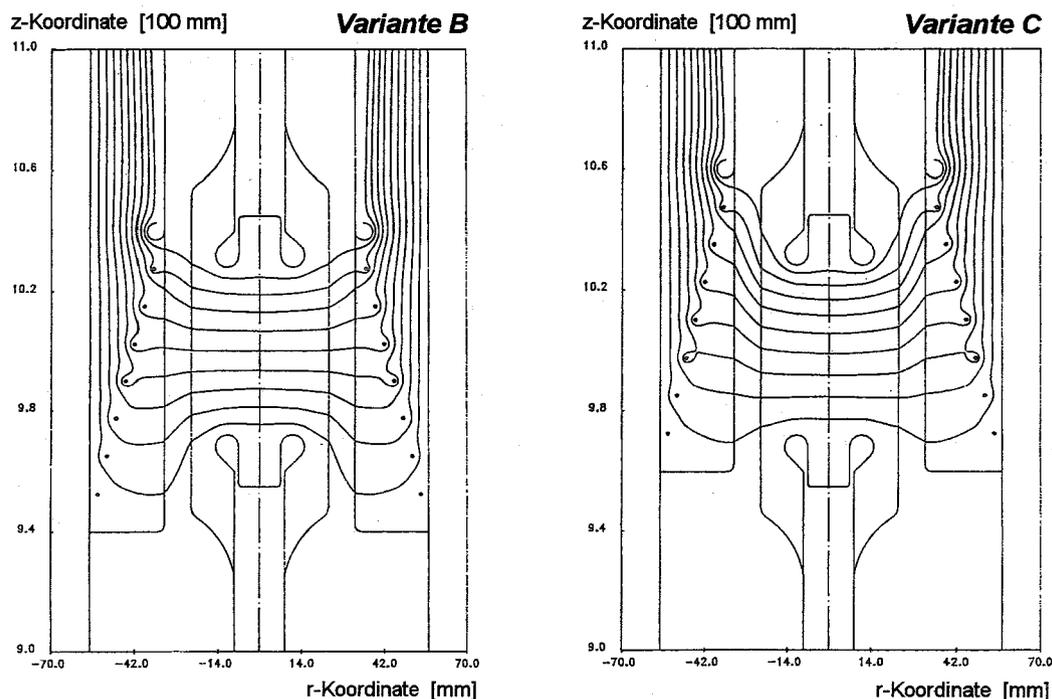


**Abbildung 7.3: Geometrische Anordnung der HS-Komponenten am kalten Ende der Stromzuführung.**

Die diagonal eingezeichneten Striche am kalten Ende des HS-Durchführungsisolators geben die Linie an, entlang der die Steuerbeläge des Isolators enden. Hinsichtlich des Durchführungsisolators wird das Potential auf gleicher Höhe abgebaut wie innerhalb der benachbarten axialen Potentialtrenner. Im Zentrum des betrachteten Aufbaus (Schnitt B-B) liegt der Spulenleiter, der HS-Potential trägt und weiter unten durch den radialen Potentialtrenner (Kap. 5) mechanisch gehalten wird.

Um eine Optimierung der Einbauhöhe der axialen HS-Potentialtrenner in Relation zum unteren Ende des HS-Durchführungsisolators zu erreichen, wurde das Institut für Elektroenergiesysteme und Hochspannungstechnik (IEH) der Universität Karlsruhe mit der Aufgabe einer elektrostatischen Feldberechnung der kritischen Region betraut /[40] DEISTER et al. 1990/. Abweichend von den tatsächlichen geometrischen Gegebenheiten wurde dabei eine

rotationssymmetrische Anordnung berechnet, die jedoch die maximal auftretende elektrische Belastung der realen Anordnung zwischen axialem Trenner und Abstimmung des Durchführungsisolators zufriedenstellend wiedergibt.



**Abbildung 7.4:** Äquipotentiallinienbilder zur geometrischen Anordnung des axialen HS-Potentialtrenners in Relation zum kalten Ende des HS-Durchführungsisolators. Die Lage (Einbauhöhe) des axialen Trenners unterscheidet sich bei den beiden gezeigten Varianten um 20 mm.

Abb. 7.4 zeigt die der Berechnung zugrundeliegenden Geometrien mit den entsprechenden Äquipotentiallinien. Die beiden Varianten unterscheiden sich darin, daß der axiale Trenner gegenüber seiner Ursprungslage (mittig zu den Enden der Steuerbeläge in der Isolatordurchführung, Variante A) bei Variante B um 10 mm nach oben und bei Variante C um 10 mm nach unten verschoben ist. Man erkennt bei Variante C den geringeren Abstand der Äquipotentiallinien im oberen Bereich des axialen Trenners und seiner Randkontur, d.h. hier treten höhere Feldstärken auf. Bei Variante B fallen die Abstände der Äquipotentiallinien zueinander deutlich gleichmäßiger aus. In Tab. 7.1 sind die wichtigsten quantitativen Ergebnisse der numerischen Feldberechnung zusammengestellt.

Entsprechend der Ergebnissen der durchgeführten Berechnungen sollte der axiale HS-Potentialtrenner im Bereich des kalten Endes der Stromzuführung in Anlehnung an Variante B eingebaut werden.

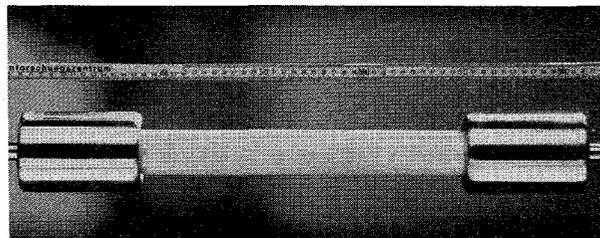
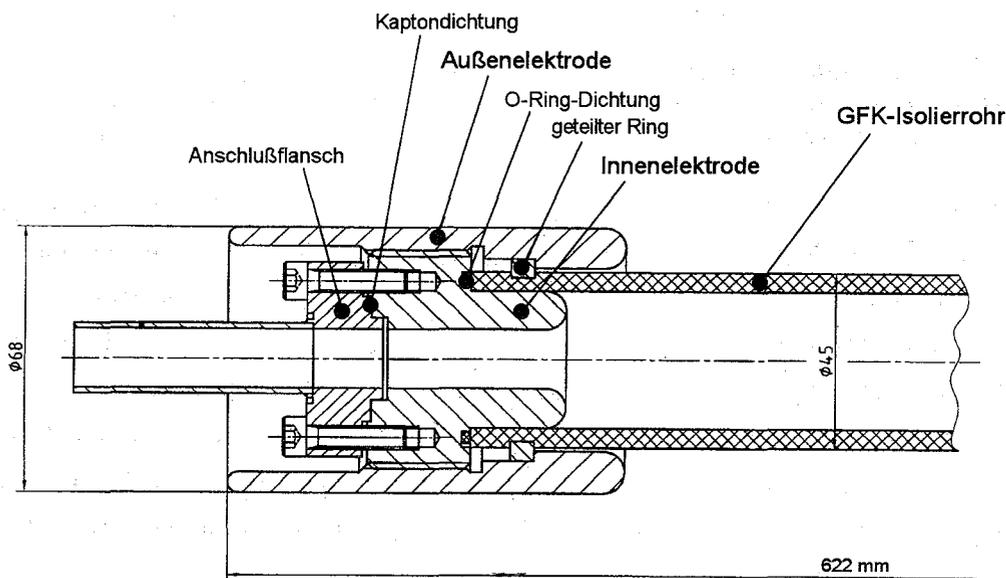
$E_{max}$	HS-Elektrode des axialen Potentialtrenners	Außenkontur des axialen Potentialtrenners (Isolationsoberfläche)	Innenkontur des Durchführungsisolators (auf der Höhe zwischen 1. und 2. Steuerbelag)
Variante A <sup>1</sup>	1,1 kV/mm	0,62 kV/mm	0,6 kV/mm
Variante B <sup>2</sup>	0,9 kV/mm	0,43 kV/mm	0,6 kV/mm
Variante C <sup>3</sup>	1,25 kV/mm	0,79 kV/mm	0,6 kV/mm

<sup>1</sup> Ursprungslage, axialer Trenner mittig zu den Enden der Steuerbelägen in der Isolatordurchführung.  
<sup>2</sup> Axialer Trenner um 10 mm nach oben verschoben (in den Durchführungsisolator hinein) gegenüber Variante A.  
<sup>3</sup> Axialer Trenner um 10 mm nach unten verschoben (aus dem Durchführungsisolator heraus) gegenüber Variante A.

**Tabelle 7.1: Zusammenstellung der maximal auftretenden Feldstärken entlang unterschiedlicher Konturen, bezogen auf eine Potentialdifferenz von 23 kV.**

### 7.3 Der axiale Hochspannungs-Potentialtrenner (warm)

Zur hochspannungstechnischen Komplettierung der Stromzuführungen war die Entwicklung eines speziellen axialen HS-Potentialtrenners nötig, der außerhalb des Vakuumbehälters (Raumtemperaturende) im He-Abgaspfad der Stromzuführungen eingesetzt wird und für einen Druckbereich des Heliums zwischen 1 bar und 10 bar bei Raumtemperatur spezifiziert wurde, **Abb. 7.5.**

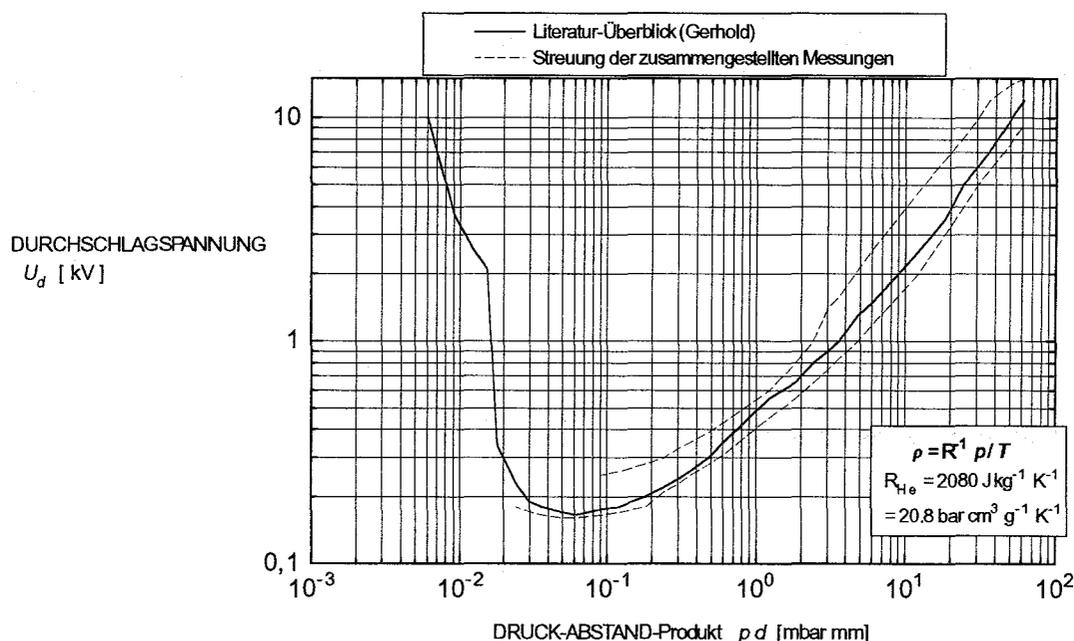


**Abbildung 7.5: Axialer Hochspannungs-Potentialtrenner für He-Gas bei Raumtemperatur.**

Als Isolierrohr dient ein 50 cm langes Standard-GFK-Rohr ( $\varnothing 45 \times 5$  mm), das über den geteilten Ring (Preßring) und die Außenelektrode gegen die Innenelektrode verschraubt wird. Die Außenelektrode ist dabei gleichzeitig so geformt, daß sie den Preßring in seiner Nut hält bzw. vor dem Herausfallen schützt. Zur Dichtung des Innenraums (warmes He-Gas) gegenüber dem Außenraum (Luftatmosphäre) befindet sich an der Stirnseite des Isolierrohrs ein O-Ring. Diese lösbare Verbindung der beiden Enden des Isolierrohrs mit den jeweiligen Elektrodenamaturen stellt einen modularen Aufbau dar, bei dem Einzelkomponenten leicht zu ersetzen sind (z.B. kürzeres oder längeres Isolierrohr). Die effektive Länge der Isolationsstrecke beträgt zwischen den Innenelektroden ca. 45 cm und zwischen den Außenelektroden ca. 42 cm. Da im Betriebsfall damit zu rechnen ist, daß kurzzeitig auch kälteres He-Gas den Potentialtrenner durchströmen kann, wurden die Dichtungen zur Anbindung der Elektroden an die entsprechenden Flansche als Kaptondichtungen ausgeführt.

### 7.3.1 Der Innenraum

Im Innenraum des Potentialtrenners befindet sich strömendes He-Gas mit Drücken  $p > 1$  bar bei Temperaturen  $T < 300$  K. Die elektrische Festigkeit des Helium-Gases ist bei diesen Grenzwerten mit  $E_{krit} \approx 2$  kV/cm anzusetzen und nimmt bei höheren Drücken oder niedrigeren Temperaturen gemäß dem Paschengesetz zu, *Abb. 7.6*. Der Wert 2 kV/cm stellt lediglich eine Näherung dar, die sich aus der in diesem Bereich nicht-linearen Paschenkurve für  $p \cdot d = 10$  bar mm ergibt (vgl. z.B.  $U_D \approx 0,4$  kV für  $p \cdot d = 10$  bar mm).



**Abbildung 7.6: Paschenkurve von Helium bei Raumtemperatur. [36]**

Die tatsächliche Durchschlagsspannung des axialen Potentialtrenners liegt aufgrund der Oberflächeneffekte entlang des Isolierrohrs tiefer gegenüber den Durchschlagswerten der idealen Gasstrecke. Bei einem He-Gasdruck von 1 bar (300 K, Gas leicht strömend) wurde die Durchschlagsspannung an einem Prototyprenner (Isolationslänge zwischen Innenelektroden 35 cm) experimentell bestimmt und liegt bei  $U_D = 35 \text{ kV}_{\text{ef}}$  ( $E_d \approx 1,4 \text{ kV/cm}$ ). Zur Gewährleistung der Reproduzierbarkeit dieses Ergebnisses war die Lackierung des GFK-Isolierrohres notwendig, um die Oberflächenbeschaffenheit zu verbessern. Bei einem He-Gasdruck von 3 bar (abs.) stieg die Durchschlagfestigkeit des Prototyprenners auf über  $50 \text{ kV}_{\text{ef}}$  an.

Im Rahmen einer Druckprüfung wurde der Potentialtrenner mit 13 bar Helium beaufschlagt. Die über Konzentrationsanstieg ermittelte Leckrate betrug dabei  $1,2 \cdot 10^{-4} \text{ mbar l/s}$ .

### 7.3.2 Der Außenraum

Da Luft gegenüber Helium eine wesentlich höhere elektrische Festigkeit besitzt ( $E_{\text{krit}} = 28 \text{ kV/cm}$ ), ist die Isolationsdistanz zwischen den Außenelektroden bei auszuschließender Verschmutzung der Isolierrohroberfläche unkritisch. Eine Ausnahme stellt hierbei lediglich die Gefahr von Vereisungen an der Außenfläche dar, die infolge von zu kaltem He-Gas im Inneren des Trenners entstehen können. Durch die Felderhöhungen an Eiskristallen können entlang der Isolierrohroberfläche Teilentladungen auftreten und zum kompletten Überschlag der Anordnung führen.

Es wurde ein Prüfaufbau realisiert, bei dem der Trenner mit Hilfe von durchströmendem Stickstoffgas abgekühlt wurde. Die Durchschlagfestigkeit der Prüfanordnung wurde erst nach sehr starker Vereisung deutlich herabgesetzt, wie sie im Betrieb nicht zu erwarten ist. Dabei lag die Teilentladungseinsatzspannung für sichtbare Oberflächenentladungen immer noch oberhalb der geforderten Nennspannung von  $U = 16 \text{ kV}$  ( $\hat{U} = 23 \text{ kV}$ ).

## 8 Danksagung

Der erfolgreiche Abschluß einer Entwicklungsarbeit vom Umfang des POLO-Projekts ist nur mit Hilfe vereinter Kräfte möglich, wozu im konkreten Fall viele Kollegen am Forschungszentrum Karlsruhe über fast zehn Jahre hinweg ihren Beitrag geleistet haben. Dies gilt auch für die *Entwicklung der kryogenen Hochspannungskomponenten* für die POLO-Modellspule, die zu einem großen Teil mitverantwortet wurde durch Herrn S. Förster und Herrn Dr. G. Schenk, sowie im Bereich der Stromzuführungen und der HS-Instrumentierung durch Herrn G. Friesinger, Herrn L. Siewerdt und Herrn F. Wüchner. Die Namen seien an dieser Stelle stellvertretend für viele weitere Kollegen genannt, die an der erfolgreichen Entwicklung mitgewirkt haben.

Ein besonderer Dank gilt in diesem Zusammenhang den Firmen und ihren Mitarbeitern, die sich den Schwierigkeiten der kryogenen Randbedingungen stellten und an Entwicklung und Herstellung der HS-Komponenten aktiv beteiligt waren:

Firma *GEC Alsthom*, Belfort, mit Unterlieferanten

(Leiterisolation, axialer HS-Potentialtrenner),

Firma *Lenz Kunststoffverarbeitung*, Herrenberg

(axialer und radialer HS-Potentialtrenner, kalte und warme HS-Instrumentierungsdurchführung),

Firma *Gore*, Pleinfeld

(HS-Instrumentierungskabel),

Firma *Hochspannungsgeräte Porz (HSP)*, Köln-Porz

(HS-Durchführungsisolator für die Stromzuführung).

Ohne Unterstützung von industrieller Seite ist die Realisierung solch umfangreicher Projekte nicht denkbar. Der vorliegende Bericht stellt eine abschließende Ausarbeitung und Dokumentation zahlreicher unveröffentlichter Laborberichte dar, die in ihrer detaillierten Form im Rahmen üblicher Konferenzbeiträge schwer plazierbar sind. Die enthaltenen Informationen sind jedoch eine wichtige Ausgangsbasis für die ingenieurmäßige Weiterentwicklung.

Die in diesem Bericht beschriebenen Arbeiten erfolgten im Rahmen des Projekts *Kernfusion* und wurden durch die Europäische Union innerhalb des Europäischen Fusions-Technologie-Programms unterstützt.



## 9 Literaturverzeichnis

### Literatur zu Kapitel 1<sup>20</sup>:

- [1] *TORE SUPRA, A Superconducting-magnet Tokamak*,  
Association Euratom - C.E.A., Departement de Recherches sur la Fusion Contrölee, C.E.N.  
Cadarache, F-13108 Saint Paul lez Durance Cedex (France), Sept. (1986).
- [2] Toschi, R., et al.:  
*Next European Torus - Objectives, General Requirements and Parameter Choices*,  
Fusion Technology Vol. 14 July (1988) pp. 19-29.
- [3] Thome, R.J.:  
*Magnet Program Overview for the International Thermonuclear Test Reactor*,  
IEEE Trans. on Magnetics, Vol. 30, No. 4, July (1994) pp. 1595-1601.
- [4] Irmisch, M.:  
*Hochspannungs-Isolationsdiagnostik an supraleitenden Großmagneten*,  
Forschungszentrum Karlsruhe, Wissenschaftliche Berichte FZKA 5615, Dissertation  
Universität (TH) Karlsruhe, Dez. (1995).
- [5] Bourquard, A., et al.:  
*Manufacturing of the Polo Model Coil*,  
Proc. 17th Symp. on Fusion Technology, Rome 1992, pp. 802-806 (1993).
- [6] Darweschad, M., et al.:  
*The Polo Coil, a Prototype Tokamak Poloidal Field Coil, Design Features and Test  
Results*,  
Intern. Conference on Magnet Technology, MT-14, Tampere, Finland, June 11-16 (1995).

### Literatur zu Kapitel 2:

- [7] Förster, S., et al.:  
*Fabrication of a 15 kA NbTi-cable for the 150 T/s high ramp rate POLO model coil*,  
Proc. on 15th Symp. on Fusion Technology, Utrecht, Vol. 2, pp. 1557-64 (1988).
- [8] Förster, S., et al.:  
*Development of Components for Poloidal Field Coils within the KfK Polo Project*,  
Proc. 16th Symp. on Fusion Technology, London (1990), pp. 1706-1710.
- [9] Miri, A.M., et al.:  
*Transient Voltage Oscillations in a Large Superconductive Coil*,  
Proc. 9th Intern. Symp. on High Voltage Engineering, Graz (1995), paper no. 6744.
- [10] Friesinger, G.; Kathol, H.,  
unveröffentlichter Bericht Kernforschungszentrum Karlsruhe, Juni (1994).
- [11] Ulbricht, A.,  
unveröffentlichter Bericht Kernforschungszentrum Karlsruhe, Juli (1976).
- [12] HÜTTE (Hrsg. H. Czichos):  
*Die Grundlagen der Ingenieurwissenschaften*,  
Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 29. Auflage 1989 (S. D 53-54).

<sup>20</sup> Die einzelnen Literaturquellen sind in der Reihenfolge durchnummeriert, in der sie innerhalb der Arbeit zitiert werden. Die getroffene Zuordnung zu einzelnen Kapiteln orientiert sich jeweils an dem Kapitel, in dem auf das entsprechende Zitat zum ersten mal Bezug genommen wird.

- [13] Hartwig, G.:  
*Polymer Properties at Room and Cryogenic Temperatures*,  
Plenum Press New York 1994.

#### Literatur zu Kapitel 3:

- [14] Friesinger, G., et al.:  
*Specific Fabrication Techniques of the Polo Model Coil and its Components*,  
Proc. MT-12, Leningrad 1991, IEEE Trans. on Magnetics Vol. 28, pp. 271-274 (1992).
- [15] Schenk, G.,  
unveröffentlichte Notiz Kernforschungszentrum Karlsruhe, April 1986.
- [16] Förster, S.,  
unveröffentlichte Notiz Kernforschungszentrum Karlsruhe, Okt. 1991.
- [17] GEC Alsthom,  
unveröffentlichtes Prüfprotokoll, April 1987.
- [18] Komarek, P., Nyilas, A.:  
*Characterization of superconductors and insulating materials at cryogenic temperatures, for use in electrical engineering*,  
Cigré Symposium 05-87, Vienna (1987).
- [19] Nyilas, A.,  
unveröffentlichter Bericht Kernforschungszentrum Karlsruhe, Okt. 1987.
- [20] Schmidt, C., et al.:  
*A low loss superconducting cable for poloidal field coils and its application in a 3 m diameter model coil*,  
14th Symp. on Fusion Technology, Avignon (1986), pp. 1787-1793
- [21] Nyilas, A., et al.:  
*Partial-discharge Measurements for Superconducting Magnets - a Non-Destructive Test Technique for the Compound-Insulation System*,  
Proc. 6th Int. Symp. on HV Engineering, New Orleans (1989), paper no. 2212.
- [22] GEC Alsthom,  
unveröffentlichte Prüfprotokolle, Aug. 1987, Dez. 87.
- [23] GEC Alsthom,  
unveröffentlichtes Prüfprotokoll, Dez. 1990.
- [24] GEC Alsthom,  
unveröffentlichtes Prüfprotokoll, Mai 1991.

#### Literatur zu Kapitel 4:

- [25] Förster, S., et al.,  
unveröffentlichter Bericht Kernforschungszentrum Karlsruhe, Okt. (1981).
- [26] Deister, P., et al.,  
unveröffentlichter Bericht Hochspannungsinstitut, Universität Karlsruhe, Dez. (1987).

- [27] Philippow, E.:  
*Taschenbuch Elektrotechnik, Band 6,*  
Carl Hanser Verlag München Wien 1982.
- [28] GEC Alsthom,  
unveröffentlichtes Prüfprotokoll, April 1993.
- [29] Schütz, A.:  
*Grenzflächenprobleme in faserverstärkten Kunststoffen,*  
Dissertation Universität Braunschweig, 1993.

#### Literatur zu Kapitel 5:

- [30] Schenk, G., et al.:  
*High Voltage Insulation and Tests of Cryogenic Components for the Superconducting Model Coil POLO,*  
Proc. of 15th Symp. on Fusion Technology, Utrecht, Vol. 2, pp. 1552-1556 (1988).
- [31] Deister, P.; Schaub, B.; Schwab, A.,  
unveröffentlichter Bericht Hochspannungsinstitut Universität Karlsruhe (1987).
- [32] Morva, T.:  
*Verfahren zum Berechnen der elektrischen Feldstärke an Hochspannungselektroden,*  
ETZ A 87 (1966) H. 26, S. 955-959
- [33] Kind, D.; Kämer, H.:  
*Hochspannungs-Isoliertechnik,*  
F. Vieweg & Sohn, Braunschweig, 1982.
- [34] IEC-Publikation 270:  
*Partial discharge measurements,*  
1981.

#### Literatur zu Kapitel 6:

- [35] Jeske, U., et al,  
unveröffentlichter Bericht Kernforschungszentrum Karlsruhe, Nov. 1989.

#### Literatur zu Kapitel 7:

- [36] Gerhold, J.; Dakin, T.W.:  
*Paschen Curve for Helium,*  
in: Winkelkemper, H., et al.: *Breakdown of Gases in Uniform Electric Fields,*  
Electra, Vol. 52, pp. 80-86 (1977).
- [37] Heller, R., et al.:  
*Test of a Forced-Flow Cooled 30 kA / 23 kV Current Lead for the POLO Model Coil,*  
IEEE Trans. on Magnetics, Vol. 30, No. 4, pp. 2387-2390, July (1994).
- [38] Komarek, P.:  
*Hochstromanwendung der Supraleitung,*  
Teubner Studienbücher, Stuttgart 1995.
- [39] Heller, R.:  
*Numerical Calculation of current leads for fusion magnets,*  
Kernforschungszentrum Karlsruhe, KfK-Bericht 4608 (1989).

- [40] Deister, P.; Schwab, A.,  
unveröffentlichter Bericht Hochspannungsinstitut Universität Karlsruhe (1990).