

Forschungszentrum Karlsruhe
Technik und Umwelt

Wissenschaftliche Berichte
FZKA 5615

Hochspannungs- Isolationsdiagnostik an supraleitenden Großmagneten

M. Irmisch

Institut für Technische Physik
Projekt Kernfusion

Dezember 1995

Forschungszentrum Karlsruhe
Technik und Umwelt
Wissenschaftliche Berichte
FZKA 5615

Hochspannungs-Isolationsdiagnostik an supraleitenden Großmagneten

Martin Irmisch

Institut für Technische Physik
Projekt Kernfusion

Von der Fakultät für Elektrotechnik der Universität Karlsruhe (TH)
genehmigte Dissertation

Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe
1995

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

**Forschungszentrum Karlsruhe GmbH
Postfach 3640, 76021 Karlsruhe**

ISSN 0947-8620

Zusammenfassung

Die Hochspannungsfestigkeit supraleitender Großmagnete, wie sie z.B. für deren Einsatz in Fusionsreaktoren nach dem Prinzip des magnetischen Plasmaeinschlusses gefordert ist, stellt aus Sicht der Hochspannungs(HS)-Technik ein neu zu erschließendes Arbeitsfeld dar. Hierzu zählen die Entwicklung kryogen einsetzbarer HS-Komponenten (< 10 K) sowie Fragen der HS-Isolationsdiagnostik an solchen supraleitenden Großmagneten.

Am Beispiel der supraleitenden Prototyp-Poloidalfeldspule POLO, die gemäß den Anforderungen eines Tokamak-Fusionsreaktors spezifiziert ist, erfolgt mit der vorliegenden Arbeit ein erstmaliger Brückenschlag zwischen der konventionellen HS-Prüftechnik und der Tieftemperatur-Magnettechnologie auf dem Hintergrund der speziellen Randbedingungen für kryogene HS-Isolationssysteme. Dabei werden insbesondere die gegenüber HS-Prüfungen an Raumtemperatur-Betriebsmitteln abweichende Motivation sowie geänderte Randbedingungen verdeutlicht, wie sie sich nach Adaptierung für supraleitende Großmagnete darstellen. Hierunter fällt z.B. das Verhalten eines Großmagneten im Stoßspannungsprüfkreis, der als LC -Schwingkreis zwischen Stoßkapazität und Induktivität des Magneten betrachtet wird. Der Schwerpunkt der Arbeit liegt auf der Durchführung sog. phasenaufgelöster Teilentladungs(TE)-Messungen (engl. phase resolved partial discharge - PRPD) und dem Nachweis ihrer Eignung für diese spezielle kryogene Anwendung. Die vorliegenden Messungen wurden in dieser Art erstmals an einem supraleitenden Großmagneten durchgeführt. Durch Auskopplung der TE-Signale an unterschiedlichen geometrischen Auskopplungsorten ist eine differenzierte Isolationsdiagnostik möglich. Die TE-Messungen an der kalten POLO-Modellspule (~ 5 K) zeigen eigene tieftemperaturspezifische Charakteristika, die nur bei Tieftemperatur meßtechnisch auffällig sind und u.a. auf Ablösungen zwischen Spulenleiter und Erdisolation schließen lassen. Die von Raumtemperaturanwendungen her bekannten TE-Interpretations- und Bewertungsregeln können nur eingeschränkt übertragen werden. Somit besitzen die mit dieser Arbeit dokumentierten Meßergebnisse ihre Bedeutung als Vergleichsbasis für zukünftige Projekte zur HS-Isolationsdiagnostik im Tieftemperaturbereich.

Abstract High voltage diagnostics on electrical insulation of superconducting magnets

The high voltage (HV) performance of superconducting magnets of large dimensions, e.g. as needed in fusion reactors, is a challenge in the field of high voltage technology, i.e. especially in the field of cryogenic high voltage components and with respect to questions of HV insulation diagnostics at low temperature.

By using the development of POLO - a superconducting prototype coil of a tokamak poloidal field coil - as an example, this work deals with special problems of how to get use of conventional HV test techniques for diagnostics under special cryogenic boundary conditions. As a first approach to gain experience in the field of phase resolved partial discharge (PRPD) measurements during operation of a superconductive coil, the POLO coil was subject to several high voltage tests. Compared with DC insulation resistance measurements and capacitive impulse voltage discharges to the coil, the AC PD measurements have been the only way to observe special characteristics of the electrical insulation with respect to the cooling down of the coil from 300 K to 4.2 K. The PRPD measurement technique thereby has proofed as a suitable diagnostic tool. This work can serve as basic data to be comparable within further projects of electrical insulation diagnostics at cryogenic temperatures.

Inhalt

Zusammenfassung	iii
Inhaltsverzeichnis	v
Liste der Abbildungen und Tabellen	viii
Verwendete Abkürzungen und Kurzbegriffe	xiii
1 Einleitung	1
1.1 Hintergrund der Arbeit	1
1.2 Zielsetzung der Arbeit	3
1.3 Inhalt der Arbeit	4
2 Elektrische Isolationssysteme supraleitender Magnete	7
2.1 Vakuum	7
2.2 Gasförmige Isoliermedien (He)	9
2.3 Flüssige Isoliermedien	12
2.4 Feste Isoliermedien	13
2.4.1 Strahlungsdegradation der Isolation	14
2.4.2 Mechanische Belastung	15
2.4.3 Elektrische Beanspruchung	18
2.4.4 Weitere Anwendungen	19
2.5 Isolationskonzept der POLO-Modellspule	20
2.5.1 Struktureller Aufbau	22
2.5.2 Spezifikation der Hochspannungsfestigkeit	25
2.6 Hochspannungskomponenten der POLO-Modellspule	27
2.7 Isolationskonzept der ITER-Toroidalfeld(TF)-Modellspule	29
2.7.1 Aufbau der TF-Modellspule	30
2.7.2 HS-Prüfungen	32
3 Hochspannungsprüfungen supraleitender Großmagnete	35
3.1 Chancen und Grenzen konventioneller Prüfverfahren	36
3.1.1 Gleichspannungs-Isolationsprüfung	36
3.1.2 Stoßspannungsprüfung	37
3.1.3 Wechselspannungsprüfung, Teilentladungsmesstechnik	38
3.1.3.1 Grundzüge der TE-Messtechnik, Stand der Technik	38
3.1.3.2 Alternativen zur 50-Hz-TE-Messung	43
3.2 DC-Isolationsmessungen an der POLO-Modellspule	46
3.3 Stoßspannungsprüfungen der POLO-Modellspule	47
3.3.1 Stoßspannungsprüfungen während der Fertigung	48
3.3.2 Stoßspannungsprüfungen im Rahmen der Inbetriebnahme- und Test-Phasen	55
3.3.3 Zusammenfassung	60

4	Physikalische Modellierung zur Auswertung von Teilentladungs-Mustern	61
4.1	Die Modellbildung	62
4.2	Charakteristische TE-Muster	67
4.3	Zeit bis zum Isolationsversagen	70
4.4	Zusammenfassung	71
4.5	Übertragbarkeit auf heliumgefüllte Hohlräume	71
5	Teilentladungsmessungen an der POLO-Modellsule	75
5.1	Beschreibung des Prüf- und Meßkreises	75
5.1.1	Der Magnet im Kryostaten	75
5.1.2	Die TE-Auskopplung	76
5.1.3	Die Meßwerterfassung	77
5.2	Systemeigenschaften der POLO-Modellsule und ihr Einfluß auf die TE-Messungen (α - und β -Response, "Phantom-TE")	80
5.3	Zusammenfassende Gegenüberstellung prägnanter TE-Messungen bei Raumtemperatur und kryogener Betriebstemperatur	91
5.3.1	Ergebnisse der Messungen bei Raumtemperatur	92
5.3.2	Ergebnisse der Messungen bei kryogener Betriebstemperatur (5 K)	93
5.4	Teilentladungsverhalten bei kryogener Betriebstemperatur	98
5.4.1	Maximalwert-Anzeige	99
5.4.2	Phasenaufgelöste TE-Darstellungen (TE-MAPs)	101
5.4.2.1	<i>"Phasendiskrete" TE (p.d.TE)</i>	101
5.4.2.2	<i>6,5-kV-MAPs an unterschiedlichen Auskopplungsorten</i>	106
5.4.2.3	<i>6-kV-MAPs und -Häufigkeitsverteilungen, vor und nach 6,5-kV-Beanspruchung</i>	108
5.4.2.4	<i>5-kV-MAPs und -Häufigkeitsverteilungen</i>	110
5.4.2.5	<i>Hohe TE-Pegel nach mehrwöchigen Testphasen bei kryogenen Bedingungen</i>	112
5.4.2.6	<i>Veränderungen des TE-Verhaltens über mehrere Abkühlzyklen hinweg</i>	116
5.4.3	Zusammenfassung	119
5.5	Teilentladungsverhalten bei Raumtemperatur	120
5.5.1	Maximalwert-Anzeige	120
5.5.2	Phasenaufgelöste TE-Darstellungen (TE-MAPs)	122
5.5.2.1	<i>7-kV- und 6-kV-MAPs</i>	122
5.5.2.2	<i>5-kV-MAPs, vor und nach 7-kV-Beanspruchung</i>	124
5.5.2.3	<i>Druckvariation im Kryostaten</i>	126
5.5.2.4	<i>TE-MAPs vor dem 1. Abkühlzyklus</i>	127
5.5.2.5	<i>TE-MAPs nach dem 1. Abkühlzyklus</i>	128
5.5.2.6	<i>TE-MAPs nach dem 4. Abkühlzyklus</i>	129
5.5.3	Zusammenfassung	129

5.6 Breitbandige TE-Messungen bei unterschiedlichen Mittenfrequenzen an der POLO-Modellspule	130
5.6.1 Aufbau des Meßkreises	131
5.6.2 Ergebnisse der TE-Messungen	131
5.6.3 Zusammenfassung	133
6 Zusammenfassung und Ausblick	135
7 Literaturverzeichnis	139
ANHANG:	
A Tabellen	149
B Zur Problematik der Gasdruckbestimmung in technischen Apparaturen ...	152
B.1 Grundlagen zur rechnerischen Bestimmung der Vakuumbereiche und Strömungsarten (Tab. B.1)	155
B.2 Beispielhafte Berechnung des Strömungsleitwerts L	156
B.2.1 Viskose Strömung (laminar)	156
B.2.2 Knudsenströmung	157
B.2.3 Molekularströmung	158
C Hochspannungskomponenten der POLO-Modellspule	160
C.1 Die Leiterisolation	160
C.1.1 Die Windungsisolation	160
C.1.2 Die Spulenisolation (Erdisolation)	164
C.1.3 Die Erdisolation der Leiterenden	166
C.2 Der axiale Potentialtrenner	168
C.2.1 Auslegung und Aufbau	169
C.2.2 Fertigung und Prüfung	171
C.2.3 Betriebserfahrungen mit dem axialen HS-Potentialtrenner	172
C.2.3.1 Trennerausfall bei 48 kV DC	172
C.2.3.2 Axiale Trennerleckagen	172
C.2.3.3 Trennerausfall bei 33 kV AC	173
C.2.4 Zusammenfassung	174
C.3 Weitere Hochspannungskomponenten	175
C.3.1 Der radiale Potentialtrenner	175
C.3.2 Das HS-Instrumentierungskabel mit seinen HS-Durchführungen	176
C.3.3 Die Stromzuführung mit ihren HS-Komponenten	179
D Breitbandige TE-Messungen bei unterschiedlichen Mittenfrequenzen	181
D.1 Der Spectrum-Analyzer	181
D.2 Vorgehensweise	181

Liste der Abbildungen und Tabellen

	1 Einleitung	1
Abbildung 1.1:	Aufbau des Magnetsystems eines Fusionsreaktors nach dem Tokamak-Prinzip.	2
	2 Elektrische Isolationssysteme supraleitender Magnete	7
Abbildung 2.1:	Paschenkurve von Helium, Abszisse für $T = 5$ K umgerechnet.	9
Abbildung 2.2:	Elektrische Festigkeit von Helium-Gas bei $p = 1$ bar.	11
Abbildung 2.3:	Durchschlagsfeldstärken für Helium im p - ρ -Phasendiagramm.	12
Tabelle 2.1:	Vergleich zwischen badgekühlten und zwangsgekühlten Spulen.	13
Abbildung 2.4:	Funktionsschema eines Fusionsreaktors.	14
Tabelle 2.2:	Übertragbarkeit polymerer "bulk"-Eigenschaften auf den Einsatz der Materialien in Verbundisolationen.	17
Tabelle 2.3:	Ausdehnungskoeffizienten von GFK-Proben, $\Delta T = 293-77$ K.	17
Abbildung 2.5:	Dielektrizitätszahlen bei LHe-Temperatur.	18
Abbildung 2.6:	Schematische Darstellung einer Stromein- oder Ausspeisung der POLO-Modellspule mit ihren Hochspannungskomponenten.	21
Tabelle 2.4:	Übersicht der Hochspannungsisolation und -komponenten aus Abb. 2.6.	22
Abbildung 2.7:	Führung der Leiterenden der Doppelscheiben in der Verbindungszone zu den Doppelscheibenverbindungen.	23
Abbildung 2.8:	Querschnitt des POLO-Leiters.	24
Abbildung 2.9:	Anschlußbereich der POLO-Modellspule in horizontaler Draufsicht.	25
Tabelle 2.5:	Spannungspegel für Baugruppen der POLO-Modellspule.	26
Abbildung 2.10:	Spannungsabfall im Betriebsfall (U_N) und bei DC-/AC-Prüfung (U_p).	26
Abbildung 2.11:	Die POLO-Modellspule während der Fertigung beim Hersteller (GEC Alstom, Belfort, Frankreich) und beim Einfahren in den Kryostaten (Forschungszentrum Karlsruhe, Deutschland).	27
Abbildung 2.12:	Wicklungsquerschnitt der ITER-TF-Modellspule.	31
Tabelle 2.6:	Merkmale der ITER-TF-Modellspule.	31
Abbildung 2.13:	Geometrie der ITER-TF-Modellspule mit zwei herausgeführten Spulenenden.	32
Abbildung 2.14:	Zur Potentialanbindung der Scherplatten an die jeweilige Windungslage.	33
	3 Hochspannungsprüfungen supraleitender Großmagnete	35
Abbildung 3.1:	Zur Entstehung und meßtechnischen Auskopplung eines TE-Strompulses.	39
Abbildung 3.2:	Aufbau der TE-Matrix am Beispiel einer mit 128·125 Werten diskretisierten Matrix.	39
Abbildung 3.3:	Phasenaufgelöste TE-Muster-Darstellung in Form einer TE-MAP und der dazugehörigen TE-Häufigkeitsverteilung.	40
Abbildung 3.4:	Verringerung des Blindleistungsbedarfs.	44
Abbildung 3.5:	DC-Isolationmessungen an der POLO-Modellspule unter unterschiedlichen Randbedingungen.	45
Abbildung 3.6:	15-kV-Stoß der POLO-Modellspule.	47
Abbildung 3.7:	Ersatzschaltbild des Stoßkreises aus Stoßgenerator und POLO-Modellspule.	48
Abbildung 3.8:	Modellierung der Wicklung der POLO-Modellspule.	49

Abbildung 3.9:	Simulierte Spannungsverläufe an der POLO-Modellspule bei 15-kV-Stoß einer Spulenhälfte.	50
Abbildung 3.10:	15-kV-Stoß einer Spulenhälfte, Simulation eines <u>Windungsschlusses</u>	51
Abbildung 3.11:	15-kV-Stoß einer Spulenhälfte, Simulation eines <u>Lagenschlusses</u>	52
Abbildung 3.12:	Ersatzschaltbild des Stoßkreises der POLO-Modellspule, Grundlage der durchgeführten Simulationsrechnungen.	55
Abbildung 3.13:	POLO-Modellspule, 13-kV-Stoß (Ladespannung $U_c = 10$ kV).	56
Abbildung 3.14:	POLO-Modellspule, 10-kV-Stoß (Ladespannung $U_c = 8$ kV).	57
Abbildung 3.15:	POLO-Modellspule, 10-kV-Stoß (Ladespannung $U_c = 8$ kV), Auflösung der ersten 50 μ s.	58
4 Physikalische Modellierung zur Auswertung von Teilentladungs-Mustern		61
Abbildung 4.1:	Zur Definition der Größen, die einen Hohlraum charakterisieren.	63
Abbildung 4.2:	Schematische Darstellung der Entstehung eines regelmäßigen TE-Musters.	68
Abbildung 4.3:	Schematische Darstellung prinzipiell möglicher TE-Muster einer TE-MAP.	69
Tabelle 4.1:	Interpretationsregeln für kugelförmige Hohlräume in Harz.	71
Tabelle 4.2:	Überblick über Streamer-Einsatzfeldstärken in einem 1-mm-Hohlraum.	74
5 Teilentladungsmessungen an der POLO-Modellspule		75
Abbildung 5.1:	Schematische Darstellung der POLO-Modellspule im Kryostaten.	76
Abbildung 5.2:	Aufbau des TE-Prüfkreises mit zwei TE-Auskopplungszweigen an unterschiedlichen Auskopplungsorten.	76
Abbildung 5.3:	Blockdiagramm des digitalen TE-Meßwerterfassungssystems "REPTIL".	78
Abbildung 5.4:	Blockdiagramm des digitalen TE-Meßwerterfassungssystems "ICM".	78
Abbildung 5.5:	Vergleichbare TE-MAPs (2. und 4. Testphase) der beiden eingesetzten digitalen TE-Meß- und -Auswertesysteme mit Legenden zur TE-Häufigkeit n	80
Abbildung 5.6:	Vereinfachte Darstellung des Zusammenhangs zwischen dem Frequenzbereich konstanter Amplitudendichten eines TE-Pulses und der Bandpaßbreite des TE-Meßsystems.	81
Abbildung 5.7:	Kalibrierung des TE-Meßkreises bei Auskopplung am PLUS-Pol.	83
Abbildung 5.8:	2-nC-Kalibrierpuls, zeitliche Auflösung (a) der Bandpaßantwort des Meßgeräts und (b) des TE-Strompulses über 50 Ω	83
Abbildung 5.9:	Zur Definition des Signalpfads bei unterschiedlichen TE-Einspeise- und -Auskopplungsorten, hier Mittelabgriff MAG und PLUS-Pol.	84
Tabelle 5.1:	Variation von TE-Einspeiseorten bei gleichbleibendem TE-Auskopplungsort.	85
Abbildung 5.10:	Bandpaßantworten des TE-Meßsystems am PLUS-Pol als Auskopplungsort bei Variation der Kalibrierpuls-Einspeiseorte.	85
Abbildung 5.11:	TE-MAPs bei gleichem Spannungszyklus zur Veranschaulichung der "Phantom-TE".	86
Abbildung 5.12:	Zeitliche Auflösung der Bandpaßantwort und des TE-Strompulses einer realen TE an der POLO-Modellspule.	87
Abbildung 5.13:	2-nC-Kalibrierpuls, <u>Einspeiseort MAG</u> , Auskopplungsort PLUS-Pol, zeitliche Auflösung (a) der Bandpaßantwort des Meßgeräts und (b) des TE-Strompulses über 50 Ω	87
Abbildung 5.14:	Typische Bandpaßantworten von realen TE-Pulsen der POLO-Modellspule.	89
Abbildung 5.15:	TE-Aktivität bei Auskopplung an unterschiedlichen Orten der POLO-Modellspule.	91

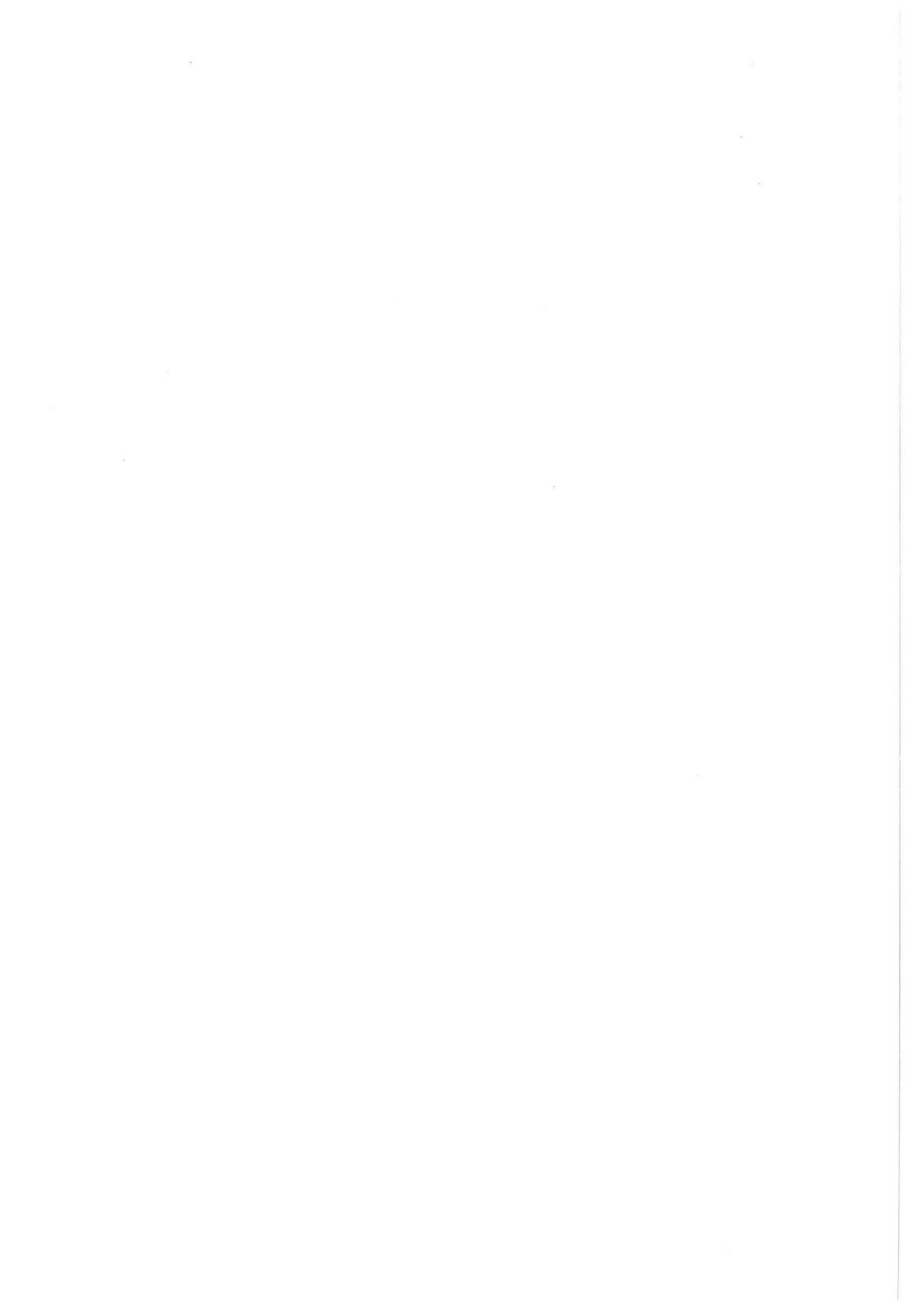
Abbildung 5.16:	7-kV-MAP bei Auskopplung am PLUS-Pol, $T = 300$ K.	92
Abbildung 5.17:	7-kV-MAP bei Auskopplung am MINUS-Pol, $T = 300$ K.	93
Abbildung 5.18:	6-kV-MAP bei Auskopplung am PLUS-Pol, $T = 5$ K.	94
Abbildung 5.19:	6-kV-MAP bei Auskopplung am MINUS-Pol, $T = 5$ K.	96
Abbildung 5.20:	4,5-kV-TE-MAP und Häufigkeitsverteilung einer "phasendiskreten TE" bei Auskopplung am MINUS-Pol, $T = 5$ K.	97
Kryogene Betriebstemperatur:		
Tabelle 5.2:	Bewertungskurve der Maximalwertanzeige des TE-Detektors PD 561.	99
Abbildung 5.21 und 5.22:	TE-Messungen an der POLO-Modellspule bei kryogener Betriebstemperatur ($T = 5$ K).	100
Abbildung 5.23:	TE-Messungen an der POLO-Modellspule bei $T = 5-10$ K, 1. Testphase, der druckabhängige Hystereseeffekt ist einer "phasendiskreten TE" (<i>p.d.TE</i>) im Bereich der Leiterverbindung DSV 820 zuzuordnen.	102
Abbildung 5.24:	TE-Messung an der POLO-Modellspule bei $T = 5-10$ K, 1. Testphase, charakteristische TE-MAP der "phasendiskreten TE" (<i>p.d.TE</i>).	103
Abbildung 5.25:	Schutzvakuumraum an der POLO-Modellspule.	104
Tabelle 5.3:	Übersicht der Einsatz- und Aussetzspannungen der 10-nC-" <i>p.d.TE</i> ".	105
Abbildung 5.26:	TE-MAPs und -Häufigkeitsverteilungen bei 5,5 kV und 5 kV.	106
Abbildung 5.27:	6,5-kV-TE-MAPs bei Auskopplung der TE an unterschiedlichen Orten der POLO-Modellspule.	107
Abbildung 5.28:	Auskopplung des TE-Signals am PLUS-Pol, 6-kV-MAPs und -Häufigkeitsverteilungen.	108
Abbildung 5.29:	Auskopplung des TE-Signals am MAG, 6-kV-MAPs und -Häufigkeitsverteilungen.	109
Abbildung 5.30:	Auskopplung des TE-Signals am MINUS-Pol, 6-kV-MAPs und -Häufigkeitsverteilungen.	109
Abbildung 5.31:	5-kV-Häufigkeitsverteilungen bei variablem Auskopplungsort der TE. Aufsteigender Spannungsast ($U \nearrow$).	110
Abbildung 5.32:	5-kV-MAPs und -Häufigkeitsverteilungen bei variablem Auskopplungsort der TE. Abfallender Spannungsast ($U \searrow$).	111
Tabelle 5.4:	Übersicht der Eigenheiten des TE-Verhaltens der POLO-Modellspule unter kryogener Betriebsbedingung.	112
Abbildung 5.33:	5,5-kV- und 6-kV-TE-MAP, Auskopplung am MAG, Meßzeit 3000 Perioden.	113
Abbildung 5.34:	TE-Bandpaßantworten des Meßsystems auf die TE-Pulse sehr hoher Amplituden bei Auskopplung an unterschiedlichen Orten.	114
Abbildung 5.35:	(a) Oszillogramm der sehr hohen TE am Ende der 2. Testphase. (b) TE-Häufigkeitsverteilung der sehr hohen TE am Ende der 4. Testphase.	115
Abbildung 5.36:	4,5-kV-MAPs bei Auskopplung am MINUS-Pol. Zyklische Veränderung der TE-Muster im Laufe der Testphasen.	116
Abbildung 5.37:	6-kV- bis 7-kV-MAPs bei Auskopplung am PLUS-Pol.	117
Abbildung 5.38:	6-kV- und 7-kV-MAPs bei Auskopplung am MINUS-Pol.	118
Raumtemperatur:		
Abbildung 5.39:	TE-Messungen an der POLO-Modellspule bei Raumtemperatur, Meßpunkte jeweils im ansteigenden Spannungsast. Status vor dem 1. Abkühlzyklus.	120
Abbildung 5.40:	TE-Messungen an der POLO-Modellspule bei Raumtemperatur, Meßpunkte jeweils im ansteigenden Spannungsast. (a) Status nach dem 1. Abkühlzyklus, (b) Status nach dem 3. Abkühlzyklus.	121

Abbildung 5.41:	TE-Messungen an der POLO-Modellspule bei Raumtemperatur, Meßpunkte jeweils im ansteigenden Spannungsast. Status nach dem 4. Abkühlzyklus.	122
Abbildung 5.42 bis 5.45:	7-kV- und 6-kV-TE-MAPs, Auskopplung des TE-Signals am PLUS-Pol, DSV 820, MAG und MINUS-Pol.	123 bis 124
Abbildung 5.46 bis 5.49:	5-kV-TE-MAPs, vor und nach 7-kV-Beanspruchung, Auskopplung des TE-Signals am PLUS-Pol, DSV 820, MAG und MINUS-Pol.	125 bis 126
Abbildung 5.50:	Druckvariation im Kryostaten, 4,5-kV-TE-MAPs, Auskopplung des TE-Signals am MINUS-Pol.	126
Abbildung 5.51:	10-kV- und 5-kV-TE-MAPs bei Auskopplung an PLUS-Pol, MAG und MINUS-Pol, TE-Messung vor dem 1. Abkühlzyklus.	127
Abbildung 5.52:	5-kV-TE-MAPs, ausgekoppelt an PLUS-Pol und MINUS-Pol, gemessen nach dem 1. Abkühlzyklus.	128
Abbildung 5.53:	5,5-kV-TE-MAPs, ausgekoppelt an PLUS-Pol und MINUS-Pol, gemessen nach dem 1. Abkühlzyklus.	128
Abbildung 5.54:	4,5-kV-TE-MAP, ausgekoppelt am PLUS-Pol, nach dem 4. Abkühlzyklus.	129
Abbildung 5.55:	Blockdiagramm zum Aufbau des TE-Meßkreises mit Spectrum-Analyzer.	131
Abbildung 5.56:	TE-Messungen an der POLO-Modellspule bei unterschiedlichen Mittenfrequenzen unter Einsatz eines Spectrum-Analyzers, $U = 5$ kV.	132
	6 Zusammenfassung und Ausblick	135
	7 Literaturverzeichnis	139
	A Tabellen	149
Tabelle A.1:	Anhaltswerte für die elektrische Festigkeit von Isoliermedien.	150
Tabelle A.2:	Übersicht zur zeitlichen Folge der Hochspannungsprüfungen an der POLO-Modellspule.	151
	B Problematik der Gasdruckbestimmung	152
Tabelle B.1:	Zusammenstellung der Vakuumbereiche mit charakteristischen Größenordnungen sowie der Strömungsarten mit den dazugehörigen Kriterien.	153
Tabelle B.2:	Beispielrechnung des Leitwerts L für ein von Helium durchströmtes Rohr von 1 m Länge und 10 mm Durchmesser. $T = 273$ K bzw. 10 K.	154
Tabelle B.3:	Diverse l - p -Werte und "Sutherlandkorrektur" α für He bei kryogenen Temperaturen.	156
Tabelle B.4:	Dynamische Viskosität η und mittlere Geschwindigkeit c von He bei kryogenen Temperaturen.	157
Tabelle B.5:	Durchlaufwahrscheinlichkeiten P_{sp} für einen engen Spalt zwischen rechteckigen Platten.	159
	C POLO-Hochspannungskomponenten	160
Abbildung C.1:	Aufbau der Proben der Testreihe 1 zur POLO-Windungsisolation.	161
Abbildung C.2:	Ergebnisse der Teilentladungsmessungen der Testreihe 1 an Proben zur Windungsisolation.	161
Abbildung C.3:	Ergebnisse der Teilentladungsmessungen der Testreihe 2 an Proben zur Windungsisolation.	162
Abbildung C.4:	Darstellung der Summenladung als Funktion der mechanischen Scherbelastung der Windungsisolation.	163
Abbildung C.5:	Querschnitt des POLO-Wickelaufbaus mit Erdisolation des Spulenkörpers.	164
Abbildung C.6:	4-Leiter-Prüflinge zum Test der Spulenerdisolation.	165
Tabelle C.1:	Ergebnisse der TE- und $\tan\delta$ -Messungen an den 4-Leiter-Prüflingen zur Spulenisolation.	166

Abbildung C.7:	TE-Messungen an Proben zur Erdisolation der vertikalen Leiterenden.	168
Tabelle C.2:	Spezifikationen des axialen Hochspannungs-Potentialtrenners.	168
Abbildung C.8:	Axialer Hochspannungs-Potentialtrenner für die POLO-Modellspule.	169
Tabelle C.3:	Spannungsfestigkeit des axialen Potentialtrenners, aufgeschlüsselt nach unterschiedlichen Isolierbereichen.	170
Tabelle C.4:	Zusammenfassende Charakterisierung der axialen Hochspannungs-Potentialtrenner für die POLO-Modellspule.	174
Abbildung C.9:	Radialer Hochspannungs-Potentialtrenner der POLO-Modellspule.	175
Tabelle C.5:	Charakteristische Merkmale des radialen HS-Potentialtrenners der POLO-Modellspule.	176
Abbildung C.10:	Querschnitt durch das koaxial aufgebaut Hochspannungs-Instrumentierungskabel für die POLO-Modellspule.	177
Tabelle C.6:	Charakteristische Merkmale des HS-Instrumentierungskabels.	177
Abbildung C.11:	(a) Nachbildung der Potentialführung für den Anschluß des HS-Instrumentierungskabels an die Modellspule auf kryogenem Temperaturniveau. (b) Charakteristischer Verlauf der Durchschlagsspannung über dem Druck für unterschiedliche Temperaturen.	178
Abbildung C.12:	Hochspannungs-Instrumentierungs-Steckverbindung als Durchführung durch die Wand des Kryostaten.	179
Abbildung C.13:	Axialer Hochspannungs-Potentialtrenner für He-Gas bei Raumtemperatur.	180

Verwendete Abkürzungen und Kurzbegriffe

α -Response	Charakterisierung einer Bandpaßantwort bei der Messung von TE-Signalen, siehe Kap. 5.2, Seite 82
β -Response	dito
AC	Wechselspannung
AKV	Ankoppelvierpol zur Auskopplung von TE-Signalen
DC	Gleichspannung
DP	siehe DS
DS	Doppelscheibe
DSV	Doppelscheibenverbindung
ICM	Digitales TE-Meßsystem der Firma Power Diagnostix Systems GmbH Aachen
HS	Hochspannung
ITER	International Thermonuclear Experimental Reactor (Fusionsreaktor)
ITP	Institut für Technische Physik am Forschungszentrum Karlsruhe
LHe	flüssiges Helium (4,2 K)
LN ₂	flüssiger Stickstoff (77 K)
MAG	Mittelabgriff
NET	Next European Torus (Planungsvorläufer des ITER)
p.d. TE	phasendiskrete Teilentladung
Phantom-TE	TE, deren Entstehungsort nicht im Bereich des Auskopplungsorts liegt
POLO	Eigenname einer Poloidalfeld-Modellspule
PRPD	phasenaufgelöste TE-Messung (phase resolved partial discharge)
P Spice	Eigenname eines Netzwerkrechnungsprogramms
REPTIL	TE-Auswertesoftware für phasenaufgelöste TE-Messungen, Entwicklung des Inst. für Elektroenergiesysteme und Hochspannungstechnik (IEH), Universität Karlsruhe
TE	Teilentladung
TE-MAP	Darstellung charakteristischer TE-Muster in ihrer Phasenauflösung
TF	Toroidalfeld (z.B. TF-Modellspule)
XLPE	extruded crosslinked polyethylene



1 Einleitung

Die *Tieftemperatur- und Supraleitungstechnologie* hat bereits seit über 20 Jahren ihren festen Platz in Bereichen von Forschung und Technik gefunden. Seit dieser Zeit hat sich auch die "kryogene Energietechnik" zu einem eigenen Forschungsgebiet entwickelt, das u.a. großvolumige Supraleitermagnete für Energiewandlersysteme (Kernfusion, MHD-Generatoren), supraleitende elektrische Maschinen und supraleitende Energiespeicher umfaßt / [1] KOMAREK 1973/. Die Entwicklung solcher supraleitender Magnete zeichnet sich durch einen stark interdisziplinär geprägten Charakter aus. Es ist eine Infrastruktur erforderlich, die neben den physikalisch orientierten und elektro- und konstruktionstechnischen Belangen vor allem auch den kryotechnischen Anforderungen genügt. Solch eine Umgebung, die eine Arbeit auf diesem Gebiet erst ermöglicht, wurde am Forschungszentrum Karlsruhe¹ seit Beginn der 70er Jahre aufgebaut / [2] KOMAREK et al. 1984/. Am heutigen Institut für Technische Physik (ITP) stellt die Entwicklung *supraleitender Magnete* für die Fusionstechnologie einen Schwerpunkt der Forschungsaktivitäten dar .

Die *Hochspannungsproblematik* fand ihren Eingang in das Gebiet der Tieftemperatur-Magnettechnologie durch die Anwendungsmöglichkeiten gepulst betriebener Magnete. Um in kurzer Zeit hohe Leistungen übertragen zu können, war der Übergang zu höheren Spannungen erforderlich. Aus dem Bereich der supraleitenden Energiekabel waren erste Erfahrungen mit der kryogenen Hochspannungstechnik bekannt / [3] KLAUDY 1972/ und wurden in Form von unterschiedlichen Entwicklungsarbeiten mit im Verlauf der Jahre wechselnder Arbeitsintensität weiter ausgebaut. In diesem Zusammenhang sind Untersuchungen an einem supraleitenden 40-MW-/47-kV-Gleichstromleistungsschalter zu nennen / [4] ULBRICHT 1978/ sowie Durchschlagsuntersuchungen an Helium bei tiefen Temperaturen / [5] MAY 1981/. Seit 1986 wurde gezielt die Entwicklung von Hochspannungskomponenten für die supraleitende Magnetspule POLO vorangetrieben. Dazu waren geeignete Meßtechniken zu entwickeln / [6] NYILAS et al. 1989/ bzw. hinsichtlich kryotechnisch bedingter Erfordernisse zu adaptieren.

1.1 Hintergrund der Arbeit

Für die nächste Generation an Fusionsexperimenten mit magnetischem Plasmaeinschluß kommt wegen der Größe des Plasmavolumens und der Notwendigkeit eines kontinuierlichen Plasmabetriebes nur noch der Einsatz von *supraleitenden* Magnetspulen in Betracht / [7] KOMAREK, ULBRICHT 1990/. Im Falle des Tokamakprinzips, wie es z.B. dem ITER (International Thermonuclear Experimental Reactor) zugrunde liegt / [8] THOME 1994/, sind alle zwei Spulensysteme (Poloidal- und Toroidal-feldspulen, vgl. *Abb. 1.1*) aufgrund ihrer induktiven Ankopplung an den Plasmastrom bzw. durch Schnellentladungen dynamischen Stromänderungen unterworfen, die zu induzierten Spannungen in der Größenordnung von einigen

¹ bis 31.12.1994 "Kernforschungszentrum Karlsruhe, KfK"

10 kV führen können. Dies gilt insbesondere für das *Poloidal­feldspulensystem*, das der ohmschen Heizung sowie der Plasma-Positionssteuerung dient, als auch für das *Toroidal­feldspulensystem* bei einer Schnellentregung der Magnete, bei der binnen ca. 10 Sekunden die gesamte gespeicherte Energie ausgekoppelt wird. Schnelle Gleichstrom-Schaltvorgänge nach dem Gegenstromprinzip, wie sie z.B. zur Einleitung der Schnellentregung eines Magneten erforderlich sind, können zudem im Inneren des Magneten Schwingungen anregen, in deren Verlauf es zu lokalen Überbeanspruchungen der Windungs­isolation kommt [9] MIRI et al. 1995/.

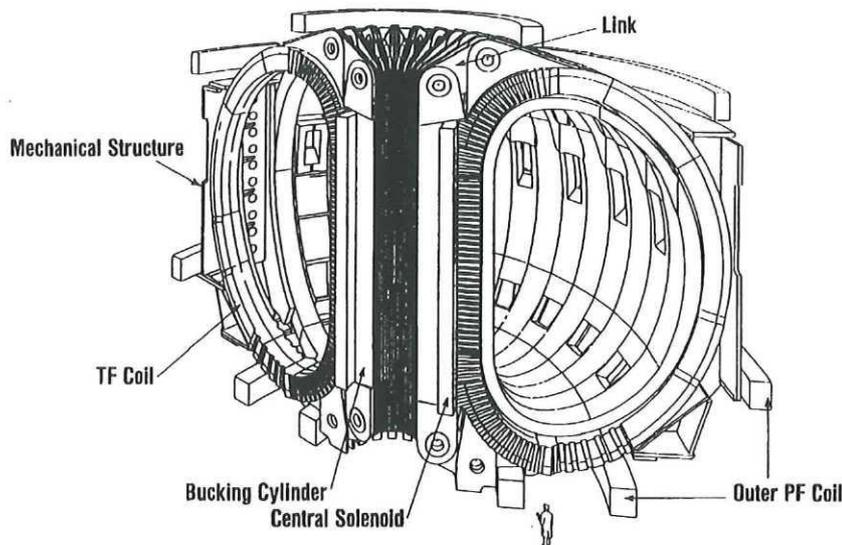


Abbildung 1.1: Aufbau des Magnetsystems eines Fusionsreaktors nach dem Tokamak-Prinzip (am Beispiel des ITER, Stand 1994). TF Coil: senkrecht stehende Toroidal­feldspulen, PF Coil: waagrecht liegende Poloidal­feldspulen. [8]

Die geforderte *Hochspannungsfestigkeit* der supraleitenden Magnetspulen muß bereits während der Entwicklungsphase an Einzelkomponenten und später im Rahmen von Abnahmetests der kompletten Spulen nachgewiesen werden. Die besondere Problemstellung liegt dabei in den zusätzlichen vakuum- und kryotechnischen Anforderungen, die an ein hochspannungstechnisches Bauteil gestellt sind. Außerdem gestaltet sich aufgrund des derzeitigen Prototypcharakters solcher Magnete der sinnvolle Einsatz von Prüfverfahren als schwierig, die auf industrielle Serientests zugeschnitten sind.

Bei der Entwicklung supraleitender Poloidal­feldspulen für den magnetischen Plasmaeinschluß stellt die am ITP des Forschungszentrums Karlsruhe entwickelte und getestete *POLO-Modellspule* die Basis für einen neuen Typ von supraleitenden Großmagneten dar [10] BAYER et al. 1994, [11] DARWESCHSAD et al. 1995/. Mit dem Durchmesser von 3 m und der geforderten Hochspannungsfestigkeit von $\hat{U}_N = 23$ kV kommt ihrem Entwicklungskonzept eine besondere Bedeutung zu. Die in diesem Zusammenhang gewonnenen Erkenntnisse bilden die Grundlage und Motivation für weiterführende Untersuchungen, die hinsichtlich der Hochspannungsfestigkeit supraleitender Großmagnete erforderlich sind. Bestätigt wird dies durch das gegenwärtig

internationale Interesse, die Hochspannungskomponenten der POLO-Modellspule und die Testmethoden für andere Projekte zu modifizieren bzw. sogar direkt zu übernehmen (z.B. ITER /[8] THOME 1994/, W7-X (EU) /[12] BEIDLER et al. 1989/, TPX (U.S.A.) /[13] BULMER et al. 1994/).

Ende 1986 lief im *Kryogenen Hochspannungslabor* des ITP die gezielte Entwicklung der Hochspannungskomponenten für die POLO-Modellspule an. Dabei handelte es sich um

- ♦ Untersuchungen zur Windungs- und Erdisolation der Spule,
- ♦ radiale und axiale Potentialtrenner, die im Anschlußbereich der Stromzuführungen benötigt werden,
- ♦ die Entwicklung eines Hochspannungsinstrumentierungskabels und
- ♦ potentialgesteuerte Durchführungen der Instrumentierungskabel, z.B. zur Abschirmung des Anschlußbereiches des Instrumentierungskabels an die Spule.

Als zerstörungsfreie Prüftechnik kam bereits von Anfang an die *Teilentladungs(TE)-Meßtechnik* zum Zuge. Seit 1990 wurde allmählich auch die Möglichkeit der statistischen TE-Auswertung eingesetzt.

Mit diesen TE-Messungen wird eine Meßtechnik aufgegriffen, die im konventionellen Hochspannungsbereich bereits erfolgreich eingesetzt wird, wenngleich sie hinsichtlich statistischer Auswerteverfahren und physikalischer Interpretationsmöglichkeiten immer noch Inhalt anhaltender Diskussionen und Forschung ist /[14] ZINGALES 1993, [15] ETG 1995/.

Für die Entwicklung supraleitender Großmagnete ist die *Zerstörungsfreiheit* der TE-Messungen von großer Bedeutung. Jede gegenwärtig gefertigte Spule besitzt Prototypcharakter und ist aufgrund ihrer zeit- und kostenintensiven Entwicklung unersetzbar. Auf der anderen Seite erschwert gerade der Prototypcharakter die Interpretationsmöglichkeiten der TE-Ergebnisse, weil die bei einer Serienfertigung anfallenden Erfahrungswerte und Referenzdaten fehlen.

Im speziellen Fall der *kryogenen Betriebsbedingungen* der Magnete ändern sich zudem physikalische Eigenschaften der elektrischen Isolationsmaterialien durch die Abkühlung auf 4,2 K und damit auch die Randbedingungen für auftretende Teilentladungen.

Den stärksten thermomechanischen Beanspruchungen muß ein kryogenes Isolationssystem bereits bei der Abkühlung auf ca. 150-100 K standhalten. Die weitere Abkühlung auf 4,2 K verläuft demgegenüber unkritisch. Damit finden sich die grundlegenden Fragestellungen zum Einsatz kryogener Isolationssysteme bei der technischen Anwendung klassischer Tieftemperatur-Supraleiter auch hinsichtlich der *Hochtemperatur-Supraleitung* (HTSL) wieder.

1.2 Zielsetzung der Arbeit

Das Wort *Diagnose* ist allgemein als "unterscheidende Beurteilung oder Erkenntnis" bzw. "Feststellen und Klassifizieren" bestimmter Merkmale definiert /[16] DUDEN/.

In diesem Sinne stellt sich für die Entwicklung supraleitender Großmagnete und ihrer Hochspannungs-Isolationssysteme die Frage nach geeigneten Diagnosewerkzeugen zur Isolationsbeurteilung. Den besonderen Randbedingungen der kryogenen Anwendung sowie den bisher sehr geringen Erfahrungen auf diesem Gebiet sind dabei Rechnung zu tragen.

Die Zielsetzung der vorliegenden Arbeit läßt sich folgendermaßen beschreiben:

- a. Dokumentation der speziellen Erfordernisse im Bereich neuartiger kryogener Hochspannungs-Komponenten (am Beispiel der POLO-Modellspule).
- b. Bewertung konventioneller Hochspannungsprüfmethode auf dem Hintergrund der elektrischen Isolationskonzepte supraleitender Großmagnete und ihrer außergewöhnlichen Randbedingungen.
- c. Erstmalige Anwendung der Teilentladungs-Isolationsdiagnostik zur Überwachung des Isolationszustands eines supraleitenden Großmagneten bei Raum- und Tieftemperaturbedingungen ($T < 10$ K).
- d. Bewertung der Möglichkeiten und Grenzen der Isolationsdiagnostik in dieser speziellen Anwendung.
- e. Erarbeitung notwendiger Schwerpunkte hinsichtlich der erforderlichen Weiterentwicklung der Isolationsdiagnostik für supraleitende Großmagnete (z.B. ITER).

Die besondere Herausforderung dieser Zielsetzung liegt in ihrem interdisziplinärem Charakter, der einen Brückenschlag zwischen der Hochspannungs-Prüf- und -Meßtechnik einerseits und den konstruktions- und betriebstechnischen Besonderheiten eines supraleitenden Großmagneten andererseits erfordert. Durch die kryogene Betriebstemperatur des Magneten von 4,2 K sind feste Randbedingungen vorgegeben.

1.3 Inhalt der Arbeit

Aus der genannten Zielsetzung ergeben sich zwei inhaltliche Schwerpunkte der Arbeit:

1. *Zusammenfassung der Entwicklungen der neuartigen kryogenen Hochspannungs(HS)-Komponenten für die POLO-Modellspule auf dem Hintergrund der speziellen Randbedingungen kryogener Isolationssysteme :*

Bei der Übertragung vorhandener hochspannungstechnischer Entwurfsprinzipien auf die Anwendungen der Tieftemperaturtechnik kommt der Auswahl der elektrischen Isolierstoffe und ihrer Fertigungsverfahren besondere Bedeutung zu. In der vorliegenden Arbeit werden

im wesentlichen die *Isolationskonzepte* der POLO-Modellspule und der in Planung befindlichen ITER-TF-Modellspule einander gegenübergestellt (Kap. 2.5 und 2.7). In Kap. 2.6 wird kurz auf die Konstruktionsprinzipien der kryogenen Hochspannungskomponenten eingegangen. Der Vollständigkeit halber und zum besseren Verständnis der diskutierten Ergebnisse der HS-Messungen sind im ANHANG C beispielhaft einige Einzelheiten zu Aufbau und Fertigung von POLO-HS-Komponenten aufgenommen. Eine vollständige Dokumentation der Entwicklung der POLO-HS-Komponenten ist zugunsten der Überschaubarkeit der vorliegenden Arbeit gesondert veröffentlicht /[17] IRMISCH et al. 1996/.

2. *Darstellung und Bewertung der tieftemperaturspezifischen Ergebnisse der POLO-Hochspannungsprüfungen im Hinblick auf ihre Bedeutung für die Qualitätssicherung:*

Kap. 3 und 5 befassen sich mit Fragen der Hochspannungs-Isolationsdiagnostik an supraleitenden Großmagneten und der POLO-Modellspule im besonderen. Ersteres der beiden Kapitel beinhaltet zunächst eine Diskussion der Prüfmethode hinsichtlich supraleitender Großmagnete im allgemeinen bzw. ganzer Großmagnetsysteme (z.B. Tokamak-Magnetsystem), Kap. 3.1.

Es schließen sich die Darstellung der DC-Isolationsmessungen an der POLO-Modellspule (Kap. 3.2) und einige Betrachtungen zu den durchgeführten Stoßspannungsprüfungen der Windungsisolierung an (Kap. 3.3).

Dem Schwerpunkt der *Teilentladungs(TE)-Messungen* mit ihren tieftemperaturspezifischen Eigenheiten wurde ein eigenes Kapitel gewidmet (Kap. 5). Vorab enthält Kap. 4 eine Modellbildung, die in qualitativ theoretischer Betrachtungsweise TE-Charakteristika beschreibt und zum grundsätzlichen Verständnis von TE-Vorgängen beiträgt.

In Kap. 6 werden die wesentlichen Erkenntnisse der vorliegenden Arbeit zusammengefaßt und hinsichtlich ihrer Bedeutung bzw. noch offener Fragestellungen diskutiert.

2 Elektrische Isolationssysteme supraleitender Magnete

"Die elektrische Isoliertechnik ist die Lehre von der Potentialtrennung" /[18] KAHLE 1989/.

Eine Potentialtrennung kann praktisch in allen Aggregatzuständen realisiert werden. Die Lösungsbreite wird lediglich durch zusätzliche Funktionen, die von der Isolierung übernommen werden müssen, eingeschränkt. Hierzu gehören mechanische Trag- und Distanzierungsfunktionen, Aufgaben der Wärmeableitung oder Hüllfunktionen.

Abgesehen von Standardgeräten der Elektroenergieversorgung erfordern viele elektrotechnische Prozesse *spezielle* Isolierlösungen. So müssen z.B. bei elektrothermischen Verfahren solche für hohe Temperaturbelastungen und in der *Kryotechnik* solche für Temperaturen in der Nähe des absoluten Nullpunkts Verwendung finden.

Je nach Konzeption und Bauart eines *supraleitenden Magneten* müssen unterschiedliche Isolationsmaterialien die Aufgabe der elektrischen Potentialtrennung übernehmen. Neben der elektrischen Beanspruchung sind auch hier in der Regel noch weitere Funktionen wahrzunehmen, die mit dem kryotechnischen Einsatz der Materialien einhergehen /[19] GERHOLD et al. 1992/. So ist die Frage nach der Art des zu verwendenden Isolationsmediums meist *keine* Frage nach seinen dielektrischen Eigenschaften. Sie wird in erster Linie durch konstruktions- und kühltechnische Gesichtspunkte vorgegeben sein.

Die folgenden Ausführungen beschränken sich schwerpunktmäßig auf die elektrische Isolation *zwangsgekühlter* Magnete, d.h. die LHe-Kühlung erfolgt in geschlossenen Kühlkreisläufen im Inneren des Spulenleiters (siehe Kap. 2.5), die Windungsisolation selbst ist kühlmittelundurchlässig. Der Isolationsproblematik *heliumdurchlässiger* Spulen- und Windungsisolierungen (Badkühlung) haben sich z.B. GERHOLD und HARA gewidmet /[20] 1993/.

2.1 Vakuum

Im Bereich der gasförmigen Isoliermedien spielt das *Vakuum* eine besondere Rolle. Um eine sehr gute thermische Isolationsfähigkeit zu erreichen, muß der Kryostat bei zwangsgekühlten Magneten evakuiert sein. Auf diese Weise können die durch Konvektion und Wärmeleitung entstehenden Wärmeverluste bei Tieftemperaturen auf ein Minimum reduziert werden.

Die dielektrische Festigkeit ist ähnlich gut wie bei flüssigen und festen Isolierstoffen (siehe *Tab. A.1*, ANHANG). Der elektrische Durchschlag im Vakuum benötigt Ladungsträger, die nur den angrenzenden festen Oberflächen entstammen können, d.h. es spielen Effekte wie Feldemission, Erwärmung lokaler Emissionsgebiete und Mikropartikel auf der Oberfläche eine entscheidende Rolle /[21] MEEK et al. 1978/. Untersuchungen bei *kryogenen Temperaturen* zeigten, daß die elektrische Festigkeit bis zu 50 % höher ausfallen kann /[22] BOBO 1970, [23]

SCHMIDT 1979/. Erklärt wird der Effekt mit einer erhöhten thermischen Leitfähigkeit des Elektrodenmaterials und größerer Austrittsarbeit. Speziell für Tripelpunkte² findet sich diese Beobachtung auch bei MAZUREK/[24] 1989/.

Oberflächenüberschläge in Vakuum gehen in der Regel vom Kathoden-Tripelpunkt aus und sind somit polaritätsabhängig /[25] MILLER 1989/. Außerdem spielen der Aufbau (Homogenität) und die Formgebung des Isolators sowie die Spannungsform eine Rolle. Die AC-Belastung führt gegenüber der DC- und Stoßspannungs-Beanspruchung zu der geringsten Durchschlagsfestigkeit. Das bedeutet für die Ergebnisse von AC-Teilentladungsmessungen, daß sie gegenüber im Betrieb pulsformig auftretenden Betriebsspannungen an einem Magneten besonders bewertet werden müssen.

Kryogene Temperaturen können die elektrische Festigkeit entlang von Isolatoroberflächen um ca. 30 % erhöhen /[26] WANKOWICZ 1983/, wofür der Temperatureinfluß auf das von der Isolatoroberfläche adsorbierte Gas verantwortlich gemacht wird.

Die geschilderten Einflußgrößen und ein auftretender Konditionierungseffekt /[27] SCHAUER 1979/ gestalten eine *optimierte* Dimensionierung von vakuumisolierten Bauteilen äußerst schwierig.

Im Übergangsbereich oberhalb des *Großvakuums* geht die Spannungsfestigkeit durch zwei Effekte verloren, die mit dem Verlauf der *Paschenkurve* links vom Paschenminimum einhergehen:

- a. Ein Ansteigen des Gasdrucks bzw. der Gasdichte (vgl. Kap. 2.2, gasförmige Isoliermedien).
- b. Ein Vergrößern des Elektrodenabstands, d.h. eine Verlängerung des Weges, auf dem die Ladungsträger (Elektronen) beschleunigt werden können.

Letzterer Effekt tritt z.B. unter *transversalen Magnetfeldern* auf und führt im Bereich links des Paschen-Minimums (geringe Gasdichte) zu einem drastischen *Absinken* der elektrischen Festigkeit /[28] HARA et al. 1989/. Dieser Einfluß macht sich bereits ab einer Flußdichte von $B > 0,5$ T bemerkbar. Für höhere Gasdichten im Bereich des Paschen-Minimums ($p = 1 \dots 100$ mbar, $T = 293$ K) haben LUTON et al. bei Durchschlagmessungen unter einem transversalen Feld bis $B = 2,2$ T einen merklichen *Anstieg* der Durchschlagsspannung festgestellt, der allerdings zu gering ist, um im Rahmen der Auslegung von Hochspannungskomponenten berücksichtigt zu werden /[29] 1986/.

² Tripelpunkt: Ort auf einer Elektrodenoberfläche, an dem *zwei* unterschiedliche Dielektrika aneinandergrenzen, z.B. feste Isolation und Vakuum.

2.2 Gasförmige Isoliermedien (Helium)

Abb. 2.1 zeigt die Paschenkurve für Helium bei 5 K (Abszisse umgerechnet für ideales Gas). Aufgetragen ist die Durchschlagsspannung U_d über dem Produkt aus Gasdruck p und Elektrodenabstand d . Ausgehend vom *Paschen-Minimum* im Bereich von $p \cdot d = 1$ mbar mm steigt die Durchschlagsfestigkeit bei *niedrigeren* Drücken (Dichten) aufgrund einer zu geringen Anzahl ionisierbarer Teilchen, bei *höheren* Drücken sinkt die mittlere freie Weglänge der Elektronen, wodurch ebenfalls die Anzahl der Ionisierungsprozesse abnimmt und damit die Spannungsfestigkeit steigt.

Die mit "Literature review" bezeichnete Kurve in **Abb. 2.1** enthält als Referenz die von GERHOLD und DAKIN zusammengestellten Werte /[30] 1977/. Die mit Symbolen wiedergegebenen Messungen wurden im Rahmen der eigenen Arbeit durchgeführt. Der Aufbau der Versuchsvorrichtung orientierte sich an praxisnahen Randbedingungen. So wurde z.B. festgestellt, daß lokal im Durchschlagsbereich der Elektroden eingebrachte *He-Leckagen* (10^{-2} mbar $l^{-1} s^{-1}$) keinen signifikanten Einfluß auf die ausgemessene Paschenkurve zeigten /[31] IRMISCH et al. 1993/. Die in **Abb. 2.1** sichtbare Abweichung zwischen den eigenen Messungen und der "Literatur-Referenz" von etwa einer halben Größenordnung bezogen auf die Abszisse konnte zunächst nicht weiter geklärt werden. Eine nur abschätzbare Größe sind die Abweichungen zwischen dem integral gemessenen Druck im Versuchskryostaten (Meßröhre auf Raumtemperaturniveau) und dem partiell vorherrschenden Druck im Elektrodenbereich (Tiefemperaturniveau). Außerdem wurden die Elektroden im Rahmen der Versuchsreihen nicht ausgeheizt.

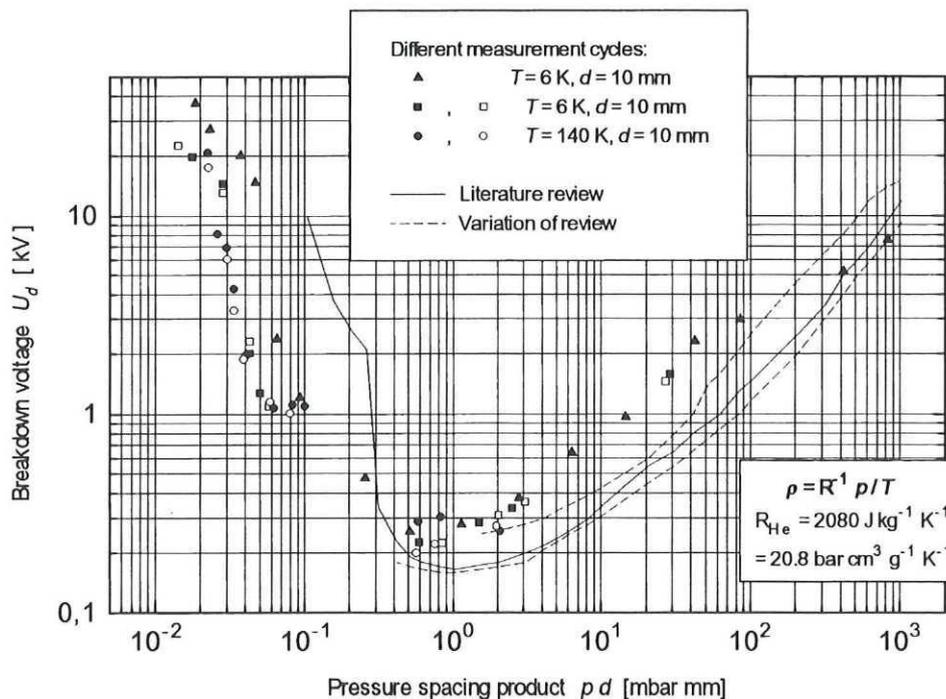


Abbildung 2.1: Paschenkurve von Helium, Abszisse für $T = 5 \text{ K}$ umgerechnet.

Für Elektrodenabstände $d \leq 10$ mm muß bereits bei einem Druck von $p \geq 10^{-3}$ mbar ($T = 5$ K, $\rho \geq 10^{-8}$ g/cm³) mit einer erheblichen Verminderung der elektrischen Festigkeit gerechnet werden, die schnell zum Durchschlag führt. In der Praxis können solche Druckanstiege durch Restgaseffekte oder Leckagen verursacht sein. Es ist zu beachten, daß im Druckbereich, in dem die Molekularströmung vorherrscht ($pd < 10^{-4}$ mbar mm bei $T = 5$ K, $pd < 10^{-1}$ mbar mm bei $T = 300$ K, vgl. *Tab. B.1*), der Gasdruck in kleinen Nischen der Apparatur durchaus noch höher sein kann als im integral gemessenen Vakuumraum. Die Frage des Druckausgleichs hängt dabei mit der vorherrschenden Strömungsart zusammen, die ihrerseits durch den Druck p , die Temperatur T und durch die gegebenen geometrischen Verhältnisse bestimmt wird.

ANHANG B gibt einen Überblick über die Zuordnungen der Strömungsarten zu verschiedenen Druckbereichen des Vakuums. Dabei wurden die zugrundeliegenden Daten aus *[32] WUTZ et al. 1986/* (Raumtemperatur) um spezielle Angaben für He-Gas im *kryogenen* Temperaturbereich ergänzt.

Eine bemerkenswerte Möglichkeit zur Anhebung des Paschenminimums auf 1 kV stellen FAST und HART vor, indem sie die Gasisolationstrecke mit Glaskugeln hoher Dielektrizitätszahl füllen ($\emptyset 300$ μ m) *[33] 1990/*.

Ein im Bereich der Hochspannungsfestigkeit supraleitender Magnete oftmals diskutierter Weg, die Auswirkungen des Paschenminimums zu entschärfen, besteht in der Verwendung *beschichteter Elektroden* (geschichtetes Dielektrikum). Die Teilentladungs-Einsatzspannung in einem solchen Gasraum verhält sich druckabhängig in Anlehnung an die Paschenkurve, ohne daß es direkt zum Spannungszusammenbruch kommt. Angesichts der lediglich unipolaren pulsformigen Spannungsbeanspruchung eines supraleitenden Großmagneten könnten solche Lösungen geeignet erscheinen. Es muß bei diesen Überlegungen jedoch berücksichtigt werden, daß die oft komplexen geometrischen Verhältnisse technischer Anordnungen kaum Aussagen über die Entstehung und Ausbreitung eines in Folge des Paschenminimums gezündeten Plasmas zulassen. Unvorhersehbare Überschlagskanäle sind nicht auszuschließen, die sich entlang des leitfähigen Plasmas aufgrund völlig veränderter elektrischer Feldverhältnisse ausbilden. Insbesondere ist noch unklar, inwieweit solch ein Plasma unter *kryogenen* Bedingungen die Isolationsoberfläche schädigen kann.

Für viele Magnetanwendungen ist die Spannungsfestigkeit von Heliumgas bei *atmosphärischem* Druck von Interesse (z.B. bei Badkühlung). Ausgehend von $E_{krit} = 10$ kV/mm bei $T = 5$ K ($\rho = 10^{-2}$ g cm⁻³) *[34] GERHOLD 1972/* nimmt die Dichte mit steigender Temperatur ab und die Durchschlagsfestigkeit des He-Gases sinkt, *Abb. 2.2*.

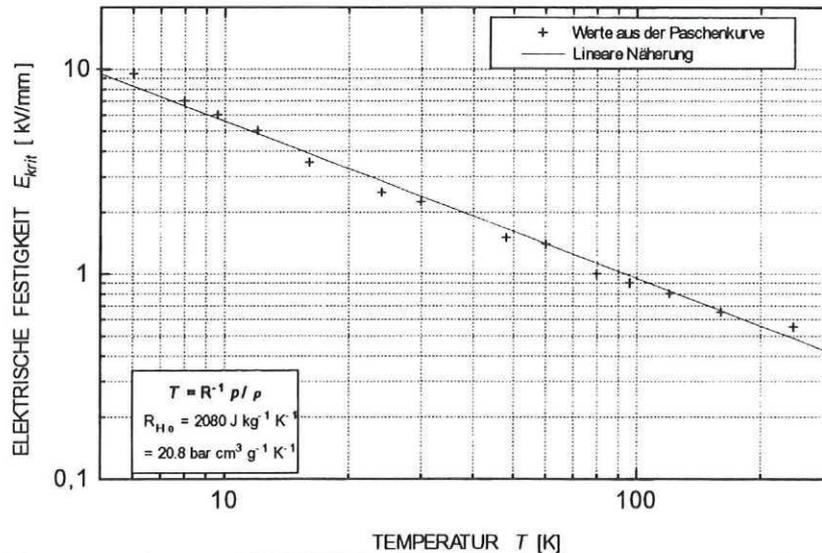


Abbildung 2.2: Elektrische Festigkeit von Helium-Gas bei $p = 1 \text{ bar}$, abgeleitet aus der Paschenkurve nach [30]. ($\rho|_{5\text{K}} = 10^{-2} \text{ g cm}^{-3}$; $\rho|_{300\text{K}} = 1,6 \cdot 10^{-4} \text{ g cm}^{-3}$)

Bei hohen Gasdichten entstehen im Tieftemperaturbereich Probleme in inhomogenen Feldern. Es tritt eine Degradation des verdichteten Gases ein, die bei niedrigen Schlagweiten eine Spannungssättigung ($U_d \sim 10 \text{ kV}$) mit sich bringt [35] HARA et al. 1991, [19] GERHOLD et al. 1992/.

Im Zusammenhang mit geschlossenen Kühlkreisläufen kann Heliumgas im überkritischen Zustand als Dielektrikum vorliegen (z.B. innerhalb axialer Potentialtrenner). Dieser Fall läßt sich gut beherrschen, da He-Gas in Verlängerung des rechten Astes der Paschenkurve bei kryogener Temperatur eine ausreichend hohe elektrische Festigkeit besitzt. Das Paschengesetz selbst gilt hier aber nicht mehr. GERHOLD gibt für die Gültigkeit der Paschenkurve eine Grenze von $\rho \leq 0,02 \text{ g/cm}^3$ an [34] 1972/. Ab $\rho > 0,07 \text{ g/cm}^3$ nimmt die Dichteabhängigkeit der elektrischen Festigkeit des überkritischen He-Gases immer mehr ab zugunsten einer reinen Druckabhängigkeit. Eine sehr übersichtliche Darstellung des Sachverhaltes findet sich bei MEATS [36] 1972/, der die elektrische Festigkeit des He-Gases als "Äquifeldstärke"-Linien in das p - ρ -Phasendiagramm für Helium einträgt, Abb. 2.3. Die elektrische Festigkeit von überkritischem Helium ($p > p_{\text{krit}} = 2,23 \text{ bar}$) liegt bei Temperaturen von $T < T_{\text{krit}} = 5,2 \text{ K}$ über 30 kV/mm , wobei man in diesem Bereich bereits von "überkritischem Fluid" reden könnte.

Mit der Beweglichkeit von Elektronen in He-Gas unter kryogenen Bedingungen befaßten sich LEVINE und SANDERS [37] 1967/. Die Autoren stellten fest, daß in gesättigtem He-Gas bei $4,2 \text{ K}$ die Beweglichkeit der Elektronen um vier Größenordnungen unter den aus der kinetischen Gastheorie zu erwartenden Werten liegt.

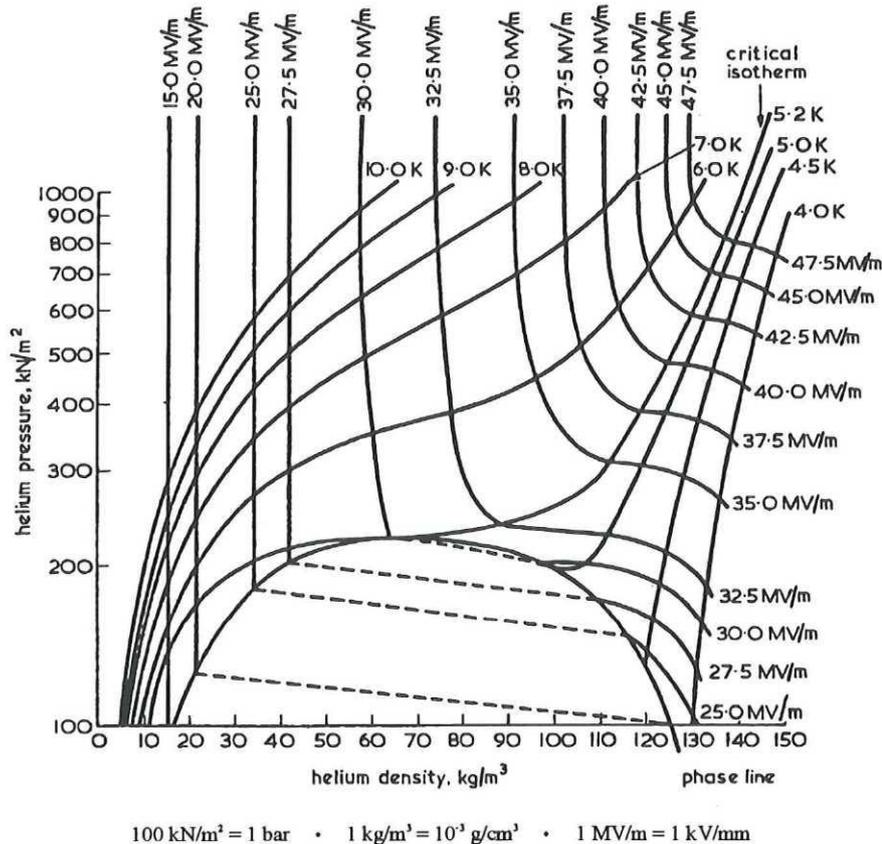


Abbildung 2.3: Durchschlagsfeldstärken für Helium im p - ρ -Phasendiagramm. Messingelektroden, Abstand $d = 1 \text{ mm}$. [36]

Hinsichtlich der Kühlung von Apparaturen für *Hochtemperatur-Supraleiter* (HTSC) sei noch *Stickstoff* als gasförmiges Isoliermedium erwähnt. Nahe dem Siedepunkt ist die Gasdichte von N_2 bei atmosphärischem Druck etwa vier mal so groß wie bei Raumtemperatur. Untersuchungen zur Gültigkeit der Paschenkurve und zu Auslegungskriterien bei kryogenen Temperaturen finden sich bei HARA et al. /[38] 1989/. Im homogenen Feld ist alleine die Gasdichte für den elektrischen Durchbruch verantwortlich. Im inhomogenen Feld dagegen spielt die Polarität der Spannung eine entscheidende Rolle. Bei negativer Spitze folgt der Durchbruch unmittelbar dem Koronaeinsetz.

2.3 Flüssige Isoliermedien

Flüssigkeiten kommen als Isoliermedium bei badgekühlten Magneten zum Einsatz, aber auch bei zwangsgekühlten Magneten innerhalb von axialen Potentialtrennern in den geschlossenen Kühlkreisläufen.

Die Durchschlagsfestigkeit von *flüssigem Helium* ist vergleichbar mit der von Transformatoröl bei Raumtemperatur ($E_d = 22\text{-}29 \text{ kV/mm}$), die Dielektrizitätszahl beträgt ϵ_r ,

= 1,05 / [39]/. Die elektrische Festigkeit von *flüssigem Stickstoff* liegt mit $E_d = 34$ kV/mm noch etwas höher bei einer Dielektrizitätszahl von $\epsilon_r = 1,54$.

Beträchtlich einbrechen können diese Durchschlagswerte im Falle von Blasenbildungen. Je nach Heizleistung und Höhe des elektrischen Feldes bilden sich unterschiedlich große Blasen im Bereich der Elektroden aus, über deren Gasphase der elektrische Durchschlag dann stattfindet. Eine Zusammenstellung der Einflußgrößen findet sich bei KRÄHENBÜHL / [40] 1990/, detailliertere Abhandlungen bei GERHOLD / [41] 1987, [42] 1991/ und HARA et al. / [43]-[45] 1987-89/.

Prinzipiell bieten sowohl *Badkühlung* als auch *Zwangskühlung* unterschiedliche Vorteile hinsichtlich Fertigung und Betrieb eines supraleitenden Großmagneten. Ein Vergleich beider Kühlarten wurde im "Large Coil Task" (LCT) erarbeitet / [46] BEARD et al. 1988/. *Tab. 2.1* gibt eine entsprechende Gegenüberstellung wieder / [47] TSUJI et al. 1985/. Für supraleitende *Fusionsmagnete*, die größer als die LCT-Spulen sind, ist aufgrund der größeren Kräfte mehr Strukturmaterial erforderlich. Diese Spulen sind dann nur noch in zwangsgekühlter Bauweise realisierbar (vgl. ITER, Kap. 2.7).

	Badkühlung ¹	Zwangskühlung ¹
Einfache Leitergeometrie	2	4
<i>Einfache Wicklungsgeometrie²</i>	3	2
Kosten der Leiterfertigung	2	4
<i>Kosten der Wicklungsfertigung</i>	3	2
Aufwand für Qualitätssicherung	2	4
<i>Möglichkeit interner Kurzschlüsse</i>	4	2
<i>Hochspannungseigenschaften</i>	3	1
<i>Vakuumdichtheit</i>	3	2
Thermischer Wirkungsgrad während stationärer Kühlung	2	4
<i>Steifigkeit der Wicklung</i>	4	3
<i>Möglichkeit innerer Störungen</i>	3	2
Stabilität gegenüber Wärmeeinkopplung von außen	2	2
Eigenständiges Erholen nach normalleitendem Zustand	2	4
Druckanstieg in Folge schneller Entladungen	2	2
Zuverlässigkeit bei Ausfall des Kühlsystems	2	2

¹ 1 = sehr gut; 2 = gut; 3 = ±; 4 = schlecht
² kursiv dargestellte Punkte mit Vorteilen bei Zwangskühlung.

Tabelle 2.1: Vergleich zwischen badgekühlten und zwangsgekühlten Spulen. [47]

2.4 Feste Isoliermedien

Für die Auslegung der elektrischen Festkörperisolation supraleitender Magnete muß grundlegend die Entscheidung zwischen *anorganischen* (Keramik) oder *organischen Werkstoffen*

Biologischen Schild und den supraleitenden *Magnetspulen*. Bis zum Erreichen der Magnete wird die Neutronen- und γ -Strahlung der Fusionsreaktion um einen Faktor von ca. 10^6 abgeschwächt. Die verbleibende Strahlungs-dosis liegt für die gesamte Lebensdauer in der Größenordnung von 10^7 Gy⁴⁾ und deckt sich mit dem Grenzwert einer 25%igen Degradation der mechanischen Festigkeit von Isolationssystemen auf Epoxidharzbasis, wie er von MAURER in einer Zusammenstellung verfügbarer Daten zur Neutronen- und γ -Strahlungsdegradation von organischen Isolationen resümiert wird /[49] 1985/. Die bis dorthin veröffentlichten Ergebnisse zeigen außerdem, daß generell die Strahlungsdegradation *mechanischer* Eigenschaften bereits bei geringeren Strahlungsdosen einsetzt gegenüber der Degradation der *elektrischen* Eigenschaften (Durchschlagsspannung, Leitfähigkeit). Hierin liegt der Grund für die Konzentration späterer Untersuchungen auf Fragestellungen der mechanischen Festigkeit.

Hinsichtlich der *Scherfestigkeit glasfaserverstärkter* Epoxidharzproben, wie sie für die Windungs-isolation von Fusionsmagneten von Relevanz ist, findet sich für borfreies Glas ebenfalls ein tolerierbarer Grenzwert von 10^7 Gy wieder, bei anderen Glasarten treten bei gleicher Strahlungsdosis um den Faktor 3 bis 4 stärkere Degradationen der Scherfestigkeit auf /[50] PÖHLCHEN 1992, [51] KATHEDER et al. 1994/. Unterschiedliche *Glasfaservermaschungen* und *Matrixmaterialien* wurden von HUMER et al. auf ihre Strahlungsbeständigkeit hin untersucht /[52] 1994/.

Die zuletzt angeführten Untersuchungen zeigen, daß die *Scherfestigkeit* der Proben u.a. maßgeblich durch die Eigenschaften der *Glasfasern* beeinflußt wird. Selbst bei noch ausreichender Scherfestigkeit ist bereits eine sichtbar eingesetzte Zerstörung des *Matrixmaterials* vorhanden. Dieser Umstand legt die Vermutung nahe, daß mit Hilfe der *Teilentladungs(TE)-Meßtechnik* Rückschlüsse auf den Grad einer vorliegenden Strahlungsdegradation gezogen werden können, noch *bevor* sich die mechanische Festigkeit deutlich verschlechtert. Selbst wenn erst bei noch weiter fortgeschrittener Strahlungsdegradation die elektrische *Durchschlagsfestigkeit* abnimmt, ist nicht auszuschließen, daß TE in zerstörten Bereichen einer angegriffenen Matrix bereits bei deutlich niedrigeren Strahlungsdosen die elektrische *Langzeitfestigkeit* heruntersetzen. Untersuchungen in dieser Richtung unter Einbeziehung der Möglichkeiten der TE-Isolationsdiagnostik sind bisher nicht bekannt.

2.4.2 Mechanische Belastung

Sieht man von der Strahlungsbelastung ab, so muß die elektrische Feststoffisolation eines supraleitenden Magneten zunächst *mechanischen Belastungen* standhalten - unabhängig von der Höhe der *elektrischen Beanspruchung*:

1. *Innere thermomechanische* Beanspruchungen aufgrund des Abkühlvorgangs, wobei Spannungen im Feststoff selbst auftreten sowie Grenzflächenspannungen in Verbundisolationen

⁴ Einheit der Energiedosis: 1 Gy = 100 Rad = 1 Joule/kg

und in der Klebeschicht zwischen Isolation und Elektrode. Hier spielen die Ausdehnungskoeffizienten eine maßgebliche Rolle für die Auswahl von geeigneten Isolationsmaterialien.

2. *Äußere Scher- und Druckkräfte*, die aufgrund der wirksamen Lorentzkräfte auf eine erregte Spule einwirken und vor allem die Windungsisolation beanspruchen. Hierbei treten bei impulsförmigen Belastungen einer Spule (z.B. Schnellentladung) Scherkräfte auf, deren Höhe von der konstruktiven Auslegung der Spule abhängt. Im Fall der POLO-Modellspule wurden durch Schnellentladungen zwischen zwei Windungslagen Scherkräfte bis zu 13 MPa erreicht /[53] SIHLER et al. 1995/.

Zur grundlegenden Problematik der inneren thermomechanischen Beanspruchungen findet sich bei BAHDER et al. /[54] 1983/ eine Untersuchung, bei der verschiedene Isolationswerkstoffe durch Eintauchen in das Kühlmittel mehreren Abkühlzyklen unterzogen und anschließend auf *Mikrorisse* hin inspiziert wurden. An keinem der dem Test unterzogenen Materialien (z.B. phenolharzgetränktes Papier, glasfasergefülltes Phenolharz, Polyethylen, "crosslinked" PE (XLPE)) bildeten sich Mikrorisse, weder bei dem Abkühlzyklus auf 77 K noch bei dem auf 4,2 K. *Für diese Testreihen wurde ausschließlich der reine Isolationswerkstoff ohne metallische Elektrode benutzt.* Erst in der Anordnung als Kabel mit einem metallischen Innenleiter traten Risse auf, weil die Isolationsmaterialien bei der Abkühlung stärker schrumpften. Die Rißbildung konnte dadurch verhindert werden, daß der Innenleiter bei der Fertigung des Kabels (Raumtemperatur) lose im XLPE eingebettet wurde und erst durch die Abkühlung das XLPE auf den Leiter aufschrumpfte und ihn dadurch fixierte.

Das Grundproblem der festen Isolierstoffe ist in erster Näherung somit nicht ihre elektrische Spannungsfestigkeit an sich, die bei kryogenen Temperaturen sogar noch besser wird. Vielmehr geht es im Bereich technischer Anwendungen darum, eine mechanische Degradation der Isolierung in Form von (Mikro-)Rissen zu verhindern bzw. nur so begrenzt zuzulassen, wie dies hinsichtlich von Alterungseffekten vertretbar ist.

Ein Verbundisolationssystem, das diesen Anforderungen am ehesten gerecht wird, ist der *glasfaserverstärkte Kunststoff* auf Epoxidharzbasis (GFK). Je nach Laminierungstechnik gelingt die Anpassung an unterschiedliche Ausdehnungskoeffizienten miteinander verbundener Materialien /[55] SCHWARZ et al. 1990/. Kritischer Gesichtspunkt bleibt jedoch die innere Bruchdehnung des Kunststoffs. Durch Abkühlung einer *reinen Materialprobe* eines Polymers wird die Bruchdehnung zwar kleiner, gleichzeitig vergrößert sich der E-Modul jedoch deutlich, so daß die Festigkeit des Materials erhalten bleibt. Anders verhält es sich mit *Verbundisolationen* /[56] HARTWIG 1994/. Hier entstehen beim Abkühlen aufgrund unterschiedlicher Ausdehnungskoeffizienten des Füllmaterials (z.B. Quarzsand oder Glasfaser) und des Matrixmaterials (z.B. Epoxidharz) kompliziert verteilte und konzentrierte mechanische Beanspruchungen im Inneren des Verbundsystems und setzen die Bruchdehnung des Matrixmaterials innerhalb des Gesamtsystems herab. Es entstehen im Material Mikrorisse, wobei viele kleine Risse, auf die sich die inneren Spannungen verteilen, weniger gefährlich sind gegenüber einzelnen Rissen, in deren

Bereich sich die Spannungen konzentrieren. Im Glasfaser-Epoxidharz-Verbund gewährleisten also in erster Linie die Glasfasern die integrale mechanische Festigkeit des Isolationssystems.

Somit unterscheidet sich das Ermüdungsverhalten eines Isolationsmaterials *als Matrix* innerhalb der Verbundisolation deutlich vom Ermüdungsverhalten des Materials *in Reinform*. **Tab. 2.2** gibt eine Übersicht wieder, inwieweit Eigenschaften polymerer Materialien ("bulk properties") auf Verbundsysteme übertragen werden können /[56] HARTWIG 1994/.

Materialeigenschaften	"Bulk"-Eigenschaften übertragbar?	Einschränkungen
Spezifische Wärme	ja	Grenzflächeneffekte unterhalb von 5 K.
Thermische Leitfähigkeit	ja	
Thermische Ausdehnung	ja	
Dielektrizitätszahl (Permittivität)	ja	
Mechanische und dielektrische Dämpfung	ja	Mikrorisse können zu höheren Werten führen.
Relaxation	nein	Multi-axiale Spannungen und sterische Behinderung durch Fasern.
Moduli	ja	Multi-axiale und innere Spannungen, Spannungskonzentrationen.
Festigkeitseigenschaften	nein	

Tabelle 2.2: Übertragbarkeit polymerer "bulk"-Eigenschaften auf den Einsatz der Materialien in Verbundisolationen. [56]

Tab. 2.3 gibt einen Überblick über relative Längenänderungen, wie sie an beispielhaften GFK-Proben in unterschiedlichen Achsenorientierungen bei Abkühlung von 293 K auf 77 K vermessen wurden /[57] FRIESINGER et al. 1994/. Weitere Längen-/Volumenänderungen im Temperaturbereich unterhalb von 77 K sind vernachlässigbar gering.

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

Tabelle 2.3: Ausdehnungskoeffizienten von GFK-Proben und Stahl, $\Delta T = 293-77$ K. [57]

2.4.3 Elektrische Beanspruchung

Teilentladungen (TE), die innerhalb von Hohlräumen aufgrund der höheren Dielektrizitätszahl des umgebenden Feststoffes auftreten (*Abb. 2.5*), führen nach GERHOLD et al. / [19] 1992/ bei tiefen Temperaturen oft zu rascher Alterung. Dies gilt insbesondere für *hohe Teilchendichten* im gasförmigen Dielektrikum. Andererseits zeigen die von SCHENK et al. / [58] 1988/ gemachten Erfahrungen, daß aufgrund des thermomechanischen Verhaltens von glasgefüllten Harzen (GFK) einer TE-behafteten Naßimprägnierung gegenüber der TE-freien Vakuumimprägnierung der Vorzug zu geben ist. In dem beschriebenen Fall lag die TE-Einsatzspannung der nicht vakuumimprägnierten Komponente bei 4,2 K gegenüber Raumtemperaturmessungen um den Faktor 3 höher.

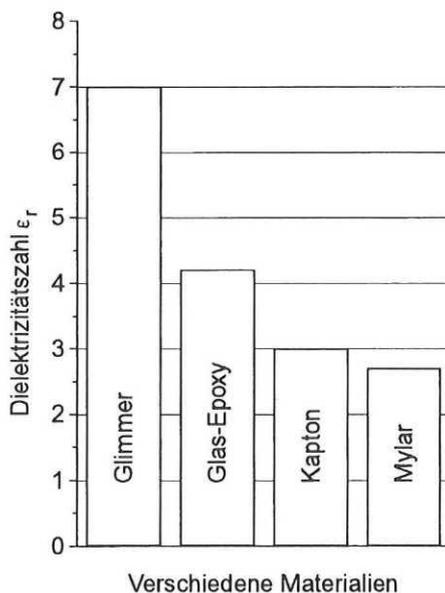


Abbildung 2.5: Dielektrizitätszahlen bei LHe-Temperatur. [19]

Die in Kap. 5 näher vorgestellten Teilentladungsmessungen an der POLO-Modellspule bei Raumtemperatur und 4,2 K verdeutlichen die Problematik der Festsetzung einer zulässigen 50-Hz-TE-Aktivität. An der kalten Spule wurden erheblich höhere TE-Amplituden gemessen im Vergleich zu den Raumtemperaturergebnissen. Andererseits ist bei der Diskussion des TE-Gefahrenpotentials zu berücksichtigen, daß im Bereich der Fusionsmagnete die Spannungsbeanspruchung pulsförmig und unipolar auftritt, bei ca. 10^5 Pulsen im Verlauf der Standzeit heutiger Tokamaks / [58] SCHENK et al. 1988/.

Die Hauptproblematik faserverstärkter Kunststoffe besteht in ihrer starken *Inhomogenität*. Dies führt trotz niedriger Feldstärken häufig zu elektrischen Durchschlägen in sehr kurzer Zeit, die sich nicht durch meßbare Teilentladungen ankündigen / [59] SCHÜTZ 1993/. Dabei ist die "Zwischenphase", d.h. die Grenzregion zwischen Glasfaser und Harzmatrix, das schwächste Glied. Sie macht bei gebräuchlichen Werkstoffzusammensetzungen bis zu 8 % am

Gesamtvolumen aus. Hier kann sich durch Wasseranlagerung eine Dipolschicht bilden, die die dielektrischen Eigenschaften verändert. Der "Grenzfeuchtegehalt", bei dem ϵ_r und $\tan\delta$ extrem ansteigen, wird allerdings erst nach Lagerung der Materialien in Wasser bei 50 °C über 200 Tage erreicht.

Im Rahmen der gleichen Arbeit wurde festgestellt, daß *Fehlstellen* im Material keinen negativen Einfluß auf die Langzeitfestigkeit eines Prüflings, bzw. auf dessen Treeing-Verhalten, zu haben brauchen. Hohlräume sind meist zu klein, als daß Elektronenlawinen entstehen können. Bereits gestartetes Treeing stoppt an Hohlräumen wegen der Aufweitung der Tree-Spitze. Somit ist die zu erwartende Lebensdauer bei kreuzgewickelten Materialien mit hohem Fehlstellengehalt am längsten. Fasern in Feldrichtung sollten allerdings vermieden werden. Zur Qualitätssicherung solcher Bauteile sind *Stückprüfungen* unbedingt erforderlich.

2.4.4 Weitere Anwendungen

Unter den Polymeren kommt neben dem Epoxidharz im Magnetbau vor allem *Polyethylen* (PE) im Bereich *kryogener Leistungskabel* Bedeutung zu. Aus dem Überblick, den KRÄHENBÜHL zu diesem Thema gibt / [40] 1990/, sei BAHDER *et al.* / [54] 1983/ gesondert erwähnt. Hier findet man einige Eckdaten über die Eigenschaften von XLPE ("extruded crosslinked polyethylene"). Für den AC-Einsatz der Kabel ist der Verlustwinkel mit $\tan\delta < 5 \cdot 10^{-5}$ bei 4,2 K ausreichend klein ($\tan\delta = 2 \cdot 10^{-4}$ bei 300 K), die Dielektrizitätszahl beträgt $\epsilon_r = 2,2$. Insgesamt ist die dielektrische Festigkeit von XLPE bei tiefen Temperaturen besser als bei Raumtemperatur.

Eine konventionellere Art der elektrischen Isolation von Kryo-Kabeln stellt der sog. *Folienwickel* dar, der mit LN₂ oder LHe imprägniert ist. Durch diese Form der *Mehrlagenisolation* wird z.B. hinsichtlich von Stoßspannungsbeanspruchungen eine höhere Durchschlagsspannung erreicht. Aufgrund der AC-Betrieblast des Kabels muß die Mehrlagenisolation eine sehr gute Durchtränkung durch das Imprägniermedium aufweisen. Andernfalls würden *Teilentladungen* in den Zwischenräumen des Folienwickels eine Zerstörung der einzelnen Folien gleichzeitig von der Ober- und Unterseite aus voranschreiten lassen und dadurch die Vorteile der Mehrlagen- gegenüber der Einlagenisolation zunichte machen / [60] MIZUNO *et al.* 1988/. Dieser Umstand ist prinzipiell auch auf *harzprägnierte Mehrlagenisolationen* im Bereich supraleitender Magnetspulen zu übertragen. Ablösungen von einzelnen Isolationsschichten untereinander führen zur Einschränkung der elektrischen Langzeitfestigkeit des Isolationssystems infolge von Teilentladungen, auch wenn aufgrund der nicht vorhandenen AC-Betrieblast diesbezüglich andere Maßstäbe anzulegen sind.

BAHDER *et al.* untersuchten u.a. die elektrische Festigkeit von *gefrorenen Gasen und Flüssigkeiten*. Ribbildungen ließen sich zwar nicht verhindern, fielen teilweise aber so gering aus, daß die dielektrische Festigkeit nicht völlig verloren ging (z.B. N₂ (4,2 K) 17,3 kV/mm; Ar (77 K)

25 kV/mm; Wasser (77 K) 10,5 kV/mm). Der großtechnische Einsatz solcher Isolationsstoffe scheitert jedoch an dem erforderlichen aufwendigen Abkühlverfahren /[54] 1983/.

2.5 Isolationskonzept der POLO-Modellspule

Die POLO-Modellspule ist eine am Forschungszentrum Karlsruhe⁵, Institut für Technische Physik (ITP), im Rahmen des EURATOM-Fusionstechnologieprogramms entwickelte Modellspule (3 m Durchmesser) für die Poloidalfeldspulen eines Tokamak. Ihre Spezifikationen orientierten sich an den Betriebsweisen und Belastungen des *Tore Supra Tokamaks*, CEA Cadarache, Frankreich /[61] EURATOM 1986/. In der Anfangsphase des POLO-Projekts (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) /[62] 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, vgl. Kap. 2.7), sowie in dem internationalen Interesse an der Übernahme von Auslegungs- und Entwurfskonzepten einzelner HS-Komponenten, z.B. für die W7-X-Prototypspule (Stellatorkonzept, EU) /[12] BEIDLER et al. 1989/ oder für die supraleitenden Magnetspulen des TPX-Tokamak (U.S.A) /[13] BULMER et al. 1994/.

Mit diesem und dem folgenden Kapitel werden spezielle Problemstellungen der Entwicklung von *Hochspannungskomponenten* (HS-Komponenten) für den *kryogenen Einsatz* am Beispiel der POLO-Modellspule aufgezeigt. Eine ausführlichere Dokumentation der HS-Komponenten der POLO-Modellspule ist gesondert veröffentlicht /[17] IRMISCH et al. 1996/.

Abgesehen von der *Windungs-* und *Erdisolation* der Spule zeigt *Abb. 2.6* am Beispiel eines der drei Spulenanschlüsse der POLO-Modellspule (PLUS-Pol, Mittelabgriff (MAG) und MINUS-Pol), in welcher Art weitere HS-Isolationen und -Komponenten zum Einsatz kommen. Eine Kurzbeschreibung der Komponenten aus *Abb. 2.6* wird in *Tab. 2.4* gegeben.

Die POLO-Modellspule wurde in enger Kooperation mit dem Forschungszentrum Karlsruhe bei GEC Alstom, Belfort (Frankreich), gefertigt /[63] BOURQUARD et al. 1992/.

⁵ bis 31.12.1994 "Kernforschungszentrum Karlsruhe, KfK"

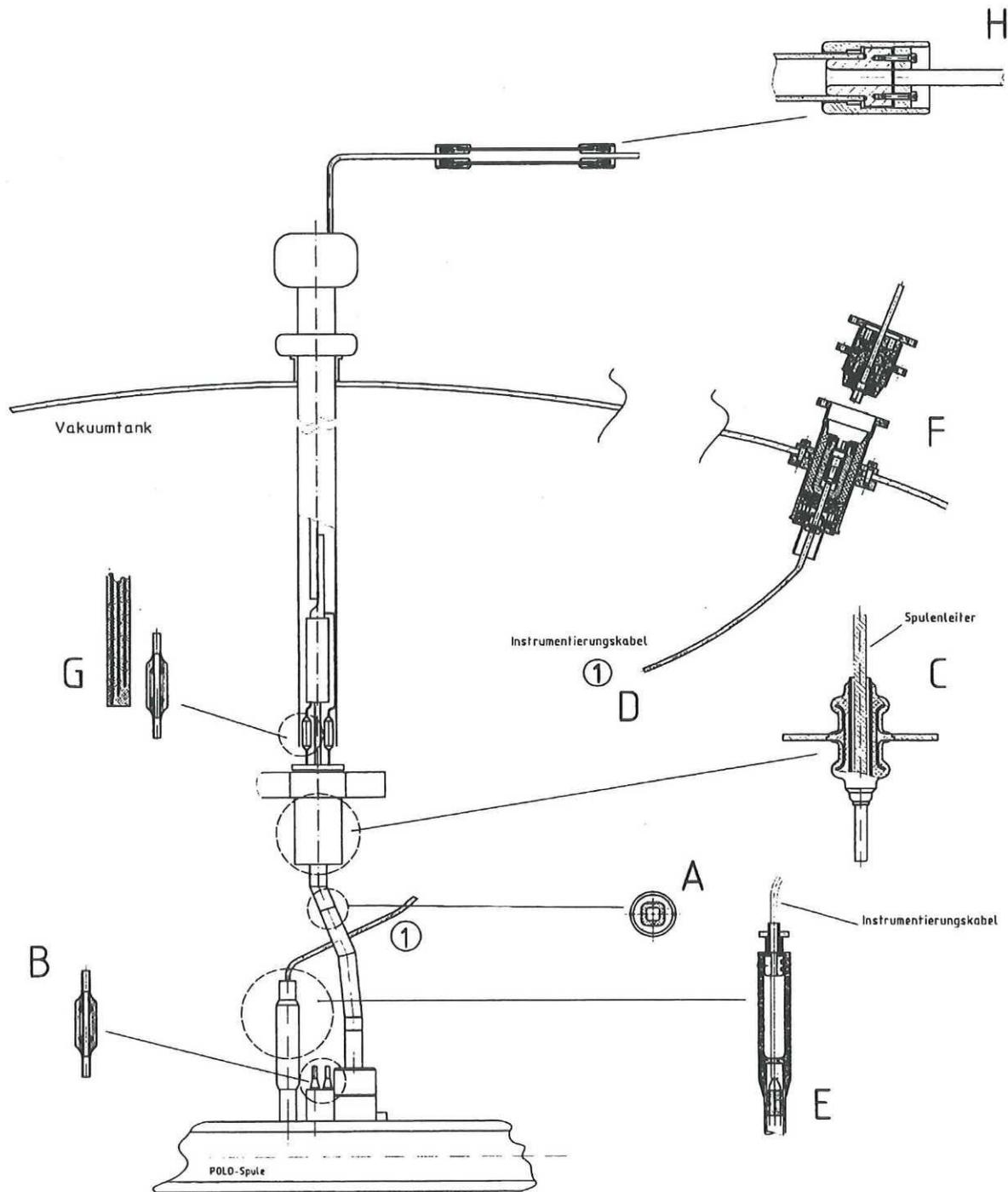


Abbildung 2.6: Schematische Darstellung einer Stromein- oder Ausspeisung der POLO-Modellspule mit ihren Hochspannungskomponenten. Kurzbeschreibung siehe Tab. 2.4, vergrößerte Ansichten der Einzelkomponenten siehe ANHANG C.

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

Tabelle 2.4: Übersicht der Hochspannungsisolation und -komponenten aus Abb. 2.6.

2.5.1 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. 2.8*). 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 [64] FÖRSTER et al. 1988, [65] 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. 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, $300 \Omega_{\text{Fl}}^6$), der über dem Spulenumfang an mehreren Stellen ($\sim 30^\circ$ -Segmente) geerdet ist. *Abb. 2.7* zeigt die *Verbindungszone* mit der Anordnung der 3 DS-Verbindungen und den entsprechenden Leiterenden.

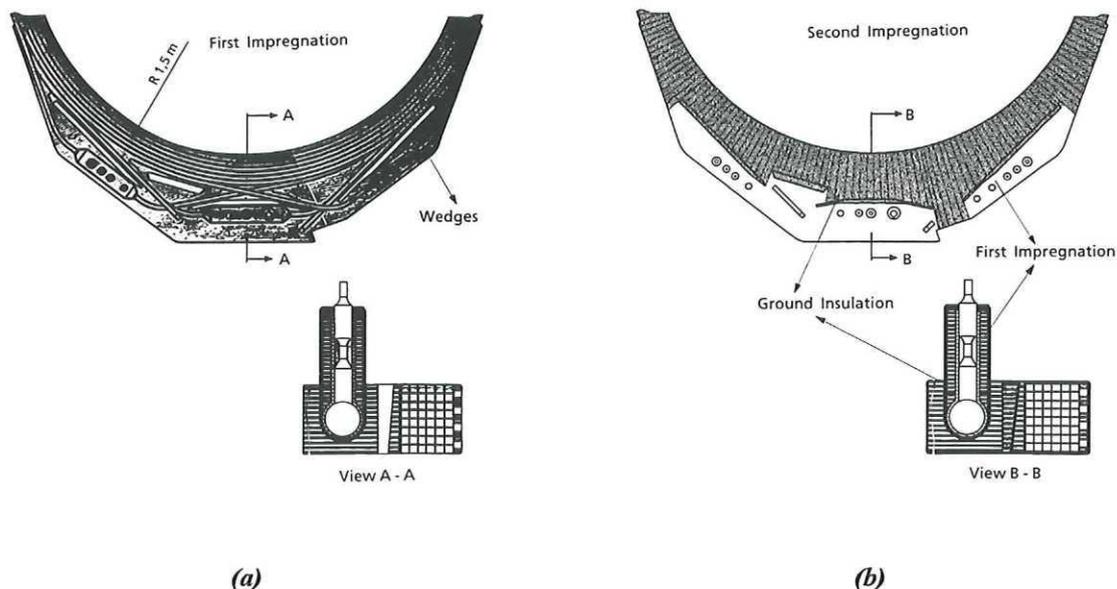


Abbildung 2.7: Führung der Leiterenden der Doppelscheiben und Anordnung der DS-Verbindungen in der Verbindungszone. Die Kontur (a) zeigt die Gießharzeinbettung der Verbindungszone des 1. Vakuumvergusses mit Aussparungen zur Aufbringung der späteren Erdisolation, Kontur (b) (2. Vakuumverguß).

⁶ Die Einheit " Ω_{Fl} " entspricht dem Flächenwiderstand einer quadratischen Fläche, d.h. der Widerstand von 300Ω wird zwischen zwei gegenüberliegenden Kanten gemessen.

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. 2.8*):

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.

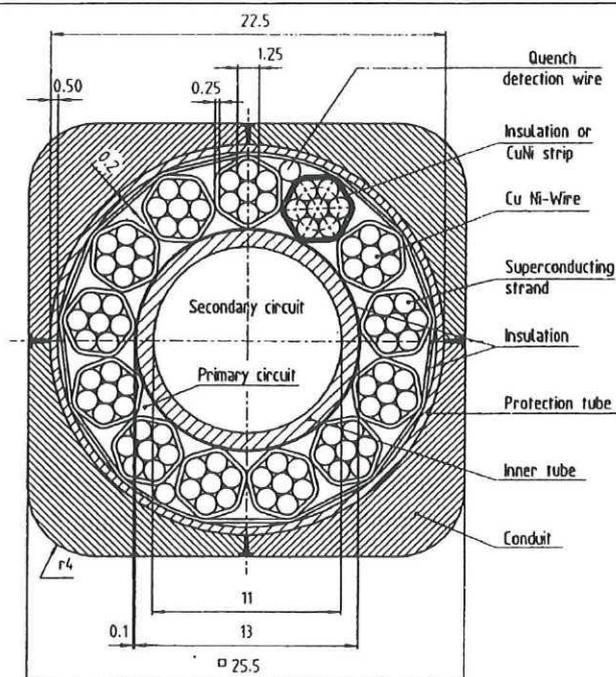


Abbildung 2.8: Querschnitt des POLO-Leiters. Primär- und Sekundärkühlkreislauf.

Da die Kühlkreisläufe Bestandteil des Leiters sind, müssen bei ihrem Anschluß an die Versorgungsleitungen *Hochspannungs-Potentialtrenner* eingesetzt werden. *Abb. 2.9* 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.

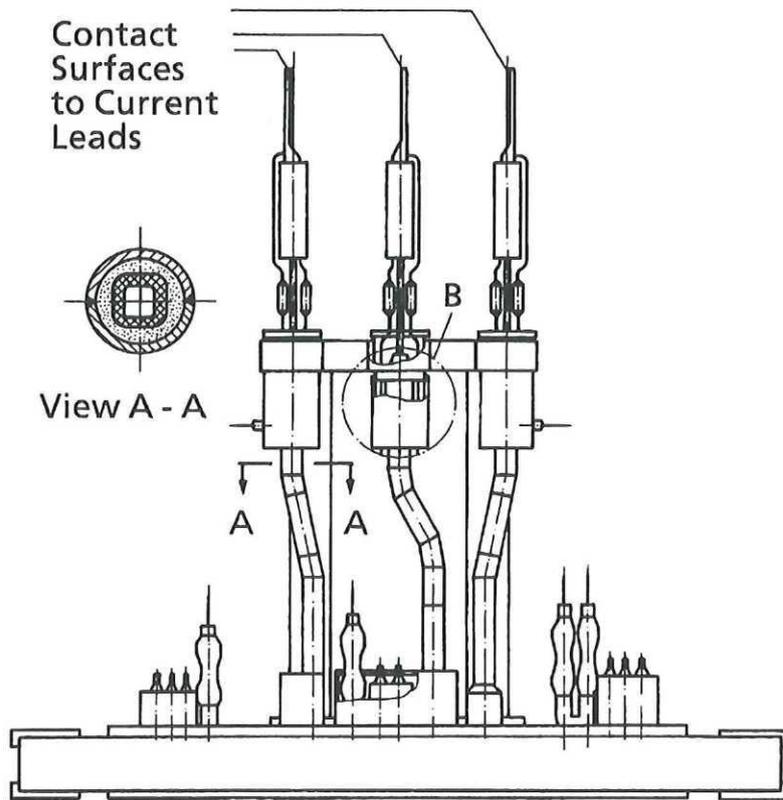


Abbildung 2.9: Anschlußbereich der POLO-Modellspule in horizontaler Draufsicht.

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. 2.9, Schnitt A-A).

Die drei *Anschlußgruppen* im unteren Teil von Abb. 2.9 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.

2.5.2 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
Windungsisolation:	2,9 kV (Lagenspannung)	5,75 kV	11,5 kV
Erdisolation:	23 kV	46 kV	92 kV
Potentialtrenner u. a. Komponenten:	23 kV	46 kV	92 kV

Tabelle 2.5: 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. 2.10*. 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 /[66] MIRI et al. 1995/.

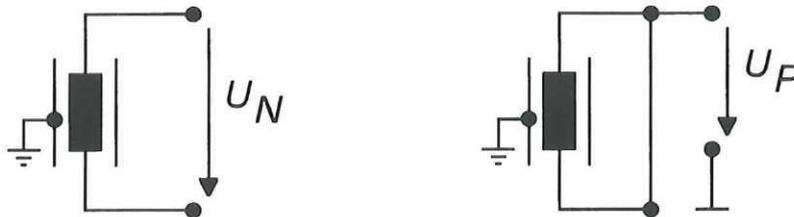


Abbildung 2.10: Spannungsabfall im Betriebsfall (U_N) und bei DC-/AC-Prüfung (U_P).

Abb. 2.11 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. 2.9*. Im rechten Bild sieht man das Einfahren der Spule in den Kryostaten am 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.

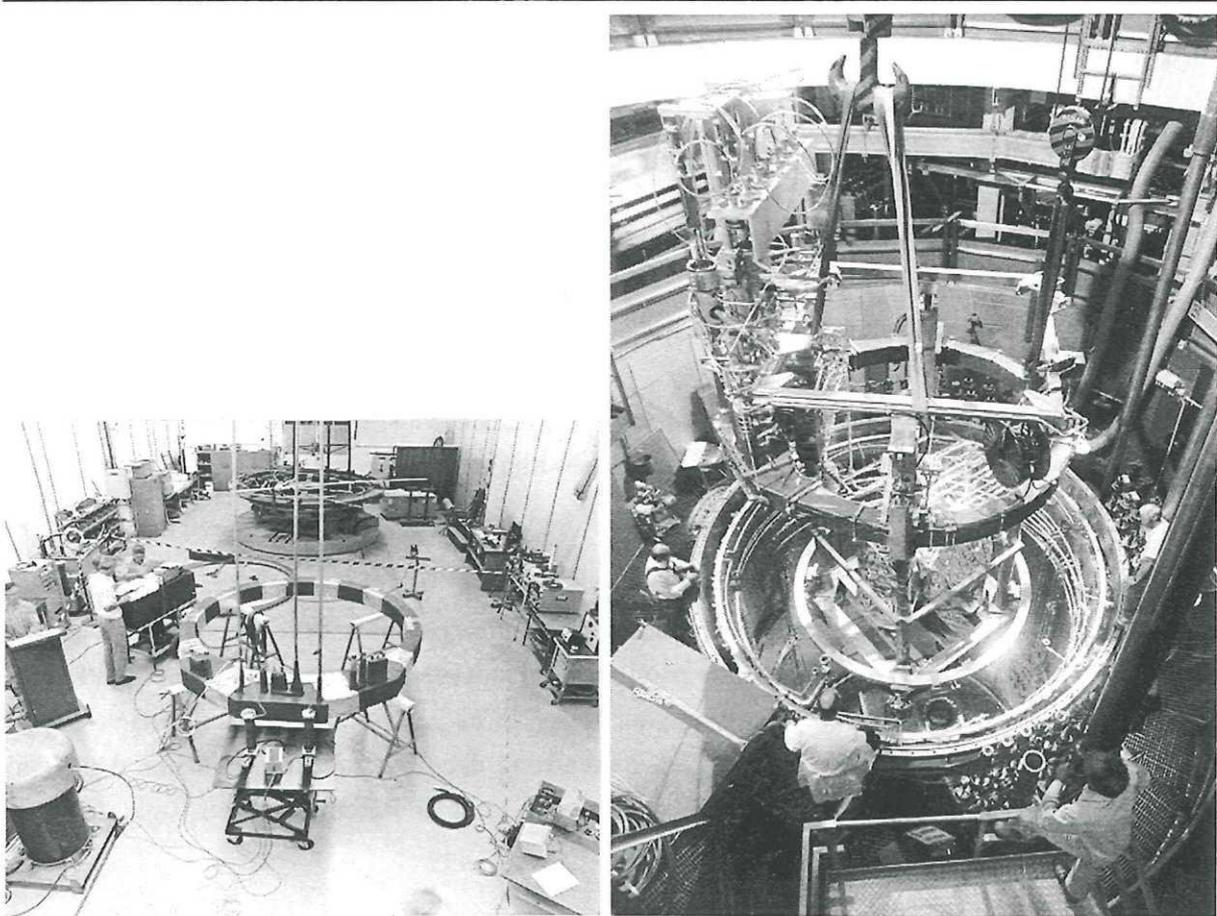


Abbildung 2.11: Die POLO-Modellspule während der Fertigung beim Hersteller (GEC Alstom, Belfort, Frankreich) und beim Einfahren in den Kryostaten (Forschungszentrum Karlsruhe, Deutschland).

2.6 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. 2.6, Tab. 2.4*).

Für die Interpretation der in Kap. 5 diskutierten Ergebnisse der Teilentladungsmessungen an der POLO-Modellspule ist ein grundlegendes Verständnis des Aufbaus der Erdisolation hilfreich. Im ANHANG C sind daher Einzelheiten zum Aufbau und zur Fertigung der *Leiterisolation* der Spule enthalten. Desweiteren sind dort beispielhaft Aufbau und Fertigung des *axialen Potentialtrenners* beschrieben. Anhand einiger Betriebserfahrungen wird die grundlegende Problematik deutlich, daß die kryogenen HS-Komponenten zwar dank der ausgezeichneten

handwerklichen Fertigkeit des Herstellers⁷ für die POLO-Modellspule verfügbar waren, man von einer breiten industriellen Verfügbarkeit jedoch derzeit noch nicht ausgehen darf. Hier sind noch gemeinsame Anstrengungen von Forschungseinrichtungen und Industrie erforderlich.

Eine kurze Zusammenstellung der weiteren HS-Komponenten der POLO-Modellspule befindet sich am Ende von ANHANG C. Detailliertere Darstellungen zu Entwurfskriterien, Prototypentwicklungen, Serienfertigung sowie den damit verbundenen HS-Prüfungen sind gesondert veröffentlicht / [17] IRMISCH et al. 1996/.

2.7 Isolationskonzept der ITER-Toroidalfeld(TF)-Modellspule

Im Rahmen der Fusionsforschungsvorhaben der Europäischen Union (EU), Japans, Rußlands und der Vereinigten Staaten (U.S.A.) soll im Zuge einer internationalen Zusammenarbeit der weltweit erste Fusionsreaktor ITER (International Thermonuclear Experimental Reactor) realisiert werden.⁸ Das Magnetsystem des nach dem Tokamak-Prinzip aufgebauten Reaktors, vgl. *Abb. 1.1*, weist einen Außendurchmesser von rund 30 m auf. Der Durchmesser der toroidalen Plasmaachse liegt bei ca. 15 m. Mit dieser Konfiguration soll während einer Plasmabrenndauer von 1000 s eine thermische Leistung > 1 GW erzeugt werden. Spätere Fusionsreaktoren werden Leistungseinheiten im Bereich von 3 GW (thermisch) bzw. 1 GW (elektrisch) darstellen / [69] REBUT et al. 1992/.

Das ITER-Projekt hat eine Zielsetzung in dreifacher Hinsicht:

1. *Aus naturwissenschaftlicher Sicht:* Erstmalige Demonstration und Steuerung der kontrollierten Kernfusion in Form eines energetisch sich selbsterhaltenden brennenden Plasmas.
2. *Aus ingenieurwissenschaftlicher Sicht:* Nachweis der Integrationsmöglichkeit aller hochtechnologischen Komponenten eines Fusionsreaktors in einer einzigen Maschine.
3. *Aus administrativer Sicht:* Organisation der Zusammenarbeit von Regierungen, Forschung und Industrie aus drei Kontinenten bei einem gemeinsamen Großprojekt.

Die zur Zeit aktuelle Planungsphase des ITER-Projekts ist die sogenannte EDA-Phase (Engineering Design Activities), die detaillierte, vollständig ausgearbeitete und aufeinander abgestimmte Konstruktionsentwürfe zum Ziel hat, auf deren Basis die weiteren Entscheidungen hinsichtlich des Baus von ITER getroffen werden können. Auf dem Gebiet der Magnettechnologie ist der Bau und Test von Modellspulen fester Bestandteil der EDA-Phase. Die

⁷ Firma LENZ Kunststoffverarbeitung, Herrenberg

⁸ Das prinzipielle Fusionsschema eines Fusionsreaktors wurde bereits im Zusammenhang mit der Strahlungsdegradation fester Isolierstoffe (Kap. 2.4.1) erläutert, siehe *Abb. 2.4*. Weitergehende Ausführungen zum Aufbau eines Tokamak-Reaktors findet man bei / [62] Toschi et al. 1988, [67] The NET Team 1993/, zur Brutreaktion innerhalb des Blankets bei / [68] Proust et al. 1993/. Spezielle Belange der Magnettechnologie werden bei / [8] Thome 1994/ beschrieben.

Modellspulen werden zwar in kleineren geometrischen Abmessungen, aber unter Anwendung der für die Originalspulen relevanten Technologien hergestellt. Dabei kommt der Realisierbarkeit neuer *Fertigungstechnologien*, der Frage nach der *Zuverlässigkeit* des Gesamtsystems sowie dem Bereich der *Qualitätssicherung* eine entscheidende Rolle zu. Zur Qualitätssicherung gehört auch die Frage nach der *Hochspannungs-Isolationsdiagnostik* während Fertigung und Betrieb der supraleitenden Großmagnete inkl. dazu geeigneter Prüfmethoden.

2.7.1 Aufbau der TF-Modellspule

Im Gegensatz zur POLO-Modellspule wird das zur mechanischen Festigkeit der ITER-Magnete erforderliche Strukturmaterial nicht direkt in die Hülle des Spulenleiters integriert. Um sich nicht auf die erforderliche mechanische *Scherspannungsfestigkeit* des Isolationsmaterials verlassen zu müssen, werden die Windungslagen in sogenannte *Scherplatten* eingebettet. Zusätzlich ist für eine ausreichende Steifigkeit ein äußeres Gehäuse nötig.

Die im ITER-Reaktor einzusetzenden D-förmigen Toroidalfeld-Spulen werden ca. 17 m hoch und 11,5 m breit sein. Das verwendete Supraleitermaterial (Nb_3Sn) erfordert zur Formung der supraleitenden Filamente eine Diffusionsglühung des Spulenleiters *im Anschluß* an die zum Wickeln der Spule erforderlichen mechanischen Verformungen. Dazu wird der Leiter über eine Zeit von 175 Stunden einer Temperatur von etwa 650 °C ausgesetzt */[8] THOME 1994/*. Wird die Leiterhülle nicht aus Stahl, sondern aus Incoloy gefertigt, so darf die Windungsisolierung (Glasband) erst nach dem Glühprozeß auf den Leiter aufgebracht werden.⁹

In der Entwicklung dieser aufwendigen Fertigungstechnik liegt ein Grund für den Bau der *Modellspule*, die bei kleinerem Maßstab nach den selben Konstruktions- und Fertigungsprinzipien wie die späteren Originalspulen ausgelegt und hergestellt wird. Desweiteren wird mit dem Betrieb der Modellspule das Konzept des supraleitenden Spulenleiters hinsichtlich der geforderten Spezifikationen realitätsnah überprüft.

Abb. 2.12 zeigt den Querschnitt durch die Wicklung der ITER-TF-Modellspule */[70] EU-HOME TEAM 1995/*. Der Spulenleiter selbst besitzt einen runden Querschnitt und zeigt von seinem konzeptionellen Aufbau her eine enge Anlehnung an den Leiter der POLO-Modellspule (*Abb. 2.8*), bei dem ebenfalls um das zentrale He-Kühlrohr die sog. Subkabel angeordnet sind.

Fertigungstechnisch wird der Spulenleiter zunächst in Form von Doppelscheiben vorgebogen, gegläht und dann, nach Aufbringen der Windungsisolierung, in die Nuten der Scherplatten eingelegt (sog. *Wind-React-Transfer*). Anschließend werden die Nuten (bzw. die *eine* umlaufende Nut auf jeder Seite einer Scherplatte) durch ein entsprechendes Gegenprofil mechanisch verschlossen. Das Profil selbst enthält Öffnungen, die für den Vakuumverguß der

⁹ Beim Glühprozeß unter Einschluß von Glas entsteht Sauerstoff, der durch Reaktion mit Incoloy zu einer Versprödung der Leiterhülle führen würde.

Windungsisolation (Epoxidharzbasis) zur gleichmäßigen Durchtränkung notwendig sind. Der gesamte Block aus Spulenwindungen und Scherplatten wird in weiteren Arbeitsschritten mit der Erdisolation versehen und in einem massiven Stahlgehäuse untergebracht.

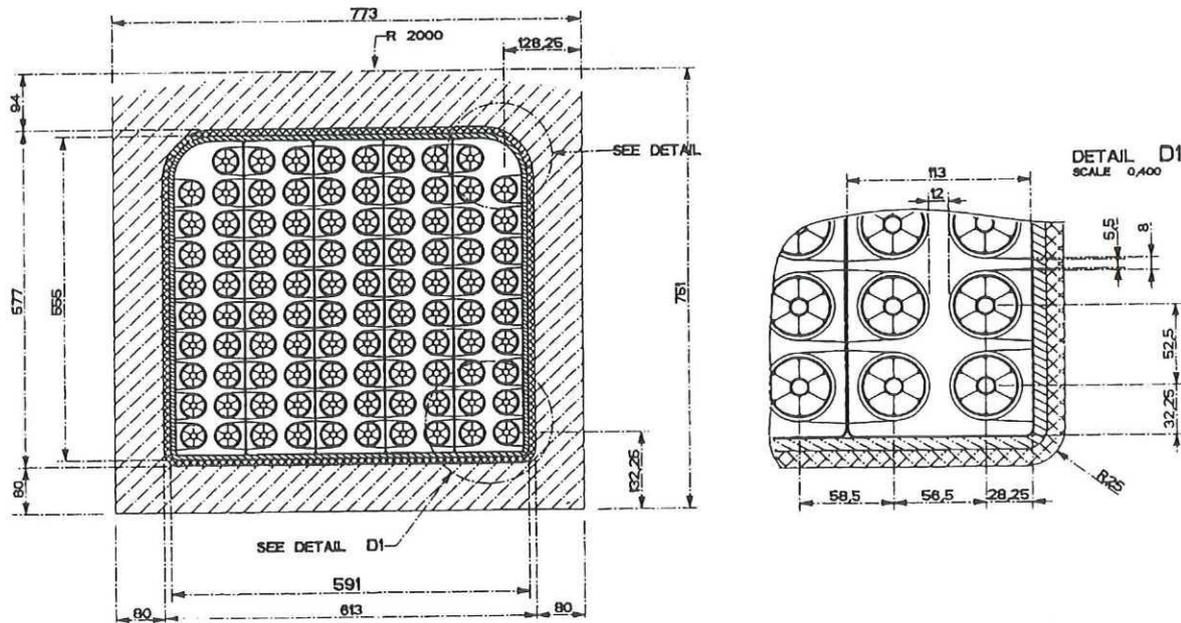


Abbildung 2.12: Wicklungsquerschnitt der ITER-TF-Modellspule. Einbetten der Windungslagen in Scherplatten. [70]

Gesamtabmessungen	3,8 m x 2,7 m x 77 cm
Gesamtgewicht	31.4 t
Leiterdurchmesser	39,5 mm
Aufbau der Wicklung	Scheiben
Anzahl der Lagen / Scheiben	10
Gesamtzahl der Windungen	98
Gesamte Leiterlänge	860 m
Nennstrom	80 kA
Maximales Magnetfeld	7,48 T ¹
Nennspannung: Windung-Platte (Lagenspannung)	1 kV
Windung-Erde (Platte-Erde)	±5 kV
Dicke der Windungsisolation,	2,5 mm
Isolation zwischen Scherplatten,	1 mm
Erdisolation	8 mm
¹ Im Testbetrieb wird die ITER-TF-Modellspule im Hintergrundfeld der unmittelbar benachbarten LCT-Spule betrieben, so daß ein maximales Feld an der TF-Modellspule von 9,64 T erreicht wird.	

Tabelle 2.6: Merkmale der ITER-TF-Modellspule. [70]

In Tab. 2.6 sind einige Merkmale der ITER-TF-Modellspule zusammengefaßt, die dem gegenwärtigen Stand der Diskussion entsprechen [70] EU-HOME TEAM 1995/. Abb. 2.13 vermittelt

einen Gesamteindruck von der TF-Modellspule sowie der Herausführung der beiden Leiterenden.

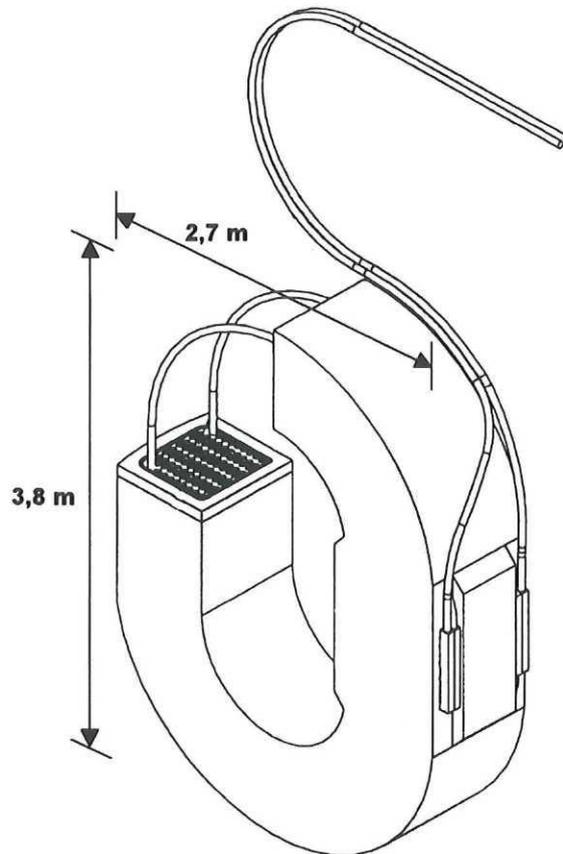


Abbildung 2.13: Geometrie der ITER-TF-Modellspule mit zwei herausgeführten Spulenenden.

2.7.2 HS-Prüfungen

Neben DC-Isolationmessungen und Stoßspannungsprüfungen (beide bei max. Prüfspannungswert) sollen TE-Messungen zur Isolationsdiagnostik eingesetzt werden. Der Scherplattenentwurf der TF-Modellspule eröffnet die Möglichkeit, nicht nur den Zustand der *Erdisolation*, sondern auch den der *Windungsisolation* durch TE-Messungen zu überwachen. Dafür dürfen die Scherplatten nicht *im Innern* des Stahlgehäuses elektrisch angebunden sein, sondern müssen sich prinzipiell auf freiem Potential befinden. Jede Scherplatte muß mit einer eigenen HS-Durchführung versehen werden, die es erlaubt, die Scherplatte *von außen zugänglich* an ein definiertes Potential anzubinden.

Eine gewisse Flexibilität in der Potentialanbindung der Scherplatten ergibt sich daraus, daß jede Windungslage ebenfalls eine HS-Durchführung in Form der He-Kühlkreislaufanbindung besitzt, d.h. das Potential jeder Windungslage ist von außerhalb des Stahlgehäuses aus zugänglich. Der axiale Potentialtrenner, der den im Leiter integrierten Kühlkreislauf potentialmäßig

vom äußeren Rohrleitungssystem (Erddpotential) trennt, wird sinnvollerweise erst außerhalb des Stahlgehäuses zu plazieren sein (die Zugänglichkeit dieser Komponente muß gewahrt bleiben). Die schematische Darstellung in *Abb. 2.14* verdeutlicht den Sachverhalt.

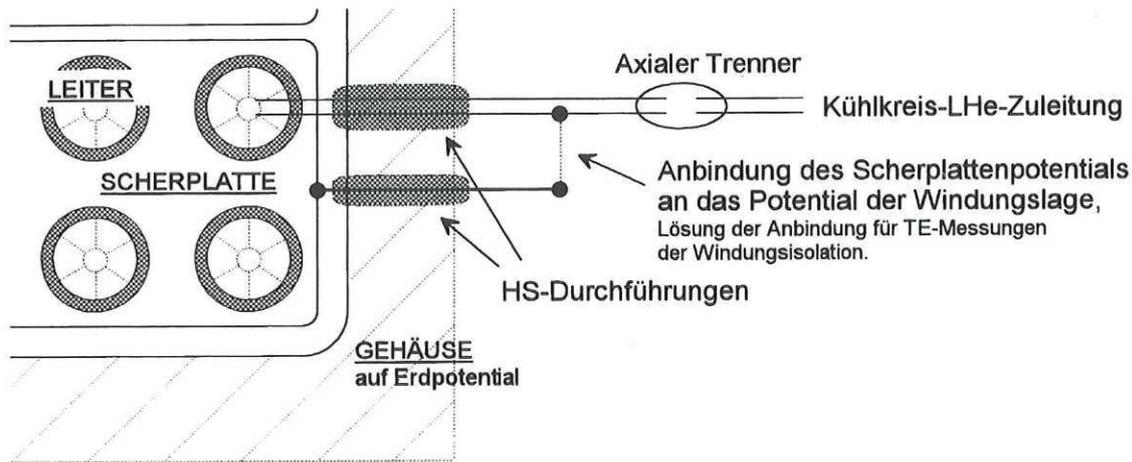


Abbildung 2.14: Zur Potentialanbindung der Scherplatten an die jeweilige Windungslage bzw. Lösung der Anbindung für TE-Messungen (Isolationsdiagnostik der Windungsisolations).

Im Betriebsmodus der Modellspule kann so z.B. das Potential der Scherplatten an das Potential der entsprechenden Leiterlage angebunden werden, wohingegen für *selektive TE-Messungen* während der *HS-Prüfung* der Spule diese Potentialanbindungen gelöst werden und die untereinander isolierten Scherplatten eine abschnittsweise Isolationsdiagnostik der Windungsisolations zulassen.

Der Scherplattenentwurf bringt für die AC-Hochspannungsprüfung einen hohen *Blindleistungsbedarf* mit sich. Bereits für die ITER-TF-Modellspule bewegt sich die Gesamtkapazität zwischen Windung und Scherplatten in der Größenordnung von $1,8 \mu\text{F}$, die Kapazität der Scherplatten gegenüber dem äußeren Gehäuse (Erdisolation) liegt bei 77 nF .

Prinzipiell ist diese Anforderung technisch realisierbar. Berücksichtigt man jedoch, daß supraleitende Großmagnete dieser und noch größerer Bauarten nicht ohne weiteres transportierfähig sind, d.h. die HS-Versorgung vor Ort zur Verfügung gestellt werden muß, gelangt man zu der Forderung möglichst mobil einsetzbarer Spannungsversorgungen. Aus diesem Grund werden in Kap. 3.1.3 alternative Prüfspannungsversorgungen vorgeschlagen und hinsichtlich ihrer Eignung bewertet. Dabei ist zum einen der Einsatz niederfrequent betreibbarer HS-Verstärker in der Diskussion, andererseits aber auch modifizierte "50-Hz-Gleichspannungen" (AC + \hat{U} -Offset). Eine weitere Alternative besteht in TE-Messungen unter pulsförmiger Spannungsbeanspruchung (Einzelpulse).

3 Hochspannungsprüfungen supraleitender Großmagnete

In diesem Kapitel werden die besonderen Problemstellungen behandelt, die sich für die Hochspannungs(HS)-Prüfung supraleitender Großmagnete ergeben. Hinsichtlich der Dimensionierung und des Aufbaus von HS-Prüfkreisen sowie Fragen der HS-Meßtechnik sei auf die vielfältige Literatur verwiesen / [71] BEYER et al. 1986, [72] SCHWAB 1981/.

Je nach Konzeption einzelner HS-Komponenten sind für HS-Prüfungen eines supraleitenden Magneten selbst bei Raumtemperatur besondere *Randbedingungen* zu berücksichtigen. Zum Beispiel ist hinsichtlich der Kühlkreisläufe und der darin eingesetzten axialen Potentialtrenner (dimensioniert für He bei 4,2 K) für ausreichende Spannungsfestigkeit zu sorgen. Dies kann durch Spülen und Fluten der Kühlkreisläufe mit N₂-Gas geschehen. Die N₂-Atmosphäre stellt jedoch aus Sicht der LHe-Kühlung eine starke Verunreinigung des Kühlkreislaufs dar und muß vor dem Abkühlen des Magneten durch zeitintensive Spülvorgänge mit reinem He-Gas wieder beseitigt werden. Im Falle der POLO-Modellspule als Einzelmagnet benötigte man für solch einen Spülvorgang einige Tage, bei räumlich ausgedehnten *Großmagnetsystemen* ist mit einem erheblich größeren Aufwand zu rechnen.

Der *Prototypcharakter* supraleitender Großmagnete erfordert eine sehr sorgfältige Planung und Durchführung von HS-Prüfungen. Neben industriellen HS-Prüfungen zur Qualitätssicherung der elektrischen Isolation *während der Fertigung* einer Spule kommt der Diagnose des Isolationszustands *begleitend zum Betrieb* der Spule unter kryogenen Bedingungen besondere Bedeutung zu. So aufwendig und teilweise lückenhaft sich Diagnoseverfahren dabei zwar noch erweisen, so stellen sie doch die einzige Möglichkeit dar, Veränderungen des Isolationszustands aufgrund thermischer, mechanischer und elektrischer Beanspruchungen eines Magneten überhaupt auf die Spur zu kommen und Schwachstellen als solche zu erkennen.

Unter diesem Gesichtspunkt kommt der *Teilentladungs(TE)-Meßtechnik* ein hoher Stellenwert zu. Bei den HS-Prüfungen der POLO-Modellspule kam erst durch den Einsatz der TE-Meßtechnik zur Isolationsdiagnostik ein differenziertes Bild zustande. Dabei wurden unterschiedliche Isolationszustände in verschiedenen Bereichen der Spulenisolation festgestellt. Insbesondere ergaben die TE-Messungen unter kryogenen Betriebsbedingungen der Spule signifikante Abweichungen im TE-Verhalten gegenüber den Messungen bei Raumtemperatur. Einige dieser Effekte konnten durch umfangreiche Messungen auf den Einfluß spezieller Randbedingungen bei 4,2 K zurückgeführt werden.

Die mit dieser Arbeit erzielten Ergebnisse der erstmaligen Adaptierung der TE-Meßtechnik für diese spezielle kryotechnische Anwendung unterstreicht ihre Bedeutung hinsichtlich zukünftiger Großmagnet-Projekte. Mit den Ausführungen in Kap. 3.1.3 sowie Kap. 4 und 5 werden unterschiedliche Aspekte dieses Schwerpunktthemas behandelt.

3.1 Chancen und Grenzen konventioneller Prüfverfahren

Jede HS-Prüfmethode kann in der Regel nur bestimmte Isolationsbereiche eines Großmagneten abdecken. Im folgenden werden die Gleichspannungs-Isolationsprüfung, die Stoßspannungsprüfung und die Wechsellspannungsprüfung unterschieden.

3.1.1 Gleichspannungs-Isolationsprüfung

Wegen der relativ einfach zu realisierenden DC-Isolationsmessungen gehört diese Meßmethodik zu der zweifelsfrei gebräuchlichsten. Die Wicklung des Magneten wird auf HS-Potential gelegt und aus dem spannungsabhängigen Strom im Prüfkreis der Isolationswiderstand der *Erdisolation* errechnet. Der Widerstand liegt dabei im Bereich von einigen hundert $M\Omega$ bis zu einigen $G\Omega$.

Der Ermittlung eines tatsächlichen *Tieftemperatur-Isolationswiderstands* sind bei technischen Prüflingen Grenzen gesetzt. Seitens der physikalischen Randbedingungen erwartet man aufgrund einer geringeren Ladungsträgerbeweglichkeit Isolationswiderstände, die höher liegen als bei Raumtemperatur /[73] FASTOWSKI et al. 1970/. Jeder Prüfling auf Tieftemperaturniveau besitzt jedoch Hochspannungs-Anschlüsse und -Zuleitungen, die aus dem Kryostaten herausführen und somit teilweise auf Raumtemperatur liegen. Da diese Anschlüsse als feste Bestandteile des experimentellen Aufbaus nicht vom Magneten abgetrennt werden können, wird der meßtechnisch zugängliche Isolationswiderstand der gesamten Anordnung durch diese niedrigeren Raumtemperaturwiderstände bestimmt.

In weit bedeutsamerer Weise können ggf. vorhandene *Kühlwasserkreisläufe* eine HS-Isolationsmessung beeinträchtigen. Der elektrische Starkstromanschluß eines supraleitenden Magneten geschieht mittels sog. *Stromzuführungen*, deren warme Enden sich außerhalb des Kryostaten auf Raumtemperaturniveau befinden (300 K). Die normalleitenden Starkstromzuleitungen oder -kabel zur Beschaltung des Magneten außerhalb des Kryostaten können, wie im Fall der POLO-Modellspule, zur Reduzierung des erforderlichen Querschnitts einen Kühlwasserkreislauf enthalten. In dem besagten Fall diene dieser Kreislauf zudem der Stabilisierung des Raumtemperaturniveaus am warmen Stromzuführungsende, d.h. der Wasserkreislauf dürfte bei abgekühltem Magneten nicht ohne weiteres unterbrochen werden.

Unter einer derartigen Anbindung des Prüflings an einen Kühlwasserkreislauf wird die Aussagekraft der HS-Isolationsmessung am Magneten hinfällig. Kühlwassersysteme können trotz Einsatzes von entmineralisiertem Wasser eine Wasserleitfähigkeit im Bereich einiger hundert $\mu S/m$ aufweisen. Für das Beispiel eines isolierenden Rohrstücks im Kühlwasserkreislauf mit einem Innendurchmesser von 1 Zoll und einer Länge von $\frac{1}{2}$ m ergeben sich damit immer noch Ableitwiderstände gegen Erde von nur wenigen $M\Omega$. Diese Widerstände liegen parallel zum Widerstand der Erdisolation der Spule und dominieren damit das Meßergebnis. Da

standardmäßig eingesetzte DC-Isolationsprüfgeräte für die Messung höherer Isolationswiderstände ausgelegt sind, können sie durch solch niedrige Parallelwiderstände schnell ihre Leistungsgrenze erreichen.

Der Nutzen einer DC-Isolationsprüfung am abgekühlten Magneten liegt somit hauptsächlich im Nachweis einer bestimmten DC-Spannungsfestigkeit.

3.1.2 Stoßspannungsprüfung

Elektrische Betriebsmittel in Hochspannungsübertragungssystemen können im Betrieb kurzzeitig Überspannungen in Folge von Schalthandlungen oder Blitzeinwirkungen ausgesetzt sein. Darin liegt die Motivation einer Stoßspannungsprüfung nach der Fertigung solcher Hochspannungsgeräte begründet, mit der die entsprechend geforderte Spannungsfestigkeit nachgewiesen wird.

Für die Stoßspannungsprüfung *supraleitender Großmagnete* trifft diese Motivation nicht zu. Hier stellt die Beaufschlagung des Magneten mit einer Prüfstoßspannung die einzige Möglichkeit dar, einen möglichst linearen Spannungsabfall über der Wicklung zu erzeugen und damit die *Windungsisolation* des Magneten zu prüfen. Höherfrequente Erregungen, wie sie zur Prüfung der Windungsisolation von Transformatorspulen genutzt werden, sind bei supraleitenden Großmagneten nicht anwendbar.

Standardmäßig ausgerüstete Prüfanlagen sind in der Regel auf Blitz- oder Schaltstoßspannungsverläufe hin dimensioniert. Diese Anstiegszeiten im μs -Bereich sind im Vergleich zu tatsächlich auftretenden Spannungspulsen während des Betriebs eines Magneten um einige Größenordnungen kleiner. Bei derartig schnellen Stoßspannungsprüfungen fällt zunächst die kapazitive Spannungsaufteilung über der Wicklung ins Gewicht. In der Art der Spannungsaufteilung liegt jedoch ein weiterer prinzipieller Unterschied zwischen der Stoßspannungsprüfung eines Magneten und der einer Transformatorspule.

Beim Stoß einer Transformatorspule ist die kapazitive Spannungsaufteilung dominant. Vernachlässigt man in erster Näherung die Dicke der Wicklung gegenüber ihrer axialen Ausdehnung, entspricht dies in etwa einem linearen Spannungsabfall über der Wicklung.

Der Querschnitt der Wicklung eines supraleitenden Großmagneten fällt dagegen nahezu quadratisch aus, d.h. die axiale Ausdehnung der Wicklung ist gleich ihrer Dicke (vgl. POLO, *Abb. C.5*, oder ITER-TF, *Abb. 2.12*). Aufgrund dieser Geometrie erzeugt eine kapazitive Spannungsaufteilung keinen linearen Spannungsabfall über der Wicklung. Dies kann nur in Folge einer *induktiven Spannungsaufteilung* erreicht werden, d.h. der Magnet wird bewußt als Induktivität im Stoßkreis gesehen und bildet gemeinsam mit der Stoßkapazität einen

Schwingkreis. Anhand der Zeitkonstanten der Schwingungen können in gewissem Rahmen Rückschlüsse auf den Isolationszustand des Magneten gezogen werden (vgl. Kap. 3.3.1).

Der Aufbau eines Prüf- und Meßkreises zur Stoßspannungsprüfung gestaltet sich mit allen erforderlichen Erdungs- und Abschirmmaßnahmen wesentlich aufwendiger gegenüber z.B. der reinen DC-Hochspannungsprüfung. Gleichzeitig muß man sich das Umfeld einer *Fertigungshalle*, z.B. im Bereich des industriellen Elektromaschinenbaus, vor Augen halten. Unter diesen Randbedingungen müssen die Stoßspannungsprüfungen zur Qualitätssicherung durchgeführt und bewertet werden. In Kap. 3.3 wird am Beispiel der POLO-Modellspule aufgezeigt, daß bereits mit verhältnismäßig einfachen Modellierungen eines Stoßkreises ausreichend genaue Simulationsrechnungen durchgeführt werden können, die dem Prüfenieur als Anhaltspunkt zum Verständnis der Meßergebnisse dienen.

3.1.3 Wechselfspannungsprüfung, Teilentladungsmeßtechnik

Die Wechselfspannungsprüfung stellt wiederum eine Prüfung der *Erdisolation* dar, die Wicklung des Magneten liegt auf Hochspannungspotential. Im konventionellen Bereich verbreitet ist als dielektrische Messung die Verlustfaktormessung unter Einsatz der Schering-Brücke /[72] SCHWAB 1981/. Der Verlustfaktor selbst, der für eine bestimmte technische Frequenz ermittelt wird, besitzt für die im Betriebsfall durch Einzelpulse beanspruchten Magnete jedoch wenig Aussagekraft. Neben den Leitungs- und Polarisationsverlusten ist am ehesten den Ionisationsverlusten in Form von *Teilentladungen* (TE) Bedeutung zuzumessen. Bei der Verlustfaktormessung machen sich TE durch einen "Ionisationsknick" bemerkbar, bei dem wenige starke Entladungen aber nicht von einer großen Anzahl schwacher Entladungen unterschieden werden können. Hier bietet sich der direkte Einsatz moderner TE-Meßtechniken an, deren Ergebnisse zwar nach wie vor integralen Charakter besitzen, aufgrund der möglichen statistischen Meßwerterfassung aber wesentlich aufschlußreichere Informationen über einen Isolationszustand bieten.

3.1.3.1 Grundzüge der TE-Meßtechnik, Stand der Technik

Als Teilentladungen (TE) bezeichnet man in der Hochspannungstechnik alle Entladungsformen, die nur einen Teil der Elektrodendistanz überbrücken. Sie entstehen durch lokale Überbeanspruchung des Isolierstoffsystems, die ab einer gewissen Spannungshöhe zu zeitlich extrem schnell ablaufenden Entladungen führen. Die lokale Überbeanspruchung kann beispielsweise durch inhomogene Feldverteilungen bei gemischten Isolierstoffsystemen oder durch Schwachstellen in einem Isolierstoffkörper entstehen. Der Begriff Teilentladung wird für eine Vielzahl unterschiedlicher Entladungsformen verwendet. Typische Beispiele hierfür sind:

- ♦ Koronaentladungen an Spitzen, Kanten oder an zylindrischen Leitungen in Gasen,

- ♦ Oberflächen- oder Gleitentladungen an Grenzschichten unterschiedlicher Isolierstoffe (z.B. Gas, Festkörper),
- ♦ Entladungen in gasgefüllten Hohlräumen fester oder flüssiger Isolierstoffe, wobei der Hohlraum entweder vollkommen von Isolierstoff umgeben sein kann oder auch teilweise Kontakt mit einer der beiden Elektroden hat (elektrodengebunden).

Die Teilentladung am Ort der Fehlstelle bewirkt eine schnelle Umschichtung von elektrischen Ladungen, die in der Regel erst durch Ionisationsprozesse entstanden sind. Diese Bewegung der Ladungen im elektrischen Feld verursacht bei konstantem Elektrodenpotential einen Elektrostrompuls im Nanosekunden-Bereich, der meßtechnisch über den sogenannten Ankoppelvierpol (AKV) ausgekoppelt werden kann, *Abb. 3.1*. Bei breitbandigen TE-Messungen (z.B. AKV als RLC-Parallelkreis) findet eine sogenannte Quasi-Integration statt. Die Maximalamplitude \hat{u}_{AKV} des Ausgangssignals am Ankoppelvierpol ist proportional der Ladung des Strompulses $q = \int i(t) dt$, die als *scheinbare Ladung* eines TE-Pulses bezeichnet wird. Der Spannungspuls $u_{AKV}(t)$, der gleichzeitig als Eingangsgröße für das nachgeschaltete Meßsystem dient, besitzt eine Pulsbreite im Bereich von wenigen Mikrosekunden. /[71] BEYER et al. 1986, [74] KÖNIG et al. 1993/

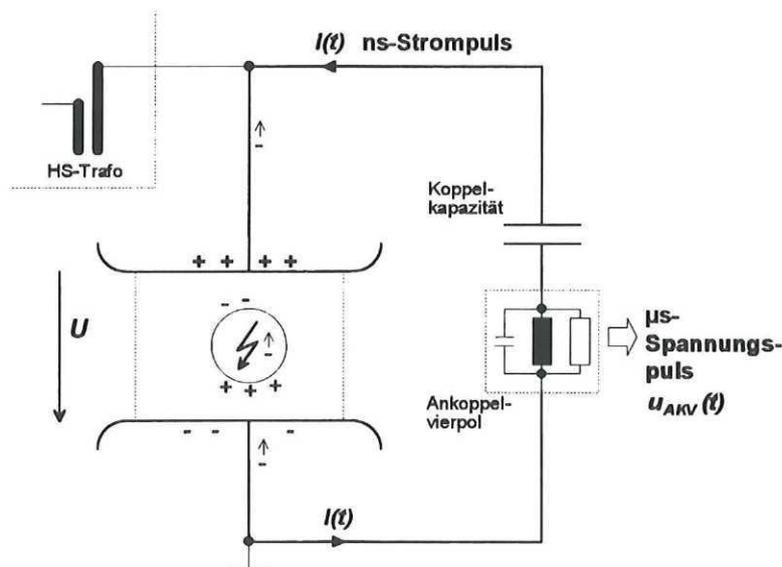


Abbildung 3.1: Zur Entstehung und meßtechnischen Auskopplung eines TE-Strompulses.

Die Darstellungs- und Auswertemöglichkeiten der TE-Meßergebnisse reichen von einem einfachen "pC-Meter", dessen Anzeige die maximalen oder auch gemittelten TE-Puls Ladungen darstellt, bis hin zur Auswertung *phasenaufgelöster TE-Muster* (PRPD - phase resolved partial discharge) /[75] FRUTH et al. 1992/ oder der komplexen Analyse der Korrelation zeitlich aufeinanderfolgender Pulse /[76] VAN BRUNT et al. 1992/. Die PRPD-Darstellung einer TE-Messung ist heute als Stand der Technik anzusehen und bereits in zahlreichen kommerziell erhältlichen TE-Meß- und -Auswertesystemen implementiert. Die am Prüfling meßbaren

TE-Pulse und die angelegte Prüfspannung werden zeitparallel erfaßt und rechnergestützt weiterverarbeitet. Dabei erfolgt die Datenspeicherung in Form der sogenannten *TE-Matrix*, die eine Darstellung der Messung über viele Netzperioden hinweg erlaubt, siehe *Abb. 3.2*. Beim Aufbau der TE-Matrix wird der digitalisierte Wert q eines TE-Pulses (Ladungsamplitude) als *Zeilenwert* i interpretiert und seinem entsprechenden Spannungs-Phasenwinkel φ zugeordnet, der in Form von *Spaltenwerten* j diskretisiert ist. Für jeden erfaßten TE-Impuls wird das entsprechende Matrixelement n_{ij} der TE-Matrix um 1 erhöht. n_{ij} stellt damit die Anzahl der während des Meßzyklus (z.B. 1000 Perioden) bei der Phasenlage φ aufgetretenen TE-Pulse einer bestimmten Amplitude q dar [6] NYILAS et al. 1989/.

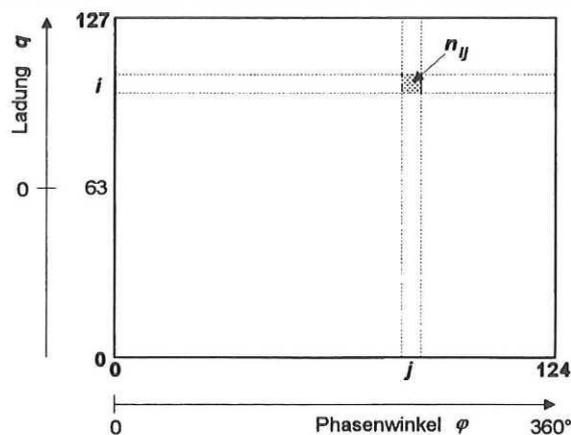


Abbildung 3.2: Aufbau der TE-Matrix am Beispiel einer mit 128·125 Werten diskretisierten Matrix.

Zur Visualisierung der TE-Matrix bietet sich entweder eine 3-dimensionale Darstellung an, in der die Häufigkeit n der TE-Pulse auf der z-Achse aufgetragen wird, oder eine 2-dimensionale Darstellung, bei der die Häufigkeit durch unterschiedliche Farben bzw. Graustufen wiedergegeben wird. Letzteres hat gegenüber der 3-dimensionalen Darstellung den Vorteil, daß keine Meßdaten durch 3-D-Gebirgsstrukturen überdeckt werden. Solch eine in *Abb. 3.3* gezeigte phasenaufgelöste TE-Muster-Darstellung wird als "TE-PATTERN" oder, wie auch in dieser Arbeit, als "TE-MAP" bezeichnet. Zur Ergänzung ist neben der TE-MAP die zugehörige *TE-Häufigkeitsverteilung* wiedergegeben, bei der - getrennt nach positiven und negativen TE - die generelle TE-Häufigkeit über der Phasenlage aufgezeichnet ist. Die TE-Häufigkeitsverteilung entsteht durch Aufsummierung der einzelnen Spalten der TE-Matrix, d.h. $n = \sum_i n_{ij}$.

Zur *Weiterverarbeitung* und Auswertung der teils deutlich strukturierten PRPD-Muster, die in einer TE-MAP enthalten sind, gibt es verschiedene Ansatzmöglichkeiten:

- a. Berechnung von statistischen Momenten höherer Ordnung aus den Häufigkeitsverteilungen /[77] GULSKI et al. 1992/.
- b. Mustererkennung mittels des Einsatzes neuronaler Netze /[78] BADENT et al. 1994, [79] PEIER et al. 1995, /.
- c. Ableitung quantitativer Charakteristika eines Defekts mittels physikalischer Modelle /[80] NIEMEYER 1993/.

Die beiden Vorgehensweisen nach a. und b. erlauben die qualitative Erkennung von bestimmten Defekten, solange diese in Reinform oder in vorher bekannter Kombination auftreten. Bei der Fehlererkennung an z.B. technisch eingesetzten Isolatoren stützen sich die Verfahren auf die Kenntnis spezieller PRPD-Muster von defekten Isolatoren der gleichen Bauart. Dieser Erfahrungshintergrund kann nur durch TE-Messungen an *großen Stückzahlen* von Isolatoren gleicher Bauart gewonnen werden. Der typische Einsatzbereich solcher Verfahren zur TE-Auswertung liegt daher im Bereich der industriellen Qualitätssicherung von Serienprodukten.

Die mit dieser Arbeit beabsichtigte Diskussion des TE-Verhaltens unter kryogenen Bedingungen legt eine Anlehnung an die unter c. genannte Vorgehensweise der PRPD-Muster-Interpretation nahe, nämlich die Berücksichtigung von *physikalischen Randbedingungen* und ihrem Einfluß auf charakteristische Entladungsmerkmale. Der zugrundeliegenden physikalischen Modellierung widmet sich Kap. 4.

Bei der Diagnose elektrischer Isolationszustände im Bereich *supraleitender Großmagnete* kommen nur *relative Vergleichsmöglichkeiten* an einem Objekt über verschiedene Fertigungs- und Betriebsphasen hinweg zum Tragen, wie sie z.B. in Kap. 5 für die POLO-Modellspule vorgestellt werden. Diese Art der Diagnostik ist unerlässlich, um im Falle eines auftretenden Versagens der Isolation im Nachhinein mit Hilfe der vorhandenen TE-Meßdaten Rückschlüsse auf die Entstehung eines Fehlers ziehen zu können. Hinsichtlich der *Vorhersage* solcher Isolationszusammenbrüche fehlt es derzeit selbst im Bereich der konventionellen Raumtemperaturanwendungen an entscheidenden Fortschritten oder Durchbrüchen /[81] KÖNIG 1993/. Wenn Aussagen in dieser Richtung möglich sind, dann zur Zeit nur bzgl. geringer *Ausfallswahrscheinlichkeiten* bestimmter Betriebsmittel in Verbindung mit jahrzehntelanger Erfahrung /[82] SCHON 1986/.

Solche Ausfalls-Vorhersagen gehen einher mit einer oft gewünschten Festschreibung von zulässigen *Grenzwerten* der scheinbaren Ladung im Sinne einer Qualitätssicherung. Gerade in diesem Zusammenhang werden jedoch bereits systemtechnische Fragen aufgeworfen, die durch die derzeit gültige Normung (IEC 270, 1981) nur unzureichend abgedeckt sind. Dazu folgen in Anlehnung an /[83] ZAENGL 1993/ zwei Beispiele. Eine Überarbeitung der Norm ist gegenwärtig im Gange /[84] RUHLAND et al. 1995/.

1. Der *zeitliche Verlauf von Kalibrierpuls*, die eine "künstliche TE" darstellen, weicht in der Regel von wirklichen TE-Strömen ab. Verantwortlich dafür sind die teilweise komplexen Netzwerke des Prüfkreises, den Prüfling eingeschlossen, und der komplexe physikalische Ablauf der Entladungen im Prüfobjekt. Da sich unterschiedliche zeitliche Pulsverläufe in unterschiedlichen Frequenzanteilen niederschlagen, wird das meßbare Ergebnis von den Bandpaßeigenschaften des Meßsystems beeinflusst. Damit kann die Kalibrierung einer Entladungsamplitude in Frage gestellt werden. (Vergleiche hierzu Ausführungen in Kapitel 5.2.)
2. Die *scheinbare Ladung q* , die im Zusammenhang mit dem Grenzwert einer noch zulässigen TE-Aktivität als entscheidende Größe verwendet wird, ist nur vage als bezogen auf die "höchsten stationären repetierten Impulse" definiert. "Gelegentlich auftretende höhere Spitzenwerte sollten vernachlässigt werden."¹⁰ Diese Art der Definition wird den heute möglichen Meßmethoden in Form von z.B. phasenaufgelösten TE-Mustern, denen die Stochastik zu Grunde liegt, nicht mehr gerecht. Es wird sich bei der Auswertung solcher TE-Muster immer die Frage erheben, welche Impulse denn nun als "höchste stationär repetierten Impulse" im Sinne einer Grenzwertfestlegung anzusehen sind. Insbesondere muß hinsichtlich supraleitender Großmagnete, die im Betrieb nur durch vereinzelte Spannungspulse beansprucht werden, eine gesonderte Antwort gefunden werden.

Prinzipiell muß man sich bei TE-Messungen an technischen Anordnungen darüber bewußt sein, daß die *Höhe* der von außen meßbaren Ladung, die auf den Elektroden durch die Teilentladung im inneren Hohlraum induziert wird, von einigen Parametern abhängt, die *nicht* mit dem Defekt selbst in Relation stehen (geometrischer Aufbau, räumliche Ausdehnungen, Materialien) / [75] FRUTH et al. 1992/.

3.1.3.2 Alternativen zur 50-Hz-TE-Messung

Die Wechselspannungsprüfung *supraleitender Großmagnete* muß in mancherlei Hinsicht kritisch diskutiert werden:

1. Die *elektrische Beanspruchung* im Betrieb eines supraleitenden Magneten, z.B. im Bereich der Fusion oder der Energiespeicher, erfolgt in Form von unipolaren Einzelpulsen, die in ihrer Häufigkeit in der Größenordnung von 10^5 Pulsen liegen (Fusionsmagnet) / [60] SCHENK et al. 1988/. Demgegenüber steht bei einer 50-Hz-Prüfwechselspannung eine Belastung mit *bipolaren* Pulsen, bei der nach einer Meßdauer von nur 17 Minuten die oben spezifizierte Pulshäufigkeit überschritten wird. Der Magnet wird also im Laufe von TE-Meßreihen gegenüber seinen Betriebsspezifikationen um ein Vielfaches stärker beansprucht.
2. Das Beispiel des Isolationskonzepts der ITER-Modellspule (Kap. 2.7) mit einer Kapazität der Windungen gegen Erde im μF -Bereich (Windungen in Scherplatten eingebettet)

¹⁰ aus DIN VDE 0532, Teil 3, 1987, Abschnitt 11.4.

verdeutlicht die Größenordnung, in der konstruktionsbedingt Erdkapazitäten supraleitender Großmagnete zu liegen kommen. Der entsprechende *Blindleistungsbedarf* muß im Rahmen einer Wechselspannungsprüfung bereitgestellt werden und erfordert die Installation entsprechend aufwendiger HS-Kompensations- oder Resonanzkreise *am Standort* des Magneten (Fertigung, Betrieb).

3. Supraleitende Großmagnete sind zur Zeit noch ausschließlich *unersetzbare Einzelstücke*. Bereits die Komponenten, aus denen in aufwendigen Fertigungstechniken der Magnet fertiggestellt wird, z.B. der Spulenleiter, stellen für sich hochtechnologische Entwicklungen dar. Dies gilt im besonderen für einmalige Projekte zur Entwicklung von *Prototyp*-Magneten. Das Gefahrenpotential, das für einen Magneten durch die Hochspannungsprüfung ausgeht, muß in angemessenem Verhältnis zu diesen Gegebenheiten stehen. Insbesondere darf im Falle von lokalem Isolationsversagen keine weitere Zerstörung des Magneten durch Sekundäreffekte auftreten und evtl. die Chancen zur Behebung des Schadens mindern.

Für den supraleitenden Großmagneten, der kein in ein Wechselspannungsnetz eingebundenes Betriebsmittel darstellt, besteht im Grunde auch kein Anlaß, eine netzfrequente Wechselspannungsprüfung zu fordern. Im Hinblick auf die Durchführung von TE-Messungen werden dazu im folgenden verschiedene Alternativen diskutiert:

1. Die Möglichkeit einer TE-Messung unter *DC-Spannung* scheint die naheliegendste Alternative darzustellen. Auch wenn diese Technik vereinzelt zum Einsatz kommt (z.B. HGÜ, Prüfung von Gleichrichter-Transformatoren [74] KÖNIG et al. 1993/, so ist doch die Aussagekraft der dabei über längere Zeiträume vereinzelt auftretenden TE im Vergleich zu repetitiven TE im AC-Fall sehr gering. An dieser Stelle wird der Gedanke daher nicht weiter verfolgt.
2. Die Anstiegszeiten einer sinusförmigen 50-Hz-Spannung liegen mit einigen Millisekunden im Bereich tatsächlicher Betriebsbelastungen eines Magneten. Es ist vorstellbar, der bipolaren Prüfwechselspannung eine konstante Gleichspannung in Höhe des AC-Scheitelwerts \hat{U} zu überlagern. Der resultierende Spannungsverlauf ist eine *pulsierende Gleichspannung*, vergleichbar mit dem Ausgang der unbelasteten Villard-Schaltung [71] BEYER et al. 1986/. Eine nicht geglättete Einweggleichrichtung wäre ebenfalls denkbar. Auf diese Art und Weise könnte die Prüfspannung der tatsächlich *unipolaren* Betriebsbelastung des Magneten angepaßt werden.

Vorversuche im Rahmen der Arbeit haben gezeigt, daß für solch eine pulsierende Gleichspannung im Vergleich zur bipolaren Wechselspannung die TE-Einsatzspannung (bezogen auf den Spannungsscheitelwert) etwa doppelt so hoch liegt bei gleichzeitig um den Faktor 10 kleineren TE-Amplituden. Zur Bewertung des TE-Verhaltens bei pulsierender Gleichspannung im Vergleich zur Wechselspannungs-TE-Messung ist zur Zeit eine Untersuchung am Institut für Elektroenergiesysteme und Hochspannungstechnik (IEH) der Universität Karlsruhe im Gange, in deren Rahmen TE-Messungen bei unterschiedlichen periodischen Spannungsversorgungen durchgeführt und zueinander in Relation gesetzt werden.

3. Zur Reduzierung des hohen Blindleistungsbedarfs können TE-Messungen prinzipiell auch bei sehr *niedrigen Spannungsfrequenzen* durchgeführt werden. Die TE-Messung selbst kann dadurch in vielen Fällen an Reproduzierbarkeit gewinnen. So wurde z.B. im Bereich von Maschinenisolationen bei niederfrequenter Prüfwechselfrequenz eine bis auf wenige Zählwerte identische Anzahl von TE-Ereignissen (TE-Häufigkeit) in gleichlangen Meßzeitintervallen nachgewiesen /[85] FRUTH 1995/. Realisiert werden kann eine niederfrequente Spannungsversorgung z.B. durch den Einsatz eines *frequenzvariablen HS-Verstärkers*, der mit niedriger Frequenz von einem *Signalgenerator* sinusförmig erregt wird, *Abb. 3.4*. Die maximale Prüffrequenz f ergibt sich dabei aus dem Kapazitätswert des Prüflings C sowie aus der Prüfspannung U und der Begrenzung durch den Nennstrom des Verstärkers I_N , *Gl. 3-1*. Ein weiterer Vorteil dieser Art von Spannungsversorgung liegt in der gegebenen *Mobilität* des Prüfkreises aufgrund der verhältnismäßig geringen Baugröße der verwendeten Geräte.

$$f = \frac{I_N}{2\pi \cdot C \cdot U} \quad (3-1)$$

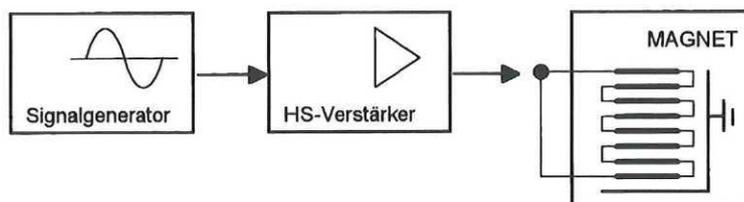


Abbildung 3.4: Verringerung des Blindleistungsbedarfs durch Erzeugung der Hochspannungs-Prüfwechselfrequenz mittels des Betriebs eines Hochspannungsverstärkers bei niedrigen Frequenzen.

4. Eine weitere Alternative bietet die Durchführung von TE-Messungen unter einem *pulsförmigen Prüfspannungsverlauf*, wie er in einem in jüngster Zeit vorgestellten kommerziell erhältlichen TE-Meßsystem für hochkapazitive Prüflinge (z.B. Kabel) realisiert wurde /[86] LEMKE et al. 1995/. Den Prüfspannungsverlauf kennzeichnet eine vergleichsweise lange Anstiegszeit (Sekundenbereich) und eine erheblich kürzere Abfallzeit (\geq wenige kV/ms). Die Bewertung der maßgeblichen Diagnosekenngrößen erfolgt in dem Zeitfenster, in dem die Spannung an den Prüflingsklemmen wieder zusammenbricht. Die Entladung der Prüflingskapazität geschieht dabei über eine *Entladeinduktivität*. Diese Art der TE-Meßtechnik kommt der eigentlichen Spannungsbelastung eines supraleitenden Großmagneten am weitesten entgegen, geht aber mit dem Verzicht auf die *phasenaufgelöste* TE-Muster-Darstellung einher.

3.2 DC-Isolationsmessungen an der POLO-Modellspule

Die an der POLO-Modellspule durchgeführten DC-Isolationsmessungen kann man unterteilen in

- ◆ fertigungsbegleitende Messungen beim Hersteller der Spule,
- ◆ begleitende Messungen zu Einbau und Betrieb der Spule bei Raumtemperatur (Forschungszentrum Karlsruhe) und
- ◆ Isolationsmessungen bei Tieftemperatur.

Die Messungen am Forschungszentrum Karlsruhe wurden mit einem mobilen Hochspannungs-Isolationsprüfgerät (BAUR PGK 70, 1,5 mA bei 70 kV, 8 mA bei 10 kV, 20 mA Kurzschlußstrom) durchgeführt. *Abb. 3.5* gibt eine Übersicht über die Größenordnungen, in denen die erzielten Meßergebnisse in Abhängigkeit von unterschiedlichen Randbedingungen der Spule liegen.

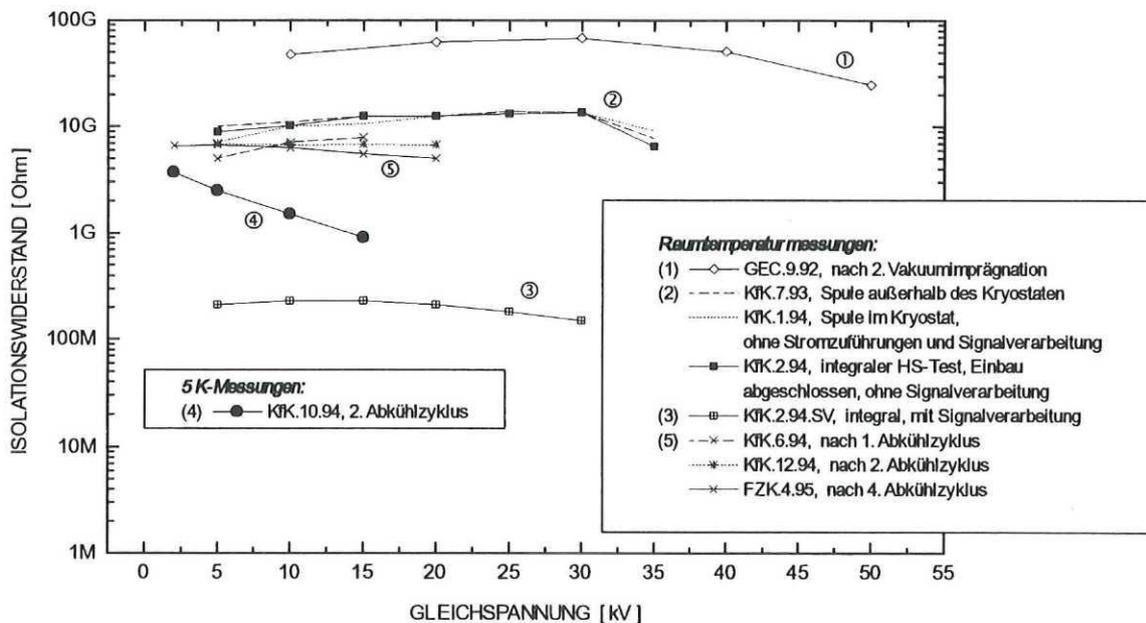


Abbildung 3.5: DC-Isolationsmessungen an der POLO-Modellspule unter unterschiedlichen Randbedingungen.

Ein Vergleich der Raumtemperatur-Kurven ① und ② zeigt, daß der Isolationswiderstand der kompletten Spule (②) deutlich unterhalb des Widerstands der reinen vakuumimprägnierten Erdisolation (①) liegt, d.h. die zur Komplettierung der Spule eingesetzten HS-Potentialtrenner und -Instrumentierungskabel sowie die nach dem Vakuumverguß aufgebrachte Erdisolation der Leiterenden der Spule (vgl. ANHANG C.1.3) dominieren den Wert des Isolationswiderstands gegen Erde. Mit Anschluß der kompletten Signalverarbeitung (zusätzliche Instrumentierungskabellängen, zahlreiche HS-Trennverstärker) wird der resultierende Isolationswiderstand

nochmals reduziert, Kurve ③. Unter diesen Randbedingungen wäre eine Änderung des Widerstands der Spule selbst nicht feststellbar!

Für die Durchführung der *Tieftemperaturmessung* mußten kurzzeitig drei Kühlwasserkreisläufe der Stromzuführungskabel ($R_{iso} = 12 \text{ M}\Omega$) unterbrochen werden. Der dann meßbare Isolationswiderstand der Spule bei $T = 5 \text{ K}$, Kurve ④, liegt vergleichbar mit den Raumtemperaturmessungen im Bereich weniger $\text{G}\Omega$. Auffällig ist das Absinken des Widerstands bei Erhöhung der Spannung. Für diesen spannungsabhängigen Widerstand könnten die drei axialen Potentialtrenner verantwortlich sein, die sich jeweils am He-Gas-Austritt der Stromzuführungen außerhalb des Kryostaten befinden. Zum Zeitpunkt der Messung befand sich innerhalb dieser Trenner strömendes He-Gas bei $T \approx 265 \text{ K}$, außen waren die Trenner stark vereist.

Wie bereits in Kap. 3.1.1 ausgeführt, bestimmt der niedrigste Parallelwiderstand eine Isolationsmessung. Dieser Umstand spiegelt sich in den DC-Isolationsmessungen an der POLO-Modellspule wieder. Der Nachweis eines tatsächlich erhöhten *Tieftemperatur-Isolationswiderstands* der Spule war wegen der teilweise auf Raumtemperatur liegenden Anschlüsse und Zuleitungen der Spule nicht möglich.

Durch DC-Isolationsmessungen kann zwar unter verhältnismäßig geringem Aufwand die prinzipielle Hochspannungsfestigkeit eines supraleitenden Großmagneten nachgewiesen werden, weitergehende diagnostische Aussagen sind jedoch weder unter Raumtemperatur- noch unter Tieftemperaturbedingungen möglich.

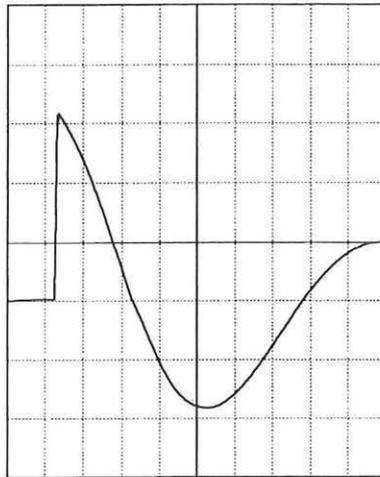
3.3 Stoßspannungsprüfungen der POLO-Modellspule

Die POLO-Modellspule wurde sowohl während der Fertigung beim Hersteller als auch im Rahmen der Inbetriebnahme am Forschungszentrum Karlsruhe Stoßspannungsprüfungen unterzogen. Zu beiden Prüfverfahren wurden erfolgreich vereinfachte Ersatzschaltbilder aufgestellt. Solange die Zeitkonstanten der $L_i C_i$ -Glieder, durch die die Modellspule diskretisiert wurde, ausreichend klein gegenüber der Anstiegszeitkonstante der Erregung ausfielen ($\tau_{LC} \ll \tau_A$), konnten anhand der Simulationsrechnungen die gemessenen Strom- und Spannungsverläufe nachgebildet und verifiziert werden. Dabei wurde das Netzwerkrechnungsprogramm *PSPICE* in seiner *Evaluation-Version* eingesetzt / [87] KÜHNEL 1993/.

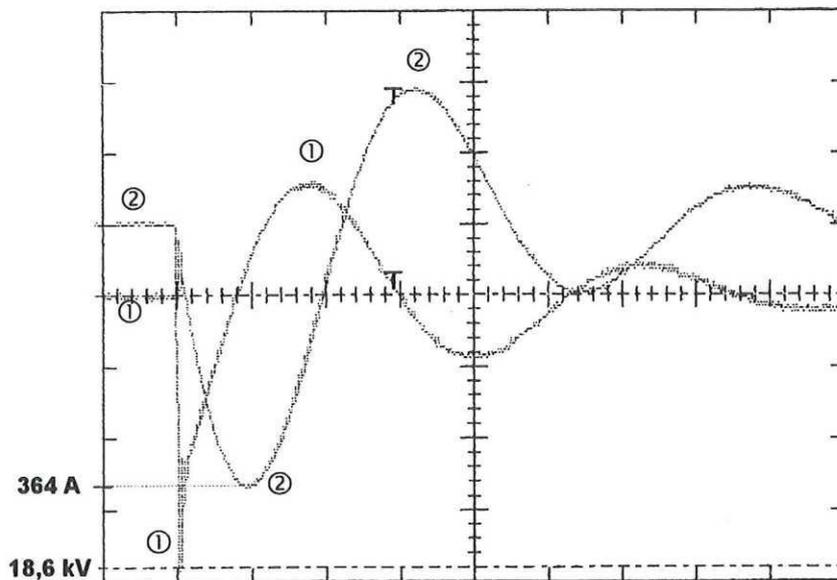
Die Ergebnisse dieser verhältnismäßig einfachen Simulationen gewinnen für die Praxis der Prüfungen in sofern an Bedeutung, als daß für weitere deutliche Verbesserungen der Simulationsergebnisse ein sehr hoher Aufwand an Modellierung und Simulationsrechnung erforderlich wird, der über die Möglichkeiten eines industriellen Prüffelds weit hinausreicht (vollständige Berechnung der magnetischen Kopplungen, frequenzabhängige Dämpfung, Rechnung im Frequenzbereich) / [66] MIRI et al. 1995/. Im folgenden werden die Ergebnisse der Prüfungen vorgestellt und einigen Simulationsrechnungen gegenübergestellt.

3.3.1 Stoßspannungsprüfungen während der Fertigung

Während der Fertigungsphasen stand beim Hersteller der Spule ein 25-kV-Stoßspannungsgenerator zur Verfügung. Die erforderliche Prüfspannung für die fertig isolierte Wicklung der Spule in Höhe von $\hat{U}_{pr} = 46$ kV wurde durch den Stoß einer *Spulenhälfte* mit maximal 23 kV erreicht.



(a) Skalierung: 100 μ s/Div; 5 kV/Div



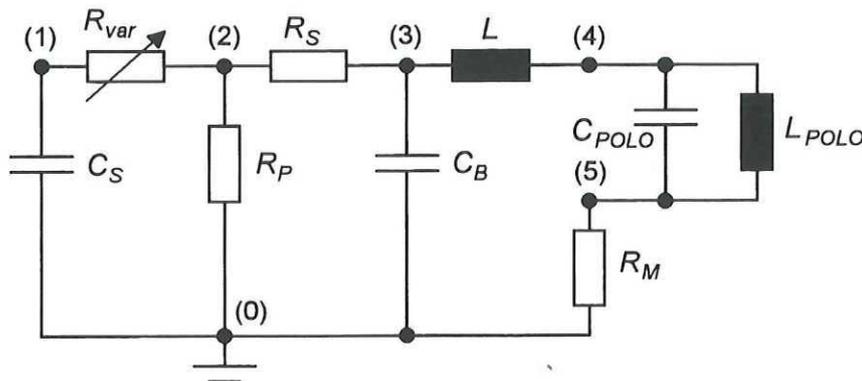
(b) Skalierung: 200 μ s/Div; ① 5 kV/Div, ② 100 A/Div

Abbildung 3.6: 15-kV-Stoß der POLO-Modellspule. (a) Spannungsverlauf am gestoßenen Spulenende; (b) ① Spannungsverlauf am offenen Spulenende (Abschluß mit 1 k Ω), ② Stromverlauf im Erdzweig (invertiert).

Abb. 3.6 zeigt beispielhaft das gemessene Schwingungsverhalten des Stoßkreises in Folge eines 15-kV-Stoßes auf eine Spulenhälfte. Die Periodendauer des Ausschwingvorgangs von $\tau \approx 880$ μ s entspricht der abgeschätzten Zeitkonstante des Schwingkreises aus Stoßkapazität

$C_s = 4,2 \mu\text{F}$ und der wirksamen Spuleninduktivität der halben Modellspule $L_{POLO/2} = 4,5 \text{ mH}$ ($\Rightarrow 864 \mu\text{s}$).

Die Modellierung des Stoßkreises erfolgte in zwei Schritten. *Abb. 3.7* zeigt den Aufbau des 25-kV-Stoßkreises an sich, die POLO-Modellspule ist zwischen Knoten (4) und (5) in Form von konzentrierten Bauelementen enthalten. Die Kugelfunkenstrecke des Stoßgenerators wurde durch einen idealen sich zeitlich ändernden Widerstand R_{var} modelliert, dessen Wert innerhalb von 100 ns von 10 G Ω auf 1 $\mu\Omega$ reduziert wird.



Stoßkapazität	C_s	= 4,2 μF
Dämpfungswiderstand	R_s	= 10 Ω
Entladewiderstand	R_p	= 3014 Ω
Lastkapazität	C_B	= 43,5 nF
Zuleitungsinduktivität	L	= 5 μH
Meßwiderstand	R_M	= 50 m Ω
Spulenkapazität	C_{POLO}	= 6,5 nF
Spuleninduktivität (Halbspule)	L_{POLO}	= 4,5 mH
"Schalt"-Widerstand	R_{var}	

Abbildung 3.7: Ersatzschaltbild des Stoßkreises aus Stoßgenerator und POLO-Modellspule.

In einem zweiten Schritt wurde der Wicklungsaufbau der POLO-Modellspule modelliert. Aufgrund der Randbedingungen der PSpice-Evaluation-Version wurde die Anzahl der Knoten, die jeweils einer Windung entsprechen, von tatsächlich 56 (8 Lagen à 7 Windungen) auf 16 (4 Lagen à 4 Windungen bzw. 8 Lagen à 2 Windungen) reduziert, vgl. *Abb. 3.8*. Die im einzelnen eingesetzten Induktivitäten wurden dabei so aufgeteilt, daß im Inneren der Spule (im Bereich der Knoten (24) und (34) bzw. (42) und (52)) die Knoten der vereinfachten Modellierungen mit den Knoten des zu Grunde gelegten 56-Windungs-Netzwerks (Original-Netzwerk) zusammenfallen. Dadurch erschloß sich die Möglichkeit, in diesen Bereichen den Einfluß von Kurzschlüssen zwischen Einzelwindungen oder Windungslagen zu simulieren.

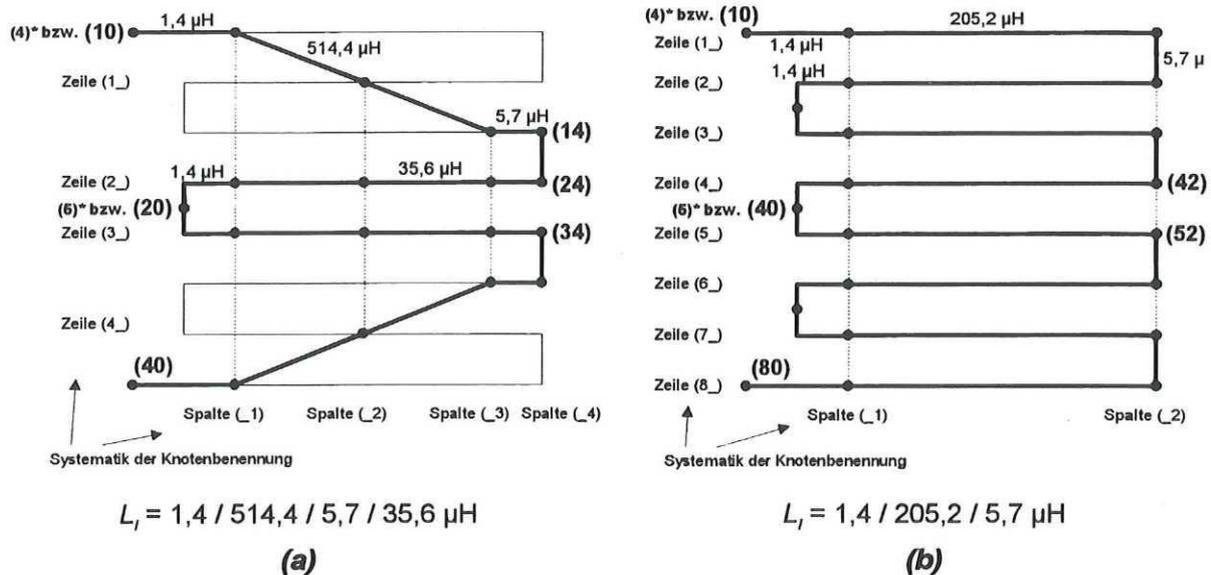


Abbildung 3.8: Modellierung der Wicklung der POLO-Modellspule mit (a) 4 Lagen à 4 Windungen bzw. (b) 8 Lagen à 2 Windungen. Verbindung der Knoten untereinander außerdem mittels Längs- und Querkapazitäten $C_i = 5 \text{ nF}$. (* Anschlußknoten an Stoßkreis gem. Abb. 3.7)

Die Berechnung der Einzelinduktivitäten L_i erfolgte, unter näherungsweise einheitlichem Spulenquerschnitt A und einheitlicher mittlerer Feldlinienlänge l , entsprechend der Anzahl m von Windungen des Original-Netzwerks, die überbrückt wurden (Gesamtinduktivität der Spule $L_{ges} = 18 \text{ mH}$, Gesamtzahl der Windungen $n = 56$), Gl. 3-2.

$$L_i = \frac{L_{ges}}{n^2} \cdot m^2 = 5,7 \mu\text{H} \cdot m^2 \quad (3-2)$$

Die Kapazität zwischen zwei Windungen beträgt etwa $C_i = 5 \text{ nF}$. C_i ist jeweils zwischen zwei Knoten des Netzwerkes angeordnet, d.h. einerseits als Querkapazität zwischen zwei Knoten benachbarter Lagen als auch als Längskapazität parallel zu L_i .

Die magnetische Kopplung der Einzelwindungen untereinander wurde im Rahmen der Simulationsrechnungen mit PSpice durch Angabe eines Kopplungsfaktors k (Gl. 3-3) berücksichtigt, der für alle Kopplungen einheitlich mit $k = 0,986$ angenähert wurde.

$$M_{12} = k \cdot \sqrt{L_1 \cdot L_2} \quad (3-3)$$

Es sei an dieser Stelle ausdrücklich darauf hingewiesen, daß eine Simulationsrechnung, bei der die magnetische Kopplung nicht durch entsprechend gekoppelte Gleichungssysteme, sondern nur zahlenmäßig in Form einer entsprechend größeren Einzelinduktivität $L_{i \text{ eff}}$ berücksichtigt wird, zu fehlerhaften Ergebnissen führt. Es können im Modell Eigenresonanzen der Einzelinduktivitäten und -kapazitäten (L_i, C_i) auftreten, die in Wirklichkeit durch die starke gegenseitige induktive Kopplung unterdrückt sind.

Abb. 3.9 zeigt den simulierten Spannungsverlauf eines 15-kV-Stoßes über der Spulenhälfte DS 1/DS 2 (Modell gem. Abb. 3.8 (b)) in sehr guter Übereinstimmung mit den Messungen (vgl. Abb. 3.6). Gut erkennbar ist das gegenläufige Einschwingen des leerlaufenden Spulenes, Knoten (80). Außerdem sind zwei Spannungsverläufe im Inneren der Spule wiedergegeben, Knoten (42) und (52). Der zu Beginn an Knoten (80) auftretende Einschwingvorgang mit Amplituden bis zu 20 kV wurde prinzipiell auch bei den Messungen beobachtet. Allerdings stößt die quantitative Auswertung des simulierten Einschwingvorgangs hier an ihre Grenze, da die Anregungszeitkonstante und die Zeitkonstante der $L_i C_i$ -Resonanzkreise im selben Bereich liegen.

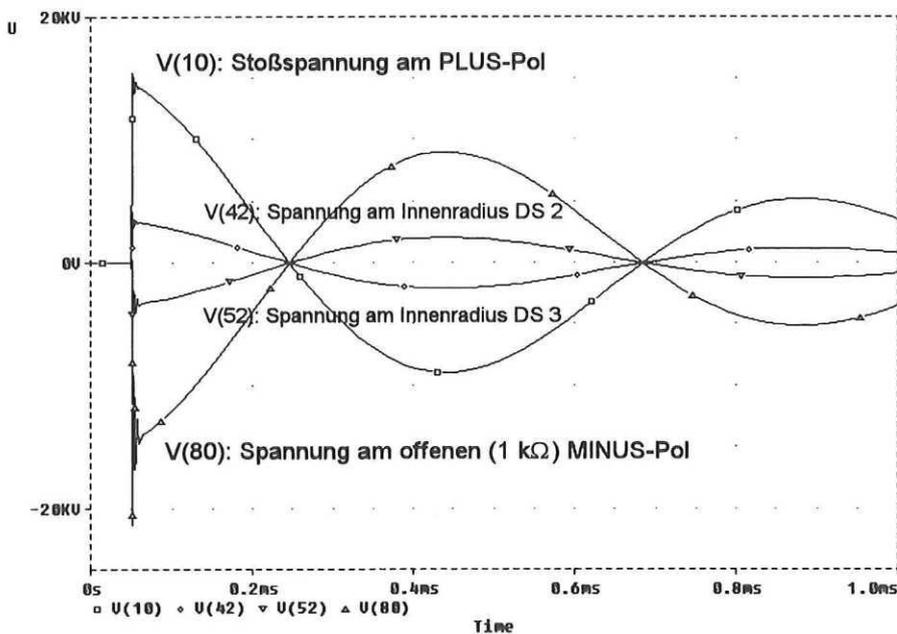


Abbildung 3.9: Simulierte Spannungsverläufe an der POLO-Modellspule bei 15-kV-Stoß einer Spulenhälfte.

Für die Praxis der Stoßspannungsprüfung von Bedeutung ist die Frage nach dem Einfluß von Kurzschlüssen zweier Windungen oder Windungslagen. Die Ergebnisse der hierzu durchgeführten Simulationen sind in Abb. 3.10 und 3.11 enthalten. Zu Grunde liegt das Modellierungsnetzwerk der POLO-Spule gemäß Abb. 3.8 (a), wobei im Falle des Lagenschlusses das Netzwerk nach Abb. 3.8 (b) identische Ergebnisse liefert.

Für die Simulation des Windungs- als auch des Lagenschlusses gilt, daß sie bereits zu Beginn des Spannungsstoßes vorhanden seien. Als Parameter wurde der Kurzschlußwiderstand R_{KS} dekadisch variiert. Die Spannungsverläufe bei jeweils größtem Kurzschlußwiderstand R_{KS} entsprechen bereits dem Fall ohne Kurzschluß.

Beiden Simulationen eigen ist der Übergang des Spannungsverlaufs von der *Schwingung* zwischen Stoßkapazität und Spuleninduktivität zum *aperiodischen* Verlauf. Letzterer Fall ist mit einem hohen, ebenfalls aperiodisch abklingenden Kurzschlußstrompuls verbunden.

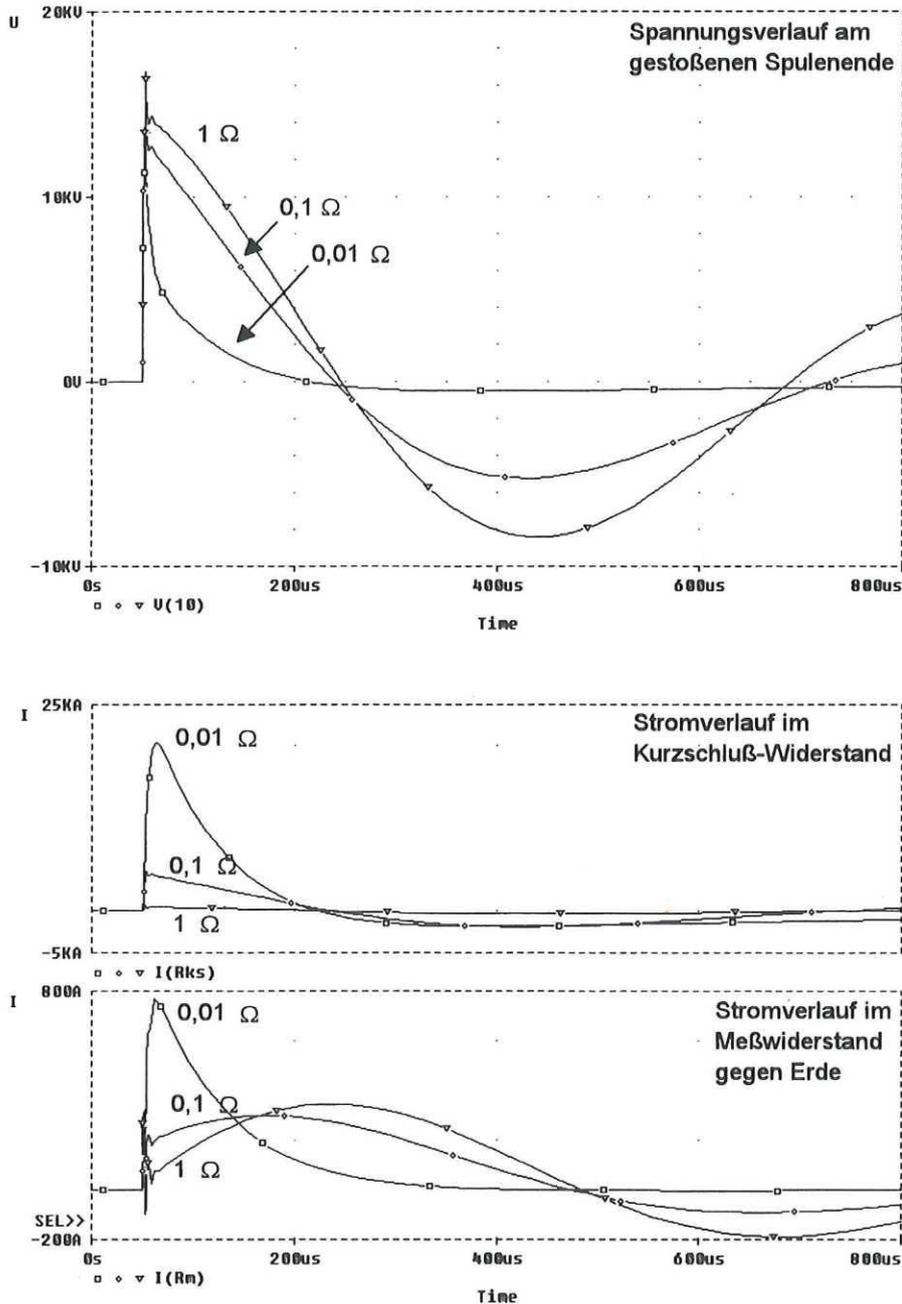


Abbildung 3.10: 15-kV-Stoß einer Spulenhälfte, Simulation eines *Windungsschlusses*, Parameter = Kurzschlußwiderstand R_{KS} . Modell: 4 Lagen á 4 Windungen, Kurzschluß zwischen Knoten (14) und (24), vgl. Abb. 3.7 und 3.8 (a).

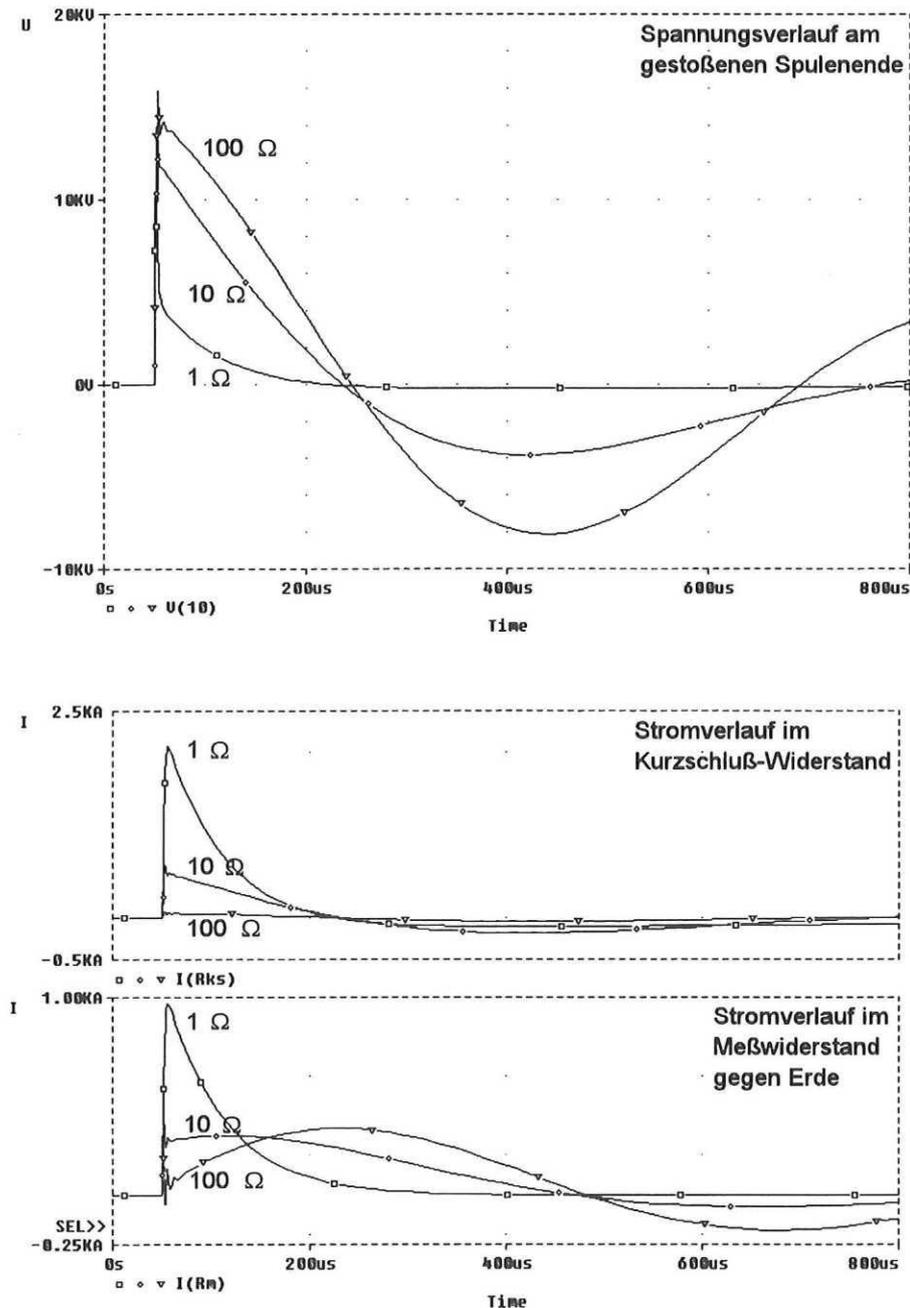


Abbildung 3.11: 15-kV-Stoß einer Spulenhälfte, Simulation eines Lagenschlusses, Parameter = Kurzschlußwiderstand R_{KS} . Modell: 4 Lagen à 4 Windungen, Kurzschluß zwischen Knoten (24) und (34), vgl. Abb. 3.7 und 3.8 (a).

Im folgenden sollen die maximale Höhe des Strompulses und die Bedingungen für den aperiodischen Verlauf quantitativ abgeschätzt werden.

Die Ursache für die aperiodischen Spannungs- und Stromverläufe liegt in der Lenz'schen Regel begründet. Dem intakten Teil der Spule wird durch die Stoßspannung ein $d\Phi_1/dt$ aufgezwungen (Φ = magnetischer Fluß). In den kurzgeschlossenen Windungen baut sich gleichzeitig ein entgegengesetztes $d\Phi_2/dt$ auf. Im Idealfall (keine ohmschen Verluste, ideale Kopplung) gilt

$$\frac{d\Phi_2}{dt} = -\left(\frac{d\Phi_1}{dt}\right) \quad (3-4),$$

d.h. der magnetische Gesamtfluß der Spule bleibt Null. Damit speichert die Spule mit internem Kurzschluß keine magnetische Energie mehr, die bei der intakten Spule zu den Serienschwingungen mit der Stoßkapazität beiträgt.

Mit der eingepprägten maximalen Klemmenspannung über der Spule $\hat{U}_{Sto\beta}$ im Augenblick des Stoßes t_0 läßt sich der maximale Kurzschlußstrom \hat{I}_{KS} wie folgt abschätzen (ideale Kopplung):

$$\left(\frac{d\Phi_1}{dt}\right)_{t_0} = \frac{\hat{U}_{Sto\beta}}{n-m} \quad (3-5),$$

Φ_1	magnetischer Fluß in dem intakten Teil der Spule,
$\hat{U}_{Sto\beta}$	maximale Klemmenspannung über der Spule zum Zeitpunkt t_0 ,
n	Windungszahl der Gesamtspule,
m	Windungszahl der kurzgeschlossenen Windungen.

Die Spannung über dem Kurzschlußwiderstand U_{KS} läßt sich sowohl durch den ohmschen (Gl. 3-6) als auch durch den induktiven Ansatz (Gl. 3-7) ausdrücken:

$$\hat{U}_{KS} = \hat{I}_{KS} \cdot R_{KS} \quad (3-6),$$

$$\hat{U}_{KS} = m \cdot \left(\frac{d\Phi_2}{dt}\right)_{t_0} \quad (3-7),$$

\hat{U}_{KS}	maximale Kurzschlußspannung,
\hat{I}_{KS}	Kurzschlußstrom durch R_{KS} ,
R_{KS}	Kurzschlußwiderstand,
Φ_2	magnetischer Fluß im kurzgeschlossenen Spulenteil.

Zusammenfassend erhält man aus Gl. 3-4 bis 3-7:

$$\hat{I}_{KS} = -\left(\frac{1}{R_{KS}} \cdot \frac{m}{n-m} \cdot \hat{U}_{Sto\beta}\right) \quad (3-8).$$

Beispielrechnung POLO-Modellspule: $\hat{U}_{Sto\beta} = 15$ kV, aperiodischer Fall:

a) Windungsschluß: $n = 56$; $m = 1$; $R_{KS} = 10$ m Ω $\Rightarrow I_{KS} = 27$ kA (Simulation: 20 kA),

b) Lagenschluß: $n = 56$; $m = 13$; $R_{KS} = 1$ Ω $\Rightarrow I_{KS} = 4,5$ kA (Simulation: 2 kA).

Der Übergang des Spannungsverlaufs von gedämpft periodisch zu aperiodisch in Abhängigkeit von $R_{KS\ ap}$ kann aus der Bedingung

$$R_{KS\ ap} \stackrel{!}{=} \omega L_{KS} = \omega L_{POLO} \left(\frac{m}{n}\right)^2 \quad (3-9)$$

abgeleitet werden (L_{KS} = Induktivität der kurzgeschlossenen Windungen).

Die Frequenz des Schwingkreises aus Stoßkapazität $C_s = 4,2$ μ F und Induktivität der halben POLO-Modellspule $L_{POLO} = 4,5$ mH beträgt bei intakter Spule $f \approx 1$ kHz. Daraus erhält man für den Windungsschluß

$R_{KS\ ap} = 40\ m\Omega$ (Simulation: $10\ m\Omega < R_{KS\ ap} < 100\ m\Omega$), für den Lagenschluß $R_{KS\ ap} = 6,8\ \Omega$ (Simulation: $1\ \Omega < R_{KS\ ap} < 10\ \Omega$).

Dem aperiodischen Grenzfall läßt sich im Stoßkreis nach *Abb. 3.7* eine reduzierte wirksame Spuleninduktivität $L_{POLO\ red}$ zuweisen. Für den aperiodischen Grenzfall eines allgemeinen *RCL*-Schwingkreises gilt /z.B. [88] KUCHLING 1988/:

$$\frac{1}{\sqrt{LC}} = \frac{R}{2L} \text{ bzw. } L = \frac{1}{4}R^2C \quad (3-10).$$

Mit $R_s = 10\ \Omega$ und $C_s = 4,2\ \mu\text{F}$ erhält man im vorliegenden Fall der POLO-Modellspule $L_{POLO\ red} = 0,1\ \text{mH}$ für den aperiodischen Grenzfall, was beim Halbspulenstoß einer Reduzierung der Induktivität gegenüber der intakten Spule um einen Faktor in der Größenordnung von 50 gleichkommt.

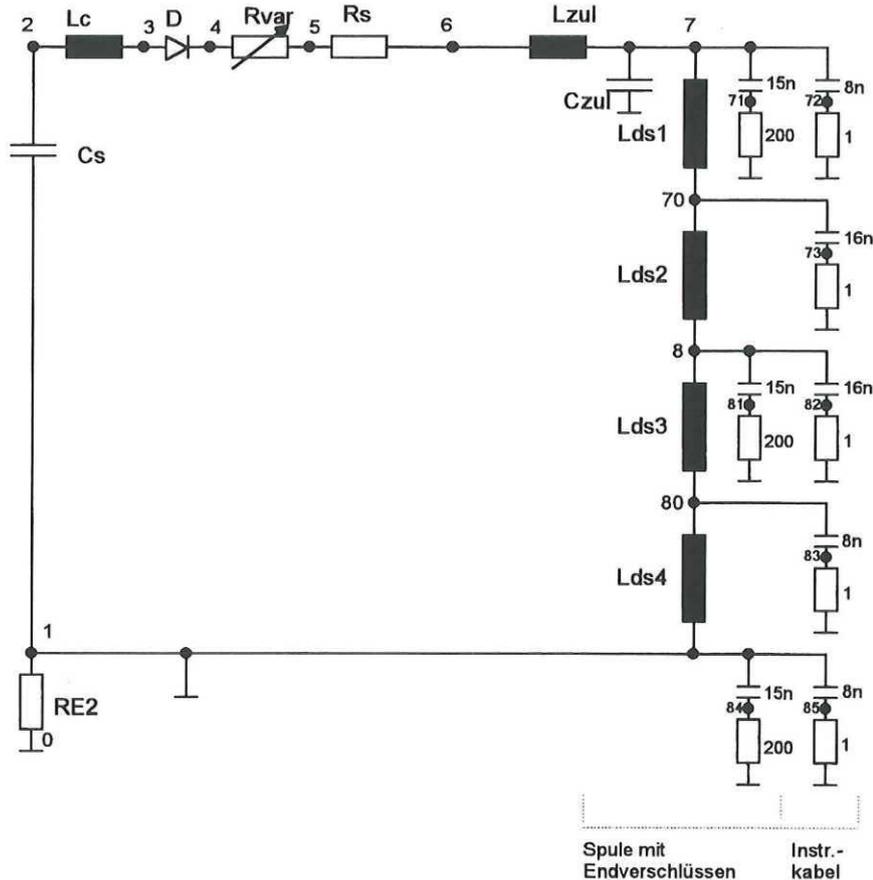
Bei den bisherigen Betrachtungen wurde der ohmsche Innenwiderstand der Spule R_i außer acht gelassen, da sein Einfluß auf die Simulationsergebnisse vernachlässigbar klein war. Dies trifft jedoch nicht mehr zu, wenn der Kurzschlußwiderstand R_{KS} kleiner oder gleich dem Innenwiderstand der kurzgeschlossenen Windungen $R_{i\ KS}$ wird. Für diesen Fall, also $R_{KS} \leq R_{i\ KS}$, muß in *Gl. 3-8* R_{KS} durch $R_{i\ KS}$ ersetzt werden, d.h. der Innenwiderstand der kurzgeschlossenen Windungen begrenzt im Falle eines massiven Kurzschlusses den maximalen Kurzschlußstrom \hat{I}_{KS} .

Für die normalleitende POLO-Modellspule gilt $R_{i\ POLO} = 180\ m\Omega$, d.h. der Innenwiderstand einer Windung beträgt $R_i \approx 3\ m\Omega$. Berücksichtigt man darüber hinaus Skin- und Proximity-Effekt, so ergibt sich ein erhöhter Widerstand der Einzelwindung von $R_i \approx 3\ \Omega$ / [66] MIRI et al. 1995/.

3.3.2 Stoßspannungsprüfungen im Rahmen der Inbetriebnahme- und Test-Phasen

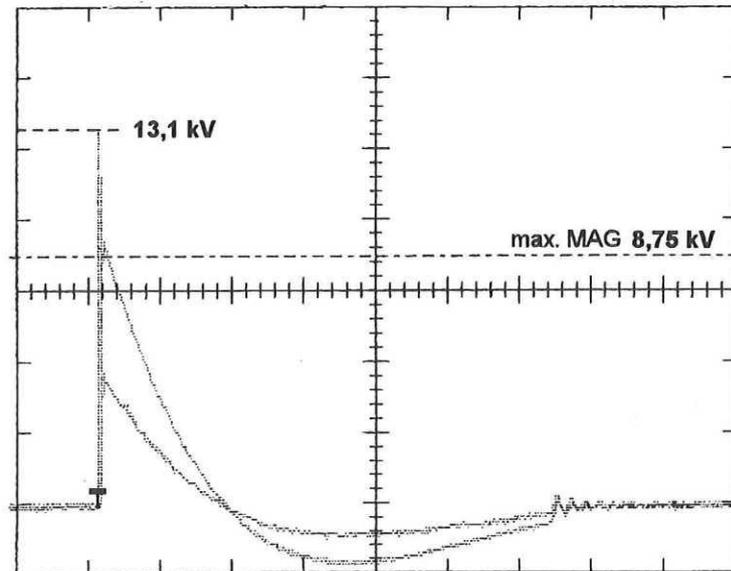
Für die Stoßspannungsprüfungen am Forschungszentrum Karlsruhe stand kein kommerzieller Stoßspannungsgenerator zur Verfügung. Stattdessen besitzt die 30-kA-Schaltanlage, die für unterschiedliche Entladungsarten der POLO-Modellspule zur Energieauskopplung vorgesehen ist, die Möglichkeit, durch die Entladung einer 150- μF -Kondensatorbank C_s die POLO-Modellspule mit Stoßspannungspulsen zu beaufschlagen / [11] DARWESCHSAD et al. 1995/. Die Aufgabe der Aufschaltung des Spannungspulses übernehmen zwei in Serie liegende Ignitrons, die in dem Ersatzschaltbild nach *Abb. 3.12* wiederum als zeitveränderlicher Widerstand R_{var} , diesmal jedoch mit vorgeschalteter Diode, dargestellt sind. Aufgrund des Gleichrichtercharakters der Ignitrons kommt keine Serienschwingung zwischen Stoßkapazität und Modellspule zustande. Da die Ignitrons außerdem in ihrem zulässigen Stromanstieg begrenzt sind, ist eine Drosselspule L_c in Serie geschaltet. Durch diese vorgegebene Konstellation treten während des Spannungsanstiegs an der Modellspule Schwingungen mit Spannungsamplituden bis zu

30-50 % über der Ladespannung U_C der Kondensatorbank C_S auf. **Abb. 3.13** zeigt sowohl die Messung eines typischen Spannungsverlaufs am Beispiel eines 13-kV-Stoßes (Ladespannung $U_C = 10$ kV) als auch das Ergebnis der entsprechenden Simulationsrechnung. Man erkennt die Überspannung im Spannungsanstieg und die abgebrochene Schwingung nach ca. 6,5 ms aufgrund der Sperrcharakteristik der Ignitrons für negative Ströme.



C_S	=	150 μ F	Stoßkapazität
L_C	=	50 μ H	Drosselspule
D	=		Diode (Gleichrichtercharakter der Ignitrons)
R_{var}	=		veränderlicher Widerstand (Durchzünden der Ignitrons)
L_{zul}	=	400 μ H	Zuleitungsinduktivität (POLO-Schaltanlage)
C_{zul}	=	0,5 nF	Zuleitungserdkapazität (POLO-Schaltanlage)
R_S	=	12,27 Ω	Serienwiderstand
L_{coil}	=	17,6 mH	Spuleninduktivität ($L_{DS 1-4} = 1,8$ mH, magn. Kopplung)
R_{B2}	=	20 Ω	Erdungswiderstand der Schaltanlage (hier überbrückt)

Abbildung 3.12: Ersatzschaltbild des Stoßkreises der POLO-Modellspule, Grundlage der durchgeführten Simulationsrechnungen.



(a) Skalierung: 1 ms/Div; 2,5 kV/Div

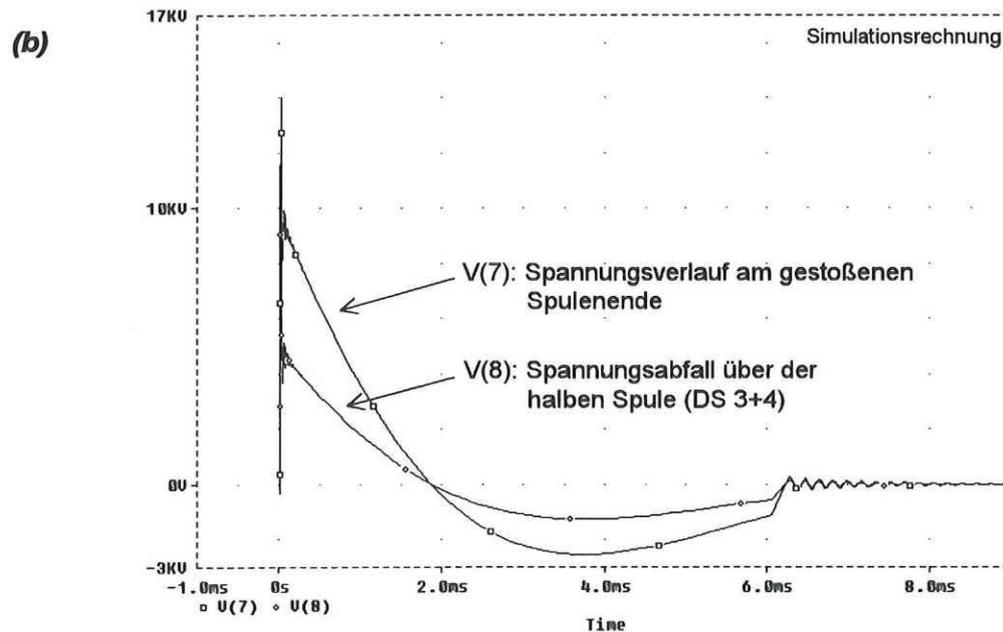
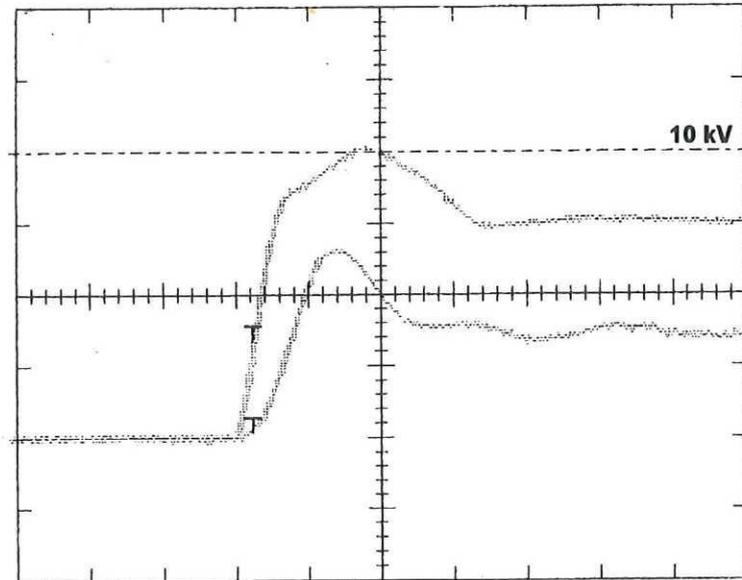


Abbildung 3.13: POLO-Modellspule, 13-kV-Stoß (Ladespannung $U_c = 10$ kV). (a) Gemessener Spannungsverlauf am PLUS-Pol und Mittelabgriff (MAG), MINUS-Pol geerdet, (b) simulierte Spannungsverläufe.

Die Abklingzeitkonstante des Spannungspulses an der Modellspule beträgt ca. 2 ms, die relative Überspannung aufgrund des anfänglichen Einschwingvorgangs liegt im Bereich des Mittelabgriffs noch etwas höher als am gestoßenen PLUS-Pol selbst.

Die einzelnen Doppelscheiben(DS)-Spannungen über DS 1-4 schwingen mit Phasenverschiebungen teils gegeneinander. Durch die angeschlossene Signalverarbeitung der POLO-Modellspule waren Potentialabgriffe im Bereich der Leiterverbindungen der vier Doppelscheibenwicklungen (Knoten (70), (8) (MAG) und (80) in Abb. 3.12) messtechnisch zugänglich, d.h.

die Verläufe im Inneren der Spule konnten über die schnelle Datenerfassung (sog. "Flash-ADC") aufgezeichnet werden /[89] GRUBER 1992/, *Abb. 3.14*.



(a) Skalierung: 10 μ s/Div; 2,5 kV/Div

(b)

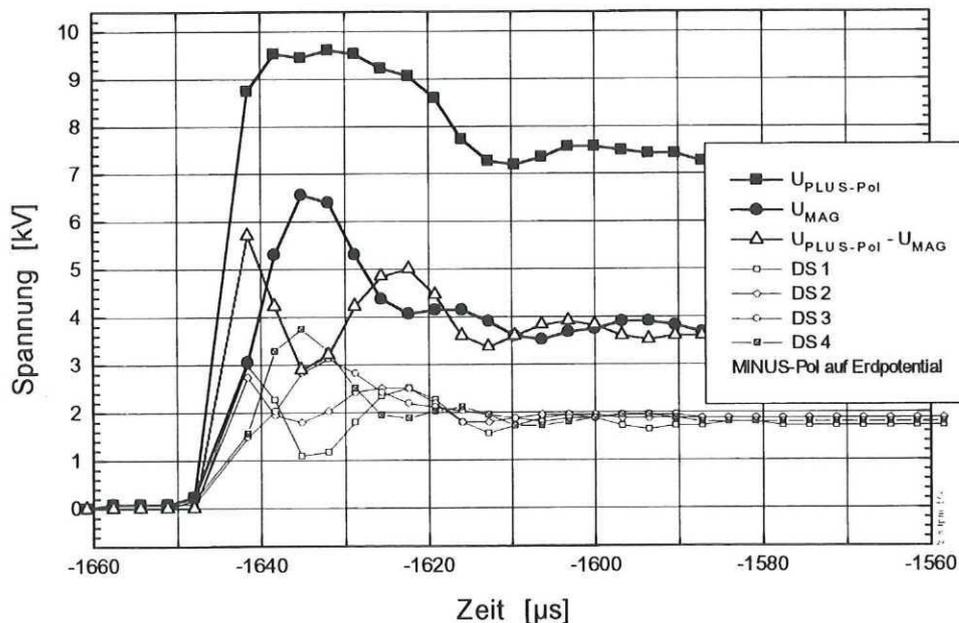


Abbildung 3.14: POLO-Modellspule, 10-kV-Stoß (Ladespannung $U_c = 8$ kV), Auflösung der ersten 50 μ s;

(a) direkt gemessene Spannungsverläufe an PLUS-Pol und Mittelabgriff (MAG);
 (b) über Signalverarbeitung gemessene Spannungsverläufe der einzelnen Doppelscheiben DS 1-4, Auskopplung der Potentiale über 25 m lange Instrumentierungskabel, zu (a) korrespondierende Spannungsverläufe durch Addition der Einzelspannungen über DS 1-4.

Die dargestellten Spannungsverläufe konzentrieren sich auf das bereits erwähnte Ein- bzw. Überschwingverhalten der POLO-Modellspule innerhalb der ersten 50 μs . *Abb. 3.14* enthält zum einen den Spannungsverlauf, wie er an den von außen zugänglichen Klemmen der Modellspule gemessen wurde, zum anderen eine Zusammensetzung derselben Spannungen aus den über die Signalverarbeitung gemessenen Spannungsabfällen über jeweils eine der vier Doppelscheiben. Die Spannung über Doppelscheibe 4 erreicht dabei bis zu 3,75 kV, was einer Überspannung bezogen auf den Nennwert der Lagenspannung von 150 % entspricht.

Ein Einfluß von *kryogenen Betriebsbedingungen* auf die Spannungs- und Stromverläufe der Stoßspannungsprüfung ist nicht vorhanden. Die einzige sich ändernde Größe aufgrund der Supraleitung wäre der ohmsche Widerstand des Leiters. Aufgrund des sich zeitlich schnell ändernden Stoßstroms muß jedoch von einer Störung des supraleitenden Zustands ausgegangen werden, in deren Zuge die Kupfermatrix des Leiters den Stoßstrom aufnimmt bzw. durch Stromverdrängung ab 5 kHz sogar die Stahlhülle des Leiters ein Drittel des Stromes trägt / [66] MIRI et al. 1995/.

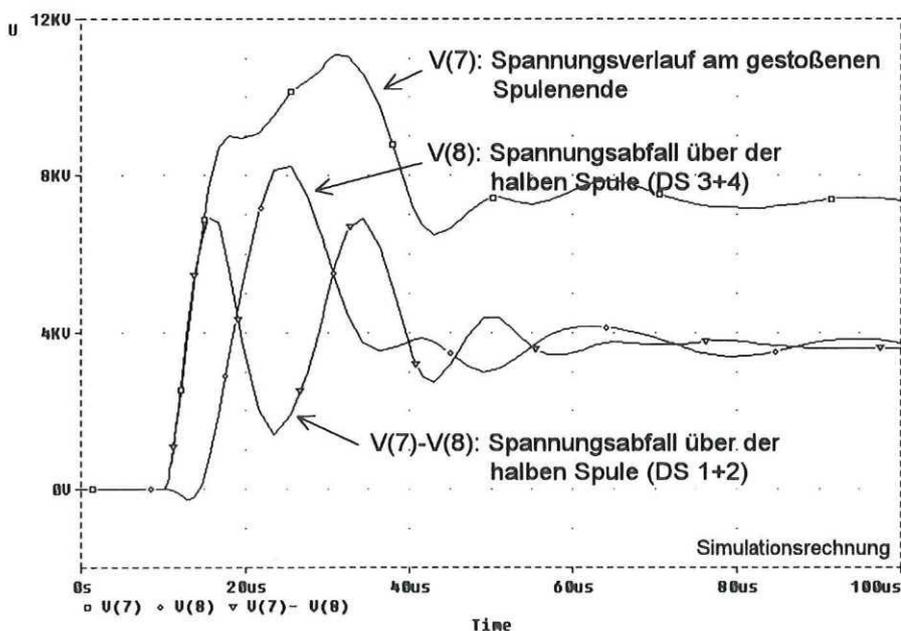


Abbildung 3.15: POLO-Modellspule, 10-kV-Stoß (Ladespannung $U_c = 8 \text{ kV}$), Auflösung der ersten 50 μs . Simulierte Spannungsverläufe an PLUS-Pol und Mittelabgriff (MAG, DS 3+4) sowie über DS 1+2 ($U_{PLUS} - U_{MAG}$).

Abb. 3.15 schließlich gibt die entsprechenden Spannungsverläufe der Simulationen gemäß der Modellierung nach *Abb. 3.12* wieder. Die Modellspule wurde hier nur noch durch vier Einzelinduktivitäten entsprechend den vier Doppelscheiben DS 1-4 modelliert. Die Erdkapazität des Wicklungspakets ist vernachlässigt, lediglich die Kapazitäten der koaxial aufgebauten Spulenden (PLUS-, MINUS-Pol und Mittelabgriff) sowie der Instrumentierungskabel sind mit dazugehörigen Erdungswiderständen berücksichtigt. Der Wert der Zuleitungsinduktivität

$L_{zul} = 400 \mu\text{H}$ stellt eine Abschätzung dar, die in ihrer Höhe dem räumlich ausgedehnten und geometrisch komplexen Aufbau der in den Stoßkreis eingebundenen POLO-Schaltanlage Rechnung trägt.

3.3.3 Zusammenfassung

Bei der Stoßspannungsprüfung supraleitender Großmagnete stellen die Stoßkapazität C_s und die Prüflingsinduktivität einen Schwingkreis dar. Die prinzipiell auftretenden Spannungs- und Stromverläufe können anhand von Simulationsrechnungen sehr gut verifiziert werden. Eine Modellierung der Prüfkreise in Form von vereinfachten Ersatzschaltbildern und die Verwendung eines PC-lauffähigen Netzwerkberechnungsprogramms¹¹ hat sich für diesen Zweck als ausreichend erwiesen.

Der Einfluß eines Windungs- oder Lagenschlusses auf das Schwingungsverhalten ist stark von der Größe des Kurzschlußwiderstands R_{KS} selbst abhängig, vgl. *Gl. 3-9*. Dies bedeutet z.B. für $R_{KS} = 1 \Omega$, daß ein solcher Windungsschluß in der POLO-Modellspule unbemerkt geblieben wäre, während ein gleicher Lagenschluß zu einem aperiodischen Spannungsverlauf geführt hätte. Der obere Grenzwert für R_{KS} , unterhalb dessen ein Kurzschluß in der Spulenwicklung einen aperiodischen Spannungsverlauf verursacht, verhält sich proportional zum Quadrat der Anzahl m kurzgeschlossener Windungen, d.h.

$$R_{KS \text{ aperiodisch}} \sim m^2 \quad (3-11).$$

Bei Innenwiderständen R_i des kurzgeschlossenen Spulenleiters im Ohm-Bereich ($R_i \gg R_{KS}$) können selbst sehr niederohmige Windungsschlüsse eines supraleitenden Großmagneten prinzipiell ohne Einfluß auf das Ergebnis einer Stoßspannungsprüfung bleiben.

Die Konstellation der POLO-Schaltanlage, deren 150- μF -Kondensatorbank zur Stoßspannungsprüfung der Spule im Testbetrieb verwendet wurde, verursachte während des kurzzeitigen Einschwingvorgangs (50 μs) Überspannungen im Inneren der Spule von bis zu 150 % der Nenn-Prüfspannung der Windungsisolation. Derartige Effekte müssen bei der Festsetzung der zu wählenden Stoßspannungshöhe berücksichtigt werden.

Die Ergebnisse der Stoßspannungsprüfungen der POLO-Modellspule erwiesen sich als unabhängig von dem normal- oder supraleitenden Zustand der Spule (300 K oder 4,2 K).

¹¹ PSpice evaluation version

4 Physikalische Modellierung zur Auswertung von Teilentladungs-Mustern

Die Interpretation von Teilentladungen (TE) in elektrischen Isolationssystemen dient von ihrem Grundgedanken her der Identifizierung des Fehlertyps einer Isolation, der Quantifizierung der Fehlergröße und einer daraus resultierenden Risikoabschätzung. Für eine korrekte Interpretation von TE-Messungen müssen eine Reihe verschiedenartiger Informationen zusammengetragen werden /[90] FRUTH 1995/:

- a. Physikalische Modelle zur Beschreibung der TE-Vorgänge, die z.B. die gemessene scheinbare Ladung mit der Defektphysik verbinden (zur Abschätzung von Defektgröße und Fehlerrisiko).
- b. Charakteristika von TE-Signalen, z.B. Polarität, Signalamplitude und -häufigkeit, Beziehung zur Phase der angelegten Hochspannung etc.
- c. Kenntnis der Struktur des Isolationssystems, z.B. maximale lokale Feldstärken, Signalausbreitungsvorgänge im Testobjekt.
- d. Erfahrung in Durchführung und Auswertung von TE-Messungen.

Bevor in Kapitel 5 konkrete TE-Messungen, im besonderen bei kryogener Temperatur des Prüflings, diskutiert werden, sollen an dieser Stelle die unter a. und b. zitierten Aspekte aufgegriffen werden.

Von TE in gasisolierten Schaltanlagen (GIS) herkommend wurde von FRUTH und NIEMEYER ein physikalisches Modell zur Beschreibung von TE-Vorgängen entworfen und bis heute weiterentwickelt. Dieses Modell basiert auf der Grundidee, daß *bestimmte Strukturen* und Charakteristika des TE-Musters einer phasenaufgelösten TE-MAP-Darstellung (vgl. *Abb. 3.3*, Kap. 3.1.3) physikalisch beschreibbar sind und somit Rückschlüsse auf den TE-behafteten Hohlraum bzw. den vorliegenden Defekt zulassen. NIEMEYER konkretisiert diesen Ansatz, indem er den Informationsgehalt einer TE-MAP in drei Kategorien unterteilt /[80] 1993/:

- a. *Qualitative Erkennungsmerkmale* sind "bildhafte" Elemente der MAP wie z.B. bestimmte Muster, die sich teilweise auch wiederholen können, oder unterschiedliche Konturformen der Einhüllenden. Hinzu kommen Symmetrieeigenschaften hinsichtlich der Polarität der anliegenden Wechselspannung. Solche Erkennungsmerkmale und Symmetrieeigenschaften können in Form von einer visuellen Überprüfung oder auch durch rechnergestützte Mustererkennung ausgewertet werden.
- b. Es gibt *quantitative Parameter*, für deren Auswertung *keine Kalibrierung* des Meßkreises auf ein bestimmtes TE-Ladungsniveau notwendig ist. Hierzu zählen
 - i. die mittlere Anzahl von TE-Pulsen N_{HW} pro Halbschwingung der Prüfspannung,
 - ii. die Anzahl sich wiederholender regelmäßiger Muster ("cluster") n_{cl} ,

- iii. die Phasenverschiebung $\Delta\varphi$ zwischen der Phasenlage des TE-Einsatzes und dem Spannungsnulldurchgang (vgl. *Abb. 4.2*),
- iv. das Verhältnis bestimmter charakteristischer Ladungsniveaus zueinander (q_{max}/q_{min}) sowie
- v. die TE-Einsatzspannung, ausgedrückt durch die Einsatzfeldstärke des Streamers $E_{inc} = E_{str}$.

Wenn die Prüfspannung U_0 und der Gasdruck im Hohlraum p variiert werden können, kann die Skalierung der quantitativen Parameter in Abhängigkeit dieser Randbedingungen bestimmt werden.

- c. *Kalibrierte Ladungen* sind die als Absolutwerte in der TE-MAP enthaltenen scheinbaren Ladungen, die bei konventionellen TE-Meßsystemen oft auf die momentane Anzeige eines Maximal- oder Mittelwerts beschränkt sind.

Jede *Defektart* zeichnet sich durch eine charakteristische Kombination von qualitativen Erkennungsmerkmalen und Parameterskalierungen aus. Mit Hilfe der kalibrierten Ladung können zusätzlich quantitative Aussagen gewonnen werden.

Auch wenn sich die physikalische Modellierung zunächst von *einzelnen* Hohlräumen her ableitet, so leistet diese Art der *qualitativ theoretischen Betrachtung* doch ihren Beitrag dazu, das TE-Verhalten selbst komplexer Prüflinge in mancherlei Hinsicht besser einordnen zu können.

Die hier vorgestellte *Modellbildung* wurde bisher mit unterschiedlichen Schwerpunktansätzen punktuell veröffentlicht /[91] NIEMEYER et al. 1991, [75] FRUTH et al. 1992, [80] NIEMEYER 1993, [90] FRUTH 1995/. Eine hinsichtlich der Defektklassifikation allgemein gehaltene Übersicht der diversen Parameterabhängigkeiten zeigt NIEMEYER in /[92] 1993/ auf.

In Anlehnung an die genannten Veröffentlichungen und unterstützt durch persönliche Diskussionen mit den Autoren wurde die nachfolgende geschlossene Darstellung der Modellbildung für *luftgefüllte Hohlräume* im Bereich *atmosphärischer Druckverhältnisse* ausgearbeitet. Mit Kap. 4.5 erfolgt eine Erweiterung der Modellbildung hinsichtlich ihrer Übertragbarkeit auf *heliumgefüllte Hohlräume* bei unterschiedlichen Temperaturen.

4.1 Die Modellbildung¹²

Die wichtigen Größen, die einen zunächst *oberflächenladungsfreien* Hohlraum charakterisieren, sind gegeben durch:

d	maximale Ausdehnung in Feldrichtung,
$2 \cdot r$	Durchmesser senkrecht zum Feld,

¹² Kap. 4.1 bis 4.4: vereinheitlichte Darstellung in Anlehnung an /[75], [80], [90] und [91]/, auf die entsprechenden Literaturhinweise im einzelnen wird verzichtet.

E_{cr} Durchschlagsfestigkeit als Eigenschaft des eingeschlossenen Gases und
 $E_a(t)$ lokales Feld im Innern des Hohlraums,

wobei $E_a(t)$ bestimmt ist durch die am Prüfling angelegte Spannung U_0 , die Geometrie des Isolationsaufbaus sowie den Ort und die Form des Hohlraums selbst, *Abb. 4.1*. Mit dem Hintergrundfeld E_0 , das für Feldstärken am selben Ort, jedoch im homogenen Dielektrikum ohne Hohlraum, steht, ist $E_a(t)$ durch den Geometriefaktor f verknüpft,

$$E_a(t) = f \cdot E_0(t) \quad (4-1).$$

f hängt von ϵ_r (Permittivitätszahl des umgebenden Dielektrikums) und der Hohlraumgeometrie ab. Für runde Hohlräume (Blasen) und für Delaminationen werden sie angegeben mit

$$f_B = \frac{3\epsilon_r}{2\epsilon_r + 1} \quad \text{und} \quad (4-2)$$

$$f_D = \epsilon_r \quad (4-3).$$

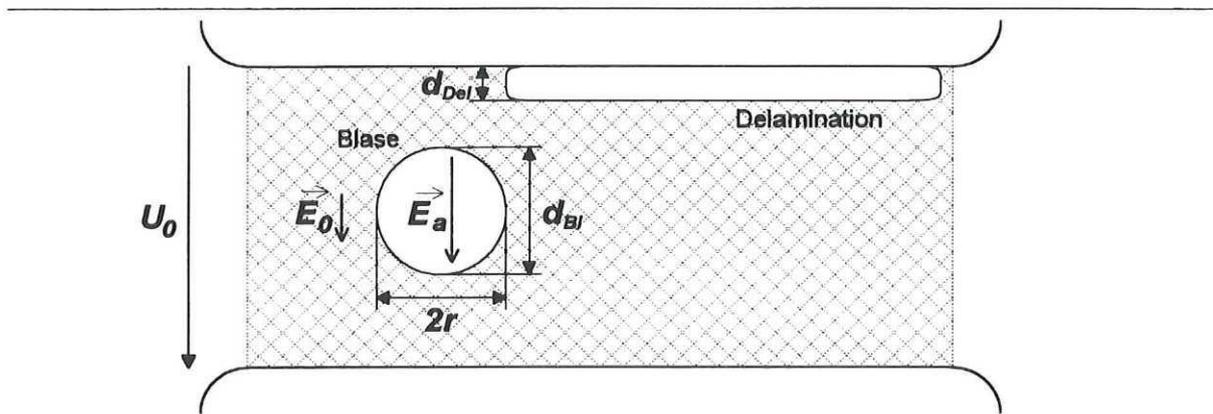


Abbildung 4.1: Zur Definition der Größen, die einen Hohlraum charakterisieren.

Für den Einsatz einer TE müssen zwei Bedingungen erfüllt sein:

1. Es muß ein Startelektron zur Initiierung des Ionisierungsprozesses vorhanden sein (*Ionisierung* durch Strahlung, *Feldemission* eines Elektrons aus einer leitenden Oberfläche oder von der Oberfläche des Hohlraums, letzteres nur im Falle vorausgegangener Entladungen).
2. Das elektrische Feld im Hohlraum E muß größer sein als die Einsatzfeldstärke der Entladung, E_{inc} .

Das *Startelektron* muß bei "jungfräulichen" Hohlräumen alleine durch Strahlung, im allgemeinen durch die natürliche Strahlung, zur Verfügung gestellt werden. Da bei Photoionisation die Auslösetiefe im Dielektrikum im Bereich ≤ 10 nm liegt, findet der dominante Ionisierungsprozeß im Gas statt. Die mittlere Entstehungsrate für ein Startelektron ist proportional zur Querschnittsfläche des Hohlraums (Gasblase: $\sim d_{Bl}^2$). Aus diesem Zusammenhang ergeben sich bei sehr kleinen Hohlräumen trotz Erreichen der kritischen Einsatzfeldstärke E_{inc} sehr lange

Verzugszeiten, ehe die Entladung tatsächlich startet. In einem Hohlraum mit 0,1 mm Durchmesser ist z.B. nur etwa alle 500 Stunden ein Startelektron verfügbar (mittlere Anzahl von freien Elektronen in Luft: rund $10^6 \text{ s}^{-1} \text{ m}^{-3}$ /[93] GALLIMBERTI 1979/). Messungen der TE-Einsatzspannung sind sehr fehlerbehaftet, sofern die statistische Verzugszeit groß gegenüber der Anstiegszeit der Prüfspannung ausfällt.

Selbst wenn die natürliche Strahlung nicht ausreicht, um *direkt* Startelektronen zur Verfügung zu stellen, so bewirkt sie doch eine stationäre Konzentration von negativen Ionen im betrachteten Volumen (Gleichgewichtszustand zwischen Entstehung und Rekombination). Nach GALLIMBERTI wird die *Abspaltung eines Elektrons* von den negativen Ionen durch das angelegte elektrische Feld als dominanter Mechanismus für die Erzeugung von Startelektronen angesehen /[93] 1979/.

Im Fall von vorausgegangenen TE im Hohlraum stehen auch im Oberflächenbereich des Hohlraums Startelektronen zur Verfügung, die während der TE auf der Anodenseite injiziert wurden und bei anschließender Feldumkehr teilweise wieder emittiert werden können.

Der dominante Entladungsmechanismus in einem Hohlraum, von dem hier ausgegangen wird, ist die *Streamer-Entladung*. Nach /[94] CRICHTON et al. 1989/ läßt sich die Einsatzfeldstärke für den Streamer, E_{str} , angeben als

$$E_{str} = \left(\frac{E}{p}\right)_{cr} \cdot p \cdot \left(1 + \frac{B}{(p \cdot d)^n}\right) \quad (4-4)^{13}$$

mit $(E/p)_{cr} = 2,5 \text{ kV mm}^{-1} \text{ bar}^{-1}$ und zwei Gaskonstanten $n = 0,5$ und $B = 0,86 \text{ bar}^{1/2} \text{ mm}^{1/2}$ (alle Angaben für Luft bei $p = 0,1-1 \text{ bar}$). Für mittlere und höhere Drücke gibt *Gl. 4-4* für E_{str} den Verlauf der Paschenkurve wieder.

Bei einer TE-Messung geht das Einsetzen der TE einher mit dem Maximalwert der an den äußeren Klemmen des Prüflings anliegenden *Einsetzspannung*, $U_{0 inc}$. *Gl. 4-4* läßt sich für einen runden Hohlraum in Form dieser meßtechnisch zugänglichen Größe ausdrücken, wobei die vereinfachenden Näherung $B/\sqrt{pd} \gg 1$ zugrunde liegt und der Faktor $K = (E/p)_{cr} \cdot B \approx 2 \text{ kV bar}^{-1/2} \text{ mm}^{-1/2}$ eingeführt wird. Mit f_B gem. *Gl. 4-2* ergibt sich die Beziehung nach *Gl. 4-5**, d.h. die Einsatzspannung $U_{0 inc}$ verhält sich proportional zur Wurzel aus p/d :

$$U_{0 inc} \approx \frac{K \cdot \sqrt{p/d}}{f_B \cdot E_0/U_0} = \underbrace{\frac{(2\epsilon_r + 1)}{3\epsilon_r} \cdot \frac{K}{E_0/U_0}}_{\text{konst.}} \cdot \sqrt{p/d} \quad (4-5^*)$$

E_0	Hintergrundfeld am Ort des Hohlraums, jedoch für das homogene Dielektrikum ohne Hohlraum,
U_0	am Prüfling angelegte Spannung
p	Gasdruck im Hohlraum,
d	Ausdehnung des Hohlraums in Feldrichtung.

¹³ Vereinfachende Annahmen: Feldverteilung bleibt homogen, das ganze Hohlraumvolumen ist an der Entladung beteiligt, Hohlraumwände sind an der Entladung nicht beteiligt \Rightarrow *Gl. 4-4* stellt eine *obere* Abschätzung dar.

Alle Ausdrucksformen der Gleichungen, die sich an *meßtechnisch zugänglichen Größen* orientieren und unter den gleichen Voraussetzungen wie Gl. 4-5* hergeleitet wurden, sind im folgenden mit einem "*" kenntlich gemacht.

Während der Streamerentladung bricht das Feld im Hohlraum bis auf einen Restwert E_{res} zusammen, bei dem gerade noch eine stabile Streamerentladung aufrechterhalten werden kann. Nach /[93] GALLIMBERTI 1979/ wird dieser Wert für $p = 1$ bar mit

$$E_{res} = \gamma \cdot E_{cr} \approx 0,2 \cdot E_{cr} = 0,5 \text{ kV/mm} \quad (4-6)$$

angenähert. Für kleinere Drücke nimmt E_{res} weiter ab (0,5 bar: $\gamma \approx 0,08$; 0,3 bar: $\gamma \approx 0,05$), für trockene Luft wird E_{res} nochmals um ca. 25% niedriger angegeben.

Sofern nicht anders erwähnt, beziehen sich die weiteren Ausführungen auf einen *kugelförmigen Hohlraum*, der näherungsweise auch als Hohlraumzylinder mit dem Radius r und der Ausdehnung in axialer Richtung $d = d_{Bl}$ betrachtet wird ($d \approx 2r$, d parallel zum Feld).¹⁴

Findet eine Streamerentladung statt, so ist die Feldänderung im Hohlraum von einem Anfangswert $E \geq E_{Str}$ auf den Restwert E_{res} mit einem Ladungstransport q der Größe

$$q = \varepsilon_0 \cdot \pi \cdot r^2 \cdot (E - E_{res}) \quad (4-7)$$

verbunden ($\varepsilon_0 = 8,85 \cdot 10^{-12}$ As/Vm). Für *Delaminationen* geht in Gl. 4-7 der Radius der Gleitfigur auf der isolierenden Oberfläche r_G ein (Lichtenbergfigur). Es wird angenommen, daß die Entladung so lange wächst, bis ihr Stabilitätsfeld erreicht ist. Für $E \gg E_{res}$ folgt daraus

$$q_D = k \cdot \varepsilon_0 \cdot \pi \cdot r_G^2 \cdot E \sim E^3 \quad (4-8),$$

$$r_G \approx d_{Del} \cdot E/E_{res} \quad \text{für } r_G \gg d_{Del} \quad (4-9),$$

$$k = 1/3.$$

Dem Faktor k liegt zugrunde, daß der Streamer mit seiner radialen Ausdehnung auf der Isolieroberfläche nicht die gesamte Kreisfläche bedeckt. Die Angabe des Werts 1/3 geschieht bei FRUTH unter Berufung auf GALLIMBERTI /[93] 1979/ und eigene heuristische Ermittlungen (Simulationsrechnungen).

Im Falle von *nichtleitenden Oberflächen* bleiben die Ladungen auf der Oberfläche des Hohlraums sitzen und dienen als Reservoir für Anfangselektronen bei Polaritätsumkehr.

Die ladungsbehaftete Hohlraumoberfläche liefert ebenfalls ihren Beitrag E_q zum resultierenden Feld im Hohlraum E .

$$E = E_a(t) + E_q = f \cdot E_0(t) + E_q \quad (4-10)$$

¹⁴ r kann auch über die effektive radiale Ausdehnung der durch TE übertragenen Oberflächenladungen und d als Längenskalierung der TE definiert werden.

Ladungsänderungen in TE-freien Zeiträumen aufgrund von *Oberflächenleitfähigkeit* können analog zum Ohmschen Gesetz mit

$$-\frac{dq}{dt} = G \cdot E \cdot d \quad (4-11)$$

angegeben werden. $E \cdot d$ steht für den Spannungsabfall über dem Hohlraum und G für die Leitfähigkeit der Hohlraumwand parallel zum Feld,

$$G = \kappa_{\text{Fläche}} \cdot 2\pi r/d \quad (4-12),$$

mit der spezifischen Flächenleitfähigkeit $\kappa_{\text{Fläche}}$. Aus Gl. 4-7, 4-11 und 4-12 läßt sich eine Zeitkonstante τ_{Fl} ableiten für die Entladung der Hohlraumoberfläche durch Leitfähigkeit,

$$\tau_{\text{Fl}} = \varepsilon_0 r / 2\kappa_{\text{Fläche}} \quad (4-13).$$

Bereits eine verhältnismäßig geringe Oberflächenleitfähigkeit ($\kappa_{\text{Fläche}} = 5 \cdot 10^{-13} \Omega^{-1}$) führt bei kleinen Hohlräumen ($r = 1\text{mm}$) zur Unterdrückung weiterer TE-Aktivität ($\tau_{\text{Fl}} \leq T/2$, T Periodendauer). Eine solche Oberflächenleitfähigkeit kann bei bestimmten Materialien durch plasma-chemische Oberflächenreaktionen in Folge von TE entstehen.

Für den Fall, daß die *Streamereinsatzspannung gerade erreicht* wurde, d.h. $E = E_{\text{inc}}$, läßt sich die im Hohlraum minimal übertragbare Ladung q_{min} angeben,

$$q_{\text{min}} \approx \varepsilon_0 \pi r^2 (E_{\text{inc}} - E_{\text{res}}) \quad (4-14),$$

ebenso die maximal umsetzbare Ladung q_{max} für den Fall, daß die vorausgegangene Entladung im Scheitelwert des sinusförmigen Hintergrundfelds auftrat und die neue TE-Entladung gerade im Scheitel der folgenden entgegengesetzten Halbschwingung zündet, d.h. $E = E_{a \text{ max}}$:

$$q_{\text{max}} \approx \varepsilon_0 \pi r^2 2(E_{a \text{ max}} - E_{\text{res}}) \quad (4-15).$$

q_{min} nach Gl. 4-14 ist eine *spannungsunabhängige hohlraumcharakteristische* Größe, die nur von der Geometrie des Hohlräume und den im Inneren herrschenden Gasbedingungen abhängt. Dies wird deutlich, wenn q_{min} in der Form von Gl. 4-16* analog zur Näherung von Gl. 4-5* angegeben wird ($E_{\text{res}} = 0$; $K = 2 \text{ kV bar}^{-1/2} \text{ mm}^{-3/2}$),

$$q_{\text{min}} \approx \frac{\varepsilon_0 \pi}{4} \cdot K \cdot \sqrt{p \cdot d^3} \quad (4-16*).$$

Der Zusammenhang zwischen der im Hohlraum umgesetzten Ladung q und der dadurch auf den äußeren Elektroden induzierten Ladung q' wird nach NIEMEYER und FRUTH durch das sogenannte Shockley-Ramo-Theorem hergestellt,

$$q' = q \cdot \left(\frac{E_a}{U_0} \right) \cdot d \cdot g \quad (4-17)^{15}.$$

¹⁵ Voraussetzung: keine elektromagnetischen Ausbreitungsvorgänge zwischen TE-Quelle und Meßsystem; das Meßsystem ist direkt mit den Elektroden verbunden (Impedanz des Übertragungskreises $\rightarrow 0$). Eine endliche Impedanz im Meßkreis verkleinert das Verhältnis q'/q gegenüber Gl. 4-17 [195] PEDERSEN 1993/.

Dabei steht E_a/U_0 für das spannungsbezogene Hintergrundfeld. Der Geometriefaktor g ist durch die Hohlraumform und die relative Permittivität des umgebenden Dielektrikums ϵ_r bestimmt ($g \approx \sqrt{2\epsilon_r + 1}$ für kugelf. Hohlräume, ohne Herleitung). Für Blasen und Delaminationen im homogenen Feld wird direkt folgende Näherung angegeben (H = Elektrodenabstand):

$$q' \approx q\epsilon_r \frac{d}{H} \quad (4-18)$$

In Fortführung der Ausdrucksform von Gl. 4-16* gilt für die meßtechnisch zugängliche Größe q'_{min} mit Gl. 4-17 und Gl. 4-5* das Proportionalitätsverhältnis

$$q'_{min} \sim \sqrt{p \cdot d^5} \cdot E_0/U_0 \sim p \cdot d^2/U_{0inc} \quad (4-19*),$$

d.h. das detektierbare Ladungsniveau q'_{min} , der Gasdruck im Hohlraum p und die Einsatzspannung U_{0inc} stehen in definiertem Verhältnis zur Defektgröße d . Für einen Hohlraum fester Größe und konstanten Gasdrucks bedeutet das z.B., daß sich die Lage innerhalb des Prüflings in einem *umgekehrt proportionalem* Verhältnis zwischen der meßbaren Ladung q'_{min} und der zugehörigen Einsatzspannung U_{0inc} niederschlägt.

4.2 Charakteristische TE-Muster

Mit Hilfe der bis hierhin definierten Größen ist es möglich, TE-Muster, wie sie in TE-MAP-Darstellungen enthalten sind (vgl. Abb. 3.3, Kap. 3.1.3), auszuwerten. Dabei interessieren besonders solche Mustereigenschaften, die *unabhängig* von einer absoluten Kalibrierung sind. Dazu zählen z.B. *Amplitudenverhältnisse*, *Phasenbeziehungen* oder wiederkehrende, zählbare Strukturteile (*cluster*). Zwei Grenzfälle werden im folgenden diskutiert, wobei die Oberflächen des Hohlraums als nicht leitend betrachtet werden.

A. Startelektronen stehen unbegrenzt zur Verfügung:

Die TE tritt in dem Augenblick auf, wenn die Feldstärke im Hohlraum E die Streamer-Einsatzspannung E_{str} erreicht. Da keine statistische Zündverzugszeit existiert ($t_s = 0$), treten nur Entladungen der gleichen minimalen Höhe $q = q_{min}$ auf und formen ein *regelmäßig strukturiertes* TE-Muster in der TE-MAP-Darstellung. Entsprechend der in Abb. 4.2 dargestellten Verhältnisse können die strukturellen Eigenschaften des regelmäßigen TE-Musters analytisch berechnet werden [96] BENNETT 1987/. Bei $E_a(t) > E_{inc} = E_{str}$ (Streamereinsatzfeld) startet eine Entladung, gefolgt von einer weiteren Entladung, sobald E_{inc} erneut überschritten wird. Um den Spannungsnullpunkt herum entsteht eine Reihe sich wiederholender TE-Pulse, vgl. Abb. 4.3 für $N_{HW} \gg 1$.

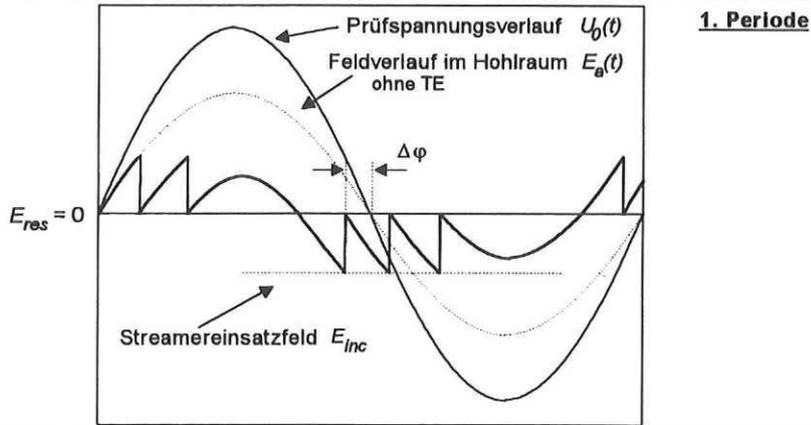


Abbildung 4.2: Schematische Darstellung der Entstehung eines regelmäßigen TE-Musters.

Die Anzahl der Pulse pro Halbwelle N_{HW} kann nach Gl. 4-20 angegeben werden, wobei $E_{a\max} = f E_{0\max}$ (vgl. Gl. 4-1).

$$\frac{2 \cdot (E_{a\max} - E_{inc})}{E_{inc} - E_{res}} \leq N_{HW} \leq \frac{2 \cdot (E_{a\max} - E_{res})}{E_{inc} - E_{res}} \quad (4-20)$$

N_{HW} wird also begrenzt durch zwei lineare Kurven als Funktion von $E_{a\max}$ mit der gleichen Steigung

$$\frac{dN_{HW}}{dE_{a\max}} = \frac{2}{E_{inc} - E_{res}} \quad (4-21).$$

Da $(E_{inc} - E_{res})$ direkt in Beziehung zur Hohlraumgröße d und dem kritischen Feld E_{cr} steht (Gl. 4-4 und 4-6), liefert die qualitativ aus einem nicht kalibrierten TE-MAP-Muster ablesbare Entladungshäufigkeit in Form von regelmäßigen Mustern quantitative Informationen über die Hohlraumeigenschaften.

Mit $N_{HW} \gg 1$ gilt hinsichtlich der aus einer entsprechenden TE-MAP ablesbaren Anzahl von sich regelmäßig wiederholenden Häufigkeitszentren n_{cl} (vgl. Abb. 3.3, Kap. 3.1.3)

$$N_{HW} = n_{cl} \approx 2u \quad (4-22^*)$$

mit
$$u = \frac{U_0}{U_{0inc}} \quad (4-23)$$

Die Verschiebung der Phasenlage einer TE-Muster-Gruppe in Bezug auf die Spannungsperiode, $\Delta\varphi$ (vgl. Abb. 4.2), steht ebenfalls gem. Gl. 4-24* mit u in Beziehung,

$$\sin \Delta\varphi = \frac{q'_{\max} - q'_{\min}}{q'_{\max}} = 1 - \frac{1}{u} \quad (4-24^*).$$

B. Extrem niedrige Anzahl von Startelektronen:

Sind Startelektronen für den Streamereinsatz nur unzureichend verfügbar, zündet die Entladung erst bei Werten zum Teil deutlich oberhalb von E_{inc} . Es treten dabei Ladungsamplituden bis zu q_{max} entsprechend Gl. 4-15 auf. Solche TE können aufgrund der schlechten Startbedingungen mit sehr geringer Häufigkeit auftreten (z.B. $N_{HW} < 1/\text{Sek.}$), wobei die höheren Amplituden bis zu q_{max} dazu beitragen können, daß die TE überhaupt erst oberhalb eines Rausch- oder Empfindlichkeitspegels detektiert werden kann. Mit anderen Worten ausgedrückt: Die Höhe der detektierten TE-Amplituden hängt für ein und den selben Defekt (Hohlraum) von der Anzahl zur Verfügung stehender Startelektronen ab.

Trotz des Zufallsprinzips, nach dem die Entladungen auftreten, zeichnen sich bei ausreichend langer Meßdauer bestimmte strukturelle Eigenschaften ab, z.B. hinsichtlich der Einhüllenden des Musters, vgl. Abb. 4.3 für $N_{HW} \ll 1$. Bildet man den Quotienten aus q_{max} und q_{min} (Gl. 4-15 und 4-14), erhält man Gl. 4-25. Für eine bestimmte angelegte Spannung (E_{0max}) enthält q_{max}/q_{min} Informationen über die elektrische Festigkeit E_{cr} des Gases bzw. über das Produkt aus $p \cdot d$ (p Gasdruck im Hohlraum, d Ausdehnung längs der Feldrichtung).

$$\frac{q_{max}}{q_{min}} = \frac{2 \cdot (E_{amax} - E_{res})}{E_{inc} - E_{res}} \approx 2 \cdot \frac{E_{amax}}{E_{str}} \approx \frac{2 \cdot f \cdot E_{0max}}{E_{cr} \left(1 + \frac{B}{\sqrt{pd}}\right)} \tag{4-25}$$

oder
$$\frac{q'_{max}}{q'_{min}} \approx 2u \tag{4-26*}$$

Mit Gl. 4-22*, 4-24* und 4-26* stehen drei redundante Beziehungen zur Verfügung, aus denen $u = U_0/U_{0inc}$ abgeleitet werden kann, je nachdem, welche Merkmale der TE-MAP sichtbar sind bzw. nicht unter den Rauschpegel fallen.

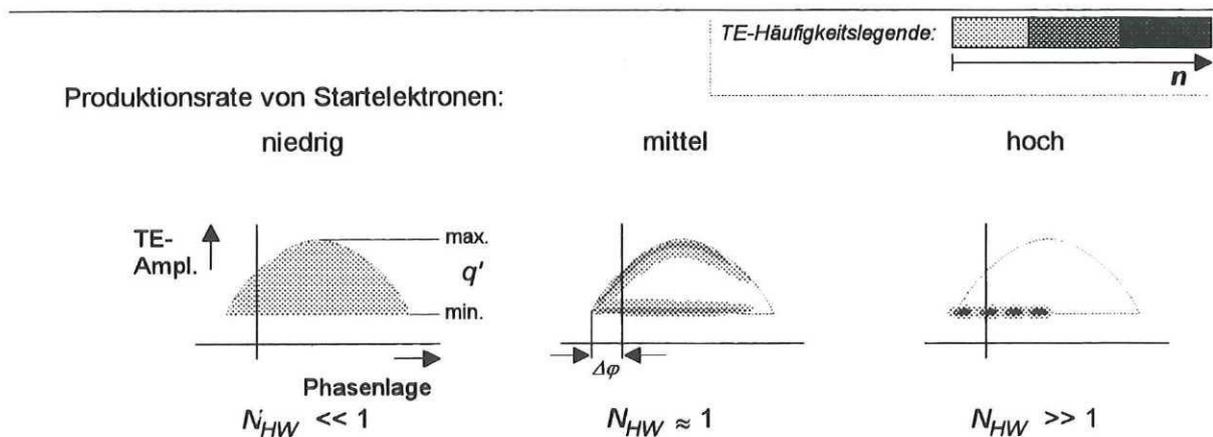


Abbildung 4.3: Schematische Darstellung prinzipiell möglicher TE-Muster einer TE-MAP, Darstellung jeweils nur einer halben Periode. N_{HW} : TE-Häufigkeit pro Halbwelle.

Abb. 4.3 veranschaulicht die prinzipiell möglichen TE-Muster einer TE-MAP in ihrer Zuordnung zur Verfügbarkeit von Startelektronen und der TE-Häufigkeit pro Halbwelle N_{HW} .

Die *Form der Einhüllenden* steht je nach Defektart in unterschiedlicher Beziehung zur sinusförmigen Prüfspannung. Für den kugelförmigen Hohlraum gilt z.B. entsprechend der Spannungsabhängigkeit von q ($q \sim \sin \varphi$, Gl. 4-7)

$$q'_{\min} \leq q'(\varphi) \leq q'_{\max} \cdot \left(\frac{1}{2} + \sin \varphi\right) \quad (4-27^*)$$

Für Entladungen in den freien Gasraum hinein (z.B. Teilchen auf einer Elektrode in gasisolier-ten Anlagen) gilt

$$q(\varphi) \sim \sin^2 \varphi \quad (4-28),$$

für Delaminationen (Gl. 4-8)

$$q(\varphi) \sim \sin^3 \varphi \quad (4-29).$$

4.3 Zeit bis zum Isolationsversagen

Schließlich kann im Rahmen der vorliegenden Modellierung eine Abschätzung der *Zeit bis zum Isolationsversagen* t_f ("time-to-failure") erfolgen. Eine Isolationszerstörung aufgrund von TE in Hohlräumen geschieht nach dem Mechanismus des sogenannten "Treeing". Der Einsatz einer Tree-Bildung kann zurückgeführt werden auf die Aufsummierung der Schäden einzelner TE an den Hohlraumoberflächen, so daß ein *kritischer Wert* für die absolute Ladung pro Flächeneinheit, σ_{cr} , angegeben wird [97] LIANG et al. 1987/, oberhalb dessen der Treeing-Mechanismus einsetzt. Für Epoxidharz liegt dieser Wert in der Größenordnung von

$$\sigma_{cr} \approx 10 \text{ C/cm}^2 \quad (4-30).$$

Für die hier betrachteten Hohlräume läßt sich die kritische Oberflächenladung σ_{cr} abschätzen gemäß

$$\sigma_{cr} \approx \frac{(\sum q_{\min})_{cr}}{\pi r^2} \quad (4-31).$$

Für den runden Hohlraum ($d \approx 2r$) und mit Gl. 4-16* wird

$$(\sum q_{\min})_{cr} \approx \underbrace{\frac{\varepsilon_0 \pi}{4} \cdot K \cdot \sqrt{p \cdot d^3}}_{q_{\min}} \cdot N_{HW} \cdot \frac{1}{T/2} \cdot t_f \quad (4-32^*)$$

und damit

$$t_f \approx \frac{\sigma_{cr} \cdot T/2}{\underbrace{\varepsilon_0 \cdot K}_{\text{konst. Faktor}}} \cdot \frac{\sqrt{d/p}}{N_{HW}} \quad (4-33^*).$$

Aus Gl. 4-33 leiten sich zwei Grenzfälle ab:

für große Hohlräume, $N_{HW} \gg 1$, $N_{HW} = 2u$ (Gl. 4-22*),
$$t_f \sim \frac{\sqrt{d/p}}{2u} \quad (4-34),$$

und für kleine Hohlräume, $N_{HW} \ll 1$, $N_{HW} \sim d^2$,
$$t_f \sim \frac{1}{\sqrt{d^3 \cdot p}} \quad (4-35).$$

4.4 Zusammenfassung

In Anlehnung an den eingangs erwähnten Grundgedanken, bestimmte Strukturen und Charakteristika innerhalb einer phasenaufgelösten TE-MAP-Darstellung physikalisch zu beschreiben und somit Rückschlüsse auf den TE-behafteten Hohlraum zu ermöglichen, können zusammenfassend *Interpretationsregeln* angegeben werden, die in Tab. 4.1 für *kugelförmige* Hohlräume wiedergegeben sind.

Qualitative Mustererkennungs-Merkmale einer TE-MAP:	
◆ Polaritätssymmetrie aller Merkmale und Parameter	
◆ Kontur der Einhüllenden: $q'_{min} = \text{konst.} < q' < q'_{max} \cdot (\frac{1}{2} + \sin \varphi)$	Gl. 4-27* ¹
◆ Überstand der linken Musterecke gegenüber Spannungsnulldurchgang: $\Delta\varphi = \text{Fkt.}(u)$	Gl. 4-24*
◆ Verteilung der TE-Pulse innerhalb der Einhüllenden:	Abb. 4.3
• diffus für $N_{HW} \ll 1$	
• entlang der Einhüllendenkontur für $N_{HW} \approx 1$	
• regelm. wiederkehrende Häufigkeitszentren entlang der q'_{min} -Linie für $N_{HW} \gg 1$	
Charakteristische Parameterskalierungen:	
◆ $q'_{max}/q'_{min} \approx 2u$	Gl. 4-23, 4-26*
◆ $\Delta\varphi = \arcsin(1 - 1/u)$	Gl. 4-24*
◆ $n_{cl} = N_{HW} = 2u$	Gl. 4-22*
◆ U_{0inc} und $q'_{min} \sim p^{1/2}$	Gl. 4-5*, 4-19*
Defektquantifizierung:	
◆ $d^2 \sim U_{0inc} \cdot q'_{min} / p$	Gl. 4-19*
Risiko für Isolationsversagen:	
◆ Versagen nach $t_f \sim (d/p)^{1/2} / N_{HW}$	Gl. 4-33*
¹ Alle Ausdrucksformen der Gleichungen, die sich an <i>messtechnisch zugänglichen Größen</i> orientieren und unter den gleichen Voraussetzungen wie Gl. 4-5* hergeleitet wurden, sind mit einem "*" kenntlich gemacht.	

Table 4.1: Interpretationsregeln für kugelförmige Hohlräume in Harz. / [80] NIEMEYER 1993/

4.5 Übertragbarkeit auf heliumgefüllte Hohlräume

Die sich ändernden Randbedingungen für die Übertragung der Modellbildung auf die Verhältnisse supraleitender Magnete sind dadurch gegeben, daß im Temperaturbereich um 5 K alle Gase in den Hohlräumen der elektrischen Isolation ausgefroren sind, mit Ausnahme des

Heliums. Dadurch herrscht im Hohlraum entweder ein Vakuum oder eine bestimmte Helium-Konzentration vor (Diffusionsprozesse).

Die *Gaseigenschaften* gehen in die Modellbildung im Zusammenhang mit der Beschreibung der *Streamerentladung*¹⁶ ein:

E_{cr} bzw. $(E/p)_{cr}$	Durchschlagsfestigkeit des eingeschlossenen Gases und
B, n	Gaskonstanten (Gl. 4-4),
$E_{res} = \text{Fkt.}(p)$	minimales elektrisches Feld, bei dem die Streamerentladung noch aufrechterhalten werden kann (Gl. 4-6).

Im Zusammenhang mit Gl. 4-6 wurde eine Druckabhängigkeit des minimalen elektrischen Streamerfeldes E_{res} angegeben. Bereits für $p = 0,5$ bar ist E_{res} um mehr als eine Größenordnung kleiner gegenüber der kritischen Durchschlagsfestigkeit (E_{cr}). Für die folgenden Überlegungen wird E_{res} daher außer acht gelassen ($E_{res} \ll E_{cr}$).

Dem mit Gl. 4-4 angegebenen Streamereinsatzfeld E_{str} nach CHRIGHTON liegt zum einen die Beschreibung der Feldabhängigkeit des *effektiven Ionisierungskoeffizienten* $\alpha^* = \alpha - \eta$ zugrunde, Gl. 4-36, sowie das Kriterium für den Streamerdurchschlag im homogenen Feld, Gl. 4-37,/[71] BEYER et al. 1986/.

$$\frac{\alpha^*}{p} = \frac{\alpha - \eta}{p} = \text{Fkt.}\left(\frac{E}{p}\right) = k \left[\frac{E}{p} - \left(\frac{E}{p}\right)_0 \right]^2 \quad (4-36)$$

mit	α	Ionisierungskoeffizient,
	η	Anlagerungskoeffizient,
	p	Gasdruck,
	k	= 2,2 mm bar kV ² ; Konstante,
	$(E/p)_0$	= 2,4 kV mm ⁻¹ bar ⁻¹ ; bezogene Grenzfeldstärke für Luft ($\alpha = \eta$).

$$\alpha^* \cdot d = \ln N_{cr} = K_{Str} \quad (4-37)$$

mit	d	Elektrodenabstand,
	N_{cr}	≈ 10 ⁸ ; kritische Elektronenzahl im Lawinenkopf,
	K_{Str}	≈ 18,4; kritische Streamerkonstante.

¹⁶ Andere Entladungstypen, z.B. die *Townsendentladung*, haben zwar eine technische Relevanz, müssen aber in der Regel aufgrund ihrer geringen Signalintensität bei einer TE-Messung an technischen Prüflingen *undetektierbar* bleiben (erforderliche Empfindlichkeiten < 1 pC) /[90] FRUTH 1995/. Im Grenzfall kann dieser Entladungstyp in eine quasistationäre oder "Pseudoglimmentladung" umschlagen, die keine impulsförmigen Ströme mehr produziert und daher mit gängigen TE-Meßverfahren nicht festgestellt werden kann /[98] BARTNIKAS 1969/. Als generelles Kriterium für die Unterscheidung zwischen Durchschlagsmechanismen nach Townsend oder Streamer findet man bei KREUGER die Bedingung $pd \ll 5$ bar mm (Townsend) bzw. $pd \gg 5$ bar mm (Streamer) /[99] 1991/. DANIKAS kommentiert in /[100] 1993/ eine Vielzahl von möglichen Definitionen hinsichtlich der TE-Entladungsart und folgert als Kriterium für die Townsend-Entladung eine unterkritische Anzahl von Elektronen in einer Lawine (< 10⁸ e). Hinsichtlich der Streamerentladung verweist er auf das Streamerkriterium von CHRIGHTON/[94] 1989/.

Durch Eliminieren von α^* und Auflösung nach der elektrischen Feldstärke E gelangt man zu der in Gl. 4-4 angegebenen Form¹⁷, die mit

$$U_d = E_{Str} \cdot d = \text{Fkt.}(p \cdot d) \quad (4-38)$$

die allgemeine Paschen-Abhängigkeit impliziert.

Für Helium als *elektropositives* Gas ist der Anlagerungskoeffizient $\eta = 0$. Der für die Lawinenbildung verantwortliche Ionisierungskoeffizient α läßt sich in diesem Fall durch Gl. 4-39 beschreiben (bei konst. Wirkungsquerschnitt, konst. Temperatur) /[71]/,

$$\frac{\alpha}{p} = C_1 \exp\left(-\frac{C_2}{E/p}\right) \quad (4-39)$$

C_1, C_2 Gaskonstanten.

Gemeinsam mit dem Streamerdurchschlagskriterium nach Gl. 4-37 erhält man durch Auflösen nach E den Ausdruck für die Streamereinsatzfeldstärke im elektropositiven Gas:

$$E_{Str} = \frac{C_2 \cdot p}{\ln \frac{C_1 \cdot p \cdot d}{K_{Str}}} \quad (4-40).$$

Durch den Abgleich der formalen Paschen-Abhängigkeit nach Gl. 4-40 mit dem experimentell ermittelten Verlauf der Paschenkurve für Helium /[30] GERHOLD 1977/ erhält man für die Helium-Gaskonstanten C_1 und C_2 in Gl. 4-39 und 4-40 die Werte

$$C_1 \approx 0,3 \text{ mm}^{-1} \text{ mbar}^{-1}$$

und $C_2 \approx 1,25 \cdot 10^{-3} \text{ kV mm}^{-1} \text{ mbar}^{-1}$

für $p \cdot d \geq 180 \text{ mbar mm}$.

Alle bisherigen Betrachtungen bezogen sich auf *Raumtemperaturbedingungen*. Für Helium bei $T_1 = 5 \text{ K}$ gelten unter vereinfachender Annahme noch idealer Gasbedingungen ebenfalls die Beziehungen gemäß Gl. 4-39 und 4-40, jedoch sind die Raumtemperatur-Gaskonstanten jeweils mit dem Faktor $300 \text{ K} / T_1 = 60$ zu multiplizieren,

$$C_{1/2}|_{5 \text{ K}} = C_{1/2}|_{300 \text{ K}} \cdot 60 \quad (4-41).$$

Der *Druck* p stellt für die Beschreibung der Vorgänge bei konstanter Temperatur zwar die anschaulichere Größe dar, physikalisch gesehen liegt dem Druck aber die *Gasdichte* ρ zugrunde. Für nicht konstante Temperaturen geht in Gl. 4-40 daher die Dichte ρ ein und man erhält:

¹⁷ Geringfügige Abweichung: bei Herleitung von Gl. 4-4 über Gl. 4-36 und 4-37 berechnet sich die Gaskonstante aus Gl. 4-4 zu $B = 1,17 \text{ bar}^{1/2} \text{ mm}^{1/2}$ gegenüber $B = 0,86 \text{ bar}^{1/2} \text{ mm}^{1/2}$ bei CRICHTON/[94] 1989/.

$$E_{Str} = \frac{C_2^* \cdot \rho}{\ln \frac{C_1^* \cdot \rho \cdot d}{K_{Str}}} = \frac{C_2^* \cdot \rho}{\ln (C_3^* \cdot \rho \cdot d)} \quad (4-42)$$

mit

$$C_{1/2}^* = C_{1/2} |_{300\text{ K}} \cdot R_{\text{He}} \cdot 300\text{ K};$$

$$\begin{aligned} R_{\text{He}} &= 20,8 \cdot 10^3 \text{ mbar (g/cm}^3\text{)}^{-1} \text{ K}^{-1}; \text{ spezifische Gaskonstante } R/M_{\text{molar}} \text{ f\u00fcr Helium,} \\ C_1^* &= 1,87 \cdot 10^6 \text{ mm}^{-1} \text{ (g/cm}^3\text{)}^{-1}, \\ C_2^* &= 7,8 \cdot 10^3 \text{ kV mm}^{-1} \text{ (g/cm}^3\text{)}^{-1}, \\ C_3^* &= C_1^*/K_{Str} = 10^5 \text{ mm}^{-1} \text{ (g/cm}^3\text{)}^{-1}, \end{aligned}$$

$$\text{f\u00fcr } \rho \cdot d \geq 2,9 \cdot 10^{-5} \text{ mm g/cm}^3.$$

In *Tab. 4.2* sind f\u00fcr einen Hohlraum der Ausdehnung $d = 1$ mm in Feldrichtung beispielhaft einige Werte der Streamer-Einsatzfeldst\u00e4rken E_{str} berechnet.

E_{str} (kV/mm)	Luft 300 K	Helium 300 K	Helium 10 K	Helium 5 K
	<i>Gl. 4-4</i>	<i>Gl. 4-40</i>	<i>Gl. 4-40, 4-41</i>	
1 bar	4,65	0,45	6	10,9
500 mbar	2,8	0,3	3,4	6
100 mbar	0,9	0,25	0,95	1,6

Tabelle 4.2: \u00dcberblick \u00fcber Streamer-Einsatzfeldst\u00e4rken in einem 1-mm-Hohlraum.

In Analogie zu den *Gl. 4-5**, *4-16** und *4-19** sollen noch die entsprechenden Proportionalit\u00e4tsbeziehungen f\u00fcr Helium angegeben werden:

$$U_{0 inc} \sim \frac{\rho \cdot d}{\ln (C_3^* \cdot \rho \cdot d)} \quad (4-43^*),$$

$$q_{\min} \sim \frac{\rho \cdot d^3}{\ln (C_3^* \cdot \rho \cdot d)} \quad (4-44^*)$$

$$q'_{\min} \sim \frac{\rho \cdot d^4}{\ln (C_3^* \cdot \rho \cdot d)} \cdot \frac{E_0}{U_0} \sim \frac{\rho^2 \cdot d^4}{\ln^2 (C_3^* \cdot \rho \cdot d)} \cdot \frac{1}{U_{0 inc}} \quad (4-45^*).$$

Grunds\u00e4tzlich sei zu der Frage nach *Entladungsmechanismen* innerhalb *dielektrischer Hohlr\u00e4ume* und Spalten erw\u00e4hnt, da\u00df sie prinzipiell als die gleichen wie bei Entladungen zwischen leitenden Elektroden zu betrachten sind /[101] HALL et al. 1953/. Zu dem gleichen Schlu\u00df kommt BARTNIKAS /[102] 1971/, allerdings mit der Einschr\u00e4nkung, da\u00df eine vollst\u00e4ndige Beschreibung der Vorg\u00e4nge durch zus\u00e4tzliche Oberfl\u00e4cheneffekte des Hohlraums wesentlich komplizierter wird. Es liegt zwar grunds\u00e4tzlich das gleiche Entladungsverhalten wie bei blanken Elektroden vor, jedoch k\u00f6nnen gerade in Delaminationen mehrere diskrete Entladungsstellen auftreten.

5 Teilentladungsmessungen an der POLO-Modellspule

Die Teilentladungs(TE)-Messungen, die an der POLO-Modellspule bei 50-Hz-Prüfwechselspannung durchgeführt wurden, nehmen unter allen durchgeführten Hochspannungsprüfungen einen besonderen Stellenwert ein. Unter Einsatz der phasenaufgelösten TE-Diagnostik konnten bei *Raumtemperatur* und insbesondere unter *kryogener Betriebstemperatur* innerhalb der Modellspule unterschiedliche TE-Ursachen detektiert werden, wobei Veränderungen des Isolationszustands in Abhängigkeit von der Spulentemperatur zu Tage traten. Die mit der POLO-Modellspule gewonnenen Ergebnisse und Erfahrungen untermauern die Bedeutung, die der TE-Meßtechnik im Hinblick auf die Isolationsdiagnostik an supraleitenden Großmagneten zukommt. Das Ziel einer derartigen Isolationsdiagnostik ist der Nachweis der mechanischen Integrität eines Isolationssystems auf dem Hintergrund thermischer und mechanischer Lastzyklen, verbunden mit einer möglichen Lokalisierung von Defekten durch Vergleich der TE-Signale an unterschiedlichen Auskopplungsorten. Vergleichende TE-Messungen *sowohl* bei Raumtemperatur *als auch* bei kryogener Betriebstemperatur werden für zukünftige Projekte unerlässlich sein, will man dieses Ziel erreichen und zu weiterführenden Aussagen über Veränderungen des Isolationszustands eines Magneten und ihre Bedeutung für die Qualitätssicherung kommen.

5.1 Beschreibung des Prüf- und Meßkreises

5.1.1 Der Magnet im Kryostaten

Eine unumgängliche Randbedingung bei der Hochspannungsprüfung supraleitender Magnete stellt der Kryostat¹⁸ dar, in den der Magnet zur Abkühlung eingebaut ist (vgl. *Abb. 2.11*). Damit ist ein unmittelbarer Zugriff auf den Prüfling nicht möglich. Die TE kann nur elektrisch über solche Anschlüsse der Spule ausgekoppelt werden, die aus dem Kryostaten herausführen und dort zugänglich sind. *Abb. 5.1* zeigt eine schematische Zeichnung der POLO-Modellspule im Kryostaten. Die beiden Enden der Spule sowie der Mittelabgriff, die jeweils auf Nennstrom der Spule ausgelegt sind, sind in Form der *Stromzuführungen* nach außen geführt. Zusätzlich führen von jeder Leiterverbindung zwischen den einzelnen Doppelscheiben DS 1-4 Instrumentierungskabel nach außen. An der Außenwand des Kryostaten sind die Instrumentierungsleitungen auftrennbar und somit zur Auskopplung von TE-Signalen zugänglich.

In *Abb. 5.1* sind außerdem nochmals die unterschiedlichen Isolationsarten der Spulen-Erdisolation dargestellt: der Glas/Kapton-Vakuumverguß auf Epoxidharzbasis im Bereich des horizontal liegenden Wicklungskörpers und die Glas/Mica-Epoxidharzimprägnierung der

¹⁸ Kryostat bei POLO: Vakuumbehälter mit innenliegendem Flüssig-Stickstoff-Strahlungsschild (77 K), das das 4,2-K-Experiment gegenüber der Behälterwand (300 K) thermisch abschirmt.

vertikalen Leiterenden der Spule, die nicht als Vakuumimprägnierung ausgeführt ist (vgl. Kap 2.5 bzw. ANHANG C). Auf der Außenseite ist die gesamte Erdisolation mit einem leitfähigen Anstrich auf Epoxidharzbasis versehen, der an Erdpotential angebunden ist.

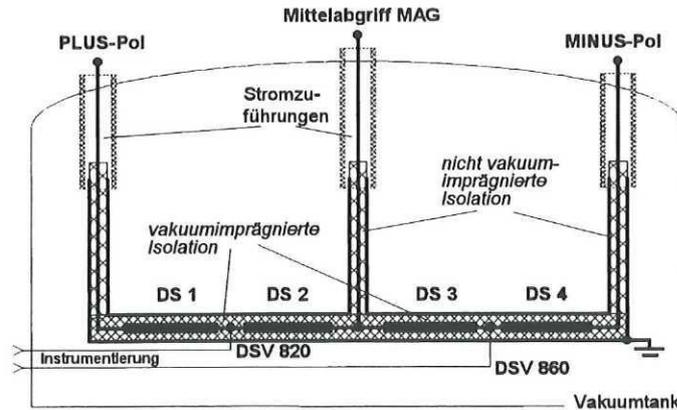


Abbildung 5.1: Schematische Darstellung der POLO-Modellspule im Kryostaten. Doppelscheibenwicklungen DS 1-4, Doppelscheibenverbindungen DSV 820+860.

5.1.2 Die TE-Auskopplung

Der Aufbau des TE-Prüfkreises erfolgte gemäß IEC 270. Eine Besonderheit der TE-Auskopplung lag in dem gleichzeitigen Einsatz von zwei Auskopplungszweigen (jeweils Koppelkapazität C_K in Serie mit Ankoppelvierpol AKV). Auch wenn die beiden TE-Signalstränge nur abwechselnd auf den Eingang der Meßwerterfassung geschaltet werden konnten, so erlaubte dieser Aufbau doch die Erfassung von Teilentladungen an unterschiedlichen Auskopplungsorten während des gleichen Spannungszyklus. Ein Vergleich unterschiedlicher Signalverläufe, die auf diese Weise von einem TE-Geschehen detektiert wurden, ermöglichte eine Aussage zur Lokalisierung des TE-Entstehungsortes (siehe Ausführungen in Kap. 5.2, "Phantom-TE"). Abb. 5.2 zeigt den Aufbau des Prüfkreises bei gleichzeitiger TE-Auskopplung an PLUS- und MINUS-Pol.

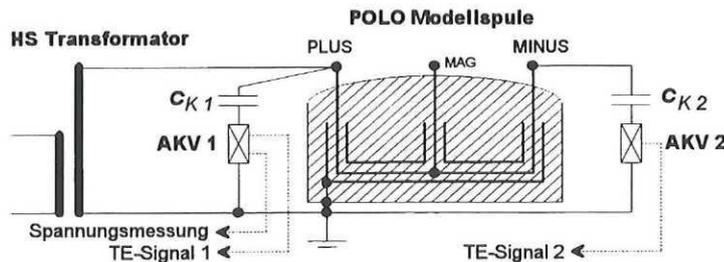


Abbildung 5.2: Aufbau des TE-Prüfkreises mit zwei TE-Auskopplungszweigen an unterschiedlichen Auskopplungsorten.

Die POLO-Modellspule wurde über den PLUS-Pol mit der Prüfwechselfspannung beaufschlagt. Somit lag die gesamte Wicklung der Spule auf Hochspannungspotential gegenüber dem geerdeten "Gehäuse" (leitfähiger Anstrich).

Die Erdkapazität der POLO-Modellspule im eingebauten Zustand lag bei abgetrennter Signalverarbeitung in der Größenordnung von $C_{E\text{ POLO}} \approx 70$ nF. Demgegenüber standen die beiden Koppelkapazitäten der Auskopplungszweige mit $C_{K1} \approx C_{K2} = 1$ nF. Die mit dieser Konfiguration erreichbare Meßempfindlichkeit lag bei einigen 10 pC. Diese Grenze war für die Praxis der Messungen bedeutungslos, da der Grundstörpegel in der Experimentierhalle mit minimal 150 pC keine empfindlicheren Messungen zuließ.

Eine *akustische* TE-Auskopplung, wie sie z.B. zur TE-Lokalisierung an Großtransformatoren in Verbindung mit unterschiedlichen elektrischen Auskopplungsorten Verwendung findet [72] SCHWAB 1981/, kam für die POLO-Modellspule aufgrund der Unzugänglichkeit supraleitender Magnete unter kryogenen Betriebsbedingungen nicht in Betracht.

5.1.3 Die Meßwerterfassung

Die Entwicklungs- und Test-Phasen der POLO-Modellspule lagen in einer Zeit des Umbruchs hinsichtlich neuer Technikstandards kommerzieller TE-Meßgeräte. Dies galt insbesondere für die Serienreife von *digital* arbeitenden Meßwerterfassungssystemen, deren Leistungsmerkmale bis heute unter verschiedenen Anbietern stark schwanken.

Für die TE-Messungen an der POLO-Modellspule stand zunächst ein digitales Meßwerterfassungssystem *REPTIL* zur Verfügung, das bereits 1990 am Institut für Elektroenergiesysteme und Hochspannungstechnik (IEH) der Universität Karlsruhe entwickelt wurde. Die Besonderheit dieses Systems bestand darin, daß es durch die geschickte Kombination verfügbarer Einzelgeräte die Durchführung *phasenaufgelöster TE-Messungen* bereits zu einem Zeitpunkt ermöglichte, als noch keine vergleichbaren kommerziellen Systeme angeboten wurden. *Abb. 5.3* zeigt den Aufbau des Meßsystems in Form eines Blockdiagramms. Die Detektion der TE-Signale erfolgt durch ein analoges TE-Meßgerät (Haefely *PD 561*, breitbandig 40-400 kHz), dessen TE-Impulsausgang den Eingangskanal eines digitalen Speicheroszilloskops belegt (Tektronix *2430A*). Hinzu kommt die Spannungsmessung auf dem zweiten Oszilloskopeingang, so daß auf dem Scope mit Hilfe des Envelope-Modus bei einer Fensterbreite von 20 ms die TE in ihrer Phasenlage zur Anzeige kommen. Über eine GPIB-Schnittstelle wird der Speicherinhalt des Oszilloskops alle 25 Perioden ausgelesen und im Rechner mittels einer speziell entwickelten Software weiterverarbeitet (Aufbau der TE-Matrix). Im Anschluß an die Messungen steht die TE-MAP zur Anzeige und weiteren Auswertung zur Verfügung [78] BADENT et al. 1994/.

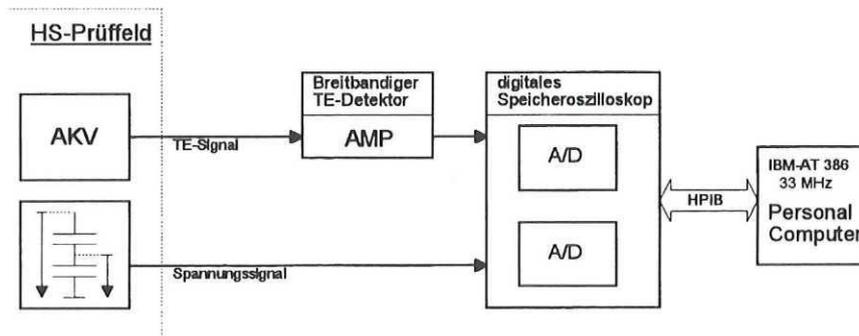


Abbildung 5.3: Blockdiagramm des digitalen TE-Meßwerterfassungssystems "REPTIL".
Erläuterungen im Text.

Abb. 5.4 zeigt das Blockdiagramm eines neuen kommerziellen digitalen Meßwerterfassungssystems (Power Diagnostix ICM), mit dem die TE-Messungen an der POLO-Modellspule zuletzt durchgeführt wurden (breitbandig 40-250 kHz, 40-800 kHz möglich). Der TE-Signalweg ist im Vergleich zu Abb. 5.3 prinzipiell nach dem gleichen Schema aufgebaut, besteht jedoch aus speziell entwickelten und aufeinander abgestimmten Komponenten. Direkt hinter dem Ankoppelvierpol (AKV) im Hochspannungsprüffeld sitzt der Vorverstärker, der durch die Verstärkung des Signalpegels den Störabstand für die Übertragung zum Hauptverstärker anhebt. Nach der Restverstärkung im Hauptverstärker folgen die Analog-Digital-Wandlung (A/D) und der 2-dimensionale "Multichannel Analyzer" (MCA), in dem aus dem TE-Meßsignal und der Spannungsmessung die phasenaufgelöste TE-Matrix aufgebaut wird. Zur Datenspeicherung und Auswertung sowie zur on-line-Meßwerterfassungs-Überwachung und -Steuerung dient der Personal Computer / [103], [104] FRUTH et al. 1995/.

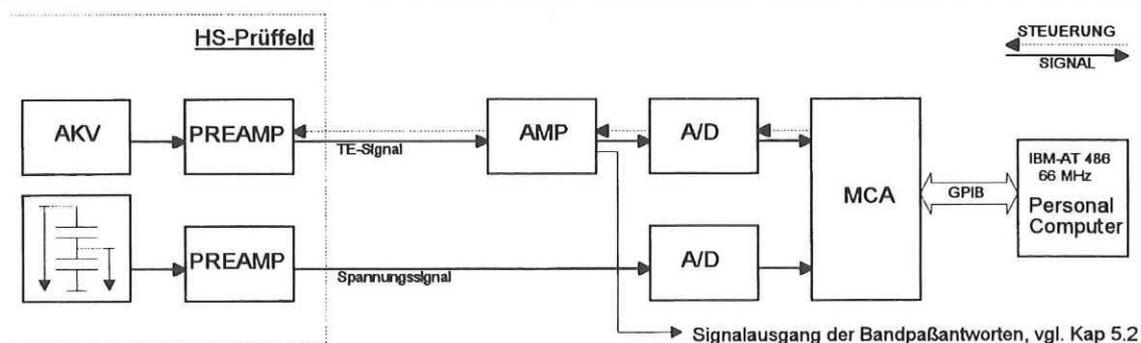


Abbildung 5.4: Blockdiagramm des digitalen TE-Meßwerterfassungssystems "ICM".
Erläuterungen im Text.

Aus den Erfahrungen in der Durchführung der TE-Messungen an der POLO-Modellspule lassen sich die wesentlichen Vorteile des neuen Systems wie folgt angeben:

- ◆ Möglichkeit der *on-line-Überwachung* der TE-Meßwerterfassung (Aufbau der TE-MAP)
⇒ flexible Anpassung des Meßbereichs.
- ◆ Höhere *Auflösung* der TE-MAP (256·256) ⇒ feingliedrigere Strukturen werden sichtbar.

- ◆ *Lückenlose Erfassung* der TE-Pulse aller Spannungsperioden \Rightarrow zuverlässigere Messungen angesichts der statistischen Merkmale der Meßdaten, deutlichere Konturen und Strukturen der TE-MAP-Muster bei gleicher Meßdauer (s.u.).
- ◆ Möglichkeit, bei der *TE-Puls-Triggerung* zwischen "first peak" und "time window" zu wählen (Erläuterungen weiter unten) \Rightarrow zuverlässigere TE-Polaritätserkennung,
- ◆ Erheblich gesteigerter *Bedienungskomfort*, da die Einstellungen nur noch an *einem* Gerät vorgenommen werden und mit den Meßdaten zusammen abgespeichert werden \Rightarrow Rekonstruierbarkeit der Meßeinstellungen (Filter, Rauschpegel, Verstärkung, Skalierung etc.).

Da sich die TE-MAPs beider digitaler Meßsysteme in der Zusammenstellung der POLO-TE-Meßergebnisse wiederfinden, sollen die spezifischen Merkmale der beiden grafischen Darstellungsformen kurz erläutert werden, siehe dazu *Abb. 5.5*:

- ◆ (a) Die Auflösung der *REPTIL*-MAP beruht auf einer TE-Matrixgröße von $128 \cdot 125$ Elementen (vgl. *Abb. 3.2*). Die Erkennung des einzelnen TE-Pulses erfolgte über den *Maximalwert* des Eingangssignals innerhalb eines Zeitfensters von $40 \mu\text{s}$ ("*time window*"-Triggerung). Prinzipiell besitzen die TE-Signale *gleiche Polarität* wie die Spannungshalbwelle, in der sie auftreten. Der Ankoppelvierpol AKV liegt zwar in Serie mit der Koppelkapazität C_K , das Eingangssignal wurde dafür jedoch invertiert. In bestimmten Fällen kommt es zu Polaritäts-Fehlerkennungen des TE-Signals (siehe Kap. 5.2). Bei 1-minütiger Meßzeit werden TE nur während 800 Spannungsperioden erfaßt (übrige Zeit = HPIB-Übertragungszeit).
- ◆ (b) Bei TE-Messungen mit dem *ICM*-Meßsystem erfolgt keine Invertierung des Eingangssignals, so daß bei dem vorliegenden Meßaufbau prinzipiell die TE-Polarität der entsprechenden Spannungspolarität *entgegengesetzt* ist. Die TE-Puls-Erkennung erfolgte über die *erste Halbschwingung* des Eingangssignals ("*first peak*"-Triggerung). Dies bringt eine deutliche Verbesserung der Polaritätserkennung mit sich, wenngleich auch hier im Falle von kleinen TE-Amplituden knapp oberhalb des ausgeblendeten Rauschpegels oder bei sehr geringen TE-Pulsabständen (hier $< 50 \mu\text{s}$) systembedingt Fehl-Erkennungen der TE-Polarität auftreten. Der Auflösung der *ICM*-MAP liegt die $256 \cdot 256$ -Matrix zugrunde. Bei 1-minütiger Meßzeit werden die TE von sämtlichen 3000 Spannungsperioden erfaßt.

In *Abb. 5.5* sind zu den TE-MAPs auch die *Legenden* der farbig (bzw. in Graustufen) enthaltenen *TE-Häufigkeiten* wiedergegeben (vgl. Ausführungen in Kap. 3.1.3.1). Bei beiden Systemen erfolgt eine *logarithmische* Farbcodierung, um auch geringe TE-Häufigkeiten differenzieren zu können. Dabei liegt den *REPTIL*-MAPs eine *normierte* Skalierung zugrunde, während die *ICM*-MAP-Darstellung eine *absolute* Skalierung enthält. Dies spielt für die Auswertung der TE-MAPs im Rahmen dieser Arbeit jedoch keine Rolle, da die *Struktur* der TE-MAPs, und damit die *qualitative* Auswertung der TE-Häufigkeit, im Vordergrund steht. Nur

in bestimmten Fällen wird zur quantitativen Auswertung die *TE-Häufigkeitsverteilung* mit herangezogen (vgl. *Abb. 3.3*). Die ICM-MAPs werden im folgenden ohne Legende wiedergegeben.

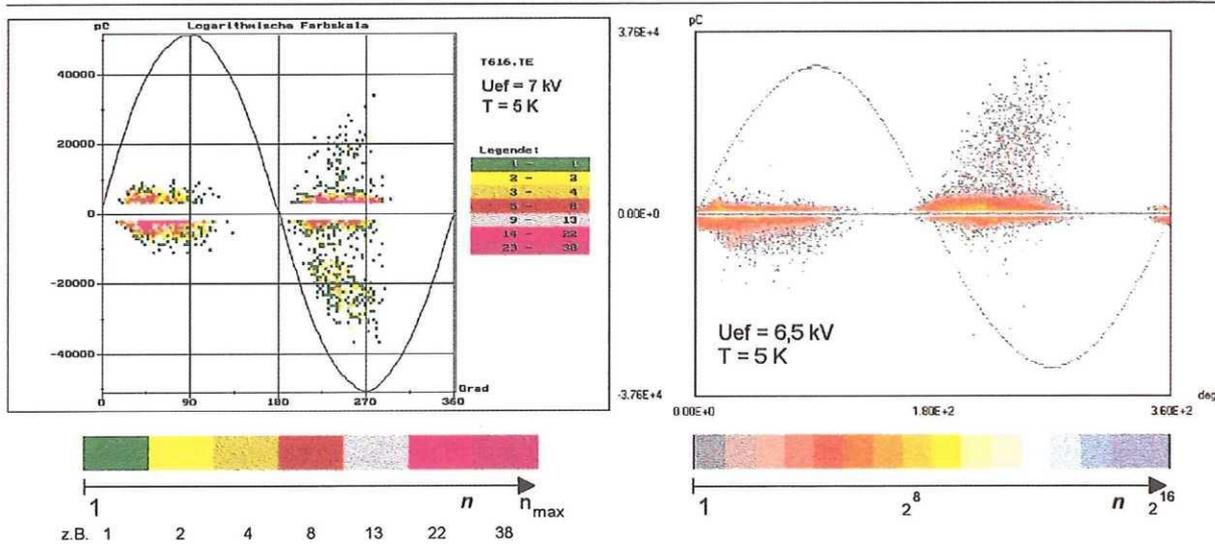


Abbildung 5.5: Vergleichbare TE-MAPs (2. und 4. Testphase) der beiden eingesetzten digitalen TE-Meß- und -Auswertesysteme mit Legenden zur TE-Häufigkeit n . Erläuterung der TE-Muster als Meßergebnisse in Kap. 5.4.2.6 (*Abb. 5.37*).

(a) REPTIL-MAP (Entwicklung Universität Karlsruhe 1990), TE-Erfassung über 800 Perioden;
 (b) ICM-MAP (Power Diagnostix, am Forschungszentrum Karlsruhe eingesetzt seit Ende 1994), TE-Erfassung über 3000 Perioden.

5.2 Systemeigenschaften der POLO-Modellspule und ihr Einfluß auf die TE-Messungen (α - und β -Response, "Phantom-TE")

Bereits bei der POLO-Modellspule als "kleiner" supraleitender Großmagnet muß hinsichtlich der Ausbreitung von TE-Impulsen die räumliche Ausdehnung des Prüflings beachtet werden. Die Problematik der TE-Messung an Prüflingen "mit verteilten Parametern" ist aus den Bereichen der Kabel-, Generatoren- und Transformatorenprüfung bekannt / [72] SCHWAB 1981, [74] KÖNIG et al. 1993/. Bei der Messung an solchen Prüflingen im Breitbandbereich ist die *Quasi-Integration* des TE-Pulses im Frequenzbereich gemäß *Gl. 5-1a* bis *5-1b* nicht mehr unbedingt gewährleistet / [82] SCHON 1986, [74] KÖNIG et al. 1993/.

$$q = \int_0^{\infty} i(t) dt = F(0) = F(f) \quad (5-1a)$$

$$\text{mit } F(0) = \mathcal{F}\{i(t)\}_{\omega=0} = \int_{-\infty}^{+\infty} i(t) \cdot e^{-j\omega t} dt_{\omega=0} \quad (5-1b),$$

- q Ladung des Stromimpulses $i(t)$,
- $F(f)$ Amplitudendichte als Funktion der Frequenz f ,
- $\mathcal{F}\{\}$ Fourier-Transformierte einer Zeitfunktion.

Die Bedingung $q = F(f)$ (Gl. 5-1a) ist nur im Frequenzbereich annähernd konstanter Amplitudendichten eines TE-Pulses erfüllt. Dieser Frequenzbereich kann in Abhängigkeit von dem Weg, den der TE-Puls von seinem Entstehungsort bis zum Auskopplungsort zurücklegen muß, immer kleiner werden. Sinkt die obere Grenze des Frequenzbereiches dabei unter die obere Grenzfrequenz des Bandpaßsystems der Meßwerterfassung, Abb. 5.6 (b), so verliert das erste Maximum der TE-Bandpaßantwort seinen eindeutigen Bezug zur Ladung des TE-Strompulses gemäß Gl. 5-1a, d.h. die Quasi-Integration ist fehlerbehaftet und liefert im Vergleich zur tatsächlichen Ladung (Fläche unter dem TE-Strompuls) zu geringe Werte /[105] ZAENGL et al. 1986/. Je kleiner der Frequenzbereich des TE-Pulses mit konstanter Amplitudendichte ausfällt, desto mehr geht der charakteristische Signalverlauf der TE-Bandpaßantwort schließlich über in eine verformte Systemantwort am Ausgang des Bandpasses, die im wesentlichen durch den zeitlichen Verlauf des Eingangssignals bestimmt wird.

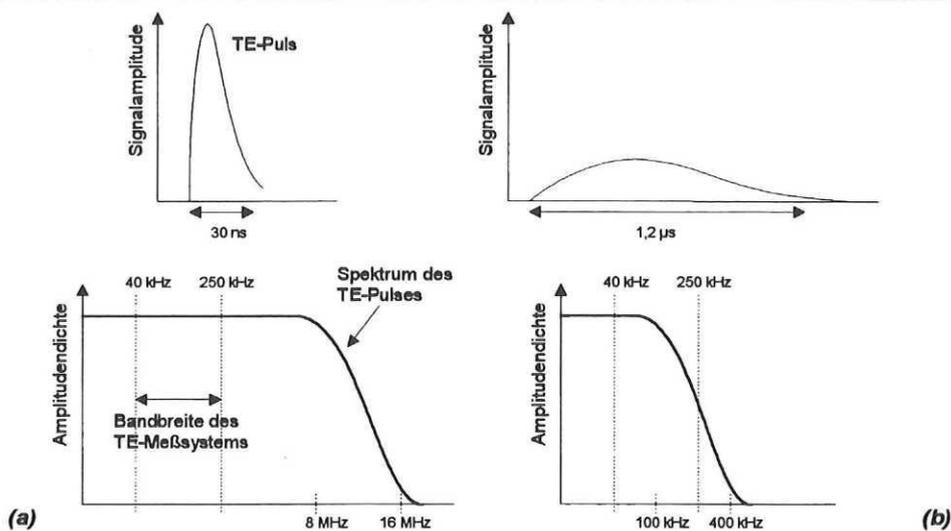


Abbildung 5.6: Vereinfachte Darstellung des Zusammenhangs zwischen dem Frequenzbereich konstanter Amplitudendichten eines TE-Pulses und der Bandpaßbreite des TE-Meßsystems. Beispielhafte Angabe von Größenordnungen.

Der Signalverlauf einer TE-Bandpaßantwort, d.h. das Ausgangssignal des TE-Verstärkers in Abb. 5.4 (AMP), hat bei der nachfolgenden Digitalisierung einen starken Einfluß darauf, ob der Informationsgehalt des Signals (TE-Amplitude und -Polarität) richtig ausgewertet und weiterverarbeitet werden kann. Selbst ohne Einsatz digital arbeitender TE-Meßsysteme können verformte Bandpaßantworten zu fehlerhaften Anzeigen der TE-Niveaus führen.

In diesem Zusammenhang werden die Begriffe " α -Response" und " β -Response" aufgegriffen und neu definiert. Nach KREUGER /[106] 1989/ verbirgt sich hinter der α -Response eine schwingende Impulsantwort, deren *erstes* Maximum gleichzeitig das *höchste* ist. In diesem Sinn gewährleistet die α -Response eine sichere amplituden- und polaritätsrichtige Erkennung des TE-Signals, unabhängig davon, ob das Meßsystem das *erste* oder das *höchste* Maximum eines schwingenden Signals als TE-relevant erkennt. Mit β -Response werden stärker

schwingende Impulsantworten bezeichnet, deren *zweites* oder späteres Maximum einen betragsmäßig höheren Wert erreicht als das erste Maximum.

Tatsächlich kann selbst bei einwandfreier Quasiintegration, d.h. bei konstantem Spektrum eines TE-Pulses im Durchlaßbereich des Bandpasses, am Ausgang des Meßverstärkers eine Signalform auftreten, deren erste Maximalamplitude zwar proportional zur Ladung q ist, deren *zweite Maximalamplitude* in Form einer folgenden Unterschwingung jedoch trotzdem betragsmäßig größer ist [71] BEYER et al. 1986/. Diese Signalform kann durch eine "first peak"-Trig-gerung eindeutig als TE-Signal erkannt und ausgewertet werden, obwohl sie gemäß der Definition nach KREUGER bereits als β -Response gilt.

Daher wird an dieser Stelle für breitbandige TE-Messungen die *Definition* in folgendem Sinne modifiziert:

- ♦ Als α -Response werden alle Impulsantworten angesehen, deren *erstes* Maximum aufgrund der Quasi-Integration nach Gl. 5-1a proportional zur Ladung des TE-Strompulses ist, und die daher im "first peak"-Triggermodus zu einer *zuverlässigen Amplituden- und Polaritätserkennung* der TE führen.
- ♦ Mit β -Response werden solche Impulsantworten bezeichnet, die durch ihr *aufschwingendes* Verhalten systembedingt keine echte Amplituden- und Polaritätszuordnung mehr zulassen. Eine derart verformte Impulsantwort kann entweder durch zu lange andauernde TE-Impulsströme verursacht sein (*Abb. 5.6 (b)*) oder auch durch schwingende TE-Impulsströme aufgrund von Wanderwellen- und Resonanzerscheinungen im ausgedehnten TE-Übertragungskreis.

Beispiele für α - und β -Response-Signalverläufe nach dieser neuen Definition finden sich in Zusammenhang mit den im folgenden beschriebenen Kalibriermessungen an der POLO-Modellspule.

Die Kalibrierung der TE-Messungen an der POLO-Modellspule erfolgte separat für jeden Auskopplungsort gemäß dem in *Abb. 5.7 (a)* wiedergegebenen Beispiel (Kalibrator: passiv, Haefely Typ 451). Desweiteren ist der Signalpfad des TE-Signals mit dem Signalausgang der sog. *TE-Bandpaßantwort* des Meßsystems dargestellt, sowie in *Abb. 5.7 (b)* der *alternative* Auskopplungsweig, bei dem der Ankoppelvierpol AKV durch einen 50- Ω -Widerstand ersetzt ist. Auf diese beiden Arten wurden

- (a) die TE-Bandpaßantworten und
- (b) die TE-Strompulsverläufe

der folgenden Abbildungen in ihrer *zeitlichen Auflösung* erfaßt (z.B. *Abb. 5.8 (a)* und *(b)*).

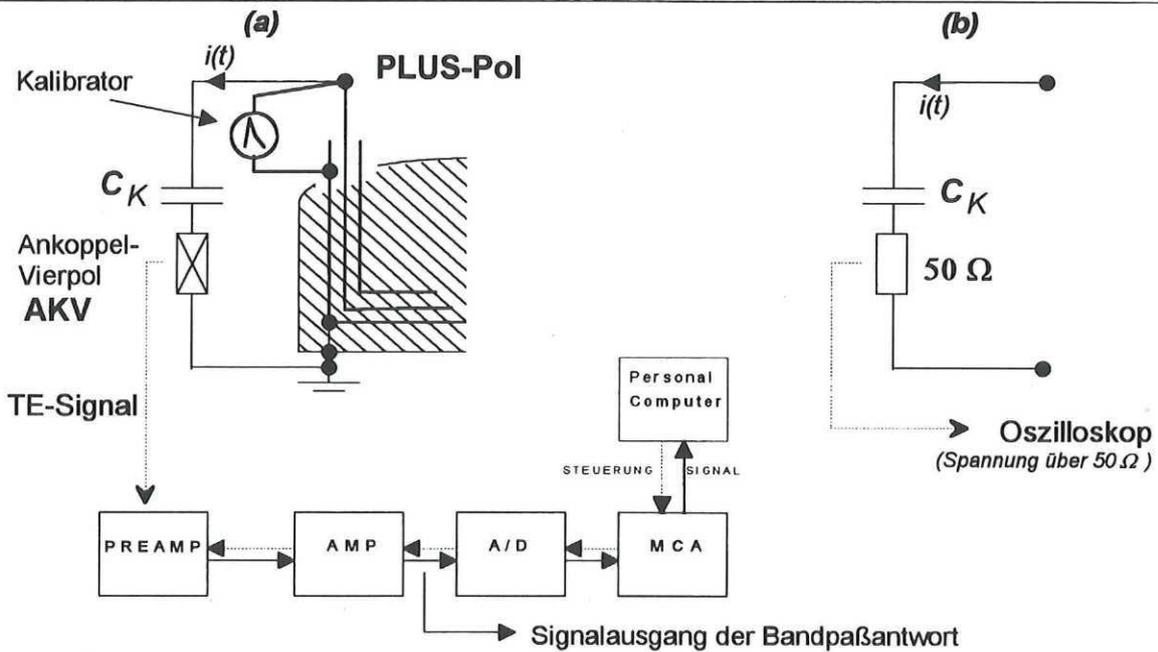


Abbildung 5.7: Kalibrierung des TE-Meßkreises bei Auskopplung am PLUS-Pol.

(a): Erläuterungen zur Meßwerterfassung siehe Abb. 5.4. (b): Alternativer Auskopplungszweig zur zeitlichen Auflösung des TE-Strompulses über $50\ \Omega$.

Abb. 5.8 (a) und (b) zeigen für die Kalibrierung am PLUS-Pol die zeitliche Auflösung der typischen Bandpaßantwort des Meßgeräts (α -Response, Auskopplung vor dem A/D-Wandler) sowie des Stromimpulses im Prüfkreis, abgegriffen über $50\ \Omega$.

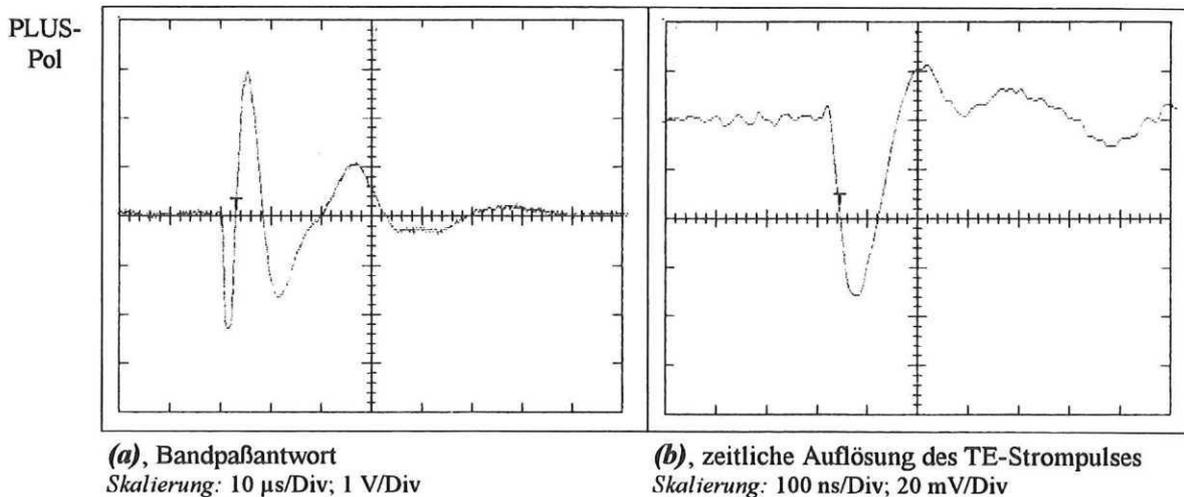


Abbildung 5.8: 2-nC-Kalibrierpuls, zeitliche Auflösung (a) der Bandpaßantwort des Meßgeräts und (b) des TE-Strompulses über $50\ \Omega$.

Für die TE-Messungen von Bedeutung ist die erste Halbschwingung der Bandpaßantwort (a), die in ihrer Höhe der TE-Ladung proportional ist. Der TE-Strompuls (b) enthält die Ladung als Integral über der eingeschlossenen Fläche (hier nur ca. $0,1\ \text{nC}$, da $C_{\text{POLO}} > C_K$). Im weiteren

Verlauf des gemessenen Stromimpulses (*b*) sind bereits geringe Schwingungen zu beobachten, die mit Reflektionen an Stoßstellen im Übertragungskreis erklärt werden. Mit zunehmender Länge des Signalpfads, den der TE-Puls im Inneren der Spule zurücklegen muß, nimmt dieses Schwingungsverhalten zu (s. *Abb. 5.13* und dortige Erläuterungen).

Im Fall der POLO-Modellspule ist der *Dämpfungsmechanismus* für TE-Strompulse im wesentlichen kapazitiver Art. Der TE-Puls pflanzt sich nicht entlang des Spulenleiters fort, dessen Scheinwiderstand für eine Windung in der Größenordnung von $Z = 2 \text{ k}\Omega$ liegt ($X_L \approx 2 \text{ k}\Omega$, $R \approx 3 \Omega$, $f = 1 \text{ MHz}$), sondern wird durch die kapazitive Kopplung der Windungslagen untereinander übertragen ($X_C \approx 50 \Omega$). Hinzu kommen kapazitive Ableitströme gegen Erde, die die transportierte Ladung des TE-Strompulses verkleinern. Der Strompuls wird beim "Durchlaufen" der POLO-Modellspule im wesentlichen niedriger, ohne in gleicher Weise breiter zu werden, d.h. die transportierte Ladung wird kleiner. Diese Überlegungen decken sich mit Simulationsrechnungen, die mit Hilfe des für die Nachbildung der Stoßspannungsverläufe entwickelten Netzwerks der POLO-Modellspule [66] MIRI et al. 1995/ hinsichtlich der TE-Ausbreitung innerhalb der Spule durchgeführt wurden.

Um an der POLO-Modellspule den Einfluß des TE-Entstehungsortes bei gleichbleibendem TE-Auskopplungsort zu untersuchen, wurden *Kalibrierungen "über Kreuz"* durchgeführt, d.h. z.B. Einspeisung des Kalibrierpulses am *Mittelabgriff* bei gleichzeitiger Auskopplung des TE-Signals am *PLUS-Pol*, *Abb. 5.9*. Dabei ergeben sich Signalpfade unterschiedlicher Länge innerhalb der Spule, wie sie in *Tab. 5.1* zusammengefaßt sind.

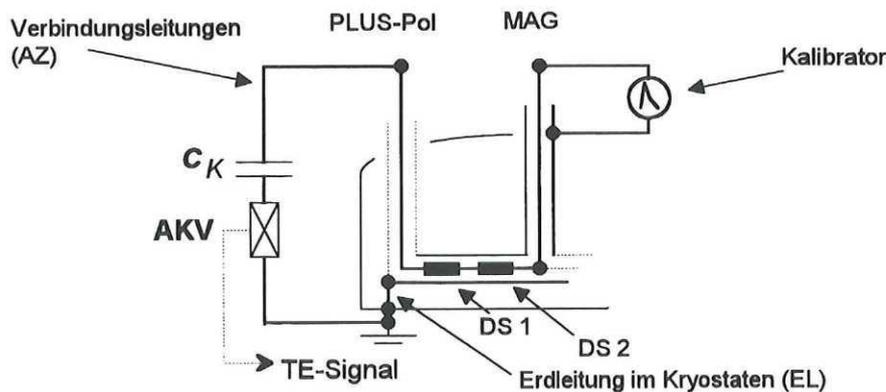


Abbildung 5.9: Zur Definition des Signalpfads bei unterschiedlichen TE-Einspeise- und -Auskopplungsorten, hier Mittelabgriff MAG und PLUS-Pol.

Abb. 5.10 zeigt die Oszillogramme der *Bandpaßantworten* (Signalausgang gem. *Abb. 5.7*) bei TE-Auskopplung am PLUS-Pol und variierenden Kalibrierpuls-Einspeiseorten. Man erkennt, daß die Bandpaßantwort des Meßgeräts bis zur Überbrückung einer Doppelscheibenwicklung ($\frac{1}{4}$ Spule) ihren typischen Verlauf beibehält. Bei Einspeisung des Kalibrierpulses am MAG (Variante *(c)*) fällt die erste Halbschwingung erheblich kleiner aus, desgleichen, kaum mehr erkennbar, auch bei Einspeisung am MINUS-Pol (Variante *(d)*).

TE-Auskopplung	TE-Einspeisung	Signalpfad des TE-Pulses im Prüfkreis
PLUS-Pol	PLUS-Pol ¹	Erdleitung (EL) + Verbindungsleitungen des Auskopplungszeigs (AZ)
	DSV 820 ²	DS 1 = $\frac{1}{4}$ Spule + EL + AZ
	MAG ³	(DS 1 + DS 2) = $\frac{1}{2}$ Spule + EL + AZ
	MINUS-Pol	DS 1-4 = ganze Spule + EL + AZ

¹ vgl. Abb. 5.7
² Doppelscheiben(DS)-Verbindung, Leiterverbindung zwischen DS 1 und DS 2
³ Mittelabgriff, vgl. Abb. 5.9

Tabelle 5.1: Variation von TE-Einspeiseorten bei gleichbleibendem TE-Auskopplungsart.

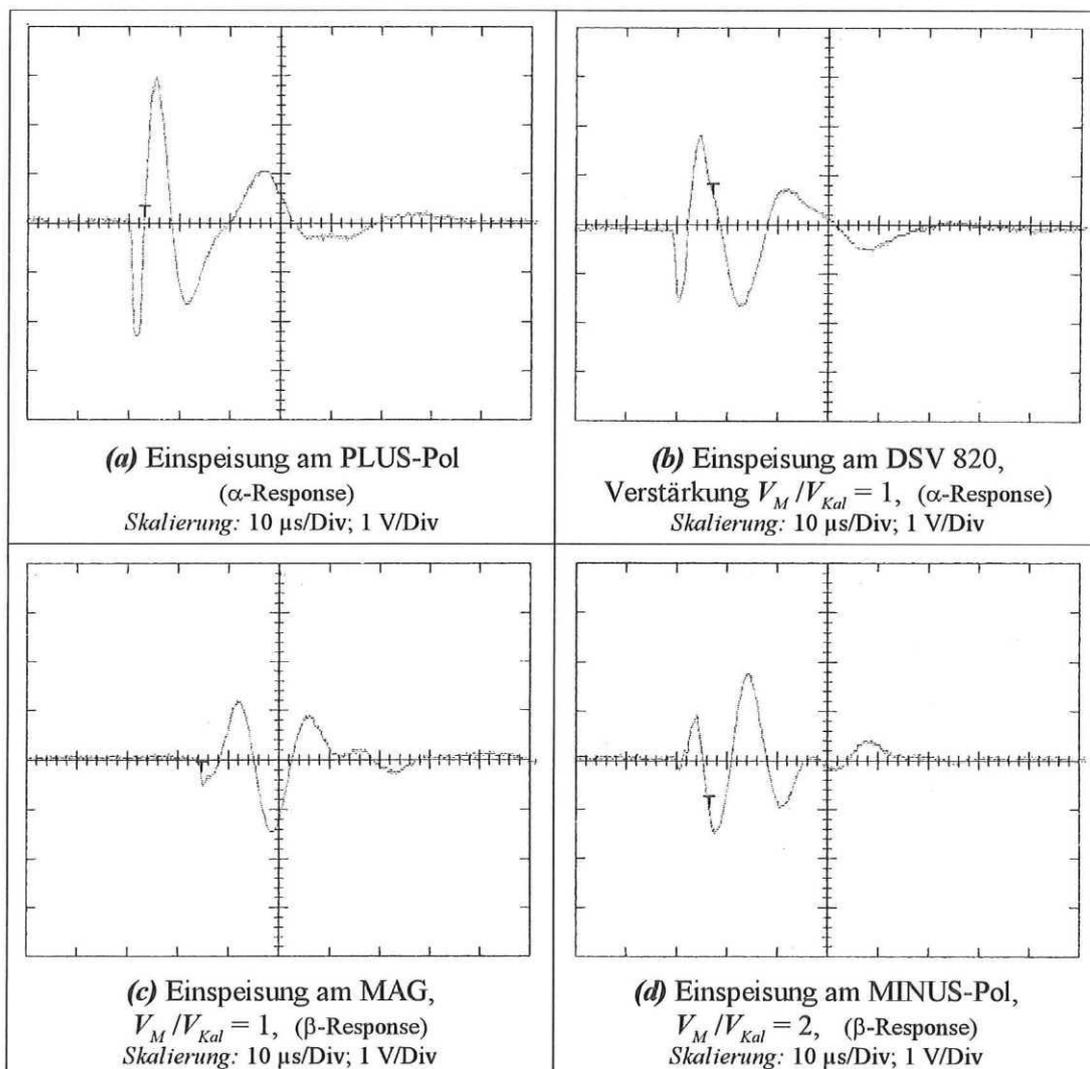


Abbildung 5.10: Bandpaßantworten des TE-Meßsystems am PLUS-Pol als Auskopplungsart bei Variation der Kalibrierpuls-Einspeiseorte. Vgl. Tab. 5.1.

Entstehungsort jedoch im Bereich des MINUS-Pols hat, stellt hinsichtlich der Auskopplung am MAG eine *Phantom-TE* dar.

Zu Beispielen der Phantom-TE bei TE-Erkennung unter "first peak"-Triggerung siehe Kap. 5.4.2.4.

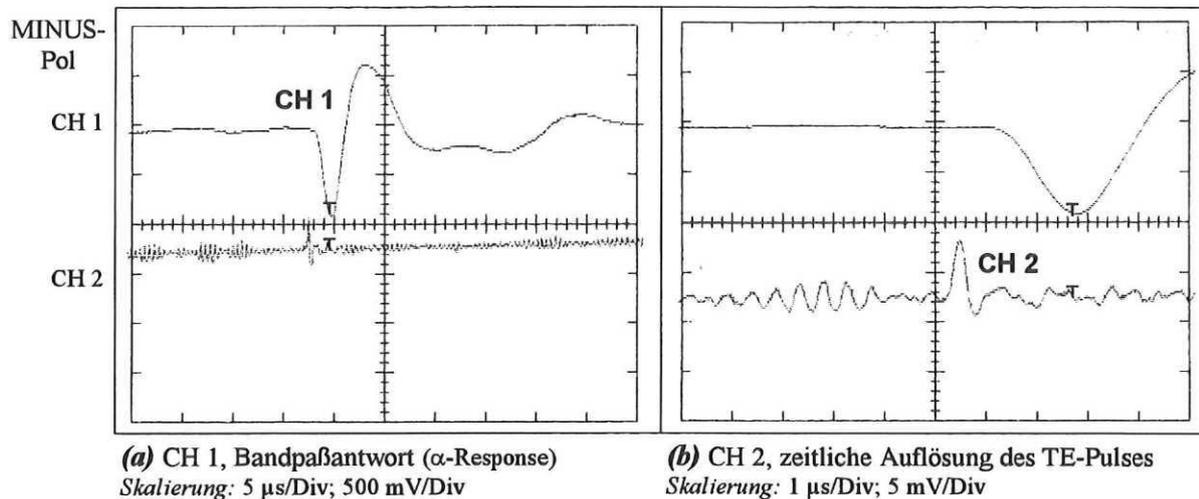


Abbildung 5.12: Zeitliche Auflösung der Bandpaßantwort und des TE-Strompulses einer realen TE an der POLO-Modellspule gemäß TE-MAP in Abb. 5.11 (a). (Negative TE, CH 2 invertiert)

Abb. 5.13 greift nochmals die in Abb. 5.10 (c) gezeigte β -Response-Bandpaßantwort auf (Pulseinspeisung am MAG, TE-Auskopplung am PLUS-Pol) und zeigt zusätzlich den Signalverlauf des zugrunde liegenden Strompulses. Für diese Messung wurde wiederum der Ankoppelvierpol durch einen 50- Ω -Widerstand ersetzt.

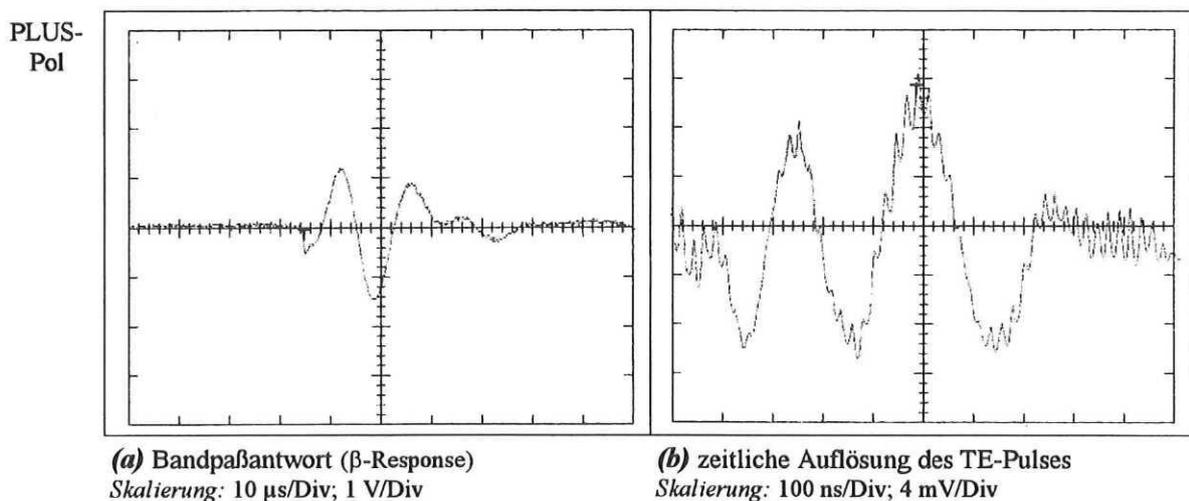


Abbildung 5.13: 2-nC-Kalibrierpuls, Einspeisort MAG, Auskopplungsort PLUS-Pol, zeitliche Auflösung (a) der Bandpaßantwort des Meßgeräts und (b) des TE-Strompulses über 50 Ω .

Statt dem einfachen unipolaren Puls (vgl. hierzu *Abb. 5.8 (b)*) zeigt der Signalverlauf des Strompulses eine bipolare Schwingung, deren Periodendauer etwa doppelt so groß ist wie die Pulsbreite des in *Abb. 5.8* (Einspeiseort gleich Auskopplungsort) gezeigten Strompulses. Die maximale Schwingungsamplitude ist etwa um den Faktor 5 kleiner.

Inwieweit ein solch schwingendes TE-Strompulssignal noch Informationen über die Ladungshöhe trägt, ist fraglich. Aufgrund der realen komplexen Versuchbedingungen kann keine zufriedenstellende Erklärung für das schwingende Verhalten gegeben werden. Hier können sowohl Resonanzerscheinungen innerhalb des Magneten als auch Wanderwellenschwingungen¹⁹ aufgrund von nicht abgeschlossenen Stoßstellen mitwirken.

Zur Abrundung dieses Kapitels sind in *Abb. 5.14* noch einige an der POLO-Modellspule real gemessene TE-Pulse wiedergegeben (Raumtemperaturmeßreihe nach 4. Abkühlzyklus). Die Angabe von Auskopplungsort und Spannungshöhe erfolgt nur der Vollständigkeit halber und steht in keinem unmittelbaren Zusammenhang mit den prinzipiellen Signalverläufen. Sehr deutlich sind die zuvor für den Kalibrierpuls gezeigten Signalverläufe, sowohl α - als auch β -Response, wiederzuerkennen. Die Temperatur der Modellspule spielt für die Ergebnisse dieser Messungen keine Rolle.

Es folgt eine kurze Zusammenfassung des diskutierten Sachverhalts:

- ♦ TE-Strompulse, die im Inneren der Modellspule starten, werden auf ihrem Weg zum TE-Auskopplungsort gedämpft bzw. regen Schwingungen im Übertragungskreis an. Je nach geometrischen Verhältnissen verformt sich dadurch der typische Signalverlauf der *Bandpaßantwort* des Auskopplungs-Meßsystems; die sogenannte α -Response geht über in eine β -Response.
- ♦ Daraus ergibt sich für die Detektion bzw. Auswertung der Messung die Problematik, daß die digitale TE-Erkennung solch einen β -Response-TE-Puls mit fehlerhafter Amplitude und meist falscher Polarität erfaßt. Diese Art von TE-Pulsen, *Phantom-TE* genannt, sind bei Darstellung des TE-Pulses auf einer "gedrängten" Zeitachse (20 ms) nicht mehr von echten TE zu unterscheiden.
- ♦ Bei der phasenaufgelösten Darstellung von TE-Ergebnissen in Form einer *TE-MAP* können Phantom-TE daran erkannt werden, daß ihnen keine eindeutige TE-Polarität zugeordnet ist.

¹⁹ Einer Laufzeitkonstanten von $\tau \approx l/c = 100$ ns würde eine Länge des Übertragungskreises von ca. 30 m entsprechen, wovon etwa 10 m auf die äußeren Zuleitungen des Auskoppelzweigs inkl. der Erdleitungen entfallen. Ein Versuch der Dämpfung von Wanderwellenschwingungen durch Abschluß der Verbindungsleitungen innerhalb des Versuchsaufbaus mit ohmschen Widerständen in der Größenordnung von 300 bis 500 Ω [72] SCHWAB 1981/ wurde wegen der hohen Verlustleistungen nicht unternommen ($P_V \approx 100$ kW bei $U_{ef} = 7$ kV).

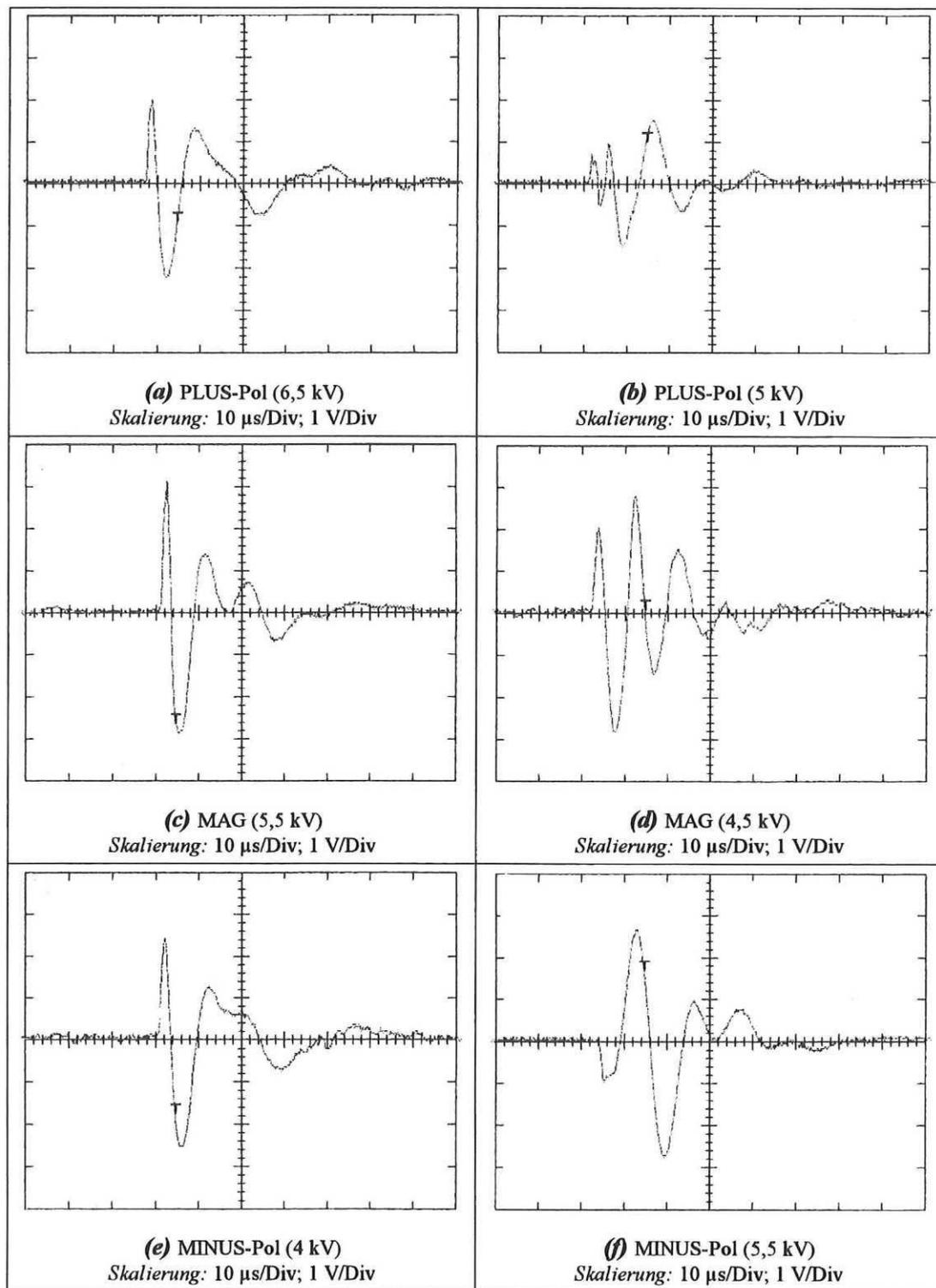


Abbildung 5.14: Typische Bandpaßantworten von realen TE-Pulsen der POLO-Modellspule. Die Angabe der Auskopplungsorte und Spannungshöhen ist ohne unmittelbaren Zusammenhang zu den prinzipiellen Signalverläufen.

Die hier aufgeführten Zusammenhänge sind bei der Auswertung von TE-Messungen an räumlich ausgedehnten Prüflingen unbedingt zu beachten. Dennoch bleibt in vielen entsprechenden

Publikationen die Frage der Bandpaßantwort des eingesetzten Meßsystems sowie ihrer digitalen Weiterverarbeitung unberücksichtigt.

So findet man z.B. bei /[107] ASCHWANDEN et al. 1993/ zur Praxis der TE-Kalibrierung an Transformatoren den Wortlaut: *"Der Kalibrierpuls wird nur an einer Meßstelle eingespeist. Die Meßempfindlichkeiten der anderen Meßstellen werden aus dem Verhältnis der an der Referenz-Meßstelle eingespeisten Ladung zur gemessenen Ladung der einzelnen Meßstelle als Skalierungsfaktor berechnet und gespeichert."* Bei der späteren TE-Messung werden die TE-Amplituden der einzelnen Meßstellen mit dem bei der Kalibrierung ermittelten Skalierungsfaktor "korrigiert". Da es sich nach Angabe der Autoren bei diesen Messungen im Prüffeld auch um breitbandige TE-Messungen handelt (20-200 kHz), können jedoch je nach Meßstellenlage β -Response-Signale nicht ausgeschlossen werden, für die die Voraussetzung der ladungsproportionalen Anzeige nicht mehr erfüllt ist. Durch die Definition eines reinen Amplituden-"Skalierungsfaktors" zur Auswertung der gemessenen TE-Ladungen scheint diesem Umstand nicht Rechnung getragen zu werden.

5.3 Zusammenfassende Gegenüberstellung prägnanter TE-Messungen bei Raumtemperatur und kryogener Betriebstemperatur

Ein besonders prägnantes Ergebnis der TE-Messungen an der POLO-Modellspule war die Detektion eines Defekts im Bereich nur einer Spulenhälfte (PLUS-Pol / MAG), der sich bei den Tieftemperaturmessungen wesentlich schärfer herausbildete als bei den Raumtemperaturmessungen. Deshalb soll im Vorgriff auf die sich anschließenden detaillierteren Auswertungen eine direkte Gegenüberstellung einiger Raum- und Tieftemperaturmessungen erfolgen, wie sie bis einschließlich dem 4. Abkühlzyklus der Modellspule typischerweise auftraten /[108] IRMISCH et al. 1995/.

Die TE-Messungen wurden unter Rücksichtnahme auf die hohe elektrische Beanspruchung der Modellspule (6000 bipolare Pulse pro Minute bei 50 Hz) bei reduzierten Spannungswerten durchgeführt ($< 0.75 \hat{U}_N$). Die Nennspannung der Spule liegt für unipolare Einzelpulse bei einer Amplitude von $\hat{U}_N = 23$ kV. In *Abb. 5.15* sind die Maximalwerte der sog. "scheinbaren Ladung" /[109] IEC 1981/ über der jeweils anliegenden Prüfwechselfspannung aufgetragen.

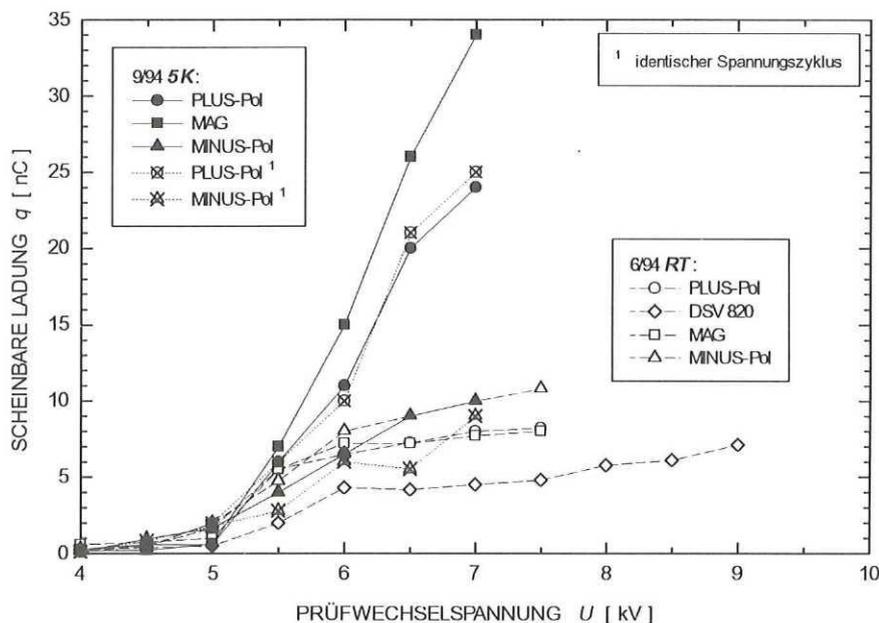


Abbildung 5.15: TE-Aktivität bei Auskopplung an unterschiedlichen Orten der POLO-Modellspule.

6/94 RT: Raumtemperatur nach dem 1. Abkühlzyklus (offene Symbole, strichliniert);

9/94 5 K: 2. Testphase bei $T = 5$ K (ausgemalte Symbole, durchgezogene Linie).

Bedingungen innerhalb der Kühlkreisläufe während der Messungen: N_2 bei 0.1-0.25 MPa (Raumtemperatur) bzw. He bei 0.1-0.3 MPa (~ 5 K).

5.3.1 Ergebnisse der Messungen bei Raumtemperatur

Die strichlinierten Linien mit offenen Symbolen in *Abb. 5.15* geben die Raumtemperaturmessungen nach dem 1. Abkühlzyklus wieder. Ab $U = 5$ kV treten TE-Amplituden in der Größenordnung einiger nC auf, die in Abhängigkeit vom Auskopplungsort leicht variieren. Bei $U = 7,5$ kV überschreiten die TE am MINUS-Pol die 10-nC-Marke, wohingegen die TE-Amplituden an Mittelabgriff (MAG) und PLUS-Pol unter diesem Wert bleiben. Die an der Doppelscheibenverbindung DSV 820 detektierten TE-Amplituden sind etwa nur halb so hoch wie am MINUS-Pol.

Eine Maximalwert-Darstellung wie die soeben beschriebene (*Abb. 5.15*) enthält nur Informationen über die TE-Amplituden. Um weitergehende charakteristische Merkmale des TE-Verhaltens an der POLO-Modellspule aufzudecken, wurden statistische TE-Messungen von 1-minütiger Dauer bei konstantem Spannungsniveau durchgeführt, deren Ergebnisse in den folgenden *phasenaufgelösten TE-MAPs* wiedergegeben sind.

Abb. 5.16 und *5.17* zeigen die 7-kV-TE-MAPs, wie sie nach dem 3. Abkühlzyklus an PLUS- und MINUS-Pol detektiert wurden. Die Basismuster um die Nulllinie herum gleichen sich ziemlich. Im Bereich der höheren TE-Amplituden zeigen sich jedoch deutliche Unterschiede.

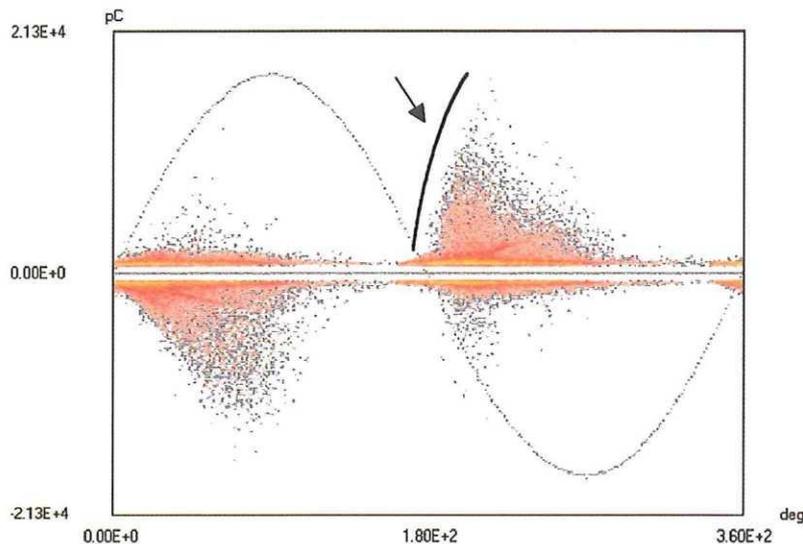


Abbildung 5.16: 7-kV-TE-MAP bei Auskopplung am PLUS-Pol, $T = 300$ K. $[\pm 21 \text{ nC}]^{20}$.

Am PLUS-Pol (*Abb. 5.16*) zeigt sich als Hüllkurve ein steiler Anstieg der TE-Amplituden zu Beginn der negativen Spannungshalbwelle, der bereits auf eine *Delamination* in diesem Bereich hindeuten könnte. Ansonsten sind ähnliche dreieckige Konturen der Einhüllenden von TE-Messungen an Maschinenisolationen (Generatoren) her bekannt *[104] FRUTH 1995/*. Eine Ursache in Form von Gleitendladungen wird als unwahrscheinlich angesehen, da der einzige

²⁰ TE-Amplitude - Angabe der Größe der dargestellten Fenster in eckigen Klammern.

konstruktionsbedingt mögliche Entstehungsort, die Anbindung der Instrumentierungskabel an den Spulenkörper, auch am MINUS-Pol vorhanden ist, dort aber andere TE-Muster vorherrschen (siehe Diskussion weiter unten). Die Unsymmetrie der TE-Muster hinsichtlich der positiven und negativen Spannungshalbwelle lassen auf *elektrodengebundene* Hohlräume schließen /[106] Kreuger 1989/.

Die TE-MAPs, die man bei Auskopplung am Mittelabgriff MAG oder der Leiterverbindung DSV 820 erhält, ähneln sehr dem in *Abb. 5.16* gezeigten Muster.

Die Einhüllende (A) des TE-Musters bei Auskopplung am MINUS-Pol, *Abb. 5.17*, erinnert an den sinusförmigen Verlauf in Folge von fehlenden Anfangselektronen für die Entladung, wie er aus dem Bereich abgeschlossener Hohlräume (z.B. kugelförmig) bekannt ist /[75] FRUTH et al. 1992/. Dem überlagert ist im Bereich der positiven Spannungshalbwelle eine ähnliche Dreiecksform der Einhüllenden (B) zu erkennen wie in *Abb. 5.16* am PLUS-Pol. Dieses charakteristische TE-Muster ist mit hoher Wahrscheinlichkeit den Anschlüssen der Instrumentierungskabel zuzuordnen (Existenz von Tripelpunkten, vgl. ANHANG C.3.2, *Abb. C.11*).

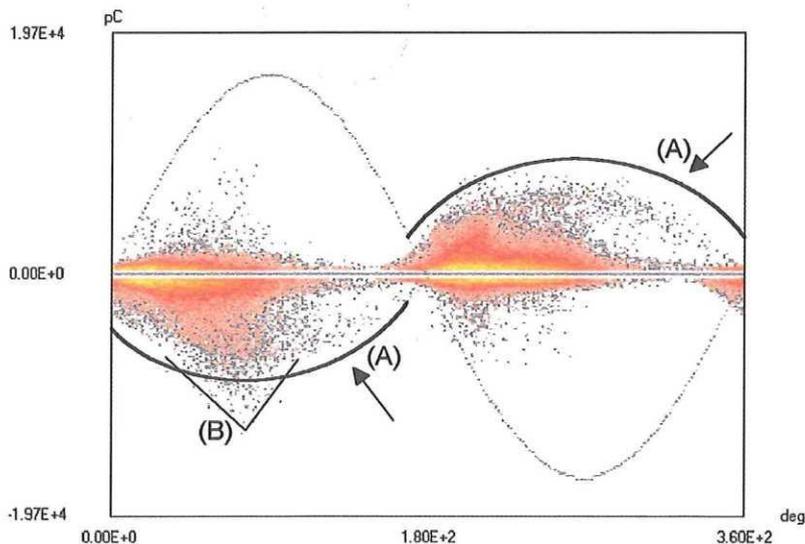


Abbildung 5.17: 7-kV-MAP bei Auskopplung am MINUS-Pol, $T = 300$ K. [± 20 nC].

5.3.2 Ergebnisse der Messungen bei kryogener Betriebstemperatur (5 K)

In *Abb. 5.15* sind mit durchgezogenen Linien und ausgemalten Symbolen Tieftemperaturmessungen enthalten, die während des 2. Abkühlzyklus aufgenommen wurden. Von $U = 5,5$ kV an steigen die TE-Amplituden an PLUS-Pol und MAG drastisch an bis auf Werte von ~ 30 nC bei $U = 7$ kV. Dieser prinzipielle Anstieg war zu Beginn aller 4 Abkühlzyklen bzw. Testphasen gleich. Die TE-Amplituden bei Auskopplung am MINUS-Pol blieben dagegen im selben Bereich wie bei Raumtemperatur (< 10 nC).

Abb. 5.18 und **5.19** zeigen die 6-kV-MAPs der Messungen an PLUS- und MINUS-Pol bei kryogenen Temperaturen. Wie bei Raumtemperatur, so ähneln auch bei kryogener Temperatur die TE-Muster von MAG und DSV 820 dem vom PLUS-Pol in **Abb. 5.18**. Eine Art positive "TE-Wolke" im III. Quadranten der Spannungsperiode kennzeichnet einen Bereich sehr hoher TE-Amplituden. Die Häufigkeit dieser TE ist sehr gering. Jeder einzelne Meßpunkt, aus dem sich die "Wolke" zusammensetzt, tritt während der 3000 Meßperioden nur etwa 1-4 Mal auf. Die Präsenz der TE alleine in der negativen Spannungshalbwelle läßt eindeutig auf einen *elektrodengebundenen* Effekt schließen. Die Höhe der TE-Amplituden kann nur anhand von Gleitentladungen oder aber durch eine Delamination erklärt werden, bei der sich die Streamerentladungen auf der isolierenden Hohlraumoberfläche solange radial ausweiten, bis ihr Stabilitätsfeld erreicht ist. Dabei können ebenfalls sehr hohe Ladungen umgesetzt werden [90] FRUTH 1995/.

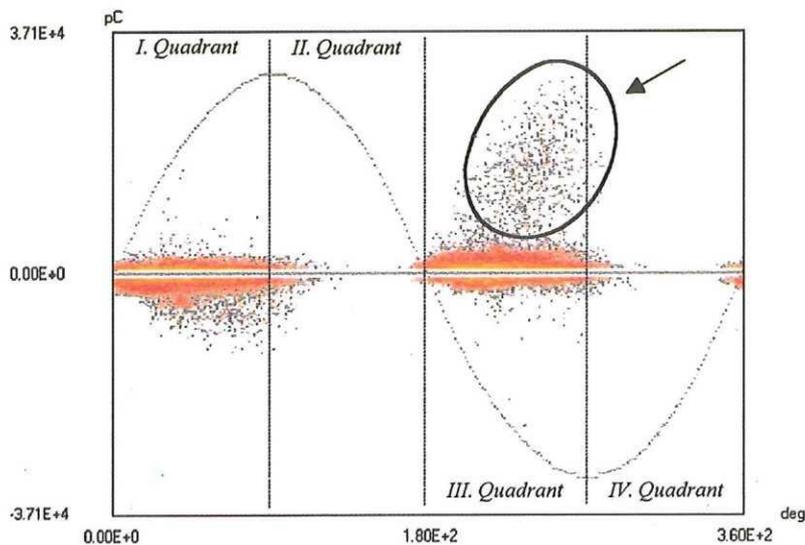


Abbildung 5.18: 6-kV-MAP bei Auskopplung am PLUS-Pol, $T = 5 \text{ K}$. [$\pm 37 \text{ nC}$].
Definition des I.-IV. Quadranten einer TE-MAP (bezogen auf die Spannungsphase).

Es stellt sich die Frage nach der Art einer evtl. vorliegende Isolationsschädigung, die solch hohe TE-Amplituden ermöglicht, und ob die Elektrodengebundenheit Isolationsablösungen an der HS-Elektrode (Spulenleiter) oder der Erdelektrode (leitfähiger Anstrich) zuzuordnen ist.

Eine Antwort läßt sich nicht eindeutig geben:

1. Die Ladungsbeträge, die allgemein durch einen Streamer innerhalb einer Delamination umgesetzt werden, sind für einen *positiven Streamer*, der sich auf einer kathodischen isolierenden Oberfläche ausbreitet, höher gegenüber dem negativen Streamer. Unter der Feldüberhöhung aufgrund des positiven Lawinenkopfs des Streamers gegenüber der negativen Oberfläche kann sich der Streamer unter fortlaufender Ionisierung so lange radial ausbreiten, bis sein minimales Stabilitätsfeld unterschritten wird. (Im umgekehrten Fall würde die

pos. Isolationsoberfläche die schnellen Elektronen des neg. Lawinenkopfes absorbieren.) Ein positiver Streamer in der positiven Spannungshalbwelle wäre der HS-Seite des Prüfings bzw. in der *negativen Spannungshalbwelle* der *Erdseite* zuzuordnen. Damit scheidet eine Delamination im Bereich der HS-Elektrode, d.h. zwischen Spulenleiter (Stahl) und GFK-Isolation, aus, obwohl durch den Abkühlvorgang Ablösungen gerade in diesem Bereich nicht ausgeschlossen werden können.

2. Konstruktionsbedingt ist eine Delamination auf der *Erdseite des Spulenkörpers* kaum denkbar. Die Erdelektrode ist in Form eines leitfähigen Anstrichs auf Epoxidharzbasis realisiert, der auf den ausgehärteten Vakuumverguß des Spulenkörpers aufgetragen wurde. Eine Ablösung dieses Anstrichs in Form von Delaminationen konnte bei der visuellen Inspektion der Spule nach Abschluß der Testphasen nicht festgestellt werden.
3. Eine Ausnahme hinsichtlich einer erdseitigen Delamination bilden die drei *vertikalen Leiterenden*. Prinzipiell umgibt die GFK-Isolation hier ebenfalls der leitfähige Anstrich, jedoch ist die Leitschicht ihrerseits von sandgefülltem Harz umgeben, vgl. ANHANG C.1.3. Ist die Verbindung zwischen Leitschicht und sandgefülltem Harz besser als die Anbindung des Anstrichs an die GFK-Isolation, kann es zu Ablösungen in diesem Bereich der Erdelektrode kommen, der wegen des umhüllenden Stahlrohres für eine Inspektion jedoch nicht zugänglich ist.

Hinsichtlich dieses potentiellen TE-Entstehungsorts stellt sich jedoch die Frage, weshalb die "TE-Wolke" im Bereich der Doppelscheibenverbindung DSV 820 ebenfalls auftritt, obwohl hier, ebenso wie an DSV 860, kein vertikaler Leiteranschluß existiert (vgl. konstruktiver Aufbau, Kap. 2.5 und ANHANG C.1.3, sowie TE-Meßergebnisse, Kap. 5.4.2.2, *Abb. 5.27*).

4. Die Anbindung der HS-Instrumentierungskabel an die Spule (vgl. ANHANG C.3.2) weist unter kryogenen Bedingungen vakuumisolierte Tripelpunkte auf der Erdseite auf (*Abb. C.11*), die Ausgangspunkt für *Gleitentladungen* in der negativen Spannungshalbwelle sein könnten.

Obwohl Instrumentierungskabel auch im Bereich des MINUS-Pols und der Doppelscheibenverbindung DSV 860 angebunden sind, tritt die in *Abb. 5.18* charakteristische TE-Wolke dort nicht auf (vgl. *Abb. 5.27*). Somit ist es unwahrscheinlich, daß die Anschlüsse der Instrumentierungskabel Ausgangsort speziell dieser hohen TE-Entladungen sind, es sei denn, daß definitiv Beschädigungen der HS-Isolation bestimmter Kabel vorliegen, die jedoch unter Raumtemperaturbedingungen nicht durch derartig hohe TE zu Tage treten.

Zusammenfassend muß die Frage der TE-Lokalisierung offen bleiben, wenngleich ein *erdelektrodengebundener Defekt* als wahrscheinlich angesehen werden muß.

Das Aussehen der 6-kV-MAP am MINUS-Pol (*Abb. 5.19*, Ordinatenkalierung um den Faktor 4 kleiner!) weicht erneut von den MAPs an den anderen Auskopplungsorten deutlich ab. Es ist eine gewisse Polaritätssymmetrie zwischen dem I. und III. Quadranten erkennbar, die

höchsten TE-Pulse sind im Vergleich zum PLUS-Pol deutlich kleiner. Die Symmetrie dieser TE deutet auf Hohlräume hin, die ganz von Isolierstoff umgeben sind.

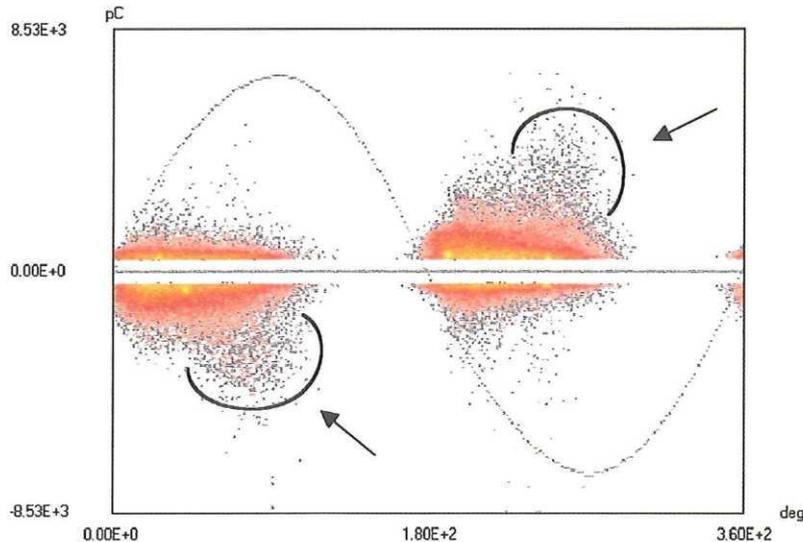


Abbildung 5.19: 6-kV-MAP bei Auskopplung am MINUS-Pol, $T = 5 \text{ K}$. [$\pm 8,5 \text{ nC}$].

Die Unterschiedlichkeit der TE-Vorgänge an PLUS- und MINUS-Pol sowohl bei Raumtemperatur als auch unter kryogenen Bedingungen legt den Schluß nahe, daß ein identischer Defekt innerhalb der Erdisolation, der unter 4,2 K für die als "TE-Wolke" erscheinenden Entladungen im Bereich des PLUS-Pols verantwortlich ist, auch bei den Raumtemperaturmessungen für die beschriebene steile Front des TE-Musters (Abb. 5.16) sorgt. Das würde bedeuten, daß sich die selbe Fehlerart bei TE-Messungen in Abhängigkeit von der Temperatur der Modellspule unterschiedlich stark bemerkbar macht. Dabei können auch geometrische Veränderungen innerhalb der Isolation eine Rolle spielen, z.B. Spaltabstände, die sich aufgrund unterschiedlicher Ausdehnungskoeffizienten mit der Temperatur ändern.

Im Vergleich zu den Ergebnissen der Raumtemperaturmessungen streuen die Tieftemperatur-TE in ihrer phasenbezogenheit weniger. Ganz deutlich tritt dieser Effekt im Falle der "phasen-diskreten TE" (*p.d.TE*) auf. Diese TE-Form besitzt eine konstante TE-Amplitude und Zündspannung und brennt stationär mit genau einem TE-Puls pro Spannungshalbwelle. Abb. 5.20 gibt die TE-MAP und -Häufigkeitsverteilung einer *p.d.TE* wieder, wie sie bei $U = 4,5 \text{ kV}$ am MINUS-Pol ausgekoppelt wurde. Die *p.d.TE* wird in Kap. 5.4.2.1 noch eingehender behandelt.

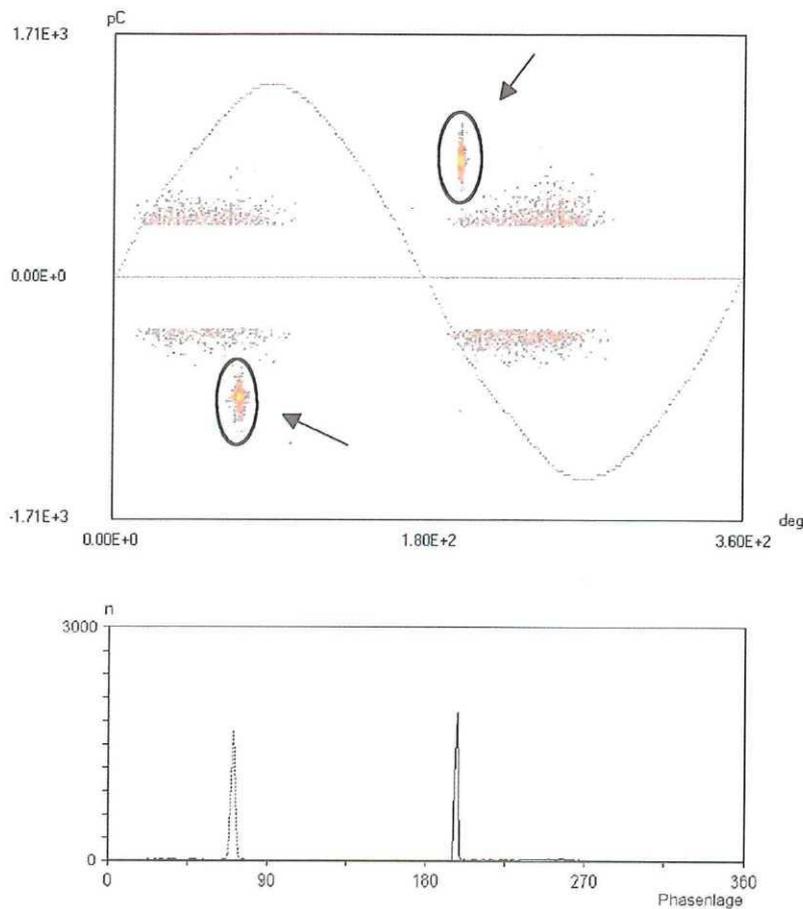


Abbildung 5.20: 4,5-kV-TE-MAP und Häufigkeitsverteilung einer "phasendiskreten TE" bei Auskopplung am MINUS-Pol, $T = 5$ K. [$\pm 1,7$ nC], (Häufigkeit neg. TE strichliniert).

In den nächsten Kapiteln folgt eine detaillierte Darstellung und Diskussion der bis hierhin zusammengefaßten Ergebnisse der TE-Messungen an der POLO-Modellspule. Der Schwerpunkt der Ausführungen liegt mit Kap. 5.4 auf den *tieftemperaturspezifischen* Eigenarten der Messungen. Als Vergleichsbasis schließen sich in Kap. 5.5 die Ergebnisse der *Raumtemperaturmessungen* an. In Kap. 5.6 wird abschließend die breitbandige TE-Messung mit *unterschiedlichen Mittenfrequenzen* vorgestellt, die einen qualitativen Beitrag zur Defektlokalisierung an supraleitenden Großmagneten liefern kann.

5.4 Teilentladungsverhalten bei kryogener Betriebstemperatur

TE-Messungen unter kryogenen Bedingungen wurden im Zeitraum von Februar 1994 bis April 1995 während aller vier Abkühlzyklen der POLO-Modellspule (4,2 K) durchgeführt. Die Zusammenstellung in ANHANG A, *Tab. A.2*, gibt einen Überblick über die Hochspannungsprüfungen der Modellspule, wie sie in zeitlicher Folge durchgeführt wurden.

Ganz im Gegensatz zur später beschriebenen Ähnlichkeit der Raumtemperatur-TE-Messungen zu *unterschiedlichen Meß-Zeitpunkten* variierten die Ergebnisse der TE-Messungen bei *kryogener* Betriebstemperatur. Während dem 2. Abkühlzyklus wurde die Spule durch sogenannte "Halbspulenentladungen" erstmals höheren mechanischen Beanspruchungen ausgesetzt, indem der Spule durch Kurzschluß der einen und Entladung der anderen Spulenhälfte in sehr kurzer Zeit (ms) hohe Strom- und Feldänderungen aufgeprägt wurden /[53] SIHLER et al. 1995/. Seit dieser Testphase traten hinsichtlich der TE-Messung je nach verstrichener Zeit des jeweils aktuellen Abkühlzyklus unterschiedlich hohe TE-Amplituden auf.

Dieses sich bei kryogener Temperatur mit der Zeit verändernde TE-Verhalten der Spule zeigte sich nach einer Standzeit im abgekühlten Zustand von 5 Wochen in einem enormen Anstieg der TE-Amplituden im Bereich PLUS-Pol und Mittelabgriff (MAG) von ca. 15 nC auf über 150 nC (bei $U_{ef} = 6$ kV). Die Ursache für dieses Verhalten muß darin begründet liegen, daß in Folge von Helium-Diffusion und -Leckagen der Spule *Konzentrationsanstiege* des Heliums in Hohlräumen der Erdisolation auftreten und zu ladungsintensiven Entladungen führen. *He-Leckagen* sind prinzipiell fertigungstechnisch vermeidbar. Mit einer über die Zeit wirksamen *He-Diffusion* muß jedoch bei Einsatz von GFK-Bauteilen immer gerechnet werden. Bei der POLO-Modellspule sind solche GFK-Komponenten innerhalb des Vakuumvergusses der Wicklung in Form von axialen Potentialtrennern in den He-Kühlkreisläufen eingesetzt.

Daß trotz der sehr hohen TE-Amplituden nicht von einer bleibenden Degradation der Erdisolation auszugehen ist, wird durch die Tatsache erhärtet, daß alle TE-Messungen, die jeweils *zu Beginn* eines Abkühlzyklus aufgenommen wurden, einen einheitlichen Verlauf der maximalen TE-Werte über der Spannung zeigten, wie er bereits in Kap. 5.3 diskutiert wurde. Jede Aufwärmphase der Modellspule auf Raumtemperatur besaß in dieser Hinsicht regenerierenden Charakter.

Im folgenden wird zunächst das "typische" TE-Verhalten der POLO-Modellspule unter kryogenen Bedingungen vorgestellt, aufgeschlüsselt nach Maximalwert-Anzeige und phasenaufgelöster TE-Darstellung. Spezielle Phänomene, wie z.B. der soeben beschriebene drastische Anstieg der TE-Amplituden oder die "phasendiskrete TE" (*p.d.TE*), werden in eigenen Unterkapiteln behandelt.

5.5.1 Maximalwert-Anzeige

In Rasterschritten von $\Delta U = 500 \text{ V}$ wurde die Spannung an der Modellspule mit ca. 200 V/s bis auf den maximalen Prüfspannungswert erhöht und anschließend in gleicher Weise wieder auf 0 V herabgefahren. Die Verweildauer auf jedem Spannungsschritt betrug mindestens 10 s . In dieser Zeit wurde die Maximalwertanzeige des TE-Detektors (Haefely PD 561) beobachtet und der vorherrschende Anzeigewert, in der Regel der Maximalwert, als Meßwert notiert. Die Anzeige des Meßgerätes selbst unterliegt einer Bewertung der TE-Amplituden in Abhängigkeit von ihrer Repetitionsrate, siehe *Tab. 5.2*. Auf diese Weise entstanden die bereits mit *Abb. 5.15* und auch im folgenden wiedergegebenen Meßkurven der "scheinbaren Ladung" q über der anliegenden Prüfwechselfrequenz U . Als Parameter sind die unterschiedlichen Auskoppungsorte an der Modellspule enthalten. Um eine Übersichtlichkeit der Diagramme zu erhalten, wurde auf die Darstellung der Meßwerte bei abfallender Spannung verzichtet (Hysterese-Effekt vernachlässigbar). Die Symbole selbst stellen gleichzeitig die Meßpunkte dar.

Repetitionsrate für TE-Pulse konstanter Amplitude:	10 Hz	20 Hz	30 Hz	40 Hz	50 Hz	60 Hz
LED-Anzeige bezogen auf die tatsächliche TE-Amplitude:	65 %	80 %	90 %	95 %	97 %	100 %

Tabelle 5.2: Bewertungskurve der Maximalwertanzeige des TE-Detektors PD 561. [110]

Wie bereits mit *Abb. 5.15* im Vergleich mit den Raumtemperaturmessungen gezeigt, treten bei der kalten Spule an PLUS-Pol und MAG deutlich höhere TE-Amplituden auf. Die TE bei Auskopplung am MINUS-Pol sind hiervon nicht betroffen. Damit unterscheiden sich die TE-Amplituden bei Tieftemperatur deutlich in *Abhängigkeit vom TE-Auskopplungsort* an der Spule. Die in *Abb. 5.15* gezeigten Messungen zu Beginn der 2. Testphase (2. Abkühlzyklus) dienen für die folgenden Darstellungen als Vergleichsreferenz. Auf die Besonderheiten der Messungen während des 1. Abkühlzyklus wird in Kap. 5.4.2.1 noch gesondert eingegangen.

Abb. 5.21 zeigt alle drei Messungen, die zu Beginn einer Testphase (Spule bereits auf stationärer Betriebstemperatur) aufgenommen wurden (2.-4. Abkühlzyklus), in der bereits erwähnten Übereinstimmung und Rekonstruierbarkeit. Die Abweichungen liegen in tolerierbaren Grenzen. Allen Messungen gemeinsam ist das atypische Verhalten der TE-Amplituden bei Auskopplung am MINUS-Pol, die nicht über die Werte der Raumtemperaturmessungen hinausgehen.

In Abhängigkeit von der *Standzeit der Spule* bei kryogenen Bedingungen wurden erheblich höhere TE-Amplituden an PLUS-Pol und MAG gemessen, *Abb. 5.22*. Am Ende der 2. Testphase traten mit $q > 150 \text{ nC}$ ähnlich hohe TE-Amplituden auf wie am Ende der 4. Testphase. Bei beiden Testphasen wurde die POLO-Modellspule über einen Zeitraum von *5 Wochen* auf ihrem Betriebstemperatur- bzw. Standby-Niveau von 5 K bzw. 10 K belassen. Der erhöhte

TE-Wert am MINUS-Pol ist aufgrund seiner β -Response auf eine "Phantom-TE" (vgl. Kap. 5.2) als Abbild der hohen TE-Werte am MAG zurückzuführen.

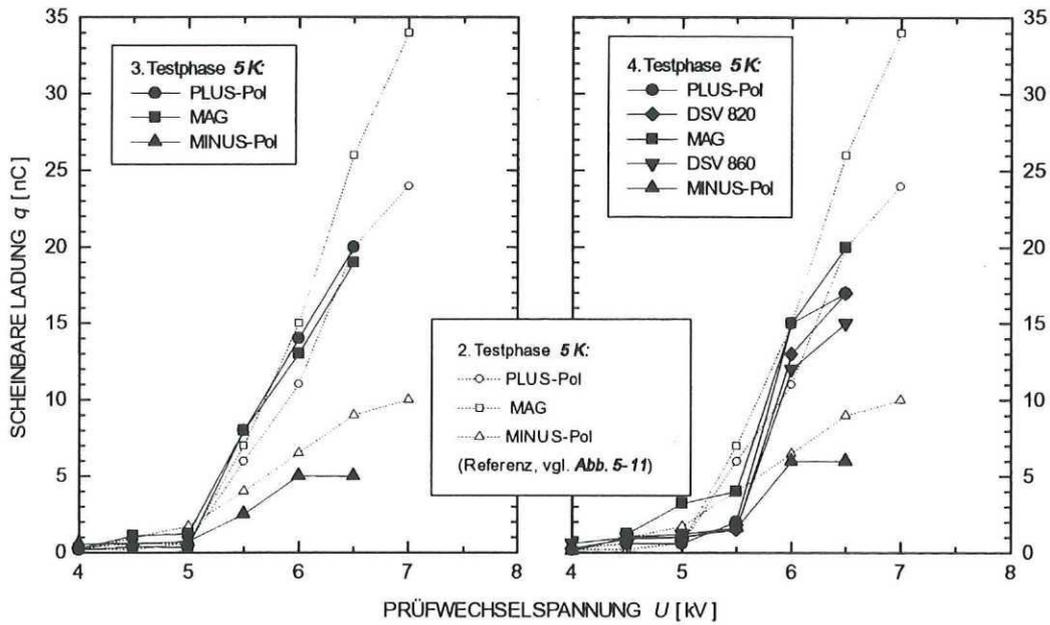


Abbildung 5.21: TE-Messungen an der POLO-Modellspule bei kryogener Betriebstemperatur $T = 5\text{ K}$, Meßpunkte im ansteigenden Spannungsast. TE-Aktivitäten jeweils zu Beginn von Testphase 2, 3 und 4 (Spule bereits stationär kalt).

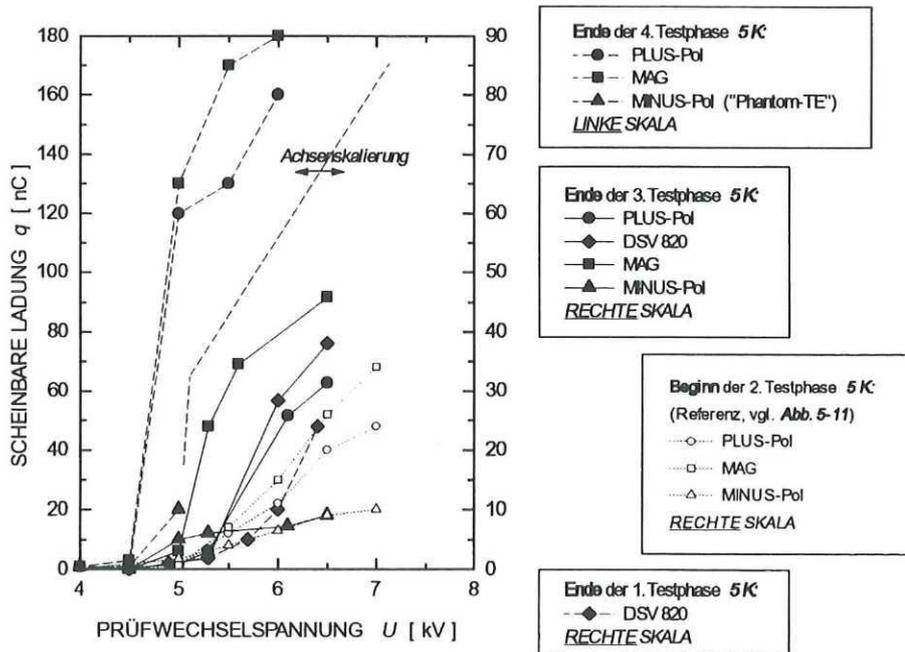


Abbildung 5.22: TE-Messungen an der POLO-Modellspule bei kryogener Betriebstemperatur $T = 5\text{ K}$, Meßpunkte im ansteigenden Spannungsast. TE-Aktivitäten jeweils am Ende von Testphase 1, 3 und 4 (Spule noch stationär kalt).

Im Rahmen des 3. Abkühlzyklus betrug die kalte Testphase nur 1 Woche. Hier wurde ein Anstieg der TE-Amplituden am Ende der Testphase auf bis zu 40 nC bei gleichem Spannungswert (6 kV) festgestellt.

5.4.2 Phasenaufgelöste TE-Darstellungen (TE-MAPs)

In Ergänzung zur Maximalwertmessung der TE-Amplituden wurden, unter Konstanzhaltung unterschiedlicher Spannungswerte, jeweils 1-minütige Meßzyklen in Form der phasenaufgelösten TE-MAPs aufgenommen. Durch die Anwendung dieser digitalen TE-Meßtechnik ergab sich für die Bewertung der TE der POLO-Modellspule bei Auskopplung an unterschiedlichen Orten ein differenziertes Bild.

Die Vielzahl der im folgenden wiedergegebenen MAP-Darstellungen liegt darin begründet, daß:

- a. durch die visuelle Mustererkennung des menschlichen Auges anhand von TE-MAPs der größtmögliche Informationsgehalt zur Geltung kommt. Im Bereich der Isolationsdiagnostik an Prototyp-Prüflingen wie der POLO-Modellspule gibt es derzeit keine respektable Alternative der Darstellung von Meßergebnissen.
- b. die hier wiedergegebenen Messungen als eine Art Daten- und Vergleichsbasis fungieren, die als Anhaltspunkt für zukünftige Projekte gleicher Art dienen kann.
- c. über die in Kap. 5.3 zusammengefaßten Unterschiede zwischen Raumtemperatur- und Tieftemperaturmessungen hinaus die folgenden ausführlichen MAP-Darstellungen einen tiefergehenden Einblick in die Materie erlauben.

Am Beispiel der zu Beginn der 4. Testphase aufgenommenen TE-Messungen (vgl. *Abb. 5.21 (b)*) werden ab Kap. 5.4.2.2 Details der Tieftemperatur-TE-Messungen vorgestellt. Zusätzlich sind einige MAP-Darstellungen durch *TE-Häufigkeitsverteilungen* ergänzt, die getrennt nach Polarität der TE ihre Häufigkeit bei einem bestimmten Phasenwinkel wiedergeben. Im Falle der TE-Messungen bei kryogener Betriebstemperatur stechen dabei besonders die "phasendiskreten TE" (*p.d.TE*) ins Auge.

5.4.2.1 "Phasendiskrete" TE (*p.d.TE*)

Die steilen Anstiege der TE-Amplituden an der kalten POLO-Modellspule, wie sie im $q(U)$ -Diagramm in *Abb. 5.21* für die 2.-4. Testphase vorgestellt wurden, traten bereits bei den TE-Messungen während der 1. Testphase auf, *Abb. 5.23*. Im Unterschied zu den Messungen während späterer Testphasen überlagerte sich jedoch eine TE-Charakteristik, die in *Abb. 5.23* durch den ausgeprägten *Hysterese-Effekt* auffällt, d.h. im abfallenden Spannungszweig (U_{\searrow} , strichliniert) fällt die TE-Aussetzspannung deutlich niedriger aus gegenüber der TE-Einsatzspannung bei ansteigender Spannung (U_{\nearrow}). Die Darstellung dieser zuletzt genannten TE in

Form der phasenaufgelösten TE-MAP, *Abb. 5.24*, zeigt ein TE-Muster, wie es im Bereich von Raumtemperatur-TE-Messungen nur von künstlich erzeugten Kalibrierpulsen her bekannt ist, aber nicht von Messungen an realen Prüflingen. Für die Beschreibung dieser Art von Teilentladungen wurde der Begriff "*phasendiskrete TE*" (*p.d.TE*) gewählt:

- ♦ Konstante TE-Amplitude, unabhängig von der Prüfspannungshöhe,
- ♦ periodisch paarweise auftretend, d.h. je eine Entladung pro positiver und negativer Spannungshalbwellen,
- ♦ mindestens einer der beiden TE-Pulse wandert in seiner Phasenlage mit sinkender Prüfspannung zum Scheitel hin, was für eine konstante Zündspannung spricht. Mit Erreichen der Scheitellage in *einer* Spannungshalbwellen erlöschen die TE-Pulse in *beiden* Halbwellen.

Der zuletzt genannte Punkt stellt eine Anomalie dar. Man würde erwarten, daß sich *beide* TE-Pulse mit einer konstanten Phasendifferenz auf die Scheitellage zubewegen, zumal die beiden Pulse durch ihre gemeinsamen Einsatz- und Aussetzspannungen, sowie in diesem Fall sogar gleichen Beträgen der Amplituden, dem selben Hohlraum zuzuordnen sind. Stattdessen verhält sich das Puls-Paar der *p.d.TE* in der genannten "einseitigen" Weise.

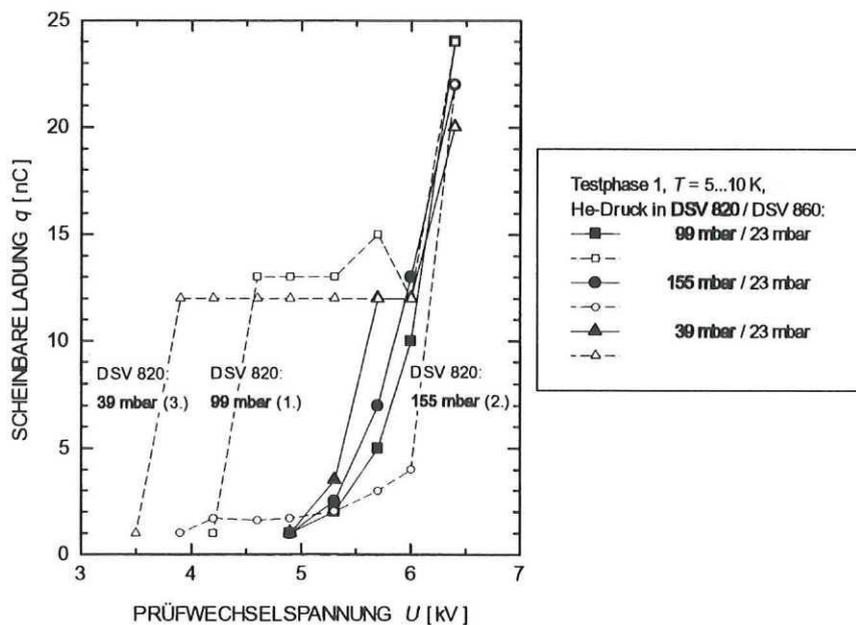


Abbildung 5.23: TE-Messungen an der POLO-Modellspule bei $T = 5\text{--}10\text{ K}$, 1. Testphase, der druckabhängige Hysterese-Effekt ist einer "phasendiskreten TE" (*p.d.TE*) im Bereich der Leiterverbindung DSV 820 zuzuordnen. Auskopplung am PLUS-Pol.
 U_{\square} : große Symbole; U_{\triangle} : offene Symbole, strichliniert.

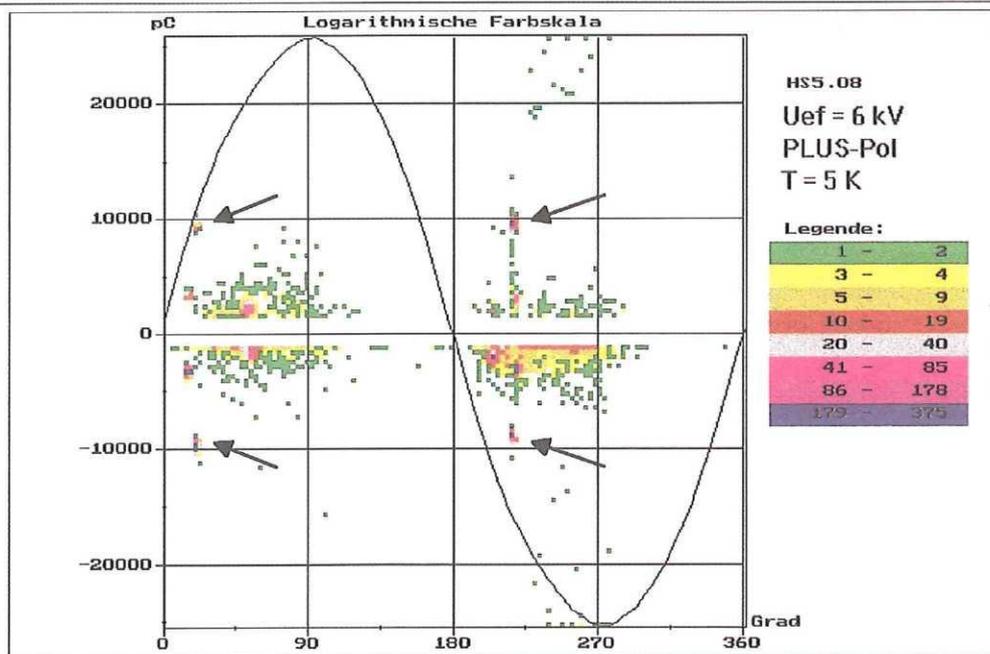


Abbildung 5.24: TE-Messung an der POLO-Modellspule bei $T = 5-10$ K, 1. Testphase, charakteristische TE-MAP der "phasendiskreten TE" (*p.d. TE*). Auskopplung am PLUS-Pol, He-Druck in DSV 820/860: 39/23 mbar.

Nach den Überlegungen in Kap. 4 erhält man für höhere Spannungswerte entsprechend dem Verhältnis von Feldstärke im Hohlraum zur kritischen Einsatzfeldstärke E/E_c , zusätzliche Entladungen während einer Spannungshalbwelle. Dies ist bei der *p.d. TE* jedoch nicht der Fall. Plausibel erscheint daher der Versuch einer Erklärung, bei der *p.d. TE* von einer stabilen Gasentladung im Helium auszugehen. Der meßbare Impuls stellt den ersten Zündimpuls je Halbwelle dar ("Onset-Streamer"). In dem nun vorionisierten Gasraum ist die weitere Zündspannung so gering, daß die Folgeentladungen aufgrund der geringen Meßempfindlichkeit der Messung nicht mehr auflösbar sind. Denkbar ist auch der Übergang in eine nicht detektierbare Glimm- oder Pseudoglimmentladung [98] BARTNIKAS 1969/. Erst kurz vor dem Nulldurchgang der Feldstärke im Hohlraum erlischt die Entladung, um sich in der folgenden Spannungshalbwelle mit dem ersten meßbaren Zündimpuls erneut aufzubauen.

Als möglicher Entstehungsort der beschriebenen *p.d. TE* mit einer Amplitude in Höhe von $q = 10$ nC kam ein sogenannter "Schutzvakuumraum" im Bereich der Leiterverbindungen in Frage, Abb. 5.25, [111] ULBRICHT et al. 1994/. Dieser Schutzvakuumraum stellt ein gegenüber dem Isoliervakuum des Kryostaten abgeschlossenes Volumen dar, das den konstruktiven Aufbau über den Doppelscheibenverbindungen umschließt. Der Aufbau enthält diverse Anschlüsse der He-Kühlkreisläufe der Spule, in die an dieser Stelle axiale Hochspannung-Potentialtrenner integriert sind. Die Konstruktion und Montage der Schutzvakuumräume im Bereich der drei Doppelscheibenverbindungen war notwendig geworden, um in diesem Bereich auftretende Leckagen der Kühlkreisläufe direkt abpumpen zu können, ohne dadurch das Kryostatvakuum zu belasten. Die elektrische Isolation innerhalb des Schutzvakuumraums zwischen hochspannungsführenden Bauteilen und geerdetem Gehäuse kann als geschichtetes Dielektrikum aus

GFK und Gasraum aufgefaßt werden. Zur besseren Veranschaulichung der elektrischen Potentialverhältnisse in der Schutzvakuum-Anordnung ist *Abb. 5.25* um die Ansicht eines Dummy-Aufbaus ergänzt, mit dem bei Raumtemperatur die Ausbreitung von Entladungen im Gasraum in Abhängigkeit vom Innendruck beobachtet werden konnten.

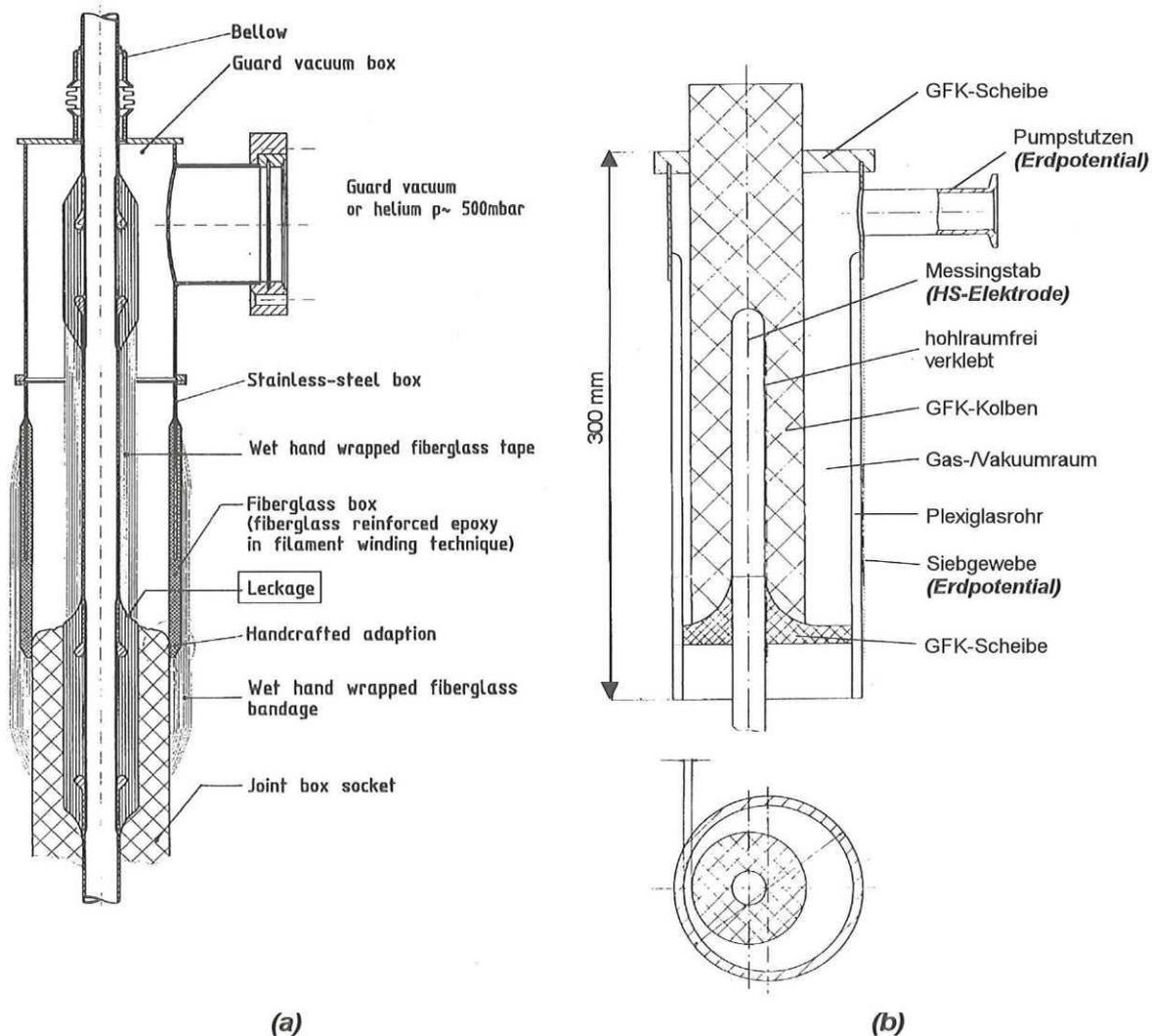


Abbildung 5.25: Schutzvakuumraum an der POLO-Modellspule. (a) Originalverhältnisse an der Spule, (b) Dummy für Labormessungen bei Raumtemperatur.

Der He-Gasdruck innerhalb des Schutzvakuumraums wird lokal durch die Größe der Leckagen beeinflusst. In diesen Leckagebereichen waren druckabhängige Teilentladungsentwicklungen vorstellbar. Um den Verdacht zu überprüfen, wurden an der abgekühlten Modellspule TE-Messungen bei unterschiedlichen He-Drücken innerhalb der Schutzvakuumräume durchgeführt. Die Drücke wurden in *den* beiden Schutzvakuumräumen variiert, die zu den Leiterverbindungen DSV 820 und DSV 860 gehören. *Tab. 5.3* enthält die Werte für Einsatz- und Aussetzspannung der *p.d.TE* in Abhängigkeit von den Druckeinstellungen. Die hinterlegten

Spalten markieren die im $q(U)$ -Diagramm in *Abb. 5.23* wiedergegebenen Messungen. Das Ergebnis hinsichtlich der $p.d.TE$ kann folgendermaßen zusammengefaßt werden.

- ◆ Die Variation des Drucks im Schutzvakuumraum des *DSV 860* zeigte keinen Einfluß auf das Verhalten der $p.d.TE$.
- ◆ Die $p.d.TE$ konnte rekonstruierbar durch Variation des Druckes im Schutzvakuumraum des *DSV 820* beeinflusst werden:
 - ◆ bei $p_{DSV\ 820} = 100$ mbar zündete die TE nur in Abhängigkeit von *zuvor* anstehenden Drücken.
 - ◆ bei $p_{DSV\ 820} = 155$ mbar trat die TE gar nicht auf.
 - ◆ Bei $p_{DSV\ 820} = 39$ mbar trat die TE ständig auf.
- ◆ Es muß als unwahrscheinlich gelten, daß die 10-nC- $p.d.TE$ direkt im Schutzvakuumraum des *DSV 820* auftritt. Dafür würde man eine signifikantere Druckabhängigkeit erwarten. Stattdessen läßt sich eine Verzugszeit ausmachen, wonach das TE-Verhalten noch mit dem zuvor eingestellten Druck korreliert, z.B.
 - ◆ $p_{DSV\ 820}$ von 155 mbar auf 99 mbar abgesenkt: keine TE,
 - ◆ $p_{DSV\ 820}$ von 39 mbar auf 102 mbar erhöht: eindeutige TE.

	He-Drücke in den Schutzvakuumräumen DSV 820 / DSV 860 [mbar]					
	99 / 23	155 / 23	99 / 23	39 / 23	39 / 99	102 / 99
U_i [kV]	- ¹	-	-	5,6	4,6	5,3
U_e [kV]	4,6	-	-	3,9	3,9	4,2

¹ Es wurden nur Einsatz-/Aussetzspannungen der $p.d.TE$ berücksichtigt ($U < 6$ kV, vgl. *Abb. 5.23*).

Tabelle 5.3: Übersicht der Einsatz- und Aussetzspannungen der 10-nC- $p.d.TE$, Variation der Drücke in der angegebenen Reihenfolge, Messungen im Abstand von ca. 30 Minuten.

Mit dieser indirekten Anbindung des TE-Verhaltens an Druckvariationen im Schutzvakuumraum *DSV 820* zeugt die beobachtete $p.d.TE$ von der Existenz eines benachbarten Spaltes in der Erdisolation. Der Spalt ist gleichzeitig als Teil eines Leckagekanals zu betrachten, der die im Verguß der Erdisolation liegende undichte Stelle des Kühlkreislaufs mit dem Schutzvakuumraum verbindet.

Eine Rekonstruktion der druckabhängigen $p.d.TE$ im Rahmen der anschließenden Raumtemperaturmessungen war nicht möglich. Mit He-Drücken von 1 bar bis 30 mbar wurden Teilentladungen im Paschenminimum im Schutzvakuumraum *DSV 820* vergeblich provoziert. Dieser Umstand stützt die Annahme des Leckagekanals als TE-Entstehungsort, der bei Raumtemperatur allerdings mit Stickstoff gefüllt ist (Kühlkreisläufe mit N_2 geflutet) und somit keine Verifikation der kryogenen He-Messungen zuläßt.

Die bisher diskutierten Beobachtungen bezogen sich ausschließlich auf die 10-nC- $p.d.TE$, die für den Hysterese-Effekt in *Abb. 5.23* verantwortlich ist. Diese $p.d.TE$ konnte während der 1. Testphase im Rahmen von zwei voneinander unabhängigen Meßreihen eindeutig detektiert und reproduziert werden. Ab dem 2. Abkühlzyklus bis zuletzt trat sie in dieser Amplitudenhöhe jedoch nie mehr auf. Dieser Umstand kann nur mit veränderten geometrischen

Verhältnissen oder He-Gas-Konzentrationen am ehemaligen Entstehungsort im Zusammenhang stehen.

Im Rahmen der gleichen TE-Meßreihen während der 1. Testphase der POLO-Modellspule wurden außer der 10-nC-*p.d.TE* auch *p.d.TE* kleinerer Amplituden ($|q| \leq 2$ nC) sichtbar, wie sie *bis zuletzt und in zunehmender Anzahl* an der Spule detektiert wurden (vgl. *Abb. 5.31* und *5.32*). Die beiden TE-Häufigkeitsverteilungen in *Abb. 5.26* veranschaulichen die "einseitige" spannungsabhängige Verschiebung der Phasenlage der *p.d.TE*, die auch an dieser Stelle beobachtet wurde. In Ergänzung sind die zugehörigen TE-MAPs wiedergegeben (Meßzeit 800 Perioden).

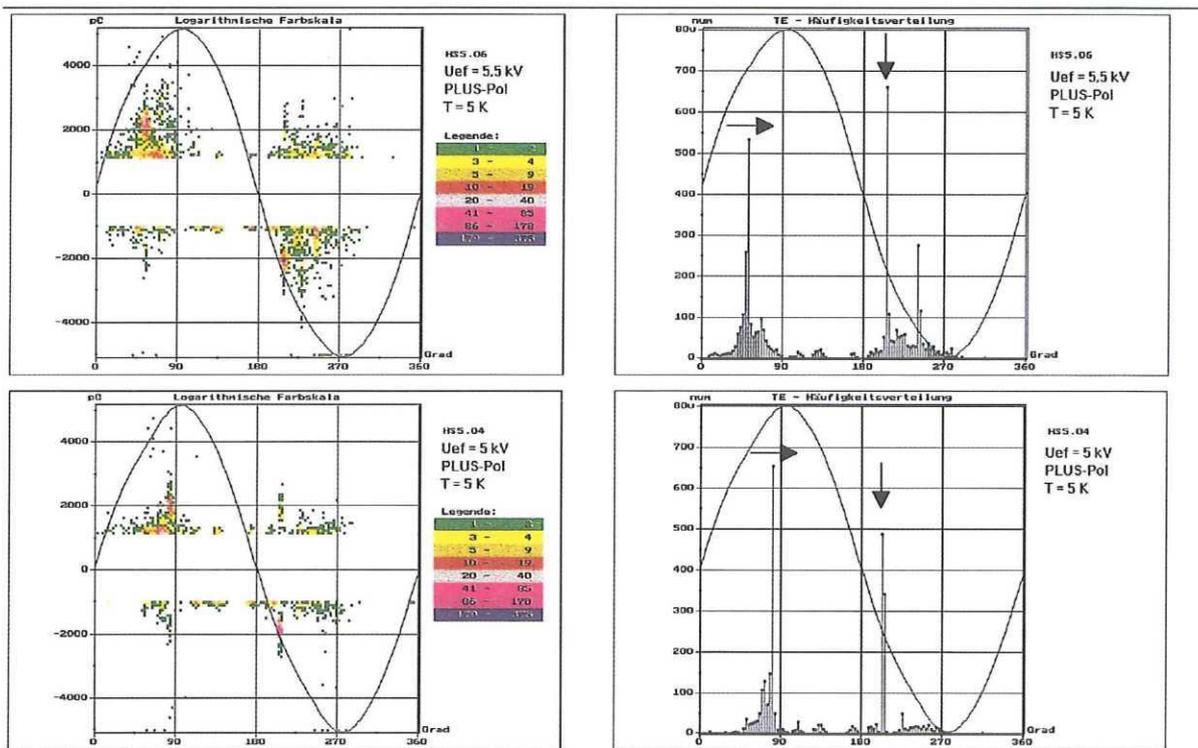


Abbildung 5.26: TE-MAPs und -Häufigkeitsverteilungen bei 5,5 kV und 5 kV. Beispiel für die "einseitige" spannungsabhängige Phasenlage der paarweise auftretenden *p.d.TE*.

5.4.2.2 6,5-kV-MAPs an unterschiedlichen Auskopplungsorten

Die maximale Prüfwechselfspannung betrug $U = 6,5$ kV. *Abb. 5.27* gibt die TE-MAPs wieder, wie sie an PLUS-Pol, Leiterverbindung DSV 820 (Auskopplung über entsprechendes Instrumentierungskabel), Mittelabgriff MAG, Leiterverbindung DSV 860 und MINUS-Pol detektiert wurden. Zur besseren Beurteilung der Unterschiede in Abhängigkeit vom Auskopplungsort ist in jedem MAP eine maximal auftretende TE-Amplitude q_{max} gesondert gekennzeichnet, bei der innerhalb der Meßzeit noch mindestens $n(q_{max}) > 10$ Entladungspulse auftraten. Der so ermittelte q_{max} -Wert liegt für PLUS-Pol, DSV 820 und MAG noch deutlich oberhalb der entsprechenden 6,5-kV-TE-Werte der Maximalwert-Darstellung $q(U)$, *Abb. 5.21 (b)*.

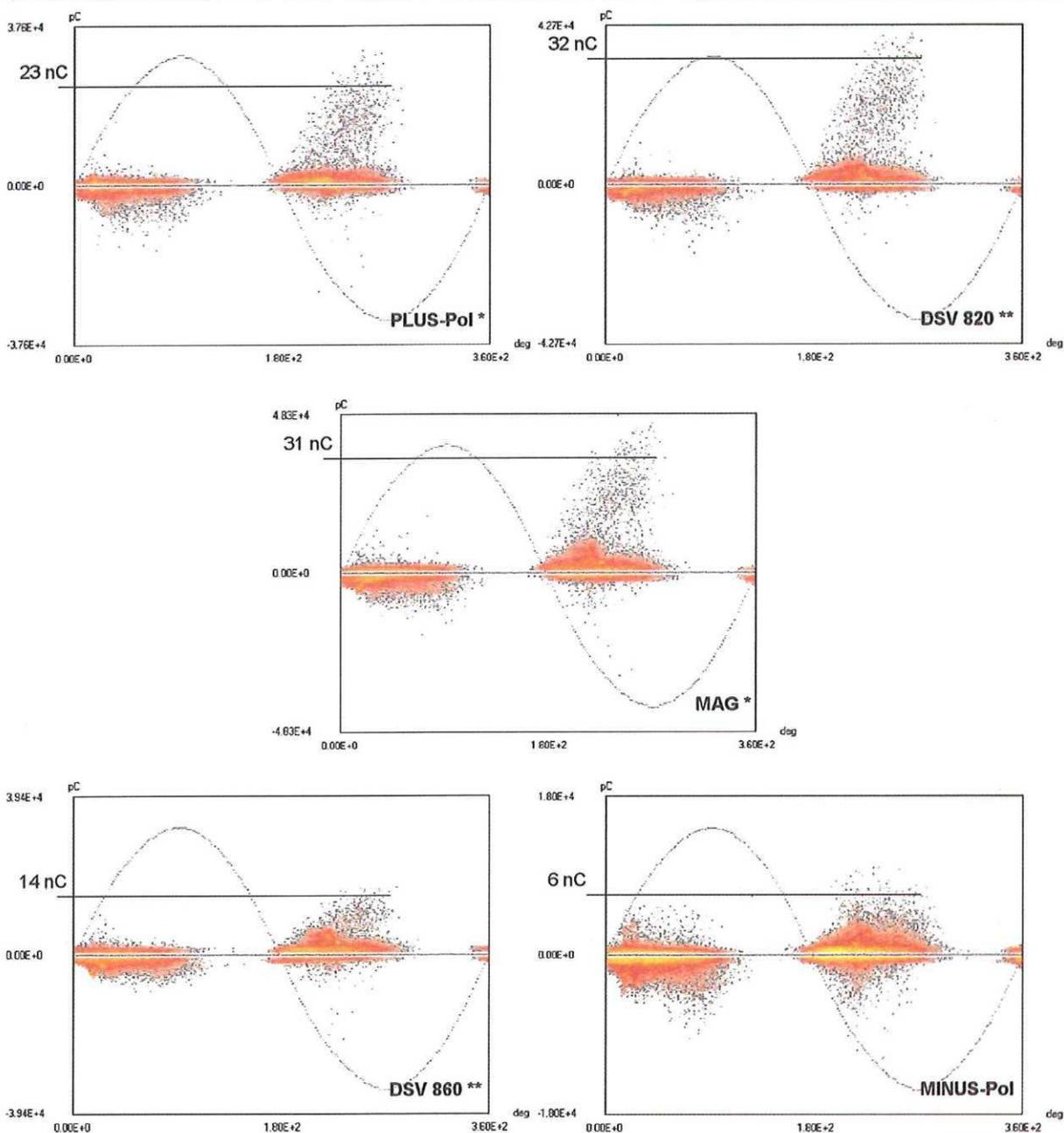


Abbildung 5.27: 6,5-kV-TE-MAPs bei Auskopplung der TE an unterschiedlichen Orten der POLO-Modellspule. Angabe der Ladungsamplituden q_{max} für Häufigkeitswerte $n(q_{max}) > 10$. (* = Messung bei gleichem Spannungszyklus).

Das Zentrum des Defekts, der die sehr hohen TE-Werte in der negativen Spannungshalbwellen bewirkt, liegt im Bereich der Spulenhälfte von PLUS-Pol und Mittelabgriff. Die Polarität dieser TE-"Wolken" kann im "first peak"-Triggermodus eindeutig detektiert werden und befindet sich in Übereinstimmung mit dem Aufbau des Meßkreises (AKV in Serie mit C_K). Das alleinige Auftreten der hohen TE-Amplituden in der negativen Spannungshalbwellen sowie die Höhe der TE-Pulse an sich lassen auf einen elektrodengebundenen Effekt schließen (vgl. ausführliche Diskussion in Kap. 5.3).

5.4.2.3 6-kV-MAPs und -Häufigkeitsverteilungen, vor und nach 6,5-kV-Beanspruchung

Allen fünf Auskopplungsorten an der POLO-Modellspule gemeinsam ist eine erhöhte TE-Aktivität im *abfallenden* Spannungsast ($U \searrow$). Dies macht sich weniger im Hinblick auf die maximalen TE-Amplituden, als vielmehr hinsichtlich der TE-Häufigkeiten bemerkbar. Es sind bei 6 kV \searrow im Bereich von MAG und DSV 860 *phasendiskrete TE* (*p.d.TE*) sichtbar, die bei 6 kV \nearrow noch nicht auftraten. Die Folge sind Veränderungen der MAP-Muster und besonders spitz ausgeprägte Maxima der TE-Häufigkeitsverteilungen. *Abb. 5.28 bis 5.30* zeigen den Sachverhalt am Beispiel der Diagramme für PLUS-Pol, MAG und MINUS-Pol.

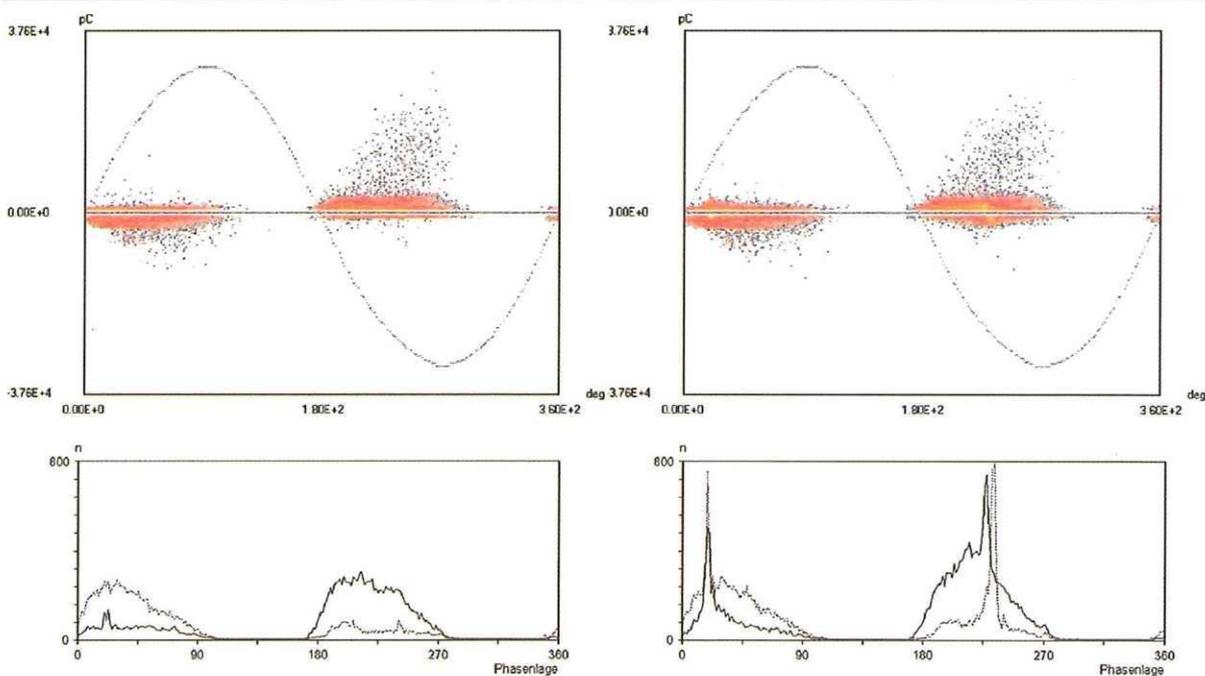


Abbildung 5.28: Auskopplung des TE-Signals am PLUS-Pol, 6-kV-MAPs und -Häufigkeitsverteilungen (neg. TE strichliniert).

(a) $U \nearrow [\pm 38 \text{ nC}]$, (b) $U \searrow [\pm 38 \text{ nC}]$. (1. Spannungszyklus).

Eine Aussage über die *Lokalisierung* der *p.d.TE* läßt sich aus der Polarität der TE ableiten, die an einem entsprechenden Auskopplungsort detektiert wird. Hintergrund dieser Überlegungen ist das unterschiedliche Schwingungsverhalten des TE-Pulsverlaufs am Ausgang des Bandpaßfilters, wie es in Kap. 5.2 diskutiert wurde, sowie die Betrachtungen zur *p.d.TE* in Kap. 5.4.2.1. Demzufolge ist derjenige TE-Auskopplungsort dem TE-Entstehungsort am nächsten, bei dem die *p.d.TE* mit eindeutig "richtiger" Polarität erfaßt wird, d.h. in unserem Fall entgegengesetzt der Spannungshalbwellen-Polarität. Dies trifft auf die mit "TE" gekennzeichneten Maxima der Häufigkeitsverteilungen zu. Dabei ist die in *Abb. 5.29* markierte *p.d.TE* am MAG eine Folge der vorherigen höheren Spannungswerte, wohingegen die in *Abb. 5.30* markierte *p.d.TE* am MINUS-Pol bereits bei 6 kV \nearrow anstand. Erstere *p.d.TE* am MAG setzt bei $U_e = 5,5 \text{ kV}$ wieder aus, letztere *p.d.TE* am MINUS-Pol setzt erst bei $U_e = 4 \text{ kV}$ aus. Alle Maxima der Häufigkeitsverteilungen, die darüber hinaus mit positiver *und* negativer TE-Polarität

detektiert wurden, sind nur als Phantom-TE-Messungen (β -Response) der markierten $p.d.TE$ zu betrachten.

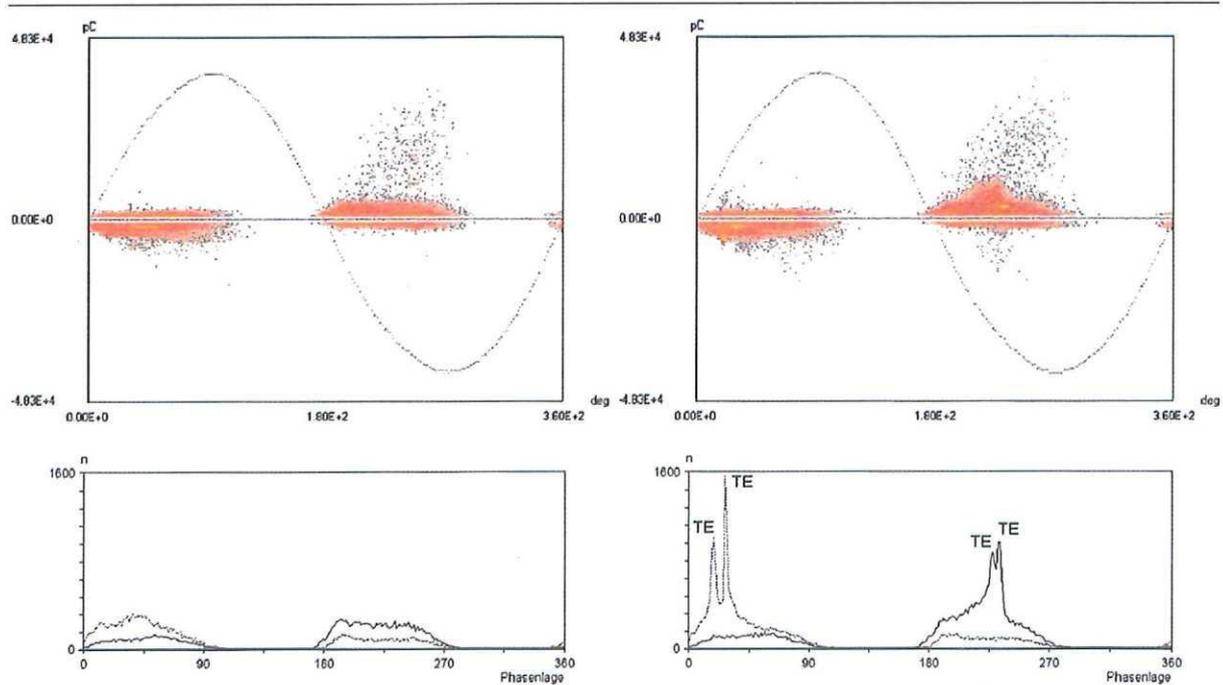


Abbildung 5.29: Auskopplung des TE-Signals am MAG, 6-kV-MAPs und -Häufigkeitsverteilungen (neg. TE strichliniert).

(a) $U_{\varnothing} [\pm 48 \text{ nC}]$, (b) $U_{\Delta} [\pm 48 \text{ nC}]$. (1. Spannungszyklus).

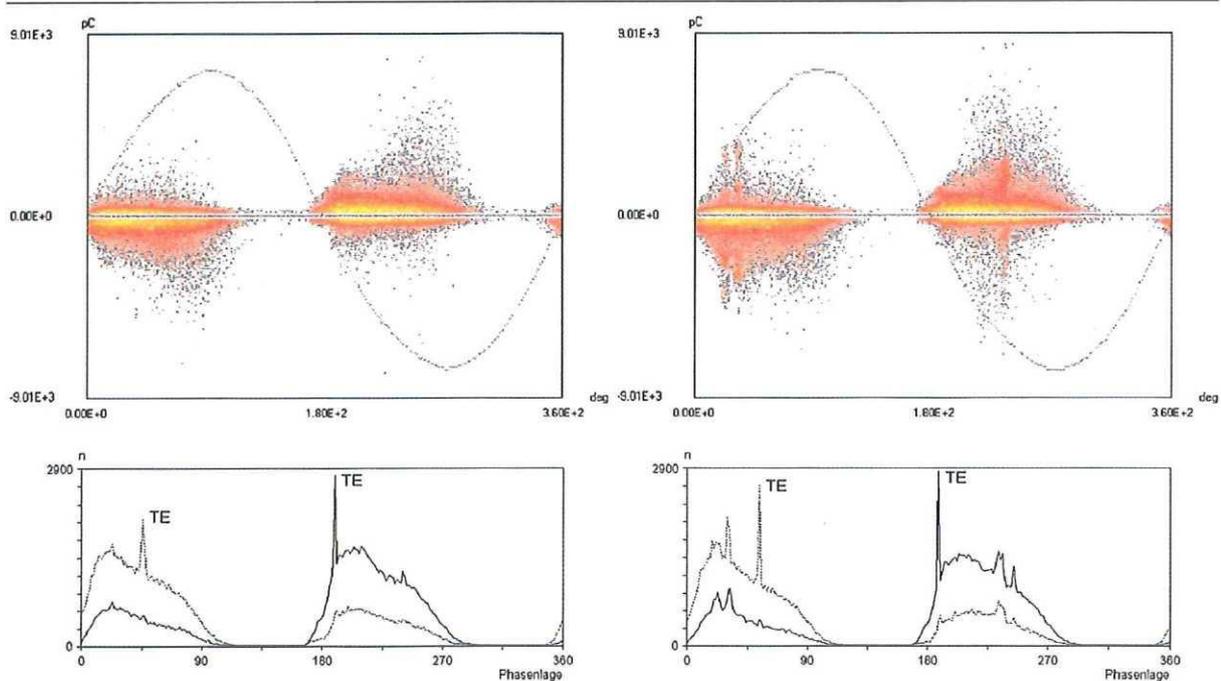


Abbildung 5.30: Auskopplung des TE-Signals am MINUS-Pol, 6-kV-MAPs und -Häufigkeitsverteilungen (neg. TE strichliniert).

(a) $U_{\varnothing} [\pm 9 \text{ nC}]$, (b) $U_{\Delta} [\pm 9 \text{ nC}]$. (2. Spannungszyklus).

5.4.2.4 5-kV-MAPs und -Häufigkeitsverteilungen

Im Spannungsbereich von $U = 5$ kV traten hinsichtlich der TE-Amplituden keine nennenswerten Hysterese-Effekte zwischen auf- (U_{\uparrow}) und abfahrendem (U_{\downarrow}) Spannungsast auf. In *Abb. 5.32* sind die 5-kV-TE-MAPs nach der 6,5-kV-Beanspruchung (U_{\downarrow}) zusammengefaßt. Im Vergleich mit den 5 kV-MAPs der später noch beschriebenen Raumtemperaturmessungen (*Abb. 5.46* bis *5.49*) liegen die TE-Amplituden zwar in gleicher Größenordnung, die TE-Häufigkeiten und die phasenbezogenen Bereiche, in denen TE auftreten, fallen jedoch unter kryogenen Bedingungen deutlich kleiner aus.

Bei 5 kV ist die Amplitudenauflösung der TE-MAPs fein genug, um die Vielzahl an *p.d.TE* sichtbar werden zu lassen. Im Vergleich der TE-Häufigkeitsverteilungen in *Abb. 5.32* (U_{\downarrow}) mit denen in *Abb. 5.31* (U_{\uparrow}) erkennt man, daß einige der *p.d.TE* bei 5 kV für U_{\uparrow} und U_{\downarrow} gleichermaßen vorhanden sind (*p.d.TE* "1"-*"3"*), andere dagegen erst durch die zwischenzeitlich höheren Spannungswerte hinzukamen (*p.d.TE* "5").

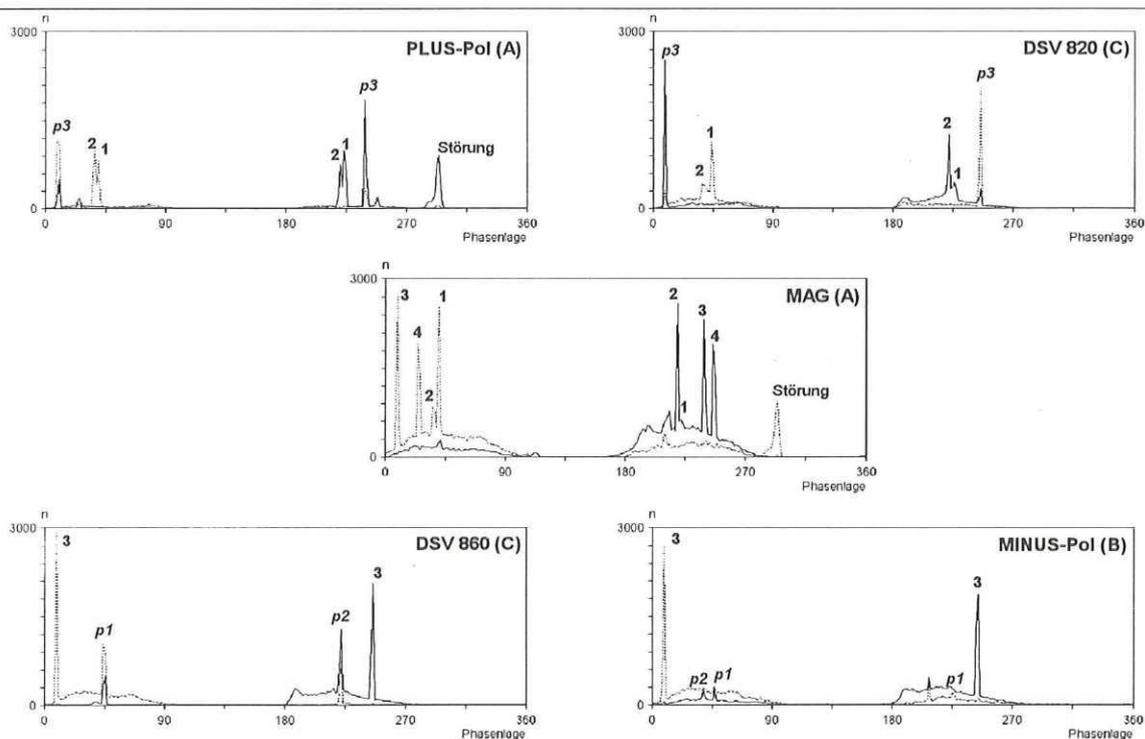


Abbildung 5.31: 5-kV-Häufigkeitsverteilungen bei variablem Auskopplungsort der TE. Aufsteigender Spannungsast (U_{\uparrow}). A,B,C: Bezeichnung des 1.-3. Spannungszyklus; "p1"-*"p3"*: Phantom-TE, Entstehungsort nicht im Bereich des Auskopplungsortes (β -Response). TE-Häufigkeiten negativer TE strichliniert.

Die hier getroffene Zuordnung der einzelnen Maxima in den TE-Verteilungen zueinander erhält man durch Gegenüberstellung und Auswertung der Verteilungen unter Einbeziehung der farbigen MAP-Darstellungen (Auswertung anhand von MAPs in Originalgröße). Innerhalb einer Spannungsperiode treten die *p.d.TE* im Bereich des Auskopplungsortes stets paarweise auf, d.h. ein Mal pro Spannungshalbwelle.

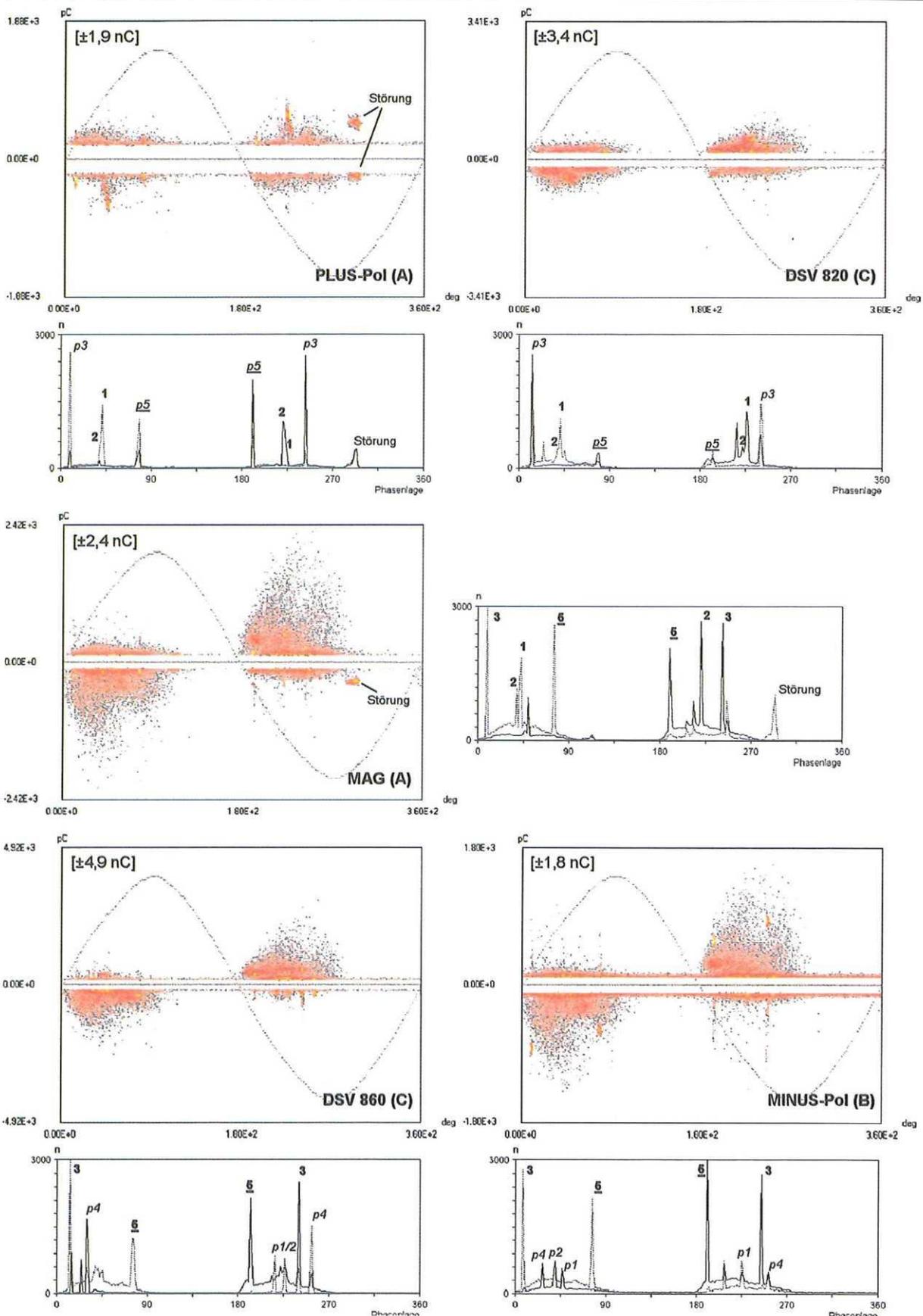


Abbildung 5.32: 5-kV-MAPs und -Häufigkeitsverteilungen bei variablem Auskopplungsort der TE. Abfallender Spannungsast (U_{Ω}). Siehe außerdem Legende zu Abb. 5.31.

Liegt der Auskopplungsort vom TE-Entstehungsort zu weit entfernt, so wird die TE aufgrund der β -Response nur noch als unechte "Phantom-TE" detektiert, die an Häufigkeitsanteilen hinsichtlich beider TE-Polaritäten erkannt werden kann (" $p\#$ " in *Abb. 5.31* und *5.32*). Bei der Auswertung ist zu beachten, daß hin und wieder $p.d.TE$ auftreten können, die nicht mit jedem Spannungszyklus reproduzierbar sind, z.B. die $p.d.TE$ "4" bzw. deren Phantom-TE " $p4$ ". Außerdem sind Fehlzusammenhänge nicht zu vermeiden, wenn das TE-Signal nur knapp über dem ausgeblendeten Rauschpegel liegt. Dadurch können z.B. Überschwinger entgegengesetzter höherer Amplitude als TE-Signal detektiert werden, obwohl die eigentliche TE-Amplitude noch unterhalb des Rauschpegels liegt.

Die TE-Häufigkeitsverteilungen zeigen bei Maximalwerten von bis zu $n = 3000$ (Meßzeit 60 Sekunden bzw. 3000 Perioden), daß die $p.d.TE$ eine nur sehr kleine Phasenstreuung besitzen und dadurch innerhalb eines Diskretisierungsfensters der Phasenlage zu liegen kommen ($\Delta\varphi < 360^\circ/128 = 2,8^\circ$).

Tab. 5.4 faßt die bis hierhin diskutierten Eigenheiten des TE-Verhaltens bei kryogenen Bedingungen in Form einer tabellarischen Übersicht zusammen.

	PLUS-Pol	DSV 820	MAG	DSV 860	MINUS-Pol
6,5 kV	Sehr hohe TE-Amplituden in der neg. Spannungshalbperiode, TE-"Wolke". (Kap. 5.4.2.2)				
6 kV				Für U_{S} stärkere TE-Aktivität ($p.d.TE$) gegenüber U_{Z} . (Kap. 5.4.2.3)	
5,5 kV	Bereich der Ein- und Aussetzspannung höherer TE-Amplituden.				
5 kV			Höhere TE-Amplituden in beiden Spannungshalbwellen im Vergleich zur anderen Spulenhälfte.		
	Durch geringere Amplitudenaufösung der TE-MAPs werden die "phasendiskreten TE" ($p.d.TE$) sichtbar (Auskopplungsort-spezifische Unterschiede). (Kap. 5.4.2.4)				
4,5 kV					

Tabelle 5.4: Übersicht der Eigenheiten des TE-Verhaltens der POLO-Modellspule unter kryogener Betriebsbedingung. Variation der Auskopplungsorte und der Spannungshöhen.

5.4.2.5 Hohe TE-Amplituden nach mehrwöchigen Testphasen bei kryogenen Bedingungen

Bereits im Zusammenhang mit der TE-Maximalwert-Anzeige (Kap. 5.4.1) wurden mit *Abb. 5.22* die sehr hohen TE-Amplituden angesprochen und dargestellt, die bei den TE-Messungen jeweils am Ende der beiden 5 Wochen dauernden Testphasen festgestellt wurden. Erst mit dem zuletzt eingesetzten neuen Meßsystem gelang die meßtechnische Erfassung der sehr hohen Teilentladungen, deren TE-MAPs und -Häufigkeitsverteilungen an dieser Stelle wiedergegeben werden. Folgende signifikanten Merkmale können festgehalten werden:

- a. Einzelne TE-Pulse sehr *hoher Amplituden* bis über $q = 200$ nC.

Im Bereich der Raumtemperatur-TE-Messungen an Stator-Wicklungsisolationen kennt man solch hohe TE-Amplituden von Nuten-Entladungen (slot-discharges), deren Ursache oft eine bereits vorangeschrittene mechanische Zerstörung der Stabisolation ist [107] ASCHWANDEN et al. 1993/.

- b. Geringe *TE-Häufigkeit*, ca. nur jede 5. Periode, mit steigender Spannung zunehmend. In der negativen Spannungshalbwelle treten dabei doppelt so viele Entladungen auf wie in der positiven Halbwelle, bei gleichzeitig kleineren TE-Amplituden, **Abb. 5.33**.
- c. Der Entstehungsort der hohen TE-Pulse liegt im Bereich von PLUS-Pol und MAG. Die am MINUS-Pol ausgekoppelten Signale können aufgrund ihrer aufschwingenden Bandpaßantwort des Meßsystems (β -Response) als "Phantom-TE" bewertet werden, **Abb. 5.34**.

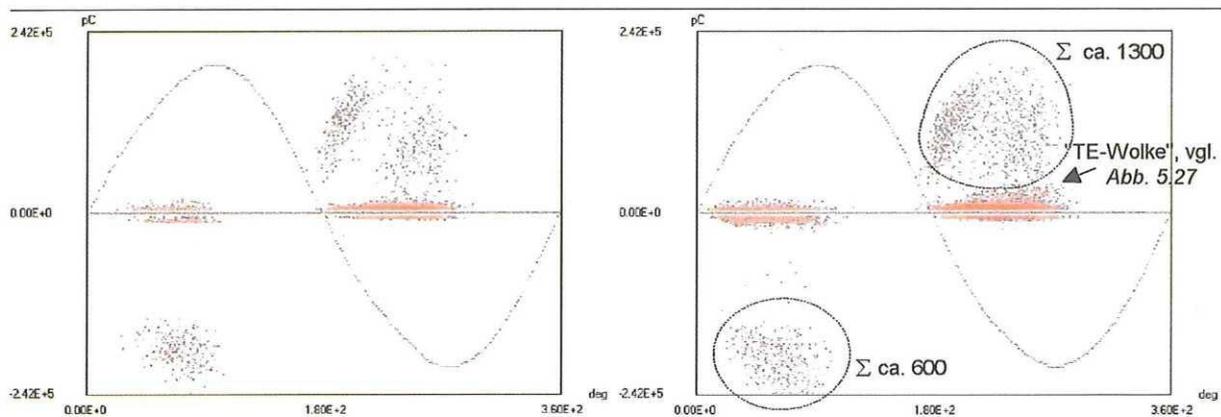


Abbildung 5.33: 5,5-kV- und 6-kV-TE-MAP, Auskopplung am MAG, Meßzeit 3000 Perioden. [±242 nC].

Die unsymmetrische Häufigkeitsverteilung bezogen auf die TE in unterschiedlichen Spannungshalbwellen läßt auf einen *elektrodengebundenen* Effekt im Bereich des *Spulenleiters* schließen, etwa in Form einer Delamination. Die TE-Amplituden sind in der positiven Spannungshalbwelle höher. Die größere Häufigkeit der TE in der negativen Halbwelle ist Indiz für eine niedrigere Einsatzspannung der Entladung im Hohlraum (neg. Potential der HS-Elektrode = Spulenleiter).

Das alleinige Auftreten der TE nach längerer Standzeit der Modellspule im abgekühlten Zustand kann nur mit sich ändernden *He-Gas-Konzentrationen* in Verbindung stehen. Der direkt zu Beginn der kalten Testphase durch Ausfrieren von Gasen evakuierte Hohlraum zeigt noch keine TE. Allmählich steigt in Folge von He-Diffusion (z.B. axiale GFK-Potentialtrenner im He-Kühlkreislauf) die He-Konzentration in diesen Bereichen an und führt letztendlich zu den hier detektierten TE.

Die sehr geringe TE-Häufigkeit in Verbindung mit dem Umstand, daß alle TE-Messungen zu Beginn einer neuen Testphase wieder einheitlich niedrigere TE-Amplituden hervorbrachten, läßt die Vermutung zu, daß diese Art der sehr hohen TE-Pulse zunächst noch kein Gefahrenpotential hinsichtlich einer Zerstörung der Erdisolation der Modellspule darstellt. Andererseits

werden solche Fragen jedoch im Hinblick auf längere Standzeiten supraleitender Großmagnete geklärt werden müssen (siehe Kap. 6, "Ausblick").

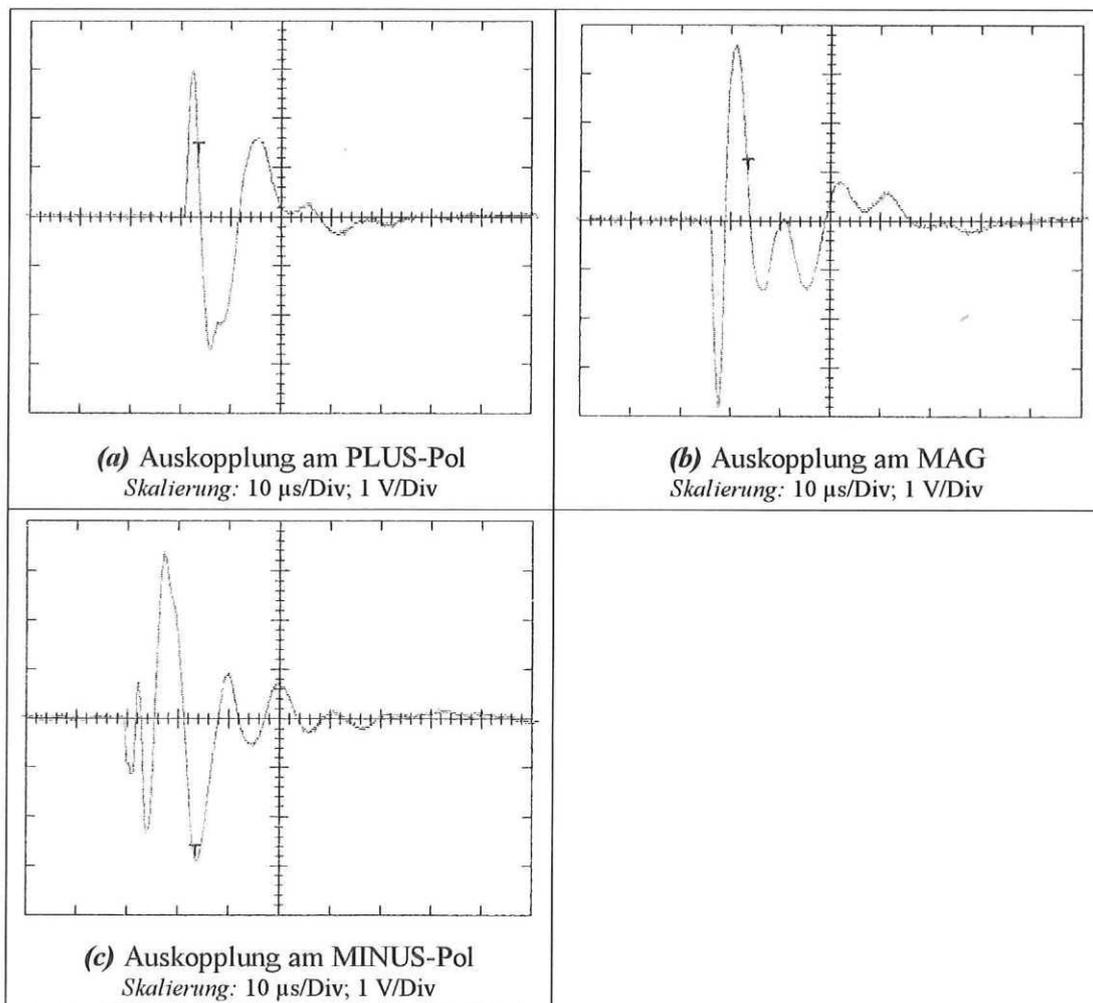


Abbildung 5.34: TE-Bandpaßantworten des Meßsystems auf die TE-Pulse sehr hoher Amplituden bei Auskopplung an unterschiedlichen Orten.

(a), (b): "Saubere" Bandpaßantworten bei Auskopplung im Bereich der TE-Entstehung.

(c): Aufschwingende Bandpaßantwort (β -Response) als Merkmal einer "Phantom-TE"-Messung.

Die bisher behandelten Meßergebnisse bezogen sich allesamt auf Messungen am Ende von Testphase 4. Von den sehr hohen TE-Amplituden am Ende von Testphase 2 stehen mit Ausnahme eines Oszillogramms keine Meßdaten zur Verfügung. Dennoch zeigt eine Gegenüberstellung des Oszillogramms mit einer entsprechenden Häufigkeitsverteilung aus der neueren Meßreihe, *Abb. 5.35*, daß es sich bei den aufgetretenen sehr hohen TE-Amplituden am Ende der 2. Testphase im Vergleich zu den eben beschriebenen Messungen um prinzipiell das gleiche TE-Verhalten gehandelt haben muß.

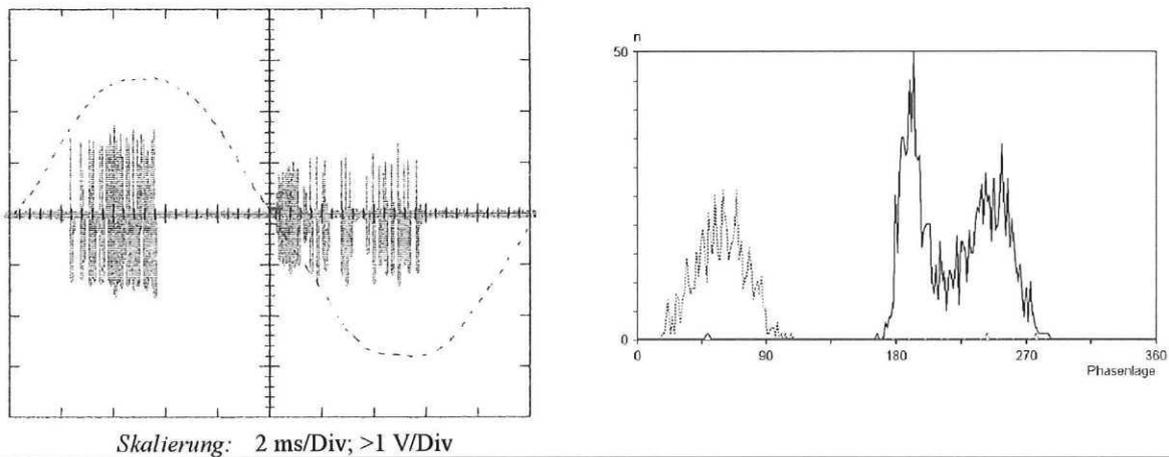


Abbildung 5.35: (a) Oszillogramm der sehr hohen TE am Ende der 2. Testphase. Aufnahme im "MaxHold"-Modus über ca. 3 Sekunden, Amplituden übersteuert. (b) TE-Häufigkeitsverteilung der sehr hohen TE am Ende der 4. Testphase.

Eine weitere Beobachtung zu Änderungen des TE-Verhaltens innerhalb *einer* Abkühlphase soll an dieser Stelle noch festgehalten werden.

Bei niedrigen Spannungswerten zeigt die TE-Aktivität ein *zyklisches Verhalten* hinsichtlich Messungen zu *Beginn* und am *Ende* einer Testphase. In den TE-MAPs zu Beginn der 3. und 4. Testphase tauchen die *p.d.TE* nicht mehr alleinstehend auf, sondern wie von "TE-Nebeln" umhüllt. *Abb. 5.36* zeigt diese Veränderungen anhand von 4,5-kV-MAPs, die bei Auskoppung am MINUS-Pol entstanden. Diese Beobachtungen stützen die These einer sich ändernden He-Konzentration in Hohlräumen.

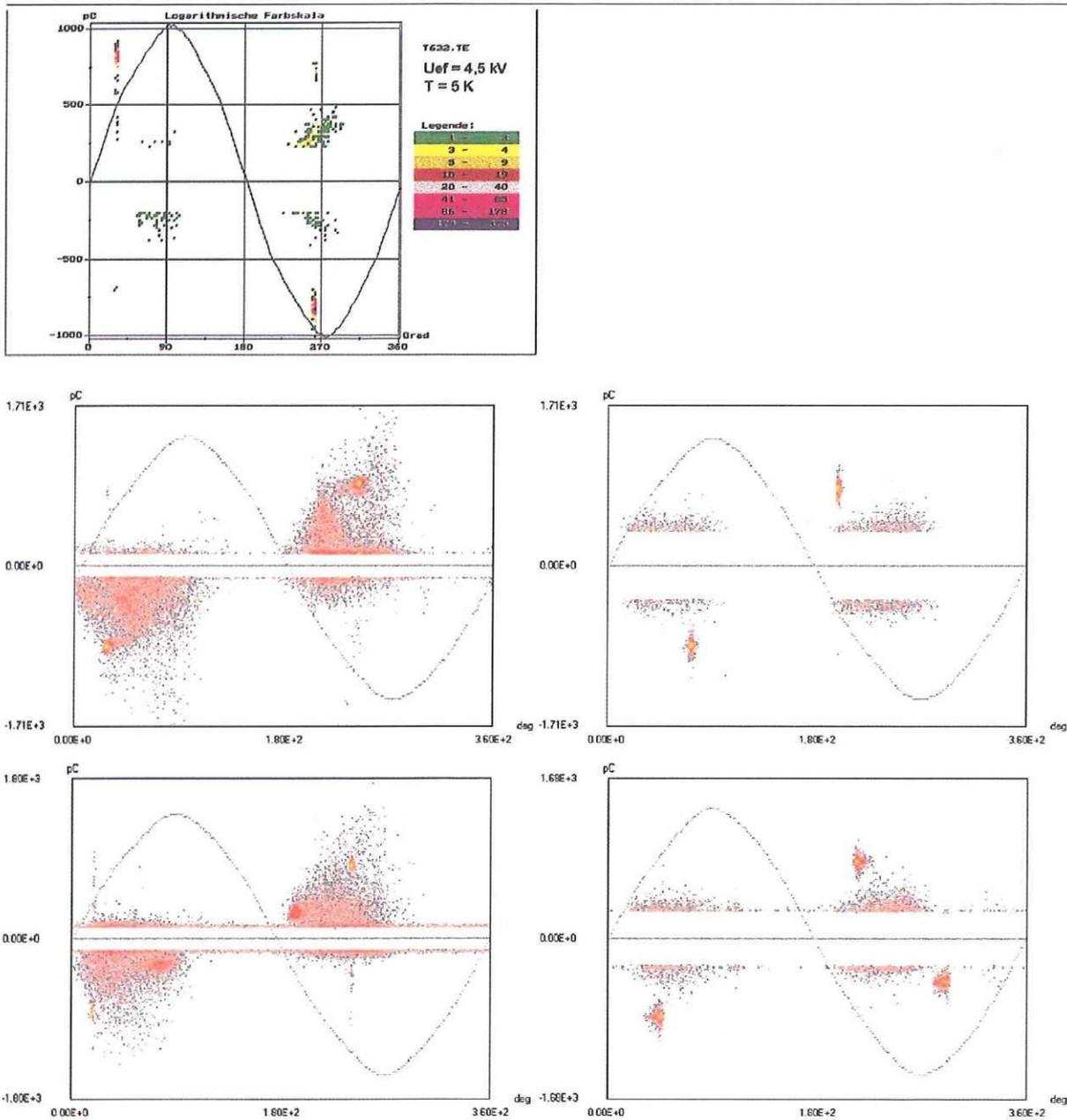


Abbildung 5.36: 4,5-kV-MAPs bei Auskopplung am MINUS-Pol. Zyklische Veränderung der TE-Muster im Laufe der Testphasen.

1. Zeile: Beginn 2. Testphase (TP) [± 1 nC];
2. Zeile: Beginn 3. TP [$\pm 1,7$ nC] / Ende 3. TP [$\pm 1,7$ nC];
3. Zeile: Beginn 4. TP [$\pm 1,8$ nC] / Ende 4. TP [$\pm 1,7$ nC].

5.4.2.6 Veränderungen des TE-Verhaltens über mehrere Abkühlzyklen hinweg

Ein abschließend betrachteter Aspekt soll die Frage nach Veränderungen im TE-Verhalten der Spule bei kryogenen Temperaturen im Verlauf der vier Abkühlzyklen sein.

Im folgenden werden vor allem die TE-Messungen miteinander verglichen, die jeweils zu Beginn der 2.-4. Testphase durchgeführt wurden. Dabei ist festzustellen, daß sich am

prinzipiellen Verhalten der TE, wie es bisher bereits unter verschiedenen Gesichtspunkten beschrieben wurde, über die Abkühlzyklen hinweg nichts Auffälliges geändert hat.

Für die TE-Auskopplung an PLUS- bzw. MINUS-Pol sind in *Abb. 5.37* bzw. *5.38* einige TE-MAPs bei vergleichbaren Spannungswerten (6-7 kV) zusammengestellt, die einen Eindruck der unveränderten kryogenen TE-Aktivität über die verschiedenen Abkühlzyklen der Spule hinweg vermitteln.

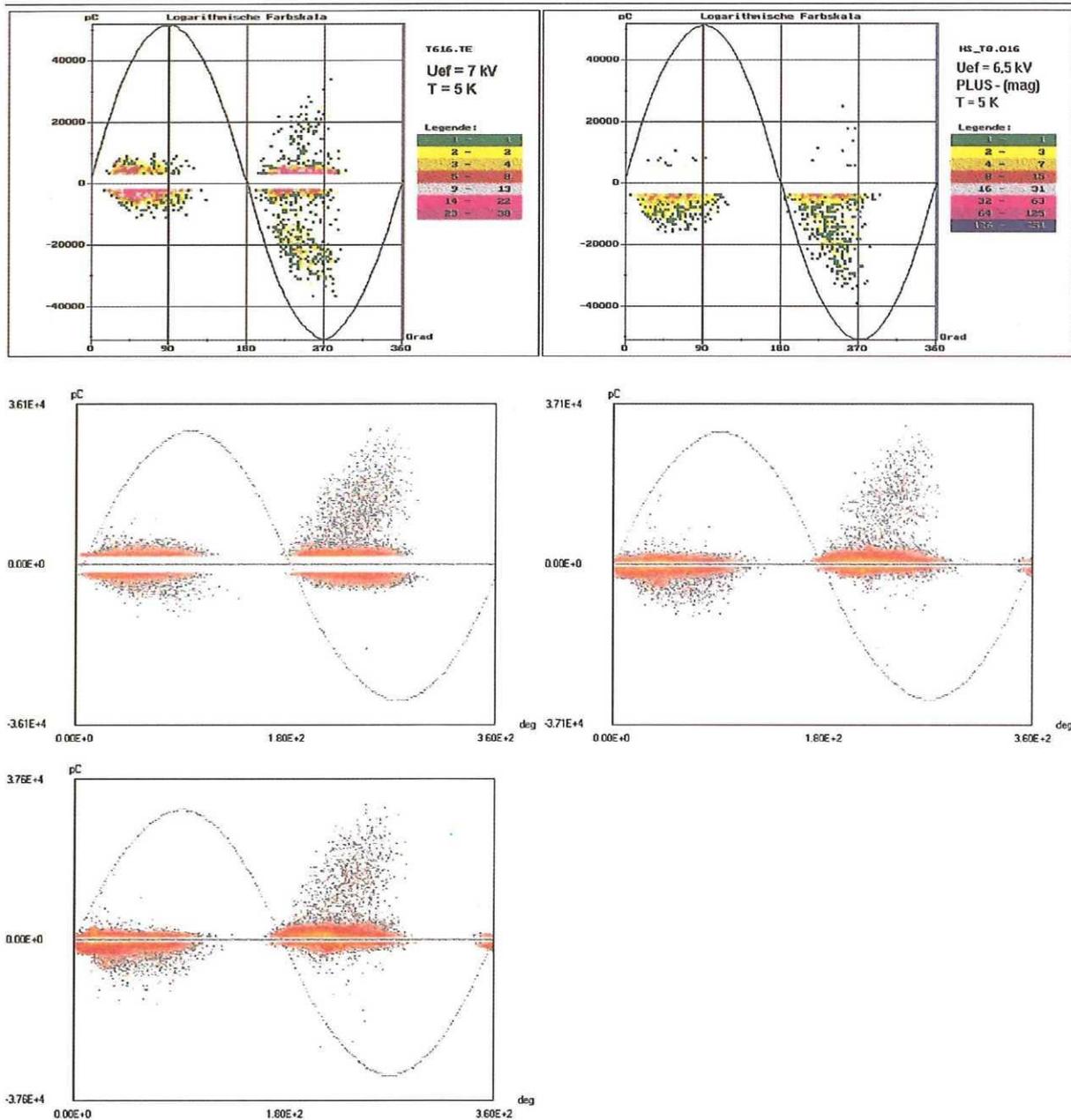


Abbildung 5.37: 6-kV- bis 7-kV-MAPs bei Auskopplung am PLUS-Pol.

1. Zeile: **Beginn 2. Testphase (TP) [± 50 nC] / Beginn 3. TP [± 50 nC];**
2. Zeile: **Beginn 3. TP (6 kV) [± 36 nC] / Ende 3. TP (6 kV) [± 37 nC];**
3. Zeile: **Beginn 4. TP (6,5 kV) [± 38 nC].**

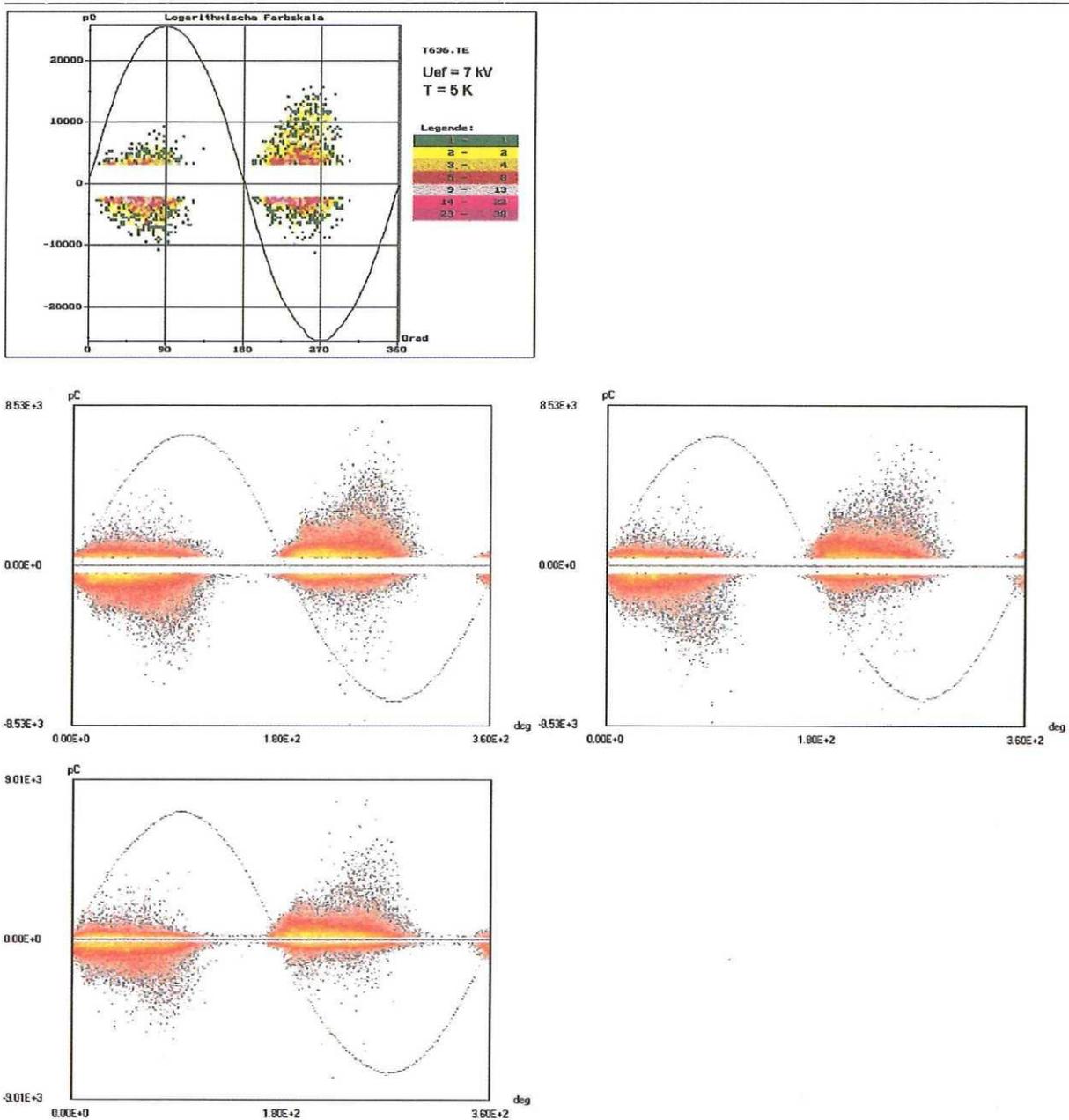


Abbildung 5.38: 6-kV- und 7-kV-MAPs bei Auskopplung am MINUS-Pol.

1. Zeile: **Beginn** 2. Testphase (TP) [± 25 nC];
2. Zeile: **Beginn** 3. TP (6 kV) [$\pm 8,5$ nC] / **Ende** 3. TP (6 kV) [$\pm 8,5$ nC];
3. Zeile: **Beginn** 4. TP (6 kV) [± 9 nC].

Im mittleren Spannungsbereich von ca. 5,5 kV gestaltet sich die Auswertung der Messungen hinsichtlich auffälliger Degradationstendenzen äußerst schwierig, da in diesem Bereich von Einsatz- und Aussetzspannungen bereits kleine Spannungsabweichungen einen echten Vergleich zweier TE-MAPs zunichte machen. Unter Berücksichtigung dieser Rahmenbedingungen wurden keine signifikanten Veränderungen mit der Zeit festgestellt.

5.4.3 Zusammenfassung

Die TE-Messungen an der POLO-Modellspule unter kryogenen Betriebsbedingungen zeichnen in ihrer phasenaufgelösten Darstellung ein differenziertes Bild von reproduzierbaren tieftemperaturspezifischen TE-Merkmalen dieses supraleitenden Magneten:

- ♦ Hohe TE-Amplituden im Bereich von PLUS-Pol und Mittelabgriff (MAG) in der Größenordnung von ca. 30 nC zu Beginn jeder Tieftemperatur-Testphase ("TE-Wolke" im III. Quadranten).

Diese Entladungen sind elektrodengebundenen Hohlräumen im Bereich der *Erdelektrode* zuzuordnen (leitender Anstrich), ihre genaue Lokalisierung kann nicht eindeutig angegeben werden. Durch ihre Präsenz alleine bei Tieftemperatur kann die Ursache eine Isolationsablösung sein, die sich erst in Folge der abgekühlten Modellspule als Spalt aufzut.

- ♦ Sehr hohe TE-Amplituden im Bereich von PLUS-Pol und MAG (~200 nC) am Ende von Testphase 3 und 4 (TE-Wolken im I. und III. Quadranten), wobei die TE-Amplituden in der positiven Spannungshalbwelle (I. Quadr.) ca. 20 % höher ausfallen gegenüber denen in der negativen Halbwelle.

Die Muster der TE-MAPs deuten auf eine Delamination im Bereich des *Spulenleiters* hin. Die TE können sich erst in Folge eines He-Konzentrationsanstiegs in den Hohlräumen ausbilden, der sich mit längeren Zeiten im abgekühlten Zustand (einige Wochen) einstellt.

- ♦ Eine im Bereich technischer Prüflinge außergewöhnlich stabile Entladungsart, die sogenannte "phasendiskrete TE" (*p.d.TE*), tritt nur in der Isolation der *kalten* Modellspule auf.

Die Entstehung der *p.d.TE* ist bisher ungeklärt. Als Ursache könnten feine Risse in der Isolation in Frage kommen, in denen sich die TE in Form eines sog. "Onset-Streamers" ausbildet, der anschließend in eine impulslose Glimmentladung übergeht. Die Präsenz dieser TE-Art ermöglichte Untersuchungen zur Ausbreitung eines TE-Pulses innerhalb der Modellspule anhand eines wirklichen TE-Pulses.

Über den gesamten einjährigen Experimentierzeitraum (4 Abkühlzyklen) traten hinsichtlich der *mechanischen Integrität* der Erdisolation der POLO-Modellspule keine offensichtlichen Schädigungen zu Tage.

Die Bedeutung der beobachteten TE-Aktivitäten für die *elektrische Langzeitfestigkeit* eines supraleitenden Großmagneten ist im Vergleich zur elektrischen AC-Beanspruchung von Betriebsmitteln der Energietechnik sicherlich zunächst als unkritisch einzustufen. Andererseits gibt es für den speziellen Fall der Langzeiteinwirkungen von vereinzelt auftretenden Gasentladungen auf *kryogen* abgekühlte Isolationsoberflächen noch keine Anhaltspunkte. Die Möglichkeit einer vorschnellen Alterung kann in dieser besonderen Konfiguration nicht von vornherein ausgeschlossen werden.

5.5 Teilentladungsverhalten bei Raumtemperatur

In diesem Abschnitt werden die bei Raumtemperatur durchgeführten TE-Messungen an der POLO-Modellspule im Einzelnen vorgestellt und hinsichtlich der zu beobachtenden Veränderungen im Verlauf der POLO-Testphasen diskutiert.

Die insgesamt vier Abkühlzyklen der Spule zwischen Februar 1994 und April 1995 wurden jeweils durch vorangehende und nachfolgende HS-Prüfungen, insbesondere TE-Messungen, begleitet. Auf die parallel zur Fertigung der Spule vom Hersteller durchgeführten TE-Messungen wird nicht näher eingegangen, zumal keine gravierenden Abweichungen zu den hier vorgestellten Messungen ersichtlich waren.

5.5.1 Maximalwert-Anzeige

Die dargestellten Diagramme enthalten die "scheinbare Ladung" q über der anliegenden Prüfwechselfspannung U . Als Parameter sind die unterschiedlichen Auskopplungsorte an der Modellspule enthalten. Auf die Darstellung der TE-Amplituden im abfallenden Spannungsast wurde auch hier wieder verzichtet (Hysterese-Effekt vernachlässigbar). Die Symbole selbst stellen gleichzeitig die Meßpunkte dar.

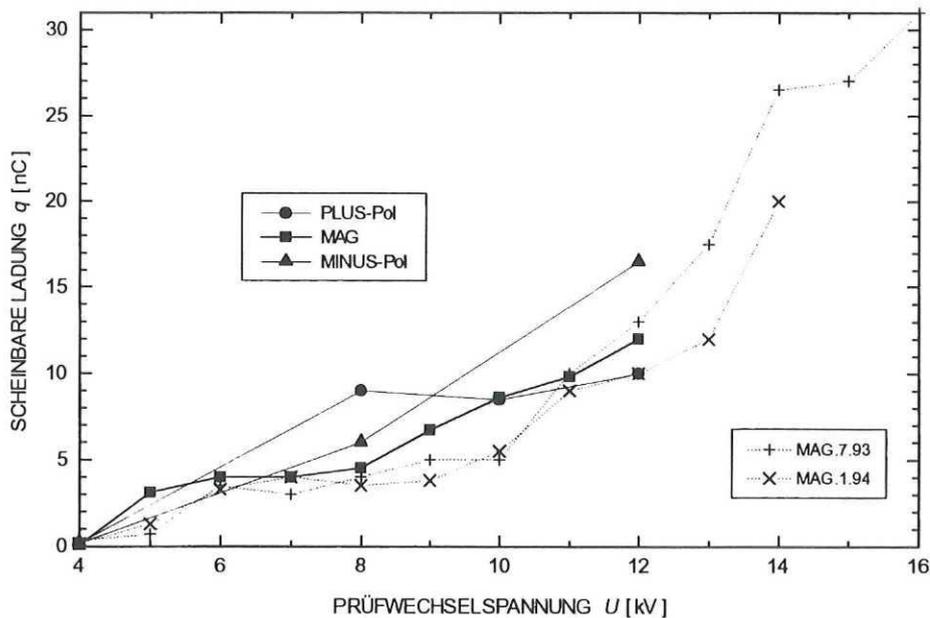


Abbildung 5.39: TE-Messungen an der POLO-Modellspule bei Raumtemperatur, Meßpunkte jeweils im ansteigenden Spannungsast. Status vor dem 1. Abkühlzyklus (2/94).

Abb. 5.39 gibt den Status der TE-Aktivität vor dem ersten Abkühlzyklus wieder, die POLO-Modellspule ist bereits im Kryostaten eingebaut. Außerdem sind anhand der TE-Auskopplung am Mittelabgriff (MAG 7.93/1.94) zwei Messungen mit aufgenommen, die parallel zur

Vorbereitung der Modellspule für den Einbau in den Kryostaten durchgeführt wurden. Die zulässige Höhe der Prüfwechselfspannung wurde im Laufe der Meßreihen auf $U = 12$ kV, später sogar auf $U = 7$ kV reduziert. Damit wurde der im Vergleich zur Betriebsanforderung sehr hohen elektrischen Beanspruchung der Spule Rechnung getragen (vgl. Ausführungen in Kap. 3.1.3).

Die Raumtemperatur-TE-Amplituden der POLO-Modellspule liegen mit einigen nC in ähnlicher Größenordnung, wie sie z.B. aus dem Bereich der Generatorstab-Isolationssysteme (Mica-Epoxy) bekannt und zulässig sind /[107] ASCHWANDEN et al. 1993/. Die in diesen Bereichen eingesetzten Barrieren im Isolationsverbund in Form von Mica- oder Kapton-Lagen finden sich auch in der Erdisolation der Modellspule wieder (vgl. ANHANG C). Im Isolationsbereich der vertikalen Leiterenden, der nicht als Vakuumimprägnation ausgeführt wurde, traten bereits an Fertigungsproben TE-Einsatzspannungen im Bereich von 5-10 kV auf (Anhang C.1.3, Abb. C.7).

Grundsätzlich spiegelt sich die Abhängigkeit der TE-Amplituden vom Auskopplungsort, wie sie bei den 4,2-K-Messungen detektiert wurde, in der Maximalwert-Darstellung der Raumtemperaturmessungen nicht wieder. Die TE-Amplituden weichen maximal bis zu einem Faktor 2 voneinander ab.

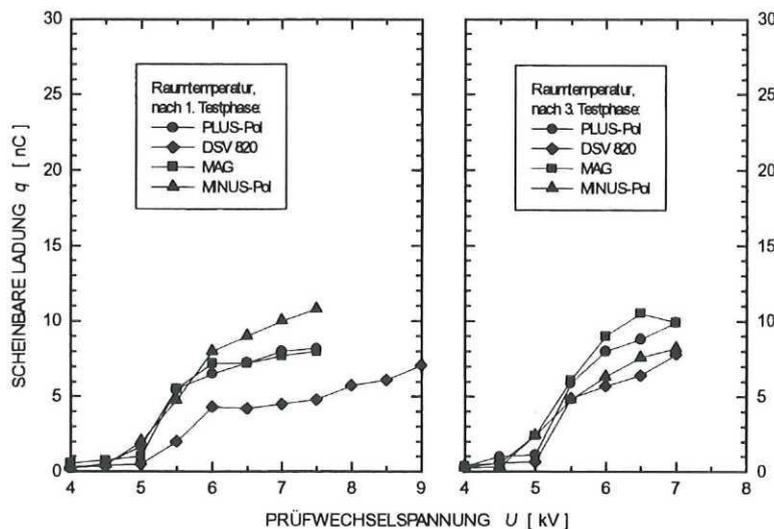


Abbildung 5.40: TE-Messungen an der POLO-Modellspule bei Raumtemperatur, Meßpunkte jeweils im ansteigenden Spannungsast. (a) Status nach dem 1. Abkühlzyklus, (b) Status nach dem 3. Abkühlzyklus. Tendenz zu höheren TE-Amplituden.

Bei den in Abb. 5.41 dargestellten Ergebnissen zeigt sich ein Anstieg der TE-Amplituden über die vier Abkühlzyklen der Spule hinweg, der bereits bei den Messungen nach dem 1. und 3. Abkühlzyklus zu Tage trat, vgl. Abb. 5.40.

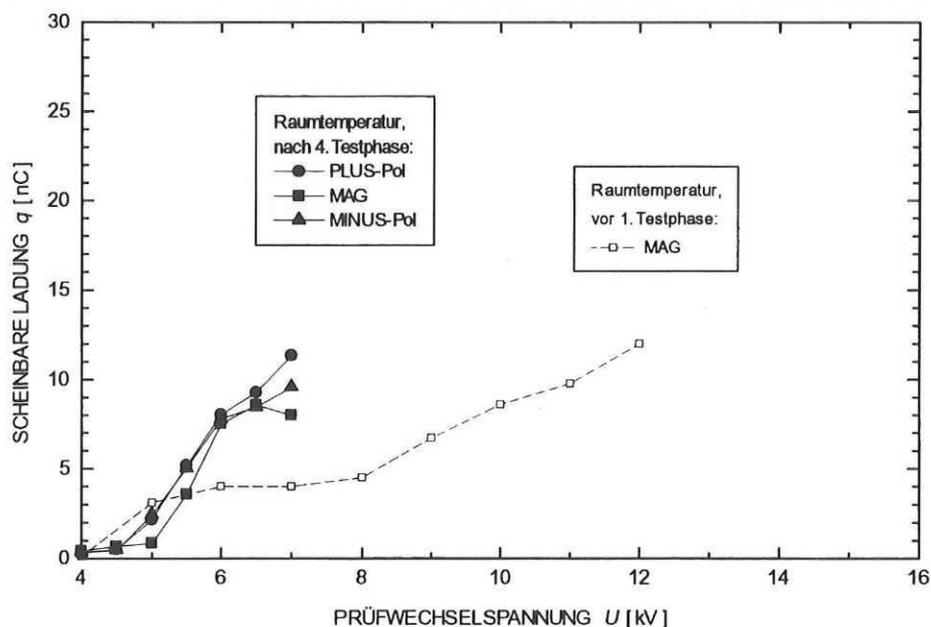


Abbildung 5.41: TE-Messungen an der POLO-Modellspule bei Raumtemperatur, Meßpunkte jeweils im ansteigenden Spannungsast. Status nach dem 4. Abkühlzyklus. Höhere TE-Amplituden vor allem in Folge thermischer und mechanischer Belastungen.

5.5.2 Phasenaufgelöste TE-Darstellungen (TE-MAPs)

Analog zur Darstellung des TE-Verhaltens bei kryogenen Temperaturen (Kap. 5.4.2.2 bis 5.4.2.4) werden Details der Raumtemperaturmessungen vorgestellt. Jede phasenaufgelöste TE-MAP repräsentiert einen 1-minütigen Meßzyklus bei konstantem Spannungswert.

5.5.2.1 7-kV- und 6-kV-MAPs

Ausgehend von den bereits in Kap. 5.3 vorgestellten Raumtemperaturmessungen nach dem 3. Abkühlzyklus vermitteln *Abb. 5.42 bis 5.50* einen umfassenderen Einblick in das TE-Verhalten der Modellspule bei Raumtemperatur in Abhängigkeit vom Auskopplungsort und der Spannungshöhe. Zunächst werden in *Abb. 5.42 bis 5.45* die TE-MAPs bei 7 kV und 6 kV gezeigt. Die TE-Polaritäten sind der Spannungspolarität entgegengesetzt, da sich der Ankoppelvierpol AKV in Serie zur Koppelkapazität C_K befindet.

Die *Einhüllende* der Muster verläuft bei TE-Auskopplung an PLUS-Pol, DSV 820 und MAG sehr ähnlich, *Abb. 5.42 bis 5.44*.

- ♦ Ein sehr steiler Amplitudenanstieg in der negativen Spannungshalbwelle,
- ♦ ein deutlich flacherer TE-Amplitudenanstieg ($\sim -45^\circ$) zu Beginn der positiven Spannungshalbwelle.

- ◆ Der steile Amplitudenanstieg deutet auf *flächige Hohlräume* hin, z.B. Delaminationen. Die Entladung ist dann nicht durch die Geometrie des Hohlraumes beschränkt, d.h. es können sich stärkere Entladungen aufbauen.
- ◆ Die maximal auftretenden TE-Amplituden variieren in gleicher Weise wie in der Maximalwertdarstellung in *Abb. 5.40 (b)*.
- ◆ Die höchsten TE-Intensitäten finden sich bei den geringsten TE-Amplituden (im Bereich der Nulllinie). Die zu beobachtende "Fischflosse" (z.B. PLUS-Pol, *Abb. 5.42* oder *Abb. 5.16*) stellt den Ansatz sinusförmiger Konturbögen dar und ist als eine typische Struktur von Kapton- oder Mica-Epoxy-Isolierungen anzusehen (z.B. Generatoren) [85].

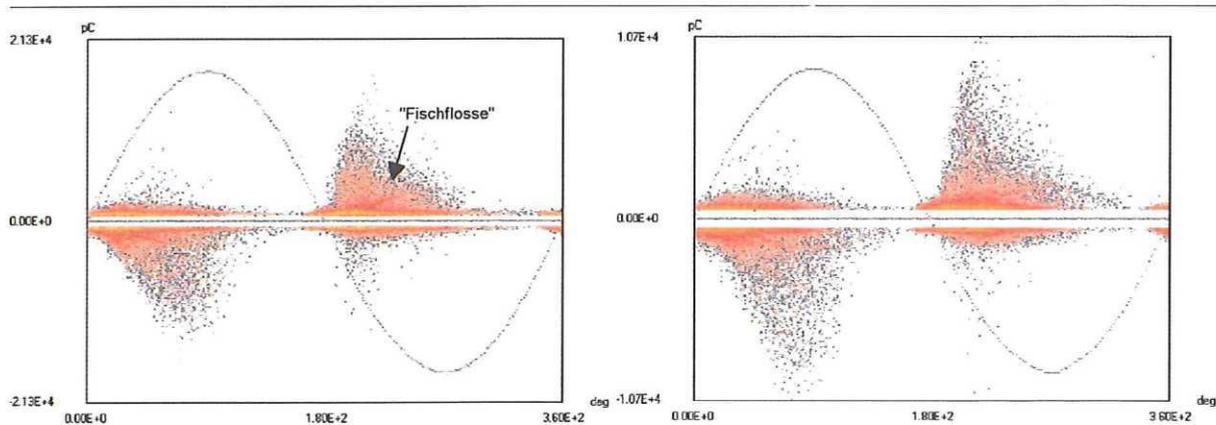


Abbildung 5.42: Auskopplung des TE-Signals am PLUS-Pol. 7 kV [±21 nC]²¹ und 6 kV [±11 nC].

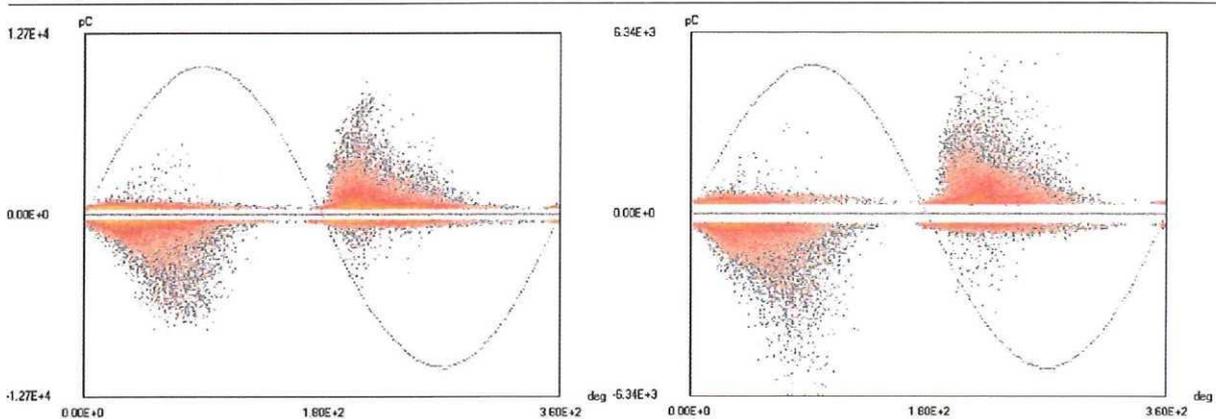


Abbildung 5.43: Auskopplung des TE-Signals am DSV 820. 7 kV [±13 nC] und 6 kV [±6 nC].

²¹ TE-Amplitude - Angabe der Größe der dargestellten Fenster in eckigen Klammern.

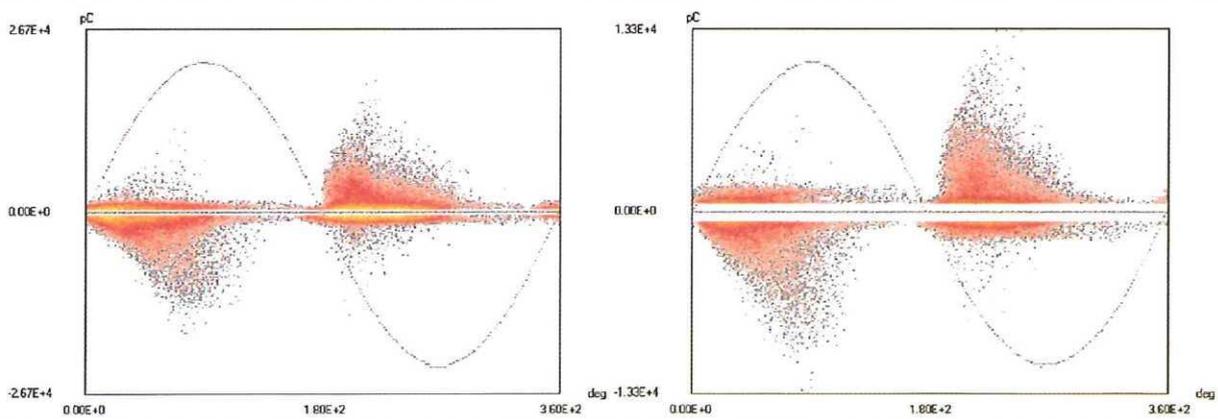


Abbildung 5.44: Auskopplung des TE-Signals am MAG. 7 kV [± 27 nC] und 6 kV [± 13 nC].

Am MINUS-Pol, Abb. 5.45, zeigt sich ein Muster, das sich von den bisher betrachteten MAPs deutlich unterscheidet; die *Einhüllende* der Muster zeichnet einen Sinusverlauf nach, der durch Streuung der TE-Zündzeiten zu stande kommt. Solch eine Sinuskontur ist ein typisches Muster für die TE eines kugelförmigen Hohlraums, vgl. Kap. 4.

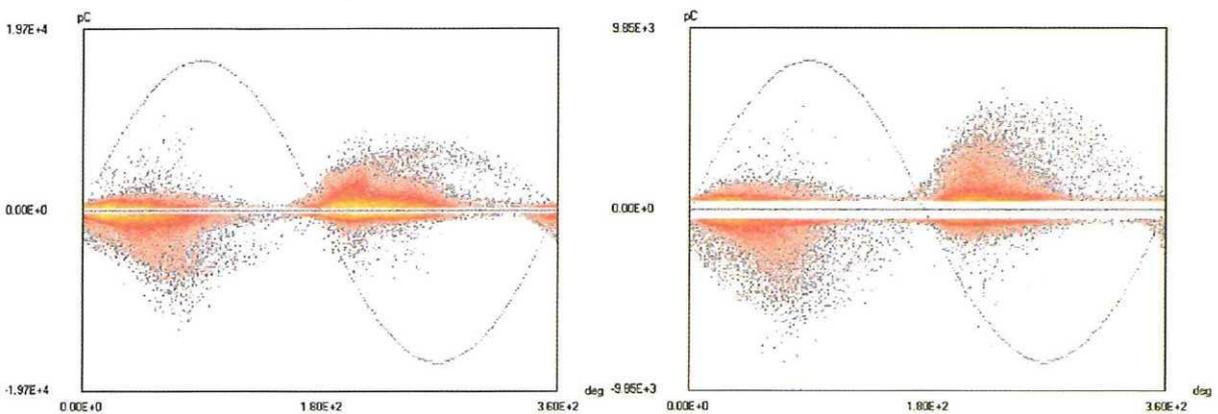


Abbildung 5.45: Auskopplung des TE-Signals am MINUS-Pol. 7 kV [± 20 nC] und 6 kV [± 10 nC].

Bei Reduzierung der Spannung von 7 kV auf 6 kV ändern sich die Muster vom Prinzip her kaum. Lediglich die maximalen TE-Amplituden und die Intensität der Basismuster werden kleiner.

5.5.2.2 5-kV-MAPs, vor und nach 7-kV-Beanspruchung

Abb. 5.46 bis 5.49 geben die TE-MAPs bei 5 kV wieder, jeweils bei ansteigender Spannung ($U \nearrow$) und bei abfallender Spannung ($U \searrow$), d.h. vor und nach der 7-kV-Prüfspannungsbelastung. (Während der 1-minütigen Messungen selbst blieb die Spannung konstant.)

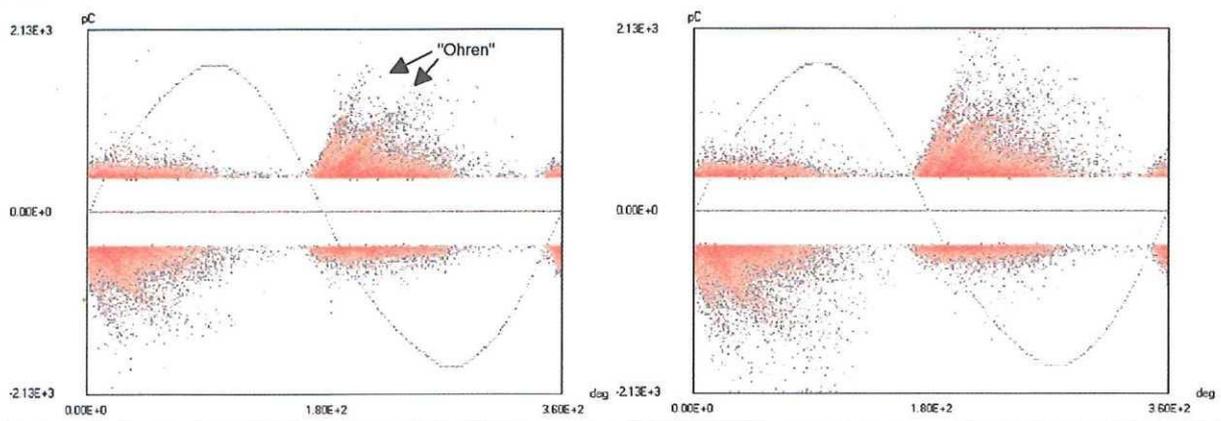


Abbildung 5.46: Auskopplung des TE-Signals am PLUS-Pol, 5 kV.
(a) $U^{\varnothing} [\pm 2,1 \text{ nC}]$, (b) $U_{\varnothing} [\pm 2,1 \text{ nC}]$.

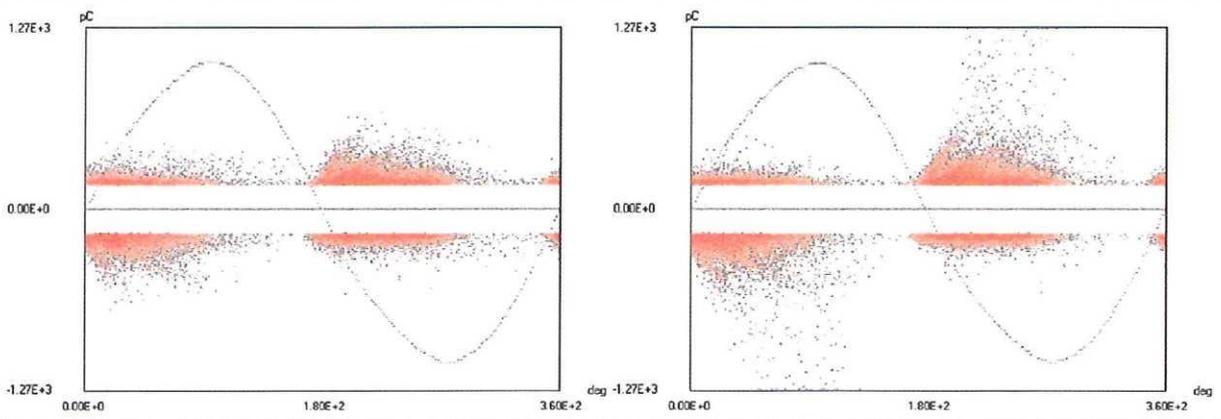


Abbildung 5.47: Auskopplung des TE-Signals am DSV 820, 5 kV.
(a) $U^{\varnothing} [\pm 1,3 \text{ nC}]$, (b) $U_{\varnothing} [\pm 1,3 \text{ nC}]$.

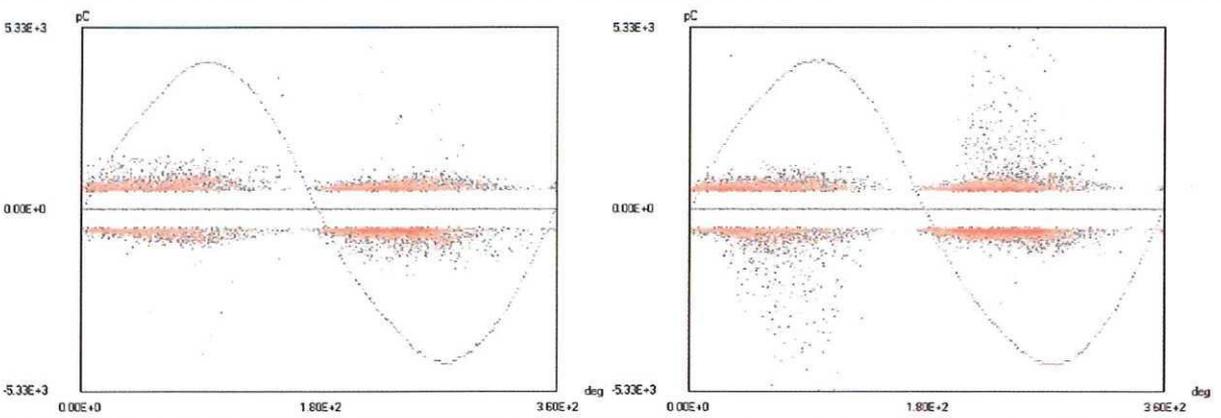


Abbildung 5.48: Auskopplung des TE-Signals am MAG, 5 kV.
(a) $U^{\varnothing} [\pm 5,3 \text{ nC}]$, (b) $U_{\varnothing} [\pm 5,3 \text{ nC}]$.

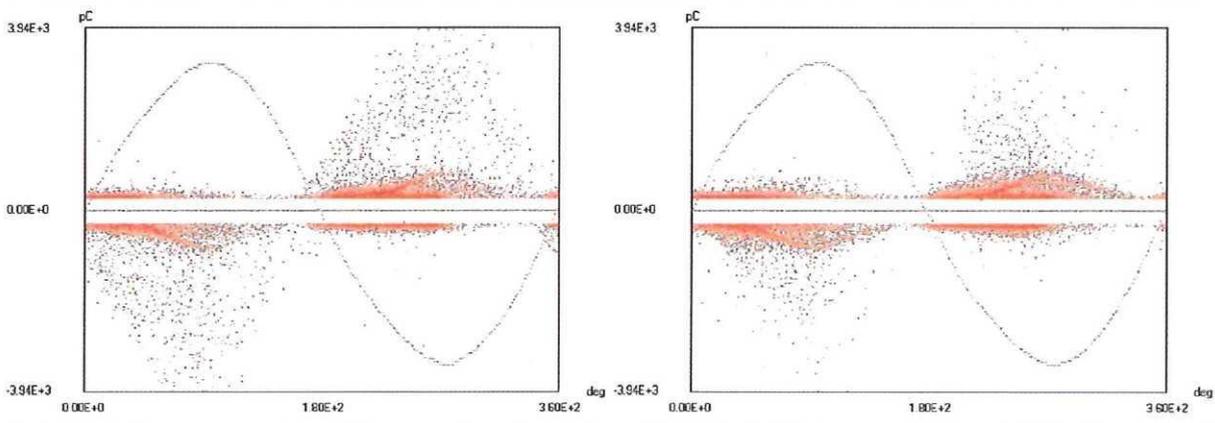


Abbildung 5.49: Auskopplung des TE-Signals am MINUS-Pol, 5 kV.

(a) $U^{\nearrow} [\pm 3,9 \text{ nC}]$, (b) $U^{\searrow} [\pm 3,9 \text{ nC}]$.

Die zu beobachtenden Unterschiede beschränken sich auf einzelne "eingestreute" TE-Pulse höherer Amplituden, deren Aussetzspannung tiefer liegt als die Einsatzspannung. Bei Auskopplung am PLUS-Pol und MAG treten bei diesen Spannungswerten bereits die "Ohren" zu Tage, die sich mit höherer Spannung zu den steilen Anstiegen weiterentwickeln ($\sim U^3 =$ Delamination, vgl. Kap. 4). An MAG und MINUS-Pol dagegen überwiegt noch die flache, einem Sinusverlauf angeglichene Musterung, wobei sogar leicht höhere TE-Amplituden auftreten.

5.5.2.3 Druckvariation im Kryostaten

Abb. 5.50 zeigt den Einfluß des Drucks im Kryostaten auf die TE-Messungen. Die Raumtemperatur-Messungen wurden bei nahezu Umgebungsdruck, $p = 1006 \text{ hPa}$ (Instrumentenluft), durchgeführt (Abb. 5.50 (a)). Bei niedrigeren Drücken im Kryostat nimmt die TE-Aktivität zu. Die in Abb. 5.50 (b) gezeigte TE-MAP entstand bei einem Druck von nur 713 hPa. Bei gleicher Prüfspannungshöhe sind die TE-Amplituden um mehr als den Faktor 10 größer. Diese druckabhängigen TE sind den Anschlüssen der Instrumentierungskabel an der Spule zuzuordnen. In diesem Bereich ist eine luft- bzw. vakuumisolierte Isolationsstrecke eingesetzt.

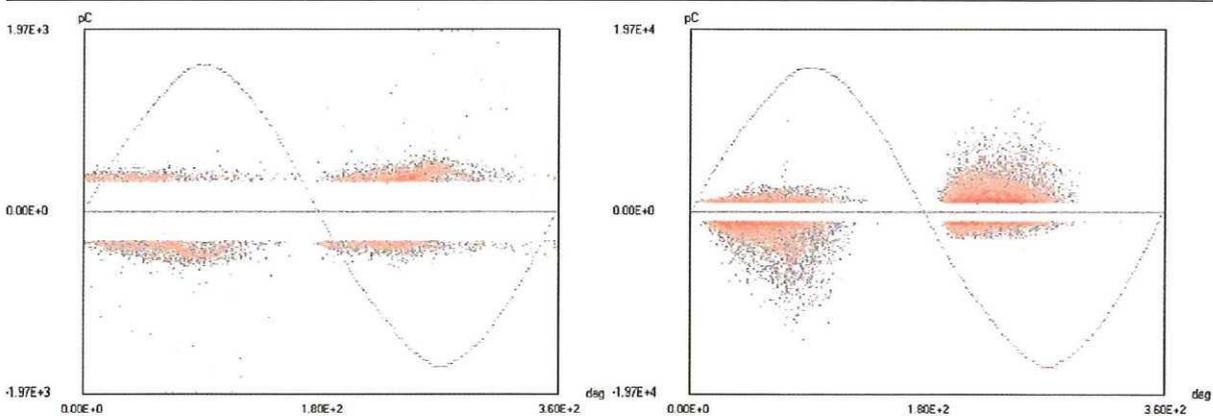


Abbildung 5.50: Auskopplung des TE-Signals am MINUS-Pol, 4,5 kV. Beachte Ordinaten-Skalierung! (a) Druck im Kryostat-Tank: $p = 1006 \text{ hPa}$ [$\pm 2 \text{ nC}$], (b) $p = 713 \text{ hPa}$ [$\pm 20 \text{ nC}$].

5.5.2.4 TE-MAPs vor dem 1. Abkühlzyklus

Die Charakterisierung des TE-Musters am MINUS-Pol (sinusförmige Einhüllende) gegenüber PLUS-Pol oder MAG bei Spannungen $U \geq 6$ kV ist bereits bei den ersten TE-MAPs vor jeglicher Abkühlung der Modellspule ersichtlich. *Abb. 5.51* stellt eine Zusammenstellung von 10-kV- und 5-kV-MAPs dar (gemessen im abfahrenden Spannungsast, $U \searrow$), wie sie vor der 1. Abkühlung an PLUS-Pol, MAG und MINUS-Pol gemessen wurden.

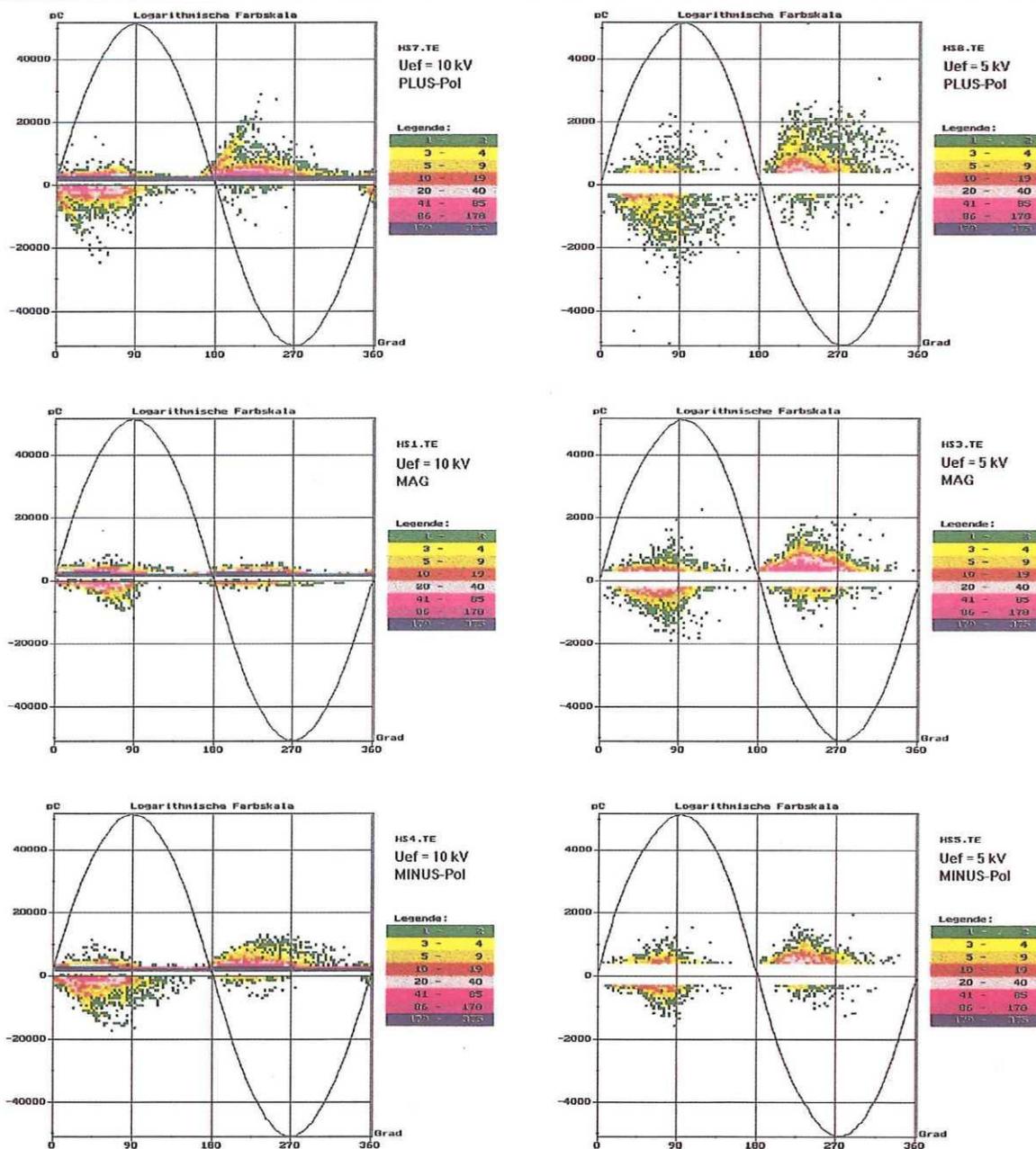


Abbildung 5.51: 10-kV- und 5-kV-TE-MAPs bei Auskopplung an PLUS-Pol, MAG und MINUS-Pol, TE-Messung vor dem 1. Abkühlzyklus. Meßzeit 800 Perioden.
Zur Farb-/Graustufen-Legende vgl. Ausführungen in Kap. 5.1.3.

Auffällig an den 10-kV-MAPs sind die "Ohren" am PLUS-Pol gegenüber der Sinus-Einhüllenden am MINUS-Pol. Die Auskopplung am MAG zeigt vor der 1. Abkühlung noch nicht ihr später dem PLUS-Pol verwandtes MAP-Muster, d.h. es ist von der Ausweitung eines Defekts durch den 1. Abkühlzyklus auszugehen.

5.5.2.5 TE-MAPs nach dem 1. Abkühlzyklus

Abb. 5.52 zeigt jeweils ein 5-kV-MAP (aufsteigender Spannungsast, U_{eff}) von PLUS- und MINUS-Pol nach dem 1. Abkühlzyklus. Beide MAPs zeigen deutlich stärkere TE-Aktivität als vor der Abkühlung und stimmen bereits sehr gut mit ihren Pendanten nach dem 3. Abkühlzyklus, Abb. 5.46 und 5.49, überein. Bereits ab 5,5 kV ist die adäquate Form der Einhüllenden zu den 6 kV-MAPs in Abb. 5.42 und 5.45 zu beobachten, Abb. 5.53.

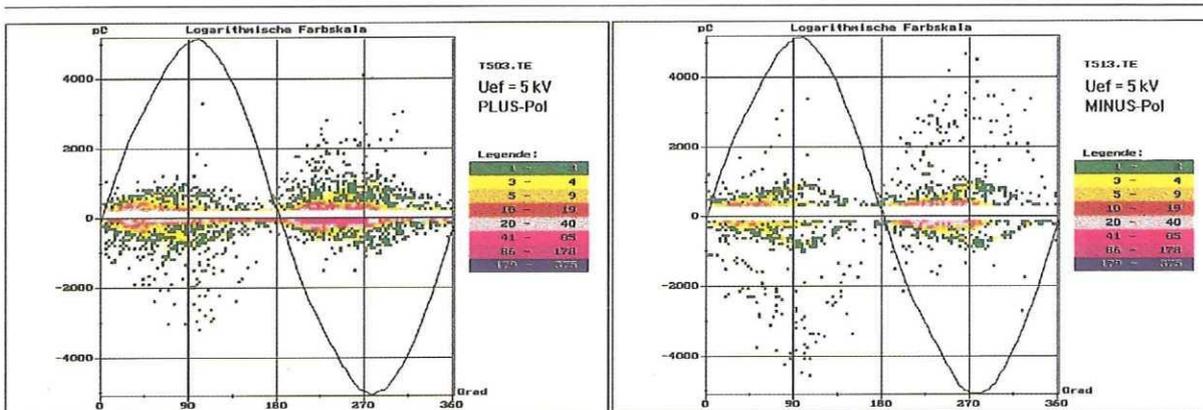


Abbildung 5.52: 5-kV-TE-MAPs, ausgekoppelt an PLUS-Pol und MINUS-Pol, gemessen nach dem 1. Abkühlzyklus. Meßzeit 800 Perioden.

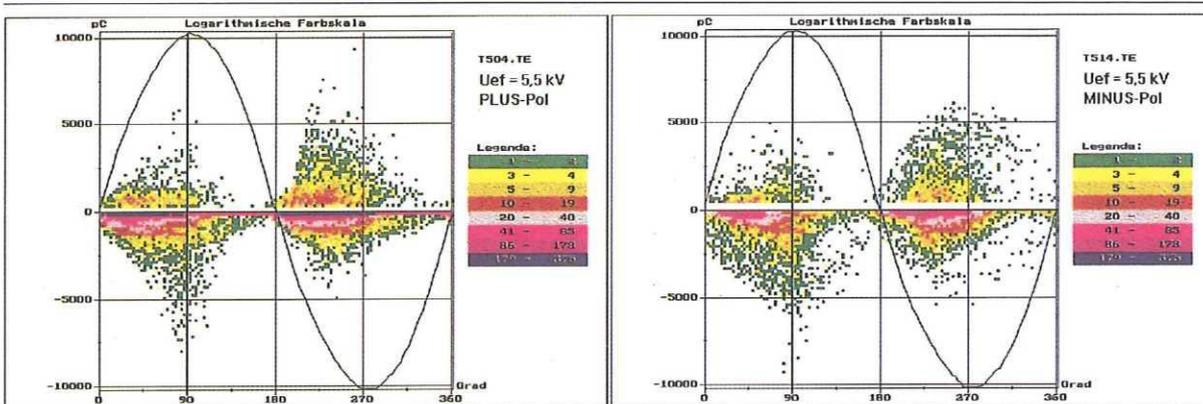


Abbildung 5.53: 5,5-kV-TE-MAPs, ausgekoppelt an PLUS-Pol und MINUS-Pol, gemessen nach dem 1. Abkühlzyklus. Meßzeit 800 Perioden.

5.5.2.6 TE-MAPs nach dem 4. Abkühlzyklus

Die TE-Messungen nach dem 4. Abkühlzyklus unterscheiden sich nur unwesentlich von den vorangegangenen Raumtemperaturmessungen. Die maximalen TE-Amplituden fallen geringfügig niedriger aus, wobei die TE-MAPs unveränderte Muster-Strukturen aufweisen.

TE-Messungen an realen Prüflingen, wie hier an der POLO-Modellspule, beinhalten immer eine Überlagerung unterschiedlicher TE-Aktivitäten in unterschiedlichen Hohlräumen. In *Abb. 5.54* sind zwei 4,5-kV-TE-MAPs wiedergegeben (Auskopplung am PLUS-Pol), die im aufsteigenden ($U \nearrow$) und abfallenden Spannungsast ($U \searrow$) aufgenommen wurden. Das TE-Muster der MAP bei $U \searrow$ entspricht den zuvorigen Messungen, vgl. *Abb. 5.46*. Für $U \nearrow$ dagegen tritt in einigen Hohlräumen noch keine TE auf, so daß eine Einzelstruktur sichtbar wird. Dieses TE-Muster ist in der MAP bei $U \searrow$ zwar ebenfalls enthalten, aber nicht mehr auflösbar (Andeutung durch eingezeichnete Kurven).

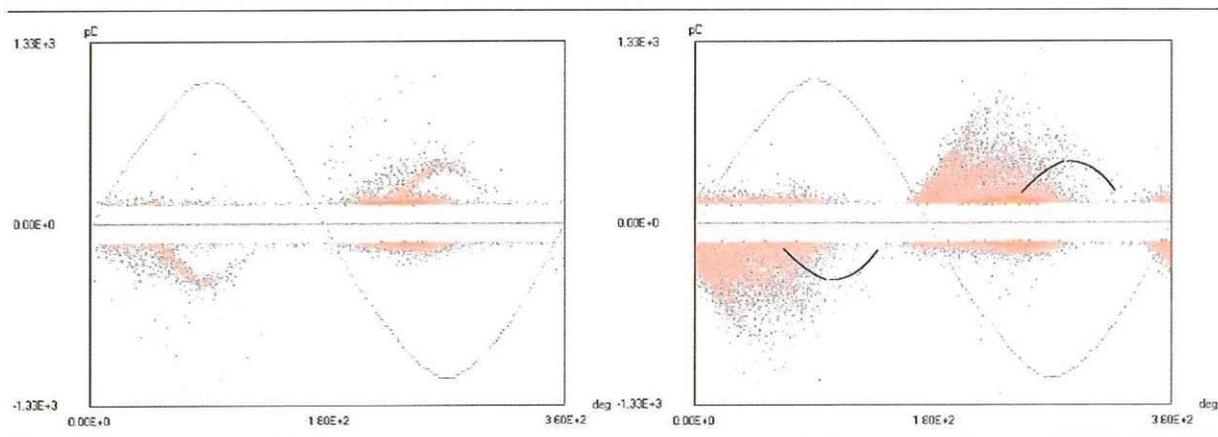


Abbildung 5.54: Auskopplung des TE-Signals am PLUS-Pol, 4,5 kV. (a) $U \nearrow$ [$\pm 1,3$ nC], (b) $U \searrow$ [$\pm 1,3$ nC].

5.5.3 Zusammenfassung

Die Raumtemperatur-TE-Messungen an der POLO-Modellspule zeigen in ihrer $q(U)$ -Amplituden-Darstellung im Anschluß an die POLO-Experimentierphasen (4 Abkühlzyklen) leicht höhere TE-Werte als zuvor. In den phasenaufgelösten TE-MAPs tritt dieser Effekt nicht in Erscheinung. Hier sind über die gesamte Experimentierphase hinweg immer wieder die gleichen charakteristischen TE-Muster reproduzierbar, ungeachtet der in Kap. 5.4 beschriebenen veränderlichen TE-Merkmale bei Tieftemperatur.

Die Abweichungen des TE-Verhaltens am MINUS-Pol der Modellspule gegenüber den anderen Auskopplungsorten, die unter kryogenen Bedingungen sehr signifikant ausfallen, spiegeln sich auch in den TE-MAPs der Raumtemperaturmessungen wieder. Hier kann temperaturabhängig von unterschiedlichen Abbildern des gleichen Isolationsdefekts ausgegangen werden.

5.6 Breitbandige TE-Messungen bei unterschiedlichen Mittenfrequenzen an der POLO-Modellspule

In Anknüpfung an die Diskussion in Kap. 5.2, daß das auskoppelbare Frequenzspektrum eines TE-Strompulses von seinem Entstehungsort im räumlich ausgedehnten Prüfling abhängt, kann man sich zur Lokalisierung eines Defekts eine *frequenzselektive* TE-Messung vorstellen, bei der die Mittenfrequenz des Meßsystems unter gleichbleibender Bandbreite von einer Messung zur anderen variiert wird. Je näher eine TE am Auskopplungsort entsteht, desto kürzer ist der TE-Strompuls und desto höhere Frequenzen weist das zugehörige Spektrum auf.

Einen ähnlichen Gedankengang der frequenzselektiven TE-Messung findet man in Bereichen, wo starke kontinuierlich auftretende Störer (z.B. Radiosender) die Möglichkeit breitbandiger TE-Messungen sehr einschränken. Im Gegensatz zu Störunterdrückungsmethoden im Zeitbereich kann hier die TE-Messung in *hohen Frequenzbereichen* von wenigen MHz bis zu einigen 100 MHz Abhilfe schaffen /[104] FRUTH et al. 1995/. Die Bandbreiten liegen dabei typischerweise im Bereich von $B = 300$ kHz bzw. 1 MHz. Die Realisierung solcher Messungen erfolgt durch Einsatz eines *Spectrum-Analyzers*, der in einem besonderen Betriebsmodus als breitbandiger *Festfrequenzempfänger* betrieben werden kann. Am schnellen y-Ausgang des Spectrum-Analyzers steht das TE-Signal dann in dem für konventionelle TE-Meßgeräte benötigten Frequenzbereich zur Verfügung (z.B. 40-800 kHz). Diese Meßtechnik bietet einige Vorteile:

1. Frequenzanteile von eingekoppelten Störungen (z.B. umgebende Betriebsmittel) liegen in vergleichsweise niedrigeren Frequenzbereichen oder es können Mittenfrequenzen gewählt werden, in denen die TE-Spektraldichten deutlich über denen von evtl. vorhandenen Störern liegen.
2. Zur Auskopplung des TE-Signals können z.B. vorhandene kapazitive Steuerbeläge in Durchführungen oder einfach zu installierende HF-Stromtransformatoren in Zuleitungen verwendet werden, die hohe Frequenzen ausreichend übertragen.
3. Es wird eine höhere Empfindlichkeit hinsichtlich von TE erreicht, die Nahe den Wicklungsenden (z.B. Generatoren) oder Durchführungen (z.B. Transformatoren) auftreten. Je nach Wahl der Mittenfrequenz erfolgt keine Überlagerung mehr durch TE, die weiter im Inneren des Prüflings entstehen. In diesem Sinne ist eine *Selektierung* möglich (z.B. Prüfung von Transformator-Durchführungen oder Kabel-Endverschlüssen).

Besitzt die Spektraldichte einer bestimmten TE Maxima in mehreren unterschiedlichen Frequenzbereichen, so behält das Muster der detektierten TE-MAP sein charakteristisches Aussehen unabhängig von dem gewählten Frequenzbereich bzw. der gewählten Mittenfrequenz bei. Durch den Vergleich zweier TE-MAPs, die in unterschiedlichen Frequenzbereichen aufgenommen wurden, kann daher beurteilt werden, ob die Messungen von der gleichen oder von zwei unterschiedlichen TE-Quellen herrühren.

Im Rahmen der zuletzt durchgeführten HS-Prüfung an der POLO-Modellspule (Raumtemperatur, nach dem 4. Abkühlzyklus) wurden auf diese Weise TE-Messungen durchgeführt, um einen Einblick in die Möglichkeiten des Einsatzes dieser komplexen Meßtechnik für die Isolationsdiagnostik an supraleitenden Großmagneten zu gewinnen.

5.6.1 Aufbau des Meßkreises

Abb. 5.55 gibt ein Blockschema des Meßaufbaus wieder. In dem TE-Auskopplungsweig am PLUS-Pol der Modellspule (vgl. Abb. 5.2) wurde die Koppelkapazität C_K direkt geerdet und der Ankoppelvierpol durch einen HF-Stromtransformator im Erdzweig von C_K ersetzt (Übertragungsbandbreite 500 kHz - 80 MHz). Der Ausgang des Stromtransformators wurde direkt auf den Eingang des Spectrum-Analyzers gegeben. Letzterer benötigt einen schnellen y-Ausgang, von dem aus das verwendete TE-Meßsystem eingespeist wird.

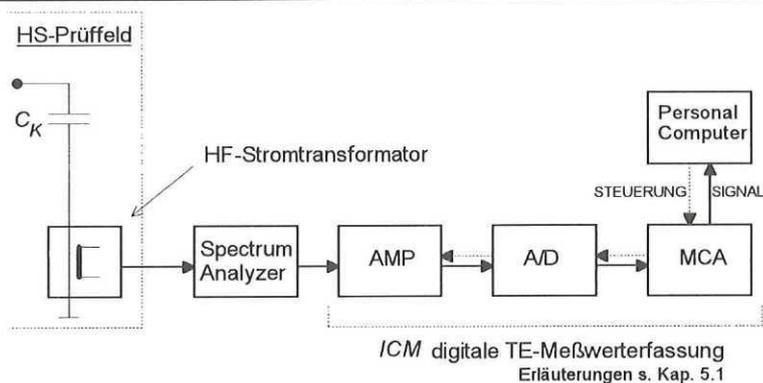


Abbildung 5.55: Blockdiagramm zum Aufbau des TE-Meßkreises mit Spectrum-Analyzer.

Zur konkreten Durchführung der Messungen mittels des Spectrum-Analyzers sind einige Anmerkungen in ANHANG D aufgeführt.

5.6.2 Ergebnisse der TE-Messungen

In Abb. 5.56 sind die Ergebnisse der TE-Messungen am Beispiel von vier TE-MAPs bei drei unterschiedlichen Mittenfrequenzen wiedergegeben (Auskopplung am PLUS-Pol, $U = 5$ kV, Meßzeit jeweils ca. 120 Sekunden). Die Kalibrierung der TE-Amplituden hat beim Einsatz des Spectrum-Analyzers keine Bedeutung. Die Auswertung der Messungen konzentriert sich auf die unterschiedlichen Strukturen innerhalb der TE-Muster, die von Kalibrierungen unabhängig sind.

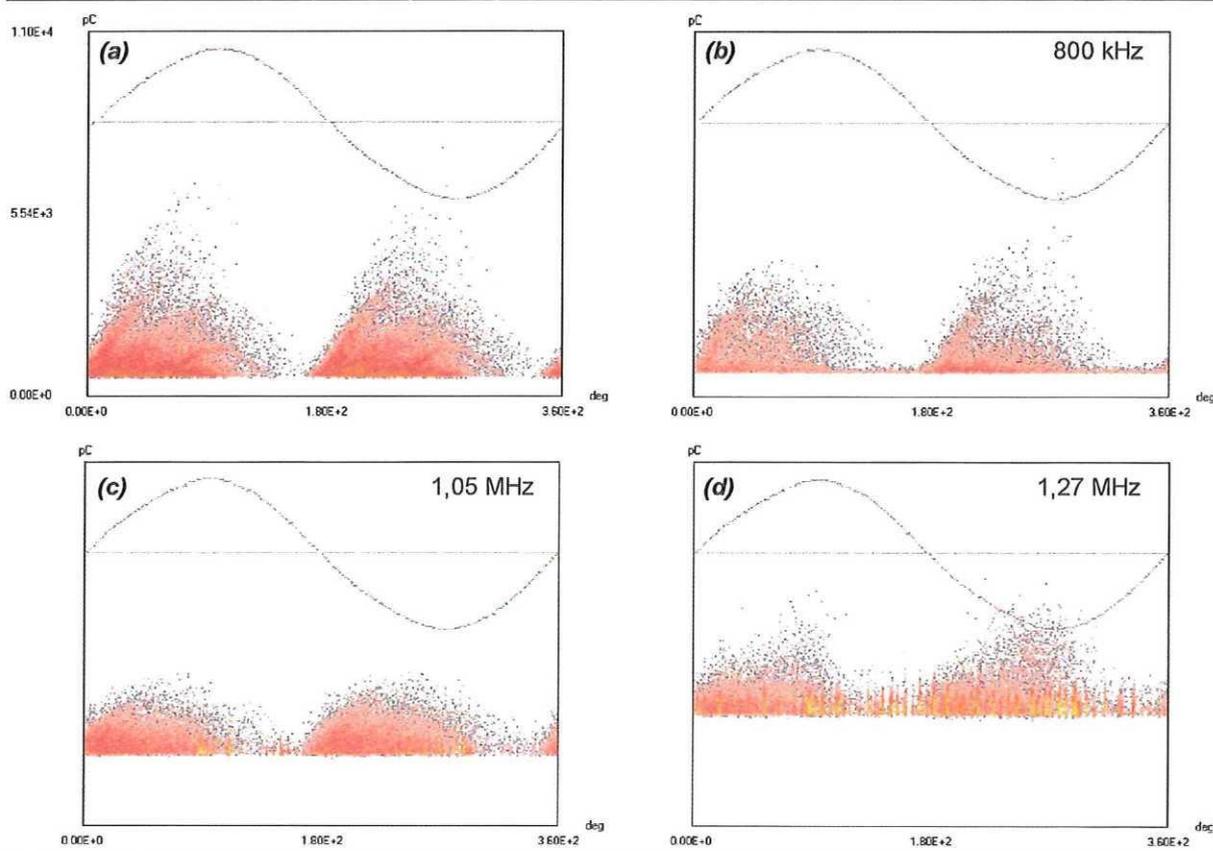


Abbildung 5.56: TE-Messungen an der POLO-Modellspule bei unterschiedlichen Mittenfrequenzen unter Einsatz eines Spectrum-Analyzers, $U = 5 \text{ kV}$.

(a): unipolare TE-Messung ohne Spectrum-Analyzer [11 nC]; (b): $f_0 = 800 \text{ kHz}$, $B = 300 \text{ kHz}$; (c): $f_0 = 1,05 \text{ MHz}$, $B = 300 \text{ kHz}$; (d): $f_0 = 1,27 \text{ MHz}$, $B = 300 \text{ kHz}$.

Je höher die gewählte Mittenfrequenz, desto selektiver arbeitet der Meßkreis, d.h. die detektierten TE-Pulse treten umso näher am Auskopplungsort auf.

(a): Konventionelle TE-Messung ohne Spectrum-Analyzer, TE-Auskopplung über konventionellen Ankoppelvierpol. Vergleichbar mit den bipolaren TE-Messungen, z.B. Abb. 5.46, dient diese unipolare TE-Messung als kalibrierte Referenzmessung (ICM-Verstärkerbandpaß: 40-800 kHz).

(b): Mittenfrequenz $f_0 = 800 \text{ kHz}$, Bandbreite $B = 300 \text{ kHz}$. Die Einhüllende des MAP-Musters besitzt starke Ähnlichkeit mit der Referenzmessung (TE-"Ohren"). Der Rauschabstand ist in diesem Frequenzbereich am größten.

(c): $f_0 = 1,05 \text{ MHz}$, $B = 300 \text{ kHz}$. Die "Ohren" der 800 kHz-Messung treten nicht mehr hervor. Stattdessen dominiert ein gleichmäßiges TE-Muster mit einer sinusförmigen Einhüllenden. Eine netzsynchrone Störung zeichnet phasendiskrete Linien in die TE-MAP (knapp oberhalb des ausgeblendeten Rauschpegels).

(d): $f_0 = 1,27 \text{ MHz}$, $B = 300 \text{ kHz}$. Eine neue Struktur des TE-Musters wird sichtbar mit höheren TE-Amplituden geringer Häufigkeit, die bezogen auf die Phasenlage kurz vor dem

jeweiligen Spannungsscheitel liegen. Die überlagerte netzsynchrone Störung tritt in Form der phasendiskreten Linien noch deutlicher hervor.

5.6.3 Zusammenfassung

Unter Einsatz eines *Spectrum-Analyzers*, der in einem speziellen Betriebsmodus als Bandpaßfilter mit frei wählbarer Mittenfrequenz arbeitete und dem ICM-TE-Meßsystem vorgeschaltet wurde, konnte ein *breitbandiger TE-Meßkreis* für frequenzselektive Messungen an der POLO-Modellspule aufgebaut und betrieben werden.

Ein selektiver Charakter der TE-Messungen war in dieser Anwendung zu beobachten. So kann man z.B. folgern, daß die TE-"Ohren", die der TE-MAP in *Abb. 5.56 (a)* ihr charakteristisches Aussehen verleihen, weiter im Inneren der Spule entstehen, als andere TE, die bei höherer Mittenfrequenz detektiert wurden und deren Muster im TE-MAP (*a*) nur verdeckt enthalten sind.

Die weiterführende Frage nach quantitativen Aussagen über die Lokalisierung der TE muß jedoch offen bleiben. Ebenso lagen die unterschiedlichen Meßfrequenzbereiche sehr eng zusammen, so daß die oben gegebene Interpretationsmöglichkeit nicht überbewertet werden darf. Messungen im Bereich höherer Frequenzen (\geq einige MHz) waren nicht möglich, weil keine entsprechenden Frequenzbereiche ausfindig gemacht werden konnten, in denen die Spektraldichte der TE-Signale größer waren als die des Störspektrums.

Die an dieser Stelle durchgeführten Messungen können somit noch keinen generellen Nachweis erbringen, daß die TE-Meßtechnik unter Einsatz eines Spectrum-Analyzers für TE-Messungen an supraleitenden Großmagneten geeignet ist. Jedoch sind die an der POLO-Modellspule gewonnenen Ergebnisse vielversprechend, mit Hilfe dieser TE-Meßtechnik weitergehende Anhaltspunkte zur Defektlokalisierung zu erhalten. Hinsichtlich des konstruktiven Aufbaus der ITER-TF-Modellspule könnte dies z.B. bedeuten, TE-Aktivitäten im Bereich der HS-Durchführungen zur Kontaktierung der Scherplatten (vgl. Kap. 2.7.2, *Abb. 2.14*) von tatsächlichen TE der Windungsisolations zu unterscheiden.

6 Zusammenfassung und Ausblick

Die Anwendung der Hochspannungs-Isolationstechnik an supraleitenden Großmagneten erfordert die Berücksichtigung spezieller Randbedingungen, die mit dem Einsatz im kryogenen Temperaturbereich bis unter 10 K einhergehen. Die Wahl des elektrischen Isolationsmaterials wird durch mechanische und konstruktionsbedingte Kriterien dominiert. Auf diesem Hintergrund kommt der Isolationsdiagnostik eine besondere Bedeutung zu.

Die Frage der *Lebenserwartung* einer kryogenen Hochspannungsisolation bzw. der Schädigung in Folge von TE-Aktivität ist für supraleitende Großmagnete sehr differenziert zu behandeln. Im Betrieb wird der Magnet ausschließlich durch unipolare Spannungspulse beansprucht, die im Vergleich zur Frequenz von 50 Hz nur vereinzelt auftreten. Somit können TE-Messungen nicht zum Ziel haben, in erster Linie bestimmte zulässige Grenzwerte nachzuweisen, wie dies im Bereich konventioneller Betriebsmittel der Hochspannungs- und Energietechnik praktiziert wird.²² Vielmehr liegt die Chance einer derartigen Isolationsdiagnostik in dem Nachweis einer *mechanischen* Integrität des Isolationssystems und einer evtl. möglichen Lokalisierung von Defekten durch Vergleich der TE-Signale an unterschiedlichen Auskopplungsorten. Dies gilt während der Fertigung für den Bereich der Qualitätssicherung sowie begleitend zum Betrieb eines Magneten hinsichtlich der mechanischen und - im Umfeld eines Fusionsreaktors - strahlungsbedingten Belastungen.

Für Modellspulen, wie z.B. die POLO- oder ITER-TF-Modellspule, ist vom elektrischen Standpunkt aus wegen der geringen Beanspruchungszeiten keine Alterung zu erwarten. Untersuchungen, die auf *Langzeiteinwirkungen* von *He-Gasentladungen* auf Isolationsmaterialien (z.B. Epoxidharz) unter *kryogenen* Temperaturen eingehen und zur Einschätzung eines Gefahrenpotentials herangezogen werden könnten, sind nicht bekannt. Die Forschungsaktivitäten, die sich derzeit mit kryogener Materialfestigkeit von elektrischen Isolationssystemen für Fusionsmagnete befassen, konzentrieren sich auf Scherfestigkeit und Durchschlagsfestigkeit, insbesondere im Hinblick auf Strahlungsdegradation. Auch wenn in diesem Fall die Degradation der mechanischen Festigkeit früher eintritt als die der elektrischen Durchschlagsfestigkeit, sollten die Fragen der elektrischen Langzeitfestigkeit unter TE-Einwirkung nicht außer acht gelassen werden. Für den Einsatz im Fusionsreaktor wird letztendlich nur die *Kombination* aus mechanischer, elektrischer und durch Strahlung verursachter Beanspruchung über längere Zeiträume hinweg Aufschluß über die Eignung eines Isolationssystems geben können.

Eines der Ziele von Entwicklung und Betrieb der *POLO-Modellspule* als ein auf Hochspannungsfestigkeit spezifizierter Großmagnet bestand darin, in Anlehnung an konventionelle

²² "Trotz der Erkenntnis, das weder die wahre noch die scheinbare Ladung eine fundierte Aussage über die Lebensdauerverringerung der Isolierung eines Betriebsmittels geben kann, stellt die Messung der scheinbaren Ladung doch ein wichtiges zerstörungsfreies und empfindliches Prüfverfahren zum *Nachweis von Fehlstellen* dar. Aufgrund jahrzehntelanger Erfahrungen können für jede Art von Betriebsmitteln Grenzwerte der TE-Stärke angegeben werden, für die innerhalb der vorgesehenen Betriebsdauer die Wahrscheinlichkeit des Ausfalls durch TE gering erscheint." / [82] Schon 1986/

Hochspannungs(HS)-Prüfmethoden die Möglichkeiten der HS-Isolationsdiagnostik an supraleitenden Großmagneten zu untersuchen und zu bewerten. Dabei spielen vor allem der spezielle konstruktive Aufbau solcher Magnete sowie die besonderen Randbedingungen für HS-Prüfungen unter kryogenen Betriebsbedingungen eine Rolle. Die Ergebnisse der *Stoßspannungsprüfungen* der Windungsisolations konnten für die POLO-Modellspule in wesentlichen Punkten mit Hilfe stark vereinfachter Modelle durch Simulationsrechnungen verifiziert werden. Die Stoßspannungsprüfung beruht in dieser Anwendung auf einem Serienschwingkreis, den die Stoßkapazität und die Induktivität des Magneten miteinander bilden. Hinsichtlich der Erdisolation ergab der Einsatz der *digitalen TE-Meßtechnik* (phasenaufgelöste Darstellung) ein differenziertes Bild des Isolationszustands des Magneten:

- ◆ Tendenziell leichter Anstieg der TE-Amplituden bei Raumtemperatur über den zeitlichen Bereich aller vier Abkühlzyklen hinweg.
- ◆ Keine direkt feststellbaren Schädigungen der Isolation durch mechanische Lastzyklen.
- ◆ Unterschiede in den Ergebnissen der TE-Diagnostik an unterschiedlichen Auskopplungsstellen des Magneten, die vor allem im kryogenen Temperaturbereich deutlich hervortraten.
- ◆ Existenz einer sog. "phasendiskreten TE" (*p.d. TE*) bei 5 K mit sehr stationärem Charakter. Verschiedene *Randeffekte* traten zu Tage, die erst durch die *umfassenden TE-Messungen* als solche erkennbar wurden, d.h. als *Einzelmessungen* bzgl. ihres Gefahrenpotentials für die POLO-Modellspule überschätzt worden wären:
- ◆ Hohe TE-Amplituden (30 nC) in bestimmten Isolationsbereichen des Magneten im abgekühlten Zustand (elektrodengebunden).
- ◆ Sehr hohe TE-Amplituden (200 nC) infolge von He-Konzentrationsanstiegen in elektrodengebundenen Hohlräumen der Isolation (Delamination am Spulenleiter).

Beide Effekte zeichneten sich durch einen regenerativen Charakter aus. Bei anschließenden Raumtemperaturmessungen waren keine bleibenden Degradationen feststellbar. Mit den folgenden TE-Messungen in erneut abgekühltem Zustand wurde darüber hinaus eine sehr gute Reproduzierbarkeit erreicht. Offensichtlich können selbst großflächige Hohlräume direkt nach dem Abkühlen durch Ausfrieren der Gase zunächst evakuiert sein (noch kein He im Hohlraum). Die TE-Einsatzspannung wird in diesem Stadium nicht erreicht, so daß diese Hohlräume der TE-Diagnostik verborgen bleiben. Durch Diffusionsprozesse innerhalb der Spulenisolation aufgrund der LHe-Kühlung entstehen dann mit der Zeit He-Konzentrationen im Hohlraum, die die elektrische Festigkeit drastisch herabsetzen und letztendlich zu ausgeprägter TE-Aktivität führen.

Besondere Sorgfalt bei der Auswertung der TE-Ergebnisse muß hinsichtlich der *räumlichen Ausdehnung* eines supraleitenden Großmagneten geübt werden. Die Kenntnis der Funktionsweise des eingesetzten Meßsystems ist Voraussetzung für eine mögliche Unterscheidung zwischen TE-Ereignissen, die tatsächlich im "Einzugsbereich" des TE-Auskopplungsorts entstehen, und sog. "Phantom-TE", die dies nur vortäuschen, in Wirklichkeit aber an anderer Stelle entstehen und somit zu Fehlinformationen führen können.

Die *phasenaufgelöste TE-Meßtechnik* hat sich in ihrem Einsatz zur Isolationsdiagnostik an der POLO-Modellspule bewährt. TE-Meßtechniken, die auf einer rechnergestützten *Mustererkennung* basieren, fehlt im Bereich supraleitender Großmagnete der Erfahrungshintergrund, der zur Erstellung der erforderlichen Datenbasis notwendig wäre.

Wegen des konstruktiven Aufbaus der Modellspule konnte nur die Diagnostik der *Erdisolation* mit TE-Messungen abgedeckt werden. Der Konstruktionsentwurf der ITER-TF-Modellspule mit Scherplatten zwischen jeder Windungslage eröffnet zusätzlich die Perspektive der Isolationsdiagnostik an der *Windungsisolation*. Die Scherplatten können als eine in fünf Abschnitte unterteilte Erdelektrode aufgefaßt werden, so daß separate vergleichende TE-Messungen an der Windungsisolation in diesen fünf Bereichen durchgeführt werden können.

Um weitergehende selektive Informationen über den Isolationszustand zu erhalten, wurden Messungen in *unterschiedlichen Frequenzbereichen* unter Einsatz eines modernen Spectrum-Analyzers vorgestellt. Diese Art der Messung hat Ergänzungscharakter zur direkten TE-Messung und könnte z.B. dazu dienen, im Fall der ITER-TF-Modellspule speziell die in den HS-Durchführungen der Scherplatten auftretenden TE zu detektieren und damit von der TE-Aktivität der Windungsisolation zu unterscheiden. Die Durchführung solcher Messungen erfordert einen großen Erfahrungshintergrund.

Fragen der *Spannungsbeanspruchung* eines Magneten durch die Prüfwechselspannung wurden kritisch diskutiert und Alternativen aufgezeigt. Für die POLO-Modellspule wurde die Höhe der AC-Prüfspannung reduziert. Das Konzept der TE-Messungen mit Hilfe einer *Pulsspannungsversorgung*, wie sie seit kurzem für Messungen an hochkapazitiven Prüflingen kommerziell erhältlich ist, würde den Vorteil einer betriebsähnlichen Spannungsbelastung des Prüflings bieten bei gleichzeitig mobil einsetzbarer Spannungsversorgung. Als Nachteil ist der Verlust des Informationsgehalts einer *phasenaufgelösten* TE-Darstellung zu nennen. Eine sinnvolle Nutzung technisch möglicher Diagnoseverfahren läge sicherlich in der *Kombination* der beiden Meßsysteme: phasenaufgelöste TE-Messungen, die bei verhältnismäßig niedrigen Spannungswerten durchgeführt werden, und TE-Messungen bei pulsformiger Spannungsbeaufschlagung bis hin zum Nennspannungswert des Prüflings.

Eine qualitativ theoretische *Modellbildung* zur Interpretation phasenaufgelöster TE-Muster wurde zu einer geschlossenen Darstellung ausgearbeitet und vermittelt ein Grundverständnis für die physikalischen Vorgänge, die einer TE-Messung zugrunde liegen. Diese Zusammenhänge sind nicht ohne weiteres als Interpretationsmethodik für die TE-Messungen an ganzen Isolationssystemen eines Magneten anwendbar, gewinnen aber ihre Bedeutung für systematische Untersuchungen des TE-Verhaltens z.B. unter kryogenen Bedingungen an definiert präparierten *Laborproben*. Auf diesem Gebiet sind eingehende Untersuchungen erforderlich, um ein grundsätzliches Verständnis für die relevanten Einflußgrößen von TE-Vorgängen im Tieftemperaturbereich zu erlangen. Die besondere Problematik in der Durchführung solcher Untersuchungen besteht in der Herstellung repräsentativer heliumgefüllter Hohlräume. Dies gilt

vor allem für den Bereich elektrodengebundener Hohlräume. Ein Verguß der Elektroden im Isolationsmaterial ist bei unterschiedlichen Ausdehnungskoeffizienten der beteiligten Materialien nicht möglich ($300\text{ K} > T > 5\text{ K}$). Untersuchungen zu dieser Thematik sind derzeit am Institut für Technische Physik, Forschungszentrum Karlsruhe, im Gange.

Um die Hochspannungsfestigkeit der POLO-Modellspule sicherzustellen, war die Entwicklung neuartiger *kryogener Hochspannungskomponenten* erforderlich. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurde erstmals eine Dokumentation dieser Entwicklungen erarbeitet und im Hinblick auf die speziellen Erfordernisse, die sich aus dem Einsatz der Komponenten bei kryogenen Temperaturen ergeben, dargestellt.

Aufgrund geeigneter Ausdehnungskoeffizienten und ausreichender mechanischer Festigkeit hat sich *glasfaserverstärkter* Kunststoff auf Epoxidharzbasis (GFK) für den Einsatz im Bereich kryogener Hochspannungskomponenten bewährt. Bereits bei dem Entwurf solcher Bauteile muß jedoch darauf geachtet werden, daß im Bereich höchster Feldstärken keine Glasfasern in Feldrichtung liegen. Diese Stellen sind aufgrund undefinierter Verhältnisse in der Mischmatrix zwischen Epoxidharz und Glasfaser akut durchschlagsgefährdet. *Stückprüfungen* sind unbedingt erforderlich. Kritische Hochspannungskomponenten eines Magneten wie z.B. der axiale Potentialtrenner müssen auch nach Fertigstellung des Magneten verhältnismäßig gut zugänglich bleiben.

Im Bereich der Leiterisolation wird die Technik der *Vakuuminprägung* eingesetzt, um eine gleichmäßige Durchdringung der Wicklung mit ihrer komplexen Geometrie zu gewährleisten. Für einzelne Hochspannungskomponenten hat sich der Einsatz *nicht vakuuminprägnierter* Isolationssysteme bewährt, bei denen die Gefahr der Ribbildung und Ablösung vom Elektrodenmaterial geringer ausfällt. Hohlräume können zudem dazu beitragen, das Tree-Wachstum einzuschränken.

Die HS-Komponenten für die POLO-Modellspule wurden gewerblich gefertigt. Von einer allgemeinen industriellen Verfügbarkeit kann jedoch nur in eingeschränktem Maße ausgegangen werden. Hier sind weitere Anstrengungen seitens Forschung und Industrie notwendig, um durch Technologietransfer zu reproduzierbaren industriellen Fertigungsprozessen zu gelangen.

Mit der vorliegenden Arbeit erfolgte ein interdisziplinärer Brückenschlag zwischen der Hochspannungs-Prüf- und -Meßtechnik einerseits und den aus kryotechnischer Sicht gegebenen Randbedingungen auf der anderen Seite. Die Thematik ist in dieser Kombination zu komplex, als daß in absehbarer Zeit Hilfestellung in Form von internationalen Standards zu erwarten wäre. Um so mehr kommt einzelnen Projekten, in deren Rahmen diese Problematik erfolgreich bewältigt wurde, eine Schlüsselrolle zu. Die konkreten Erkenntnisse bzgl. der HS-Entwurfs- und -Diagnosetechniken für supraleitende Großmagnete, die mit dieser Arbeit am Beispiel der POLO-Modellspule herausgearbeitet wurden, liefern einen wichtigen Beitrag hinsichtlich der Weiterentwicklung der Hochspannungs-Isolationsdiagnostik in dieser speziellen Anwendung.

7 Literaturverzeichnis

Literatur zu Kapitel 1²³:

- [1] Komarek, P.:
Kryotechnik für Energiefragen unter besonderer Berücksichtigung supraleitender Magnete,
Kernforschungsanlage Jülich, Jül-956-TP, Juni 1973.
- [2] Komarek, P., et al.:
Worldwide cryogenics - Kernforschungszentrum Karlsruhe,
Cryogenics, Nov. (1984), pp. 603-621.
- [3] Klaudy, P.A.:
Supraleitende Kabel,
Gesellschaft für Kernforschung, Karlsruhe, Drucklegung der Vorträge auf der Herbstschule
über Anwendung der Supraleitung in Elektrotechnik und Hochenergiephysik, Okt. 1972.
- [4] Ulbricht, A.:
*Theoretische und experimentelle Untersuchung über die Eigenschaften eines großen
supraleitenden Gleichstromleistungsschalters mit 40 MW Schaltleistung bei einer
Spannung von 47 kV*,
Kernforschungszentrum Karlsruhe, KfK 2672, Dissertation ETH Zürich, Aug. 1978.
- [5] May, D.:
Durchschlagsuntersuchungen an Helium bei tiefen Temperaturen,
Kernforschungszentrum Karlsruhe, KfK 3137, Dissertation Universität Karlsruhe, April
1981.
- [6] 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.
- [7] Komarek, P.; Ulbricht, A.:
Superconductivity in Energy Technologies, Large Magnets for Nuclear Fusion,
VDI-Verlag GmbH Düsseldorf 1990, pp. 177-192.
- [8] 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.
- [9] Miri, A.M., et al.:
*Modelling the Transient Behaviour of a Large Superconducting Coil Subjected to High
Voltage Pulses*,
Intern. Conf. on Power System Transients, Lisbon, Sept. 3-7 (1995).
- [10] Bayer, H., et al.:
*Test of the POLO model coil - a superconducting poloidal field coil according to the
specifications of the tokamak operation - in the KfK TOSKA facility*,
Proc. 18th Symp. on Fusion Technology, Karlsruhe 1994, pp. 917-920 (1995).
- [11] 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).

²³ 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.

- [12] Beidler, C., et al.:
Physics and Engineering Design for Wendelstein VII-X,
Max-Planck-Institut für Plasmasphysik, Garching/München, IPP 2/300, July (1989).
- [13] Bulmer, R.H., et al.:
TPX Magnet System Status,
Proc. 18th Symp. on Fusion Technology, Karlsruhe 1994, pp. 933-936 (1995).
- [14] Zingales, G.:
Present State and Prospects of Standardization on PD Measurements,
IEEE Trans. Electrical Insulation Vol. 28 No. 6, pp. 902-904 (1993).
- [15] ETG-Fachtagung
"Teilentladungserfassung an elektrischen Isoliersystemen",
Esslingen, 31.5.-1.6 1995, Übersichtsbeiträge S. 9-57,
ETG-Fachbericht 56, vde-Verlag Berlin Offenbach 1995.
- [16] *DUDEN Fremdwörterbuch*,
Bibliographisches Institut AG, Mannheim 1974.
- [17] Irmisch, M.; Ulbricht, A.:
Hochspannungskomponenten für die supraleitende Poloidal-feld-Modellspule POLO,
Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, Wissenschaftliche Berichte FZKA 5568, Karlsruhe,
Germany, Jan. 1996.

Literatur zu Kapitel 2:

- [18] Kahle, M.:
Elektrische Isoliertechnik,
Springer Verlag Berlin 1989.
- [19] Gerhold, J.; Telser, E.:
Spannungs-isolation supraleitender Magnete,
E&I, 109. Jg. H. 6, pp. 322-329 (1992).
- [20] Gerhold, J.; Hara, M.:
Procedure of Electrical Insulation Design for Superconducting Coils,
Proc. 8th Intern. Symp. on HV Engineering, Yokohama, pp. 567-570 (1993).
- [21] Meek, J.M.; Craggs, J.D.:
Electrical Breakdown of Gases,
John Wiley & Sons, Chichester, 1978.
- [22] Bobo, J.C.:
Dielectric Behaviour of Insulating Materials at Cryogenic Temperatures. The Use of Vacuum as a Dielectric Environment Medium,
Proc. 3rd Intern. Cryogen. Engineer. Conf., Berlin, pp. 482-484 (1970).
- [23] Schmidt, B.D.:
Untersuchungen zum Durchschlag von Hochvakuumanordnungen bei kryogenen Temperaturen,
Dissertation TU Braunschweig (1979).
- [24] Mazurek, B.:
The effect of Low Temperature on the Role Played by Electrodes in Vacuum Breakdown,
IEEE Trans. El. Insulation Vol. 24 No. 6, pp. 933-936 (1989).
- [25] Miller, H.C.:
Surface Flashover of Insulators,
IEEE Trans. El. Insulation Vol. 24 No. 5, pp. 765-786 (1989).

- [26] Wankowicz, J.:
Flashover voltage of spacer insulators in a vacuum at 290-6 K,
Cryogenics, Vol. 23, pp. 482-486 (1983).
- [27] Schauer, F.:
Über die Anwendung von Hochvakuum zur thermischen und elektrischen Isolierung elektrischer Hochspannungseinrichtungen bei tiefen Temperaturen,
Dissertation TU Graz (1979).
- [28] Hara, M., et al.:
Influence of transverse magnetic field on breakdown characteristics of vacuum, gaseous helium at low temperature and liquid helium,
Cryogenics Vol. 29, pp. 448-456 (1989).
- [29] Luton, J.N., et al.:
Testing Electrical Insulation of LCT Coils and Instrumentation,
Proc. 14th Symp. on Fusion Technology, Avignon, Sept. (1986), pp. 1741-1748.
- [30] 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).
- [31] Irmisch, M., et al.:
Breakdown characteristics of helium gas at cryogenic temperatures and low pressures with respect to a local helium leak,
IEEE Trans. El. Insulation Vol. 28 No. 4, pp. 507-511 (1993).
- [32] Wutz, M.; Adam, H.; Walcher, W.:
Theorie und Praxis der Vakuumtechnik,
F. Vieweg & Sohn Verlagsgesellschaft, Braunschweig, 3. Auflage 1986.
- [33] Fast, R.W.; Hart, H.L.:
Use of Glass Beads to Increase the Breakdown Voltage in Subatmospheric, Cold Helium Gas,
Adv. Cryog. Eng. Vol. 35, pp. 809-812, New York: Plenum Press (1990).
- [34] Gerhold, J.:
Dielectric breakdown of helium at low temperatures,
Cryogenics Vol. 12 No. 5, pp. 370-376 (1972).
- [35] Hara, M., et al.:
Breakdown behaviour of insulation elements in superconducting magnet coils,
Proc. of the 3rd Intern. Conf. on Properties and Applications of Dielectric Materials, Vol. 1,
pp. 411-414 (1991).
- [36] Meats, R.J.:
Pressurised-helium breakdown at very low temperatures,
Proc. of IEE Vol. 119 No. 6, pp.760-766 (1972).
- [37] Levine, J.L.; Sanders, T.M.:
Mobility of Electrons in Low-Temperature Helium Gas,
Physical Review Vol. 154 No. 1, pp. 138-149 (1967).
- [38] Hara, M., et al.:
Breakdown characteristics of cryogenic gaseous nitrogen and estimation of its electrical insulation properties,
IEEE Trans. El. Insulation Vol. 24, pp. 609-617 (1989).
- [39] *Handbook of Chemistry and Physics*,
The CrC Press, 59th Edition, Cleveland, 1979.

- [40] Krähenbühl, F.:
Properties of insulating materials at cryogenic temperatures, a state of the art,
CIGRE Session 26.8.-1.9. (1990).
- [41] Gerhold, J.:
Dielectric strength of gaseous and liquid insulants at low temperatures,
CIGRE Symposium 05-87, Vienna, pp. 100-101 (1987).
- [42] Gerhold, J.:
Evaluation of Bubble Breakdown Limit in LHe below 4.2 K,
IEEE Trans. El. Insulation Vol. 26 No. 4, pp. 679-684 (1991).
- [43] Hara, M., et al.:
Electrical breakdown mechanism of liquid nitrogen in the presence of thermally induced bubbles,
Cryogenics Vol. 27, pp. 93-101 (1987).
- [44] Hara, M., et al.:
Thermal-bubble initiated breakdown characteristics of liquid helium and nitrogen at atmospheric pressure,
IEEE Trans. El. Insulation Vol. 23, pp. 769-778 (1988).
- [45] Hara, M., et al.:
Thermal bubble breakdown characteristics of LN₂ at 0,1 MPa under a.c. and impulse electric fields,
Cryogenics Vol. 29, pp. 895-903 (1989).
- [46] Beard, D.S., et al.:
The IEA Large Coil Task, Development of Superconducting Toroidal Field Magnets for Fusion Power,
Fusion Engineering and Design, Vol. 7, Nos. 1&2 (1988) pp. 1-232.
- [47] Tsuji, H., et al.:
Experimental results of domestic testing of the pool-boiling cooled Japanese and the forced-flow cooled Euratom LCT coils,
Cryogenics Vol. 25, pp. 539-551 (1985).
- [48] Maurer, W.; Klingelhöfer, R.:
Der Weg zum Fusionsreaktor,
in: *Kernfusion, Forschung und Entwicklung*,
Forschungszentrum Karlsruhe GmbH (Hrsg.), Postfach 3640, 76021 Karlsruhe, (1991).
- [49] Maurer, W.:
Neutron and Gamma Irradiation Effects on Organic Insulating Materials for Fusion Magnets,
Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, KfK-Bericht 3974, Okt. 1985.
- [50] Pöhlchen, R.:
Effects of radiation on insulation materials,
Advances in Cryogenic Engineering (Materials), Vol. 38A, Plenum Press, New York (1992),
pp. 261-269.
- [51] Katheder, H.K., et al.:
Summary of results on irradiation and testing at 4.5 K of epoxy-glass-fibre-steel samples,
Proc. 18th Symp. on Fusion Technology, Karlsruhe 1994, pp. 969-972 (1995).
- [52] Humer, K., et al.:
Low temperature tensile and fracture mechanical strength in mode I and mode II of fiber reinforced plastics following various irradiation conditions,
Proc. 18th Symp. on Fusion Technology, Karlsruhe 1994, pp. 973-976 (1995).

- [53] Sihler, C., et al.:
Structural Analysis and Measurement of the Mechanical Behaviour of the POLO Coil under Static and Dynamic Loads,
14th Conf. on Magnet Technology, Tampere, Finland (1995).
- [54] Bahder, G.; Rabinowitz, M.; Sosnowski, M.:
Bulk solid dielectric for cryogenic cables,
Cryogenics Vol. 23 No. 2, pp. 95-101 (1983).
- [55] Schwarz, G.; Hartwig, G.:
Thermal Expansion of Polymers and Fibre Composites at Low Temperatures,
Advances in Cryogenic Engineering (Materials), Vol. 36, Plenum Press, New York (1990)
pp. 1007-1010.
- [56] Hartwig, G.:
Polymer Properties at Room and Cryogenic Temperatures,
Plenum Press New York 1994.
- [57] Friesinger, G.; Kathol, H.,
unveröffentlichter Bericht Kernforschungszentrum Karlsruhe, Juni (1994).
- [58] 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 (1988) pp. 1552-1556.
- [59] Schütz, A.:
Grenzflächenprobleme in faserverstärkten Kunststoffen,
Dissertation Universität Braunschweig, 1993.
- [60] Mizuno, Y.; Nagao, M.; Kosaki, M.:
Interaction of Partial Discharge Streamers in Cryogenic Fluids with Polymeric Films,
IEEE Trans. El. Insulation Vol. 23 No. 4 (1988) pp. 689-696.
- [61] *TORE SUPRA, A Superconducting-magnet Tokamak*,
Association Euratom - C.E.A., Departement de Recherches sur la Fusion Controlee, C.E.N.
Cadarache, F-13108 Saint Paul lez Durance Cedex (France), Sept. (1986).
- [62] Toschi, R., et al.:
Next European Torus - Objectives, General Requirements and Parameter Choices,
Fusion Technology Vol. 14 July (1988) pp. 19-29.
- [63] Bourquard, A., et al.:
Manufacturing of the Polo Model Coil,
Proc. 17th Symp. on Fusion Technology, Rome 1992, pp. 802-806 (1993).
- [64] 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).
- [65] 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.
- [66] 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.
- [67] The NET Team:
Predesign Report - I. Introduction and executive summary,
Fusion Engineering and Design, North-Holland, Vol. 21 (1993) pp. 3-15.

- [68] Proust, E., et al.:
Breeding blanket for DEMO,
Fusion Engineering and Design, North-Holland, Vol. 21 (1993) pp. 19-33.
- [69] Rebut, P.-H., et al.:
The ITER challenge
Fusion Engineering and Design, Vol. 22, North-Holland, (1993) pp. 7-18.
- [70] EU-Home Team; Salpietro, E., et al.:
ITER TF Model Coil - Rationale and Conceptual Design,
ITER-Studie, Naka, Apr. (1995).

Literatur zu Kapitel 3:

- [71] Beyer, M., et al.:
Hochspannungstechnik, Theoretische und praktische Grundlagen,
Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 1986.
- [72] Schwab, A.J.:
Hochspannungsmesstechnik, Meßgeräte und Meßverfahren,
Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 1981.
- [73] Fastowski, W.G.; Petrowski, J.W.; Rowinski, A.E.:
Kryotechnik,
Akademie-Verlag Berlin 1970.
- [74] König, D.; Rao, Y.N.:
Partial discharges in electrical power apparatus,
vde-verlag Berlin Offenbach 1993.
- [75] Fruth, B.; Niemeyer, L.:
The importance of statistical characteristics of partial discharge data,
IEEE Trans. on Electrical Insulation, Vol. 27 No. 1 (1992) pp. 60-69.
- [76] Van Brunt, R.; Cernyar, E.:
System for measuring conditional amplitude, phase, or time distributions of pulsating phenomena,
J. Res. Natl. Inst. Stand. Technol., Vol. 97 (1992) pp. 634-672.
- [77] Gulski, E.; Kreuger, F.H.:
Computer aided recognition of discharge sources,
IEEE Trans. on Electrical Insulation, Vol. 27 (1992) pp. 82-91.
- [78] Badent, R., et al.:
Partial-Discharge Diagnosis with Artificial Neural Networks,
Proc. of the 4th Intern. Conference on Properties and Applications of Dielectric Materials,
Brisbane, Australia, July (1994), pp. 638-641.
- [79] Peier, D.; Engel, K.:
Rechnergestützte Auswertung von TE-Meßergebnissen - Neuronale Netze und Multivariate Statistik,
ETG Fachbericht 56, Fachtagung "Teilentladungserfassung an elektrischen Isoliersystemen",
Fachbereich 9, Esslingen, vde-Verlag Berlin Offenbach (1995), S. 69-78.
- [80] Niemeyer, L.:
Interpretation of PD measurements in GIS,
8th Int. Symp. on High Voltage Engineering, Yokohama, (1993).

- [81] König, D.:
Tendenzen der TE-Meßtechnik nach den Beiträgen zum ISH 93, Yokohama,
Siemens-Tettex-Kolloquium, Dresden (1993), Beitrag 16.
- [82] Schon, K.:
Konzept der Impulsladungsmessung bei Teilentladungsprüfungen,
etzArchiv Bd. 8 H. 9 (1986) S. 319-324.
- [83] Zaengl, W.:
Mit welchem Ziel wird die IEC-Publikation 270 "Teilentladungstechnik" überarbeitet?,
Siemens-Tettex-Kolloquium, Dresden (1993), Beitrag 15.
- [84] Ruhland, S.; Schon, K.; Zaengl, W.:
*Weiterentwicklung der Normung auf dem Gebiet der Teilentladungstechnik -
Meinungen und Trends*,
ETG Fachbericht 56, Fachtagung "Teilentladungserfassung an elektrischen Isoliersystemen",
Fachbereich 9, Esslingen, vde-Verlag Berlin Offenbach (1995), S. 15-22.
- [85] Persönliche Mitteilung Dr. B. Fruth, Stetten, Schweiz, 1995.
- [86] Lenke, E.; Schmiegel, P.:
*Das CDA-Verfahren - Eine neue Möglichkeit zur Teilentladungs-Diagnose an verlegten
PE/VPE-Mittelspannungskabeln*,
ETG Fachbericht 56, Fachtagung "Teilentladungserfassung an elektrischen Isoliersystemen",
Fachbereich 9, Esslingen, vde-Verlag Berlin Offenbach (1995), S. 147-152.
- [87] Kühnel, C.:
Schaltungssimulationen mit PSPICE,
Franzis-Verlag München 1993.
- [88] Kuchling, H.:
Taschenbuch der Physik,
Verlag Harri Deutsch, Thun und Frankfurt/Main, 1988.
- [89] Gruber, P.,
unveröffentlichter Bericht Kernforschungszentrum Karlsruhe, Jan. (1992).

Literatur zu Kapitel 4:

- [90] Fruth, B.:
Möglichkeiten zur Auswertung von TE-Messungen,
ETG Fachbericht 56, Fachtagung "Teilentladungserfassung an elektrischen Isoliersystemen",
Fachbereich 9, Esslingen, vde-Verlag Berlin Offenbach (1995), S. 59-68.
- [91] Niemeyer, L.; Fruth, B.; Gutfleisch, F.:
Simulation of Partial Discharges in Insulation Systems,
7th Int. Symp. on High Voltage Engineering, Dresden (1991), paper no. 7105.
- [92] Niemeyer, L.:
The Physics of Partial Discharges,
Intern. Conf. on Partial Discharge, Canterbury, IEE Conf. Proceed. No 378 (1993) pp. 1-4.
- [93] Gallimberti, I.:
The mechanisms of long spark formation,
Journ. de Physique, Vol. 40, C7 (1979) pp. 193-250.
- [94] Crichton, G.C.; Karlsson, P.W.; Pedersen, A.:
Partial Discharges in Ellipsoidal and Spherical Voids,
IEEE Trans. on Electrical Insulation, Vol. 24 (1989) pp. 335-342.

- [95] Pedersen, A.; Crichton, G.C.; McAllister, I.W.:
Partial discharge detection: theoretical and practical aspects,
Intern. Conf. on Partial Discharge, Canterbury, IEE Conf. Proceed. No 378 (1993) pp. 21-24.
- [96] Bennett, A.I.:
Endurance of electrical insulation under sinusoidal voltage stress,
Annual Report of the CEIDP (1987) pp. 80-88.
- [97] Liang, M.S.; Choi, J.Y.:
Thickness dependence of oxide breakdown under high field and current stress,
Appl. Phys. Lett. 50, No. 2 (1987) pp. 104-106.
- [98] Bartnikas, R.:
Discharge rate and energy loss in helium at low frequencies,
Archiv Elektrotechnik, Bd. 52 (1969) S. 348-359.
- [99] Kreuger, F.H.:
Industrial High Voltage (1, 2, 3),
Delft University Press 1991.
- [100] Danikas, M.G.:
The Definitions Used for Partial Discharge Phenomena,
IEEE Trans. on Electr. Insulation, Vol. 28, No. 6 (1993) pp. 1075-1081.
- [101] Hall, H.C.; Russek, R.M.:
Discharge Inception and Extinction in Dielectric Voids,
Proc. IEE, Vol. 101, pt. II, pp. 47-55 (1953).
- [102] Bartnikas, R.:
Some observations on the character of corona discharges in short gap spaces,
IEEE Trans. on Electrical Insulation, EI-6, No. 2 (1971) pp. 63-75.

Literatur zu Kapitel 5:

- [103] Instruction manual:
The ICM System - digital partial discharge recording,
Power Diagnostix Systems GmbH, Aachen, Germany, 1994.
- [104] Fruth, B.A.; Groß, D.W.:
Partial discharge signal generation transmission and acquisition,
IEE Proc.-Sci. Meas. Technol., Vol. 142, No. 1, Jan. (1995), pp. 22-28.
- [105] Zaengl, W.S., Osvath, P., Weber, H.J.:
Correlation between the Bandwidth of PD-Detectors and its Inherent Integration Errors,
IEEE Int. Symp. on Electrical Insulation, Washington, DC, June 9-11 (1986) pp. 115-121.
- [106] Kreuger, F.H.:
Partial Discharge Detection in High-Voltage Equipment,
Butterworths, 1989.
- [107] Aschwanden, T.; Osvath, P.:
Anwendungsorientierte TE-Messungen im Prüffeld und vor Ort,
Siemens-Tettex-Kolloquium Dresden (1993) Beitrag 17.
- [108] Irmisch, M.; Stegmaier, B.; Ulbricht, A.:
Partial Discharge Behaviour at Cryogenic Temperatures,
Proc. 9th Intern. Symp. on High Voltage Engineering, Graz (1995), paper 7607.
- [109] IEC-Publikation 270: *Partial discharge measurements*, 1981.

- [110] Haefely-Bedienungsanleitung:
Teilentladungs-Detektor Typ 561,
Haefely Basel, Schweiz, Sept. 1985.
- [111] Ulbricht, A., et al.:
Entwicklung von Poloidalfeldspulen,
in: *Ergebnisbericht über Forschungs- und Entwicklungsarbeiten 1993*,
Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH, KfK 5345, Institut für Technische Physik, 1994.

Literatur zu ANHANG C:

- [112] Friesinger, G., et al.:
Specific Fabrication Techniques of the Polo Model Coil and its Components,
IEEE Trans. on Magnetics, Vol. 28, (MT-12 Leningrad 1991), pp. 271-274 (1992).
- [113] Komarek, P., Nyilas, A.:
Characterization of superconductors and insulating materials at cryogenic temperatures, for use in electrical engineering,
Cigré Symposium 05-87, Vienna (1987).
- [114] Nyilas, A.,
unveröffentlichter Bericht Kernforschungszentrum Karlsruhe, Okt. 1987.
- [115] Schmidt, C., et al.:
A low loss superconducting cable for poloidal field coils and its application in a 3 m diameter model coil,
Proc. 14th Symp. on Fusion Technology, Avignon (1986), pp. 1787-1793.
- [116] Förster, S., et al.,
unveröffentlichter Bericht Kernforschungszentrum Karlsruhe, Okt. (1981).
- [117] Deister, P., et al.,
unveröffentlichter Bericht Hochspannungsinstitut, Universität Karlsruhe, Dez. (1987).
- [118] Philippow, E.:
Taschenbuch Elektrotechnik, Band 6,
Carl Hanser Verlag München Wien 1982.
- [119] 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).

Weitere aktuelle Literatur zum Thema:

Gutfleisch, F.; Niemeyer, L.:

Measurement and Simulation of PD in Epoxy Voids,

IEEE Trans. on Dielectrics and Electrical Insulation, Vol. 2 No. 5, Oct. (1995), pp. 729-743

Hara, M., et al.:

Insulation Design Philosophy of Superconducting Coils for Electric Power Apparatus and a Case Study for KEPCO's SMES,

Proc. 9th Intern. Symp. on High Voltage Engineering, Graz, Austria (1995), paper 7874.

Komarek, P.:

Hochstromanwendung der Supraleitung,

Teubner Studienbücher, Stuttgart 1995.

Niemeyer, L.:

A Generalized Approach to Partial Discharge Modeling,

IEEE Trans. on Dielectrics and Electrical Insulation, Vol. 2 No. 4, Aug. (1995), pp. 510-528.

Pedersen, A.; Crichton, G.C.; McAllister, I.W.:

The Functional Relation between Partial Discharges and Induced Charge,

IEEE Trans. on Dielectrics and Electrical Insulation, Vol. 2 No. 4, Aug. (1995), pp. 535-543.

ANHANG

A Tabellen

Isoliermedium	elektr. Festigkeit	Quelle
gasförmig:		
Hochvakuum	17-30 kV/mm	
Luft	2,8 kV/mm	
SF ₆	8,9 kV/mm	
Stickstoff	3,3 kV/mm	[a]
Helium	0,467 kV/mm	[b]
flüssig:		
Stickstoff	60 kV/mm	[c]
Helium	40 kV/mm	[a]
Demineralisiertes Wasser	20 kV/mm	
Transformatoröl	20 kV/mm	[d]
fest:		
Glas	30 kV/mm	[d]
Quarzglas	40 kV/mm	[e]
Porzellan	35 kV/mm	[d]
Mikanit	25 kV/mm	[f]
PI (Kapton)	142 kV/mm	[g]
PA (Nylon)	50 kV/mm	[d]
PTFE (Teflon)	25 kV/mm	[d]
PE	100 kV/mm	[h]
PVC	20 kV/mm	[h]
Phenolharz	20 kV/mm	
Phenol-Hartpapier	25 kV/mm	[h]
Melaminharz	20 kV/mm	
Epoxydharz	20 kV/mm	[d]
Epoxyd-GFK	17 kV/mm	[i]
Silikonkautschuk	21 kV/mm	[k]
Silikon-GFK	20 kV/mm	[h]
Polyesterharz	25 kV/mm	[d]
Polyester-GFK	35 kV/mm	[i]
Quellen:		
[a]	Kind, Hochspannungsisoliertechnik, Vieweg 1982	
[b]	Köfler, IEKP März 1975	
[c]	B. Fallon, A review of main properties of electrical insulation	
[d]	Siemens - Technische Tabellen	
[e]	Bosch - Technisches Tabellenbuch	
[f]	SEGLIWA Glimmererzeugnisse Mikafolium Produktgruppe Nr. 2 (MIF 3377)	
[g]	Typ H, KAPTON Polyimidfolie Zusammenfassung der Eigenschaften	
[h]	Kunststoffe A. Krüger Produktinformation Nr. 26	
[i]	KREMPEL Elektroisierstoffe	
[k]	WACKER Silicone	

Tabelle A.1: Anhaltswerte für die elektrische Festigkeit von Isoliermedien.

Abkühlzyklus	HS-Prüfung	Datum	Bemerkungen	Auswertung ¹
RT	Teil 3	10.-14.2.94	Integraler HS-Test bei Raumtemperatur	v. 9.4.94
1.	Teil 4	19.-21.4. u. 9.5.94	Tieftemperatur (TT) <ul style="list-style-type: none"> • steiler TE-Anstieg $q(U)$ ab 5,5 kV • 10 nC-Plateau-TE, druckabhängig bzgl. DSV 820 • Schutzvakuum-Dummy 	v. 7.6.94
RT	Teil 5	22.-23.6.94	Raumtemperatur (RT) <ul style="list-style-type: none"> • kein steiler TE-Anstieg $q(U)$ ab 5,5 kV • DSV 820 p = 30 mbar-1 bar: keine Plateau-TE • Kalibrierpuls-Systemantwort ($i(t)$) 	v. 28.9.94
2.	Teil 6.1	8.9.94	TT, vor Halbspulენტladungen <ul style="list-style-type: none"> • Messungen an PLUS- und MINUS-Pol gleichzeitig: $q(U)$ differiert am MINUS-Pol • Vergleich 300 K/5 K 	v. 30.11.94
2.	Teil 6.2	12.-13.10.94	TT, nach Halbspulენტladungen <ul style="list-style-type: none"> • keine $q(U)$-Messung • Details der ph.dis. TE an unterschiedlichen Auskopplungsorten • ph.dis. TE-Pulse im Zeitbereich ($i(t)$) 	v. 30.11.94
RT	Teil 7	31.10.94	RT, Spule unter He-Atmosphäre <ul style="list-style-type: none"> • TE in SZF 	
3.	Teil 8.1	2.-5.12.94	TT, vor Entladungen in KS-Ring <ul style="list-style-type: none"> • Übergang TEC/REPTIL ► ICM • SZF 5-9 bar: kein Einfluß auf starken $q(U)$-Anstieg 	v. 10.2.95
3.	Teil 8.2	8.-9.12.94	TT, nach Entladungen in KS-Ring <ul style="list-style-type: none"> • stärkere TE bei 8 K • SZF 5-9 bar: kein Einfluß auf ph.dis. TE 	v. 8.2.95
RT	Teil 9	20.-21.12.94	Raumtemperatur <ul style="list-style-type: none"> • stärkere TE bei $p = 713$ hPa im B 300 (Kryostat) 	v. 3.2.95
4.	Teil 10.1	27.2.95	TT, vor Halbspulენტladungen	¹ Interne Auswerteprotokolle FZK
4.	Teil 10.2	31.3.95	TT, nach Halbspulენტladungen	
RT	Teil 11	18.-19.4.95	Raumtemperatur	

Tabelle A.2: Übersicht zur zeitlichen Folge der Hochspannungsprüfungen an der POLO-Modellspule.

B Zur Problematik der Gasdruckbestimmung in technischen Apparaturen

Aufgrund der sehr geringen elektrischen Festigkeit von He-Gas im Bereich des Paschenminimums spielt bei der Auslegung elektrischer Vakuum- und Gas-Isolationsstrecken die Abschätzung lokal vorliegender Drücke eine bedeutende Rolle. In der Regel muß der Druck aus Messungen an einem räumlich entfernten Ort, an dem zusätzlich eine andere Temperatur vorliegt, ermittelt werden. Dies bedingt die Kenntnis der *Strömungsvorgänge* zwischen Objekt- und Meßpunkt. Die Strömungsart ihrerseits wird durch den *Druck*, die *Temperatur* und durch *Geometrieigenschaften* bestimmt.

Die folgenden Tabellen und Erläuterungen geben einen Überblick über diese Gesetzmäßigkeiten. Dabei wird ideales Gas zugrunde gelegt. Als Ausgangsbasis dienten Daten für Raumtemperaturbedingungen aus /[32] WUTZ et al. 1986/. Die in der vorliegenden Arbeit wiedergegebenen Tabellen sind um Angaben für He-Gas unter *kryogenen* Bedingungen ergänzt. Die Formeln zur Umrechnung auf verschiedene Temperaturniveaus entstammen ebenfalls /[32] WUTZ et al. 1986/.

Die *Strömungsvorgänge* werden durch das Verhältnis der mittleren freien Weglänge der Gasmoleküle \bar{l} zur Weite des Stömungskanals d (z.B. Rohrdurchmesser), der sog. *Knudsenzahl* $K = \bar{l}/d$, klassifiziert. Die folgende Zuordnung gilt unter *Raumtemperaturbedingung*:

- ◆ Im *Großvakuum* ist $\bar{l} \ll d$, d.h. $K \ll 1$, die Moleküle führen viele Stöße mit den Nachbarmolekülen aus, das Gas kann als Kontinuum betrachtet werden. Es liegt eine *viskose Strömung* vor.
- ◆ Im *Hochvakuum* ist die mittlere freie Weglänge \bar{l} größer als z.B. der Durchmesser d der Rohrleitung. Die Gasteilchen "merken" nichts voneinander und die Strömung ist lediglich durch die Zusammenstöße der Gasteilchen mit der Rohrwandung bestimmt. Eine derartige Strömung wird *Molekularströmung* genannt; sie ist charakterisiert durch $K > 0,5$.
- ◆ Im Zwischenbereich, dem *Feinvakuum*, herrscht die sogenannte *Knudsenströmung* mit $0,5 > K > 0,01$ vor.

Tab. B.1 enthält eine Zusammenstellung der Vakuumbereiche und der Strömungsarten mit den dazugehörigen Kriterien. Die *Besonderheiten* der Gasströmung bei *kryogenen* Temperaturen (hier z.B. $T = 5$ K) gegenüber Raumtemperaturbedingungen besteht in

- ◆ einer um 3 Größenordnungen *kleineren* mittleren freien Weglänge \bar{l} ,
- ◆ damit einer Verschiebung der $p \cdot d$ -Bedingung für die Strömungsart (abgeleitet gemäß *Gl. B-6*) um ebenfalls 3 Größenordnungen,
- ◆ d.h. die Zuordnung der Strömungsarten zu den Vakuumbereichen verschiebt sich.

Für einen Strömungskanal der Weite $d = 1$ cm heißt das bei $T = 5$ K:

- ◆ *Viskose* Strömung im Grobvakuum und Feinvakuum und
- ◆ *Knudsenströmung* im oberen Hochvakuumbereich ($p > 10^{-5}$ mbar).

	Grobvakuum	Feinvakuum ¹	Hochvakuum
Druck p (mbar)	1013 - 1	1 - 10^{-3}	10^{-3} - 10^{-7}
Art der Gasströmung	viskose Strömung	Knudsenströmung	Molekularströmung
Knudsenbedingung ² für die Strömungsart	$K < 10^{-2}$	$10^{-2} < K < 0,5$	$K > 0,5$

Luft, $T \approx 300$ K

Massendichte ρ (g cm ⁻³)	10^{-3} - 10^{-6}	10^{-6} - 10^{-9}	10^{-9} - 10^{-13}
Teilchenzahldichte n (cm ⁻³)	10^{19} - 10^{16}	10^{16} - 10^{13}	10^{13} - 10^9
Mittlere freie Weglänge \bar{l} (cm)	$< 10^{-2}$	10^{-2} - 10	10 - 10^5
$p \cdot d$ -Bedingung ³ für die Strömungsart (mbar cm)	$pd > 0,6$	$0,6 > pd > 10^{-2}$	$pd < 10^{-2}$

Helium, $T_1 \approx 300$ K, $T_2 \approx 10$ K, $T_3 \approx 5$ K⁴

Massendichte ρ (g cm ⁻³)	T_1 :	10^{-4} - 10^{-7}	10^{-7} - 10^{-10}	10^{-10} - 10^{-14}
	T_2 :	$5 \cdot 10^{-3}$ - $5 \cdot 10^{-6}$	$5 \cdot 10^{-6}$ - $5 \cdot 10^{-9}$	$5 \cdot 10^{-9}$ - $5 \cdot 10^{-13}$
	T_3 :	10^{-2} - 10^{-5}	10^{-5} - 10^{-8}	10^{-8} - 10^{-12}
Teilchenzahldichte n (cm ⁻³)	T_1 :	10^{19} - 10^{16}	10^{16} - 10^{13}	10^{13} - 10^9
	$T_{2,3}$:	10^{21} - 10^{18}	10^{18} - 10^{15}	10^{15} - 10^{11}
Mittlere freie Weglänge \bar{l} (cm)	T_1 :	$< 10^{-2}$	10^{-2} - 10	10 - 10^5
	T_2 :	$< 10^{-4}$	10^{-4} - 10^{-1}	10^{-1} - 10^3
	T_3 :	$< 10^{-5}$	10^{-5} - 10^{-2}	10^{-2} - 10^2
$p \cdot d$ -Bedingung für die Strömungsart (mbar cm)	T_1 :	$pd > 1$	$1 > pd > 10^{-2}$	$pd < 10^{-2}$
	T_2 :	$pd > 10^{-2}$	$10^{-2} > pd > 10^{-4}$	$pd < 10^{-4}$
	T_3 :	$pd > 10^{-3}$	$10^{-3} > pd > 10^{-5}$	$pd < 10^{-5}$
		(viskose Strömung im Feinvakuumbereich ⁵)	(Knudsenströmung im Hochvakuumbereich ⁵)	

¹ Anteil des Entgasungsstroms (Desorption und Ausgasung) ist für $p < 10^{-2}$ mbar nicht mehr zu vernachlässigen.

² Knudsenzahl $K = \bar{l} / d$,
 d = Weite des Strömungskanals (z.B. Rohrdurchmesser).

³ $p \cdot d$ -Bedingung analog zur Knudsenbedingung: $p \cdot d = \bar{l} \cdot p / K$; $\bar{l} \cdot p$ = tabell. Größe (vgl. Tab. B.3).

⁴ Anhaltswert, berechnet auf der Basis des "idealen Gases".

⁵ Unter kryogenen Bedingungen für z.B. $d = 1$ cm, siehe Erläuterungen im Text.

Zusammenstellung und Berechnung der Tabellenwerte auf Basis von Einzeltabellen und Gleichungen aus [32] WUTZ et al. 1986/. Zahlenangaben auf Zehnerpotenzen gerundet.

Tabelle B.1: Zusammenstellung der Vakuumbereiche mit charakteristischen Größenordnungen sowie der Strömungsarten mit den dazugehörigen Kriterien.

Die Größengleichungen, die den berechneten Größen aus *Tab. B.1* zugrundeliegen, sind weiter unten zusammengestellt.

Anhand eines Beispiels sollen die unterschiedlichen *Strömungsarten unter kryogenen Bedingungen* noch quantitativ gegenübergestellt werden.

Gegeben sei ein Rohrdurchmesser von $d = 10$ mm bei einer Rohrlänge von $l = 1$ m. Es wird die Gasströmung in Abhängigkeit von der Strömungsart berechnet, unter gleichzeitiger Angabe der Gültigkeitsgrenzen und ihrer Temperaturabhängigkeit. Innerhalb jeder Fallunterscheidung wird die Temperatur des Gases über den ganzen Strömungskanal als konstant angesehen.

Die *pV-Stromstärke* q_{pV} (auch *pV-Durchfluß* oder *Leckrate*) definiert sich über das Produkt aus Druck p und Volumenstrom $\Delta V/\Delta t$. Die Einheit von q_{pV} ist $\text{Pa m}^3 \text{s}^{-1}$ (oder auch mbar l s^{-1}). Die *pV-Stromstärke* q_{pV} ist direkt proportional der *Stoffmengenstromstärke* q_v ($\text{mol} \cdot \text{s}^{-1}$).

Als Vergleichsgröße enthält *Tab. B.2* die Ergebnisse der Berechnungen in Form des *Leitwerts*

$$L = q_{pV} / \Delta p \quad (\text{B-1})$$

Die Berechnungsgrundlagen sind in Kap. B.2 gegeben.

	Viskose Strömung (laminar)	Knudsenströmung	Molekularströmung
273 K			
L (ltr s^{-1})	13,2 $\bar{p} = 10$ mbar	0,4 $\bar{p} = 10^{-1}$ mbar	0,3 $\bar{p} = 10^{-4}$ mbar
$p \cdot d$ -Bedingung	$p > 1$ mbar (Grobvakuum)	$1 \text{ mbar} > p > 10^{-2}$ mbar (Feinvakuum)	$p < 10^{-2}$ mbar (Hochvakuum)
10 K			
L (ltr s^{-1})	3,5 $\bar{p} = 10^{-1}$ mbar	0,06 $\bar{p} = 10^{-4}$ mbar	0,06 $\bar{p} = 10^{-6}$ mbar
$p \cdot d$ -Bedingung	$p > 10^{-3}$ mbar (Feinvakuum)	$10^{-3} \text{ mbar} > p > 10^{-5}$ mbar (Hochvakuum)	$p < 10^{-5}$ mbar (Hochvakuum)

¹ $\bar{p} = (p_1 + p_2)/2$, vgl. Gleichung (B-8).

Tabelle B.2: Beispielrechnung des Leitwert L für ein von Helium durchströmtes Rohr von 1 m Länge und 10 mm Durchmesser. $T = 273$ K bzw. 10 K. Der Leitwert hängt von unterschiedlichen Druckbereichen bzw. Strömungsarten ab. (Die Einheit "Liter" ist zur besseren Unterscheidung mit "ltr" abgekürzt)

Im Bereich der *viskosen* Strömung verhält sich $q_{pV} = L \cdot \Delta p$ *umgekehrt proportional* zur dynamischen Viskosität η . Da η mit sinkender Temperatur kleiner wird, steigt der *pV-Durchfluß* q_{pV} an. Wegen der mit tiefen Temperaturen kleineren mittleren freien Weglänge \bar{l} sind die Bedingungen für die viskose Strömung bei kryogenen Temperaturen selbst noch im Feinvakuumbereich erfüllt.

Für die *Knudsen-* und die *Molekularströmung* gilt eine direkte *Proportionalität* von q_{pV} zu der mittleren Teilchengeschwindigkeit \bar{c} , die ebenfalls mit sinkender Temperatur abnimmt. Damit verringert sich der *pV-Durchfluß* unter kryogenen Bedingungen. Im Falle der *Molekularströmung* ist der Leitwert L schließlich druckunabhängig.

Tab. B.2 macht deutlich, daß sich die *Temperaturabhängigkeit* des Leitwerts L und damit der *pV-Stromstärke* q_{pV} je nach Druckbereich unterschiedlich verhält:

- ♦ $\bar{p} = 0,1 \text{ mbar}$: $L|_{273 \text{ K}} = 0,4 \text{ ltr/s} < L|_{10 \text{ K}} = 3,5 \text{ ltr/s}$,
- ♦ $\bar{p} = 10^{-4} \text{ mbar}$: $L|_{273 \text{ K}} = 0,3 \text{ ltr/s} > L|_{10 \text{ K}} = 0,06 \text{ ltr/s}$,

B.1 Grundlagen zur rechnerischen Bestimmung der Vakuumbereiche und Strömungsarten

Im folgenden werden die Größengleichungen wiedergegeben, die den in **Tab. B.1** angegebenen Werten zugrundeliegen /[32] Wutz et al. 1986/. Das Produkt $\bar{l} \cdot p$ in **Gl. B-4** und **B-6** ist für Raumtemperatur als tabellarische Größe **Tab. B.3** entnommen (Umrechnung für den Tieftemperaturbereich gemäß **Gl. B-7**).

$$\rho = \frac{p}{R_i \cdot T} \quad (\text{B-2}), \quad n = \frac{p}{k \cdot T} \quad (\text{B-3}),$$

$$\bar{l} = \frac{(\bar{l} \cdot p)}{p} \quad (\text{B-4}), \quad K = \frac{\bar{l}}{d} \quad (\text{B-5}),$$

$$p \cdot d = \frac{(\bar{l} \cdot p)}{K} \quad (\text{B-6}),$$

mit	k	Boltzmann-Konstante $1,3807 \cdot 10^{-23} \text{ J K}^{-1}$,
	K	Knudsenzahl
	\bar{l}	mittlere freie Weglänge in m,
	n	Teilchenzahldichte in m^{-3} ,
	p	Druck in N m^{-2} ($= 1 \text{ Pa} = 10^{-2} \text{ mbar}$),
	R_i	$= R/M_{\text{molar}}$, spezielle (spezifische) Gaskonstante in $\text{kJ kg}^{-1} \text{ K}^{-1}$ ($= 10^3 \text{ Pa m}^3 \text{ kg}^{-1} \text{ K}^{-1} = 10^4 \text{ mbar cm}^3 \text{ g}^{-1} \text{ K}^{-1}$), $R_{\text{He}} = 2,08 \text{ kJ kg}^{-1} \text{ K}^{-1}$; $R_{\text{Luft}} = 0,29 \text{ kJ kg}^{-1} \text{ K}^{-1}$,
	ρ	Massendichte in kg m^{-3} ,
	T	Temperatur in K.

Die Umrechnung der Größen für kryogene Temperaturen ergibt sich entweder aus der direkten Temperaturabhängigkeit der **Gl. B-2** und **B-3** oder gemäß der Umrechnung nach **Gl. B-7**:

$$\frac{(\bar{l} \cdot p)_T}{(\bar{l} \cdot p)_{T=273 \text{ K}}} = \left(\frac{T}{273 \text{ K}} \right)^2 \cdot \alpha \quad (\text{B-7}).$$

α ist ein aus der kinetischen Gastheorie resultierender Faktor (Sutherlandkorrektur /[32]/) mit den in der folgenden Tabelle angegebenen Werten, **Tab. B.3**.

	Luft	N ₂	He				
	293 K	273 K	273 K	100 K	77 K	10 K	5 K ¹
$\bar{l} \cdot p$ (m mbar)	$6,33 \cdot 10^{-5}$	$5,9 \cdot 10^{-5}$	$17,5 \cdot 10^{-5}$	$2,3 \cdot 10^{-5} \cdot \alpha$	$1,4 \cdot 10^{-5} \cdot \alpha$	$2,3 \cdot 10^{-7} \cdot \alpha$	$5,9 \cdot 10^{-8} \cdot \alpha$
α			1	1,6 ... 2,4	1,8 ... 3	2,4 ... 9,2	2,5 ... 10,9

¹ Anhaltswert, berechnet auf der Basis des "idealen Gases".

Tabelle B.3: Diverse $\bar{l} \cdot p$ -Werte und "Sutherlandkorrektur" α für He bei kryogenen Temperaturen.

B.2 Beispielhafte Berechnung des Strömungsleitwerts L

In *Tab. B.2* wurde der Leitwert $L = q_{pV} / \Delta p$ am Beispiel eines durchströmten Rohrs (Durchmesser $d = 10$ mm, Länge $l = 1$ m) für unterschiedliche Strömungsarten bei 273 K und bei 10 K angegeben. Es folgt an dieser Stelle die Zusammenstellung der zugrundeliegenden Größengleichungen /[32] WUTZ et al. 1986/. Für *Helium* bei 273 K und 10 K sind darüberhinaus die benötigten *Zahlenwertgleichungen* des Leitwerts L abgeleitet. Zur besseren Unterscheidung gegenüber einer Länge l oder der Zahl "1" wird die Einheit "Liter" mit "ltr" abgekürzt.

B.2.1 Viskose Strömung (laminar)

Für die *laminare* Strömung leitet sich aus dem kritischen Wert der Reynolds-Zahl ($R_e < 2300$) die Bedingung $q_{pV} / d = R_e \cdot \frac{\pi}{4} \cdot \eta \cdot R_i \cdot T < 1,8 \cdot 10^3 \cdot \eta \cdot R_i \cdot T$ ab, d.h.

$$q_{pV} / d < 2150 \frac{\text{mbar ltr s}^{-1}}{\text{cm}} \quad \text{für He bei 293 K bzw.}$$

$$q_{pV} / d < 4,5 \frac{\text{mbar ltr s}^{-1}}{\text{cm}} \quad \text{für He bei 10 K.}$$

$$L = \frac{q_{pV}}{\Delta p} = \frac{q_{pV}}{p_1 - p_2} = \frac{\pi}{128} \cdot \frac{d^4}{\eta \cdot l} \cdot \frac{p_1 + p_2}{2} = \frac{\pi}{128} \cdot \frac{d^4}{\eta \cdot l} \cdot \bar{p} \quad (\text{B-8})$$

mit

- q_{pV} pv-Durchfluß in Pa m³ s⁻¹ (oder mbar ltr s⁻¹),
- d Rohrdurchmesser in m (oder cm),
- l Rohrlänge in m,
- p_1, p_2 Druck am Beginn bzw. Ende des Strömungskanals in Pa,
- η dynamische Viskosität, siehe *Tab. B.4*.

Für hohe Drücke ($\bar{l} \ll d$) berechnet sich die dynamische Viskosität η eines Gases gemäß

$$\eta = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot \bar{c} \cdot \bar{l} = \frac{4}{\pi \cdot \bar{c}} \cdot \bar{l} \cdot p \quad (\text{B-9}),$$

die mittlere Geschwindigkeit \bar{c} verhält sich gemäß *Gl. B-10*, vgl. auch *Tab. B.4*.

$$\bar{c} = \sqrt{\frac{8}{\pi} \cdot R_i \cdot T} \quad (\text{B-10})$$

	Luft	N ₂	He				
	293 K	273 K	273 K	100 K	77 K	10 K	5 K ¹
\bar{c} (m s ⁻¹)	464	454	1201	727	638	230	162
η (10 ⁻⁶ kg m ⁻¹ s ⁻¹)	17,4 ²	16,5	18,6	6,4 ... 9,7 ³	5 ... 8,4	0,3 ... 1,2	0,1 ... 0,5

¹ Anhaltswert, berechnet auf der Basis des "idealen Gases".
² Berechnung gem. Glg. (B-8) und Tab. B.3 bzw. B.4. Tabellarische Angabe bei [32]: 18,2.
³ Vgl. Variation von α in Tab. B.3.

Tabelle B.4: Dynamische Viskosität η und mittlere Geschwindigkeit \bar{c} von He bei kryogenen Temperaturen.

Zahlenwertgleichung²⁴ für Helium bei $T = 273$ K:

$$L / \frac{\text{ltr}}{\text{s}} = 132 \cdot \frac{(d/\text{cm})^4}{l/\text{cm}} \cdot \bar{p} / \text{mbar} \tag{B-8a}$$

Zahlenwertgleichung für Helium bei $T = 10$ K:

$$L / \frac{\text{ltr}}{\text{s}} = 3507 \cdot \frac{(d/\text{cm})^4}{l/\text{cm}} \cdot \bar{p} / \text{mbar} \tag{B-8b}$$

B.2.2 Knudsenströmung

$$L = \frac{q_{pV}}{\Delta p} = \underbrace{\frac{\pi}{128 \cdot \eta} \cdot \frac{d^4}{l} \cdot \bar{p}}_{\text{Anteil viskose Strömung}} + \frac{1}{6} \cdot \frac{\pi}{2} \cdot \bar{c} \cdot \frac{d^3}{l} \cdot \frac{1+B}{1+1,24 \cdot B} \tag{B-11}$$

$$\text{mit } B = \sqrt{\frac{8}{\pi}} \cdot \frac{1}{\bar{c}} \cdot \frac{d}{\eta} \cdot \bar{p} \tag{B-12}$$

Zahlenwertgleichung für Helium bei $T = 273$ K:

$$L / \frac{\text{ltr}}{\text{s}} = \left(132 \cdot \frac{(d/\text{cm})^4}{l/\text{cm}} \cdot \bar{p} / \text{mbar} + 314 \cdot \frac{(d/\text{cm})^3}{l/\text{cm}} \cdot \frac{1+71,4 \cdot \bar{p} / \text{mbar}}{1+88,5 \cdot \bar{p} / \text{mbar}} \right) \tag{B-11a}$$

Zahlenwertgleichung für Helium bei $T = 10$ K:

$$L / \frac{\text{ltr}}{\text{s}} = \left(3507 \cdot \frac{(d/\text{cm})^4}{l/\text{cm}} \cdot \bar{p} / \text{mbar} + 6 \cdot \frac{(d/\text{cm})^3}{l/\text{cm}} \cdot \frac{1+9,9 \cdot 10^3 \cdot \bar{p} / \text{mbar}}{1+12,3 \cdot 10^3 \cdot \bar{p} / \text{mbar}} \right) \tag{B-11b}$$

²⁴ Erläuterung zum Gebrauch der Zahlenwertgleichung am Beispiel von Gl. B-8a:

Man setze den Rohrdurchmesser d und die Rohrlänge l jeweils in "cm" ein, den Druck p in "mbar", so erhält man den Leitwert L in "ltr/s". (Die Einheiten "kürzen sich heraus".)

B.2.3 Molekularströmung

$$L = \frac{q_{pV}}{\Delta p} = \frac{\bar{c}}{4} \cdot A \cdot P \quad (\text{B-13})$$

Hinsichtlich der Temperaturabhängigkeit der Strömung gilt

$$\frac{L_1}{L_2} = \sqrt{\frac{T_1}{T_2}} \quad (\text{B-14}).$$

P steht für die Wahrscheinlichkeit für ein Teilchen, durch ein Rohr der Querschnittsfläche A und der Länge l hindurchzukommen. Je länger das Rohr im Verhältnis zu seinem Querschnitt ausfällt, desto geradliniger muß das Teilchen das Rohr durchfliegen, um es direkt zu passieren. Teilchen, die auf die Rohrwandung treffen, werden von ihr *diffus* reflektiert, d.h. das Teilchen löst sich von der Wand mit beliebigem Richtungsvektor. Auf Einzelheiten der Voraussetzungen für die Berechnung von P soll hier nicht weiter eingegangen werden, siehe hierzu [32] WUTZ et al. 1986/.

Für Rohre mit kreisförmigem Querschnitt und $\lambda = l/r \geq 100$ kann die Wahrscheinlichkeit P wie folgt angegeben werden:

$$P = \frac{\text{Durchlaßfläche}}{\text{Gesamtfläche}} = \left(1 + \frac{3}{8} \cdot \lambda\right)^{-1} \quad (\text{B-15}),$$

$$\lambda = \frac{l}{r} \quad (\text{B-16}).$$

Rohrknie oder Rohrbögen mit einem Winkel $\vartheta < 120^\circ$ verschlechtern die Durchlaufwahrscheinlichkeit eines Teilchens um maximal 5 %.

Zahlenwertgleichung für Helium bei $T = 273 \text{ K}$ ($l/d \geq 50$):

$$L / \frac{\text{ltr}}{\text{s}} = 23,6 \cdot (d/\text{cm})^2 \cdot \left(1 + \frac{3}{4} \cdot \frac{l/\text{cm}}{d/\text{cm}}\right)^{-1} \quad (\text{B-13a})$$

Zahlenwertgleichung für Helium bei $T = 10 \text{ K}$ ($l/d \geq 50$):

$$L / \frac{\text{ltr}}{\text{s}} = 4,5 \cdot (d/\text{cm})^2 \cdot \left(1 + \frac{3}{4} \cdot \frac{l/\text{cm}}{d/\text{cm}}\right)^{-1} \quad (\text{B-13b})$$

Betrachtet man einen *engen Spalt* zwischen rechteckigen Platten der Grundfläche $a \cdot l$ und des Abstands b , so definiert sich λ für $a \gg l$ als Quotient aus der Länge und dem Abstand. Die Durchlaufwahrscheinlichkeit P_{Sp} läßt sich wie folgt angeben:

$$\text{für } \lambda = \frac{l}{b} \leq 0,5: \quad P_{Sp} = 1 - \frac{\lambda}{2} + \left(\frac{\lambda}{2}\right)^2 - \frac{1}{3}\left(\frac{\lambda}{2}\right)^3 + \left(\frac{\lambda}{2}\right)^4 \pm \dots \quad (\text{B-17}),$$

$$\text{für } \lambda > 4: \quad P_{Sp} = \frac{1}{\lambda} \cdot \ln(1,213 \cdot \lambda) \quad (\text{B-18}).$$

Tab. B.5 enthält u.a. einige Wahrscheinlichkeitswerte für den Bereich $0,5 < \lambda \leq 4$.

λ^1	1	2	3	4	10	100
P_{Sp}	0,7	0,55	0,45	0,4	0,25	0,05

¹ $\lambda = \text{Spalllänge } l / \text{Spaltabstand } b; \text{ Spaltbreite } a \gg l.$

Tabelle B.5: Durchlaufwahrscheinlichkeiten P_{Sp} für einen engen Spalt zwischen rechteckigen Platten.

C Hochspannungskomponenten der POLO-Modellspule

In Ergänzung zu Kap. 2.6 soll anhand der *Leiterisolation* mit ihren unterschiedlichen Aufbaukonzepten und dem im Filamentwickelverfahren (GFK) hergestellten *axialen Potentialtrenner* beispielhaft auf zwei kryogene Basis-Hochspannungskomponenten der POLO-Modellspule näher eingegangen werden. Weitere Hochspannungskomponenten werden im Anschluß daran vorgestellt.

C.1 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).

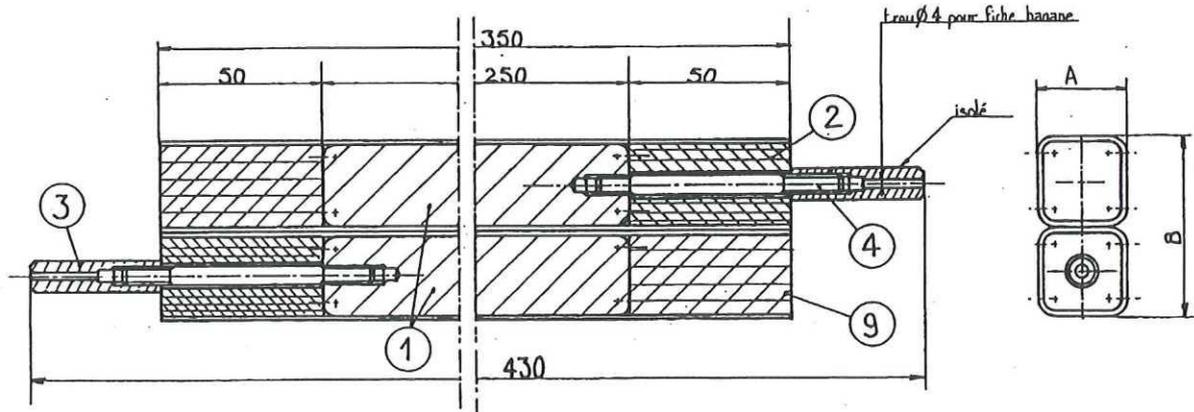
Die genannte Reihenfolge entspricht den Fertigungsschritten beim Bau der Spule / [112] FRIESINGER et al. 1991/.

Der *Vakuumverguß* des Wickelkörpers mit einer Aushärtetemperatur von 105 °C stellt eine fertigungstechnische Notwendigkeit dar. Wesentlich für einen möglichst homogenen Verguß sind die Düninflüssigkeit 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 aufweisen.

C.1.1 Die Windungsisolation

Bevor der endgültige Isolationsaufbau 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. C.1* gefertigt waren. Acht Proben besaßen eine reine Glas/Glas-Isolation, die andere Hälfte eine Glas/Kapton/Glas-Isolation.



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

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

Abbildung C.1: Aufbau der Proben der Testreihe 1 zur POLO-Windungsisolation.
 Querschnittsfläche der Leiterstücke identisch mit Originalabmessungen.
 (Quelle: GEC Alstom, Abdruck mit freundlicher Genehmigung.)

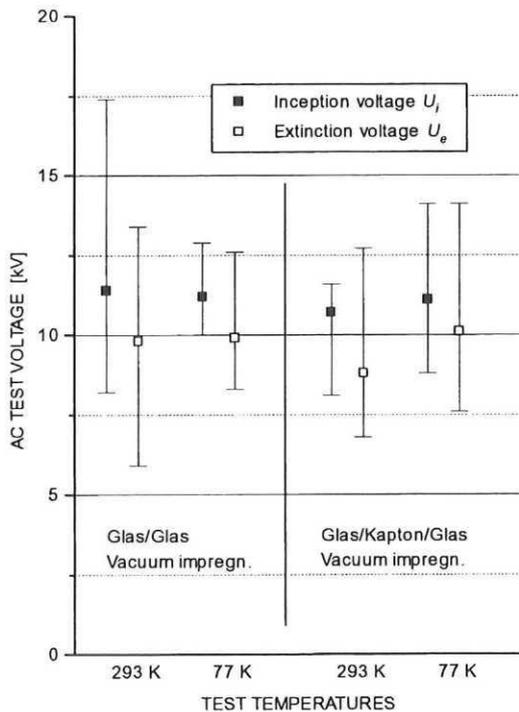


Abbildung C.2: Ergebnisse der Teilentladungsmessungen der Testreihe 1 an Proben zur Windungsisolation.

Abb. C.2 faßt die Ergebnisse der TE-Messungen durch Angabe der TE-Einsatz- (U_i) und -Aussetzspannungen (U_e) 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 vorgegebenen Prüfspannung von $\hat{U}_p = 2 \hat{U}_N = 5,75 \text{ kV}$ bzw. $U_p = \hat{U}_p / \sqrt{2} = 4,1 \text{ kV}$.

Die beim Hersteller (GEC Alstom, Belfort) durchgeführten Messungen bestätigten die Ergebnisse. 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.

Testreihe 2: Es wurden 50 weitere Proben gefertigt, die in ihren geometrischen Abmessungen um den Faktor 2 kleiner ausfielen.

Mit den Proben dieser Größe konnten mechanische Belastungszyklen zur Feststellung der Scherfestigkeit durchgeführt werden. Aufgrund der Ergebnisse aus Testreihe 1 wurde auf die Kaptonisolation verzichtet, zumal die interlaminaire Scherfestigkeit des Glas-Harz-Verbundes durch Kaptonlagen deutlich verschlechtert wird ([113] KOMAREK et al. 1987, [114] NYILAS 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. C.3*. 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 $U_p = 4,1 \text{ kV}$.

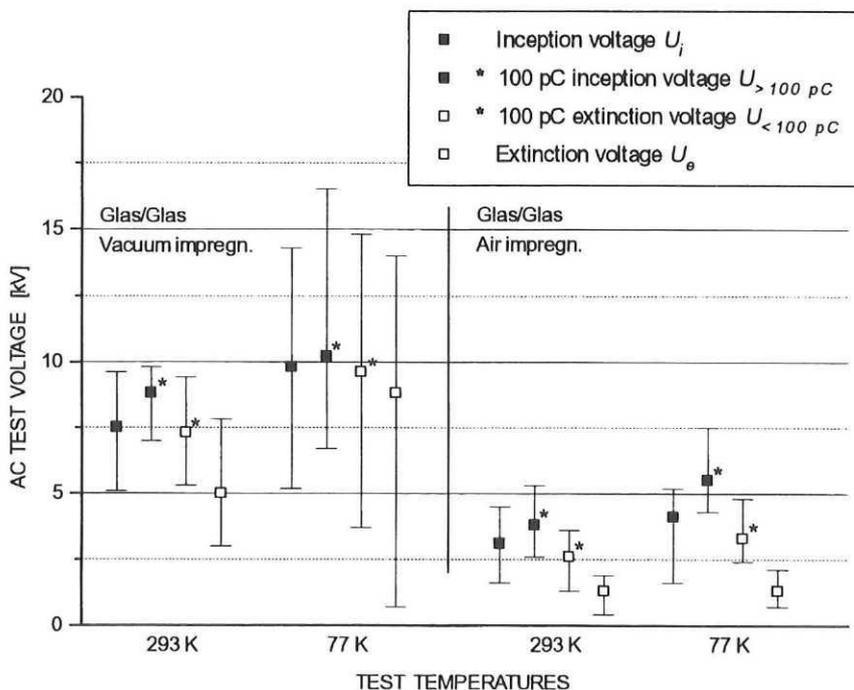


Abbildung C.3: Ergebnisse der Teilentladungsmessungen der Testreihe 2 an Proben zur Windungsisolation.

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-Modellschule zu erwartenden *Scherkräfte* innerhalb des Windungspakets wurden zu 11 MPa berechnet / [115] SCHMIDT et al. 1986/. Von diesem Wert ausgehend wurden die Prüflinge der 2. Testreihe mechanischen Lastzyklen zur Prüfung der Scherfestigkeit unterzogen / [6] 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. C.4*.

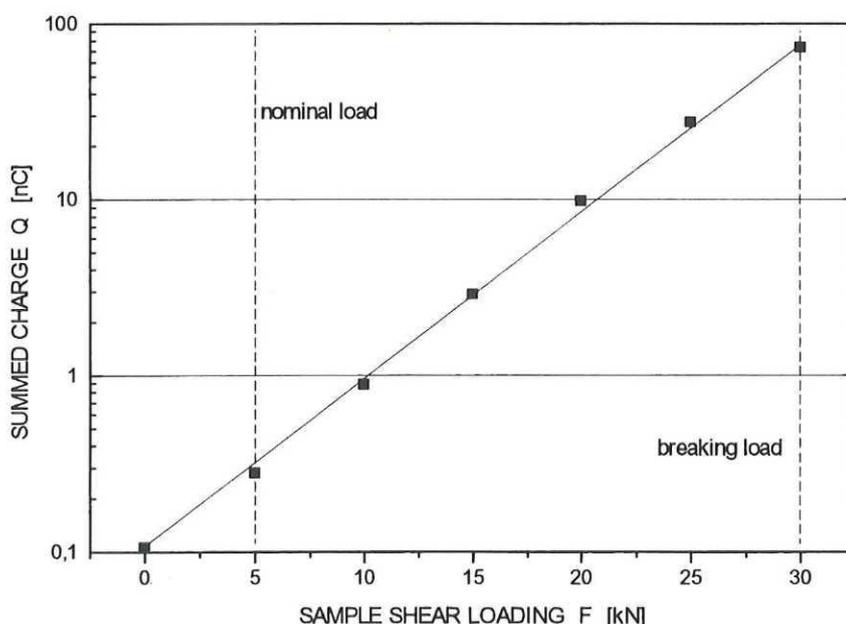


Abbildung C.4: Darstellung der Summenladung als Funktion der mechanischen Scherbelastung der Windungsisolierung. Elektrische Zyklen: 400 je Messung (4 kV, 50 Hz). Mechanische Zyklen: 10.000 je Beanspruchung (5-25 kN, 30 Hz), 30 kN statisch. [6]

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. Vakuumverguß der Spule und anschließend der leitfähige Außenanstrich.

Entsprechend *Abb. C.6* 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.

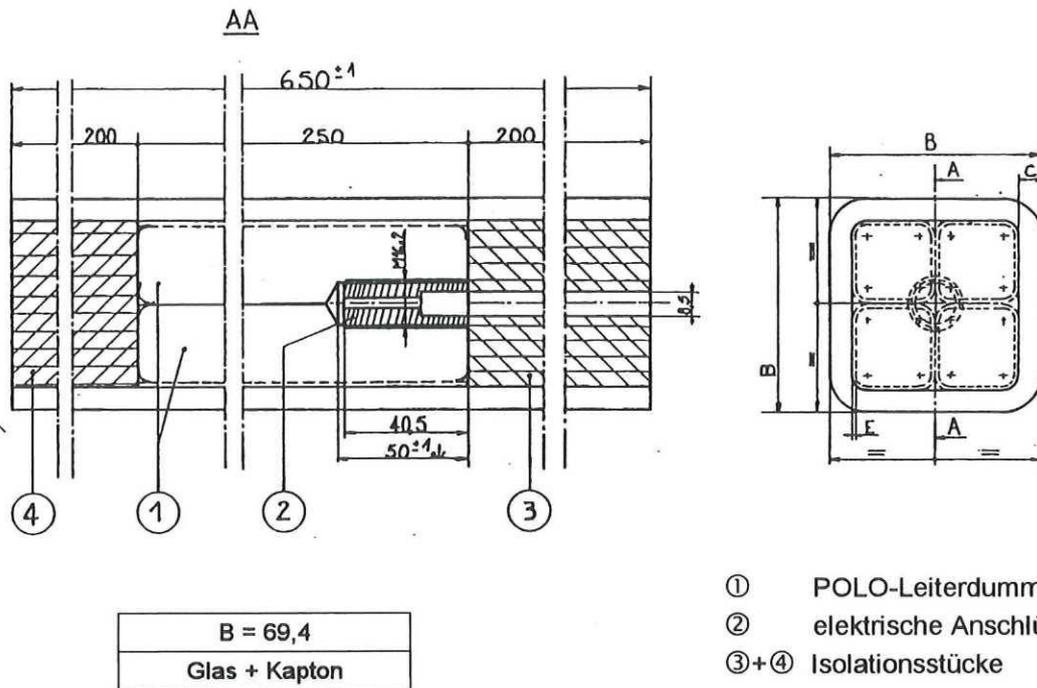


Abbildung C.6: 4-Leiter-Prüflinge zum Test der Spulenerdisolation.
(Quelle: GEC Alsthom, Abdruck mit freundlicher Genehmigung.)

Durchgeführt wurden beim Hersteller $\tan\delta$ - und Teilentladungsmessungen sowie Alterungsuntersuchungen. 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 lag (z.B. elektrische Maschinen). Bei 77 K sind die TE-Werte bei $2 \cdot U_N = 2 \cdot 16,3 \text{ kV}_{\text{er}}$ 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. C.1** gibt einige Werte im einzelnen wieder.

Prüfl.Nr.	Temp.	Q [nC]			tanδ [10 ⁻³]		
		0,6 · U _N	U _N	2 · U _N	0,6 · U _N	U _N	2 · U _N
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 C.1: Ergebnisse der TE- und tanδ-Messungen an den 4-Leiter-Prüflingen zur Spulenisolation. $U_N = 16,3 \text{ kV}_{ef}$. (Quelle: GEC Alstom)

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 $U_N = 16,3 \text{ kV}_{rms}$ 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 $4 \cdot U_N = 65,2 \text{ kV}_{rms}$ ($\approx \hat{U}_d / \sqrt{2}$, Auslegungsdurchschlagsspannung bei Kurzzeitbelastung: $\hat{U}_d = 92 \text{ kV}$).

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

C.1.3 Die Erdisolation der Leiterenden

Die Leiterenden, die senkrecht zur Spulenebene aus dem Spulenkörper hervorstehen, müssen gegenüber den Stützrohren, in die sie eingeschweißt sind, isoliert sein (Kap. 2.5: *Abb. 2.6*, Kennziffer A, oder *Abb. 2.9*, Schnitt A-A). Die erforderliche Isolationsdicke orientiert sich an der der Spulen-Erdisolation.

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).

Im Rahmen der Vorversuche wurden beim SpulenhHersteller folgende Isoliertechniken untersucht:

1. Verwendung von *Glas/Kapton/Glas-Bändern*:

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

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

a. *Vorimprägnierte*²⁶ *Glas/Mica/Glas-Bänder*.

Durchschlagsspannung der Proben nach zwei Kälteschocks (LN_2): $U_d > 80$ 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 (LN_2): $U_d = 100$ kV.

Die Isolationsdicken betragen jeweils 7-8 mm. *Abb. C.7* gibt die TE-Aktivitäten der Proben 2.a. und 2.b. wieder, jeweils in neuem Zustand und nach 2 Kälteschocks (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..

²⁶ Vorimprägnierung: Durch Lagerung der vorimprägnierten Bandrollen bei -20 °C kommt die Polymerisationsreaktion zum Stillstand und es kann bei größerem Materialbedarf ein Vorrat an vorimprägnierten Bändern angelegt werden.

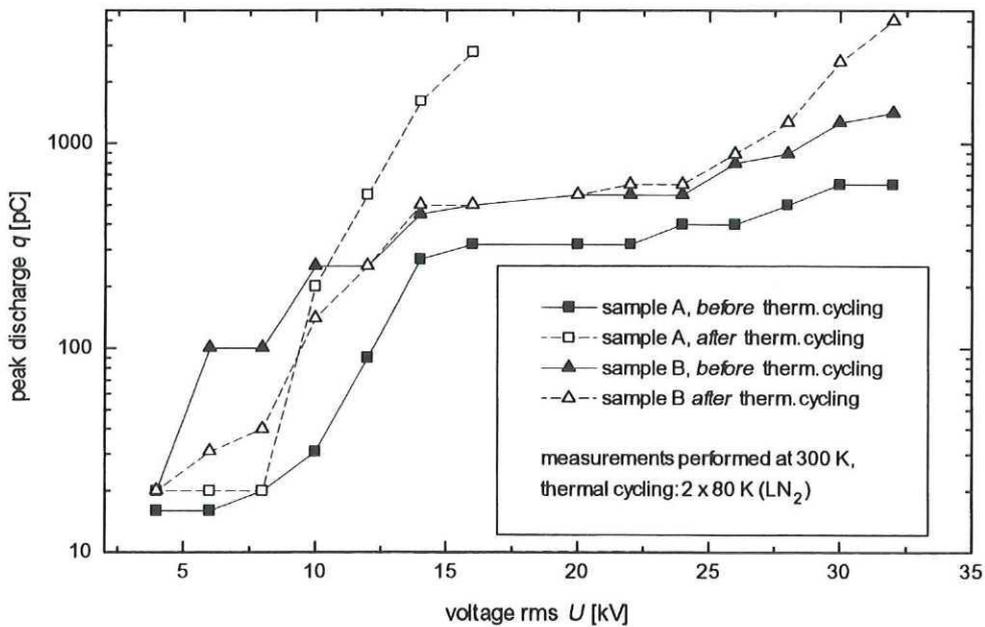


Abbildung C.7: TE-Messungen an Proben zur Erdisolation der vertikalen Leiterenden. Probe A: vorimprägnierte Glas/Mica/Glas-Bänder, Probe B: Glas/Mica/Glas-Bänder während des Wickelns imprägniert.

C.2 Der axiale 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. Im folgenden wird die Entwicklung der für die POLO-Modellspule spezifizierten axialen Potentialtrenner anhand einiger Stationen aufgezeigt. Die Spezifikationen des Bauteils sind in *Tab. C.2* enthalten.

Temperaturbereich	$T = 300 \text{ K} - 4 \text{ K}$
Maximaler Betriebsdruck im Innern	$p_i = 25 \text{ bar}$
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)	$U_d = 4 U_N = 92 \text{ kV}$
Prüfspannung	$U_p = 2 U_N = 46 \text{ kV (DC 1 min)}$

Tabelle C.2: Spezifikationen des axialen Hochspannungs-Potentialtrenners.

C.2.1 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 erfüllen [116] FÖRSTER et al. 1981/. Basierend auf diesen Erfahrungen wurden Potentialtrenner für ein wesentlich höheres elektrisches Spannungsniveau entwickelt.

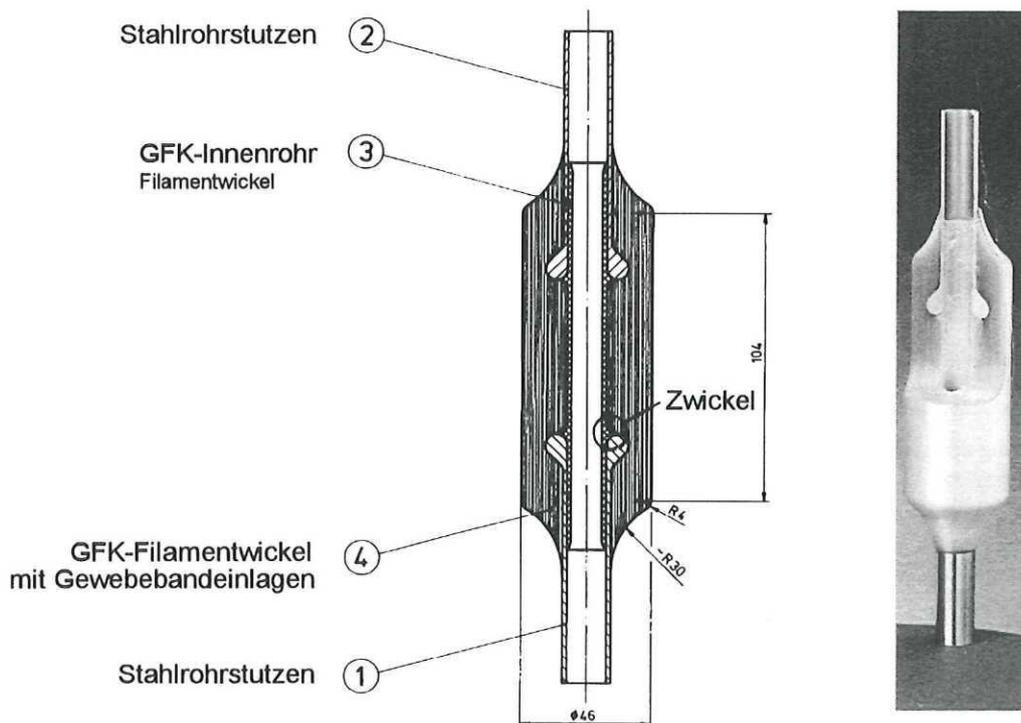


Abbildung C.8: Axialer Hochspannungs-Potentialtrenner für die POLO-Modellspule. Rohrdurchmesser 17 mm.

Abb. C.8 zeigt den prinzipiellen Aufbau der für die POLO-Modellspule entworfenen axialen Potentialtrenner. 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.

Die erreichbare Spannungsfestigkeit des Trenners 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.

Am ehesten können Bemessungsprobleme an der äußeren Grenzfläche GFK/Umgebung auftreten. Die Bedingungen des *umgebenden Raumes* sind geklärt, wenn entweder ein *Hochvakuum* herrscht²⁷ (bzw. der Abstand zum Paschen-Minimum²⁸ eindeutig ist) oder aber der Trenner bei $T = 4,2$ K von z.B. *He-Gas* definierten Druckes $p > 1$ bar umgeben ist. *Tab. C.3* gibt eine Zusammenstellung zur Spannungsfestigkeit des Trenners wieder, aufgeschlüsselt nach den unterschiedlichen Isolierbereichen.

Isoliermedium	E_{krit} Materialfestigkeit	E_{red} reduzierte Oberflächen- festigkeit	$E_{max}^{)1}$ bei 23 kV	Sicherheit
GFK zwischen den Elektroden	15 kV/mm		1 kV/mm ⁾²	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 ⁾³
	10 kV/mm (He 4,2 K, 1 bar)	2 kV/mm		Faktor 3,6

¹ Ergebnisse elektrostatischer Feldberechnungen am Institut für Elektroenergiesysteme und Hochspannungstechnik (IEH), Universität Karlsruhe / [117] DEISTER et al. 1987/.

² Bei Abschätzung der maximalen Feldüberhöhung mittels des Homogenitätsfaktors $\eta_{red} = 0,3$ (Toroid-Toroid-Geometrie / [118] PHILIPPOW 1982/) ergibt sich $E_{max} = E_d/\eta = U/(d\eta) = 1,4$ kV/mm.

³ Bei der gegebenen Geometrie muß im Vakuum zwar mit Gleitentladungen als *Teilentladungen* gerechnet werden, allerdings ist mit einem Zusammenbruch der gesamten Isolationsstrecke von ca. 160 mm Länge nicht unterhalb einer Spannung von 32 kV zu rechnen (unter Berücksichtigung eines Sicherheitsfaktors von 2 für die inhomogenen Feldverteilungen).

Tabelle C.3: Spannungsfestigkeit des axialen Potentialtrenners, aufgeschlüsselt nach unterschiedlichen Isolierbereichen.

Im Falle der POLO-Modellspule 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.

²⁷ GFK-Oberfläche: $E_d = \sim 0,4$ kV/mm

²⁸ He: Paschenminimum für $T = 4$ K bei $p \cdot d \approx 1$ mbar mm

C.2.2 Fertigung und Prüfung

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. C.8*, 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. C.8*)

Nach dem Verkleben der Rohrstutzen mit dem GFK-Rohr wird in der speziellen Filament-Naßwickeltechnik der äußere Isolationspart aufgebracht (*Abb. C.8*, 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!*

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 ([17] IRMISCH et al. 1996/). 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 *Betriebs Erfahrungen* deutlich.

C.2.3 Betriebserfahrungen mit dem axialen HS-Potentialtrenner

C.2.3.1 Trennerausfall bei 48 kV DC

Im Verlauf einer Raumtemperatur-HS-Prüfung der POLO-Modellspule (gegen Ende der Fertigung) versagte ein axialer Potentialtrenner nach 20 Sekunden bei 48 kV DC. Der Trenner war im Bereich eines Leiterendes (Übergang zur Stromzuführung) 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, Farbveränderungen aufgrund von Hitzeeinwirkungen während des Schweißens) waren nicht auszumachen. (Alsthom-Trenner²⁹)

C.2.3.2 Axiale Trennerleckagen

Im Bereich der Verbindungszone weist die POLO-Spule an den beiden Doppelscheibenverbindungen 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 / [112] FRIESINGER et al. 1991/ abgedichtet werden. Dieses Abdichten der Leckagen gelang jedoch nicht. Die Leckagen fanden stattdessen einen Weg an die Oberfläche des Vakuumvergusses, der in axialer Richtung *durch jeweils einen axialen Trenner hindurch* verlief. Der Bond zwischen den axialen Hochspannungstrennern und dem Vakuumverguß war besser als der Bond innerhalb der filamentgewickelten Hochspannungstrenner selbst. (Alsthom-Trenner)

Bei GEC Alsthom wurde daraufhin eine Untersuchung durchgeführt, 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 FZK-Trenner³⁰ 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 FZK-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

²⁹ "Alsthom-Trenner": Serienfertigung im Auftrag von GEC Alsthom.

³⁰ "FZK-Trenner": Serienfertigung im Auftrag vom Forschungszentrum Karlsruhe (Lenz Kunststoffverarbeitung, Herrenberg)

großen Leckage vergrößert, die radiale Dichtigkeit blieb unverändert gut. Die Ablösung, die dem Leckagekanal 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 unter 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. C.8*) und der darauf aufgebraachte Filamentwickel (④) unterschiedlich gefertigt wurden. Außerdem erfolgte der Aufbau des Filamentwickels in mehreren Stufen mit Zwischenaushärtung.

C.2.3.3 Trennerausfall bei 33 kV AC

Im Rahmen der Stückprüfung bei Raumtemperatur an einer Charge axialer Hochspannungstrenner erfolgte ein Trenner-Durchschlag nach 12 Sekunden bei einer Wechselprüfspannung von 32 kV_{ef}, im Anschluß an eine 46-kV-DC-Messung (1 Minute), ohne meßbare vorherige Teilentladungsentwicklung. (FZK-Trenner)

Der Filamentwickel der axialen Trenner beinhaltet mehrere Zwischenschichten, die aus 1-2 Lagen Gewebepapier bestehen, das zur axialen Festigkeit des Bauteils im 45°-Winkel aufgebracht wird. Der Durchschlag des Trenners fand entlang einer solchen Gewebepapierlage statt, die offensichtlich einen Schwachpunkt des Systems darstellt. Diese Erfahrung deckt sich mit der Grundaussage der bereits zitierten Arbeit über Grenzflächenprobleme in faserverstärkten Kunststoffen /[59] SCHÜTZ 1993/, in deren Rahmen ausgeführt wird, 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 Gewebepapier 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 FZK-Trenner ausschließen zu können, wurden an zwei Trennern härtere Hochspannungsprüfungen durchgeführt (ein- und zweifache Belastung mit 50 kV_{ef} über 10 Minuten, 60-kV-DC-Prüfung (1 Minute), dazwischen TE-Messungen bei Spannungen bis zu 50 kV_{ef}). Beide Trenner haben die Lastzyklen unbeschadet überstanden. Oberflächenüberschläge im Innenrohr des Trenners wurden anschließend an

einem der Trenner durch weitere Anhebung der Prüfspannung auf $70 \text{ kV}_{\text{ef}}$ bzw. $65 \text{ kV}_{\text{ef}}$ provoziert (Trenner in Luft).

C.2.4 Zusammenfassung

Eine zusammenfassende Charakterisierung der axialen Hochspannungs-Potentialtrenner enthält *Tab. C.4*.

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

Tabelle C.4: Zusammenfassende Charakterisierung der axialen Hochspannungs-Potentialtrenner 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 Gewebeerorientierungen 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, TPX) ist dieser Schritt jedoch dringend erforderlich!

C.3 Weitere Hochspannungskomponenten

Der Vollständigkeit halber werden die Konstruktionsprinzipien der restlichen HS-Komponenten der POLO-Modellspule kurz vorgestellt. Für detaillierte Ausführungen siehe [17] IRMISCH et al. 1996/.

C.3.1 Der radiale Potentialtrenner

Abb. C.9 zeigt den radialen Potentialtrenner, der - wie auch der axiale Trenner - im Naßwickelverfahren, d.h. mit in Epoxidharz vorgetränktem Glasfasermaterial, gefertigt wurde (GFK).

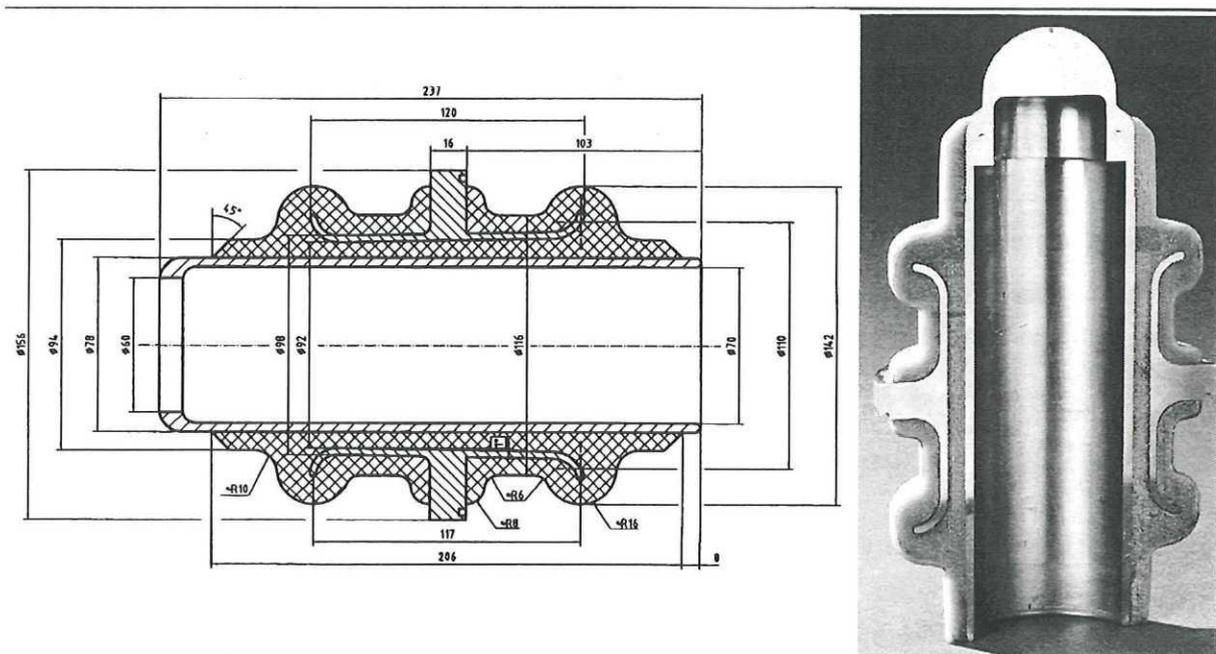


Abbildung C.9: Radialer Hochspannungs-Potentialtrenner der POLO-Modellspule.

Die Fertigung des Isolationsparts des Trenners erfolgt in mehreren Schritten. Im ersten Fertigungsschritt wird der Innenzylinder bewickelt. Nach der Aushärtung wird die Oberfläche konisch präzise auf die Konstruktionsmaße abgedreht. Die ebenfalls konisch ausgelegte Außenelektrode wird nun auf den Innenzylinderwickel (vorher mit Harz bestrichen) fest aufgepreßt und verklebt, so daß ein einwandfreier Dichtsitz als auch eine blasenfreie Verklebung gewährleistet sind. Im zweiten Fertigungsschritt wird die Außenelektrode mit GFK überwickelt. Eine maßhaltige Nachbearbeitung auf der Drehbank ist erforderlich, sowie eine abschließende Oberflächenimprägnation der GFK-Teile.

Für den radialen Potentialtrenner wurde eine Apparatur entwickelt und in Betrieb genommen, die es gestattet, Druckzyklen, Lecktests und Messungen der TE zwischen Raumtemperatur und Flüssig-Helium-Temperatur auszuführen. Nach Abkühlung auf 4,2 K, Druckzyklen bis 25 bar und Hochspannungsbelastungen bis 22 kV_{ef} erfüllten alle Trenner die geforderte

Spezifikation einer Leckrate $< 2 \cdot 10^{-8}$ mbar l/s. Die TE-Einsatzspannung lag mit $U_i = 18 \text{ kV}_{\text{ef}}$ bei 4,2 K wesentlich höher als bei Raumtemperatur ($U_i = 6 \text{ kV}_{\text{ef}}$) / [58] SCHENK et al. 1988/.

Die charakteristischen Merkmale des radialen Potentialtrenners sind in *Tab. C.5* zusammengefaßt.

Betriebstemperatur:	4 bis 300 K
Temperaturänderung:	bis 30 K/h
max. Betriebsdruck:	25 bar
Dichtigkeit (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 pC (4 K) < 20 pC (293 K)

Table C.5: Charakteristische Merkmale des radialen HS-Potentialtrenners der POLO-Modellspule.

Versuche an Prototypen, die in *Vakuumvergüßtechnik* hergestellt wurden, ergaben zwar deutlich geringere TE-Aktivitäten, dafür wurden diese Prüflinge jedoch durch das Abkühlen *undicht*. Die visuelle Inspektion des aufgeschnittenen Trenners brachte Rißbildungen und Delaminationen zwischen Außenelektrode und GFK-Wickel zum Vorschein.

C.3.2 Das HS-Instrumentierungskabel mit seinen HS-Durchführungen

Für die Signalführung der auf Hochspannung liegenden Sensoren wurde ein Meß- bzw. Instrumentierungskabel benötigt, welches den elektrischen Prüfbedingungen der POLO-Modellspule (z.B. 46 kV DC) genüge, des weiteren wurde ein TE-Grenzwert von $q \leq 1 \text{ nC}$ bei $20 \text{ kV}_{\text{ef}}$ festgelegt.

Abb. C.10 zeigt den Querschnitt des koaxialen Kabelaufbaus. Im Zentrum des Kabels liegen 20 Adern, die paarweise miteinander verdreht sind. Der 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. Analog zum Hochspannungsbereich wird für den Außenschirm (Erddpotential) zunächst die potentialformende Schicht aufgebracht (GORE-TEX®-Band) und anschließend der geflochtene Messingschirm. Letzterer wird außen durch eine Kapton- und PFA-Isolation geschützt.

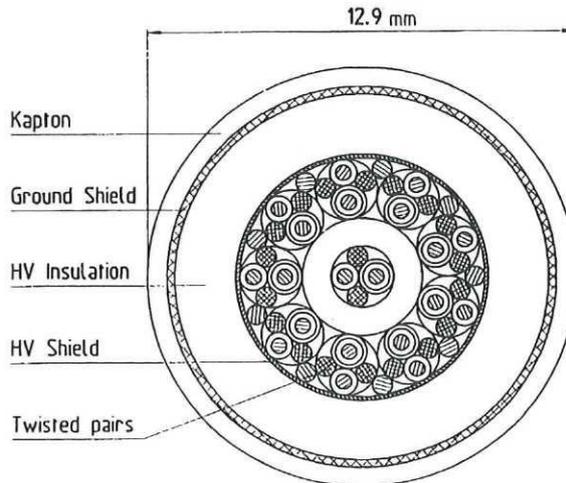


Abbildung C.10: Querschnitt durch das koaxial aufgebaute Hochspannungs-Instrumentierungskabel für die POLO-Modellspule.

Das Instrumentierungskabel wurde gemeinsam mit der Industrie³¹ entwickelt und dort gefertigt. Das Kabel weist die Merkmale gemäß Tab. C.6 auf:

Kabeldurchmesser	12,9 mm
zulässiger Biegeradius (fest/bewegt)	65 mm / 130 mm
Isolation der Adern untereinander:	
Betriebsspannung	max. 500 V _{ef}
Prüfspannung	1,5 kV _{ef}
Kapazität (Ader/Ader)	85 pF/m
HS-Isolation zwischen den Schirmen:	
Prüfspannung	50 kV DC 1 min. 16 kV AC 1 min. 20 kV AC 20 sec.
TE-Grenzwert	≤ 1 nC bei 20 kV AC
Kapazität	242 pF/m
Isolation des Außenmantels:	
Prüfspannung	3 kV AC (Sparktest)

Tabelle C.6: Charakteristische Merkmale des HS-Instrumentierungskabels.

Anfänglich gewählte Aufbauten mit *Kaptonisolation* zwischen den geflochtenen Messingschirmen wurden aufgrund geringer TE-Einsatzspannungen wieder fallengelassen.

Der *Anschluß* des auf Hochspannungspotential liegenden Instrumentierungskabels an den *supraleitenden Magneten* stellt einen kritischen Bereich dar. Aufgrund mangelhafter Adhäsion erlaubt die PTFE-Isolation des Kabels keine hochspannungsdichte Einbindung in die Epoxidharzisolierung der Spule. Es wurde daher ein anderer Weg beschritten, der die elektrische

³¹ W.L. Gore & Co. GmbH, Pleinfeld

Festigkeit des (thermischen) Isolationsvakuums im Kryostaten ausnutzt bzw. die dort gegebene Oberflächenfestigkeit.

Durch eine geeignete Potentialführung kann das Hochspannungs-Instrumentierungskabel so an die Spule angeschlossen werden, daß für den Hochvakuumbereich $\leq 10^{-2}$ mbar und im atmosphärischen Bereich ≥ 1 bar eine ausreichend hohe Überschlagsfestigkeit vorhanden ist. *Abb. C.11 (a)* zeigt ein Modell der Potentialführung, das nach dem gleichen Prinzip wie die Original-Kabelanschlüsse an der Modellspule aufgebaut ist, und mit dem bei variablen Drücken und Temperaturen die Überschlagsspannung gemäß *Abb. C.11 (b)* gemessen werden konnte. Die Isolationslänge entlang der PTFE-Kabelisolation innerhalb des Bauteils (Erdschirm zurückgezogen) beträgt ca. 120 mm (\Rightarrow Oberflächenfestigkeit im Hochvakuum bei Raumtemperatur: ca. 375 V/mm) / [65] FÖRSTER et al. 1990/.

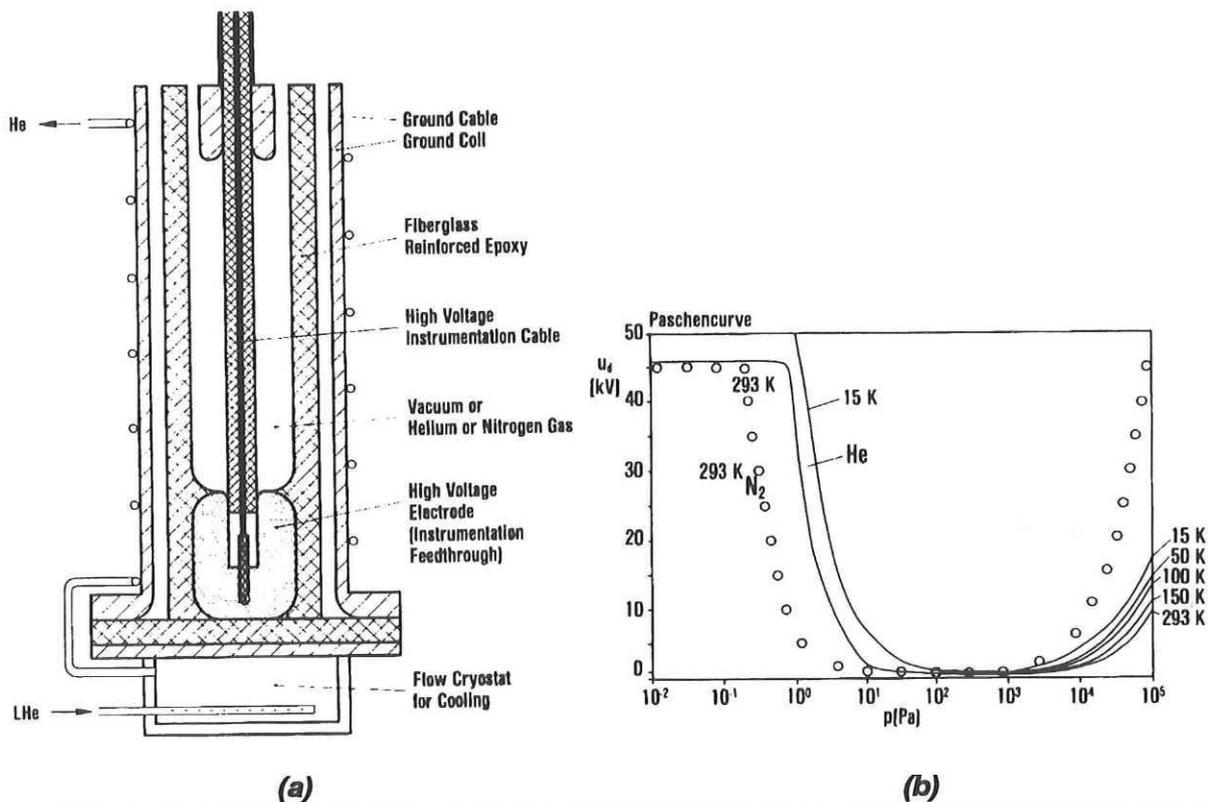


Abbildung C.11 (a): Nachbildung der Potentialführung für den Anschluß des HS-Instrumentierungskabels an die Modellspule auf kryogenem Temperaturniveau, zur Ausmessung der elektrischen Festigkeit.

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

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.

Für die *Durchführung* des Instrumentierungskabels durch die Wand des *Kryostaten* (Raumtemperatur) wurde ein spezieller vakuumdichter Durchführungsstecker entwickelt, *Abb. C.12*. Das Konzept nutzt Bauteile kommerziell erhältlicher Multipolstecker³², die sich in geeigneten Potentialführungselektroden befinden. Diese werden wiederum in eine gegossene Silikongummidichtung eingebettet, die mechanisch komprimiert wird und die Überschlagswege entlang der entsprechenden Trennstellen hochspannungsfest dichtet.

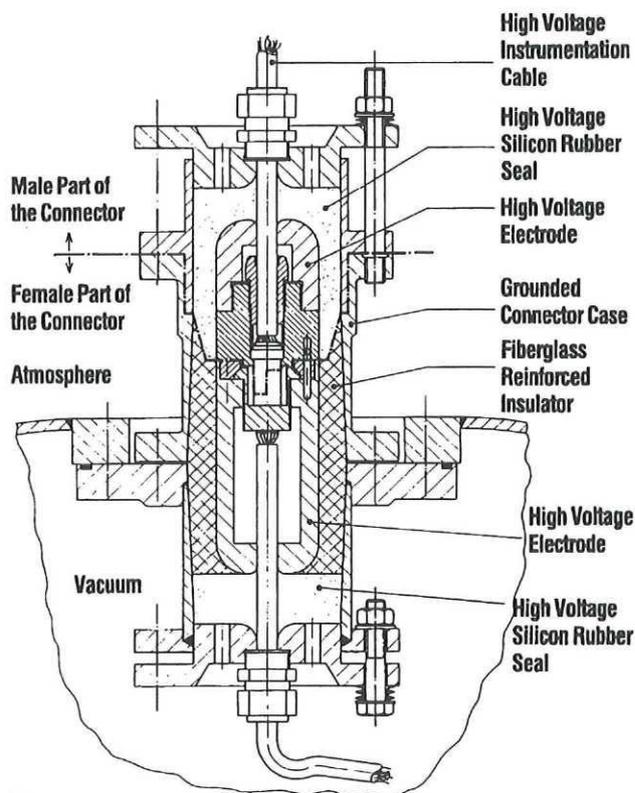


Abbildung C.12: Hochspannungs-Instrumentierungs-Steckverbindung als Durchführung durch die Wand des Kryostaten.

Die Steckverbindung der Durchführung ist mehrfach lösbar (*Abb. C.12* "male part", "female part") und wird für separate Hochspannungsprüfungen der Modellspule mit Blindsteckern abgeschlossen. Die Durchschlagsspannung des Steckers liegt oberhalb von $70 \text{ kV}_{\text{ef}}$.

³² Lemos GmbH, München

C.3.3 Die Stromzuführung mit ihren HS-Komponenten

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.

Für den Betrieb der POLO-Modellspule wurden drei am Forschungszentrum Karlsruhe entwickelte zwangsgekühlte 30-kA-/23-kV-Stromzuführungen eingesetzt [119] HELLER et al. 1994/.

Zur Hochspannungsisolation wird eine kapazitiv gesteuerte Durchführung in Form eines 3 m langen Isolierrohres verwendet³³. Der Isolator besteht aus 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 auf der Raumtemperaturseite in Luftumgebung und auf der Tieftemperaturseite in Heliumgas bei 3 bar und 4,2 K. In dem Zwischentemperaturbereich ist die elektrische Festigkeit alleine durch die Festkörperisolation des Isolators gegeben.

Zur hochspannungstechnischen Komplettierung der Stromzuführungen war die Entwicklung eines axialen HS-Potentialtrenners nötig, der im He-Abgaspfad der Stromzuführungen eingesetzt wird und der für einen Druckbereich des Heliums zwischen 1 bar und 10 bar bei Raumtemperatur spezifiziert wurde, *Abb. C.13*.

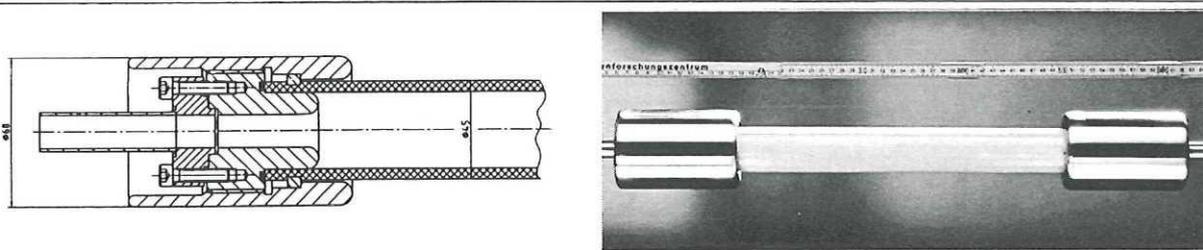


Abbildung C.13: Axialer Hochspannungs-Potentialtrenner für He-Gas bei Raumtemperatur.

Als Isolierrohr dient ein 42 cm langes Standard-GFK-Rohr ($\varnothing 45 \times 5$ mm). Die effektive Länge der Isolationsstrecke beträgt ca. 37 cm. Die Durchschlagsspannung bei einem He-Gasdruck von 1 bar (300 K) wurde experimentell bestimmt und liegt bei 35 kV AC ($E_d \approx 130$ V/mm).

³³ Hersteller: Hochspannungsgeräte Porz GmbH, Köln (ehem. Felten & Guilleaume)

D Breitbandige TE-Messungen bei unterschiedlichen Mittenfrequenzen

In Kap. 5.6 wurden TE-Messungen an der POLO-Modellspule vorgestellt, die mit Hilfe eines modernen Spectrum Analyzers bei unterschiedlichen Mittenfrequenzen durchgeführt wurden. An dieser Stelle werden einige Details zur praktischen Durchführung solcher Messungen genannt.

D.1 Der Spectrum-Analyzer

Folgende Optionen sind notwendig:

- ◆ Großer Frequenzbereich (z.B. bis mindestens 100 MHz)
- ◆ Bandbreite von mindestens 300 kHz
- ◆ Funktionsmöglichkeit als Festfrequenzempfänger ("Span" = 0)
- ◆ Schneller y-Ausgang (video out)

Folgende Optionen sind hilfreich:

- ◆ "MaxHold"- oder "Average"-Modus
- ◆ Triggereinstellung "on-line"
- ◆ "sweep time"-Einstellung von 20 ms

Die hier durchgeführten Messungen wurden mit dem Spectrum-Analyzer *Anritsu MS2601B* (9 kHz - 2,2 GHz) durchgeführt.

D.2 Vorgehensweise

- ◆ Zunächst werden im normalen Betriebsmodus ("free run") des Spectrum-Analyzers (SA) die Frequenzlinien im Spektrum ausfindig gemacht, die von den TE im Prüfling herrühren. Durch Vergleich der Maximal- und Mittelwerte treten sie durch unterschiedlich hohe Amplitudendichten hervor. Konstante Störungen dagegen (z.B. Rundfunk) zeigen bei Maximalwert- und Mittelwertanzeige gleiche Amplitudenhöhen.
- ◆ Ist ein Frequenzbereich der TE ausgemacht, so wird dieser als Mittenfrequenz eingegeben und gleichzeitig der "Span" auf Null gesetzt. Dadurch arbeitet der SA als Festfrequenzempfänger mit der zuvor eingestellten Bandbreite. Das Scope zeigt nicht mehr die Amplitudendichte über der Frequenzachse, sondern Einzelpulse über der Zeitachse.
- ◆ Bei Triggerung auf "on-line" und Einstellung der "sweep time" auf 20 ms zeigt das SA-Scope die Verteilung der TE-Pulse über einer Spannungsperiode.
- ◆ Über das Ausgangssignal des SA ist eine *unipolare* TE-Messung in gewohnter Weise möglich.