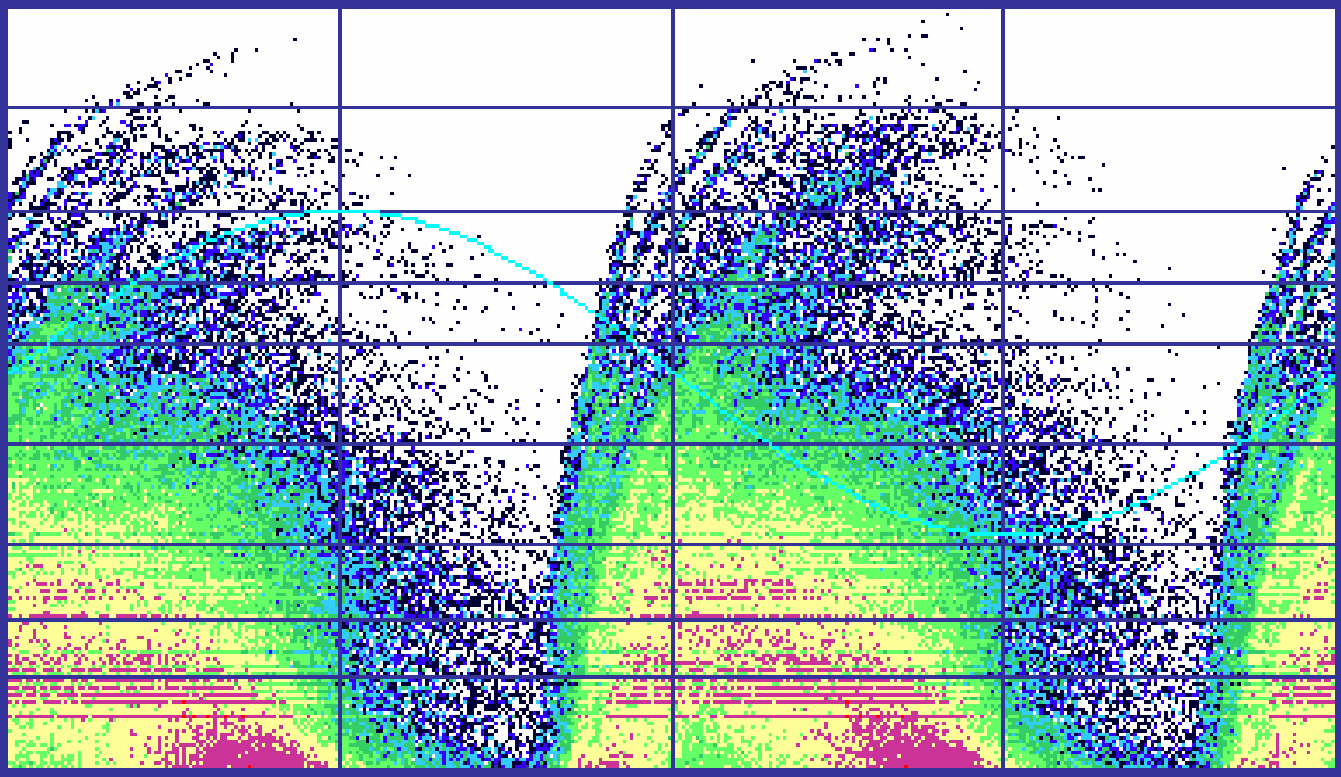
Mohsen Shahvaroghi Farahani

Zustandsbewertung eines Isoliersystems für rotierende Hochspannungsmaschinen mit elektrischen und dielektrischen Messverfahren



Cuvillier Verlag Göttingen

Zustandsbewertung eines Isoliersystems für rotierende Hochspannungsmaschinen mit elektrischen und dielektrischen Messverfahren

Von der Fakultät für Elektrotechnik und Informatik
der Universität Hannover
zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieur

genehmigte

Dissertation

von

Mohsen Shahvaroghi Farahani

geboren am 21.09.1966 in Teheran, Iran

2005

Bibliografische Information Der Deutschen Bibliothek
Die Deutsche Bibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über http://dnb.ddb.de abrufbar.
1. Aufl. - Göttingen : Cuvillier, 2006
Zugl.: Hannover, Univ., Diss., 2005
ISBN 3-86537-811-0

"Gedruckt mit Unterstützung des Deutschen Akademischen Austauchdienstes (DAAD)"

Hauptreferent: Prof. Dr.-Ing. Ernst Gockenbach

Korreferent: Prof. Dr.-Ing. habil. Hossein Borsi

Prof. Dr. rer. nat. Rainer Patsch

Tag der Promotion: 1. März 2006

© CUVILLIER VERLAG, Göttingen 2006
Nonnenstieg 8, 37075 Göttingen
Telefon: 0551-54724-0
Telefax: 0551-54724-21
www.cuvillier.de

Alle Rechte vorbehalten. Ohne ausdrückliche Genehmigung des Verlages ist es nicht gestattet, das Buch oder Teile daraus auf fotomechanischem Weg (Fotokopie, Mikrokopie) zu vervielfältigen.
1. Auflage, 2006
Gedruckt auf säurefreiem Papier

ISBN 3-86537-811-0

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand in den Jahren 2001 bis 2004 während meiner Tätigkeit als Stipendiat am Institut für Energieversorgung und Hochspannungstechnik, Fachbereich Hochspannungstechnik (Schering-Institut) der Universität Hannover.

Dem Direktor des Schering-Instituts, Herrn Prof. Dr.-Ing. Ernst Gockenbach, danke ich sehr herzlich dafür, dass er diese Arbeit angeregt, ihre Durchführung ermöglicht, in jeder Hinsicht großzügig gefördert und mir Gelegenheit zur fachlichen Weiterbildung gegeben hat. Seine wertvollen Hinweise und Ratschläge bei der Durchführung der Untersuchungen sowie bei der Durchsicht des Manuskripts haben maßgeblich zum Gelingen der Arbeit beigetragen. Darüber hinaus bin ich Herrn Prof. Gockenbach sehr dankbar, dass ich an zahlreichen Konferenzen im In- und Ausland teilnehmen konnte und mir dadurch die Möglichkeit geboten wurde, viele weiterführende Hinweise für die Arbeit zu bekommen.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Hossein Borsi für seine fachliche Unterstützung sowie für seine stete Bereitschaft, mir mit zahlreichen Ratschlägen und wertvollen Ideen bei der Fortsetzung der Arbeit zu helfen. Die konstruktiven Diskussionen mit Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Hossein Borsi waren eine wichtige Hilfe für mich und haben die Form und Inhalt der Arbeit wesentlich beeinflusst. Ihm gebührt mein Dank außerdem für seine menschliche Unterstützung.

Herr Prof. Dr. rer. nat. Rainer Patsch, Leiter der Fachgruppe Werkstoffe der Elektrotechnik und Diagnostik der Universität Siegen, danke ich für die Übernahme des Korreferates sowie für sein Interesse, dass er dieser Arbeit entgegengebracht hat.

Weiterhin danke ich allen Freunden, ehemaligen und derzeitigen Mitarbeitern, Fachkollegen und Angehörigen des Schering-Instituts für ihre tatkräftige Unterstützung bei Problemen aller Art, für die Beteiligung an der Bearbeitung der Forschungsaufgabe sowie für die angenehme Arbeitsatmosphäre. Hier möchte ich auch besonders die Mitarbeiter der Werkstatt und Sekretariat erwähnen. Die Mitarbeiter der Werkstatt haben mich häufig mit praktischen Ratschlägen bei der Gestaltung der Versuchsaufbauten unterstützt.

Darüber hinaus gebührt mein Dank dem deutschen akademischen Austauschdienst (DAAD) für die Finanzierung meines Aufenthalts in Deutschland.

Weiter danke ich der Firma Siemens AG Large Drive für die Bereitstellung von Sachmitteln und Probenmaterialen zur Durchführung der Untersuchungen. Herrn Dr.-Ing. Martin Kaufhold danke ich besonders für die wertvollen Diskussionen und sein großes Interesse an dieser Arbeit.

Der Firma GE Energy Management Services GmbH und der Firma Programma Electronic AB danke ich auch für das bereitwillige zur Verfügung stellen des Isolations-Diagnosesystem IDA 200 zur Messung der dielektrischen Antwort im Frequenzbereich. Besonderer Dank gilt in diesem Zusammenhang auch Herrn Dipl.-Ing. Reinhard Gesing.

Mein aufrichtiger Dank gilt ebenfalls Herrn Prof. Dr.-Ing. Hossein Mohseni von der Teheraner Universität für seine fachliche und menschliche Unterstützung. Seine zahlreichen Anregungen und Aufmunterungen waren zum Gelingen der Arbeit beigetragen.

Schließlich möchte ich mich ganz herzlich bei meiner Frau Zohreh und meinem Sohn Ali für ihr Verständnis und ihre Geduld während der Entstehung dieser Arbeit bedanken.

Inhaltsverzeichnis

Übersicht 1

1 Rotienede Hochspannungsmaschine als Prüfobjekt 5

1.1 Einleitung 5
1.2 Isoliersystem einer rotierenden Hochspannungsmaschine 5
1.2.1 Isoliermaterial für Wicklungen 5
1.2.2 Aufbau der Ständerwicklungen 8
1.3 Alterungsmechanismen und Lebensdauermodelle 11
1.3.1 Thermische Alterung 12
1.3.2 Elektrische Alterung 13
1.3.3 Mechanische Alterung 14
1.3.4 Umgebungseinflüsse 15
1.4 Schäden in Isoliersystemen elektrischer Maschinen 15
1.5 Diagnoseverfahren für elektrische Maschinen 16
1.5.1 Visuelle Inspektion 17
1.5.2 Diagnose auf der Basis der Maschinenhistorie 17
1.5.3 Verlustfaktor (tan δ) und Kapazität 18
1.5.4 Isolationswiderstand und Polarisationsindex 18
1.5.5 Gleichspannungs-Ramp-Test 19
1.5.6 Teilentladungsmessung 19
1.5.7 Messung der dielektrischen Antwort 19
1.5.8 Temperaturmonitoring 20
1.5.9 Schwingungsmonitoring des Wickelkopfs 20
1.5.10 Ozonmonitoring 20

2 Prüfling, Versuchsaufbau und Alterungsprogramme 21

2.1 Einleitung 21
2.2 Beschreibung des Prüflings und des Versuchaufbaus 21
2.3 Alterungsprogramme 23
2.3.1 Aufgehversuch (thermische Alterung) 24
2.3.2 Thermo-mechanische Alterung 25
2.3.3 Elektrische Alterung 26
2.3.4 Thermo-elektrische Alterung 26

3 Teilentladungsmessung 29

3.1 Einleitung 29
3.2 Grundlage der TE-Messtechnik 29
3.2.1 Begriffsbestimmungen 29
3.2.2 Physikalische Vorgänge bei Teilentladungen 30
3.2.3 TE-Prüfkreis 32
3.2.4 Ankopplungsvierpole 33
3.2.5 Konventionelles TE-Messgerät 33

3.2.6 Messgrößen und Darstellungen ... 37
3.3 TE-Quellen in elektrischen Maschinen ... 38
3.4 Stand der TE-Messtechnik bei elektrischen Maschinen ... 40
3.4.1 Sensor zur Auskopplung der TE-Stromimpulse ... 40
3.4.2 System zur Messung der scheinbaren Ladung ... 41
3.4.3 A/D-Wandler zur Digitalisierung der Messwerte ... 41
3.4.4 Messmethoden ... 42
3.5 TE-Messeinrichtung ... 42
3.6 TE-Messergebnisse der Alterungsuntersuchungen ... 44
3.6.1 Thermische Alterung (Aufgehversuch) ... 44
3.6.2 Elektrische Alterung ... 48
3.6.3 Thermo-mechanische Alterung ... 53
3.6.4 Thermische und elektrische Alterung ... 56
3.7 TE-Mustererkennung ... 60
3.7.1 TE-Verhalten von Stäben mit beschädigtem Außenglimmschutz ... 61
3.7.2 TE-Verhalten von Stäben mit beschädigtem Endenglimmschutz ... 65
3.7.3 TE-Verhalten von Stäben mit Lufteinschlüssen in der Hauptisolierung ... 68
3.7.4 Einfluss der Temperatur auf die TE-Pattern ... 70

4 Verlustfaktor- und Kapazitätsmessung ... 75

4.1 Einleitung ... 75
4.2 Einfluss der Prüfspannung ... 75
4.3 Messeinrichtung ... 77
4.4 Messergebnisse der Alterungsuntersuchungen ... 78
4.4.1 Thermische Alterung (Aufgehversuch) ... 78
4.4.2 Elektrische Alterung ... 82
4.4.3 Thermo-mechanische Alterung ... 84
4.4.4 Thermische und elektrische Alterung ... 87
4.5 Untersuchung an Epoxidharzplatten ... 91

5 Dielektrische Antwort ... 95

5.1 Einleitung ... 95
5.2 Dielektrische Verlustmechanismen ... 96
5.3 Dielektrische Antwort im Zeitbereich ... 97
5.4 Polarisations-/Depolarisationsstrom-Messeinrichtung ... 99
5.5 Berechnung der dielektrischen Antwortfunktion und der Leitfähigkeit ... 101
5.6 Spannungsabhängigkeit der dielektrischen Antwort ... 103
5.7 Ladezeitabhängigkeit der dielektrischen Antwort ... 104
5.8 Transformation der Messdaten vom Zeit- in den Frequenzbereich ... 104
5.8.1 Fourier-Transformation ... 105
5.8.2 Hamon Approximation ... 108
5.8.3 Karamers-Kronig Relation ... 109
5.9 Vorteile der Messung im Frequenzbereich ... 110
5.10 Temperaturabhängigkeit der dielektrischen Antwort ... 111

5.11 Einfluss des Aushärtung der Isolierung 114
5.12 Einfluss des Wassergehalts im Isoliersystems 115
5.13 Einfluss der elektrischen Beanspruchung 117
5.14 Einfluss der thermo-elektrischen Beanspruchung 119

Zusammenfassung 127

Literaturverzeichnis 133

Lebenslauf

Verzeichnis verwendeter Abkürzungen und Formelzeichungen

Abkürzungen

AGS	Außenglimmschutz
B	Bandbreite von TE-Messsystem
DSC	Differential Scanning Calorimetry
EGS	Endenglimmschutz
F	Funkenstrcke
FDS	Frequency Domain Spectroscopy
G	Galvanometer (Nullindikator)
HF	Hochfrequenz
IGS	Innenglimmschutz
IR	Insulation Resistance
PC	Personal Computer
PD	Partial Discharge
PDC	Polarization and Depolarization Current
PI	Polarisationsindex
RT	Raumtemperatur
RTD	Resistance Temperatur Detektoren
RVM	Recovery Voltage Measurement
S	Statorstab
SSC	Stator Slot Coupler
TE	Teilentladung
Z_m	Messimpedanz oder Ankopplungsvierpol

Formelzeichen

a_1, a_2, a_3	Materialkonstanten
A	dielektrische Antwortfunktionskonstant
A_1, A_2, A_3	Konstanten
$A_{x,y}$	verschobene dielektrische Antwortfunktionskonstanten
b	Materialkonstant
C	Kapazität
C_0	geometrische Kapazität
C_F	Hohlraumkapazität
C_K	Koppelkapatität
C_N	Normalkondensator
C_P	Kapazität des intakten Materials parallel zum Hohlraum
C_S	Kapazität des intakten Materials in Reihe zum Hohlraum
C_t	Gesamtkapazität der Isolieranordnung
C_x	zu messende Kapazität
C_∞	Hochfrequenzkapazität

D	Verschiebungsdichte
E	Elektrische Feldstärke
f	Frequenz
f_1	untere Grenzfrequenz von TE-Messsystem
f_2	obere Grenzfrequenz von TE-Messsystem
$f(t)$	dielektrische Antwortfunktion
h	Materialkonstant
H	magnetische Feldstärke
I, i	Strom
I_{pol}	Polarisationsstrom
I_{dpol}	Depolarisationsstrom
J	Stromdichte
k	Materialkonstant
k_B	Boltzmann-konstante
K_T	Temperaturkorrelationskoeffizient
L	Lebensdauer
n	dielektrische Antwortfunktionskonstant
P	Polarisation
q	Ladung
q_s	scheinbare Ladung
q_m	gemessene Ladung
R	Widerstand
R_{Iso}	Isolationswiderstand
t	Zeit
T	absolute Temperatur
$\tan \delta$	dielektrischer Verlustfaktor
$\tan \delta_L$	Leitungsverlustfaktor
$\tan \delta_P$	Polarisationsverlustfaktor
$\tan \delta_{TE}$	Ionisationsverlustfaktor
$\tan \delta_0$	Summe der Leitungs- und Polarisationsverluste
T_c	Ladezeit
U, u	Spannung
U_0	Ladespannung
U_n	Nennspannug
$W_{x,y}$	thermische Aktivierungsenergien
α	Nachhärtungsgrad
$\Gamma(n)$	Gammafunktion
$\delta(t)$	Dirac-Stoß-Funktion
Δ_1	mittlere Zunahme des Verlustfaktors für $0{,}2U_n$ und $0{,}6U_n$
Δ_2	maximale Anstieg der Verlustfaktor-Spannungskurve
ΔC	Kapazitätsdifferenz bei unterschiedlichen Messspannungen
Δf	Bandbreite

$\Delta \tan \delta$	Verlustfaktordifferenz bei unterschiedlichen Messspannungen
ε	Permitivität
ε_0	Permitivität des leeren Raumes
ε_r	Permitivitätszahl
ε'	Realteil der komplexen Permitivitätszahl
ε''	Imaginärteil der komplexen Permitivitätszahl
ε_∞	Hochfrequenzkomponente der Permittivität
ϑ	Temperatur
σ_0	Gleichstromleitfähigkeit
τ_1, τ_2, τ_3	Relaxtionszeitkonstanten
φ	Phasenwinkel der Spannungskurve
χ	komplexe Suszeptibilität
χ_e	elektrische Suszeptibilität
χ'	Realteil der komplexen Suszeptibilität
χ''	Imaginärteil der komplexen Suszeptibilität
ω	Kreisfrequenz

Kurzfassung

Zustandsbewertung eines Isoliersystems für rotierende Hochspannungsmaschinen mit elektrischen und dielektrischen Messverfahren

Schlagworte: rotierende Maschinen, Isoliersystem, Diagnose, Alterung, Feuchtigkeit, TE-Verhalten, Verlustfaktor, Kapazität, dielektrische Antwort, PDC, FDS

Die Hochspannungsisolierung der Statorwicklungen rotierender Maschinen ist im Betrieb unterschiedlichen Beanspruchungen wie mechanischen, thermischen, elektrischen und Umgebungseinflüssen ausgesetzt, die ihre elektrischen und dielektrischen Eigenschaften in vielfältiger Weise ändern und möglicherweise zu einem frühzeitigen Ausfall der Isolierung führen können. Eine zuverlässige Zustandsbeurteilung des Isoliersystems elektrischer Maschinen erfordert die Anwendung unterschiedlicher Diagnoseverfahren. Die verwendeten Diagnosemethoden müssen ausreichende Informationen zur Früherkennung der Schäden oder Zustandsverschlechterungen bereitstellen, um damit gezielt Korrekturmaßnahmen einzuleiten.

Die vorliegende Arbeit beschäftigt sich mit den Untersuchungen des TE-Verhaltens des Isoliersystems von Statorwicklungen, die durch verschiedene Alterungsfaktoren wie thermische, elektrische und thermo-mechanische Beanspruchung gealtert wurden. Weiterhin wurden an den Statorstäbe unter definierten Laborbedingungen künstlich Defekte in Anlehnung ähnlich wie in Praxis nachgebildet und die TE-Pattern verglichen. Die Möglichkeiten und Grenzen der Verwendung der TE-Pattern zur Beurteilung des Isolationszustands und der Identifizierung der Defekte wurden untersucht und gezeigt, wie TE-Pattern und -Amplitude in Abhängigkeit Prüfspannung zur Identifikation und groben Lokalisierung von Isolierungsschäden in Wicklungen genutzt werden können. Außerdem wurde der Einfluss unterschiedlicher Temperaturzustände auf die Teilentladungsaktivität und TE-Pattern ermittelt.

Parallel zur TE-Messung wurde die Kapazität- und Verlustfaktormessung in Abhängigkeit der Prüfspannung als ein traditionelles und integrales Diagnoseverfahren untersucht. Damit wurde die Auswirkung der Beanspruchungen auf die unterschiedlichen dielektrischen Verlustmechanismen in der Isolierung ermittelt und gezeigt, wie Veränderungen infolge der fortschreitenden Alterungsprozesse charakterisiert werden können.

Ergänzend befasst sich dieser Arbeit mit der Bestimmung der dielektrischen Antwort als ein Diagnoseverfahren zur Bestimmung der Änderungen im Isoliersystem elektrischer Maschinen infolge Alterungsprozesse und Feuchtigkeit. Es werden zunächst die physikalischen und mathematischen Grundlagen der dielektrischen Antwort beschrieben und gezeigt, wie die dielektrische Antwortfunktion der Isoliersysteme von rotierenden Hochspannungsmaschinen mathematisch formuliert und wie die Messdaten vom Zeitbereich in den Frequenzbereich transformiert werden können. Danach werden die Messergebnisse von Untersuchungen über den Einfluss unterschiedlicher Beanspruchungen, Feuchtigkeit und Temperatur auf die dielektrische Antwort präsentiert.

Die Messergebnisse zeigen eine eindeutige Empfindlichkeit der elektrischen Messverfahren auf lokal begrenzte Defekte und der dielektrischen Messverfahren auf die Feuchtigkeit und globalen Alterungs- und Degradationsprozesse innerhalb der Isolierung.

Abstract

Evaluation of the Condition of an Insulating System for High Voltage Rotating Machines by Electrical und Dielectrical Measuring Methods

Key words: rotating machine, insulating system, diagnosis, aging, moisture**,** PD-behavior, dissipation factor, capacitance, dielectric response, PDC, FDS

The high voltage insulation of the rotating machines stator winding is subjected during the operation to different stresses as mechanical, thermal, electrical and environmental which can change its electrical and dielectrical properties in complex ways possibly and lead to failure and forced equipment outages. A reliable condition evaluation of the insulation system of the electrical machines requires the application of different diagnostic methods. The used diagnostic methods must provide sufficient information for the early recognition of defects and aging changes of the insulation.

The thesis reports on the investigations of the partial discharge (PD) behaviour of the insulation system for stator winding, which were aged by the different combinations of stresses like thermal, electrical and thermo-mechanical. Furthermore artificial defects similar to practical ones were also realized on the model stator bars under laboratory conditions and the PD patterns were compared. The possibilities and limitations of the use of PD patterns for evaluation of the condition of insulation system and identification of the defects were investigated. It is shown, how PD patterns and changes of the PD amplitude as function of the applied test voltage can be used for identification and rough localization of defects. In addition the influence of different temperature conditions on the PD activities und PD patterns was determined.

Parallel to the PD measurement the capacitance and dissipation factor measurements were performed depending on the applied test voltage as a traditional and integral diagnostic method. The effect of the stresses on the different dielectric loss mechanisms in the insulation system was investigated and shown, how thereby the changes due to aging processes can be characterized.

Furthermore this thesis was dealing with the recognition of the reaction of the dielectric response as a diagnostic method concerning the changes in the insulation system of electrical machines due to the aging processes and humidity. Thus first the physical and mathematical bases of the dielectric response are described and shown, how the dielectric response function of the insulation systems of high voltage rotating machines is mathematically formulated and how can be transformed the measuring data from the time to frequency domain. Afterwards the measuring results of the investigations on the influence of different stresses, humidity and temperature on the dielectric response are presented.

The results show the clear sensivity of the electrical measuring methods to the local limited defects and the dielectrical measuring methods to humidity and the global aging and degradation processes within the insulation system.

Übersicht

Die rotierenden Hochspannungsmaschinen sind eines der wichtigsten und kostenintensivsten Betriebsmittel der elektrischen Energieerzeugung und -wandlung und spielen eine Schlüsselrolle für verschiedene Anwendungszwecke in der Industrie und Energieversorgung [1], [2], [3], [4]. Der Einsatz rotierender Maschinen zur Erzeugung elektrischer Energie in Form von Generatoren ist von zentraler Bedeutung, da heutzutage Generatoren in Betrieb sind, die eine Nennleistung von über ein GW aufweisen. Wenn wegen eines Defekts eine Maschine dieser Leistungsklasse außer Betrieb genommen werden muss, dann resultieren daraus erhebliche Leistingseinbuße und finanzielle Verluste. Im Gegensatz zu kleineren elektrischen Maschinen ist kurzfristiger Ersatz einer großen Maschine unmöglich. Die Verfügbarkeit ist deshalb eine der wichtigsten Anforderungen an große elektrische Maschinen und es erhebliche Anstrengungen erforderlich, um Ausfälle großer Maschinen zu vermeiden [5].

Um eine hohe Leistung bei gleichzeitig moderaten Strömen zu erreichen wird versucht, die Spannung bei Hochleistungsmaschinen so hoch wie möglich zu wählen. Daher hat das elektrische Isoliersystem einer Hochspannungsmaschine eine besondere Bedeutung und es stellt für den Betrieb einer Hochspannungsmaschine einen ganz wichtigen Parameter dar. Das Isoliersystem hat die Aufgabe, die in der Maschine dicht nebeneinanderliegenden, spannungsführenden Teile elektrisch voneinander und von den geerdeten Bereichen der Maschine zu trennen.

Die elektrische Isolierung der Wicklungen von rotierenden Hochspannungsmaschinen steht während des Betriebes unter kombinierter thermischer, elektrischer und mechanischer Beanspruchung und zusätzlich unter Umgebungseinflüssen, die die elektrischen und dielektrischen Eigenschaften mit der Zeit in vielfältiger Weise ändern und möglicherweise zu einem Ausfall der Isolierung führen können [6], [7], [8]. Um eine ungewollte Außerbetriebnahme von Hochspannungsmaschinen zu vermeiden, wird versucht, durch regelmäßige Wartungszyklen den Zustand der Maschinen zu bewerten. Trotz sorgfältiger Kontrollen treten jedoch immer wieder Ausfälle auf. Deswegen sind zur Abschätzung des aktuellen Zustands und optimalen Ausnutzung der Restlebensdauer der Hochspannungs-maschinen Diagnoseverfahren und Überwachungssysteme notwendig.

Die Diagnostik von Isoliersystemen in elektrischen Betriebmitteln besteht in der Fähigkeit, die kritischen Betriebszustände der Isolierung frühzeitig zu erkennen und geeignete Maßnahmen vorzuschlagen. Dazu werden die verschiedenen Eigenschaften des Isolierstoffes kontinuierlich oder in bestimmten Abständen erfasst, um ein mögliches Versagen frühzeitig zu erkennen. Eine Einteilung der Eigenschaften in elektrische, dielektrische, mechanische und thermische ist sehr nützlich, da bestimmte Veränderungen dieser Eigenschaften zu einem Verlust der Isolierfähigkeit des Isolierstoffes führen können [9].

Als Diagnosemittel werden dabei verschiedene zerstörungsfreie Prüfmethoden wie visuelle Inspektion, Teilentladungs- (TE-), Verlustfaktor-, Isolationswiderstandsmessung und die dielektrische Antwort ausgenutzt. Weiterhin wird versucht, neue Diagnoseverfahren und Kenngrößen zu finden, die den Zustand der Isolierung besser charakterisieren können. Dazu

werden zunächst unter definierten Laborbedingungen verschiedene Alterungsprozesse und Defekte an Modellen des Isoliersystems nachgebildet und mit den Diagnoseverfahren die Empfindlichkeit der verschiedenen Parameter auf Änderungen im Isoliersystem geprüft. Um eine Beurteilung des Betriebsverhaltens unter normalen Bedingungen zu erreichen, müssen die Alterungsprogramme möglichst den Betriebsbedingungen entsprechen. Damit können diese Ergebnisse als Grundlage für Bewertung der Messergebnisse an Ständerwicklungen genützt werden.

Die der TE-Messtechnik ist heute soweit entwickelt, dass die TE-Messung sowohl bei Stillstand der Maschine (off-line) als auch während des Betriebes (on-line) durchgeführt werden kann. Für die Bewertung der Messergebnisse liegen umfangreiche Erfahrungen aus der Praxis sowie aus Laboruntersuchungen vor [10], so dass die viele lokale Isolationsdefekte identifiziert und teilweise lokalisiert werden können. Trotzdem ist die TE-Messtechnik an räumlich ausgedehnten Prüflingen wie elektrischen Maschinen wegen der Dämpfungs-erscheinungen, Reflexionen, Resonanzen und Impulsüberlagerungen mit einer Reihe von Mess- und Bewertungsproblemen verbunden. Oft ist die Bewertung des tatsächlichen Zustandes Isoliersystem mit Hilfe charakteristischen TE-Mustern und -Merkmalen nur über eine vergleichende Analyse auf Basis von Trenddaten möglich. Dabei werden TE-Messergebnisse mit früheren Messdaten an derselben Maschine, mit Messdaten an anderen Phasen, mit Messdaten gleichartiger Maschinen und/oder mit vorhanden Messdaten aus einer Datenbank verglichen ist [11]. Deshalb sind weitere Untersuchungen zur Ermittlung der Zusammenhänge zwischen den Änderungen der TE-Messdaten und dem Zustand des Isoliersystems erforderlich.

Die Messung der dielektrischen Antwort im Zeit- oder Frequenzbereich erfährt heute als eine Diagnosemethode immer mehr Bedeutung. Diese Diagnosemethode basiert auf Leitungs- und Polarisationsprozesse im Dielektrikum [12], [13], [14], [15] und ist ein integrales Messverfahren. Bei einer Strukturveränderung des Isoliersystems durch Alterungsprozesse oder Feuchtigkeit ändert sich die spezifische dielektrische Antwort des Dielektrikums, so dass diese Änderung zur Zustandbeurteilung herangezogen werden kann [16]. Obwohl die Grundlagen der dielektrischen Antwort seit langer Zeit bekannt sind, fehlt jedoch die Interpretation der Messergebnisse besonders bei den Isoliersystemen elektrischer Maschinen, so dass hier weitere Untersuchungen erforderlich waren. In vergangenen fünfzehn Jahren wurden zahlreiche Forschungsarbeiten zur Anwendung dieser Verfahren für eine Diagnose Bestimmung der Alterung und Feuchtigkeit der Isoliersysteme durchgeführt. Die meisten Arbeiten beschäftigen sich mit Isoliersystemen von Transformatoren und Kabeln; für Isoliersysteme von rotierenden Hochspannungsmaschinen wurden nur wenige Untersuchungen durchgeführt. In der vorliegenden Arbeit werden daher mit Untersuchungen an dem Isoliersystem von Hochspannungsmaschinen die Auswirkungen unterschiedlichen Parameter auf das Verhalten der dielektrischen Antwort bestimmt.

Ziel der vorliegenden Arbeit ist es, die Möglichkeiten der TE-Messtechnik zur Verwendung als Diagnosemethode für Isoliersysteme von rotierenden Hochspannungsmaschinen zu untersuchen. Damit wurden versucht, die verschiedenen Alterungsursachen (thermisch, elektrisch, thermo-mechanisch) an Maschinenstäbe nachgebildet und durch TE-Messung und

Vergleich der TE-Pattern und Änderungen der TE-Amplitude und -Häufigkeit Auswirkung der Alterungsprozesse in Isoliersystemen von rotierenden Hochspannungsmaschinen zu beobachten. Weiterhin wurden durch Vergleich der TE-Pattern von einzelnen Stäben mit verschiedenen Isolierungsmängeln charakteristische Merkmale dieser Mängel und ihre Identifikation ermittelt. Da zur Beurteilung des Isolierzustands von elektrischen Betriebmitteln die Anwendung einer einzigen Messmethode mit hoher Wahrscheinlichkeit nicht ausreichend ist, wurde parallel zur TE-Messung auch der Verlustfaktor (tan δ) über der Spannung an diesen Stäben gemessen. Während die TE-Messung unter gewissen Umständen eine Detektion der lokal begrenzten Defekte und sogar die Identifizierung eines Defektes innerhalb der Isolierung ermöglicht, liefert die Messung des Verlustfaktors eine wertvolle integrale Information über der Zustand der Isolierung.

Ein weiteres Ziel dieser Arbeit bestand darin, die Reaktion der dielektrischen Antwort im Zeit- und Frequenzbereich auf die Änderungen im Isoliersystem infolge der Alterungsprozesse und Feuchtigkeit im Hinblick auf einen Einsatz als Diagnoseverfahren zu prüfen. Daher wurden im Rahmen dieser Arbeit zahlreiche Untersuchungen und Messungen im Zeit- und Frequenzbereich an Maschinen Isoliersystemen durchgeführt.

Der wesentliche Inhalt dieser Arbeit ist in fünf Kapitel gegliedert:

1. Das erste Kapitel beschäftige sich mit allgemeinen Informationen über das Isoliersystem rotierender Hochspannungsmaschinen als Prüfobjekt und gibt einen Überblick über Isoliermaterialen, Aufbau der Ständerwicklungen, Mechanismen der Alterung und Schäden bei den elektrischen Maschinen. Anschließend werden die bekannten Diagnoseverfahren von elektrischen Maschinen in einer kurzen Übersicht vorgestellt.

2. In dem zweiten Kapitel werden die für die experimentellen Untersuchungen verwendeten Prüfobjekte, das entwickelte Statornutmodell und die verschiedenen eingesetzten Alterungsprogramme beschreiben.

3. Im dritten Kapitel werden zunächst die physikalischen Vorgänge bei Teilentladungen und die Grundlagen der TE-Messtechnik vorgestellt. Dann werden die wichtigsten TE-Kenngrößen und die Darstellungen der TE-Messergebnisse erläutert. Ergänzend wird in einer kurzen Übersicht über den Stand der TE-Messtechnik bei elektrischen Maschinen berichtet. Danach werden die Ergebnisse orientierender TE-Messungen an einzelnen Maschinenstäben im Verlauf der Alterungsprogramme dargestellt und die Reaktionen dieses Diagnoseverfahrens auf Änderungen im Isoliersystem infolge der Beanspruchungen diskutiert. Dann werden die TE-Messergebnisse von drei wichtigen Defektarten im Isoliersystem, die im Rahmen dieser Arbeit unter definierten Laborbedingungen an einzelnen Stäben nachgebildet wurden, präsentiert und die TE-Pattern miteinander verglichen. Außerdem wird über dem der Einfluss unterschiedlicher Temperaturzustände auf die Teilentladungsprozesse berichtet.

4. Im vierten Kapitel werden nach der Vorstellung der eingesetzten Einrichtung zur Messung des Verlustfaktors und der Kapazität die Ergebnisse der Messungen in Abhängigkeit von der Prüfspannung und des Alterungszustandes präsentiert. Ergänzend werden die

Messergebnisse des Verlustfaktors und der Kapazität an Epoxidharzplatten in Abhängigkeit von der Prüfspannung dargestellt und die Auswirkungen der Hohlräume in der Isolierung diskutiert.

5. Im fünften Kapitel werden zunächst die physikalischen und mathematischen Grundlagen der dielektrischen Antwort beschrieben und gezeigt, wie die dielektrische Antwortfunktion eines Isoliersystems mathematisch formuliert und wie die Messdaten vom Zeitbereich in den Frequenzbereich transformiert werden können. Danach werden die Messergebnisse von Untersuchungen über den Einfluss unterschiedlicher Beanspruchungen und Feuchtigkeit auf die dielektrische Antwort präsentiert.

Die Arbeit schließt mit einer Zusammenfassung der wesentlichen Erkenntnisse hinsichtlich der Möglichkeiten und Grenzen zur Beurteilung des Zustandes von Isoliersystemen rotierender Hochspannungsmaschinen durch die TE-, Verlustfaktor- und Kapazitätsmessung sowie die dielektrische Antwort.

1 Rotienede Hochspannungsmaschine als Prüfobjekt

1.1 Einleitung

Eine elektrische Maschine besteht aus einem Ständer mit verteilten Wicklungen und einem Voll- oder Schenkelpolläufer. Ständerwicklungen bestehen aus einzelnen Wicklungssträngen. Jeder Strang besteht aus einzelnen Spulen. Eine Spule ist eine Kombination zweiter Stäbe, die in unterschiedlichen, bezüglich des Drehfeldes um 180° elektrisch verschobenen Ständernuten liegen. Spulen können wiederum in mehrere Windungen unterteilt sein, die alle dieselben beiden Nuten durchlaufen und gegen einander isoliert sind. Jede Spule oder jeder Stab der Ständerwicklung stellt elektrisch eine klassische Durchführung eines isolierten spannungsführenden Leiters durch das geerdete Blechpaket dar.

Zur Darstellung einer elektrischen Maschine als Prüfobjekt werden im folgenden Kapitel die Isoliersysteme, die Mechanismen der Alterung und die Diagnoseverfahren erläutert.

1.2 Isoliersystem einer rotierenden Hochspannungsmaschine

Ein wichtiger Teil einer elektrischen Maschine, besonders bei Hochspannungsmaschinen, ist das elektrische Isoliersystem der Ständerwicklung. Die wesentliche Aufgabe der Isolierung besteht in der Trennung spannungsführender Wicklungsteile untereinander und von dem auf Erdpotential befindlichen Ständereisen. Die eingesetzten Isoliermaterialen für Ständerwicklungen von elektrischen Maschinen müssen aber nicht nur elektrischen sondern auch mechanischen und thermischen Beanspruchungen standhalten.

1.2.1 Isoliermaterial für Wicklungen

Die Entwicklung des Elektromaschinenbaues begann fast gleichzeitig mit der Veröffentlichung des Induktionsgesetzes durch Faraday im Jahr 1832. Es wurde versucht, geeignete Maschinen zur elektromagnetischen Stromerzeugung zu bauen. Holz, Kautschuk, Glas, Guttapercha, Textilgewerbe waren die ersten Isolierstoffe.

Die Erfindung des Mikafoliums im Jahr 1900 und des Bügelprozesses zur Herstellung fester Umpressungen im Nutteil der Wicklungen im Jahre 1910 machte den Einsatz des thermisch, chemisch und elektrisch hochwertigen Glimmers als tragender Bestandteil der Hauptisolierung möglich. Man entwickelte Mikafolien, die aus Glimmerplättchen (Mika), Bindemittel und Trägerbahnen bestehen. Als Trägerbahnen wurde Zellulose-, Kunstfaserpapier, Kunststofffolien (Polyesterfolie) oder Glasseidengewebe (Glasseide, Glassfasern) eingesetzt, auf die Glimmerplättchen mit dem Bindemittel überlappend festgeklebt wurden. Als Bindemittel wurde zuerst Schallack und dann Asphalt an Stelle von Schallack eingesetzt. Danach versuchte man die neuen härtbaren Kunststoffe (thermolastic) als Bindemittel in Glimmerisolierungen an Stelle der thermoplastischen Naturstoffe Schallack und Asphalt einzusetzen. Die lösungsmittelfreien, polymerisierenden Polyesterharze und

später Epoxidharze fanden zur Imprägnierung von Glimmerbandisolierungen seit 1949 einen sehr großen Anwendungsbereich und worden wegen ihrer Vorteile bis heute in den meisten Isoliersystemen verwendet [1].

Es existieren zwei Arten von Glimmerarten, die am häufigsten in elektrischer Applikation eingesetzt werden [17]:

Muskovit: Kaliglimmer oder Kalium-Aluminium-Hydro-Silikat
$KAl_2(Si_3Al)O_{10}(OH,F)_2$

Phlogopit: Magnesiumglimmer oder Kalium-Magnesium-Aluminium-Eisen-Silikat
$KMg_3(Si_3Al)O_{10}(OH,F)_2$

Die chemische Struktur des Glimmers bietet die Erklärung für die guten elektrischen Eigenschaften. Die Trennung der positiven Kalium-Ionen bezüglich der negativen Oxid-Ionen erzeugt ein permanentes Dipolmoment, auch in Abwesenheit eines elektrischen Felds. Wegen dieser polaren Natur hat Glimmer eine relativ hohe Dielektrizitätszahl [18].

Die Glimmerarten gehören chemisch in die umfangreiche Gruppe der Silikate. Elektrisch zeichnen sie sich eine hohe elektrische Festigkeit (über 150 kV/mm), gleichförmige Dielektrizitätszahl, niedrige elektrische Verluste, hohen elektrischen Widerstand, niedrigen Temperaturkoeffizienten und hohe Kapazität. Thermisch zeigen sie eine niedrige Wärmeleitfähigkeit, sehr gute Stabilität, Nichtbrennbarkeit und eine Hitzebeständigkeit von 600 °C bis 900 °C. Mechanisch sind sie flexibel, hart und besitzen eine hohe Zerreißfestigkeit, obwohl Glimmer relativ weich ist [18].

Zur Verwendung in elektrischen Maschinen kommt im Wesentlichen nur Muskovit in Frage, weil seine elektrischen und mechanischen Eigenschaften besser sind als Phlogopit. Die Temperaturbeständigkeit von Phlogopit ist wegen des Magnesiums allerdings höher. Muskovit ist gegenüber organischen Lösungsmitten und den meisten Säuren unempfindlich, dagegen wird Phlogopit durch viele Säuren beschädigt. In **Tabelle 1.2** sind die Dielektrizitätszahl und der Verlustfaktor von Muskovit und Phlogopit gegenübergestellt.

Tabelle 1.1: Vergleich der Dielektrizitätszahl und des Verlustfaktors von Muskovit und Phlogopit [19]

Glimmersorte	Dielektrizitätszahl (ε_r)	Verlustfaktor (tan δ) $\times 10^{-4}$
Muskovit	6,72 - 7,20	1,4 - 52
Phlogopit	3,82 - 5,4	350 - 780

Da die erwähnten Glimmerprodukte in Bezug auf den Glimmer noch nicht als homogen angesehen werden können, wurde die Entwicklung von Glimmerpapiere erforderlich. Zu ihrer Herstellung wird Glimmer durch einen chemisch-thermischen oder andere Prozesse in feinste Flocken aufgespaltet und in eine breiähnliche Masse umgewandelt, aus der analog zur Gewinnung des Papiers aus der Papierpupe eine dünne papierähnliche Glimmer-Isolierfolie hervorgeht. Diese Glimmerpapiere sind unter Markenbezeichnungen wie Samica, Isomica, Mica-Mat, Gogemica und Romica bekannt. Diese großflächigen, gleichmäßig dicken und

homogenen Glimmerpapiere werden durch Imprägnieren mit Kunstharzen, durch Kombination mit Trägerstoffen oder durch Zusammenpressen bei höherer Temperatur zu dichten und gleichmäßigen Isolierstoffen verarbeitet [2].

Die elektrischen Eigenschaften der Mikafolien werden vorwiegend durch den Glimmer und die thermischen Eigenschaften durch Bindemittel bestimmt. Der Glimmeranteil beträgt bis zu 60%. Die Imprägnierung mit dem jeweiligen Bindemittel erfolgt unter Vakuum, um Lufteinschlüsse und damit Teilentladungen weitgehend zu vermeiden. Mit den thermisch stabilseren Tränklacken auf Polyamidbasis erreicht man eine maximale Grenztemperatur von etwas 250 °C oder die Wärmeklasse F (155 °C). Für noch höhere Betriebstemperaturen sind dann Silikonharze (Silikonkautschuk) zu verwenden [20]. Silikon ist ein Kunststoff aus den Elementen Silizium, Sauerstoff, Kohlenstoff und Wasserstoff. Die hohe Wärmebeständigkeit von Silikon, die zu Isolierstoffen der Wärmeklasse H (180 °C) führt, ist auf die Si-O-Si-Bindung zurückzuführen [2]. Das Silikonharz wird Glimmerfrei oder mit Glimmer verwendet. Wegen der mechanischen Verletzbarkeit der Silikonharze, werden diese nur bis 4 kV eingesetzt [7]. Eine Verbinde mit Glimmer erlaubt jedoch höhere Betriebsspannungen. Allerdings sind die Kosten für ein solches Isoliersystem höher als für ein Epoxidharzsystem.

Die Wärmeklasse von Isoliersystemen wird durch die thermische Eigenschaft der verwendeten Materialen bestimmt. Einige Varianten der heute gebräuchlichen elektrischen Maschinen-isolierungen und ihre Wärmeklasse sind in **Tabelle 1.2** aufgelistet. Bei den aufgegebenen Temperaturen ändert der Isolierstoff seine Eigenschaften während der Prüfzeit, die oft einer Betriebzeit von 20000 oder 25000 Stunden entspricht. Die Isolierung soll daher eine durchschnittliche Lebensdauer von ungefähr 3 Jahren bei dieser Temperatur aufweisen [3], [21]**.**

Tabelle 1.2: Varianten elektrischer Maschinenisolierungen und ihre Wärmeklasse [7], [21]

Wärmeklasse	Isolierungsmaterialen
A 105 °C	Baumwolle, Seide, Zellulosepapier, Zellwolle
B 130 °C	Materialien auf Basis von Glimmer (auch auf organischen Unterlagen), Asbest oder Glasfasern, die mit geeigneten organischen Bindemitteln verwendet werden. Typische Bindemitteln sind Schellack, Asphalt und einige Polyesterharze.
F 155 °C	Materialien auf Basis von Glimmer, Asbest oder Glasfasern mit Bindemitteln der Wärmeklasse F. Häufig wird Epoxidharz als Bindemittel verwendet.
H 180 °C	Materialien auf Basis von Glimmer, Asbest oder Glasfasern mit Bindemitteln Silikon, Silikongummi und andere der vorliegenden Klasse entsprechenden Materialien oder Materialkompositionen.
G über 180 °C	Materialien auf Basis von Glimmer, keramische Stoffe, Glas oder Quarz, die ohne oder mit für Klasse G geeigneten anorganischen Bindemitteln verwendet werden.

1.2.2 Aufbau der Ständerwicklungen

Die Ständerwicklungen großer Maschinen sind aus einzelnen Stäben oder Spulen aufgebaut. Jede Spule oder jeder Stab der Ständerwicklung wird aus einzelnen, gegeneinander isolierten Teilleitern zusammengesetzt. Innerhalb des Systems unterscheidet man die Isolierung der einzelnen Leiters (Teilleiterisolierung) und die Hauptisolierung im Nut- und Wickelkopfbereich. Die Dicke der Hauptisolierung ist sowohl der Nennspannung der Maschine als auch den Betriebs- und Fertigungsbedingungen angepasst.

Bevor die Stäbe der einzelnen Spulen mit Mikanietbändern umwickelt werden, versieht man sie bei Maschinen hoher Nennspannungen mit einem halbleitenden Belag, dem sogenannten Innenglimmschutz (IGS). Damit können die elektrischen Feldstärken an den Kanten der Einzelleiter unter ca. 5 kV/mm gehalten werden [22].

Zur Fertigung der Hauptisolierung der aus den isolierten Teilleitern hergestellten Formspulen der Hochspannungsmaschinen werden heute geschichtete Glimmerisolierungen eingesetzt, die hauptsächlich in zwei unterschiedlichen Verfahren durchgeführt wird. Das erste ist die Anwendung des Harzreichmikafoliums (Resin-Rich). Dabei wird das Mikafolium in vorbereiteten Bahnen oder Bändern von Hand oder maschinell um den zu isolierenden Nutteil mit einer Kraft von 40-60 N herumgewickelt und anschließend wird die Aushärtung und Formgebung unter Drücken von ca. 30-100 bar in beheizbaren hydraulischen Pressen bei Temperaturen zwischen 100-180 °C über mehrere Stunden vorgenommen. Die verwendeten Glimmerbänder bei diesem Verfahren weisen einen Harzanteil von ca. 40% bis 45% Harz auf. Bei dem Bügelvorgang werden das existierende Harz im Mikafolium flüssig und die ganze Spule durch das Harz durchgetränkt. Die fest um den Stab herumgezogenen Mikafoliumlagen werden noch in heißem Zustand aus den Bügelmaschinen genommen und in die Formpressen gebraucht, in denen die zunächst noch plastische Isolierung auf die Abmessungen der Nut gepresst und das Harz gleichmäßig in der Spule verteilt wird. Es ergibt sich ein Kompressionsverhältnis von ungefähr 25-30% nach der Pressung. Zur Aushärtung der Isolierung bleibt die Spule für 30 bis 40 Minuten bei einer Temperatur von ungefähr 170 °C in der Formpresse. Danach montiert man alle Spulen in das Ständerblechpacket und fertigt die Verbindungen. Eine Nachhärtung der Isolierung erfolgt dann bei einer Temperatur von 140 °C für eine Zeit von ungefähr 12 Stunden [2], [23].

Beim zweiten Verfahren werden die aus isolierten Teilleitern hergestellten Formsspulen mit Glimmerbändern von 20 bis 40 mm Breite und von 0,12 bis 0,3 mm Dicke von Hand oder maschinell überlappend mit genau vorgegebener Lagenzahl umwickelt (**Bild 1.1-a**), einem Vakuum-Druck-Prozess (VPI) entgast und mit Kunstharz imprägniert. Die verwendeten Glimmerbände bei dem VPI-Verfahren haben etwa 10% bis 25% Harz. Durch den sorgfältig gesteuerten VPI-Prozess sollen auch kleinste Hohlräume in der Isolierung verhindert werden, die zu inneren Gas-Feststoff-Grenzflächen führen und die elektrische Festigkeit der Isolierung schwächen könnten [6], [24].

Abhängig von der Größe des Imprägnierungstanks werden ein vollständiger Ständer oder für große Maschinen einzelne Ständerstäbe imprägniert (**Bild 1.1-b**). Im Falle der Imprägnierung eines vollständigen Ständers, werden zuerst alle Spulen in das Ständerblechpacket eingesetzt.

Dann findet eine Vortrocknung des Ständers bei 80-120 °C statt, die 1 bis 12 Stunden dauern kann. An Stelle einer besonderen Vortrocknung im Ofen werden auch beheizbare Tränkanlagen verwendet, in denen Trocknung und Evakuierung gleichzeitig vorgenommen werden können. Der Vakuumprozess im Imprägnierungstank kann 1 bis 8 Stunden bei einem Vakuum von 0,1 bis 1 mbar dauern. Bevor das Harz in den Imprägnierungstank gelangt, wird die Temperatur auf Raumtemperatur gebracht. Der Imprägnierungstank wird dann bis ungefähr 10 Zentimeter über Ständerniveau gefüllt. Dieser Prozess kann bis 2 Stunden dauern. Anschließend wird der Druck im Imprägnierungstank auf 2 bis 10 bar erhöhet und bleibt abhängig von der Viskosität des Harzes auf diesem Druck für 2 bis 12 Stunden, damit die Wicklungen vollständig mit Harz imprägniert werden. Der zeitliche Ablauf der Imprägnierung und der Druckhaltung ist auf die Dicke und Durchtränkbarkeit der Glimmerbandbewicklung und das verwendete Harzsystem abgestimmt. Nach der Entnahme des Ständers aus der Tränkwanne wird, abhängig von der Größe des Ständers und des Typs des verwendeten Harzes, die Aushärtung bei in einem Ofen einer Temperatur von 120 °C bis 150 °C für 8 bis 20 Stunden vorgenommen. Eine Nachhärtung erfolgt in der ersten Zeit des Einsatzes [2], [23].

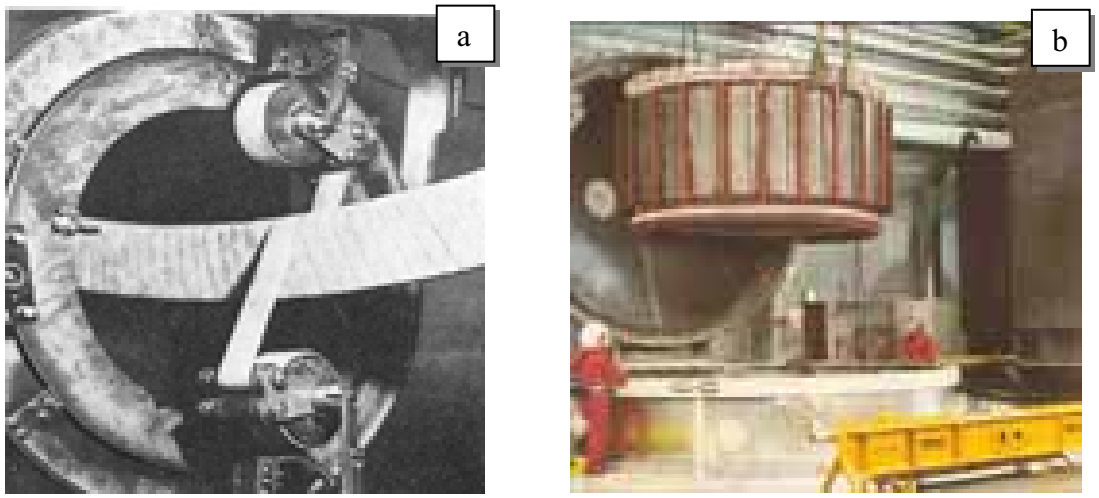


Bild 1.1: (a) Maschinelle Bewicklung eines Stabes mit Glimmerband [2]
(b) ein bewickelter Stator, fertig zur Imprägnierung in Imprägnierungstank (von Roll Isola)

Um das Erdpotential gleichmäßig über die gesamte Länge der Stäbe zu verteilen und Entladungen in den Luftspalten zwischen der Staboberfläche und dem Blechpaket im Nutbereich zu verhindern, wird ein leitfähiger Belag, den Außenglimmschutz (AGS) aufgebracht (**Bild 1.2**). Der AGS muss genügend leitfähig sein, um einen sicheren Potentialausgleich über dem gesamten Stab in Länge und Umfang zu garantieren. Damit wird auch bei ungünstiger punktueller Kontaktierung des Stabes mit dem Blechpaket an keiner Stelle dar Staboberflächen der Minimalwert der Paschen-Kurve (ca. 350 V für Luft) erreicht und es kann nicht zu Nutentladungen kommen [5]. Allerdings niederohmig darf der AGS auch nicht zu niederohmig ausgeführt werden, da er sonst das Eisenpaket des Ständers kurzschließt. Die eingesetzten leitfähigen Beläge für den AGS haben einen Oberflächenwiderstand von etwa 10^3 - 10^5 Ω bei einer quadratischen Fläche [25].

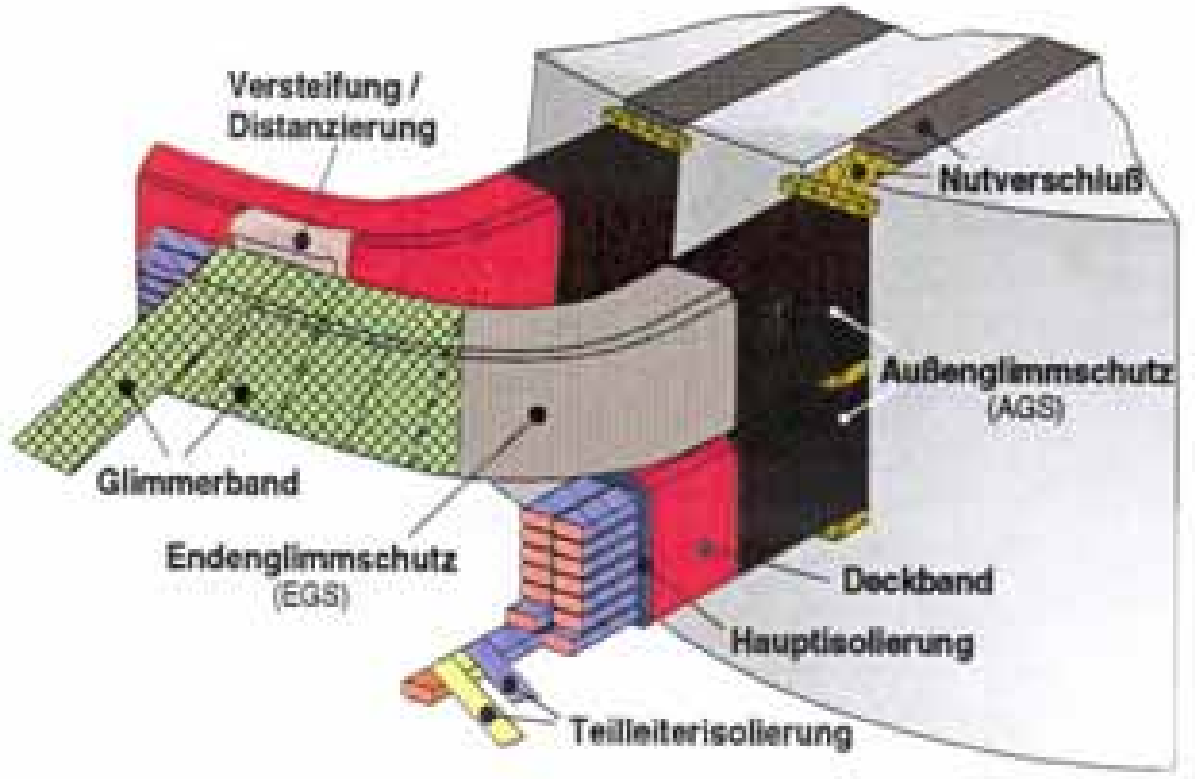


Bild 1.2: Prinzipieller Aufbau von Isoliersystemen für Ständerwicklungen [6]

Bevor die Nut mit dem Verschlusskeil geschlossen wird, werden die durch Zwischenschieber getrennten Ober- und Unterstäbe noch mit Federelementen versehen. Auf diese Weise kann ein dauerhafter, mechanisch gut fixierter Sitz der Stäbe in den Nuten gewährleistet werden.

Ein weiterer Glimmschutz, der Endenglimmschutz (EGS), dient zur Steuerung des elektrischen Feldes an den Nutaustritten bei Nennspannungen über 6 kV, da am Ende des Nutbereiches der Spulen das elektrische Feld hoch und stark inhomogen ist. Der EGS wird direkt auf die Isolierung oder den Außenglimmschutz aufgetragen und weist hochohmigen (halbleitfähigen) Charakter auf. Durch das Aufbringen des EGS wird der Potentialverlauf in diesem Bereiche so beeinflusst, dass die Feldverteilung gleichmäßiger ist und keine TE im Betrieb auftreten. **Bild 1.3** zeigt das Ersatzschaltbild des Glimmschutzes und die Potentialverteilung am Nutaustritt mit und ohne EGS.

Die Beläge, die als EGS eingesetzt werden, bestehen entweder aus Anstrichen, die mit einem trocknenden und härtbaren Harz unmittelbar auf die Isolierstoffoberflächen aufgetragen werden, oder aus Anstrichen, die zusammen mit geeigneten Bändern verarbeitbar sind. Die erforderlichen Widerstände liegen bei einer quadratischen Fläche im Bereich von 10^8 - 10^{10} Ω [2]. Beläge mit nichtlinearem Widerstand bezüglich der elektrischen Feldstärke kommen ebenfalls als EGS zum Einsatz [25].

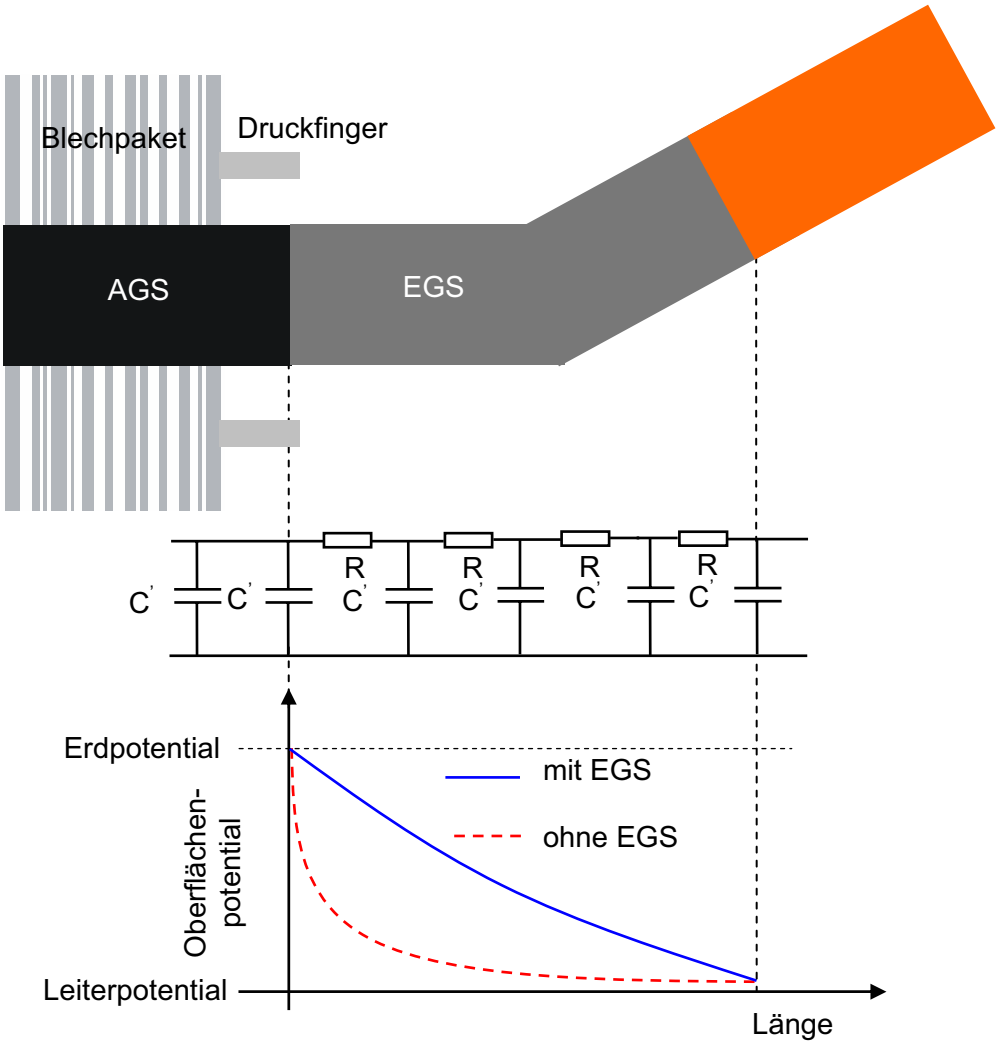


Bild 1.3: Ersatzschaltbild des Glimmschutz und Potentialverlauf entlang der Längsgrenzfläche des EGS am Austritt der Spulenschenkel aus der Nut

1.3 Alterungsmechanismen und Lebensdauermodelle

Eine wichtige Frage für Entwicklung und Verwendung der Diagnoseverfahren ist Entstehung und Weiterentwickelung der Defekte im den Isoliersystemen. Es wurden daher viele Untersuchungen zur Erklärung der Alterungsmechanismen und der Modellierung der Lebensdauer der Isoliersysteme durchgeführt.

Elektrische Isolierstoffe verändern ihre Eigenschaft unter dauernden Beanspruchungen im Laufe der Betriebszeit. Diese Eigenschaftsänderung ist häufig Wandlung des molekularen Gefüges und wird im allgemeinen Alterung genannt. Alterung ist eine nichtumkehrbare, schädliche Änderung der Betriebsfähigkeit und Betriebslebensdauer von Isoliersystemen. Die Betriebslebensdauer eines Isoliersystems ist die tatsächliche Lebensdauer mit einer definierten Bedeutung, wie z.B. Zeit bis zum Ausfall, Zeit bis zu einer unwirtschaftlich hohen Fehlerhäufigkeit, Betriebszeit ohne Fehler usw. [26].

Für die Ausfälle der Maschinen während des Betriebes können eine Kombination von thermischen, elektrischen und mechanischen Beanspruchungen sowie Umgebungseinflüsse

verantwortlich sein. Als ein Beispiel kann die in **Bild 1.4** dargestellte Ausfallstatistik von Hochspannungsmotoren mit Nennspannung von 3 bis 6 kV betrachtet werden, welche zeigt, dass die Ursache der meisten Ausfälle bei den untersuchten Maschinen die Alterung des Isolationssystems ist. Es ist in dieser Statistik zu beachten, dass die Anzahl der Ausfälle bei den Maschinen, die mehr als 21 Jahre alt sind, abgenommen hat, da die meisten Motoren mit mehr als 21 Jahren Betriebszeit entweder ersetzt oder außer Betrieb genommen wurden.

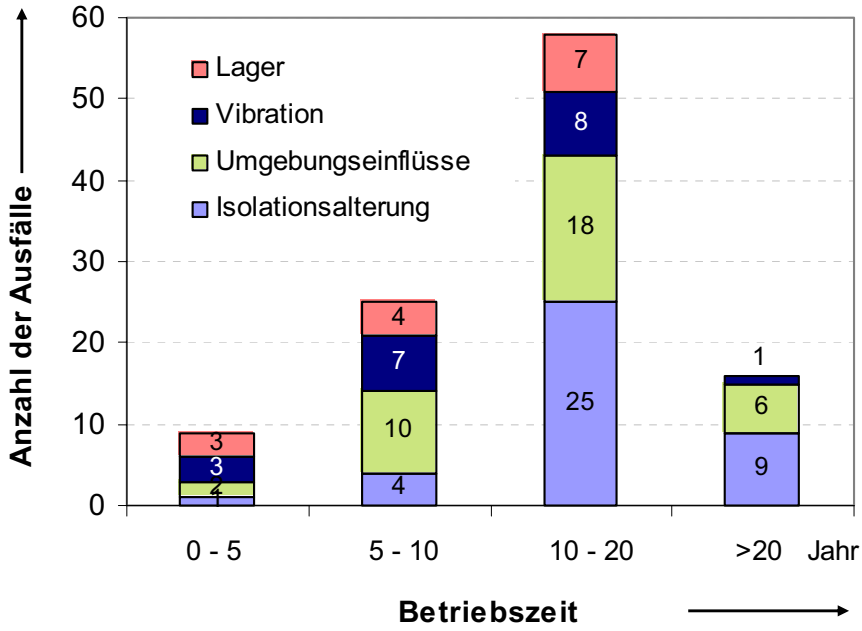


Bild 1.4: Ursache der Ausfälle bei untersuchten Hochspannungsmotoren in Abhängigkeit vom Maschinalten [27]

1.3.1 Thermische Alterung

Von allen Beanspruchungen hat die thermische Beanspruchung den größten Einfluss auf die Lebensdauer der Isolierung. Die Wärme kann durch verschiedene Verluste wie ohmsche Verluste (RI^2), Wirbelstromverluste, Streulastverluste im Kupferleiter, Eisenverluste der Belechpakete und dilektrische Verluste erzeugt werden. Die Erwärmung der Maschinen im Betrieb hat im Laufe der Betriebszeit chemische und physikalische Veränderungen in allen organischen Bestandteilen der Isolierungen zur Folge, die als Bindemittel eingesetzt werden. Durch Wärme können chemische Veränderungen, wie Kettenbrüche, Strukturveränderungen, Abspaltungs-, Vernetzungsreaktion und Oxidation der organischen Bestandteile bewirkt werden, die zu einer chemischen Zerstörung führen. Zusätzlich treten mechanische Zerstörungen durch verschieden große Wärmeausdehnungen von metallischen Leitern und der anliegenden Isolierung auf [2]. Eine Überschreitung der vom Hersteller der Maschinen vorgesehenen Betriebstemperaturen durch Überlastung, ungenügende Kühlung infolge Fehlbedienung oder Verschmutzung von Kühlwegen kann zur Beschleunigung der Alterungsvorgänge führen [1], [4]. Als Ergebnis steigt der Gasdruck in den Hohlräumen an und mindert die Klebfestigkeit zwischen Epoxidharz und Mika. Diese Erscheinung kann zur Delamination an der Grenzfläche von Epoxidharz und Mika führen. Die thermo-mechanischen Beanspruchungen z.B. durch Lastwechsel der Maschine können dazu führen,

dass die Delaminationen großer werden. Die thermische Alterung kann zusätzlich kleine Risse im Epoxidharz erzeugen [8], [28]. Eine andere Ursache der thermischen Alterung ist die thermo-mechanische Beanspruchung, die während des Betriebs infolge Ein- und Ausschaltung oder Lastwechsel erfolgt.

Die Alterungsversuche an organischen Isolierungen haben vielfach bestätigt, dass deren thermische Lebensdauer mit dem Arrhenius Gesetz beschrieben werden kann:

$$L = a_1 e^{(b/T)} \tag{1.1}$$

Hierin ist L die Lebensdauer in Stunden bei einer Temperatur T in °K und a_1 und b sind Materialkonstanten. Diese Gleichung liefert eine Grade im Halb-Logarithmischen-Diagram. Eine einfache Aussage des Arrhenius Gesetz ist, dass die Lebensdauer bei Erhöhung der Betriebtemperatur um jeweils etwa 10 °C auf die Hälfte sinkt.

1.3.2 Elektrische Alterung

Während die anorganischen Anteile der Isolierung elektrischer Maschinen (Mika) einen sehr hohen Widerstand gegen innere Teilentladungen aufweisen, zeigen die organischen Anteile der Isolierung unter dem Einfluss von inneren Teilentladungen Alterungserscheinungen in Form von chemischen und thermischen Änderungen. Innere Teilentladungen finden an Grenzflächen im Isoliersystem, in Lufteinschlüssen und Delamationen statt, die durch thermische und/oder mechanische Beanspruchungen erzeugt wurden. Die chemische Interaktion durch die Teilentladungsaktivität hängt von der Feuchtigkeit und der Art der Gase in den Lufteinschlüssen ab. Die durch Teilentladung entstehenden Stickstoffoxide (NO_2) bilden mit anwesender Feuchtigkeit Salpetersäure (HNO_3), gegen die der organische Anteil der Isolierung nicht beständig ist [1], [29].

Die für die Isolierung elektrischer Maschinen am kritischsten TE-Typen sind die Nutentladungen und die Oberflächenentladungen auf dem Außenglimmschutz [30], [31], [32]. Nutentladungen können in Folge starker Vibration des Leiters in der Nut oder nicht ausreichender Leitfähigkeit des AGS entstehen. Durch das Abheben des Leiters von der Nutwand entsteht ein Hohlraum, der als zusätzliches Dielektrikum aufgefasst werden kann. Das Potential auf der Staboberfläche wird dadurch kurzzeitig erhöht, bis die Hohlraumkapazität über den niederohmigen AGS entladen ist. Die bei Nutentladungen freiwerdenden Energien können die Fehlerstelle erhitzen, wodurch der Halbleiterbelag zerstört wird. Wenn diese Entladungen eine genügend große Fläche des Belages erodiert haben oder wenn durch eine mechanische Beschädigung zuviel des AGS abgetragen wird, können Oberflächenentladungen entstehen [32]. Diese Entladungsform ereignet sich tangential zum Leiter und kann noch höhere Ladungsmengen als die Nutentladungen aufweisen. Als Folge der Erwärmung wird nicht mehr nur der Halbleiterbelag, sondern auch die Isolierung selbst zerstört und ermöglicht die Ausbildung eines leitfähigen Entladungskanals quer durch die Isolierung. Da ein solcher Kanal zum Kurzschluss führen kann, stellen diese Entladungen für jede Maschine eine potentielle Gefahr dar.

Die außerordentlich starken Koronaentladungen, die von den Staboberflächen im Wickelkopfbereich ausgehen und oft als Wickelkopfentladung bezeichnet werden, entstehen entweder durch Beschädigung des EGS oder durch starke Verschmutzung. Dadurch wird aus der Luft eine große Menge Ozon (O_3) produziert, was ein hochreaktives Gas ist. Aus der Reaktion dieses Gases mit dem Stickstoffdioxid (NO_2) kann Stickstofftrioxid (NO_3) und Distickstoffpentaoxid (N_2O_5) entstehen. Falls genügend Wasser vorhanden ist, kann damit Salpetersäure (HNO_3) produziert werden, welche den organischen Anteil der Isolierung zerstört. Als sicheres Zeichen für eine erhöhte TE-Aktivität bzw. Ozonbildung gilt deshalb die Ablagerung von Abbauprodukten infolge der Einwirkung von Salpetersäure auf den Leiteroberflächen in Form von weißem Pulver. Falls das Ozon nicht allzu stark in die Nuten eingedrungen ist, kann durch eine rechtzeitige Reparatur bzw. Reinigung der TE-verursachenden Stellen eine chemische Zersetzung organischer Teile der Isolierung entgegengewirkt werden [5].

Zwei oft verwendete Lebensdauermodelle für die rein elektrische Beanspruchung sind Inverse Power und Exponential Modell [33]:

Inverse Power Modell $$L = a_2 E^{-k} \tag{1.2}$$

Exponential Modell $$L = a_3 e^{-hE} \tag{1.3}$$

Hierbei ist L die Lebensdauer in Stunden bei der elektrischen Beanspruchung E in kV/mm und k, a_2, a_3 und h sind Materialkonstanten. Eine Grade für die elektrische Lebensdauer ergibt sich dann, wenn die Daten für das Inverse Power Modell auf als Doppel-logarithmisches Diagram und für das Expotential Modell auf als Halb-logarithmisches Diagram gezeichnet werden. Die Konstante k für das Invers Power Modell liegt im Bereich 9 bis 12 für die Isoliersysteme rotierenden Maschinen [3], [34], [35]. Für k = 10 sieht bei Verdopplung der elektrischen Beanspruchung die Lebensdauer der Isolierung um Faktor 1000. Die elektrische Beanspruchung ist für die Lebensdauer der Isoliersysteme von sehr großer Bedeutung.

Außer den sinusförmigen elektrischen Beanspruchungen bei Netzbetrieb können die Isolier--systeme elektrischer Maschinen zusätzlich impulsförmigen Beanspruchungen ausgesetzt sein. Die impulsförmigen Beanspruchungen treten stochastisch (atmosphärische oder schaltbedingte Überspannung) oder permanent durch den Einsatz von Stromrichtern auf [6].

1.3.3 Mechanische Alterung

Die mechanischen Beanspruchungen bei Betrieb der Maschine können Druck, Zug, Dehnung, Stoß oder Vibration sein, wobei die Ständerwicklungen der elektrischen Maschinen durch elektro-mechanische Kräfte beansprucht werden. Diese elektro-mechanischen Kräfte können eine Abtragung der Hauptisolierung verursachen, wenn die Stäbe nicht fest in der Nut verankert sind. Besonders bei Kurzschlüssen sind diese Kräfte sehr stark und können zu Rissen in der Wickelkopfisolierung führen [2], [7], [36]. Die thermo-mechanischen Kräfte werden auch durch der Ein- und Ausschaltung oder Lastwechsel verursacht. Die Isolierung wird wegen der unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten der Materialien und der

unterschiedlich örtlichen und zeitlichen Temperaturhänderungen der Teile thermomechanisch beansprucht und gealtert. Organische und anorganische Anteilen der Isolierung werden durch solche Kräfte ermüdet und es ergeben sich Risse in der Isolierung.

Als Lebensdauermodelle für rein mechanische Alterung werden wie bei der elektrischen Alterung das Invers Power und das Exponential Modell verwendet.

1.3.4 Umgebungseinflüsse

Maschinen wie Hydrogeneratoren und Motoren können während des Betriebes durch Feuchtigkeit, Verschmutzung oder öl belastet werden. Die Feuchtigkeitsaufnahme und die Verschmutzung des Isoliersystems können die Betriebsfähigkeit einer Maschine gefährden, aber diese Erscheinungen sind jedoch nicht als Alterung zu werten, da sie durch Trocknung und Reinigung wieder rückgängig zu machen sind. Chemische Schädigungen sind im allgemein auf aggressive Gase oder Dämpfe, die mit der Kühlluft in die Maschine eindringen zurückzuführen. Die Wickelkopfisolierung ist daher besonders chemischen Einflüssen ausgesetzt [1].

1.4 Schäden in Isoliersystemen elektrischer Maschinen

Wie bereits angeführt, steht die elektrische Isolierung der Ständerwicklungen während des Betriebes unter einer Kombination von thermischen, elektrischen und mechanischen Beanspruchungen sowie Umgebungseinflüssen, die die dielektrischen Eigenschaften der Isolierung mit der Zeit ändern und möglicherweise zum Ausfall der Maschine führen können. Bei der Zustandsbewertung der Ständerwicklung sind, unter anderem, folgende Mängel und Zustandsverschlechterungen zu berücksichtigen [5], [10]:

- Alterung oder Beschädigung der Isolierung durch thermische, elektrische, mechanische und chemische Beanspruchungen, Isolationsschwachstellen
- Schädigung der Leit- und Steuerbeläge sowie der Nutauskleidungen
- Lockerung der Wicklungen, Vibrationen der Stäbe und Abnutzung der AGS
- Überhitzung von Lötverbindungen und Lösung von Verbindungen
- Verschmutzung, Feuchte oder Kriechwegbildung
- Kurzschluss, Durchschläge oder Überhitzung der Einzelleiter
- Leiterbrüche

Nach der Allianz-Schadensstatistik für Hochspannungsmaschinen (1996-1999) treten 65% der Fehler bei den Motoren in den Ständerwicklungen auf (**Bild 1.5-a**), so dass diese Komponente eine besondere Bedeutung die für Diagnose und Beurteilung des Zustandes der elektrischen Maschinen hat. Es gibt aber Schadensstatistiken für Hochspannungsmaschinen, in denen der Anteil der Ständerwicklungen an den Schadensausfällen geringer ist. In [38] wird für Hochspannungsmotoren der Erdöl- und -gasindustrie der Schadensanteil der Lager hoher als die Ständerwicklungen angegeben, da diese Maschinen unter hohen mechanischen Beanspruchungen wie Vibration, Schock und Geschwindigkeitsschwankung stehen. Aus dieser Fehleranalyse ist die Aufteilung der Defektursachen in den Ständerwicklungen in **Bild 1.5-b** dargestellt.

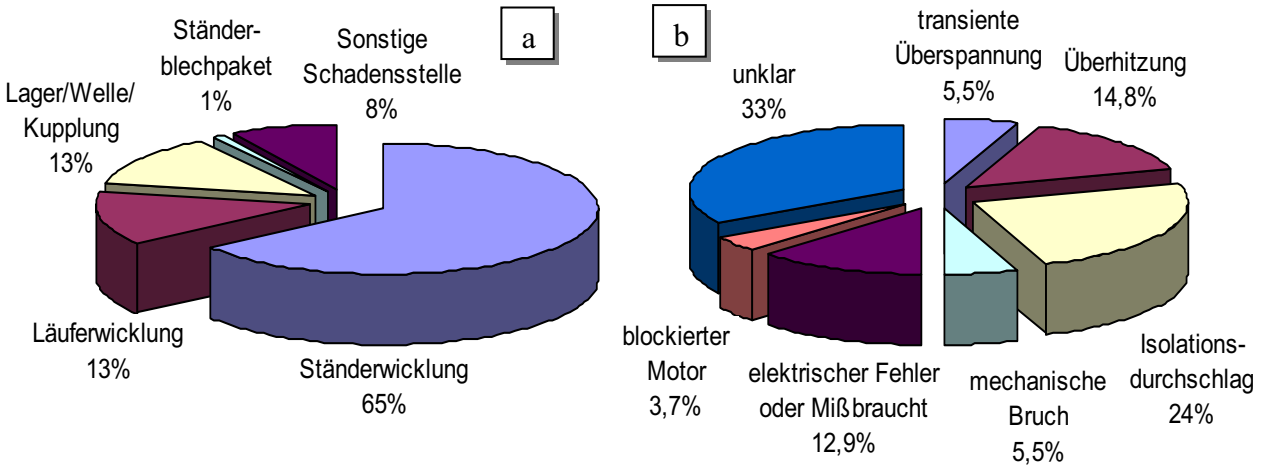


Bild 1.5: a) Aufteilung der Schadensstellen an Hochspannungsmaschinen nach [39]
b) Aufteilung der Defektursachen in Ständerwicklungen nach [38]

1.5 Diagnoseverfahren für elektrische Maschinen

Das Ziel der Diagnoseverfahren ist es, den Isolierungszustand der elektrischen Maschinen zu beurteilen und eine größtmögliche Betriebssicherheit zu erreichen. Neue Isoliersysteme werden untersucht, um deren Eignung im Rahmen von Entwicklungsprozessen hinsichtlich der eingesetzten Werkstoffe, Konstruktionsprinzipien oder Fertigungstechnologien zu beurteilen. Es werden an gefertigten Maschinen regelmäßig Messungen im Prüffeld durchgeführt, um die Qualität nachzuweisen und Referenzwerte für spätere Trendanalysen im Betrieb zu generieren [37].

Als Prüf- und Messverfahren für eine Diagnose stehen die zerstörungsfreien und nicht zerstörungsfreien Verfahren zur Verfügung. Da zur Beurteilung einer im Betrieb stehenden Maschine nur die zerstörungsfreien Verfahren angewendet werden können, ist es erforderlich, eine Messgröße zu finden, die zerstörungsfrei den jeweils noch zur Verfügung stehenden Rest der Lebensdauer der Isolierung anzeigt. Die nicht zerstörungsfreien Verfahren können nur entweder an einzelnen Exemplaren eines in großer Stückzahl hergestellten Produktes oder aber an Probekörpern ausgeführt werden, die dem zur Herstellung des Produktes verwendeten Material entnommen wurden [1].

Heutzutage stehen unterschiedliche Diagnoseverfahren für die Beurteilung der Isolierung der elektrischen Maschinen zur Verfügung, die in elektrische und nicht elektrische Methoden aufgeteilt werden können. Zusätzlich wird noch unterschieden zwischen elektrischen Messmethoden, die mit Gleichspannung oder Wechselspannung bei Stillstand der Maschine (off-line) oder während des Betriebs (on-line) anwendbar sind.

Bei der Auswahl der Messmethoden muss zwischen Diagnoseverfahren unterscheiden, die lokal begrenzten Defekte wie Defekte am AGS und EGS oder globale Defekte wie Alterung und Feuchtigkeitsgehalt der Isolierung auswerten können. Einige Methode wie z.B. die TE-Messung reagiert auf lokal begrenzte Defekte und andere wie die Verlustfaktormessung und Messung der dielektrischen Antwort geben Informationen über den globalen Zustand der

Isolierung. Es gibt keine einzelne Methode, die für sich eine absolute diagnostische Bewertung des Isolationszustandes zulasse. Nur die Anwendung verschiedener Methode wird die Möglichkeit bieten, einen Eindruck vom Isolationszustand des Wicklungsisoliersystems zu erhalten.

Jede Methode hat zusätzlich ihre Vor- und Nachteile. In Vergleich zu Messmethoden mit Wechselspannung haben Messmethoden mit Gleichspannung, wie z.B. die Messung der dielektrischen Antwort, den großen Vorteil, dass ihr Aufwand nicht hoch ist. Besonders bei Anwendung von Wechselspannungsmethoden an großen Prüfobjekten ist die Anschaffung einer Spannungsquelle, für den großen kapazitiven Strom des Prüflings, sehr aufwendig.

1.5.1 Visuelle Inspektion

Die visuelle Kontrolle des Isoliersystems durch einen erfahrenen Experten hat bei den off-line Verfahren die größte Bedeutung. Hiermit ist es möglich, Verschlechterungen und physikalische Defekte am Isoliersystem zu entdecken. Die visuelle Inspektion kann einfach durch Ingenieure oder mit Hilfe spezieller Video Kameras und mittels Endoskopie durchgeführt werden. Beispielweise können die Verschiebung oder Lockerung der Stäbe, Defekte am Endenglimmschutz, Verschmutzung und Teilentladungsaktivitäten an diesen Bereichen entdeckt werden (**Bild 1.6-a**). Der Zustand des Außenglimmschutzes (**Bild 1.6-b**) und seine Kontakte zum Blechpaket können auch durch Widerstandsmessung in Bereich der Luftkanale überprüft werden.

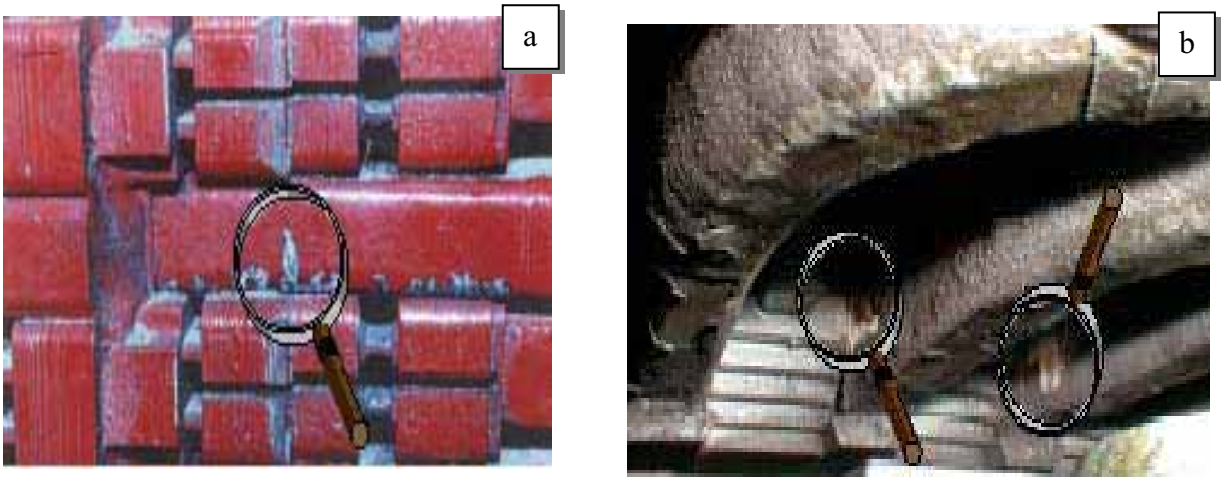


Bild 1.6: (a) Stablockerungen und Entladungsspuren im Aktivteil (Turbogenerator) (b) Verschmutzung und defekter Endenglimmschutz im Nutaustrittsbereich (Hydrogenerator) [16]

1.5.2 Diagnose auf der Basis der Maschinenhistorie

Die Historie elektrischer Maschinen im Zusammenhang mit den Operationsstunden und der Anzahl der Ein- und Ausschaltungen bzw. Lastwechsel kann bei der Lebensdauerbeurteilung des Isoliersystems berücksichtigt werden, da während des Betriebs thermische Alterung, elektrische Entladungen and elektromagnetische Vibrationen auftreten und thermo-mechanische Beanspruchungen infolge Ein- und Ausschaltungen oder Lastwechsel die Alterungsprozesse in der Isolierung beschleunigen können [8].

1.5.3 Verlustfaktor (tan δ) und Kapazität

Der Verlustfaktor und Kapazität sind wertvolle Messgrößen, die eine integrale Information über der Zustand der Isolierung liefern. In elektrischen Maschinen wie in anderen elektrischen Betriebmitteln wird die Verlustfaktor und Kapazitätsmessung als ein traditionelles Diagnoseverfahren verwendet, welches zu den zerstörungsfreien und off-Line Methoden gehört. Bei den Hochspannungsisolierungen elektrischer Maschinen ist es sinnvoll, dass außer dem Absolutwert des Verlustfaktors bei einer bestimmten Spannung die Verlustfaktor-steigerung und Kapazitätsänderungen mit der Spannung innerhalb eines bestimmten Intervalls (z.B von $0{,}2U_n$ bis $1{,}2U_n$) betrachtet werden. Es kann gezeigt werden, dass Teilentladungs-aktivitäten in Isolierungen durch die Verlustfaktormessung detektiert werden können. Als eine Kenngröße bei der Auswertung des Verlustfaktors in Abhängigkeit der Prüfspannung wird der den maximal Anstieg der Verlustfaktor-Spannungskurve genommen.

Der Verlustfaktoranstieg ist als Bewertungskriterium allgemein für jegliche Art von Alterungsprüfungen an Isolierung üblich. Eine Änderung des Verlustfaktors über der Spannung im Laufe der Betriebzeit elektrischer Maschinen kann als Alterung der Isolierung interpretiert werden, da der Verlustfaktor proportional zu den gesamten Entladungen in Hohlräumen ist und mit der Alterung die Anzahl der Hohlräume ansteigt [36]. Er kann jedoch nicht als eine absolute Anzeige für den Zustand der Isolierung verwendet werden, da die Einflüsse des EGS, der leitfähigen Verschmutzung auf den Wickelköpfen oder der Feuchtegehalt der Isolierung berücksichtigt werden müssen und daher die Verlustfaktor-messergebnisse in Verbindung mit Messergebnissen anderer Diagnosemethoden auszuwerten sind [8], [40].

1.5.4 Isolationswiderstand und Polarisationsindex

Die Isolationswiderstandsmessung ist ein Diagnoseverfahren, das seit über 70 Jahre zur Isolationszustandsbeurteilung an elektrischen Maschinen empfohlen und verwendet wird. Die Messung erfolgt mit Anlegen einer negativen Gleichspannung von 500 - 10.000 V bei $t = 0$ und Messung des Polarisationsstroms. Aus dem gemessenen Strom bei $t = 1$ Minute und $t = 10$ Minuten wird der Isolationswiderstand IR_1 oder IR_{10} berechnet. Der Isolationswiderstand ist eine nützliche Kenngröße zur Beurteilung der Feuchtigkeit und leitfähiger Bereiche in der Isolierung. Diese Messung ist stark von der Temperatur abhängig und zum Vergleich der Werte bei unterschiedlichen Temperaturen werden diese durch den Korrelationskoeffizient $K_T = (0.5)^{(40-T)/10}$ auf den Wert des Isolationswiderstands bei 40 °C bezogen.

Aus Messergebnissen des Polarisationsstroms kann auch eine andere Kenngröße, der Polarisationsindex, berechnet werden, der weniger von der Temperatur abhängig ist. Der Polarisationsindex wird normalerweise als Verhältnis des Isolationswiderstandes nach 10 Minuten (IR_{10}) zu dem Isolationswiderstand nach 1 Minute (IR_1) definiert ($PI_{10/1}$).

Eine starke Abnahme des Isolationswiderstandes (IR_1) oder Polarisationsindex (PI) im Vergleich zu vorangegangenen Messwerten kann durch Oberflächenverschmutzung, Feuchtigkeit oder andere Defekte wie Risse in der Isolierung verursacht werden. Eine signifikante Zunahme des Isolationswiderstandes (IR_1) bzw. eine Abnahme des Polarisations-

stromes mit der Alterung bei gleichen Messbedingungen kann auf eine Zersetzung der Bindemittel in der Isolierung hindeuten [41].

1.5.5 Gleichspannungs-Ramp-Test

In Verlauf der Jahre wurden unterschiedliche Isolationstestverfahren mit der Gleichspannung entwickelt und standardisiert. Das aktuelle ist der Rampe-Test mit Gleichspannung. Dazu wird eine Spannung mit einem typischen Anstieg (du/dt) von 1 kV/s angelegt und der Strom gemessen. Dieser Strom besteht aus drei Komponenten, dem Ladungsstrom, Polarisationsstrom und Leitungsstrom. Für die Ständerwicklungsisolationen in einem guten Zustand ist die Spannungsstromkurve (u-i) linear, weil die Polarisations- und Leitungsströme sich linear mit dem Spannungsanstieg ändern und der Ladungsstrom konstant bleibt, da Cdu/dt konstant ist. Wenn der Prüfling durch Feuchtigkeit, Oberflächenverschmutzung, Risse oder Delamination beschädigt ist, zeigt der Strom kein lineares Verhältnis mehr, da sich Widerstand, Kapazität und/oder die Polarisationseigenschaften der Isolation ändern [42], [43].

1.5.6 Teilentladungsmessung

Die Teilentladungsmessung (TE) hat sich als eine der wichtigsten Prüfungen und Diagnoseverfahren zur Bewertung der Isolierung etabliert. Im Vergleich zu anderen Diagnoseverfahren hat die TE-Messung den Vorteil, dass sie sowohl bei Stillstand der Maschine (off-line) als auch während des Betriebes (on-line) durchgeführt werden kann. Die Kombination der Informationen aus Stillstandsmessung und on-line Überwachung ermöglicht dann eine qualitativ hochwertige Aussage über den Maschinenzustand.

Während die Verfahren wie Verlustfaktor- und Widerstandsmessung eine integrale Einsicht über den Zustand des Isoliersystems liefern, können mit Hilfe der TE-Mess- und Analysetechnik die lokal stark begrenzten Defekte detektiert werden. Durch die TE-Messung sind auch unterschiedliche TE-Typen im Isolationssystem elektrischer Maschinen wie Nutentladung, Wickelkopfentladung und innere Entladung von einander zu unterscheiden.

Die Teilentladungen können nicht nur elektrisch sondern auch optisch und akustisch detektiert werden. Sofern die durch TE hervorgerufenen chemischen Veränderungen eines Isolierstoffs mit erträglichem Aufwand feststellbar sind, lassen sich auch völlig andere physikalische Messmethoden anwenden [20]. Die chemischen Kenngrößen wie der Ozongehalt der Kühlluft werden auch zur verbesserten Identifikation von Schädigungen am Isoliersystem genützt.

1.5.7 Messung der dielektrischen Antwort

Die dielektrische Antwortmess- und Analysetechnik, die auf verschiedenen Messverfahren im Zeit- und Frequenzbereich basiert, ist eine sinnvolle Diagnosemethode zur Zustandsbeurteilung der elektrischen Isolationssysteme. Die verwendeten Methoden im Zeitbereich sind Wiederkehrspannungs- (RVM) und Polarisation/Depolarisationsstrommessung (PDC) und im Frequenzbereich Verlustfaktor- und Kapazitätsmessung bei unterschiedlichen Frequenzen (FDS) [44]. Die Grundlage aller dieser Methode ist

gleichwertig und alle reflektieren eigentlich die Leitungs- und Polarisationserscheinung in der Isolierung.

Wegen der Einflüsse von Alterung und Feuchtigkeitsgehalt der Isolationssysteme auf die Polarisations- und Leitungsprozesse in der Isolierung kann durch die dielektrische Diagnose die Reaktion des Isolationssystems auf Alterung und Feuchtigkeitsgehalt bewertet werden. Bei einer Strukturveränderung des Isolationssystems durch Alterungsprozesse ändert sich die spezifische dielektrische Antwort des Dielektrikums, welche zur Zustandsbeurteilung herangezogen werden kann [16]. Trotz allen mangelt es bei der Interpretation der Messergebnisse an detaillierten Kenntnissen, so dass weitere Untersuchung besonders an Isolierungen elektrischer Maschinen erforderlich sind [45].

1.5.8 Temperaturmonitoring

Die Überwachung der Temperatur von Ständerwicklungen im Nutbereich ist ein wichtiges on-line Verfahren, das seit langer Zeit bei elektrischen Maschinen eingesetzt wird. Als Temperaturfühler werden Thermoelemente und Widerstand-Temperatur-Detektoren (RTD) verwendet. Damit können Kurzschluss der Einzelleiter, lokale ungenügende Kühlung infolge Fehlbedienung, Verschmutzung von Kühlwegen oder umfangreiche Verschmutzungen von Wicklungen und Blechpaket, die die thermische Leitfähigkeit verschlechtern und folglich die Temperatur erhöhen, ermittelt werden [46].

1.5.9 Schwingungsmonitoring des Wickelkopfs

Die Schwingung des Wickelkopfes ist eine häufige Ursache der Defekte in Ständer-wicklungen von den großen Maschinen, die durch Beschleunigungsmesser oder optische Sensoren detektiert werden kann. Das Schwingungsmonitoring gehört zu den on-line Verfahren. Die Monitoringssysteme für Wickelkopfschwingung sind die aufwendigsten der vorhandenen Monitoringssysteme für Hochspannungsmaschinen und werden normalerweise nur dann installiert, wenn der Benutzer bereits Hinweise auf mögliche Fehler hat und demonstrieren möchte, dass der Ausfall wegen der Wickelkopfschwingung wahrscheinlich ist [46], [47].

1.5.10 Ozonmonitoring

Schäden an den AGS- und EGS-Belägen von Hochspannungswicklungen verursachen äußere Teilentladungen, die bei luftgekühlten Maschinen Ozon (O_3) produzieren. Dieser Sachverhalt kann zur Diagnose solcher Schäden durch chemische Messmethoden genutzt werden, wobei Online-Messungen nur bei Maschinen mit Kreislaufkühlung anwendbar sind. Dazu werden aus der Kühlluft des Generators geringe Luftmengen abgesaugt und mit einem kommerziellen Analysator hinsichtlich der Ozonkonzentration untersucht. Eine zweite eingesetzte Technik ist die ständige Messung der Ozon-Konzentration. Die Erfahrung hat gezeigt, dass bereits eine relative geringe Anzahl dieser Schäden zwar kleine, aber meist gut erkennbare Veränderungen der Ozonkonzentration beim Anfahren oder Abstellen der Maschine verursacht. Bei umfangreicherer Schädigung steigt die Ozonkonzentration entsprechend deutlicher an [10], [46], [48].

2 Prüfling, Versuchsaufbau und Alterungsprogramme

2.1 Einleitung

Im vorliegenden Kapital werden zunächst die für die experimentellen Untersuchungen verwendeten Prüfobjekte sowie das entwickelte Statornutmodell vorgestellt. Danach werden die verschiedenen eingesetzten Alterungsprogramme, beschrieben. Anschließend wird auf die Vorstellung der Einrichtung zur Realisierung der Alterungsprogramme eingegangen.

2.2 Beschreibung des Prüflings und des Versuchaufbaus

Die in der vorliegenden Arbeit beschriebenen Untersuchungen wurden an Ständerstäben mit einer Nennspannung von 10 kV durchgeführt (**Bild 2.1**). Die Isolierung der Stäbe basiert auf Glimmer-Epoxidharz, die gemäß der Standard VPI-Technik hergestellt wurden. Um die Entladungen im Nut- und Nutaustrittbereich zu verhindern, wurden diese Bereiche mit dem erwähnten Außenglimm- und Endenglimmschutz versehen. Da bei den elektrischen Alterungsuntersuchungen die Alterungsspannung größer als die Nennspannung der Stäbe war, ergab sich eine Überbeanspruchung des Endenglimmschutzes, so dass der Endenglimmschutze so verlängert wurde, dass er bei einer Spannung von bis zu 18 kV nicht überbeansprucht wird. Die Wärmeklasse der elektrischen Isolierung ist F (155 °C). Zur Nachbildung der Ständernut wurde ein Ständernutmodell mit Luftkanälen entwickelt, in dem sich die Stäbe während der Alterungsprozessesse und der Messungen befinden (**Bild 2.2**). Eine ähnliche Konstruktion des Ständernutmodells wurde in der VDE-Norm 0530 für thermische Beständigkeitsprüfungen zur Bewertung und Klassifizierung von Isoliersystemen vorgeschlagen [64].

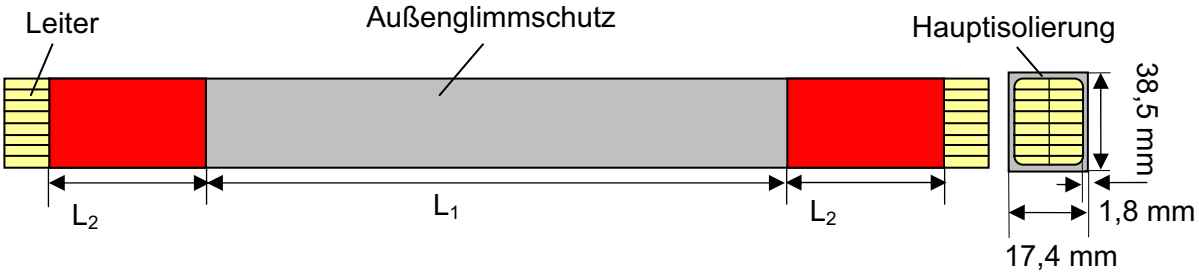


Bild 2.1: Abmessung der verwendeten Ständerstäbe mit $L_1 = 930$ mm, $L_2 = 160$ mm für die thermischen und $L_1 = 750$ mm, $L_2 = 250$mm für die elektrischen Alterungs-untersuchungen

Bild 2.2: Statornutmodell und mit eingespanntem Stab

Die thermische Beanspruchung wurde durch eine Stromheizung realisiert. Dazu wurde mit Hilfe von zwei Stromtransformatoren ein hoher Strom induziert, (**Bild 2.4** und **Bild 2.3**). Die Sekundärseite der Stromtransformatoren ist der Kreis, der aus den zwei Ständerstäben und den zwei verbundenen Kupferschienen besteht.

Die gewünschte Temperatur wurde zunächst mit Hilfe eines Handstelltransformators durch Einstellung der Eingangspannung der Stromtransformatoren eingestellt und danach durch einen Temperaturregler überwacht und geregelt. Außerdem wurde die Temperatur auf der Oberfläche der Stäbe an unterschiedlichen Punkten durch ein Infrarotthermometer überwacht, damit nicht infolge z.B. schlechter Kontaktierung am Ende der Stäbe die gewünschte Temperatur überschritten wird. Der induktive Strom der Stromtransformatoren wurde durch den Kondensator C (400 µF) kompensiert.

Bild 2.3: Foto der Einrichtung zur Stromheizung der Statorstäbe

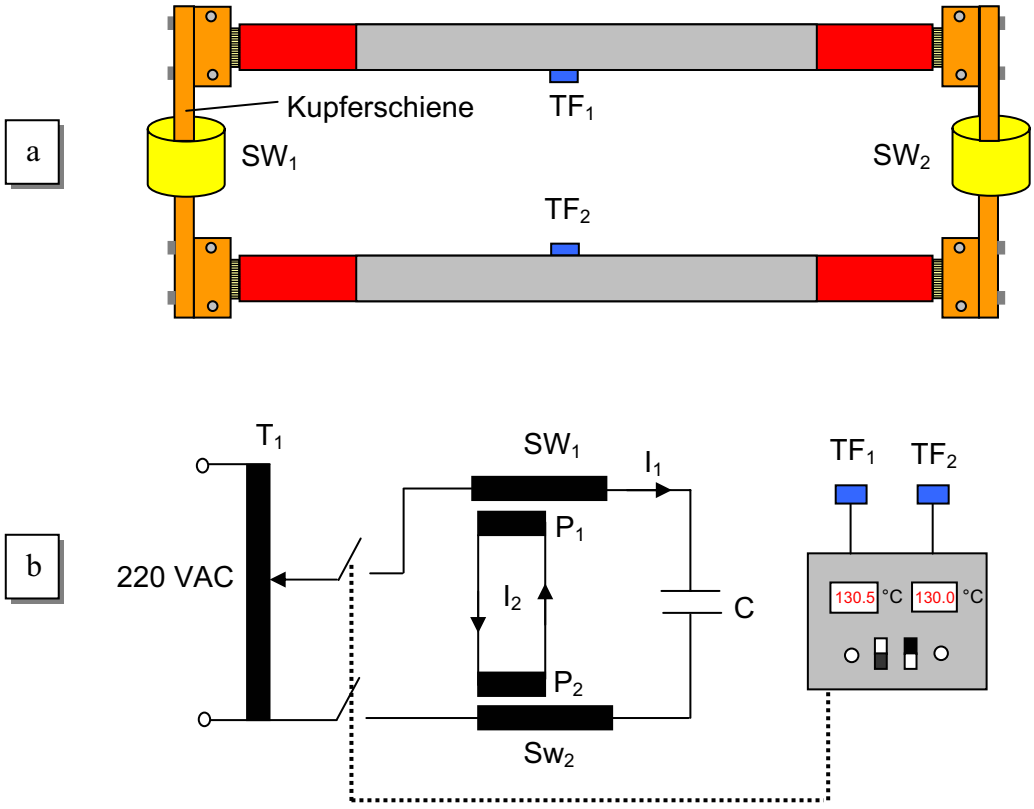


Bild 2.4: a) Schematische Darstellun der Einrichtung zur Stromheizung der Statorstäbe
b) Ersatzschaltbild der Stromheizungskreises

T_1: Handstelltransformator
SW_1, SW_2: Stromwandler
P_1, P_2: Statorstab
TF_1, TF_1: Temperaturfühler
C: Kompensationskondensator

2.3 Alterungsprogramme

Die elektrischen Isolierstoffe der rotierenden Hochspannungsmaschinen verändern ihre Eigenschaften unter dauernden thermischen, elektrischen und mechanischen Beanspruchungen sowie Umgebungseinflüssen im Laufe der Betriebzeit, was möglicherweise zur Ausfall der Maschine führt. Wenn diese Änderungen schädlich und nichtumkehrbar sind, werden sie als Alterung gekennzeichnet. Um die Betriebsfähigkeit eines Isoliersystems zu beurteilen, sollen die Parameter gefunden werden, die auf die Alterung des Isoliersystems empfindlich reagieren. Dazu sollen zunächst unter kontrollierten Laborbedingungen verschiedene Alterungsprozesse am Model des Isolationssystems nachgebildet werden und durch Verwendung der Diagnoseverfahren die Empfindlichkeit der verschiedenen Parameter auf Änderungen im Isoliersystem geprüft werden. Unter diesem Versuchsbedingungen ist eine direkte Beurteilung des zu erwartenden Betriebsverhaltens nur möglich, wenn die Alterungsprozedur die Betriebsbedingungen möglicht gut nachbildet, wobei zur Verkürzung der Zeit die Beanspruchung im Vergleich zur Betriebsbeanspruchung wesentlich erhöht. Dazu wurden vielfache Untersuchungen mit Kombinationen unterschiedlicher Beanspruchungen

unter kontrollierten Laborbedingungen und Verwendung unterschiedlicher Mess- und Diagnoseverfahren durchgeführt.

In Rahmen dieser Arbeit wurde versucht, die verschiedenen Kombinationen von Alterungsursachen (thermisch, elektrisch, thermo-mechanisch) nachzubilden und durch TE- und Verlustfaktormessung sowie die Messung der dielektrischen Antwort die Reaktion der erfassten Parameter Methode auf Alterungsprozesses in Isolationssystem rotierender Hochspannungsmaschinen zu untersuchen. Einige von diesen beschleunigten Alterungs-programmen, deren Messergebnisse in der vorliegenden Arbeit präsentiert werden, sollen im Folgenden dargestellt werden.

2.3.1 Aufgehversuch (thermische Alterung)

In dieser Untersuchung wird durch einen Aufgehversuch die Grenztemperatur ermittelt, oberhalb der eine kurzzeitige thermische Beanspruchung eine deutliche Änderung der Eigenschaften des Isoliersystems verursachen kann. Der Aufgehversuch besteht aus 10 Zyklen. Während jedes Alterungszyklus wurde der Prüfling durch Strom von Raumtemperatur bis zu einer bestimmten Temperatur (ϑ °C) aufgeheizt und blieb bei dieser Temperatur für 12 Stunden. Danach wurde der Prüfling auf Raumtemperatur abgekühlt und der Zustand der Isolierung mit Hilfe einiger Messungen bestimmt. Danach wurde, wie in **Bild 2.5** gezeigt, die thermische Beanspruchung mit 10 °C höherer Temperatur (ϑ + 10 °C) bis 180 °C wiederholt. Die Starttemperatur war 90 °C.

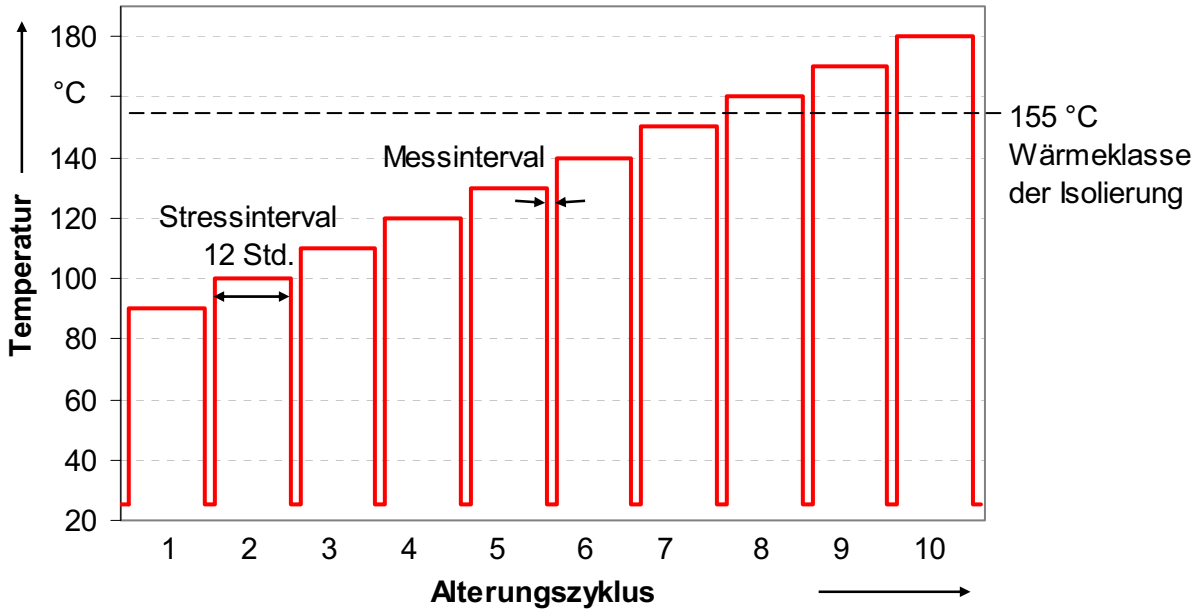


Bild 2.5: Profil des Aufgehversuches

In dieser Untersuchung wurde die Temperatur der Staboberfläche in der Stabmitte als Alterungstemperatur angenommen, die bei stationärer Temperatur ungefähr 3 °C geringer als die Temperatur am Kupferleiter ist.

2.3.2 Thermo-mechanische Alterung

In dieser Untersuchung werden die Alterungsprozesse simuliert, die sich während des Maschinenlebens infolge der Ein- und Ausschaltung oder der Laständerungen ereignen. Die Isolierung wird wegen der großen unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten der Materialien (Kupfer, Blechpaket (Stahl) und Isolierung) und der unterschiedlich örtlichen und zeitlichen Temperaturhänderungen der Teile thermo-mechanisch beansprucht und gealtert. Die Wärmeausdehnungskoeffizienten Kupfer, Blechpaket und Isolierungsmaterial unterscheiden sich bis auf einen Faktor 10 und die räumliche oder zeitliche Temperaturdifferenzen im Isoliersystem bis auf einen Faktor 20. Dadurch können die Eigenschaftsänderungen besonders an den inneren makroskopischen Grenzflächen beeinflusst werden [6].

Das beschleunigte thermo-mechanische Alterungsprogramm umfasste zahlreiche Stromaufheizungs- und aktive Abkühlungszyklen. Wie in **Bild 2.6** gezeigt, wurde der Prüfling während jedes Alterungszyklus durch den Strom in 30 Minuten von Raumtemperatur auf 155 °C aufgeheizt und danach durch Ventilatoren in 30 Minuten auf Raumtemperatur abgekühlt. Um zu ermitteln, ob solche Alterungsvorgänge durch TE- und Verlustfaktormessungen zu beschreiben sind, wurden nach jeweils 100 Zyklen eine Reihe von TE- und Verlustfaktormessungen an den Stäben durchgeführt. Ein ähnliches Verfahren wird für die Qualifikation der Isolationssysteme eingesetzt.

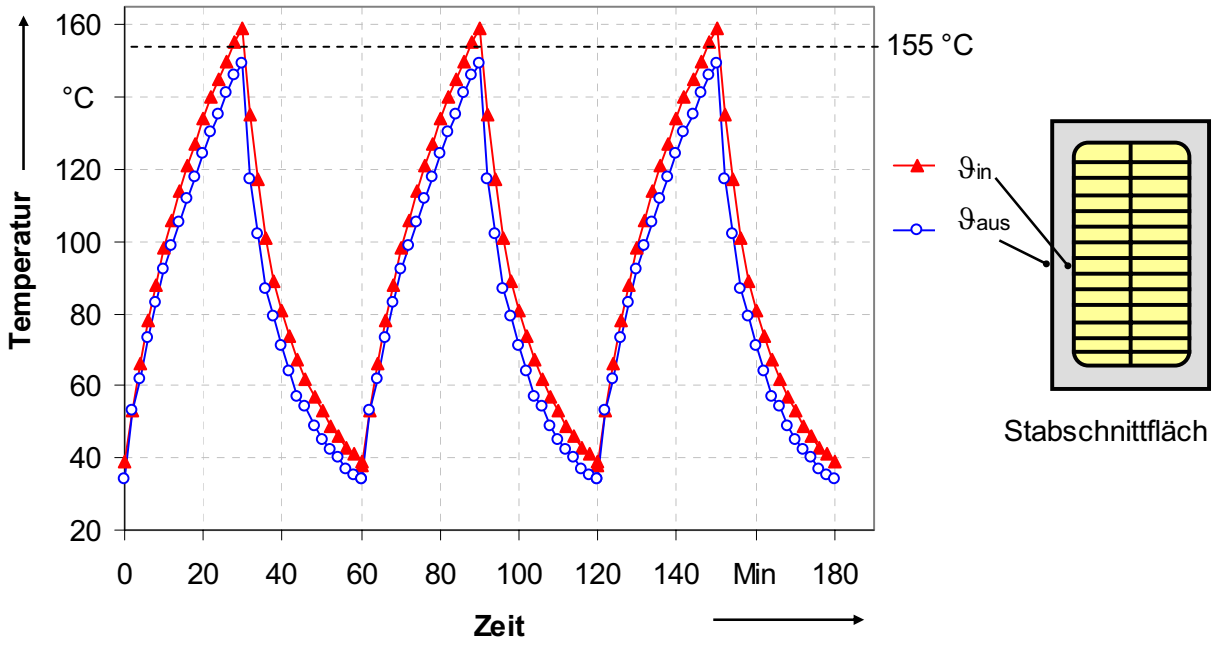


Bild 2.6: Thermo-mechanisches Alterungsprogramm

Da die innere Temperatur von den untersuchten Stäben (am Kupferleiter) nicht gemessen werden kann und nur die Messung der Temperatur am Oberfläche der Stäbe möglich ist, wurde vorher zur Kalbration der Temperatur am Kupferleiter in der Mitte eines Stabs direkt durch die Isolierung bis zum Kupferleiter ein Loch mit 3 mm Durchmesser gebohrt, um mit Hilfe eines Temperaturfühlers die Temperatur an der Oberfläche des Kupfers (ϑ_{in}) zu messen. Die Temperatur an der Oberfläche des Stabs (ϑ_{aus}) wurde gleichzeitig, wie in **Bild 2.6**

dargestellt durch andere Temperaturfühler gemessen. Der maximale Temperaturunterschied zwischen ϑ_{in} und ϑ_{aus} beträgt etwa 8 °C. Als die Isolierungstemperatur bzw. Alterungstemperatur wurde in dieser Arbeit der mittelte Temperaturwert angenommen.

2.3.3 Elektrische Alterung

Die elektrische Beanspruchung ist für die Entwicklung der Alterungsprozesse und den abschließenden Durchschlag innerhalb der Isolierung am wichtigsten, während andere Beanspruchungen wie thermischer, mechanischer Stress und Umgebungseinflüsse im Wesentlichen für die Entstehung der Defekte im Isolationssystem verantwortlich sind. Die Fähigkeit zur Detektion solcher Alterungsvorgänge, die wegen der Zunahme des elektrischen Feldes in einem lokal begrenzten Bereich innerhalb der Isoliersysteme sich oft nur lokal entwickelt, ist sehr wichtig und es ist erforderlich, dass charakteristische Parameter gefunden werden, die den Zustand der Isolierung beschreiben.

Zur Ermittelung der elektrischen Alterungsprozesse und der Reaktion der TE und des Verlustfaktors auf solche Alterungsvorgänge wurde eine rein elektrische Beanspruchung mit einer Feldstärke von 8,3 kV/mm (15 kV) bei 50 Hz an neuartigen Stäben bei Raumtemperatur durchgeführt. Diese elektrische Feldstärke ist ca. 2,5-mal größer als der Nominalwert. Die TE, der Verlustfaktor, die Kapazität und die dielektrischen Antwort wurden jeweils 100 Alterungsstunden an den Stäben gemessen und die Änderungen in diesen Kenngrößen ermittelt.

2.3.4 Thermo-elektrische Alterung

Die Isoliersysteme unterliegen beim realen Betrieb einer Überlagerung mehrerer Stressfaktoren wie hoher elektrischer Feldstärke, Temperatur und/oder mechanischer Beanspruchung. Das Vorliegen mehrerer Stressfaktoren wirkt sich in den Regeln verstärkend im Vergleich zu einer Addition der einzelnen Einflüsse der Alterungsprozesse. Für die Alterungsvorgänge sind die Betriebsparameter Temperatur und elektrische Feldstärke von besonderer Bedeutung. Um die Empfindlichkeit der TE-, Verlustfaktor-, Kapazitätsmessungen und der Messung der dielektrischen Antwort auf die überlagernden thermischen und elektrischen Alterungsprozesse zu untersuchen, wurden die Statorstäbe gleichzeitig thermisch und elektrisch beansprucht. Während dieses Alterungsprogramms blieben die Temperatur und Spannung konstant. Die Statorstäbe wurden bei einer thermischen Beanspruchung von 150 °C und einer elektrischen Beanspruchung von 5,5 kV/mm (10 kV, 50 Hz) gealtert und jeweils nach 100 Stunden eine Reihe von Messungen unterzogen. Diese elektrische Feldstärke ist dabei ca. 1,7-mal größer als der Nominalwert. Um zu untersuchen, in welchem Maße die Alterungstemperatur die Kenngrößen im Laufe der Alterungsprozesse beeinflussen kann, wurden ähnliche Untersuchung auch mit einer thermischen Beanspruchung von 142 °C gleicher Feldstärke (5,5 kV/mm) durchgeführt.

Um die Reproduzierbarkeit der Messergebnisse zu prüfen und die Messergebnisse statistisch abzusichern, wurde jedes im Rahmen dieser Arbeit eingesetzten Alterungsprogramm mindesten an drei Stäben durchgeführt. Die verwendeten Stäbe wurden, wie in **Tabelle 2.1** aufgelistet, bezeichnet. Wenn die Tendenz der Änderungen bei den untersuchten Stäben für

jedes Alterungsprogramm ähnlich ist, werden nur die Messergebnisse eine von ihnen präsentiert.

Tabelle 2.1: Bezeichnung der verwendeten Stäbe für die Alterungsuntersuchungen

Bezeichnung der Stäbe	Alterungsprogramm
S_{T1}, S_{T2}, S_{T3}, S_{T4}	Thermische Alterung (Aufgehversuch)
S_{E1}, S_{E2}, S_{E3}, S_{E4}	Elektrische Alterung bei einer elektrischen Feldstärke von 8,3 kV/mm
S_{TM1}, S_{TM2}, S_{TM3}, S_{TM4}	Thermo-mechanische Alterung
S_{TE1}, S_{TE2} S_{TE3}, S_{TE4}	Thermo-elektrische Alterung bei einer elektrischen Feldstärke von 5,5 kV/mm und einer Temperatur von 150 °C einer Temperatur von 142 °C

3 Teilentladungsmessung

3.1 Einleitung

In den letzten Jahren hat die Untersuchung des Teilentladungsverhaltens elektrischer Maschinen als wichtigste Methode für die Zustandsbeurteilung von Ständerwicklungen immer mehr an Bedeutung gewonnen. Durch regelmäßige Diagnose der Ständerwicklung mit der TE-Messung erhält der Betreiber Informationen über den Isolationszustand und kann auf Veränderungen im Isolationssystem reagieren. Die TE-Messtechnik an räumlich ausgedehnten Prüflingen wie elektrischen Maschinen ist jedoch durch Dämpfungserscheinungen, Reflexionen, Resonanzen und Impulsüberlagerungen mit einer Reihe von Mess- und Bewertungsproblemen verbunden. Wegen des komplizierten Impulsübertragungsverhaltens in elektrischen Maschinen sind die Messergebnisse daher stark von verschiedenen Parametern wie z.B. Ort und Eigenschaft der TE-Quelle, Auskopplung, Eigenschaften des TE-Detektors, Struktur der Maschine, usw. abhängig. Deshalb versucht man die Eigenschaften des Messsystems unter Berücksichtigung des gesamten Übertragungsverhaltens des Systems zu optimieren und für eine zuverlässige Auswertung der TE-Messdaten signifikante Merkmale zur Zustandsbeschreibung der elektrischen Maschinen zu gewinnen.

Um die Reaktion der TE-Messergebnisse auf Änderungen im Isolationssystem elektrischer Maschinen besser zu erkennen, wird in dieser Arbeit die TE-Mess- und -Analysetechnik als ein sinnvolles Diagnoseverfahren behandelt. In diesem Kapitel werden zunächst die zum weiteren Verständnis der Arbeit notwendigen Grundlagen der TE-Messtechnik sowie TE-Quellen in rotierenden Hochspannungsmaschinen vorgestellt, gefolgt von dem Stand der TE-Messtechnik bei rotierenden Hochspannungsmaschinen. Anschließend werden die TE-Messergbnisse der Alterungsuntersuchungen präsentiert und die TE-Pattern von drei wichtigen Defektarten in Isolationssystemen von rotierenden Hochspannungsmaschinen, die im Rahmen dieser Arbeit unter kontrollierten Laborbedingungen an Statorstäbe nachgebildet wurden, miteinander verglichen. Außerdem wird der Einfluss unterschiedlicher Temperaturzustände auf die Teilentladungsprozesse ermittelt.

3.2 Grundlage der TE-Messtechnik

3.2.1 Begriffsbestimmungen

Unter einer Teilentladung (TE) versteht man die plötzliche Verschiebung von elektrischen Ladungsträgern über einen Teil einer Isolierstrecke [49]. Diese Verschiebung ist die Folge einer lokalen Überbeanspruchung der elektrischen Festigkeit einer Isolierung. Im Allgemeinen ist die Entladungsstrecke gegenüber der gesamten Isolierstrecke vernachlässigbar kurz. Je nach Geometrie der Elektrodenanordnung und Zusammensetzung der Isolation unterscheidet man zwischen den Folgenden aufgelisteten Entladungstypen:

Koronaentladungen: treten in sehr inhomogenen Anordnungen (Spitzen, Kanten oder dünnen Leitern) mit gasförmigen Dielektrikum auf

Gleitentladungen: ereignen sich entlang der Oberfläche eines festen oder flüssigen Isolierstoffes

Grenzschichtenentladungen: treten in geschichteten Isolierung mit stark unterschiedlichen Dielektrikum auf

Hohlraumentladungen: entstehen bei Gaseinschlüssen innerhalb von Isolieranordnungen

Treeing: im Feststoff in Feldrichtung verästelt verwachsender Entladungskanal

Oft wird in der Praxis eine Unterscheidung zwischen inneren und äußeren TE gemacht. Als äußere TE werden Vorgänge bezeichnet, die sich außerhalb eines Gerätes abspielen, während man von inneren TE spricht, wenn ein Entladevorgang im Innern eines abgeschlossenen Systems stattfindet.

Der zeitliche Verlauf der Ladungsverschiebungen hängt stark vom Entladungstyp ab, da Entladungen in Gasen schneller ablaufen als entlang vom Grenzflächen im Inneren von Flüssigkeiten und Feststoffen.

Teilentladungen sind mit dem Auftreten verschiedener physikalischer und chemischer Erscheinungen verbunden, die ihre Erfassung mit unterschiedlichen elektrischen und nichtelektrischen Methoden ermöglichen. Auf Grund diverser Sekundärprozesse werden dabei auch Schallwellen erzeugt, es wird Licht emittiert, Wärme produziert und es werden Stoffe chemisch verändert. Diese Prozesse eröffnen Möglichkeiten zur nichtelektrischen Erfassung von Teilentladungen [5], die jedoch vorwiegend nur ergänzend zur elektrischen Messmethode herangezogen werden.

3.2.2 Physikalische Vorgänge bei Teilentladungen

Um die Grundlage der elektrischen Detektion einer Teilentladung besser zu verstehen, wird häufig das von Gemant und Philippoff [50] angegebene kapazitive Ersatzschaltbild herangezogen. Dieses Ersatzschaltbild führt auf den eigentlichen hochspannungstechnischen Prüfkreisaufbau. Direkt damit verbunden sind die beiden in der TE-Messtechnik wichtigen Begriffe der scheinbaren und messbaren Ladung.

Für folgende Betrachtung wird von einer kleinen Fehlstelle (Hohlraum) in einem festen oder flüssigen Isolierstoff ausgegangen (**Bild 3.1**). Mit Hilfe von parallelen und seriellen Teilkapazitäten (C_P, C_S) sind in dieser Darstellung die entsprechenden Teilfelder diskreditiert. Für kleine Hohlräume gilt stets:

$$C_P >> C_F >> C_S \tag{3.1}$$

Wenn nun an der Hohlraumkapazität C_F eine bestimmte Zündspannung überschritten wird (**Bild 3.2)**, schlägt die als spannungsempfindlicher Schalter wirkende Funkenstrecke F durch und entlädt den Kondensator C_F über den Widerstand R_1 auf die Löschspannung U_L. Der Widerstand R_1 begrenzt hier lediglich die Amplitude des Entladestromes $I_1(t)$. Bei Spannungssteigerung von $U_t(t)$ kommt es zu weiteren Entladungen von C_F bevor $U_t(t)$ den

Scheitelwert erreicht. Wenn das aus der außen angelegten Spannung und aus Raumladungen resultierende elektrische Feld im Hohlraum die Entladungseinsatzfeldstärke überschreitet, bricht die Spannung am Hohlraum auf den Wert der Löschspannung U_L zusammen und steigt dann wieder entsprechend der äußeren Feldstärke an. Ein solcher Entladevorgang wird bei kleinen Abmessungen der Fehlstelle im Bereich von etwa einer Nanosekunde (10^{-9} Sek.) ablaufen [51].

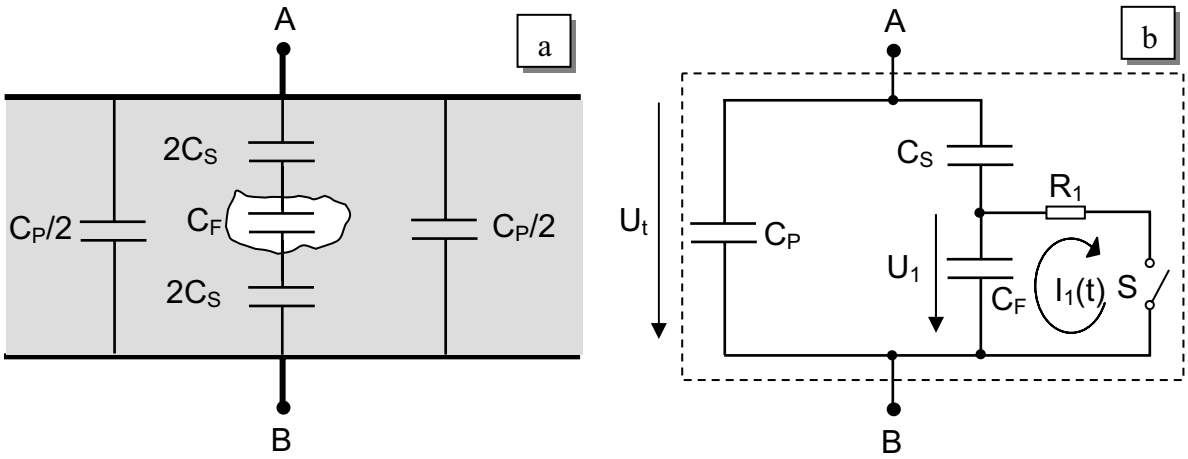


Bild 3.1: Entstehung von Teilentladung a) Schematische Darstellung eines Hohlraum-behafteten Isolierstoff b) Drei-Kapazitäten-Ersatzschaltbild

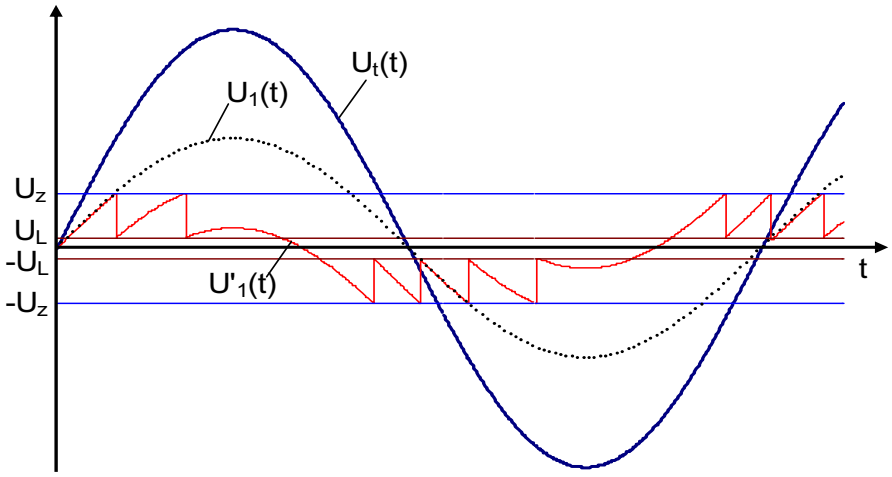


Bild 3.2: Schematische Darstellung des Spannungsverlaufes am Prüfling $U_t(t)$ und der Hohlraumkapazität in Abwesenheit $U_1(t)$ und Anwesenheit $U'_1(t)$ von TE an der Hohlraumkapazität für konstante Zündspannung U_z und Löschspannung U_L

Der vom Entladestrom $I_1(t)$ hervorgehende Spannungseinbruch ΔU_1 am Hohlraum führt an der Fehlerstelle zu der Ladungsänderung q.

$$q = \Delta U_1 . C_F \tag{3.2}$$

Es ist zu beachten, dass $I_1(t)$ ein lokaler Strom ist, der messtechnisch nicht erfasst werden kann, da man im Allgemeinen lediglich Zugang zu den Anschlussklemmen des Prüfobjektes hat. Daher kann man nicht die gesamte Ladungsmenge q, die an der Fehlerstelle umgesetzt wird, erfassen.

Wenn an der Fehlerstelle eine Ladung q verschoben wird, so hat dies infolge der Influenzwirkung eine Änderung des Ladungsinhaltes der äußeren Elektroden um q_s zur Folge. Mit Hilfe der Maschenregel kann diese Ladungsänderung auf einfache Weise mit Gl. (2.3) bestimmt werden. Die Ladung q_s stellt die maximale an den Klammen des Prüflings detektierbare Ladungsmenge dar, die Scheinbare Ladung genant wird.

$$q_s = q \cdot \frac{1}{C_F} \cdot \frac{C_S}{C_S + C_P} \cdot \left(C_P + \frac{C_F \cdot C_S}{C_F + C_S} \right) \approx q \cdot \frac{C_S}{C_F} \qquad \text{falls} \qquad C_P >> C_F >> C_S \qquad (3.3)$$

3.2.3 TE-Prüfkreis

Das bisher nur von den Klemmen aus betrachtete Prüfobjekt C_t ist in Wirklichkeit mit einer Spannungsquelle verbunden und die Verschiebung der Ladung q wird durch eine Nachladung ausgeglichen. Je nach Impedanz der Quelle und der Zuleitungen Z kann dabei der entsprechende Ausgleichstrom einen unterschiedlichen Verlauf aufweisen. Damit dieser Ausgleichsvorgang aber möglichst schnell abläuft, d.h. aufeinanderfolgende Entladungen voneinander unterschieden werden können, wird dem Prüfling eine Koppelkapazität C_K parallel geschaltet (**Bild 3.3**). Sie dient als Spannungsstütze und bildet mit dem Prüfling C_t, niederinduktive Verbindungsleitungen vorausgesetzt, einen Stromkreis, in welchem impulsartige *i(t)* ungehindert fließen können. Es ist zu beachten, dass die TE-Ströme in den Kondensatoren C_K und C_t unterschiedliche Polaritäten aufweisen, die Amplituden aber (bei Vernachlässigung von Streukapazitäten) jeweils gleich groß sind. Die höchste Entladungshäufigkeit tritt bei Vorgängen im Prüfobjekt im Bereich der größten Spannungsänderung dU_t/dt auf. Die Impulspolarität hängt nicht von der Polarität der Prüfspannung, sondern vom Vorzeichen der Spannungsänderung dU_t/dt ab [51].

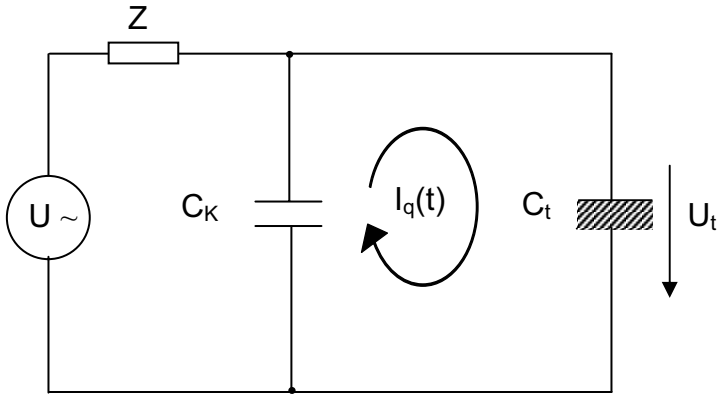


Bild 3.3: TE- Prüfkreis und Verlauf der Verschiebungs- und TE-Impulsströme

Die vom Koppelkondensator C_K abgegebene Ladung kann nun tatsächlich gemessen werden, und wird deshalb als Messbare Ladung q_m bezeichnet. Die Messbare Ladung kann mit Hilfe der Maschenregel einfach wie folgt bestimmt werden:

$$q_m = q \cdot \frac{1}{C_F} \cdot \frac{C_S}{C_S + C_P + C_K} \cdot C_K \approx q_s \cdot \frac{C_K}{C_t + C_K} \qquad \text{falls} \qquad C_P >> C_F >> C_S \qquad (3.4)$$

Der Einfluss der Koppelkapazität ist deutlich: je größer C_K ausfällt, desto mehr wird von der scheinbaren Ladung erfasst. Vielfach wird an Stelle einer Koppelkapazität auch ein zweites

Prüfobjekt verwendet [49]. Für die Durchführung empfindlicher Messung ist somit (je nach dem Kapazitätswert C_t des Prüflings) eine genügend große Koppelkapazität vorzusehen. Die Reduktion der messbaren gegenüber der scheinbaren Ladung wird normalerweise mit Hilfe eines Skalierungsfaktors korrigiert, der durch eine Kalibrierung ermittelt wird.

3.2.4 Ankopplungsvierpole

Die Hauptaufgabe von Auskopplungsvierpolen oder der Messimpedanz Z_m ist es, die kurzzeitigen TE-Ausgleichsströme aus dem Hochspannungsprüfkreis auszukoppeln, um sie einer Messung zugänglich zu machen. Bei der Direktmessung sind diese Vierpole in Serie zum Koppelkondensator C_K (**Bild 3.4-a**) am gebräuchlichsten, da bei einem Durchschlag des Prüfobjektes C_t keine Gefahr für das Messinstrument besteht. Eine Ankopplung beim Prüfling (**Bild 3.4-b**) weist demgegenüber eine etwas höhere Messempfindlichkeit auf, da die Streukapazitäten parallel zum Koppelkondensator C_K liegen und sich so zu dessen Kapazitätswert hinzuaddieren. Eine hochspannungsseitige Auskopplung wird wegen der aufwendigen Potentialtrennung nicht in Betracht gezogen.

Ein optimaler Auskopplungsvierpol ist mit einem sehr geringen Verlust an Signalenergie und mit geringer Rückwirkung realisierbar.

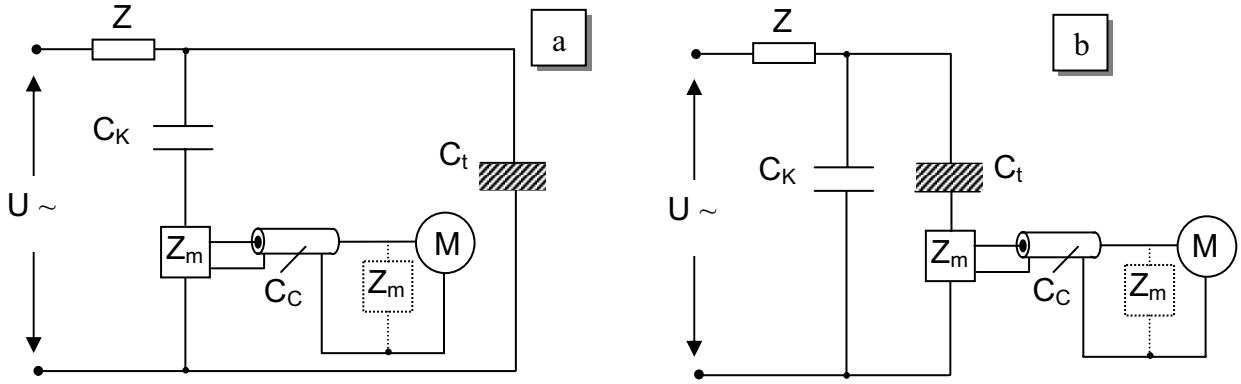


Bild 3.4: Grundschaltungen aus IEC 60270 [49]

Eine weitere Aufgabe der Auskopplungsvierpole besteht in der Unterdrückung des Verschiebungsstromes, der in Folge der angelegten Wechselprüfspannung fließt. Da es sich bei den Verschiebungsströmen meist um sinusförmige, niederfrequente Signale handelt, können sie leicht durch eine der Messimpedanz parallel geschaltete Induktivität abgeleitet werden. Die U/I-Übertragungseigenschaft eines solchen Vierpols weist darum Hochpasscharakter auf. Je nach unterer Grenzfrequenz, die sich mit der Impedanz des nachfolgenden Verstärkers ergibt, können auch eventuelle Netzoberwellen, Störungen von Umrichtern usw. unterdrückt werden. Übliche Grenzfrequenzen liegen im Bereich von einigen 10 kHz bis 100 kHz [51].

3.2.5 Konventionelles TE-Messgerät

Die Aufgabe eines Messgerätes zur Erfassung und Bewertung von TE besteht in der Weiterverarbeitung der durch die Messimpedanz ausgekoppelten Signale [5]. Dabei spielt die scheinbare Ladung eine zentrale Rolle und wird heute international verlangt [49]. Um zu

dieser Größe zu gelangen, muss der entsprechende Strom jeder einzelnen Ladung integrieret werden, welcher dem Messgerät durch die Messimpedanz als Spannung zur Verfügung gestellt wird.

Im Zeitbereich lässt sich die scheinbare Ladung des Stromimpulses als Fläche des Strom-Zeit-Verlaufs ermitteln.

$$q = \int_0^{+\infty} i(t).dt \tag{3.5}$$

Mit Hilfe der Fourier-Analyse kann das Spektrum dieses Stromimpulses berechnet werden. Durch Vergleich von Gl.(3.5) mit der Gleichung für das komplexe Spektrum des Stromimpulses:

$$F(\omega) = \Im(i(t)) = \int_{-\infty}^{+\infty} i(t).e^{-j\omega t}.dt \tag{3.6}$$

ergibt sich für $\omega = 2\pi f = 0$ die Beziehung:

$$q = F(0) \tag{3.7}$$

d.h. die Impulsladung q entspricht dem Gleichanteil $F(0)$ der Amplitudendichte. Für den Frequenzbereich, in dem die Amplitudendichte annähernd konstant ist, folgt hieraus die wichtige Erkenntnis, dass q gleich der Amplitudendichte $F(f)$ ist:

$$q = F(0) = F(f) \tag{3.8}$$

Deshalb stehen für die Ermittlung von q grundsätzlich zwei verschiedene Beziehungen zur Verfügung. Die scheinbare Ladung lässt sich entweder nach Gl. (3.5) im Zeitbereich oder nach Gl. (3.8) im Frequenzbereich ermitteln. Dementsprechend können auch die TE-Ladungsmessgeräte klassifiziert werden. Die bislang bei TE-Prüfungen überwiegend eingesetzten Messgeräte nutzen aufgrund ihrer geringen bis mittelgroßen Bandbreit die Beziehung nach Gl. (3.7) aus, d.h. hier erfolgt eine Integration im Frequenzbereich, die auch oft als Quasi-Integration bezeichnet wird. Bei sehr breitbandigen Geräten findet dagegen eine Integration im Zeitbereich entsprechend Gl. (3.3) statt [52].

Wegen der Anforderungen an die Geräteeigenschaften und Messtechniken und der geringen Anzahl der kommerziell erhältlichen Gräte, die nach der Integration im Zeitbereich arbeiten, ist ihr Einsatz bei TE-Prüfungen nicht so häufig und bei konventionellen Messungen verwendet man vorwiegend die schmalbandigen und begrenzt breitbandige Messgeräten mit Integration im Frequenzbereich. Die Bandbreite der breitbandigen Systeme liegt meist oberhalb 1 MHz. Für die unverzerrte Verarbeitung sehr kurzer TE-Impulse ist eine Bandbreite von mehr als 100 MHz erforderlich.

In der Praxis wird die Integration im Frequenzbereich mit Hilfe eines Tiefpassfilters ausgeführt. Die Messgeräte verarbeiten daher nur einen begrenzten Teil des TE-Spektrums, in dem die Bedingung $F(f)$=konst.=q nach Gl. (3.7) erfüllt ist.

Zur Beschreibung der grundsätzlichen Wirkungsweise wird ein idealisiertes Messsystem mit der unteren und oberen Grenzfrequenz f_1 und f_2 betrachtet, innerhalb derer der

Übertragungsfaktor A einen konstanten Wert A_0 aufweist und der Übertragungswinkel b linear mit der Frequenz ansteigt. Die Mittenfrequenz des Systems (bzw. Resonanzfrequenz bei Schmalbandsystemen) ist:

$$f_0 = \frac{(f_1 + f_2)}{2} \tag{3.9}$$

und die Bandbreite:

$$\Delta f = f_2 - f_1 \tag{3.10}$$

Wird auf den Eingang des Systems ein Dirac-Stoß gegeben, so ist das Ausgangssignal (Stoßantwort):

$$s(t) = 2A_0 F(f_0)\Delta f \left\{ f_2 si\left[2\pi f_2 (t - t_0)\right] - f_1 si\left[2\pi f_1 (t - t_0)\right] \right\} \tag{3.11}$$

worin die Funktion si(x)= sin(x)/x, t_0 die Laufzeit des Systems und $F(f_0)$ die Amplitudendichte des Dirac-Stoßes bei der Mittenfrequenz des System sind. Der Maximalwert der Stoßantwort ergibt sich hieraus zu:

$$s_{\max} = 2A_0 F(f_0)\Delta f \tag{3.12}$$

Dieses für den Dirac-Stoß abgeleitete Ergebnis lässt sich auf die TE-Impulse übertragen, sofern deren Amplitudendichte mindestens bis zur oberen Grenzfrequenz f_2 konstant ist. Wegen $q = F(f)$ nach Gl. (3.8) ist dann der Maximalwert des Antwortsignals der TE-Impulsladung proportional [52]:

$$s_{\max} \approx F(f_0) = q \tag{3.13}$$

Die Amplitude der Filterantwort ist proportional zum Integral des Signals am Eingang, wenn das zu einer Einzelentladung gehörende Signal wesentlich kürzer ist als die Stoßantwort des integrierenden Tiefpasses. Die meisten TE-Messgeräte verarbeiten allerdings nur die maximale Amplitude dieser Filterantwort. Durch eine Kalibrierung kann ein Skalierungsfaktor ermittelt werden, der es erlaubt, die Spitzenwerte direkt den ursprünglichen Ladungsmengen zuzuordnen.

Die untere Grenzfrequenz der TE-Messgräte wird durch die Art der Prüfungsspannung bestimmt. Für eine Prüfspannung mit einer Frequenz von 50 Hz wird die untere Grenzfrequenz des TE-Messsystem ≥ 10 kHz gewählt, um Beeinflussungen durch die Prüfspannung auszuschließen.

Die schmalbandigen TE-Messsysteme werden mit einer Bandbreite (B) von 9 kHz bis 30 kHz ausgeführt. Bei Auswahl der Mittenfrequenz ist ein Frequenzbereich mit minimalem Störpegel zu wählen, in dem sich die Anzeige nicht mit der Frequenz verändert. Die Bandbreitenfrequenz kann in einem Frequenzbereich von üblicherweise 100 kHz bis zu mehreren MHz verändert werden. Die schmalbandigen TE-Messgeräte besitzen eine sehr stark schwingende Impulsantwort, wobei die Frequenz der Schwingung der Mittenfrequenz des Filters entspricht. Es kann gezeigt werden, dass die mittlere Zeitdauer der Systemantwort τ des schmalbandigen Systems auf einen Impuls proportional zu dem Kehrwert der

Bandbreite *B* ist ($\tau = 1/B$) [52], [12]. Das bedeutet, dass z.B. für eine Bandbreite von 10 kHz die mittlere Zeitdauer 100 µs beträgt. Um unzulässige Überlagerungen im Messsystem zu vermeiden, darf der Abstand zweier TE-Impulse diese Zeitdauer nicht unterschreiten. Weiterhin ist zu beachten, dass bei der schmalbandigen TE-Messung die Information über die Polarität der TE-Impulse verloren geht, weil sowohl positive als auch negative TE-Impulse das gleiche Antwortsignal verursachen. Für TE-Messungen an räumlich konzentrierten Prüflingen, wie Nadel-Platte Probekörper oder Durchführungen sind schmalbandige Systeme aufgrund ihrer Eigenschaft gut geeignet. Bei räumlich ausgedehnten Prüflingen, wie z.B. Transformatoren und elektrischen Maschinen kann es durch die Bandbegrenzung der Systeme jedoch zu unzulässigen Messfehlern bei der Bestimmung des Ladungsinhaltes kommen.

Die kommerziell erhältlich begrenzt breitbandigen Systeme besitzen eine untere Grenzfrequenz von einigen 10 kHz und eine obere Grenzfrequenz von einigen 100 kHz. Ein großer Vorteil der begrenzt breitbandigen Systeme ist, dass entsprechend der Gerätebandbreite TE-Impulse mit einem zeitlichen Abstand von 2 bis 5 µs aufgelöst werden können. Weiterhin wird die Polarität der TE-Impulse durch diese Systeme nicht verfälscht. Für TE-Messung an räumlich ausgedehnten Prüflingen sind begrenzt breitrbandige Systeme im Allgemeinen aufgrund ihrer Impulsantwortzeit gut geeignet. Es ist aber zu beachten, dass mit einer Vergrößerung der Bandbreite des Systems der Einfluss von Störsignalen erhöht werden kann.

Die wichtigsten Elemente eines konventionellen TE-Messgerätes sind:

- Verstärker
- Filter
- Spitzenwertdetektor

Das erste Element dient vor allem der Anpassung der unterschiedlich hohen Signalpegel an einen geräteintrenen Verarbeitungspegel. Der dazu notwendige Verstärker verfügt über einen umschaltbaren Messbereich, der sich typischerweise über 6 und mehr Dekaden erstreckt. Einerseits wird damit der Erfassung des TE-Einsatzes, bei dem Ladungen kleiner als 1 pC interessieren, Rechnung getragen, andererseits sollen damit auch größte Entladungen erfassbar sein, welche Pegel von mehreren 100 nC aufweisen können [5].

Das nachgeschaltete oder z.T. bereits in den Verstärker integrierte Filter dient zwar primär der Quasiintegration. Dieses Filter ist ein Bandpassfilter und seine Bandbreite bestimmt den Scheitelwert und zusätzlich auch den zeitlichen Verlauf der Impulsantwort. Die Ordnungszahlen der dabei eingesetzten Filter bewegen sich meist zwischen 2 bis 5.

Dem Filter nachgeschaltet ist der Spitzenwertdetektor. Seine Aufgabe besteht darin, die maximale Amplitude zu erfassen, welche am Ausgang des Filters auf Grund einer einzelnen Anregnung erscheint. Diese maximale Amplitude, wie gezeigt, ist proportional zur Einzelladungsmenge und repräsentiert, eine Kalibrierung vorausgesetzt, die scheinbaren Ladung einer einzelnen TE. Der Spitzenwertdetektor hat während der gesamten Zeitspanne, welche das Filter zum Ein- und Ausschwingen benötigt, die in diesem Zeitintervall maximal auftretende Amplitude zu erfassen.

3.2.6 Messgrößen und Darstellungen

Neben der scheinbaren Ladung, welche eine Aussage über eine bestimmte Klasse (Pegel, Folgefrequenz) von TE zulässt, sind noch weitere TE-Messgrößen gebräuchlich, welche globaleren Charakter haben. Sie sind über einen bestimmten Zeitbereich *T*, meist ein oder mehrere Zyklen der angelegten Prüfspannung, definiert und berücksichtigen damit auch den zeitlichen Ablauf von TE-Aktivitäten. Die in IEC270 [49] und [53] definierten Größen sind in **Tabelle 3.1** zusammengefasst. Mit Hilfe einer dieser Größen oder Kombinationen mehrerer davon lassen sich gewisse Aussagen über das TE-Verhalten bzw. das Impulsmuster machen. Entspricht z.B. der Entladestrom nicht dem Produkt aus Repetitionsrate und scheinbarer Ladung, kann davon ausgegangen werden, dass neben den größten repetitiv auftretenden Einzelentladungen auch kleinere Entladungen stattfinden [5].

Tabelle 3.1: In der konventionellen TE-Messtechnik übliche Messgrößen und ihre Definitionen nach [49], [53]

Messgröße	Definition
Repetitionsrate n	mittlere Anzahl der TE-Impulse pro Zeiteinheit
Entladestrom $I = \frac{1}{T}\sum_i \lvert q_i \rvert$	Summe der Beträge von scheinbaren Ladungen, die pro Zeitintervall verschoben werden
Quadratische Rate $D = \frac{1}{T}\sum_i q_i^2$	Summe der Quadrate von scheinbaren Ladungen, die pro Zeitintervall verschoben werden
Entladeenergie $E = \sum_i q_i \,.u_i$	Energie, welche an den Prüflingsklemmen durch die Entladungsvorgänge frei wird (u_i = Momentanwerte der Prüfspannung)
Entladeleistung $P = \frac{1}{T}\sum_i q_i \,.u_i$	Entladenergie pro Zeiteinheit
Einsetzspannung	Prüfspannungspegel, bei welchem bei langsamer Erhöhung der Spannung erstmal TE auftreten
Aussetzspannung	niedrigste Prüfspannung, bei welcher bei langsamer Senkung der Spannung noch TE auftreten
$NQN = \frac{FS}{G \times N}[\frac{\log_{10} P_1}{2} + \sum_{i=2}^{N-1} \log_{10} P_i + \frac{\log_{10} P_N}{2}]$	Normalisierte Quantität Nummer P_i**:** Anzahl der TE-Impulse pro Sekunde bei Amplitude-Fenster *i* N**:** Anzahl der Amplituden-Fenster G: Verstärkungsfaktor des TE-Detektors FS**:** Maximales Amplituden-Fenster bei Verstärkungsfaktor 1

Wegen des statistischen Verhaltens der Teilentladungen wird häufig zur Darstellung, Auswertung und Analyse der TE-Impulse eine statistische Verarbeitung eingesetzt. Dabei werden während eines Messintervalls die Teilentladungsamplituden quantisiert sowie nach

Amplitude und Phasenlage sortiert. Danach werden unterschiedliche Verteilungen oder Pattern wie die Häufigkeitsverteilung der TE-Impulse $H_n(\varphi)$, die Verteilung der mittleren scheinbaren Ladungen $H_{qn}(\varphi)$ und die Verteilung der maximalen scheinbaren Ladungen $H_{qmax}(\varphi)$ über dem Phasenwinkel der Prüfspannung erstellt. Aus diesen Verteilungen werden dann statistische Parameter wie Schiefe, Exzess und Kreuzkorrelation für die beiden Verteilungshälften berechnet, normiert und grafisch dargestellt. Anhand dieser angelernten Fingerausdrücke wird später versucht, die Zuordnung und Charakterisierung einer unbekannten TE-Quelle durchzuführen.

Eine andere Darstellung der TE-Messergebnisse, die auch oft verwendet wird, sind TE-Pattern oder TE-Muster. Während einer vorher festgelegten Messzeit werden alle Teilentladungs-impulse aufgezeichnet und nach dem Phasenwinkel ihres Auftretens sowie ihres Amplituden-wertes und der Häufigkeit ihres Auftretens sortiert. Das Resultat wird dann in Form eines Farbkoordinierten Musters dargestellt (**Bild 3.5**). Dieses TE-Pattern ist ein Visualisierungs-werkzeug, das die physikalische Struktur des statistischen Entladungs-prozesses sichtbar macht.

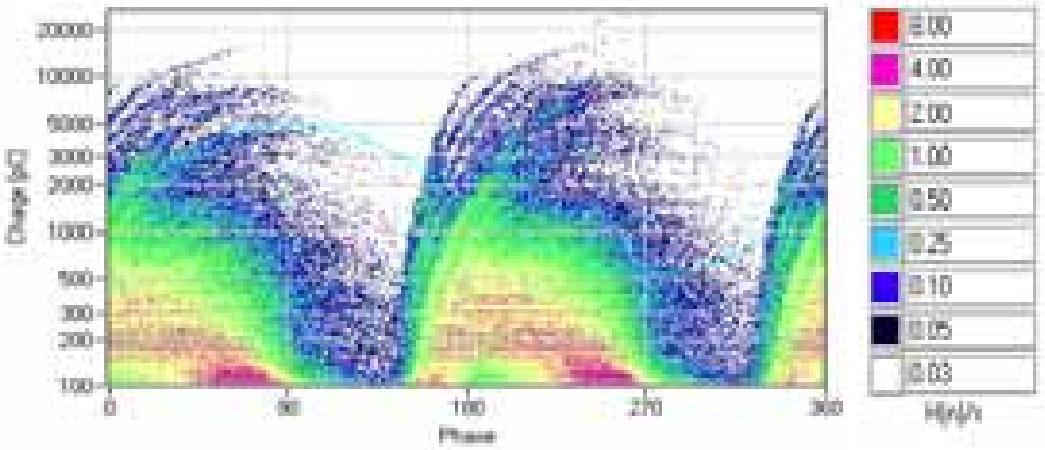


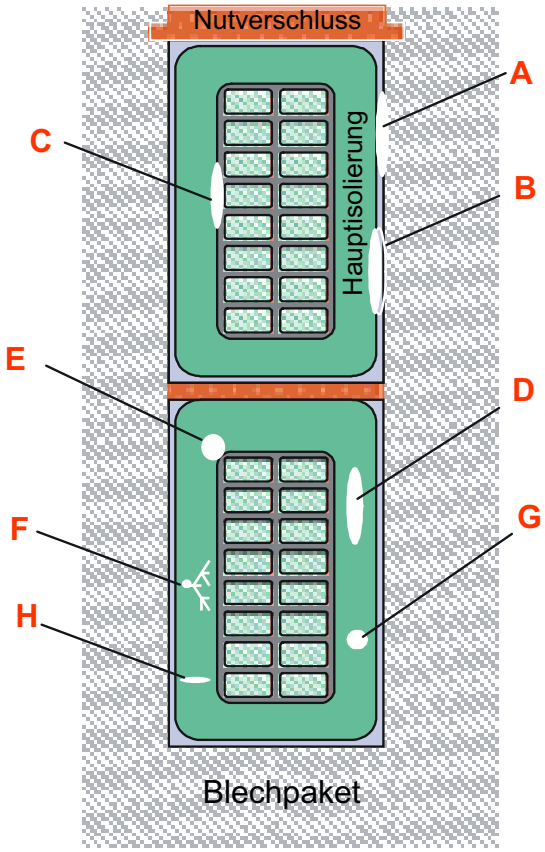
Bild 3.5: TE-Pattern eines thermisch beanspruchten Ständerstabs und die farbigen Legende zur Wertangabe der TE-Impulsenanzahl pro Sekunden (Auflösung 5 pC×0,1 Grad)

Ein weiteres wichtiges Kriterium für die Identifikation von Teilentladungen ist die Kurve der Teilentladungsintensität über der Prüfspannung, da das Verhältnis der unterschiedlichen TE-Typen bei Anstieg der Prüfspannung unterschiedlich sein kann [12]. Die Verteilung der TE-Häufigkeit über der Ladungsgröße wird auch oft als eine sinnvolle Darstellung zur Zustandsbeurteilung der Isoliersysteme verwendet. Eine relativ neu entwickelte Darstellung ist das Impulse/Impulse-Correlation Diagramm, bei dem die Achsen die Spannungsdifferenz zwischen dem aktuellen TE-Impuls und den folgenden TE-Impuls gegenüber der Spannungs-differenz zwischen dem aktuellen TE-Impuls und dem vorangegangenen TE-Impuls repräsentieren [54].

3.3 TE-Quellen in elektrischen Maschinen

In dem Isolationssystem der rotierenden Hochspannungsmaschine können verschiedenen TE-Typen wie innere Entladung, Nutentladung, Wickelkopfentladung und Entladung zwischen

Spulen der unterschiedlichen Phasen auftreten. Die typischen Teilentladungsquellen in rotierenden Hochspannungsmaschinen sind im **Bild 3.6** dargestellt.



A Nutenentladung zwischen Außenglimmschutz (AGS) und Ständerblech durch Leitervibrationen bei losen Keilen und Verschiebung der Ständerbleche

B Oberflächenentladungen an Stellen zerstörter AGS durch Vibrationen

C Delamination zwischen Leiter und Isolierung durch häufige Lastwechsel und unterschiedliche Ausdehnung von Hauptisolation und Kupfer

D Innere Entladungen wegen Delamination zwischen den Isolierbändern der Hauptisolierung durch Überhitzung und Alterung der Hauptisolierung

E Lokale Feldüberhöhung an den scharfen Kanten des Leiters

F Treeing in Isolationsschichten

G Innere Entladungen durch Hohlräume im geschichteten Dielektrikum auch in neuen Isolierung (Hohlraumentladung)

H Risse in Hauptisolierung durch mechanische Kräfte

J Wickelkopfentladungen bei defekten EGS, erhöhte Verschmutzung im Wickelkopf, Altern oder ungenügende Auslegung der Feldsteuerung (Koronaentladungen)

K Ablösung der Isolierung im Biegebereich (z.B. bei manueller Herstellung)

L TE zwischen AGS und EGS wegen Kontaktprobleme im Übergangsgebiet zwischen AGS und EGS, verschmutzungsbedingt und Potentialverschiebung

M ungenügender Abstand, z.B. zwischen Stäben mit großen Spannungs-differenzen, zwischen verschiedenen Phasen und zwischen Stäbe und den Druckfingern

N Risse der Hauptisolierung direkt am Nutausgang

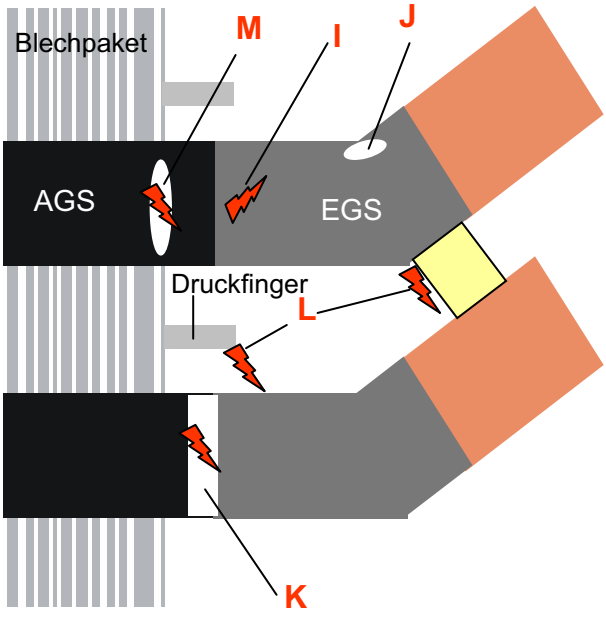


Bild 3.6: Typische Teilentladungsquellen in rotierenden Maschinen

3.4 Stand der TE-Messtechnik bei elektrischen Maschinen

3.4.1 Sensor zur Auskopplung der TE-Stromimpulse

Für elektrische Maschinen existiert kein einheitliches Konzept zur Auskopplung von TE-Impulsen. Es wurden hierzu verschiedene Sensoren entwickelt (**Tabelle 3.2**). Eine der am häufigsten eingesetzten Auskopplungsarten ist die Erfassung von TE-Impulsen am hochspannungsseitigen Ende einer Wicklung durch den Koppelkondensator. Sie wird deshalb angestrebt, weil an diesem Wicklungsende die stärksten Entladungen auftreten. Durch die kurze Distanz zwischen TE-Quelle und Kopplereinheit soll eine geringere Abhängigkeit von der Dämpfung der Wicklung und damit eine empfindlichere Detektion erreicht werden.

Tabelle 3.2: TE-Sensoren bei elektrischen Maschinen

	Sensor	Typ, Vor-, Nachteile, Anwendungszwecke,…
1	Koppelkondensator (80pF - 250 nF)	Kapazitiv, Hochspannungsseitig, on-line (80 pF - 10 nF) oder off-line (1 nF - 250 nF), aufwendige Installation [53]
2	Überspannungs-Schutzkondensator (100 - 200 nF)	Kapazitiv, Hochspannungsseitig, on-line, geringer Aufwand [55]
3	Kabelkondensator (ca. 80 pF)	Kapazitiv, Hochspannungsseitig, 1,5 m langes Kabel, on-line oder off-line, geringer Platzbedarf, mechanische Flexibilität (geeignet für bereits installierte Maschinen) [56]
4	HF-Stromwandler (Rogowski-Spule)	Induktiv, sowohl Sternpunktseitig als auch Hochspannungsseitig, on-line oder off-line, galvanische Trennung von Maschine, geringer Installationsaufwand, geringe Messempfindlichkeit [57]
5	Stator Slot Coupler (SSC)	Elektromagnetisch, über die Stäbe, on-line, galvanische Trennung, Frequenzbereich von 30 MHz bis mehr als 1GHz, hohe Messempfindlichkeit, aufwendige Installation [58]
6	Sternpunkt-Transformator	Induktiv, Sternpunktseitig, geringer Aufwand, on-line, mögliche Beeinträchtigung des Erdschlusssystem [59]
7	TVA-Probe (Tennessee Valley Authority Probe)	Elektromagnetisch, Mobil, off-line, geeignet für TE-Ortung, galvanische Trennung, Störfeld Empfindlichkeit, klein (kann zwischen Ständer und Rotor geführt werden) [60]
8	DL-Probe (Discharge Locating Probe)	Kapazitiv, Mobil, off-line, geeignet für TE-Ortung, genauer als TVA-Probe, relativ große Abmessung (kann nicht zwischen Stator und Rotor geführt werden) [61]

9	TE-Sonde (Lemke Probe)	Kapazitiv, Mobil, off-line, galvanische Trennung, geeignet für Inspektionszwecke bei demontierter Maschine [62]
10	Ultraschall Probe (Ultraschall Mikrofon und Stetoskop Modul)	Akustisch, on-line oder off-line, galvanische Trennung, geeignet für Inspektionszwecke, geringe Genauigkeit, typischer Frequenzbereich 36 kHz - 44 kHz [63]
11	Ultraviolett Sensor	Off-line, galvanische Trennung, geeignet für Lokalisierung von Oberflächenentladungen im Wickelkopf
12	Ozon Sensor	On-line, galvanische Trennung, nur Detektion der Oberflächenentladungen, geringe Messempfindlichkeit (im Vergleich zur elektrischen Detektion) [48]

3.4.2 System zur Messung der scheinbaren Ladung

Zur Messung der scheinbaren Ladung der TE-Impulse an elektrischen Maschinen werden Messgeräte mit der Möglichkeit einer Quasiintegration mit Hilfe einer Bandbegrenzung eingesetzt. Zur Bestimmung der Eigenschaften von TE-Messsystem für elektrische Maschinen wurden bereits umfangreiche Untersuchungen durchgeführt. Es konnte gezeigt werden, dass TE-Detektion durch unterschiedliche Messsysteme mit unterschiedlichen Eigenschaften (z.B. Bandbreite) unterschiedliche Ergebnisse für die gleiche TE-Quelle liefern. Die schmall-bandigen und die ultrabreitbandigen TE-Detektoren liefern keine zufrieden stellenden Ergebnisse. Messsysteme mit geringer Bandbreite überlagern kurz aufeinanderfolgende Impulse in ihrer Filterantwort und verfälschen daher die TE-Muster sowie die Höhe der TE Amplitude. Auf der anderen Seite ist wegen starker Dämpfung der hochfrequenten Anteile von TE-Impulsen beim Durchlaufen der Wicklung eine Quasiintegration mit einem sehr breitbandigen System nicht möglich. Deswegen soll die Bandbereite im Bereich von einigen 10 kHz (30 kHz) bis zu einigen 100 kHz (500 kHz) optimiert werden. Dazu ist ein Messsystem mit variabel einstellbaren Bandbreiten erforderlich [10].

Es ist zu beachten, dass die Amplitude der TE-Impulse in elektrischen Maschinen im Bereich 10 pC - 100 nC liegen kann. Um alle diese Impulse erfassen zu können, ist der Einsatz eines logarithmischen Verstärkers sinnvoll.

3.4.3 A/D-Wandler zur Digitalisierung der Messwerte

Zur digitalen Verarbeitung der TE-Daten werden die Ladungswerte $q(t)$ und die Prüfwechselspannung $U(t)$ digitalisiert und gespeichert. Die minimale Abtastrate der A/D-Wandler wird durch die maximale Frequenz aufgrund der Grenzfrequenz des Integrations-Verstärkers bestimmt. Die Auflösung des A/D-Wandlers muss mindestens 7 Bit betragen, eine größere Auflösung bis zu 12 Bit ist für eine korrekte Mustererkennung vorteilhaft.

3.4.4 Messmethoden

Die Teilentladungen von Ständerwicklungen können an der stillgesetzten (off-line) oder an der normal betriebenen Maschine (on-line) gemessen werden. Bei diesen Methoden kann es zu unterschiedlichen Messergebnissen z.B. in der TE-Intensität kommen. Jede Methode hat ihre Vor- und Nachteile (**Tabelle 3.3**). Die Kombination der Informationen aus off- und on-line Überwachung ermöglicht eine qualitativ hochwertige Aussage über den Maschinenzustand.

Tabelle 3.3: Vorteile und Nachteile von on- und off-line TE-Messung bei elektrischen Maschinen [37], [10]

	ON-Line	OFF-Line
Vorteile	• Betriebstypische Beanspruchungen • Geringer Messaufwand • Kontinuierliche Überwachung des Isolationszustandes	• Möglichkeit der variablen Spannung Testschaltungen und differenzierte Detektion unterschiedlicher TE-Prozesse • Geringere Störsignalbelastung und einfachere Störsignalunterdrückung • Möglichkeit der Lokalisierung der TE-Stelle. • Möglichkeit der Durchführung anderer Messungen und visueller Inspektion • Möglichkeit der Bestimmung der TE-Einsetz- und -Aussetzspannung
Nachteile	• Erhöhte Störsignalbelastung und komplizierte Störsignalunterdrückung • Aufwendige Sensorinstallation im Bereich der Maschinenklemmen • Nur Diagnose der elektrisch hoch beanspruchten Wicklungsteile	• Ausschließlich elektrische Beanspruchung • Eine separate Energieversorgung ist erforderlich • Alle Teile der Wicklung sind auf Hochspannungspotential und eventuelles Auftreten zusätzlicher TE im Sternpunkt • Eventuell unterschiedliche Gastypen, Druck und Feuchtigkeit im Vergleich zum Betriebszustand

3.5 TE-Messeinrichtung

Die Grundlage des Hochspannungskreises und des TE-Messsystems zur Erfassung der TE-Impulse im Rahmen dieser Arbeit sind in **Bild 3.7** dargestellt. Die im Prüfling stattfindenden TE-Impulse werden über einen Ankopplungsvierpol mit einem automatischen Messsystem erfasst, verarbeitet und ausgewertet. Die Messvorrichtung besteht aus Ankopplungsvierpol oder Messimpedanz Z_m, logarithmischen Verstärker, Analog-Digital-Wandler, digitalem

Signalprozessor, Computerschnittstelle und einem PC einschließlich Software zur Datenspeicherung und Datenverarbeitung [65].

Über eine Regelungs- und Schutzeinrichtung wird der Hochspannungstransformator (220 V/100kV/5 kVA) erregt. Ein 100 kΩ Widerstand (R) begrenzt den Strom im Falle eines Durchschlages. Der Prüfling befindet sich parallel zum Koppelkondensator, der sich in Reihe mit dem Ankopplungsvierpol befindet. Über den Ankopplungsvierpol werden TE-Impulse abgegriffen, durch den logarithmischen Verstärker verstärkt und dem Analog-Digital-Wandler zugeführt. Da die Amplitude der TE-Impulse im Isolationssystem der rotierenden Hochspannungsmaschinen im Bereich einiger nC oder einiger 10 nC ist, ist der Einsatz des logarithmischen Verstärkers sinnvoll, damit die TE-Impulse sowohl mit kleiner großer Amplitude besser erfasst werden können.

Das TE-Messsystem besitzt eine untere Grenzfrequenz von 100 kHz und eine obere Grenzfrequenz von 400 kHz. Die Momentanwerte der Prüfspannung werden durch einen Kondensator (C_2), der sich in der Reihe mit dem Koppelkondensator befindet, erfasst und für die Scheitelwertbestimmung und die Phasenzuordnung der TE-Impulse verwendet. Mit dem automatischen Messsystem können große Datenmengen, wie sie bei TE-Messungen anfallen, rationell und automatisch verarbeitet und die Ergebnisse in übersichtlicher Form dargestellt werden.

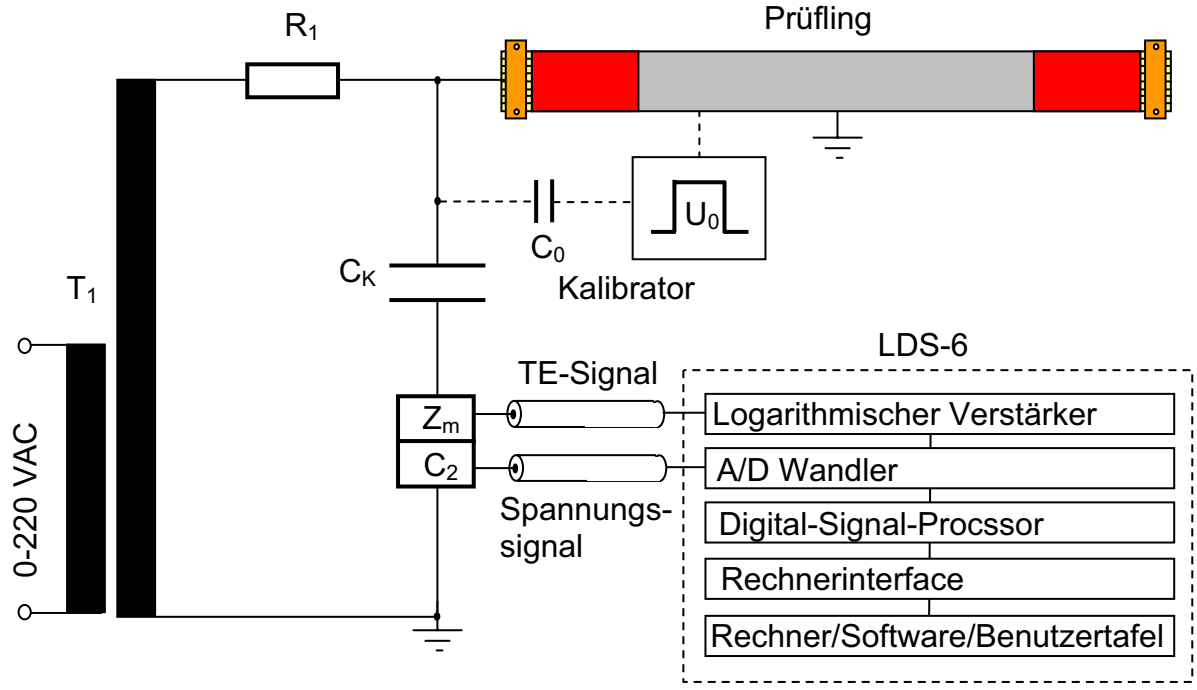


Bild 3.7: Messaufbau zur TE-Messung

T_1: Hochspannungstransformator 220 V/100 kV

R_1: Widerstand 100 kΩ

C_K: Koppelkondensator 1,2 nF

Z_m: Ankopplungsvierpol

LDS-6: TE-Messgerät (Lemke)

3.6 TE-Messergebnisse der Alterungsuntersuchungen

3.6.1 Thermische Alterung (Aufgehversuch)

Die Änderung der TE-Pattern im Lauf des Aufgehversuchs am ersten Stab (S_{T1}) ist in **Bild 3.8** präsentiert. Es ist in diesen Bildern zu beachten, dass die Ladungs-Achsen logarithmisch sind. Das erste Pattern (a) stellt den Neuzustand der Isolierung dar und zeigt ein normales TE-Pattern für ein neues Isolationssystem für Hochspannungsmaschinen. Wie im Pattern (b) und (c) gezeigt, ist bis zum Zyklus Nr. 7 die Änderung in den TE-Pattern sehr gering. Nach dem Zyklus Nr. 8, bei dem die thermische Beanspruchung oberhalb der Wärmeklasse der Isolierung (155 °C) war, wurde ein sprunghafter Anstieg der TE-Häufigkeit und -Intensität beobachtet, wie im Pattern (d) dargestellt. Die TE-Pattern haben sich in der Höhe und in der Breite vergrößert. Danach nehmen die TE-Aktivitäten mit der Zunahme der Alterungs-temperatur immer mehr zu, wie in den Pattern (e), (f) und (g) gezeigt. Das symmetrische Muster in der positiven und der negativen Halbwelle der Messspannung zeigt, dass die Entladungen hauptsächlich innerhalb der Hauptisolierung auftreten. Das Muster hat eine dreieckige Form mit einem steilen Anstieg um den Spannungsnulldurchgang.

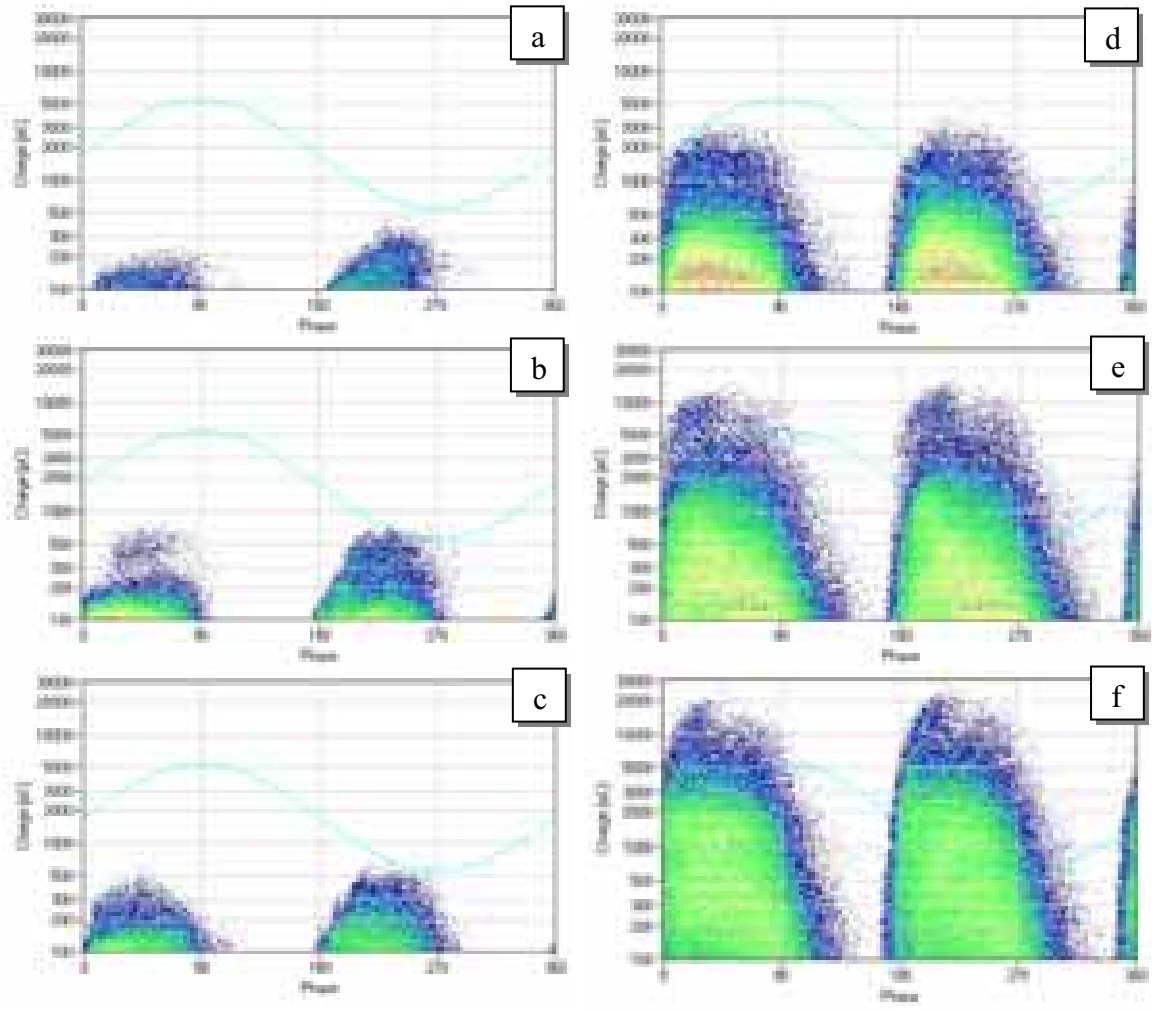


Bild 3.8: Änderung der TE-Pattern im Lauf der thermischen Alterung am Stab S_{T1}, gemessen bei 6 kV und RT, a) neu, b) nach Zyklus Nr. 4, c) nach Zyklus Nr. 7, d) nach Zyklus Nr. 8, e) nach Zyklus Nr. 9, f) nach Zyklus Nr. 10

Der Einfluss der Prüfspannung auf dem TE-Pattern wurde ebenfalls untersucht. Die TE-Messung erfolgt bei unterschiedlichen Spannungen. Das TE-Pattern vom Stab S_{T1} bei einer Messspannung von 10 kV ist in **Bild 3.9** dargestellt und zeigt einen Anstieg der TE-Intensität und Änderung in der Patternform. Die Änderung tritt mehr in der nähe des Spannungs-nulldurchgangs auf. Der Einfluss der Temperatur auf die TE-Pattern wird in Abschnitt 3.7.4 präsentiert.

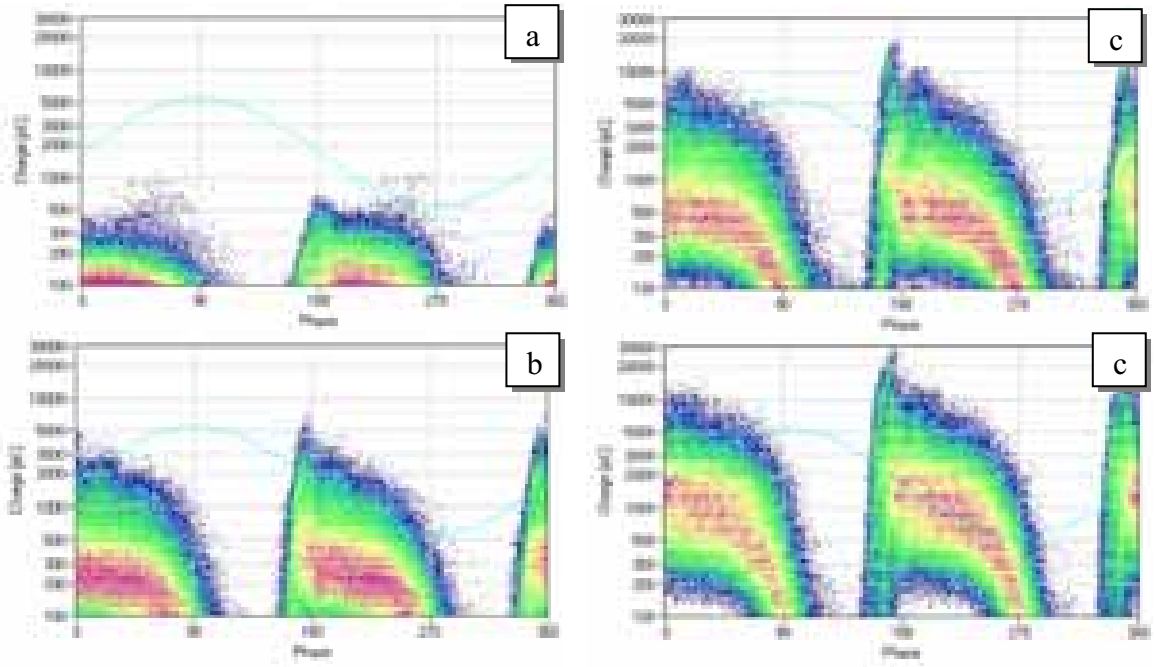


Bild 3.9: Änderung der TE-Patterns im Lauf der thermischen Alterung am Stab S_{T1}, gemessen bei 10 kV und RT, a) nach Zyklus Nr. 7, b) nach Zyklus Nr. 8, c) nach Zyklus Nr. 9, d) nach Zyklus Nr. 10

Die Änderung der Anzahl der TE-Impulse pro Sekunde im Laufe des Aufgehversuchs am Stab S_{T1} bei zwei unterschiedlichen Prüfspannungen (6 und 10 kV) für Ladungen größer als 100 pC ist in **Bild 3.10** dargestellt. Aus diesem Bild ist ersichtlich, dass die Häufigkeit der TE-Impulse mit der Alterungstemperatur steigt. Bei Alterungstemperaturen im Bereich der Wärmeklasse der Isolierung ist die Anstiegsrate der TE-Anzahl sprunghaft und während des Zyklus Nr. 8 erreicht die Änderung der TE-Anzahl ihren Höchstwert.

Wie bereits erwähnt, ist ein wichtiges Kriterium für die Identifikation von Teilentladungen die Kurve der Teilentladungsintensität über der Prüfspannung. Die Änderung des Mittelwerts von Teilentladungen mit maximaler Amplitude in Abhängigkeit von der Prüfspannung infolge der thermischen Beanspruchung ist in **Bild 3.11** dargestellt. Dabei wurde für jede Prüfspannung der Durchschnitt der höchsten Ladungsamplituden bewertet, die bei der Steigerung der Prüfwechselspannung von null auf 10 kV in Stufen von 2 kV und einer Beanspruchungszeit pro Stufe von 30 s aufgenommen wurden. Im Allgemein wurde bei der Spannungssteigerung zunächst eine Zunahme der Ladungswerte beobachtet, jedoch bleiben bei der weiteren Spannungssteigerung die Messwerte annähernd konstant. Als eine Kenngröße zur besseren Auswertung der Änderungen der TE-Aktivitäten im Laufe der

Alterung kann der maximale Anstieg der Ladungs-Spannungskurven benutzt werden, der mit Zunahme der Alterung steigt.

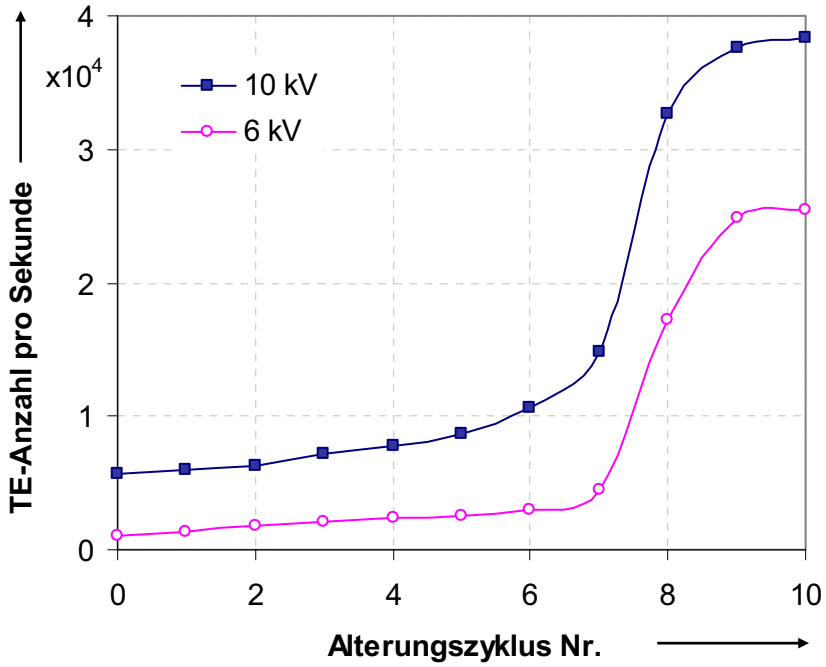


Bild 3.10: Änderung der Anzahl der TE-Impulse pro Sekunde im Verlauf des Aufgehversuchs an dem Stab S_{T1} für TE-Impulse mit einer scheinbaren Ladung größer als 100 pC bei Prüfspannung 10 und 6 kV

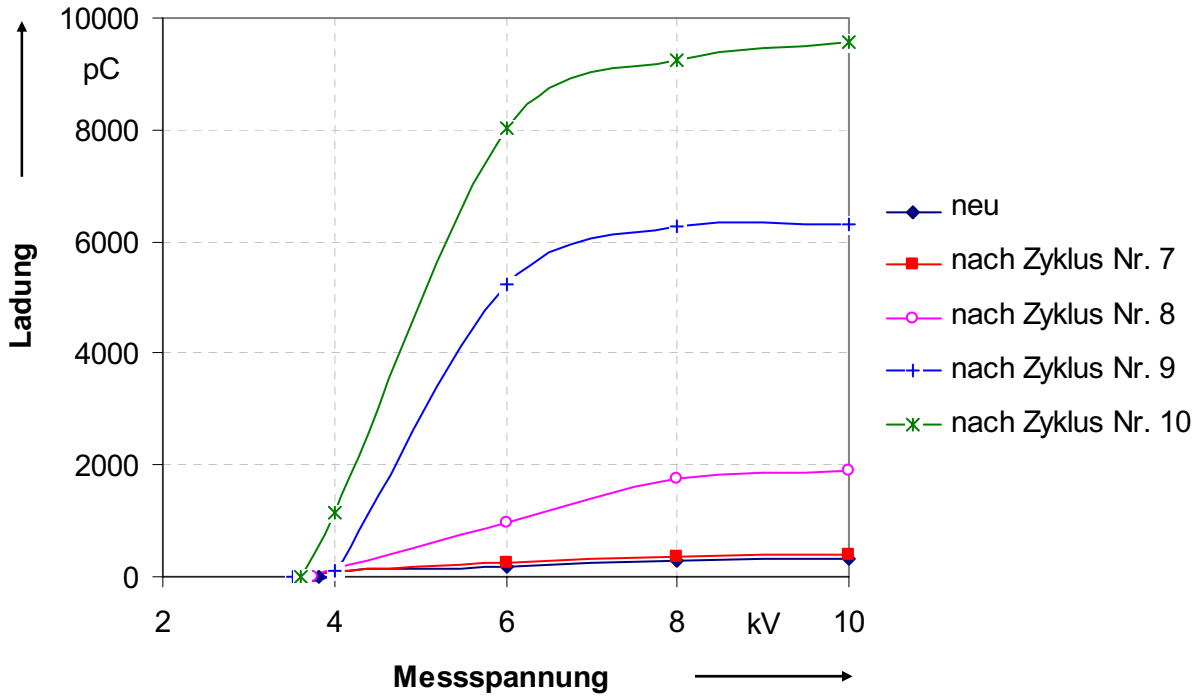


Bild 3.11: Änderung des Mittelwerts von Teilentladungen mit maximalen Amplituden über der Prüfspannung im Verlauf des Aufgehversuchs am Stab S_{T1}

Eine andere Datendarstellung der TE-Messergebnisse, die für Interpretation der Änderungen innerhalb der Isolierung infolge unterschiedlicher Beanspruchungen sehr sinnvoll sein kann, ist die Wiederholrate der TE-Impulse über der Ladungsgröße. Solche Darstellungen verdeutlichen die Anzahl der Impulse in Abhängigkeit ihrer Größe (**Bild 3.12)**. Dabei ist die Auflösung der Ladungsachse 5 pC. Aus diesem Bild ist ersichtlich, dass mit der Erhöhung der Beanspruchungstemperatur zunächst die Anzahl der TE-Impulse mit kleinen Werten stark ansteigt, während die Anzahl der TE-Impulse mit größeren Werten wenig zunimmt. Nach dem Zyklus Nr. 7 steigt die TE-Häufigkeit im Bereich der kleiner Ladungen nicht mehr an, sonder nimmt ab, während die Wiederholrate der Ladungen im Bereich der größerer Ladungen deutlich ansteigt. Weiterhin ist ein lokales Maximum ersichtlich, das sich mit weiterer Zunahme der Beanspruchungstemperatur in Richtung größeren Ladungen verschiebt. Ein Grund dafür kann sein, dass die Geometrie der Lufteinschlüsse innerhalb der Isolierung sich mit der Erhöhung der Beanspruchungstemperatur ändern, so dass ohne große Änderung der gesamten Zahl der auftretenden TE-Impulse die Ladungssumme ansteigt.

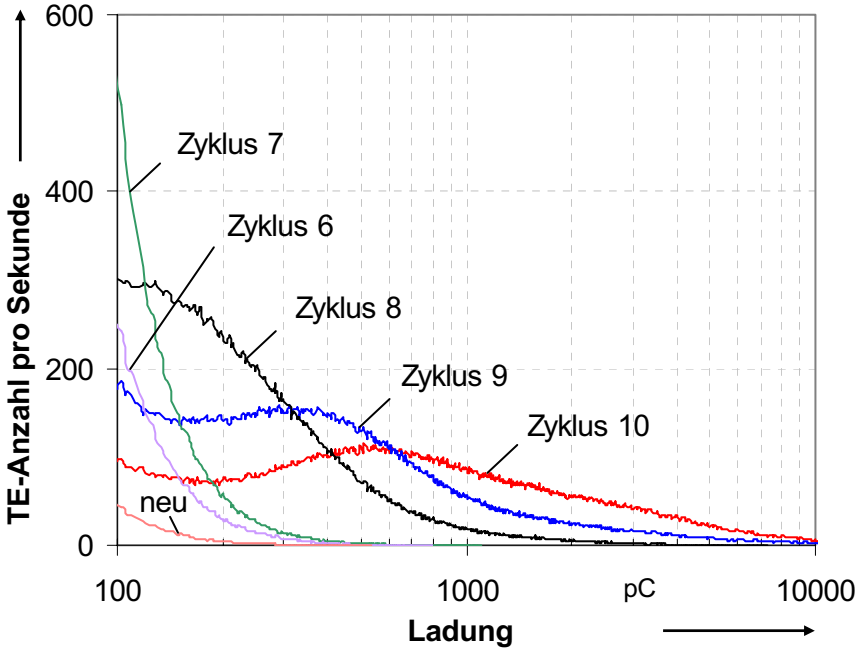


Bild 3.12: Wiederholrate der TE-Impulse über der Ladung im Verlauf der thermischen und mechanischen Alterung von Stab S_{T1} bei der Prüfspannung 10 kV (Auflösung von 5 pC)

Um die Reproduzierbarkeit der Messergebnisse zu prüfen, wurde dieses Alterungsprogramm an noch drei weitere Stäben wiederholt, bei denen die Tendenz der Änderungen in den TE-Messergebnissen gleichwertig war. Der einzige deutliche Unterschied wurde bei dem TE-Pattern des zweiten Stabs (S_{T2}) nach Zyklus Nr. 10 beobachtet, wie es in **Bild 3.13** gezeigt wird. Im Vergleich zu den andern untersuchten Stäben ist eine sehr starke Veränderung der TE-Pattern erkennbar, was durch die Erzeugung einer oder mehrerer großer Delamationen in der Hauptisolierung verursacht wurde. Beim Vergleich der Pattern (d) (TE-Pattern nach Zyklus Nr. 8) und Pattern (e) (TE-Pattern nach Zyklus Nr. 9) ist es zu erkennen, dass die

Änderungen in der Nähe des Spannungsnulldurchgangs der Messspannung auftreten. In diesem Fall sind die sinusförmigen Linien in den TE-Pattern zu sehen. Solche Muster sind ein signifikantes Zeichen für die Formation einer Delamination innerhalb der Hauptisolierung infolge der thermischen Beanspruchung.

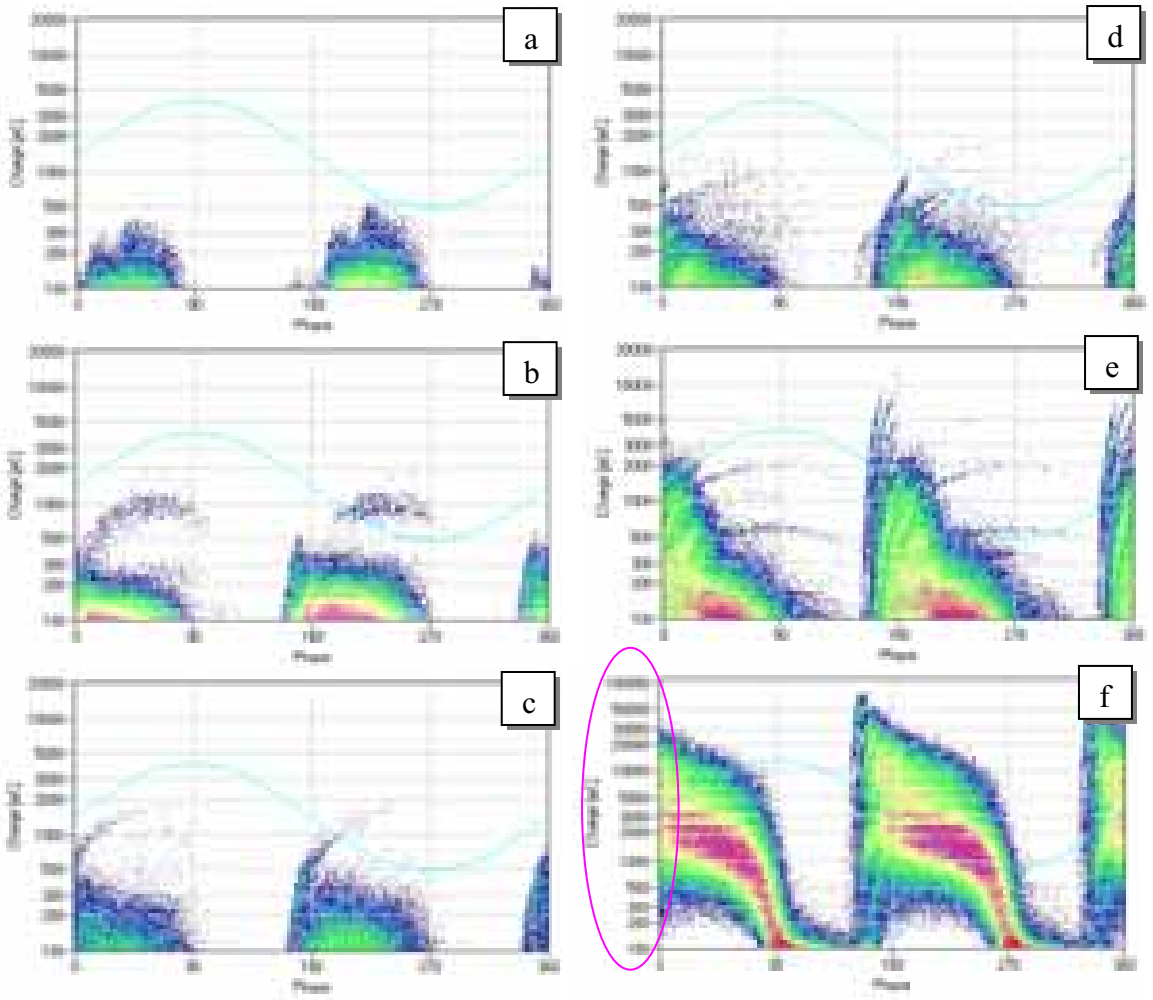


Bild 3.13: Änderung der TE-Pattern des Stabs S_{T2}, gemessen bei 10 kV und RT, a) neu, b) nach Zyklus Nr. 4, c) nach Zyklus Nr. 7, d) nach Zyklus Nr. 8, e) nach Zyklus Nr. 9, f) nach Zyklus Nr. 10

Zusammenfassend wird mit dieser Untersuchung klar, dass die thermische Beanspruchung einen bedeutenden Einfluss auf das TE-Verhalten des Isoliersystems von Hochspannungsmaschinen hat. Wie schon erwähnt, können die Änderungen das Resultat des unterschiedlichen thermischen Expansionsverhaltens von Materialen z.B. Kupfer, Stahl und Glimmerepoxidisolierung sein, das zu Delaminationen innerhalb der Hauptisolierung besonders im Nutaustrittsbereich führt. Damit verliert die Isolierung ihre elektrische und mechanische Festigkeit [6].

3.6.2 Elektrische Alterung

Das rein elektrische Alterungsprogramm wurde mit einer Feldstärke von 8,3 kV/mm (15 kV) an neuartigen Stäben durchgeführt. Die Änderung der TE-Pattern und der Anzahl der TE-

Impulse in einem der Stäben (S_{E1}) im Lauf der elektrischen Alterungsprozesse ist in **Bild 3.14** dargestellt, wobei nach 5825 Alterungsstunden ein Durchschlag beobachtet wurde.

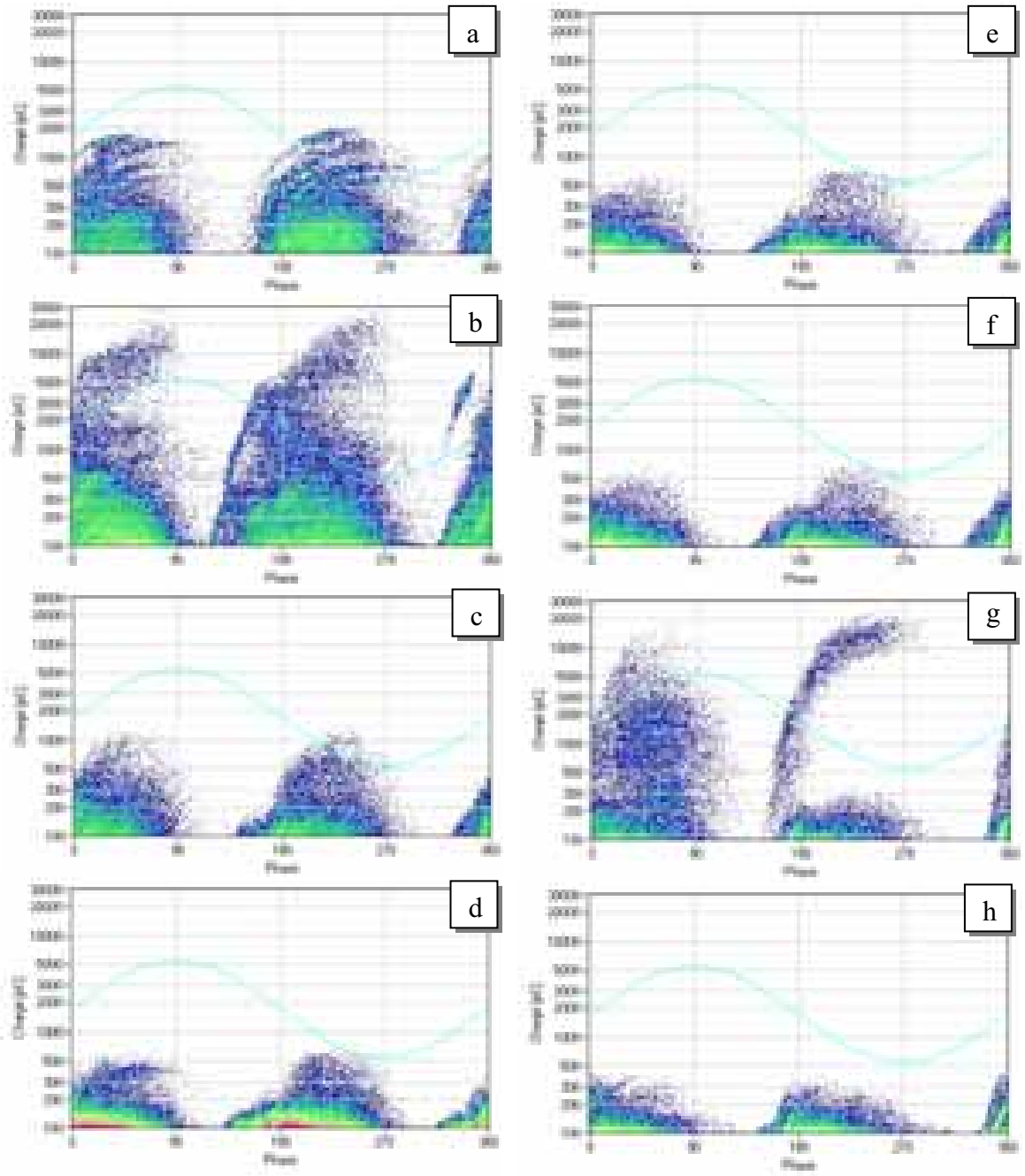


Bild 3.14: Änderung der TE-Pattern infolge elektrischer Beanspruchung (8.3 kV/mm), gemessen bei 10 kV und RT, a) neu, b) nach 1000 Std., c) nach 2000 Std., d) nach 3000 Std., e) nach 4000 Std., f) nach 5000 Std., g) nach 5700 Std., h) nach 5800 Std.

Das erste Pattern (a) stellt den Neuzustand dieses Stabes dar und zeigt innere Teilentladungen wegen vorhandener Hohlräume in der Isolierung. Wie bereits im letzten Abschnitt (3.5.1) erwähnt, sind solche Pattern bei neuen Stäben normal. Somit kann die TE-Amplitude bei jedem neuen Stab unterschiedlich sein. Im Vergleich zum Neuzustand der Stäbe S_{T1} und S_{T2} (**Bild 3.9-a** und **Bild 3.13-a**) ist die TE-Amplitude des Stabs S_{E1} größer und die TE-Pattern

sind unterschiedlich, was mit der Existenz mehrerer Hohlräume innerhalb der Isolierung erklärt werden kann. Wenn das Epoxidharz durch die Aufheizung mehr nachgehärtet wird, kann die Zahl und Geometrie dieser Hohlräume sich ändern, was aus Erfahrung eine Abnahme der TE-Amplitude zur Folge hat. Für diese Untersuchung haben mehrerer Hohlräume den Vorteil, dass der Einfluss der elektrischen Beanspruchung besser ermittelt werden kann.

Wie in **Bild 3.14** dargestellt, nehmen zunächst die TE-Aktivitäten infolge der elektrischen Beanspruchung zu. Danach ist eine unerwartete Änderung des TE-Patterns zu erkennen und zwar eine Abnahme der TE-Amplitude und der TE–Anzahl mit der Alterungszeit. Nur das TE-Pattern nach 5700 Alterungsstunden (Pattern (g)) zeigt eine kurzfristige Zunahme der TE-Aktivität und unterschiedliche TE-Pattern, die nach 5800 Alterungsstunden (Pattern (h)) wieder verschwinden.

Die Ermittlung der physikalischen Gründe dieses besonderen TE-Verhaltens infolge elektrischer Beanspruchung war nicht Teil dieser Arbeit, aber darüber wurde von vielen Autoren für TE in geschlossenen Hohlräumen innerhalb der Isolierungen wie Epoxidharz und PE berichtet [67], [68], [69], [70], [71], [72], [73], [74]. Dabei wurde von einer Änderung des TE-Regimes vom *Streamer* zu *Townsend*, *Psuedoglow* oder impulslosen (nichtimpulsförmigen) Entladungen gesprochen und die Verantwortlichkeit unterschiedlicher gleichzeitiger Mechanismen für diese Änderung des TE-Regimes ermittelt.

In solchen geschlossenen Hohlräumen können die Veränderungen der TE-Aktivität mit chemisch-physikalischen Oberflächenvorgängen der Lufteinschlüsse zusammenhängen. Infolge von Entladungsvorgängen können sich leitfähige Produkte auf der Oberfläche der Lufteinschlüsse ablagern [75]. Außerdem können die Entladungsvorgänge auf der Isolierstoffoberfläche auch chemische Prozesse auslösen, die wiederum zur Leitfähigkeitserhöhung führen [76]. Die beschreibenden Untersuchungsergebnisse an Epoxidharz in [69], [77] zeigen, dass auch wegen Säurebildung auf den Oberflächen der Hohlräume die elektrische Oberflächenleitfähigkeit zunimmt. Die Entstehung solcher Schichten ist von der Intensität der Entladungen abhängig [68] und dadurch kann die Oberflächenleitfähigkeit um mindestens sechs Größenordnungen größer werden [77].

Eine Vergrößerung der Oberflächenleitfähigkeit an der Wandung der Lufteinschlüsse setzt bei sonst gleichen Versuchsbedingungen die über der Gasstrecke liegende Spannung herab. Dadurch kommt es zur Veränderung der Feldstärkeverteilung und Abnahme der TE bis hin zum völligen Verlöschen der Entladungen bzw. zur Ausbildung von impulslosen Entladungen [78]. Das bedeutet, dass eine zunehmende Oberflächenleitfähigkeit den Charakter der Entladungen ändert und zu Pseudoglow-Entladungen führt [77]. An PE-Probekörben mit künstlichen Hohlräumen wurde in [79] nachgewiesen, dass bei Verringerung des Oberflächenwiderstandes auf 10^{10} Ω die Gasentladungen verlöschen.

Außerdem kann durch Plasmareaktion und Gasformation von zersetztem Material bei niedriger Diffusionskonstante der Gase im Epoxidharz eine Änderung im Gasdruck und/oder Gaskomposition innerhalb der Lufteinschlüsse erfolgen, was neben der Oberflächen-

veränderung Ursache für die beschriebenen Veränderungen des TE-Verhaltens auf Grund des Paschengesetztes sein kann. Nach dem Paschengesetz ist die Zündspannung einer Gasstrecke eine Funktion des Produktes aus dem Gasdruck und der Schlagweite.

Das Verschwinden der messbaren TE-Aktivitäten bedeutet nicht das Ende der Degradation des Isoliermaterials. Obwohl die Ausbildung von Gasentladungen in den Kanälen durch leitfähige Ablagerungen ausgeschlossen ist, finden dennoch weitere Zerstörungen durch Oberflächenentladungen statt [80]. Die Degradation kann sich durch die nichtimpulsförmigen Entladungen bis zum Durchschlag innerhalb der Isolierung entwickeln. Diese Entladungen sind erfolgen mit sehr hoher Impulsfolgefrequenz und werden als Micro-Entladungen bezeichnet. Bei Einsatz der Teilentladungen enstehen die Impulse nach dem Streamer-Mechanismus, weil keine leitfähigen Elektroden für die Auslösung neuer Startelektronen zur Verfügung stehen. Aber die Hohlraumoberflächen werden durch Alterung aufgrund von Teilentladungen so leitfähig, dass die Entladung von Streamer- in den Townsend-Mechanismus umschlägt [12].

Durch die Untersuchungen an Epoxidharz-Probekörben mit einem künstlichen Hohlraum konnte nachgewiesen werden, dass nach dem Auftreten der nichtimpulsförmigen Entladungen die TE-Impulse im Hohlraum nicht mehr ausschließlich in Form kurzer diskreter Einzelimpulse erfolgen, sondern auch in Form von langen Impulsen mit einer Dauer im Bereich von Millisekunden, die als nichtimpulsförmig bezeichnet werden. Die Amplitude der nichtimpulsförmigen Vorgänge beträgt nur einen Bruchteil der Amplitude impulsförmige Entladungen (etwa 1/200 bis 1/500). Trotz des Rückganges der impulsförmigen Teilentladunsg-Kenngrößen, der in einigen Fällen sehr stark ausgeprägt ist, konnten schließlich das Entstehen von Alterungskanälen und anschließend der Durchschlag beobachtet werden. Wenn die Alterungsversuche so lange fortgesetzt werden, bis es zum Entstehen von Entladungskanälen kommt, können die nichtimpulsförmigen Entladungen verschwinden und es können die für die Zerstörungsphase charakteristischen Versuchsergebnisse ermittelt werden [73], [78], [82], [83].

Der Mechanismus dieser TE ist noch nicht vollständig geklärt und wird durch manche Autoren auch als Townsend- oder Pseudoglow-Typ bezeichnet. Die Pseudoglow-Entladungen zeigen im Allgemeinen sowohl die Eigenschaft der impulslosen als auch impulsartigen Entladungen. Sie bestehen aus Impulsen mit sehr kleiner Amplitude aber relativ langer Dauer. Deswegen kann dieser TE-Typ nicht oder nur mit Einschränkungen mit konventionellen TE-Messgeräten, die Teilentladungen auf Grund ihres impulsförmigen Charakters erfassen und bewerten, nachgewiesen werden [53], [78]. Das heißt, dass in diesem Fall die TE-Messergebnisse keinen eindeutigen Hinweis liefern, dass das Leben des Isoliersystems zu Ende ist, obwohl eine kontinuierliche TE-Überwachung vor dem Durchschlag und Beobachtung der Änderungen in TE-Pattern hilfreich sein kann [84].

Als chemisch-physikalische Änderungen auf der Oberfläche des Epoxidharzes, die durch Entladungsvorgängen verursacht werden können, bezeichnet man in [70], [86], [87] die Entstehung von Tröpfchen während der Anfangphase großer Entladungen und das Wachstum der Kristalle nach längerer TE-Belastung auf die Oberfläche. Größe und Anzahl dieser

Kristalle vergrößern sich bei Zunahme der Beanspruchungszeit. Es wird vermutet, dass die Kristalle aus Oxalsäure und die Tröpfchen aus einer Mischung von einfachen organischen Komponenten wie Ameisen-, Glykol-, Glyoxal- und Nitratsäure sind [69]. Die Kristalle können eine wichtige Rolle bei der Entstehung der Ladungskanäle innerhalb der Isolierung spielen. An den Kristallspitzen können aufgrund der Feldüberhöhung Teilentladungen mit kleiner Amplitude gezündet und damit Entladungskanäle innerhalb der Isolierung entsteht [86].

Das TE-Pattern nach 5700 Alterungsstunden (Pattern (g)) zeigt einer kurzfristigen Änderung in den TE-Aktivitäten und zwar eine Zunahme der TE-Amplitude mit einer Änderung in der TE-Patternform. Die physikalische Ursache dieser besonderen kurzfristigen Änderung kann nicht mit Sicherheit angegeben werden. Zu vermuten sind Zusammenhänge mit Entstehen und Entwicklung von Entladungskanälen. Obwohl diese Änderung im TE-Verhalten im Laufe dieser Untersuchung nur einmal aufgenommen wurde, kann es vermutlich vielfach im Laufe der Alterungsprozesse aufgetreten sein.

Die Änderung der Anzahl der TE-Impulse im Stab S_{E1} im Laufe der elektrischen Alterungsprozesse, wie in **Bild 3.15** dargestellt, bestätigt die Änderungen im TE-Pattern. Obwohl die Anzahl der TE-Impulse am Anfang der elektrischen Alterung zunimmt, verringert sie sich aber danach mit einer konstanten Rate bis etwa 4000 Alterungsstunden. Danach ist die Änderung nur noch gering.

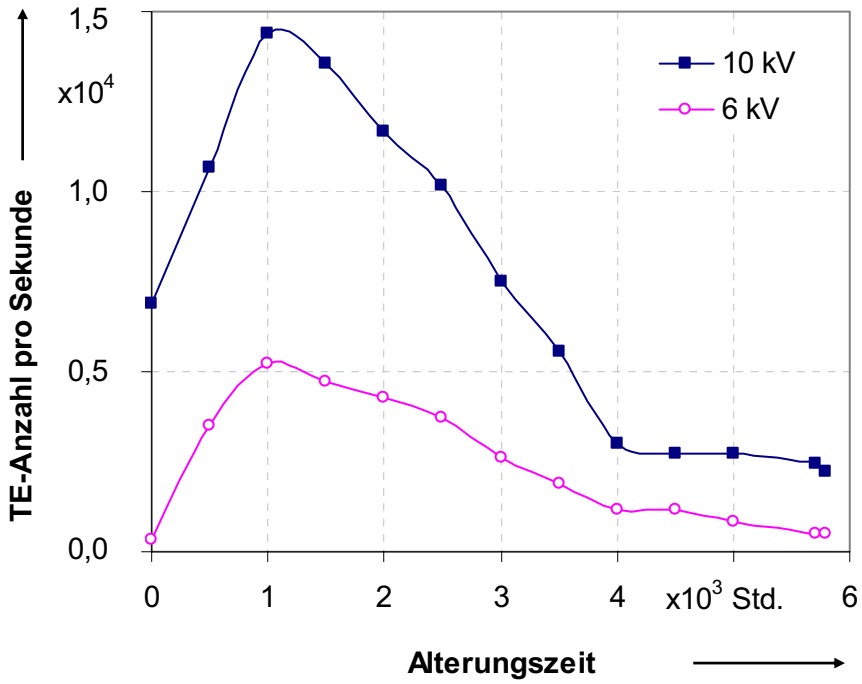


Bild 3.15: Änderung der Anzahl der TE-Impulse pro Sekunde im Verlauf der elektrischen Alterung für Ladungen größer als 100 pC bei Prüfspannungen von 10 und 6 kV

Bild 3.16 zeigt die Änderung im Mittelwerts der Teilentladungen mit maximaler Amplitude in Abhängigkeit von Prüfspannung im Verlauf der elektrischen Beanspruchung. Die TE-Amplituden bei allen Prüfspannungen nehmen zunächst mit der Alterung zu, während dessen

eine Abnahme der TE-Einsatzspannung zu erkennen ist. Danach zeigen die Messergebnisse eine allgemeine Abnahme der TE-Amplituden mit der Zunahme der Alterungszeit. Nur die Messung nach 5700 Alterungsstunden zeigt eine große Zunahme der TE-Amplituden für Messspannungen größer als 6,2 kV.

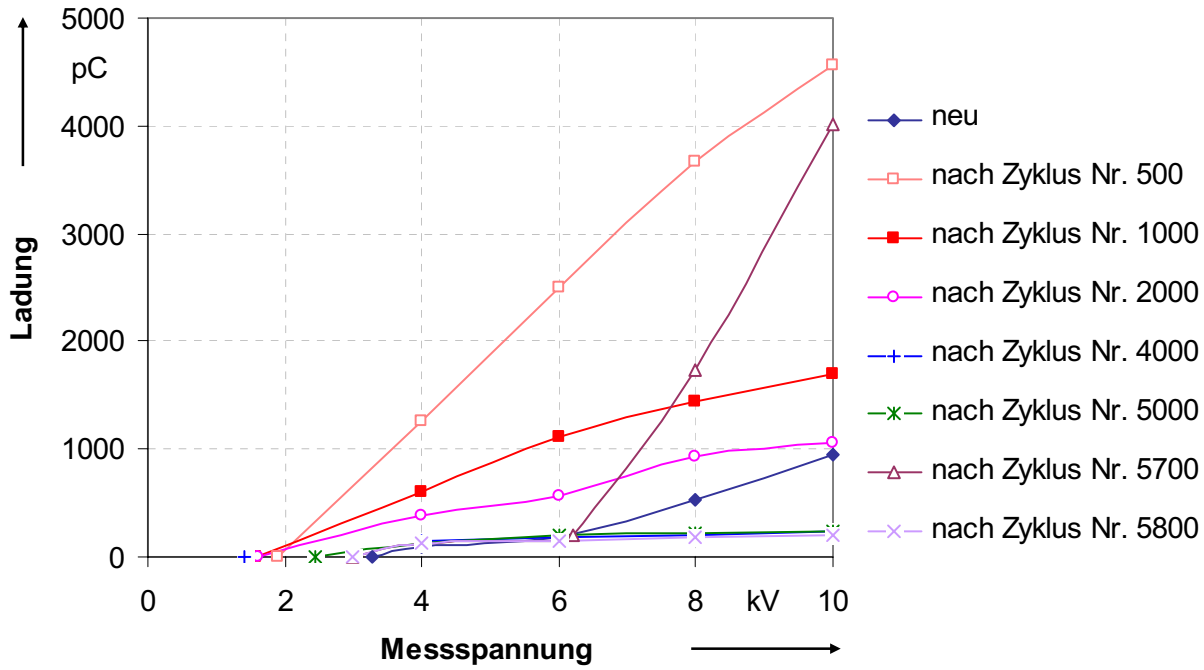


Bild 3.16: Änderung des Mittelwerts von TE-Entlentladungen mit maximaler Amplitude über der Prüfspannung im Verlauf der elektrische Beanspruchung

3.6.3 Thermo-mechanische Alterung

Die Änderung der TE-Pattern des Stabs S_{TM1} mit der Zeit ist in **Bild 3.17** dargestellt. Das Pattern (a) stellt den Neuzustand des Stabes dar und zeigt innere Teilentladungen wegen vorhandener Hohlräume in der Isolierung. Nach 1000 Alterungszyklen hat die TE-Aktivitäte, wie im Pattern (b) dargestellt, wegen der Änderung der Anzahl und Geometrie der Hohlräume zugenommen. Danach steigt mit Zunahme der Alterungszyklen die TE-Amplitude im Bereich des Spannungsnulldurchgangs. Diese Änderung kann eine signifikante Anzeige für die Ausbildung einer Delamination innerhalb der Hauptisolierung infolge der thermo-mechanischen Kraft sein. Nach einer bestimmten Alterungszyklenzahl (ungefähr 2500 Zyklen) ist diese Änderung sehr klein und die Amplitude der TE-Pattern bleibt verhältnismäßig beständig, wie in den Patterns (c)-(f) gezeigt, obwohl die Amplitude der kleinen Ladungen sich kontinuierlich ändert und vergrößert. Ein Grund für dieses Verhaltnen kann es sein, dass die Größe der schlechtesten Delamationen innerhalb der Hauptisolierung nach bestimmten Alterungszyklen ungefähr gleich bleibt ist, während sich die Anzahl und die Größe der anderen Hohlräume kontinuierlich ändert [87].

Im Vergleichen zu den TE-Pattern des untersuchten Stabes in Neuzustand gibt es eine allgemeine Zunahme der Teilentladungsaktivität mit Zunahme der Anzahl der Alterungszyklen. Die Untersuchungen bestätigen die Empfindlichkeit der TE-Pattern auf die Änderungen in der Isolierung infolge der thermo-mechanischen Beanspruchung. Das

symmetrische Muster in der positiven und negativen Halbwelle der Spannung zeigt, dass die Entladungen hauptsächlich innerhalb der Hauptisolierung stattfinden. Das Muster hat eine dreieckige Form mit einem scharfen Anstieg um den Spannungsnulldurchgang.

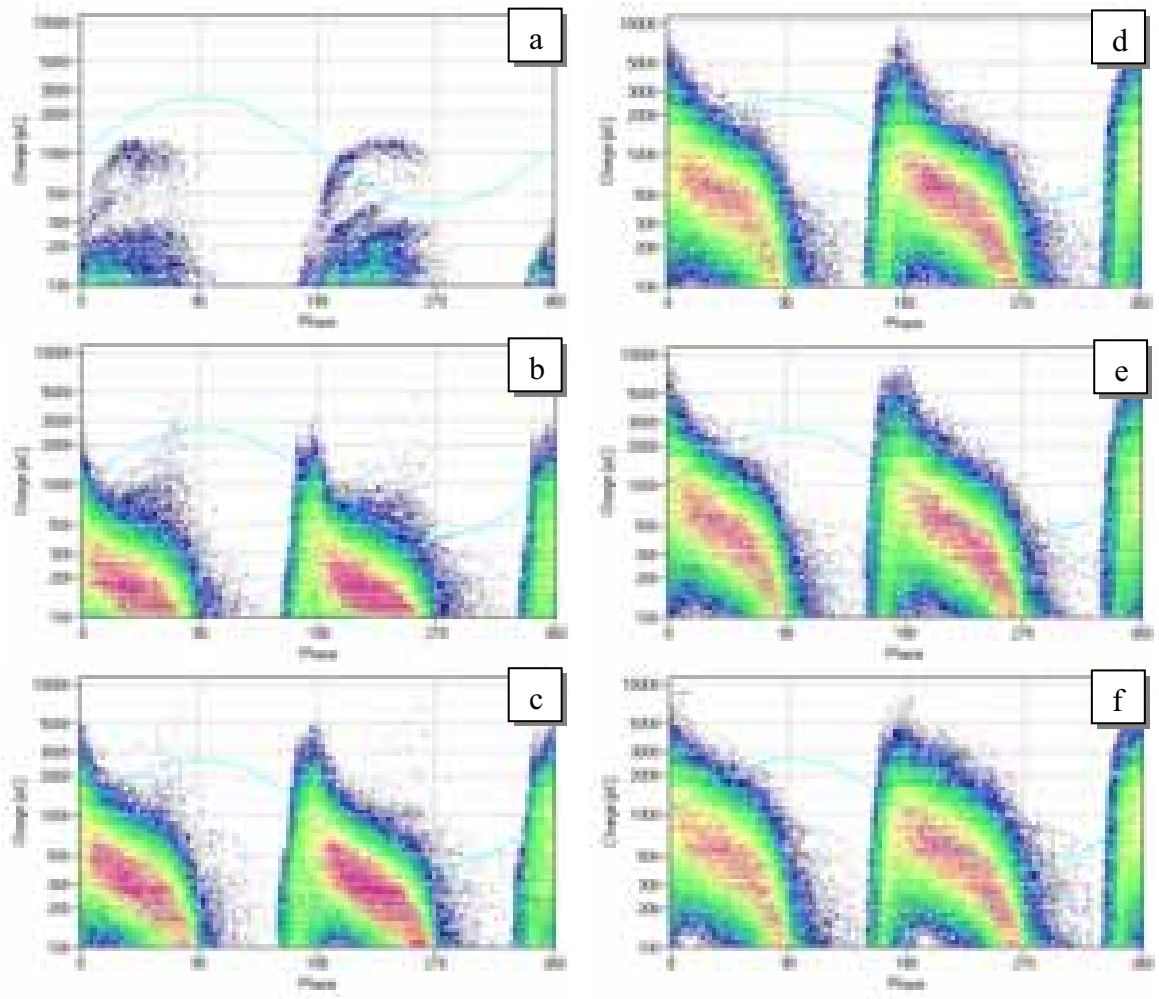


Bild 3.17: Änderung der TE-Pattern infolge der thermo-mechanischen Beanspruchung, gemessen bei 10 kV und RT, a) neu, b) nach 1000 Zyklen, c) nach 2000 Zyklen, d) nach 3000 Zyklen, e) nach 4000 Zyklen, f) nach 5000 Zyklen

Die Änderung der Anzahl der TE-Impulse pro Sekunde mit der Zunahme der Anzahl der Alterungszyklen ist in **Bild 3.18** dargestellt. Dieses Bild zeigt zunächst einen deutlichen Anstieg der TE-Häufikeit mit fortschreitender Alterung. Nach einer bestimmten Anzahl von Alterungszyklen (ungefähr 2000 Zyklen) ist jedoch die Änderung nur noch gering. Dies ist teilweise auf eine echte Verlangsamung des Anstiegs der TE-Häufigkeit wegen geringer Änderung in Anzahl und Geometrie der Hohlräume und Delamationen und teilweise auch auf die höhere Wahrscheinlichkeit kurzzeitig aufeinander folgender Entladungen zurückzuführen. Die Eigenschaften des Messgerätes bestimmen den Überlagerungsfehlern, z.B. bei einem TE-Messgerät mit einer Impulsauflösung (Wiederholrate) 100 kHz, welches der im Rahmen dieser Arbeit auftretenden Wiederholrate entspricht, ist der kritische Doppelimpulsabstand 10

µs ist. Der Zeitabstand zwischen zwei aufeinander folgenden Impulsen muss mehr als 10 µs sein muss, um die beiden Impulse richtig darstellen zu können.

Die Änderungen der Mittelwerte von Teilentladungen mit maximaler Amplitude in Abhängigkeit von der Prüfspannung infolge der thermo-mechanischen Beanspruchung sind in **Bild 3.19** präsentiert. Es ist ersichtlich, dass mit Zunahme der Anzahl der Alterungszyklen zunächst der maximale Anstieg der Ladungs-Spannungskurve zunimmt. Nach einer bestimmten Anzahl von Alterungszyklen ist diese Änderung ist sehr klein und der maximale Anstieg hat nur sehr gering zugenommen. Es ist auch zu erkennen, dass die thermo-mechanische Beanspruchung eine mehrfache Vergrößerung des maximalen Anstiegs verursacht hat. Weiterhin ist es zu beobachten, dass bei der Spannungssteigerung zunächst eine Zunahme der Ladungswerte auftritt, jedoch bei weiterer Spannungssteigerung die Messwerte annähernd konstant bleiben und dann sogar abnehmen.

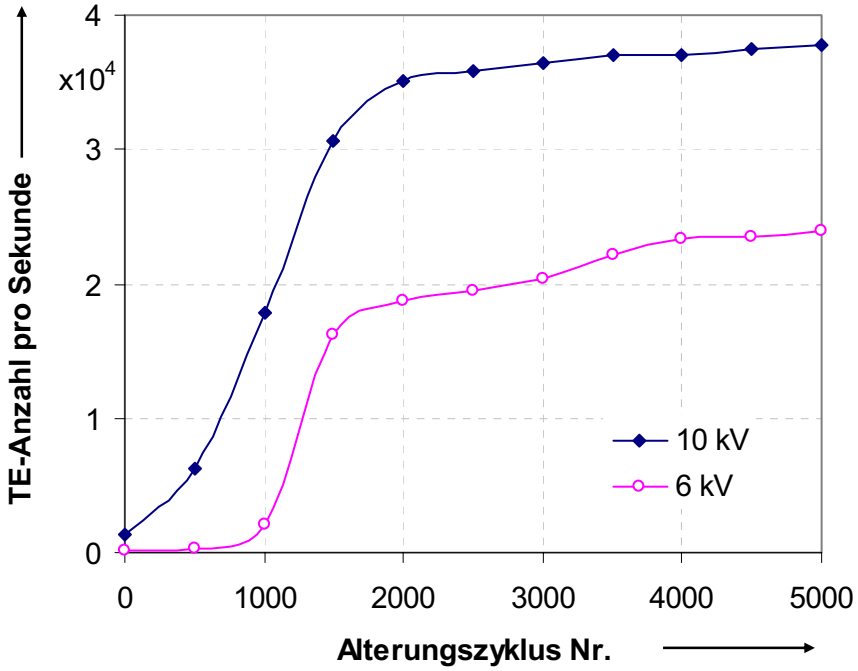


Bild 3.18: Änderung der Anzahl der TE-Impulse pro Sekunde im Laufe der thermo-mechanischen Alterung für TE-Impulse mit einer scheinbaren Ladung größer 100 pC bei Prüfspannung 10 und 6 kV

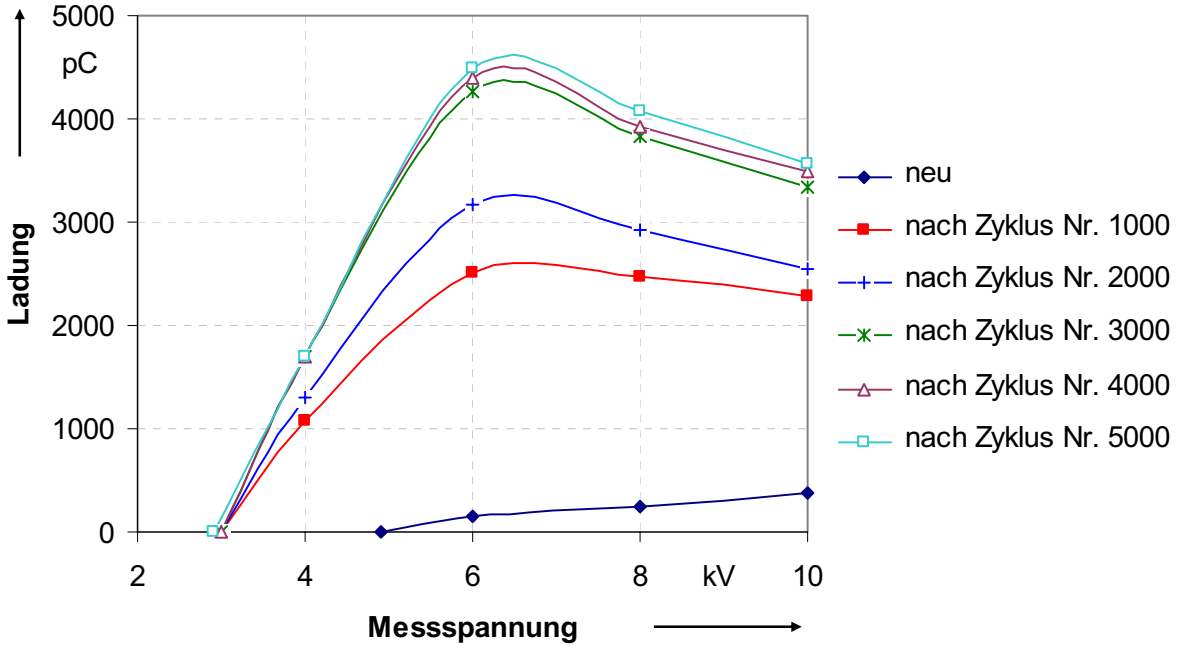


Bild 3.19: Änderung des Mittelwerts von Teilentladungen mit maximaler Amplitude über der Prüfspannung bei thermo-mechanischer Alterung

3.6.4 Thermische und elektrische Alterung

Zur Ermittlung der Reaktion der unterschiedlichen Messgrößen auf Veränderungen im Isoliersystem infolge Überlagerung mehrerer Stressfaktoren wurden die Statorstäbe gleichzeitig thermischer und elektrischer Beanspruchung ausgesetzt, die als wichtigste Faktoren, für die Alterung eines Isoliersystemes gelten, betrachtet. **Bild 3.20** zeigt die Änderungen der TE-Pattern im Statorstab S_{TE1}, der gleichzeitig bei einer Temperatur von 150°C und einer elektrischen Feldstärke von 5,5 kV/mm (10 kV, 50 Hz) beansprucht wurde und in dem nach 7183 Alterungsstunden ein Durchschlag beobachtet wurde. Das symmetrische Muster in der positiven und negativen Halbwelle der Spannung ist ein Zeichen dafür, dass die Entladungen hauptsächlich innerhalb der Hauptisolierung stattfinden.

Nach einer bestimmten Alterungszeit ist die Änderung der Amplitude der TE-Pattern sehr gering, was darauf hinweist, dass die Größe der dominanten Lufteinschlüsse innerhalb der Hauptisolierung, in denen die Ladungen mit der maximalen Amplitude auftreten, nach den bestimmten Alterungszyklen unverändert geblieben ist. Aber es ist auch zu beachten, dass die Amplitude der Entladungen mit kleinen Werten im Phasenbereich 170° bis 260° und 350° bis 80° mit fortschreitendem Alterungsprozess angestiegen ist. Das bedeutet, dass Ladungen mit kleinen Werten nicht mehr in diesem Bereich auftreten können. Es sieht wie eine “Lücke“ in den TE-Pattern aus, das sich mit Zunahme der Alterungsstunde immer mehr verbreitert. Ein Grund für diese Veränderung kann, dass sich die Größe der Lufteinschlüsse, in denen Ladungen mit kleinen Werten auftreten, mit Entwicklung der Alterungsprozess ändert bzw. vergrößert.

Diese Untersuchung hat gezeigt, dass bei einer gleichzeitigen Beanspruchung durch Temperatur und elektrisches Feld physikalische und chemische Veränderungen in der Isolierung verursacht werden, auf die die reagieren. Die Messergebnisse des Verlustfaktors

und der Kapazität, abhängig von Spannung, machen jedoch deutlich, dass diese Kenngrößen empfindlicher als die TE-Pattern den Alterungsprozess innerhalb der Isolierung darstellen. Die Erfahrung mit den anderen Alterungsuntersuchungen zeigt, dass die wesentlichen Änderungen durch die thermische Beanspruchung erfolgen, obwohl die elektrische Beanspruchung in diesem Fall den Alterungsprozess beschleunigt.

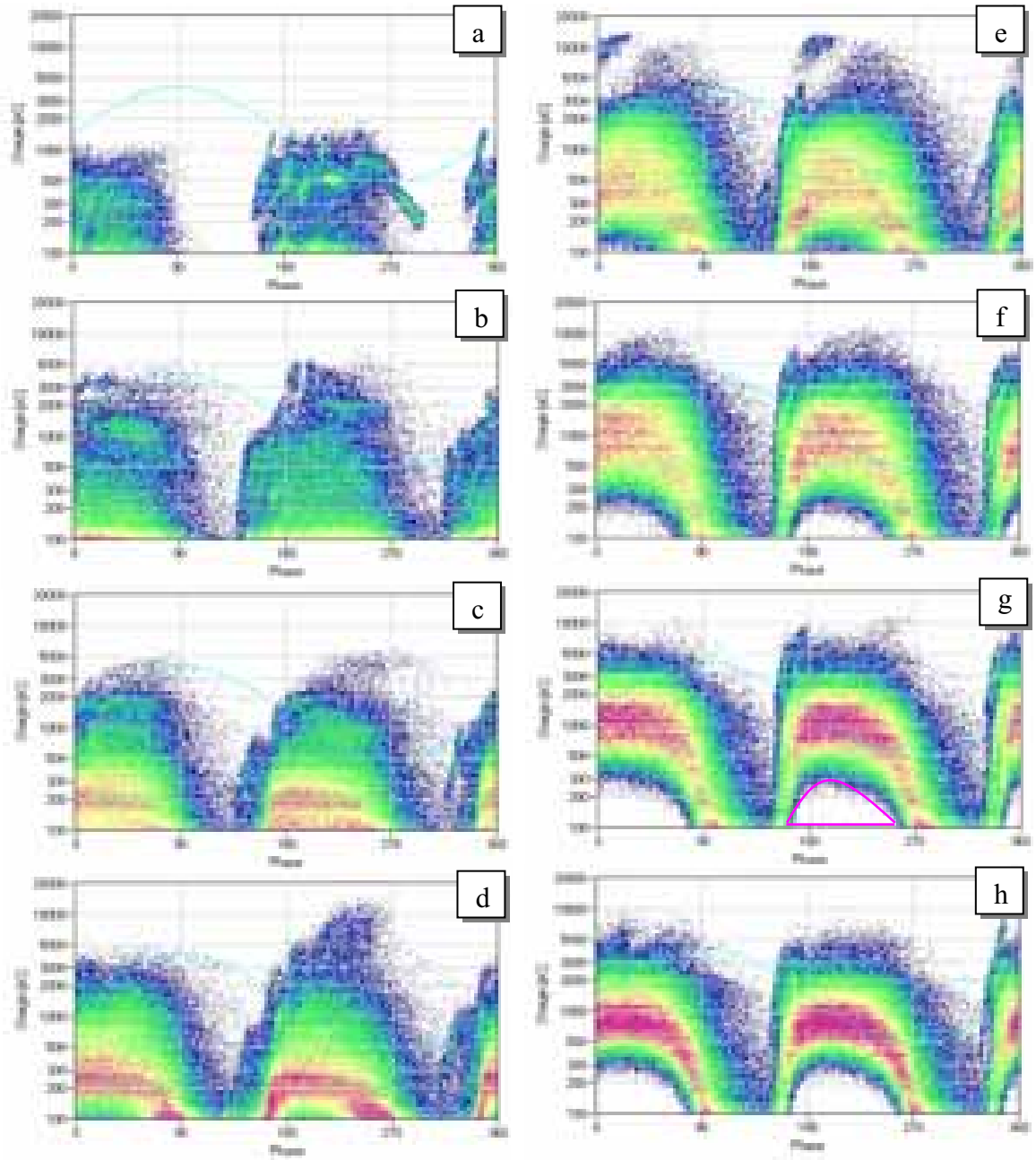


Bild 3.20: Änderung der TE-Patterns infolge der thermischen und elektrischen Alterung an Stab S_{TE1}, gemessen bei 10 kV und RT, a) neu, b) nach 1500 Std., c) nach 2500 Std., d) nach 3500 Std., e) nach 4500 Std., f) nach 5800Std., g) nach 6500Std., h) nach 7000Std.

Die Anzahl der TE-Impulse pro Sekunde ist im Laufe des Alterungsprozesses, wie in **Bild 3.21** gezeigt, kontinuierlich angestiegen, obwohl bei längern Alterungszeiten die Änderungen immer weniger werden, was wiederum zum Teil durch die höhere Wahrscheinlichkeit

kurzzeitig aufeinander folgender Entladungen und der damit verbundenen Überlagerungsfehler verursacht wird. Für den Anstieg der TE-Häufigkeit kann die Zunahme der Lufteinschlüsse innerhalb der Isolierung infolge der thermischen Beanspruchung verantwortlich sein.

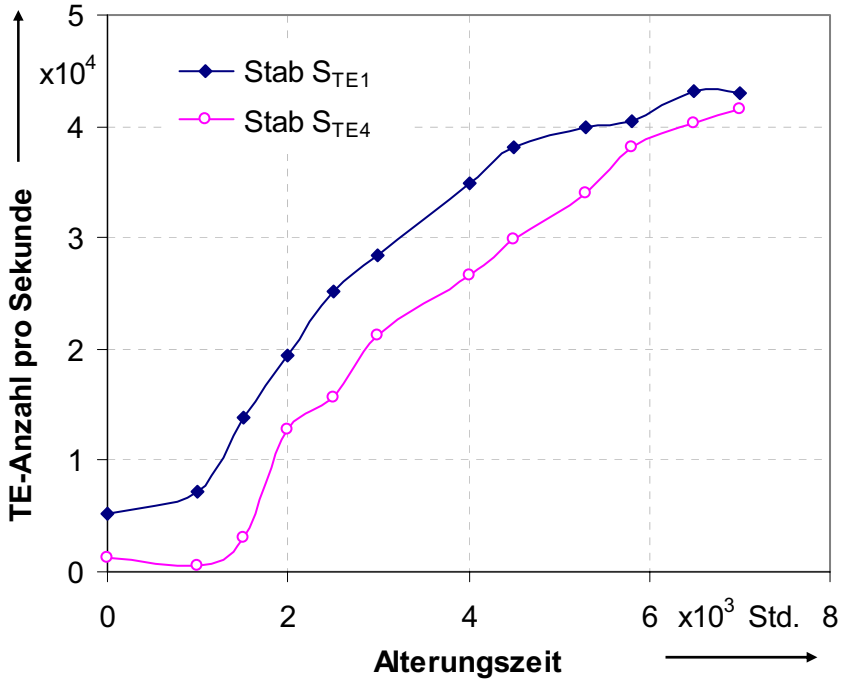


Bild 3.21: Änderung der Anzahl der TE-Impulse pro Sekunde im Laufe der thermischen und mechanischen Alterung am Stab S_{TE1} (Alterung bei 150 °C und 5,5 kV/mm) und S_{TE4} (Alterung bei 142 °C und 5,5 kV/mm) für TE-Impulse mit einer scheinbaren Ladung größer 100 pC bei Prüfspannung 10 und 6 kV

Die gleichzeitige thermische und elektrische Beanspruchung hat auch eine deutliche Änderung in den Mittelwerten von der Teilentladungen mit maximaler Amplitude in Abhängigkeit der Prüfspannung verursacht, wie es **Bild 3.22** zeigt. Aus diesem Bild ist es zu erkennen, dass mit der Zunahme der Alterung der absolute Wert der Entladungen bei allen Messspannungen und der maximale Anstieg der Ladungs-Spannungskurven ansteigen. Es ist aber zu beachten, dass diese Änderungen bei längeren Alterungszeiten sehr niedrig sind, was auch in den TE-Patterns auch sichtbar ist.

Obwohl die Änderung in der Amplitude der TE-Pattern nach einer bestimmten Alterungszeit sehr gering ist, nimmt die Amplitude der Entladungen, die kleiner als die Ladungen mit der maximalen Amplitude sind, kontinuierlich mit der Alterung zu, da die Größe der Lufteinschlüsse, in denen die Ladungen mit kleinen Werten auftreten, sich ebenfalls kontinuierlich vergrößert. Die Wiederholrate der TE-Impulse über der Ladung, in **Bild 3.23** für das Stab S_{TE1} dargestellt, zeigt dieses sehr deutlich. Aus diesem Bild ist es auch ersichtlich, dass mit der Zunahme der Alterung zunächst die Anzahl der TE-Impulse mit kleinen Werten heftig ansteigt, während die Anzahl der TE-Impulse mit größeren Werten auch zunimmt. Nach einer bestimmten Alterungszeit steigt die TE-Häufigkeit im Bereich kleiner Ladungen nicht nur an, sonder nimmt ab, während die Wiederholrate der Ladungen im

Bereich größerer Ladungen zunimmt. Danach ist ein lokales Maximum zu erkennen, das sich mit weiterer Zunahme der Alterungszeit in Richtung größerer Ladungen verschiebt.

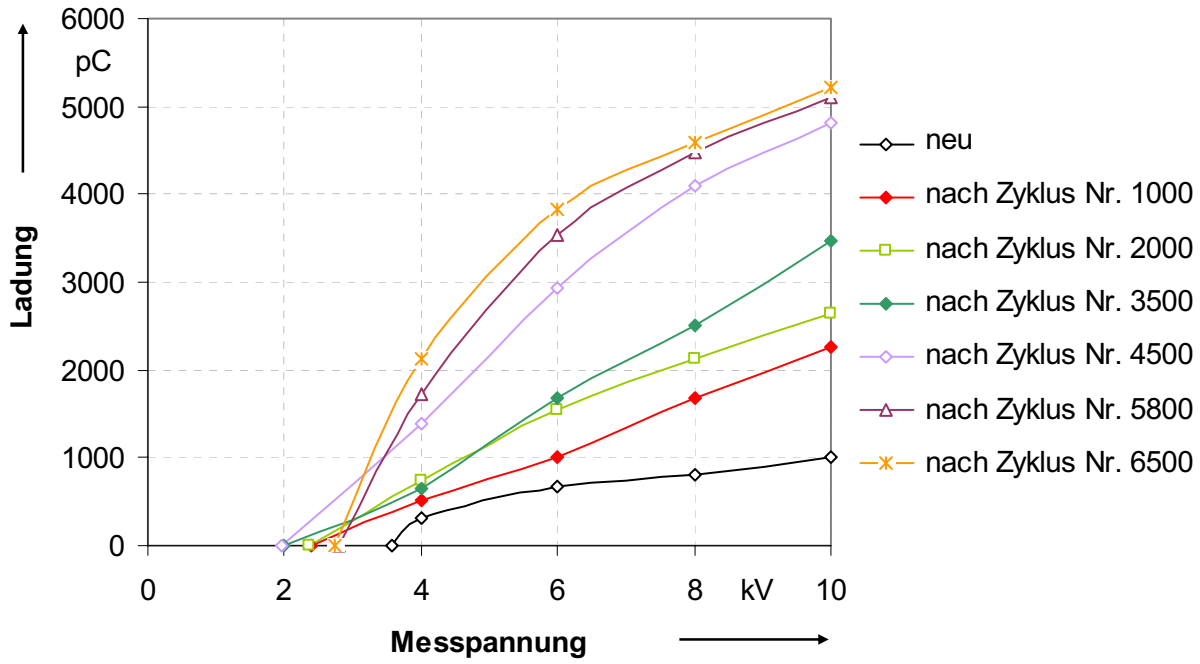


Bild 3.22: Änderung des Mittelwerts von Teilentladungen mit maximalen Amplitude über der Prüfspannung im Lauf der thermischen und elektrischen Alterung am Stab S_{TE1}

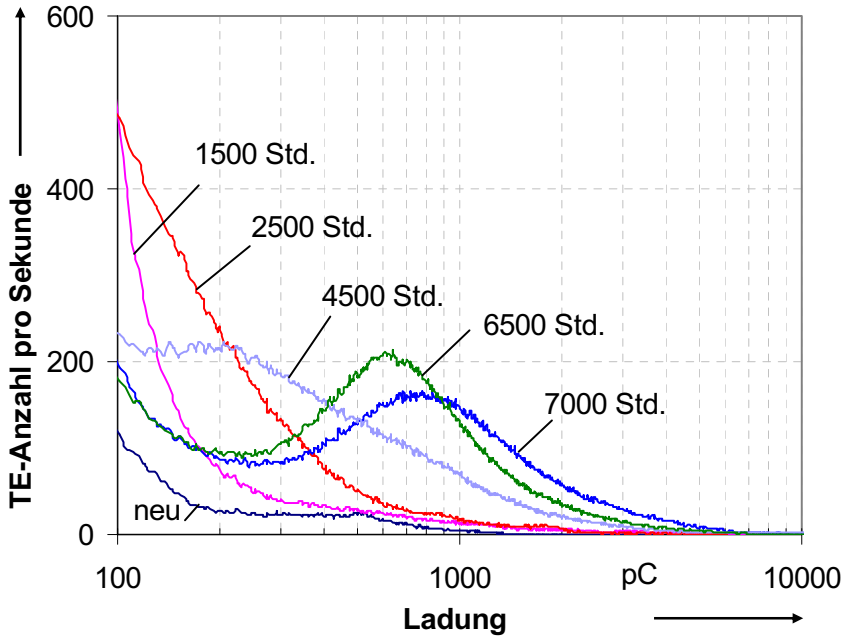


Bild 3.23: Wiederholrate der TE-Impulse über der Ladunge im Lauf der thermischen und elektrischen Alterung vom Stab S_{TE1} bei Prüfspannung 10 kV mit einer Auflösung von 5 pC

Diese Untersuchung wurde auch mit einer anderen Temperatur, die 8 °C weniger bzw. 142 °C ist, und der gleichen Feldstärke (5,5 kV/mm) an ähnlichen Stäben, wiederholt, um zu

ermitteln, in welchem Maße die untersuchten Kenngrößen sich mit der Verlangsamung des Alterungsprozesses verändern. Die Änderung der TE-Pattern während dieser Alterungsuntersuchung an Stab S_{TE4} ist in **Bild 3.24** dargestellt. Im Vergleich zu den TE-Pattern des Stabs S_{TE1} (**Bild 3.23**), ist kein großer Unterschied in Form der Muster und Tendenz der Veränderungen erkennbar.

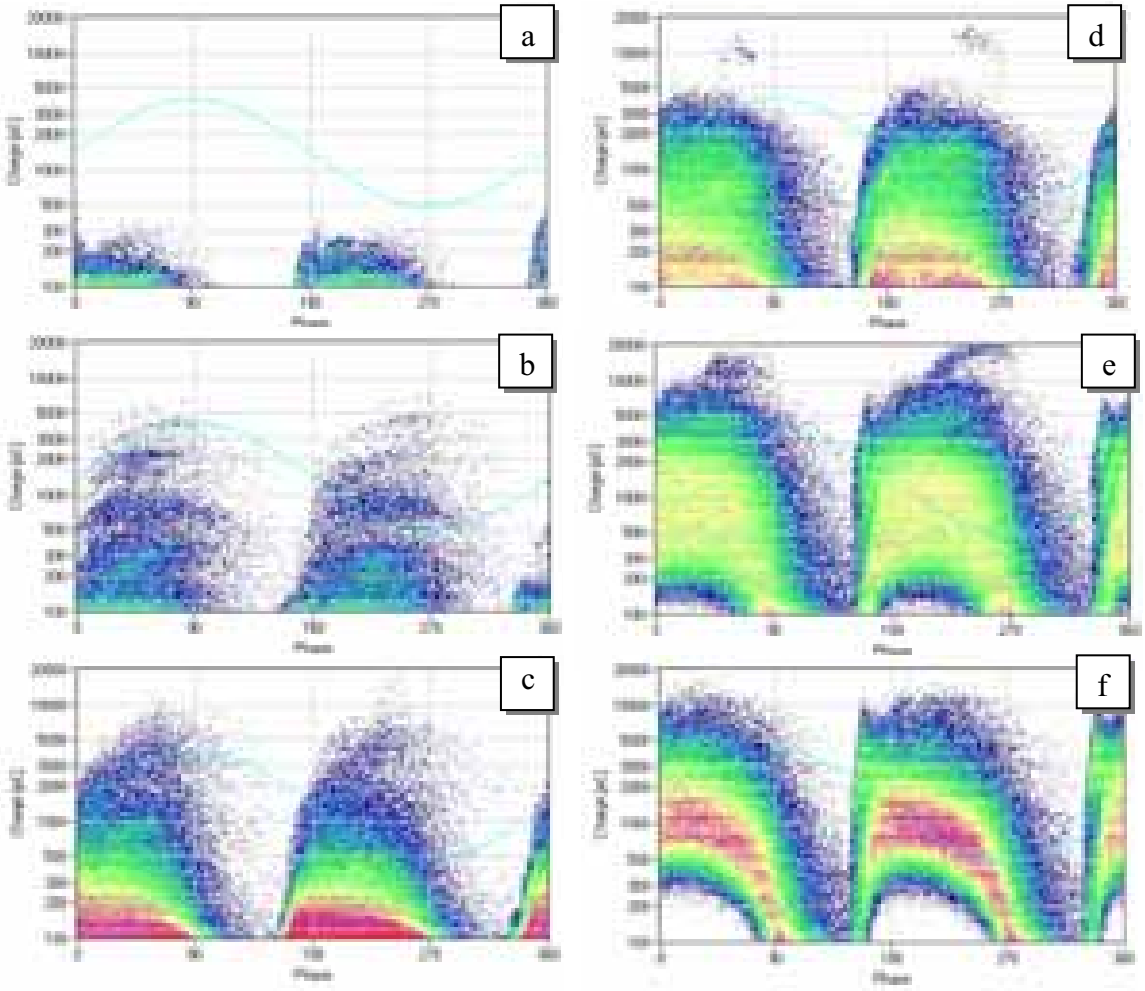


Bild 3.24: Änderung der TE-Pattern infolge der thermischen und elektrischen Alterung an Stab STE_4, gemessen bei 10 kV und RT, a) neu, b) nach 1500 Std., c) nach 3000 Std., d) nach 4500 Std., e) nach 6500Std., f) nach 7500Std.

Mit diesen Untersuchungen wurde gezeigt, dass die TE-Messergebnisse in unterschiedlichen Darstellungen präsentiert werden können, die von unterschiedlicher Sicht die Änderungen innerhalb der Isolierung infolge von Alterungsvorgängen zeigen. Das bedeutet, dass für eine ausreichende Beurteilung des Isolierzustands die Ermittlung unterschiedlicher Parameter, unterschiedliche Datendarstellungen und die Anwendung der verschiedenen Messmethoden erforderlich sind.

3.7 TE-Mustererkennung

Die Auswertung der Teilentladungspattern ist ein sinnvolles Mittel zur Evaluation der Defektart in elektrischen Isoliersystemen. Eine besondere Eigenschaft des Teilentladungs-

pattern ist die Identifizierung von Fehlertypen und Entladungsquellen. Einige Teilentladungspattern, die von realen Hochspannungsmaschinen stammen, wurden mit den Pattern, die aus kontrollierten Laborsimulationsversuchen stammen, verglichen und identifiziert [89]. Die TE-Pattern werden oft von Experten ausgewertet, obwohl sie wegen zahlreicher numerischer Informationen, auch durch Expertensysteme bewertet werden können.

In diesem Abschnitt werden die TE-Pattern von drei wichtigen Defektarten in Isoliersystemen von rotierenden Hochspannungsmaschinen, die im Rahmen dieser Arbeit unter kontrollierten Laborbedingungen an Statorstäben nachgebildet wurden, miteinander verglichen und die Änderungen in der TE-Amplitude und -Häufigkeit abhängig von der Prüfspannung und Defektabmessung ermittelt. Außerdem wird der Einfluss unterschiedlicher Temperaturzustände auf die Teilentladungsprozesse hinsichtlich der Defekte untersucht. Die untersuchten Defekte sind:

- Defekt des Außenglimmschutzs (AGS) infolge Leitervibrationen bei losen Keilen oder Verschiebung der Ständerbleche,
- Defekt im Wickelkopfbereich infolge von defektem Endenglimmschutz (EGS) durch erhöhte Verschmutzung im Wickelkopf, Altern oder ungenügender Auslegung der Feldsteuerung,
- Innerer Defekt infolge Delamination zwischen den Isolierbänden der Hauptisolation durch Überhitzung und Alterung oder infolge von Hohlräumen im geschichteten Dielektrikum auch bei neuen Isolierungen.

Diese Defekte verursachen innere Entladungen, Nutentladungen und Wickelkopfentladungen und erzeugen TE-Pattern mit unterschiedlichen Formen.

3.7.1 TE-Verhalten von Stäben mit beschädigtem Außenglimmschutz

Umfangreiche Beschädigungen des Außenglimmschutzes sind auf Stabvibrationen zurückzuführen, die den AGS im Bereich der Teilblechpakete durch mechanischen Abrieb sowie TE-Erosion großflächig abtragen, so dass ein Hohlraum entsteht, der als ein zusätzliches Dielektrikum aufgefasst werden kann. **Bild 3.25** zeigt eine Maschinenspule, die infolge betrieblicher Vibration im AGS-Bereich beschädigt wurde. Je nach Fortgang der Beschädigung kann neben dem AGS bereits auch die Isolierung in Extremfällen bis zu mehr als 1 mm Tiefe abgetragen sein [90]. Es ist jedoch auch möglich, dass die AGS-Streifen im Bereich der Luftkanäle des Blechpaketes im Lauf der Zeit durch TE-Angriff vollständig erodiert werden.

Die partielle Abtragung des AGS führt dazu, dass das Potential auf der Staboberfläche kurzzeitig erhöht wird, bis die Hohlraumkapazität über den niederohmigen Außenglimmschutz entladen ist. Wenn die kurzzeitige Potentialverschiebung den Spannungswert des Paschenminimums überschreitet, kann es zu einer Entladung der Hohlraumkapazität über die entsprechende Gasstrecke kommen, was als Nutentladung bezeichnet wird. **Bild 3.26** zeigt die auftretenden Feldverhältnisse im Ersatzschaltbild.

Die bei Nutentladungen freiwerdenden Energien vermögen die Fehlerstelle lokal stark zu überhitzen, wodurch der Halbleiterbelag zerstört wird. Wenn diese Entladung eine genügend große Fläche dieses Belages erodiert oder durch eine mechanische Beschädigung zuviel des AGS abgetragen wurde, können Oberflächenentladungen entstehen [32]. Diese Entladungsform verläuft tangential zum Leiter und kann noch höhere Ladungsmengen als die Nutentladungen aufweisen. Als Folge der weiteren Erwärmung wird nicht mehr nur der Halbleiterbelag, sondern auch die Isolierung selbst zerstört. Diese Form der thermischen Degradation kommt einer Verkohlung gleich. Sie ermöglicht die Ausbildung eines leitfähigen Entladungskanales quer durch die Isolierung. Da ein solcher Kanal zum Kurzschluss führen kann, stellen diese Entladungen für jede Maschine eine potentielle Gefahr dar [5].

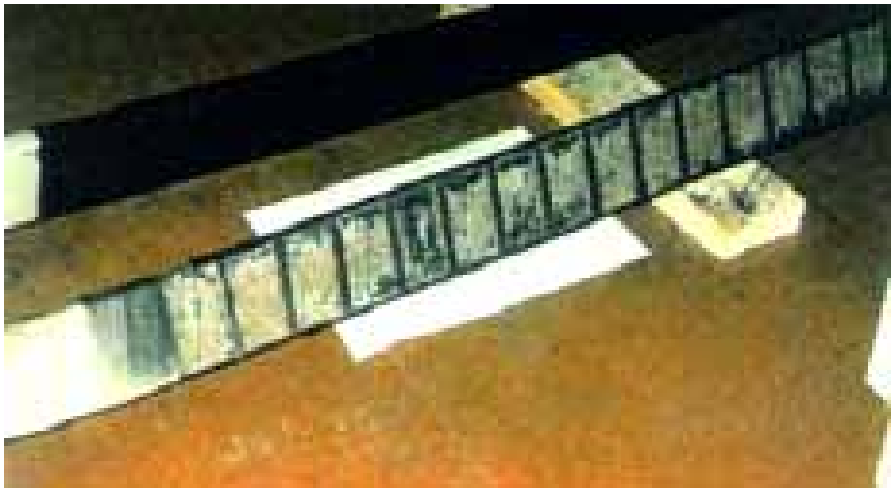


Bild 3.25: Abtragung des Außenglimmschutzes durch betriebliche Vibration [91]

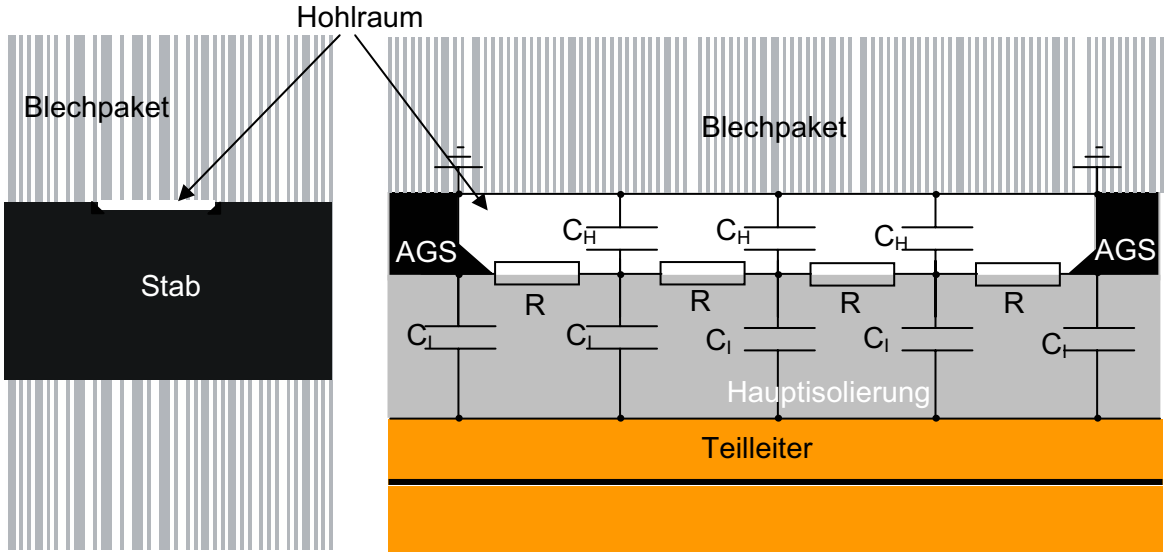


Bild 3.26: Schematische Darstellung und Ersatzschaltbild des beschädigten AGS

Für die Untersuchung des TE-Verhaltens standen leider keine Stäbe mit AGS-Schäden infolge betrieblicher Überbeanspruchung zur Verfügung. Es wurde daher zur Nachbildung des Defektes im AGS-Bereich ein Teil des Außenglimmschutzbelags mit einer Abmessung

von w×h in der Mitte eines Maschinenstabes entfernt und die TE-Aktivitäten in Abhängigkeit der Fehlerabmessung erfasst. Dazu wurde der Außenglimmschutzbelag in drei unterschiedlichen Abmessungen w = h = 10 mm, w = h= 20 mm und w = 30 mm, h = 20 mm abgerieben, wie **Bild 3.27** gezeigt.

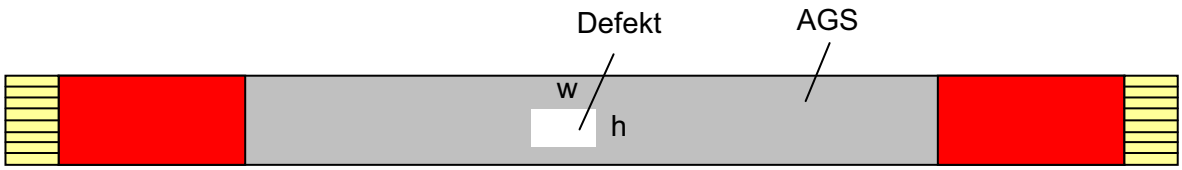


Bild 3.27: Statorstab mit Nutraumfehler

Die Änderung in den TE-Pattern, Anzahl der TE-Impulse pro Sekunde und die Spannungsabhängigkeit der mittleren Ladungen mit maximaler Amplitude infolge der Defekte im Außenglimmschutz sind in **Bild 3.28**, **Bild 3.29** und **Bild 3.30** dargestellt. Aus diesen Bildern wird deutlich, dass derselbe Stab ohne und mit Nutraumfehler völlig veränderte TE-Pattern, -Anzahl und -Spannungsabhängigkeit aufweist. Es ist zu erkennen, dass die TE-Pattern der Nutentladungen im Bezug auf die Spannungspolarität asymmetrisch und die Amplituden der Entladungen in der negativen Halbwelle größer sind. Das Muster hat eine Trapezform (oder eine Dreieckform), die in der Nähe des Spannungsnulldurchgangs stark ansteigt. Die höchsten Impulse treten nicht in der Nähe des Scheitelwertes der Wechselspannung auf, sondern im Spannungsnulldurchgangsbereich, wo die Ableitung der Prüfspannung maximal ist.

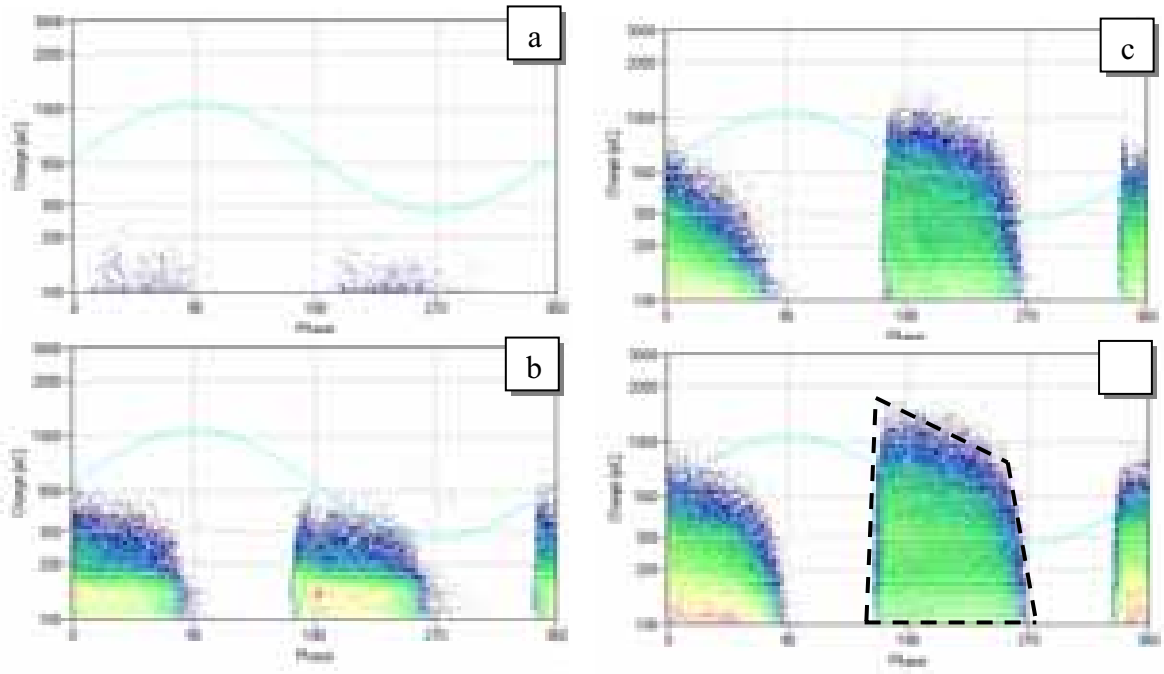


Bild 3.28: TE-Pattern von Nutraumentladung, gemessen bei 10 kV und RT am Maschinenstab mit unterschiedlichen Fehlerabmessung am AGS, a) neu (ohne Fehler), b) w = h = 10 mm, c) w = h = 20 mm, d) w = 30 mm, h = 20 mm

Aus den Ergebnissen der durchgeführten Versuche ist zu entnehmen, dass die Anzahl und Höhe der Impulsladungswerte mit der Größe der AGS-Beschädigung zunimmt [94]. Dies ist auf eine echte Zunahme der Ladungen von Einzelimpulsen und auf die höhere Wahrscheinlichkeit kurzzeitig aufeinander folgender Entladungen mit den damit verbundenen und von den Eigenschaften des Messgerätes bestimmten Überlagerungsfehlern zurückzuführen. Eine signifikante Erhöhung der Ladungswerte war jedoch immer dann festzustellen, wenn zusätzlich zum AGS-Belag auch einige Zehntel Millimeter der Isolierung abgetragen wurden [90].

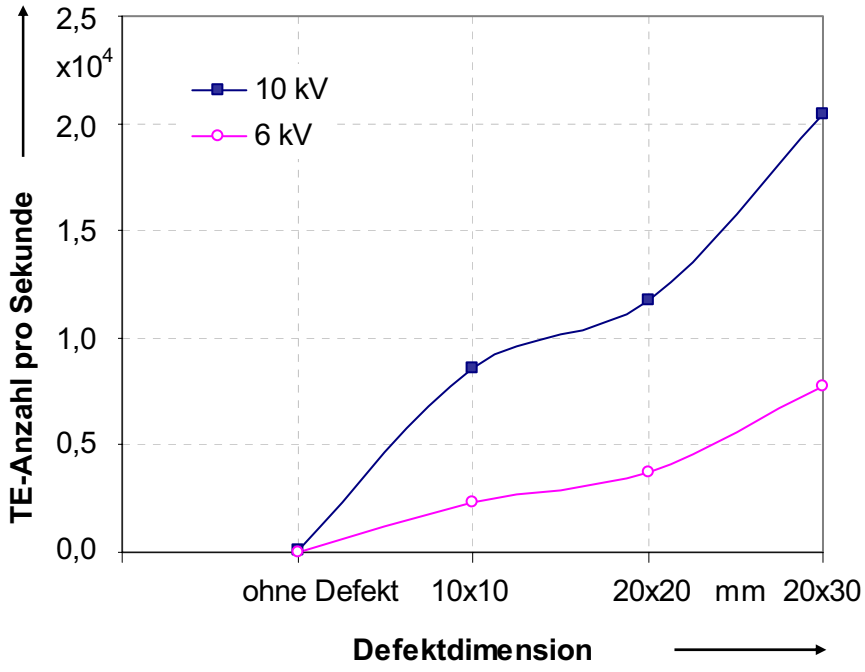


Bild 3.29: Änderung der Anzahl der TE-Impulse pro Sekunde bei unterschiedlichen Fehlerabmessung am AGS für TE-Impulse mit einer scheinbaren Ladung größer 100 pC bei Prüfspannung 10 und 6 kV

Aus den Messergebnissen ist es zu erkennen, dass im Falle der Nutentladung bei Spannungssteigerung zunächst die Ladungswerte zunehmen haben, wie in **Bild 3.30** gezeigt. Bei weiterer Spannungssteigerung steigen jedoch die Messwerte sehr wenig an und bleiben annähernd konstant.

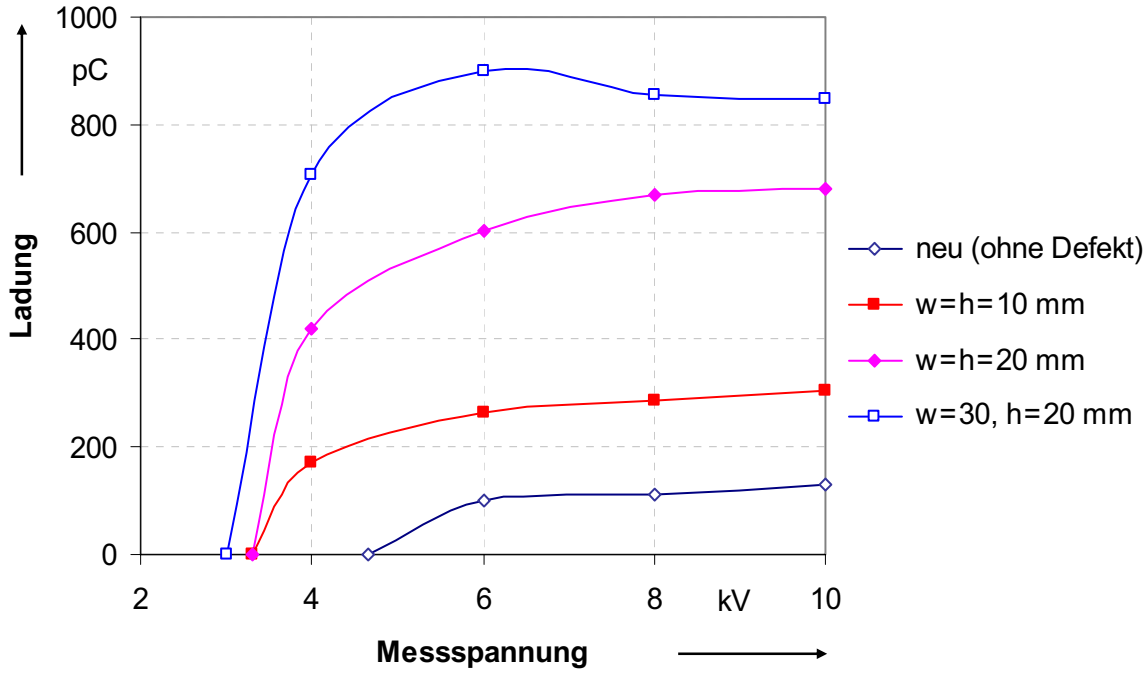


Bild 3.30: Verlauf des Mittlwerts von Teilentladungen mit maximaler Amplitude in Abhängigkeit von der Spannungsbeanspruchung bei einem am AGS-beschädigten Maschinenstab

3.7.2 TE-Verhalten von Stäben mit beschädigtem Endenglimmschutz

Wie bereits erwähnt, werden die Defekte im Wickelkopfbereich durch starke Oberflächenverschmutzung, mechanische Beschädigung oder ungenügende Auslegung des Feldsteuerungsdesigns verursacht. Dies führt zu starken Koronaentladungen, die von den Staboberflächen im Wickelkopfbereich ausgehen. Diese Entladungen in Luft produzieren große Mengen Ozon (O_3) und dieses hochreaktive Gas bildet in Kombination mit Stickstoff Stickstoffdioxid (NO_2) Stickstofftrioxid (NO_3) und Distickstoffpentaoxid (N_2O_5). In Anwesenheit von Feuchtigkeit kann daraus Salpetersäure (HNO_3) werden, welche die Fähigkeit hat, organische Anteil der Isolierung zu zerstören. Dies wird meist durch weißes oder hellgraues Pulver als Nebenprodukt von Teilentladungen auf der Oberfläche sichtbar (**Bild 3.31**). Im Allgemeinen sind diese Beschädigungen jedoch nicht sehr kritisch, da auf nur die äußere Isolierschicht angegriffen wird [10]. Für die Bewertung aufgrund von TE-Messergebnissen ist jedoch die Kenntnis des TE-Verhaltens solcher Mängel von Bedeutung, um sie von den TE gefährlicher Defekte unterscheiden zu können.

Zur Nachbildung eines Wickelkopffehlers wurde an Statorstäben eine Fläche im Bereich des EGS nahe des AGS mit einem leitenden Farbanstrich (Graphitspray) überzogen, wie in **Bild 3.32** gezeigt. Der leitende Farbanstrich bedeckte die gesamte Fläche um den Stab herum in unterschiedlicher Breite. Damit wurde die Verschmutzung oder die ungenügende Auslegung der Feldsteuerung in diesem Bereich simuliert.

Bild 3.31: Beschädigter Ständerstab im EGS-Bereich [93]

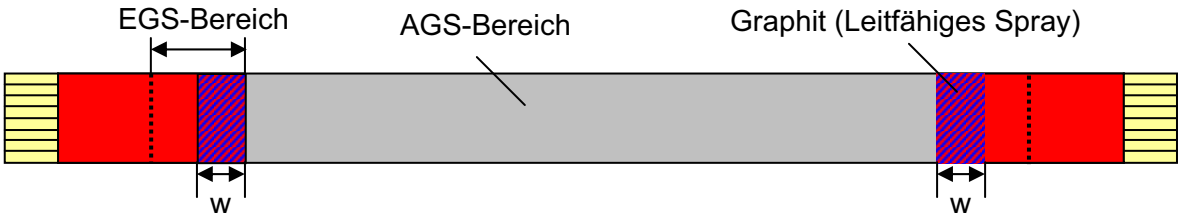


Bild 3.32: Im Bereich des EGS fehlerbehafteter Stab

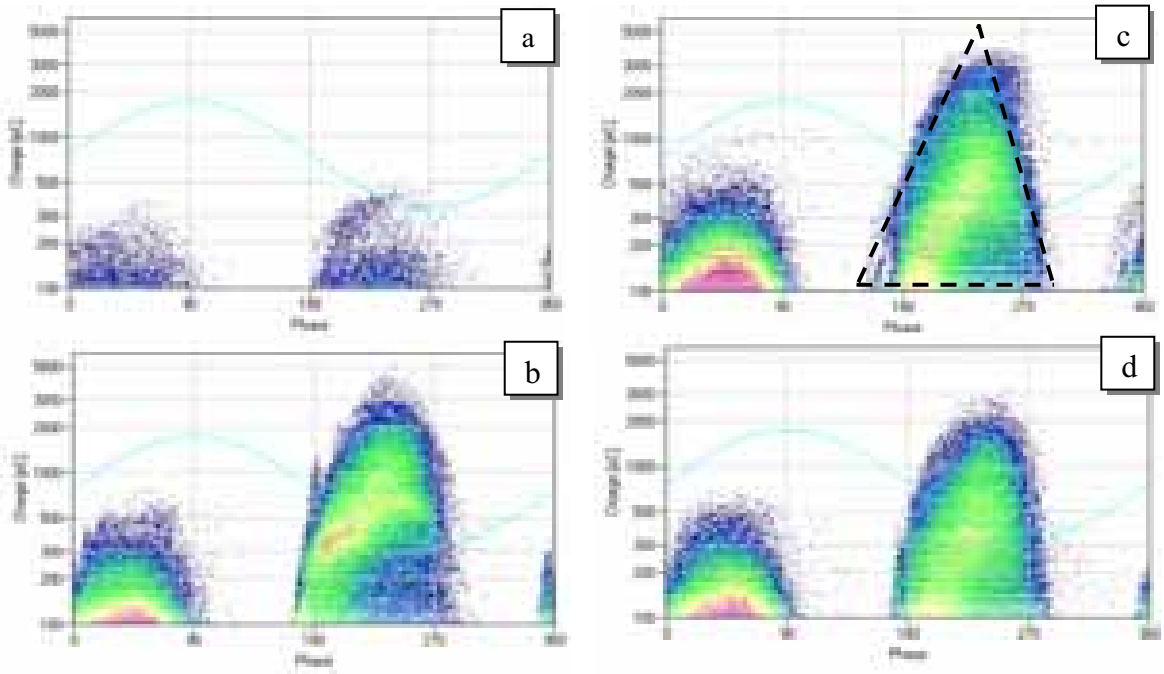


Bild 3.33: TE-Pattern der Wickelkopfentladung, gemessen bei 10 kV und RT am Maschinenstab mit unterschiedlichen Fehlerabmessung am EGS a) neu (ohne Fehler), b) w = 30 mm, c) w = 50 mm, d) w = 70 mm

Die TE-Messergebnisse für Fehler im Bereich EGS mit drei unterschiedlichen Fehlerbreiten bei 10 kV und Raumtemperatur sind in **Bild 3.33** dargestellt. Das erste Pattern veranschaulicht den Zustand des neuen Stabes. Dieses Pattern zeigt den inneren Teilentladungsvorgang, der durch kleine Amplituden und symmetrischen Verlauf der Amplitude und Zahl in der positiven und negativen Halbwelle gekennzeichnet ist.

Nach Einbringen des Fehlers an demselben Stab, wie in **Bild 3.33** dargestellt, hat sich das TE-Pattern völlig verändert. Es ist zu erkennen, dass die TE-Pattern hinsichtlich der Halbwellen der Prüfspannung asymmetrisch und die Amplituden der Entladungen in der negativen Halbwelle größer sind. Das Muster hat eine Dreieckform (bzw. eine Parabelform), die sich zur Spannungsmaximumsseite neigt. Die Amplituden der Entladungen ändern sich nicht wesentlich mit zunehmender Fehlerbreite. Da der Verbindungsbereich von dem Außenglimmschutz und Endenglimmschutz ein wichtiger Teil des Wickelkopfbereichs der Ständerwicklungen ist, kann ein Fehler in diesem Segment einen Koronaähnlichen Effekt bewirken und daher die gleiche Bedeutung wie Fehler am gesamten Endglimmschutz haben. Eine Vergrößerung der Fehlerbreite (w) hat keinen erkennbaren Einfluss auf die TE-Amplitude [92].

Die Änderung der Anzahl der TE-Impulse pro Sekunde mit unterschiedlichen Fehlerabmessungen am Endenglimmschutz bei zwei unterschiedlichen Prüfspannungen (6 und 10 kV) ist in **Bild 3.34** dargestellt. Aus diesem Bild ist es ersichtlich, dass die TE-Häufigkeit mit Verbreiterung der Fehlerabmessung am EGS kontinuierlich ansteigt, während die TE-Amplitude mit zunehmender Fehlerbreite konstant bleibt. Es ist auch zu erkennen, dass die Steigerung der Anzahl der Entladungen mit der Verbreiterung der Fehlerabmessung bei 10 kV wesentlich größer als bei 6 kV ist.

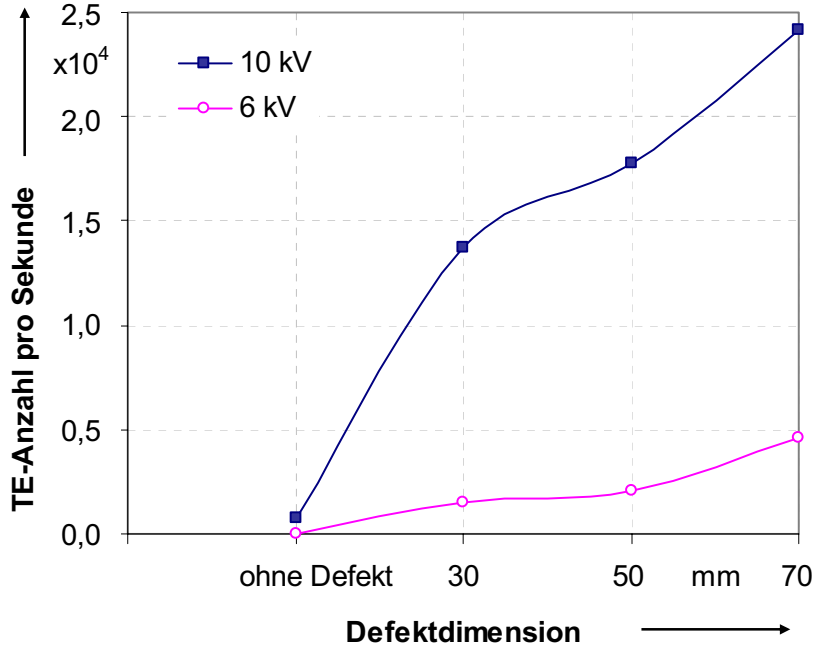


Bild 3.34: Änderung der Anzahl der TE-Impulse pro Sekunde mit unterschiedlicher Fehlerabmessung am EGS für TE-Impulse mit einer scheinbaren Ladung größer 100 pC bei Prüfspannung 10 und 6 kV

Der Mittelwert von Teilentladungen mit maximaler Amplitude in Abhängigkeit von der Spannungsbeanspruchung bei der Wickelkopfentladung ist in **Bild 3.35** dargestellt. Ein Vergleich von **Bild 3.35** mit **Bild 3.11** und **Bild 3.29** zeigt den völlig unterschiedlichen Verlauf der Ladungswerte in Abhängigkeit von der Spannung bei der Wickelkopfentladung und den anderen Entladungsarten (Nutentladungen und inneren Entladungen). Während bei der Wickelkopfentladung ein näherungsweise linearer Zusammenhang zwischen Ladungswerten und Spannungsbeanspruchung festgestellt wurde, steigen die Ladungswerte bei den anderen untersuchten Entladungsarten nur bis zu einer bestimmten Spannung näherungsweise linear an und bleiben dann bei weiterer Spannungssteigung annähernd konstant. Diese Tatsache kann für die Identifikation dieser TE-Art neben dem TE-Pattern eingesetzt werden.

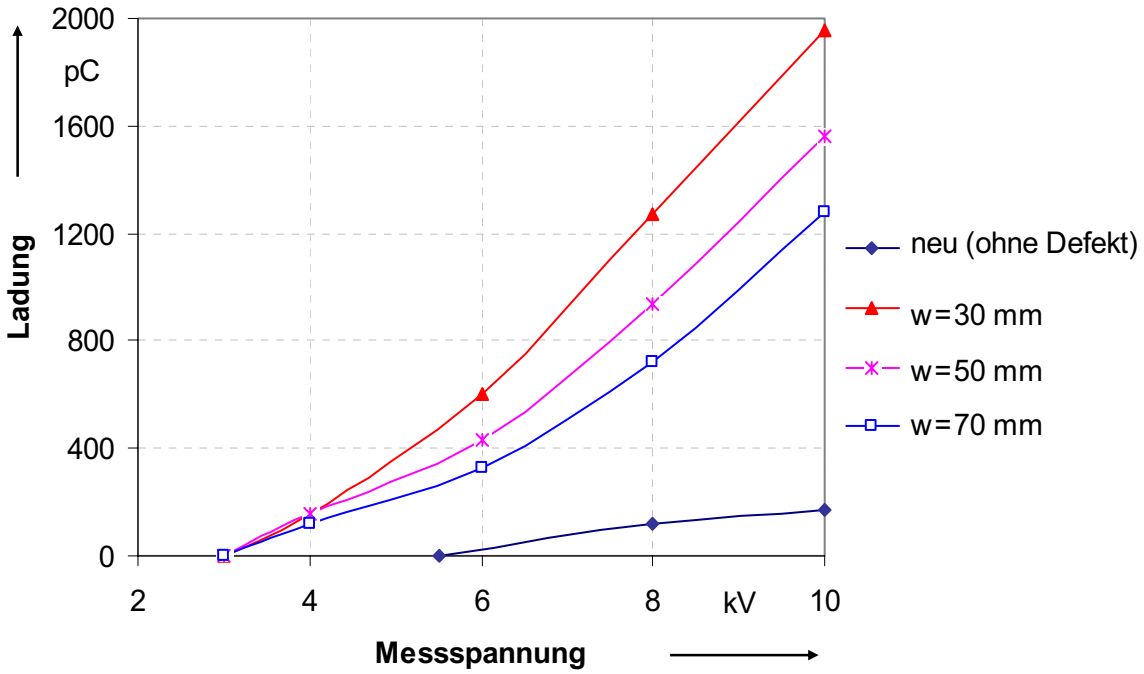


Bild 3.35: Verlauf des Mittelwerts von Teilentladungen mit maximaler Amplitude in Abhängigkeit der Spannungsbeanspruchung bei Wickelkopfentladungen

3.7.3 TE-Verhalten von Stäben mit Lufteinschlüssen in der Hauptisolierung

Innere Entladungen können in Hohlräumen oder Delaminationen zwischen den einzelnen Glimmerschichten oder im Interface zwischen dem Leiter und der Hauptisolierung durch Überhitzung, mechanische oder thermo-mechanische Alterung entstehen (**Bild 3.36**). TE-Pattern von inneren Entladungen sind präsentierten TE-Pattern bei den thermisch, thermo-mechanisch und thermo-elektrisch beanspruchten Stäben in den letzen Abschnitten sehr ähnlich. Sie existieren in verschiedenen ähnlichen Varianten. **Bild 3.37** zeigt typische innere TE-Pattern, die nach dem Zyklus Nr. 10 bei der thermischen Alterung, nach dem Alterungszyklus Nr. 5000 bei der thermo-mechanischen Alterung und nach 5000 Std. bei einer thermischen Alterung mit einer Temperatur von 180°C erfasst wurden.

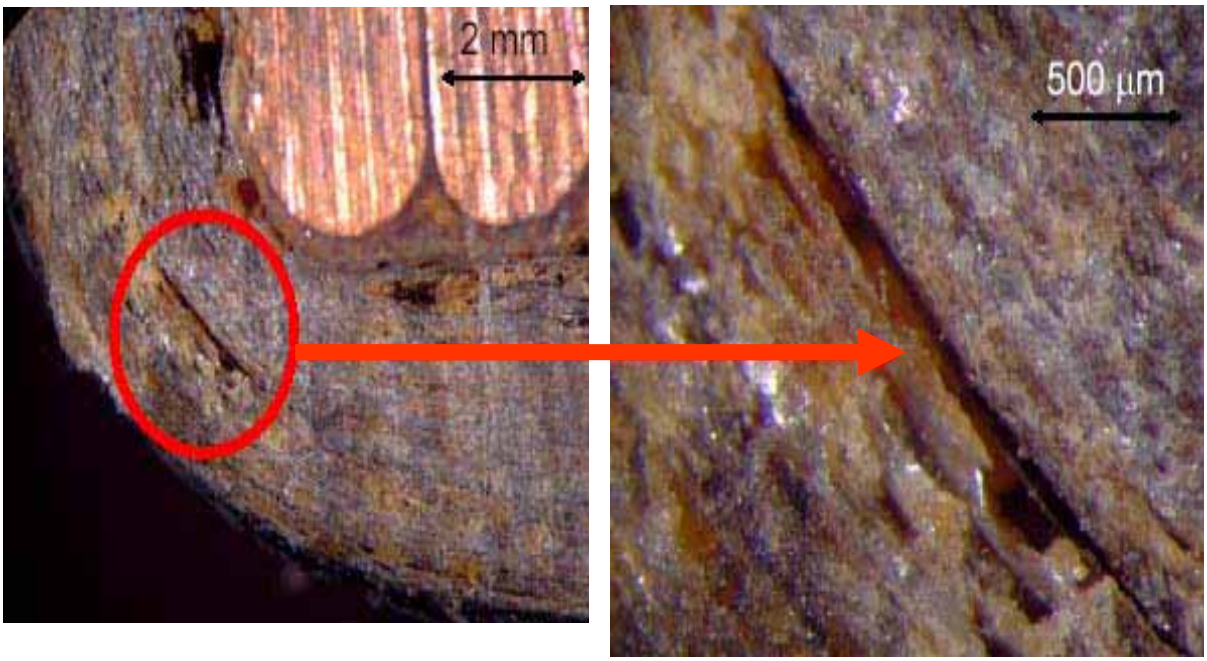


Bild 3.36: Delamination zwischen den einzelnen Glimmerschichten in der Hauptisolierung [93]

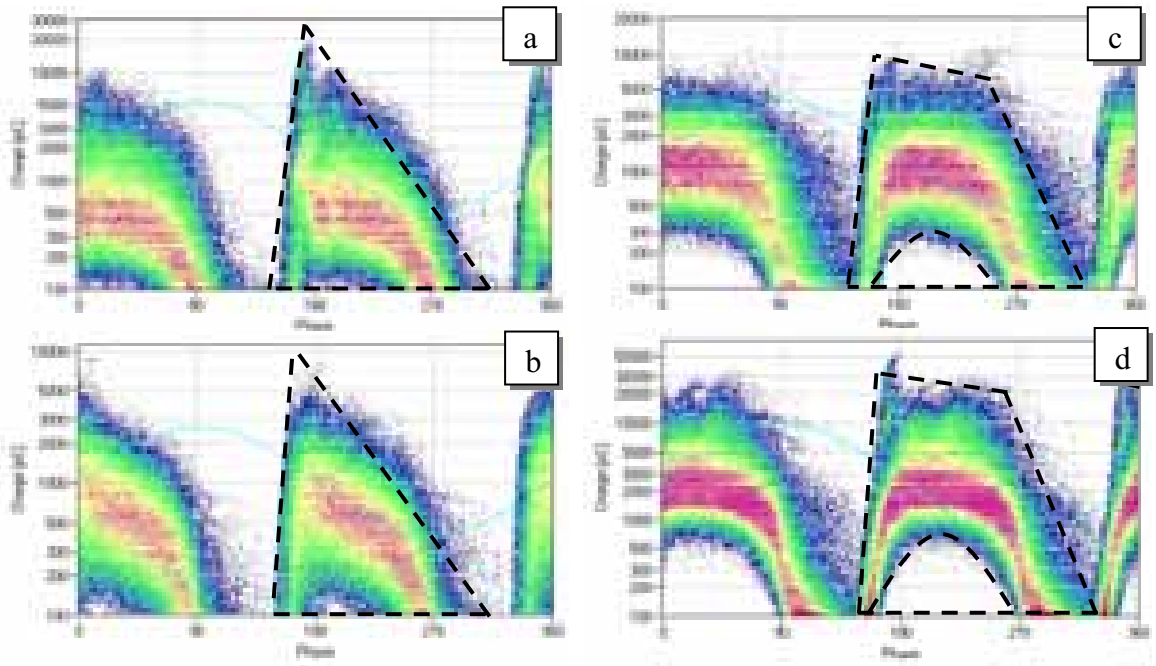


Bild 3.37: TE-Pattern a) nach Zyklus Nr. 10 der thermischen Alterung, gemessen bei 6 kV b) nach Zyklus Nr. 5000 der thermo-mechanischen Alterung, gemessen bei 10 kV c) nach 65000 Std. der thermischen und elektrischen Alterung, gealtert bei 150 °C und 5,5 kV/mm, gemessen bei 10 kV d) nach 5000 Std. einer thermischen Alterung bei 180 °C, gemessen bei 10 kV

Aus diesen Bildern wird ersichtlich, dass während der positiven und negativen Wechselspannungsperiode annähernd gleich hohe Ladungsimpulse auftraten. Im Unterschied zur Nutentladung und Wickelkopfentladung entsteht daher bei den inneren Entladungen ein symmetrisches TE-Pattern, das dreieck- oder trapezförmig ist und in der Nähe des

Spannungsnulldurchgangs steil ansteigt. Die spaltförmigen Hohlräume in der Isolierung werden von zwei Isolierungsstoffflächen begrenzt, so dass kein wesentlicher Polaritätseinfluss der Wechselspannung auf die Impulsladung zu erwarten ist. Dies ist ein deutliches Unterscheidungsmerkmal gegenüber Oberflächenentladungen und Entladungen bei AGS-Beschädigungen. Es ist jedoch zu beachten, dass bei Ablösungen der Hauptisolierung vom Teilleiterverband polaritätsabhängige Impulse auftreten, da der Hohlraum einseitig durch Kupferleiter begrenzt ist. In diesem Fall sind die TE-Pattern asymmetrisch und die Amplituden der Entladungen in der positiven Halbwelle größer als in der negativen Halbwelle.

Bei den Stäben mit mehreren größeren Hohlräumen sehen die TE-Patten wie die Pattern in **Bild 3.38** aus. In diesem Fall sind die sinusförmigen Linien in den TE-Patten zu sehen, die den Verlauf der Spannung durch die TE-Impulse in einem bestimmten Hohlraum dargestellt. Im Bereich der niedrigen Ladungen sind sie wegen Überlagerung der mehreren von solchen Linien nicht deutlich erkennbar. Mit der Steigerung der momentanen Spannungswerte steigt die Amplitude der auftretenden Ladungen an. Solche Muster können auch bei neu gefertigten Stäben beobachtet werden.

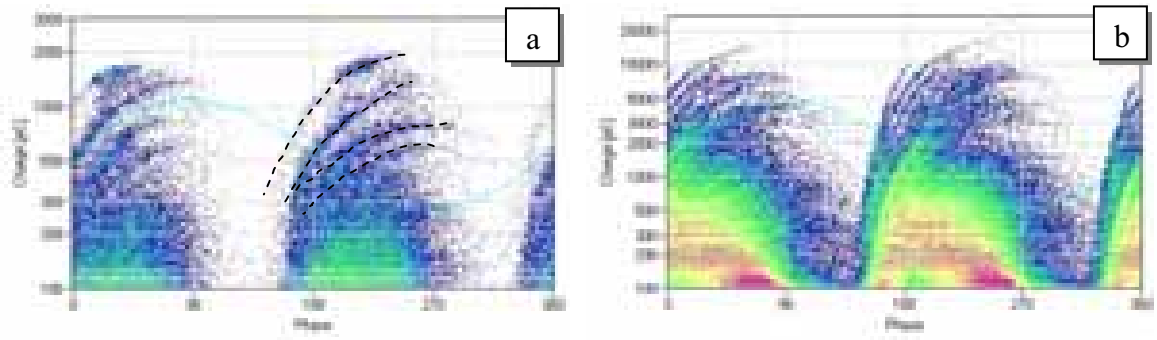


Bild 3.38: TE-Pattern a) neu gefertigter Stab, b) thermisch beanspruchter Stab mit mehreren Lufteinschlüssen, gemessen bei 10 kV und Raumtemperatur

3.7.4 Einfluss der Temperatur auf die TE-Pattern

Ein wichtiger Parameter, der das TE-Verhalten beeinflussen kann, ist die Temperatur der Isolierung, bei der die TE-Messung erfolgt wird. Deswegen ist beim Vergleich der TE-Messergebnisse, die bei unterschiedlichen Temperaturbedingungen erfolgen, darauf zu achten, dass eine Zunahme oder Abnahme der TE-Aktivitäten nicht falsch interpretiert wird. Andererseits kann aber das temperaturabhängige TE-Verhalten für Diagnosezwecke und Identifikation unterschiedlicher TE-Quellen eingesetzt werden, wenn der Einfluss der Temperatur auf die unterschiedlichen TE-Arten verschieden ist. Um die Wirkung der unterschiedlichen Last- und Temperaturbedingungen auf die Teilentladungsprozesse für Diagnosezwecke zu erkennen und als grundlegende Untersuchungen zur Interpretation von On-line- und Off-line-Messung zu nutzen, wurden Teilentladungsmessungen an fehlerhaften Stäben bei unterschiedlichen Temperaturen durchgeführt.

Die TE-Pattern von Fehlern am Außenglimmschutz mit einer Fehlerabmessung von w = 30 mm, h = 20 mm sind in **Bild 3.39** dargestellt, die bei 10 kV und unterschiedlichen Temperaturen (RT, 60, 90 und 120 °C) gemessen wurden. Aus diesem Bild wird deutlich, dass

die Zunahme der Temperatur zu einem Anstieg der Amplitude und Anzahl der Entladungen führen kann. Der Grund dafür ist, dass die zunehmende Temperatur die Bildung von den Startelekronen und die Lawinenbildung infolge der zunehmenden Wärmeenergie der Elektronen fördert [95]. Damit nimmt die TE-Einsatzspannung ab und die Temperatur-erhöhung hat einen Anstieg der Entladungsaktivitäten zur Folge.

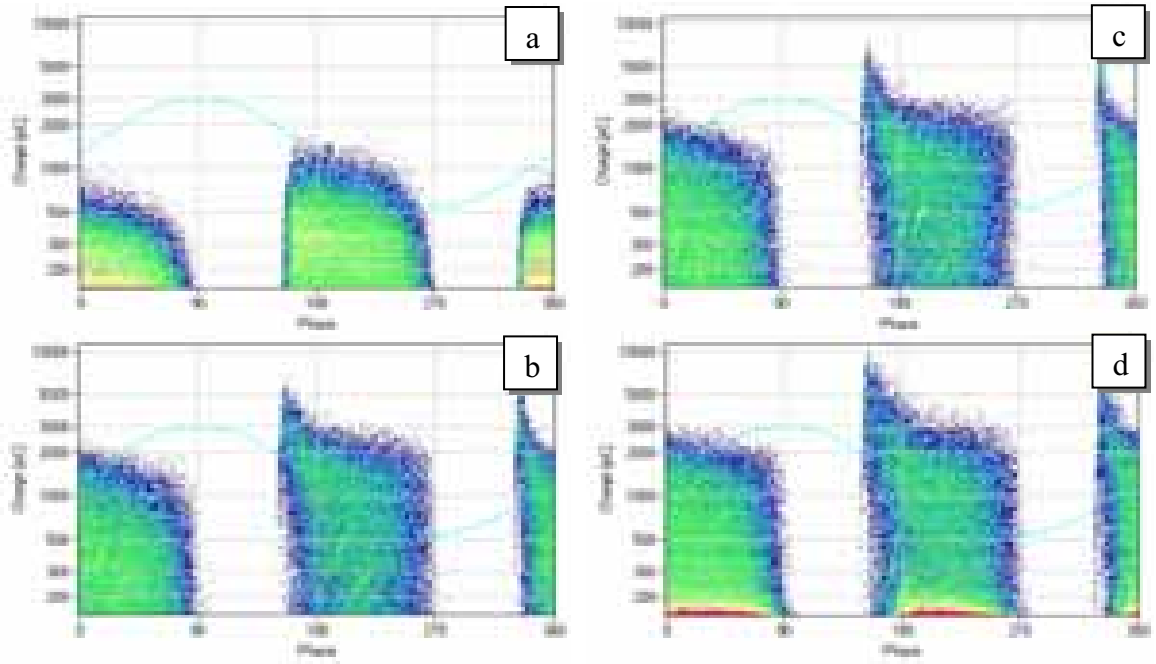


Bild 3.39: TE-Pattern von Fehlern am AGS mit einer Fehlerabmessung von w = 30 mm und h = 20 mm, gemessen bei 10 kV und unterschiedlichen Temperaturen, a) RT, b) 60 °C, d) 90 °C, d) 150 °C

Die TE-Pattern von Fehlern am Endenglimmschutz bei unterschiedlichen Temperaturen (RT, 60, 90 und 120 °C) sind in **Bild 3.40** dargestellt, gemessen einer Messspannung von 10 kV. Aus diesen Pattern ist ersichtlich, dass der Anstieg der Temperatur eine Zunahme der TE-Aktivitäten verursacht, obwohl im Vergleich zur Nutentladungen die Änderungen in der Amplitude der TE-Pattern deutlich geringer sind. Die Amplitude der kleinen TE-Impulse, ist ebenfalls angestiegen. Bei weiterer Temperatursteigerung sind die Änderungen jedoch sehr gering. Außerdem ist die Anzahl der TE-Impulse, wie **Bild 3.42** zeigt, deutlich angestiegen. In diesem Fall sind auch die Änderungen auf die Förderung der Startelektronen sowie Lawinen zurückführen.

Die Temperaturabhängigkeit der TE-Pattern bei den inneren Entladungen ist in **Bild 3.41** dargestellt. Im Gegensatz zu Nutentladung und Wickelkopfentladung hat ein Anstieg der Temperatur bei inneren Entladungen eine deutliche Abnahme der TE-Aktivitäten zur Folge, so dass im kalten Zustand (RT) die maximalen Amplituden nur einwenig häufiger auftreten als im warmen Zustand (150 °C). Die Ursache können temperaturbedingte Änderungen in der Hohlraumgeometrie, Reduzierung der Schichtspalten, Änderung der Dielektrizitätszahl (ε_r) der Isolierung, sowie Änderungen im Gasdruck und Luftdichte innerhalb der Höhlräume sein. Der Temperaturunterschied und auch der Unterschied im Temperaturgradienten der Isolierung bewirken aufgrund des geringeren Wärmausdehnungskoeffizienten des Kupfers

und des Ständerblechpakets mechanische Spannungen in der Nut. Dadurch können beispielsweise im kalten Zustand kleine Hohlräume oder Spalten entstehen, die bei höheren Temperaturen nicht auftreten. Diese Art der Teilentladung kann daher identifiziert und von anderen Teilentladungsarten unterschieden werden, wenn Teilentladungen bei unterschiedlichen Temperaturen gemessen werden. Bei höheren Temperaturen nimmt die Isolierung ihren “Geburtszustand“ während der thermischen Aushärtung an, was geringere TE-Amplituden und -Häufigkeiten zur Folge hat [37].

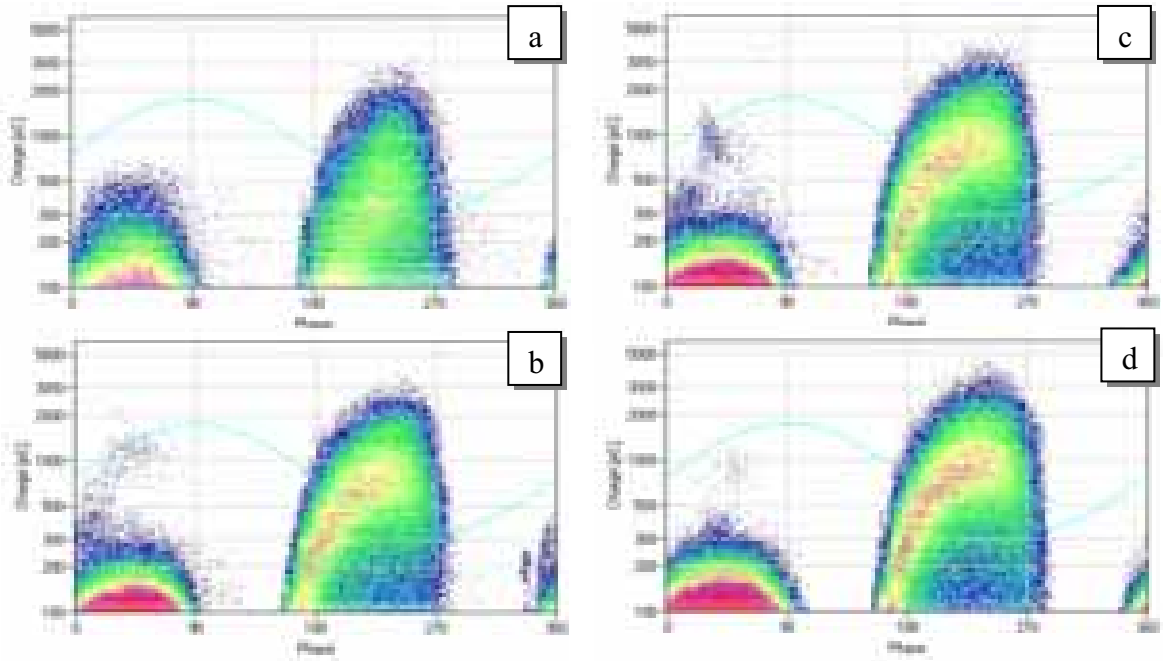


Bild 3.40: TE-Pattern von Fehlern am EGS mit einer Fehlerabmessung von w = 70mm, gemessen bei 10 kV und unterschiedlichen Temperaturen, a) RT, b) 60 °C, c) 90 °C, d) 150 °C

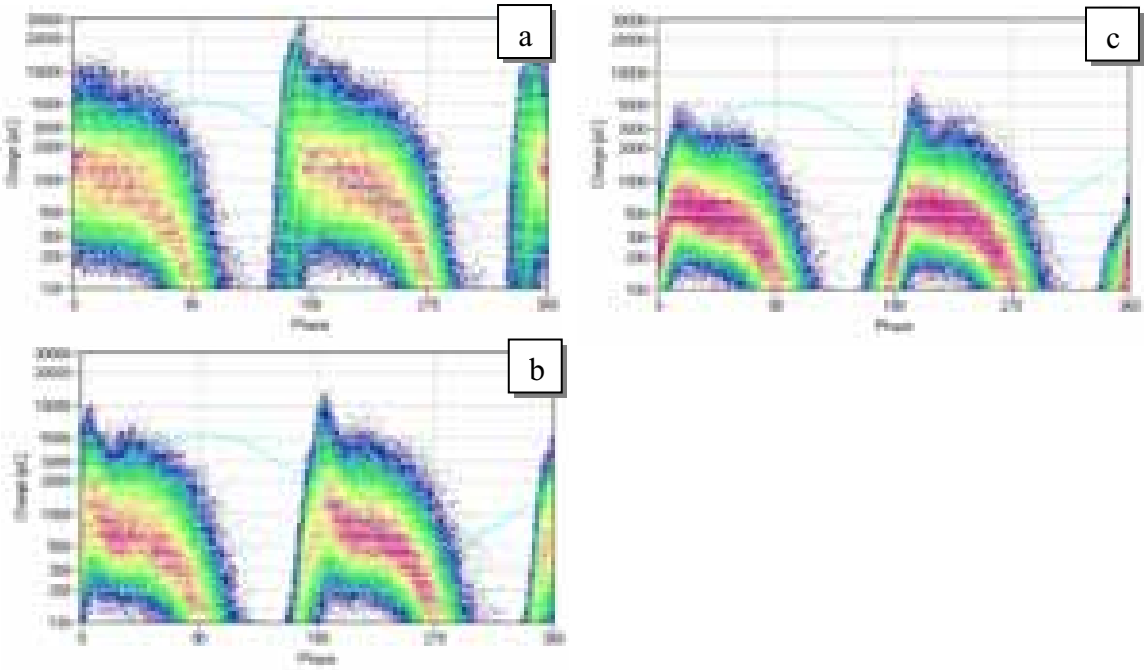


Bild 3.41: TE-Pattern nach Alterungszyklus Nr. 10 der thermischen Alterung, gemessen bei 10 kV und unterschiedlichen Temperaturen, a) RT, b) 90 °C, d) 150 °C

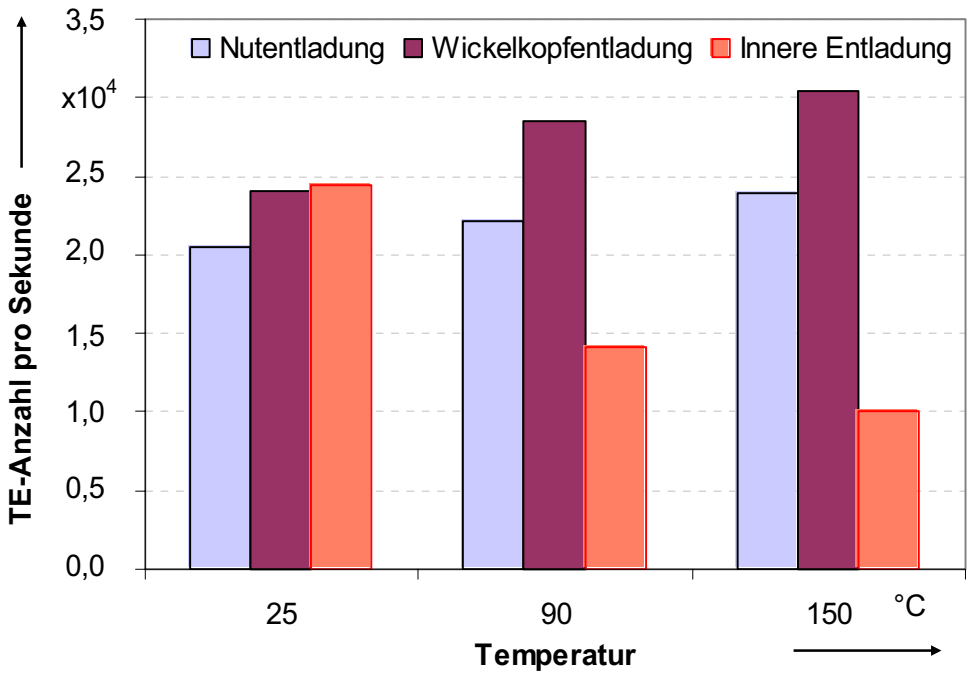


Bild 3.42: Änderung der Anzahl der TE-Impulse pro Sekunde abhängig von der Temperatur für drei unterschiedlichen TE-Arten, gemessen bei 10 kV

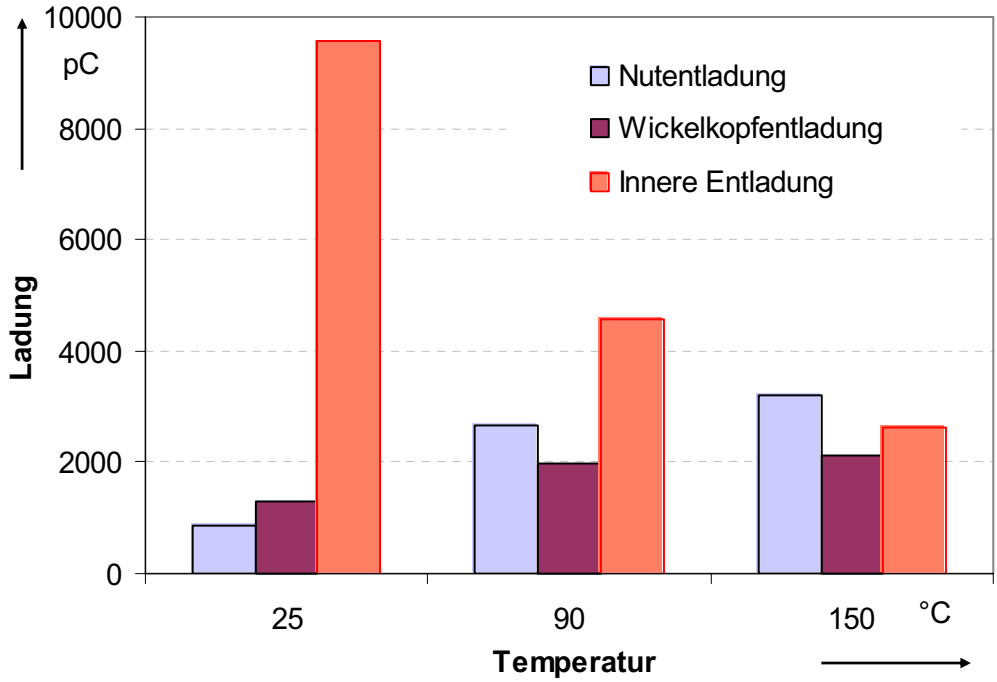


Bild 3.43: Änderung im Mittelwert der Teilentladungen mit maximaler Amplitude in Abhängigkeit der Temperatur für die drei unterschiedlichen TE-Arten, gemessen bei 10 kV

Zusammenfassend sind die Änderungen in Anzahl der TE-Impulse und mittleren TE-Amplituden in Abhängigkeit von Temperatur für die drei unterschiedlichen TE-Arten in **Bild 3.42** und **Bild 3.43** dargestellt. Aus diesen Bildern ist ersichtlich, dass bei den inneren

Entladungen die TE-Amplitude und -Häufigkeit deutlich mit der Temperatur abnimmt, während sie bei der Nutentladung und Wickelkopfentladung mit zunehmender Temperatur ansteigt.

4 Verlustfaktor- und Kapazitätsmessung

4.1 Einleitung

Die Messung des Verlustfaktors (tan δ) und der Kapazität (C) in Abhängigkeit von der Prüfspannung bei der Betriebfrequenz (50 Hz oder 60 Hz) wird als ein wichtiges traditionelles Diagnoseverfahren für die Beurteilung von Ständerwicklungsisolierungen rotierender Hochspannungsmaschinen seit langem eingesetzt. Der Verlustfaktor und die Kapazität liefern eine integrale Information über den Zustand der Isolierung und durch die Messung des Verlustfaktors und der Kapazität in Abhängigkeit von der Spannung können auch die Teilentladungsaktivitäten innerhalb der Isolierung detektiert werden. In Rahmen dieser Arbeit wurde daher die Messung des Verlustfaktors und der Kapazität in Abhängigkeit der Prüfspannung im Laufe der Alterungsuntersuchungen ergänzend zur TE-Messung, durchgeführt.

Im vorliegenden Kapitel werden nach einem Überblick über die Grundlagen der Spannngsabhängigkeit des Verlustfaktors und der Kapazität die eingesetzten Einrichtungen zur Messung des Verlustfaktors und der Kapazität vorgestellt. Weiterhin werden die Messergebnisse in Laufe der Alterungsuntersuchungen präsentiert. Um den Zusammenhang zwischen diesen Messgrößen und den Hohlräumen innerhalb der Isolierung in einfacher Weise deutlich zu machen, werden anschließen die Messergebnisse des Verlustfaktors und der Kapazität in Abhängigkeit der Prüfspannung an Platten aus Epoxidharz mit der Änderung des Hohlraumes innerhalb der Isolierung dargestellt.

4.2 Einfluss der Prüfspannung

Die dielektrischen Verluste eines Isolierstoffes können von drei verschiedenen Mechanismen hervorgerufen werden, deren Summe die resultierende Materialkenngröße tan δ bildet [20]:

$$\tan\delta = \tan\delta_L + \tan\delta_P + \tan\delta_{TE} \tag{4.1}$$

tan δ_L: Verlustfaktor durch Leitungsvorgänge freier Ladungsträger, also Ionen und Elektronen (Leitungsverluste)

tan δ_P: Verlustfaktor durch Polarisationsprozesse, d.h. Deformations-, Orientierungs-, Grenzflächen-, und ggf. auch Randschichtpolarisation (Polarisationsverluste)

tan δ_{TE}: Verlustfaktor durch Teilentladungs- bzw. Ionisationsvorgänge (Ionisationsverluste)

In Abwesenheit der inneren Teilentladungsaktivitäten infolge der Abwesenheit der Lufteinschlüsse in der Isolierung oder bei Spannungen, die geringer sind als die TE-Einsatzspannung, ändert sich der Verlustfaktor mit der Prüfspannung sehr wenig. Das bedeutet, dass in Abwesenheit der Ionisationsverluste die Summe der Leitungs- und Polarisationsverluste unabhängig von der Prüfspannung sind. Das ist bis zu einer bestimmten

Grenzfeldstärke gültig, danach ändert sich der Leitungsmechanism wesentlich. Diese Grenzfeldstärke liegt bei Wechselspannung deutlich über der normalen Beanspruchung [6].

Wenn nur ein Hohlraum in einem festen Isolierstoff vorhanden ist, dann ergibt sich der Ionisationsverlustfaktor zu Null, solange die Messspannung unterhalb der TE-Einsatzspannung ist. Erreicht die Spannung die Einsatzspannung, steigt der Verlustfaktor steil an (Ionisationsknick) und fällt dann schließlich mit weiter wachsender Spannung wieder ab, während die Verlustleistung proportional der Spannung ansteigt [6]. Da die in festen Isolierstoffen auftretenden Holräume sich in ihrer Größe und Form stark unterscheiden, ist ihre Kapazität und TE-Einsatzspannung unterschiedlich, so dass der Einsatz des Verlustfaktoranstieges fließend erfolgt, da die verschiedenen Hohlräume bei unterschiedlichen Spannungen zünden. Der Verlustfaktor zeigt ein Maximum bei der Spannung, wo alle Hohlräume gezündet haben. Schließlich fällt er mit wachsender Spannung wieder ab [20], [40], [66]. Wie in [1] behauptet, tritt unter vereinfachenden Voraussetzungen dieses Maximum bei einer Spannungshöhe der zweifachen TE-Einsatzspannung auf.

Die Kapazität der Isolierung ist auch in Abwesenheit der Lufteinschlüsse unabhängig von der Prüfspannung. Die Zunahme der Lufteinschlüsse innerhalb der Isolierung verursacht zwei unterschiedliche Änderungen im Kapazitätswert des Prüflings. Mit der Zunahme der Lufteinschlüsse in der Isolierung nimmt der Wert der Kapazität ab, da die Permittivität der Luft wesentlich kleiner ist als die Permittivität der Isolierung. Dadurch ist eine Verschiebung der Kapazität bei allen Spannungen in Richtung niedrigerer Werte gegeben. Die Kapazität steigt mit wachsender Messspannung, sobald Teilentladungen einsetzen. Der Grund hierfür ist, dass mit dem Anstieg der Alterungstemperatur bzw. der Zunahme der Delamationen und Hohlräume in der Isolierung die Anzahl der Teilentladungen mit steigender Spannung zunimmt. Da der Prüfling einen Kondensator mit zwei Elektroden dargestellt, ist es somit möglich, dass bei jeder Teilentladung, die in einem Hohlraum auftritt, das Gas innerhalb des Hohlraum für mehre Sekunden ionisiert wird. Die Leitfähigkeit des ionisierten Gases ist genug hoch, um den Hohlraum wie einen Kurzschluss anzusehen. Da damit ein Teil des Abstandes zwischen den Kondensatorelektroden durch Teilentladung im Hohlraum kurzgeschlossen wird, nimmt die effektive Dicke der Isolierung ab. Obwohl der Einfluss eines einzelnen kurzgeschlossenen Lufteinschlusses auf die Kapazität nicht messbar ist, gibt es innerhalb der Isolierung sehr viele Lufteinschlüsse, die in der ganzen Isolierung verteilt sind, und mit wachsender Spannung eine messbare und kontinuierlich Zunahme der Kapazität zur Folge haben. Wenn man diese Messung bis zu sehr hohen Spannungen durchführen würde, ergibt sich schließlich ein Endwert der Kapazität, der der Kapazität der Isolierung ohne Lusteinschlüsse entsprecht.

Bei den in Maschinen verwendeten Isolierungen, die meist schichtartigen Aufbau haben, sind Lufteinschlüsse nie vollständig auszuschließen, so dass es von einer bestimmten Spannung an (TE-Einsatzspannung) zu Teilentladung in der Isolierung kommt, was zusätzliche Verluste (Ionisationsverluste) verursacht, die spannungsabhängig sind [1], [2], [3]. Bei den neu gefertigten Wicklungen mit einer akzeptierten Qualität ist die Spannungsabhängigkeit des Verlustfaktors und der Kapazität sehr gering. Die Beurteilung der Messung der Spannungsabhängigkeit des Verlustfaktors und der Kapazität liegt für Glimmerisolierungen

weniger im Nachweis von Entladungen als darin, dass sich in gewissen Grenzen aus dem Verlauf des Verlustfaktors mit steigender Spannung Aussagen über den Aufbau und gegebenenfalls Veränderungen der Isolierung gewinnen lassen [1]. Wie von verschiedenen Autoren [96], [97], [98], [99] berichtet wird, gibt es einen Zusammenhang zwischen dem Verlustfaktoranstieg und Luftgehalt einer Isolierung.

Es ist bei der Verlustfaktormessung an kompletten Wicklungen zu beachten, dass die ohmsche Feldsteuerung am Nutaustritt der Spulen von Maschinenwicklungen (EGS) ebenfall einen bedeutenden Einfluss auf die Verlustfaktormessergebnisse hat. Die als Endenglimmschutz eingesetzten Beläge haben im Wesentlichen hochohmigen (halbleitfähigen) Charakter auf und zeigen einen nichtlinearen Widerstand bezüglich der elektrischen Feldstärke. Bei Niederspannungen fließt daher kein Strom durch den EGS, während bei Hochspannung dar EGS einen relativ niedrigen Widerstand zeigt, so dass der gefließenen Strom durch den EGS einen ohmschen Verlust im EGS verursacht. Dieser Strom wird durch das Verlustfaktor-messgerät gemessen und kann einen Verlustfaktoranstieg mit zunehmender Spannung verursachen. Der Einfluss des EGS auf die Verlustfaktormessergebnisse ist von der Blechpacketlänge und der Leitfähigkeit des EGS abhängig. Bei kurzen Blechpacketen kann ein EGS bereits einen deutlichen Verlustfaktoranstieg mit zunehmender Spannung bewirken. Eine TE-Messung kann zeigen, dass der Anstieg des Verlustfaktors nicht durch TE in Hohlräumen, sondern nur durch die ohmschen Verluste im EGS hervorgerufen wird.

4.3 Messeinrichtung

Wicklungsisolierungen in elektrischen Maschinen sind überwiegend kapazitive Anordnungen, bei denen der Leiter die eine und das geerdete Gehäuse die andere Elektrode dargestellten. Sie sind deshalb Messungen mit Brückenanordnungen zur Bestimmung der Kapazität oder der Dielektrizitätzahl (Permittivität) und des dielektrischen Verlustfaktors zugänglich. Die Messung der Kapazität und des dielektrischen Verlustfaktors wird mit einer Hochspannungs-messbrücke nach Schering ausgeführt. Die prinzipielle Anordnung der Verlustfaktormessung an den Ständerstäben ist in **Bild 4.1** dargestellt. Die gewünschte Messspannung wird mit Hilfe eines Handstelltransformators eingestellt, der die Eingangsspannung des Hochspannungs-transformators (220 V/100 kV/5 kVA) versorgt. Der Widerstand (R) begrenzt den Strom im Fall eines Durchschlages.

Um die Genauigkeit der Verlustfaktormessung zu erhöhen und den Fehler in den Messergebnissen durch der Kriechströme im Wickelkopfbereich der Stäbe zu vermeiden, wurde an beiden Enden im AGS-Bereich der Stäbe ein Schutzring mit einer Breite von 15 mm eingesetzt, wie in **Bild 4.1** gezeigt. Der Abstand zwischen der Schutzrings- und der Messelektrode beträgt 3 mm.

Im abgeglichen Zustand wird der Brückenzweig stromlos, und es gilt dann für die zu messende Kapazität C_x die Formel:

$$C_x = \frac{R_4 C_N}{R_3} \tag{4.2}$$

und für den Verlustfaktor (tan δ) die Formel:

$$\tan \delta = R_4 \omega C_4 \tag{4.3}$$

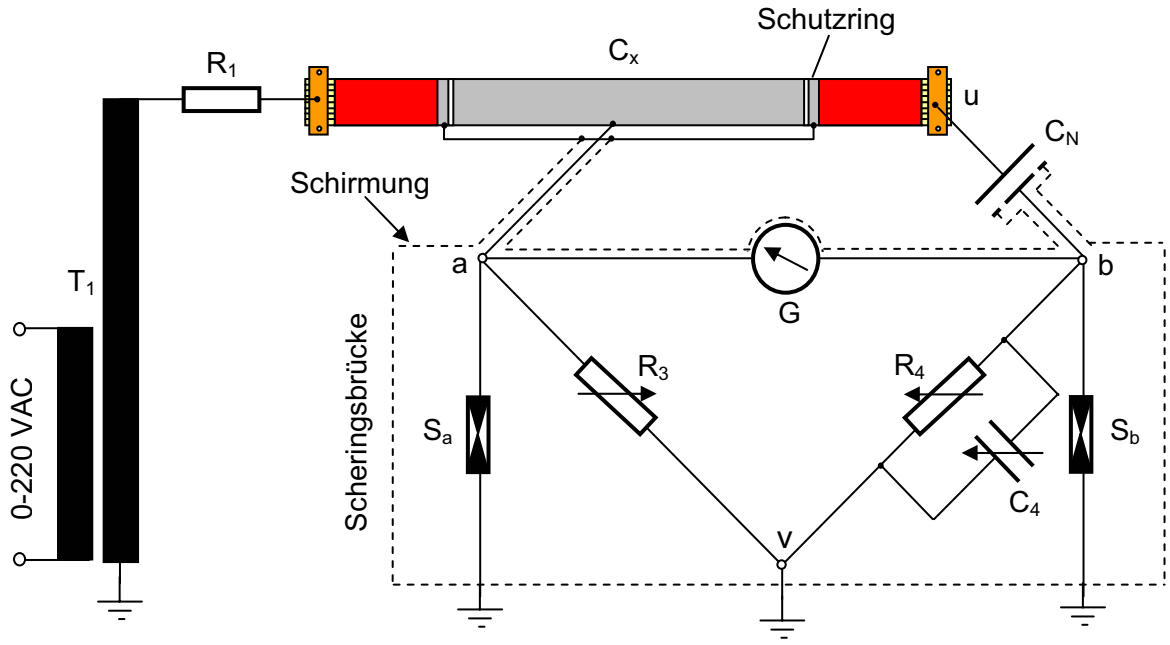


Bild 4.1: Schematische Darstellung der Verlustfaktormesseinrichtung

T_1: Hochspannungstransformator 220 V/100 kV
R_1: Widerstand 100 kΩ
C_N: Normalkondensator 36,94 nF
G: Galvanometer (Nullindikator)
S_a, S_b: Überspannungssicherungen

4.4 Messergebnisse der Alterungsuntersuchungen

4.4.1 Thermische Alterung (Aufgehversuch)

Die Änderung des Verlustfaktors (tan δ) mit fortschreitender Alterung an Stab S_{T1} wird in **Bild 4.2** präsentiert. Der Verlustfaktor wurde bei unterschiedlichen Spannungen (von $0{,}2U_n$ bis $1{,}2U_n$) gemessen. Es zeigt sich, dass die Abhängigkeit des Verlustfaktors einer neuen Isolierung und einer mäßig gealterten Isolierungen von der Messspannung sehr gering ist. Die Änderungen der Kurven nach den ersten Alterungszyklen würden durch die Feuchtigkeitsabnahme und die Aushärtung der Isolierung verursacht. Dadurch ist eine Verschiebung der Verlustfaktorkurve bei allen Spannungen in Richtung niedrigerer Verluste zu erkennen. Nach dem Alterungszyklus Nr. 8, bei dem die Temperatur höher war als die Wärmeklasse der Isolierung (zulässige Temperatur), steigt der Verlustfaktor signifikant mit Zunahme der Messspannung an, was ein Zeichen für die Bildung Delaminationen innerhalb der Hauptisolierung ist. Dafür sind die bei der Spannungssteigung erzeugten Teilentladungen in den verschiedenen Delaminationen und Hohlräumen verantwortlich. Damit wird bestätigt, dass der Einfluss der thermischen Beanspruchung auf die Isolierung mit der Verlustfaktormessung gut detektiert werden kann [100].

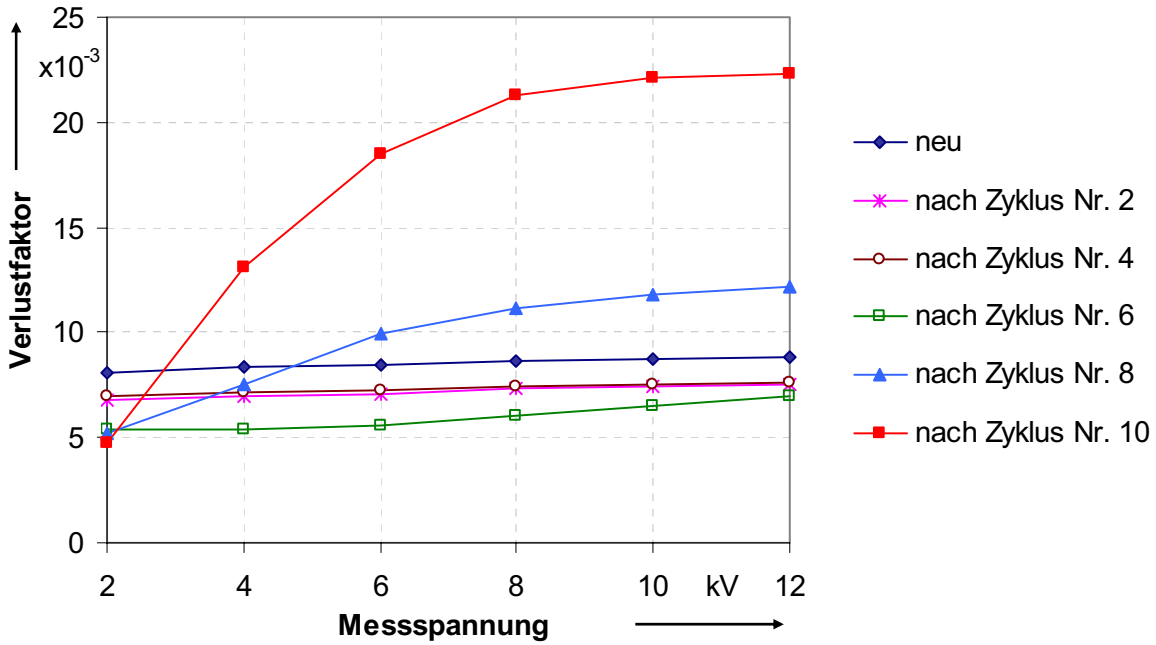


Bild 4.2: Änderung des Verlustfaktors in Abhängigkeit von der Messspannung während des Aufgehversuchs, gemessen bei Raumtemperatur am Stab S_{T1}

Als eine Kenngröße bei der Auswertung von den Verlustfaktormessergebnissen verwendet man häufig die Differenz der Verlustfaktorwerte (Δ tan δ) bei unterschiedlichen Messspannungen z.B. die mittlere Zunahme des Verlustfaktors für $0{,}2U_N$ und $0{,}6U_N$ (Δ_1) oder den maximalen Anstieg der Verlustfaktor-Spannungskurve (Δ_2). **Bild 4.3** stellt die Änderung der Kenngrößen Δ_1 und Δ_2 im Lauf der thermischen Beanspruchung dar und zeigt, dass der Verlustfaktoranstieg als Alterungsmerkmal der Isolierung im Zusammenhang mit der thermischen Alterung verwendet werden kann.

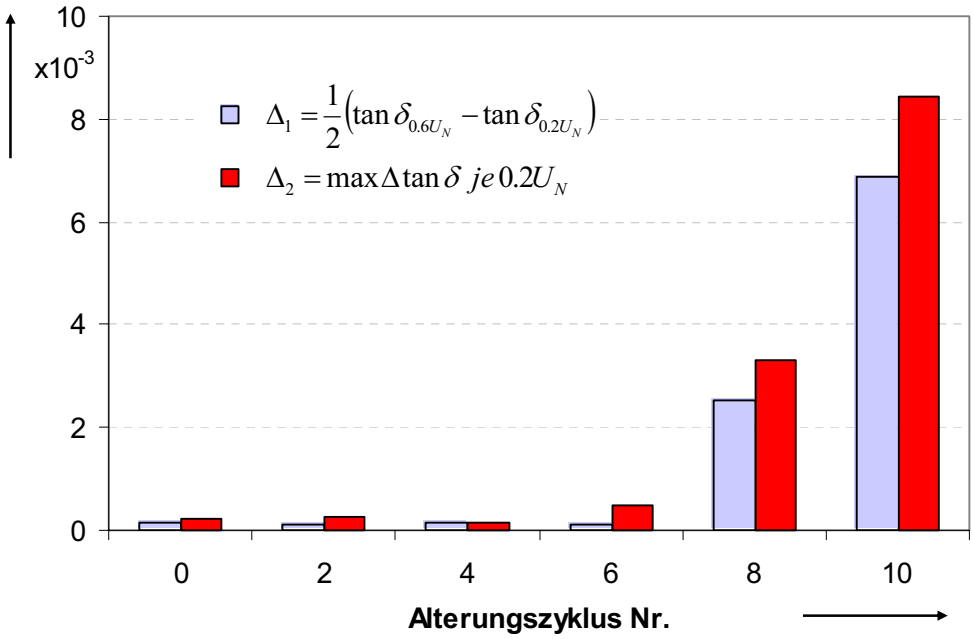


Bild 4.3: Δ tan δ bei unterschiedlichen Messspannungen während des Aufgehversuchs, gemessen bei RT

Die Kapazität der Prüfling in Abhängigkeit von der Messspannung ist eine andere elektrische Kenngröße, die auf die Änderungen in der Isolierung infolge thermischer Beanspruchung empfindlich reagieren kann. **Bild 4.4** zeigt die Änderung der Kapazität (C) mit der Erhöhung der thermischen Beanspruchung am Stab S_{T1}. Aus diesem Bild ist ersichtlich, dass die thermische Beanspruchung bzw. die Zunahme der Lufteinschlüsse in der Isolierung zwei unterschiedliche Änderungen im Kapazitätswert des Prüflings verursachen. Wegen des Unterschieds zwischen der Permittivität der Luft und der Isolierung nimmt mit der Zunahme der Lufteinschlüsse in der Isolierung der Wert der Kapazität ab. Dafür sind nicht nur die Zunahme der Lufteinschlüsse sondern auch die Feuchtigkeitsabnahme und die Aushärtung der Isolierung verantwortlich. Dadurch ist eine Verschiebung der Kapazität bei allen Spannungen in Richtung niedrigerer Werte zu erkennen. Außerdem kommt noch die in **Bild 4.4** erkennbare Tatsache hinzu, dass mit erhöherter thermischer Beanspruchung bzw. der Zunahme der Delamationen und Hohlräume innerhalb der Isolierung die Kapazität der Isolierung mit wachsender Messspannung stärker zunimmt, sobald Teilentladungen einsetzen, da mit dem Anstieg der Prüfspannung, auch eine Zunahme der Teilentladungsaktivitäten erfolgt.

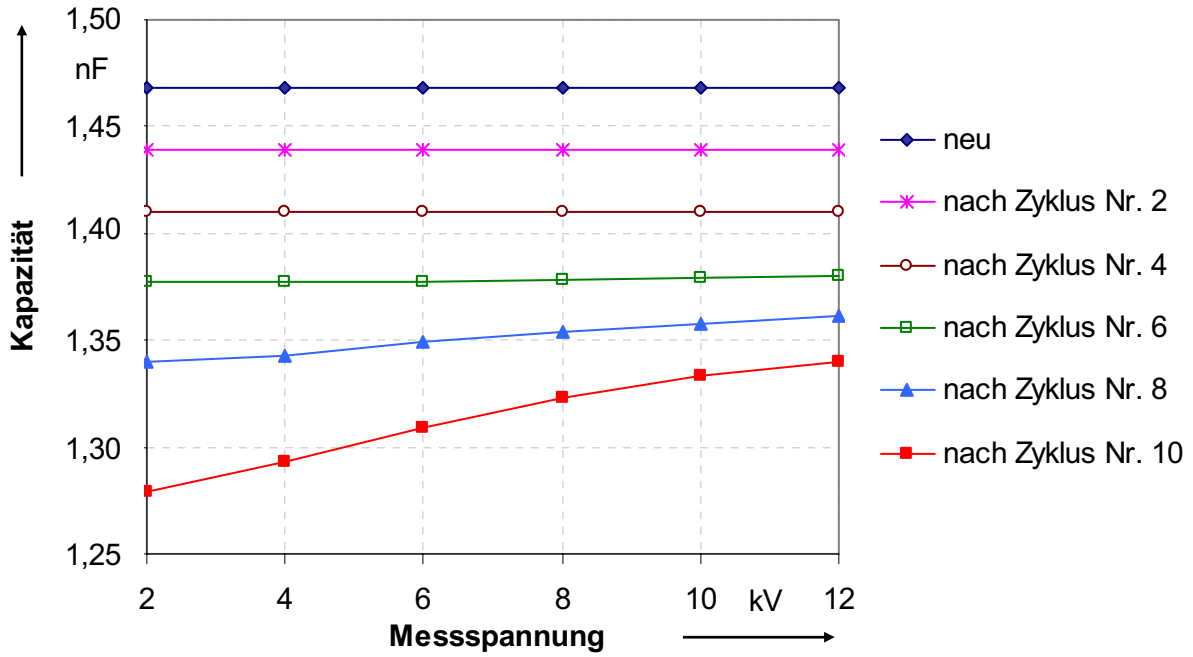


Bild 4.4: Änderung der Kapazität Abhängigkeit der Messspannung während des Aufgehversuchs, gemessen bei RT Stab S_{T1}

Wie bereits bei den TE-Messergebnissen an Stab S_{T2} gezeigt, kann die thermische Beanspruchung oberhalb der Wärmeklasse der Isolierung die elektrische Eigenschaft der Isolierung stark ändern. Die Verlustfaktormessergebnisse an diesem Stab, wie in **Bild 4.5** dargestellt, bestätigten die TE-Messergebnisse und zeigen, dass die thermische Beanspruchung eine starke Erhöhung des Verlustfaktors mit der Spannung verursachen kann. Weiterhin wie der Verlustfaktorkurve nach dem Alterungszyklus Nr. 10 erkennen, dass mit Erhöhung der Spannung ein lokales Maximum auftreten kann, nach dem der Verlustfaktor jedoch mit weiter ansteigender Spannung wieder abfällt.

Ein lokales Maximum ist nicht bei den anderen im Rahmen dieser Arbeit gealterten Stäben bis 12 kV aufgetreten. Für den Stab S_{T2} trat dieses lokale Maximum nach Alterungszyklus Nr. 10 bei einer Spannung von etwa 6 kV auf. Dieses kann ein Zeichen dafür sein, dass die Isolierung nachhaltig zerstört wurde und eine relativ große Delamation in der Isolierung aufgetreten ist, die eine dominante Rolle im Vergleich zu den anderen vorhandenen Hohlräumen spielt. Solche starken Änderungen können vorwiegend bei einheitlich großen Lufteinschlüssen z.B. bei Ablösung der Isolierung vom Leiter oder der Isolierungsschichten von einander auftreten.

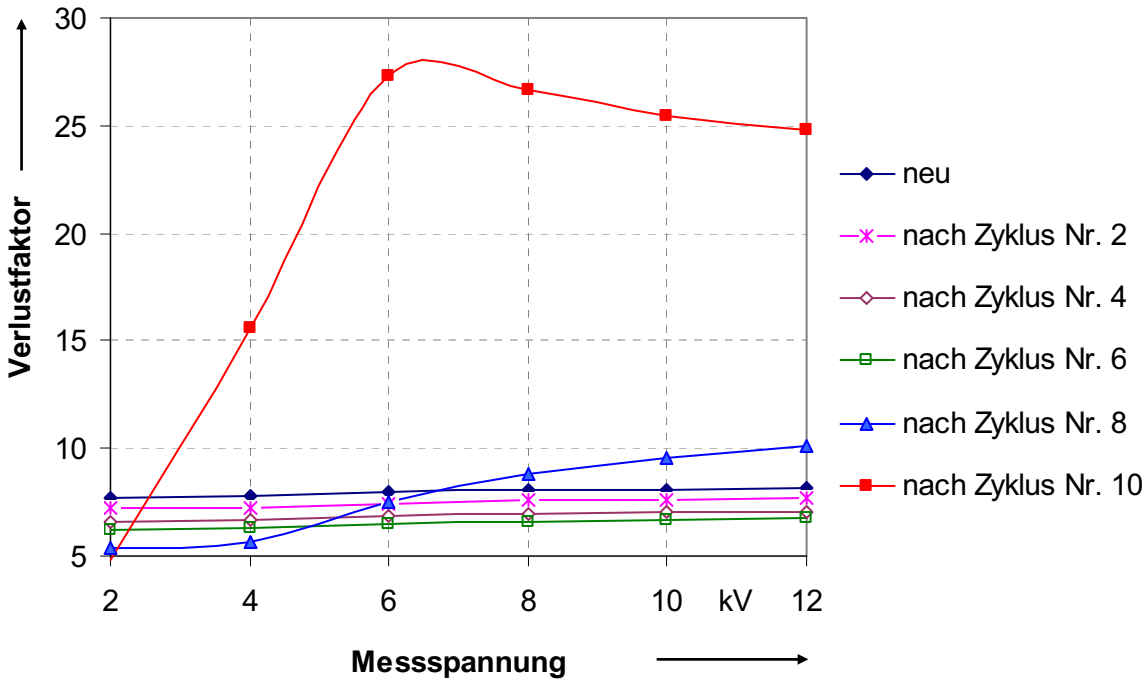


Bild 4.5: Änderung des Verlustfaktors in Abhängigkeit der Messspannung während des Aufgehversuchs, gemessen bei RT an Stab S_{T2}

Die Kapazitätsmessergebnisse an Stab S_{T2} mit der Erhöhung der thermischen Beanspruchung, die in **Bild 4.6** dargestellt sind, bestätigen auch die Ausbildung der Delamination innerhalb der Isolierung. Aus der Differenz der Anfangs- und Endwert der Kapazität, die bei unterschiedlichen Messspannungen gemessen werden, kann die Kapazität der Lufteinschlüsse innerhalb der Isolierung bzw. ihr Volumen abgeschätzt werden.

Während ΔC für eine neue Isolierung, die auf Glimmer-Epoxidharz basiert, weniger als 1% ist [3], kann die Differenz infolge thermischer Beanspruchung bis zu einen Wert von einigen Prozent ansteigen. **Bild 4.7** zeigt die Änderung von ΔC infolge der thermischen Beanspruchung für die Stäbe S_{T1} und S_{T2}. Bei diesen Stäben ist ΔC im Neuzustand fast Null und erreicht mit der Erhöhung der Alterungstemperatur werte von einigen Prozent angestiegen ist.

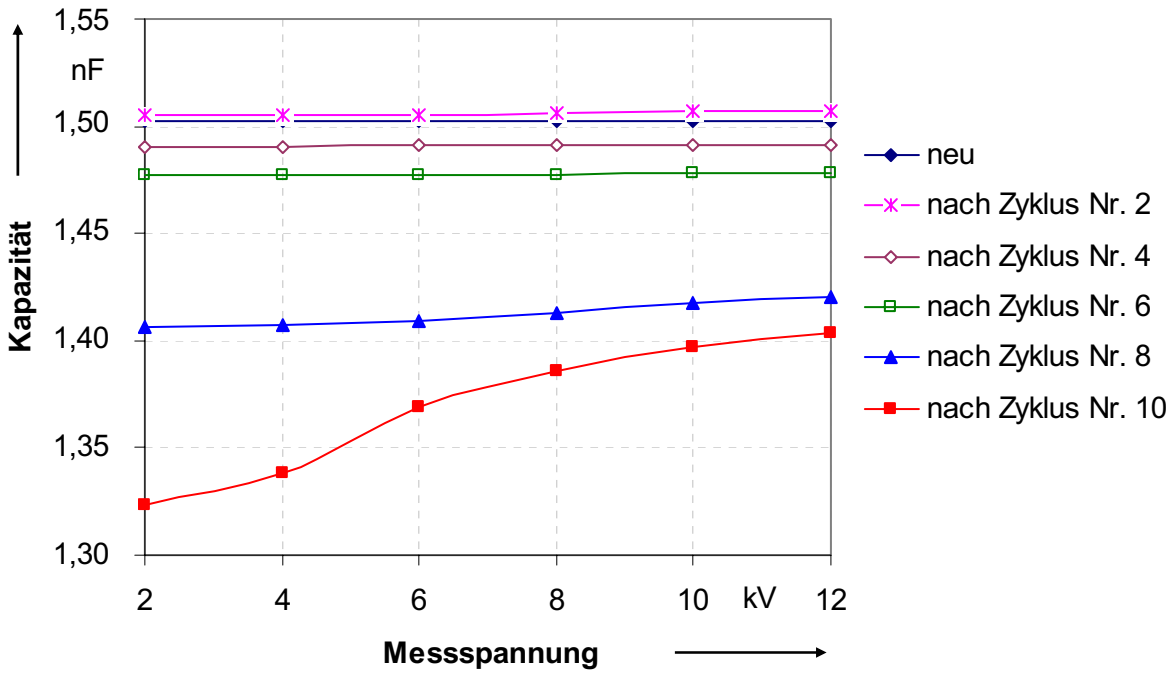


Bild 4.6: Änderung der Kapazität in Abhängigkeit der Messspannung während des Aufgehversuchs, gemessen bei RT an Stab S_{T2}

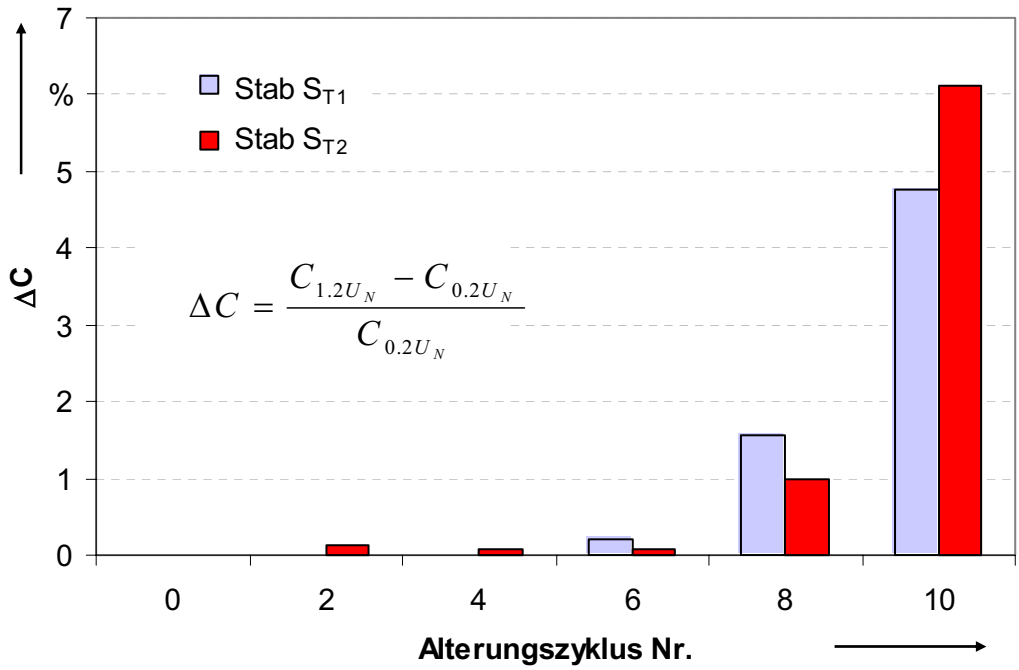


Bild 4.7: Änderung ΔC während der thermo-mechanischen Alterung

4.4.2 Elektrische Alterung

Die Änderung des Verlustfaktors und der Kapaziät in Abhängigkeit der Spannung mit wechsend des elektrischen Alterungsprozesses sind in **Bild 4.8** und **Bild 4.9** dargestellt. Die Messergebnisse zeigen eine Verschiebung der Verlustfaktorkurve bei allen Spannungen in Richtung niedriger Verluste nach den ersten Alterungsstunden. Der Grund ist nicht eindeutig, aber es kann vermutet werden, dass es sich um eine Erhöhung der Vernetzung der Isolierung

durch das elektrische Feld handelt. Wie aus dem Bild ersichtlich, ist dieser Prozess nicht langfristig, sondern bereit nach einigen Stunden beendet. Die Ursache für die Verbesserung der Vernetzungen innerhalb der Isolierung ist vermutlich die Kraftwirkung des elektrischen Felds. In [29] wird erwähnt, dass der organische Anteil der Isolierung in der trockenen Luft wegen der Teilentladungen zerstört wird und in Interaktionen mit aktivem Sauerstoff mit Anlagerung zusätzliches Carbol- und Estergruppen resultiert. Die Formation von Ester kann eine zusätzliche Vernetzung in der Harzmatrix verursachen, was ebenfall eine Abnahme des Verlustfaktors zur Folge haben kann.

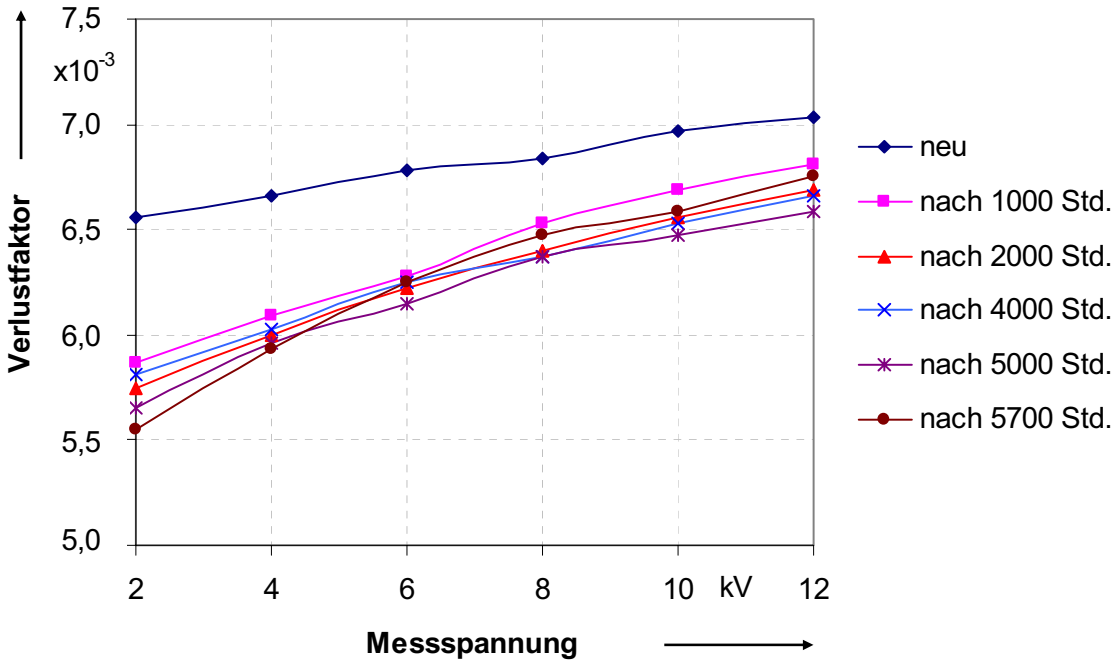


Bild 4.8: Änderung des Verlustfaktors währen der elektrischen Beanspruchung

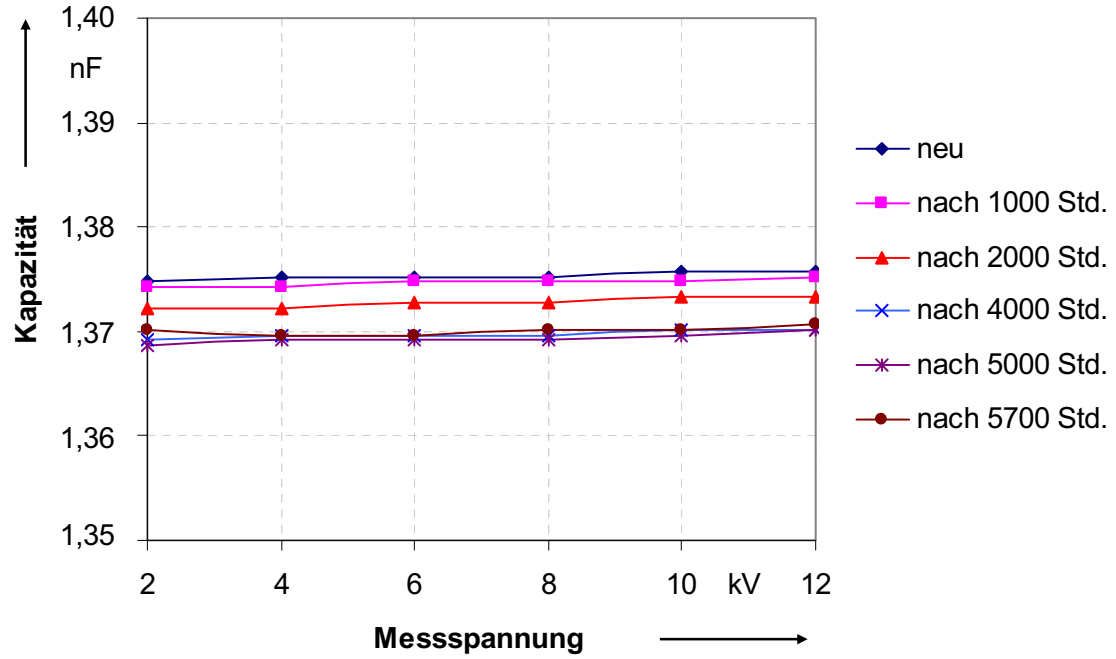


Bild 4.9: Änderung der Kapazität während der elektrischen Beanspruchung

Die Ergebnisse der Kapazität- und Verlustfaktormessung sowie TE-Messergebnisse liefern leider keinen eindeutigen Hinweis auf eine Degradation der Isolierung infolge der rein elektrischen Beanspruchung, da sogar wenige Stunden vor dem Durchschlag innerhalb der Isolierung es nicht klar zu erkennen, dass die Betriebszeit des Isolationssystems zu Ende geht.

4.4.3 Thermo-mechanische Alterung

Die in **Bild 4.10** dargestellten Änderung des Verlustfaktors über der Prüfspannung infolge der thermo-mechanischen Beanspruchung bestätigen die TE-Messergebnisse und zeigten deutlich den Einfluss der thermo-mechanischen Beanspruchung auf den Verlustfaktor. Aus diesem Bild wird zunächst ersichtlich, dass nach den ersten Alterungszyklen eine Verschiebung der Verlustfaktorkurve bei allen Spannungen in Richtung niedrigerer Verluste auftritt. Wie bereits erwähnt, ist diese Abnahme des tan δ-Wertes mit der Abnahme der Feuchtigkeit und der Aushärtung der Isolierung infolge der thermischen Beanspruchung zu erklären. Während der Verlustfaktor einer neuen Isolierung und mäßig gealterten Isolierung von der Messspannung unabhängig ist, wird nach einigen hundert Alterungszyklen die Abhängigkeit des Verlustfaktors von der Prüfspannung immer größer. Folglich können die Änderungen des Verlustfaktors als Funktion der angewandten Prüfspannung als empfindlicher Parameter für die Auswertung dieser Art Alterung im Isoliersystem verwendet werden.

Während die Amplitude der TE-Pattern, wie bereits in Abschnitt 3.6.3 gezeigt, nach einem bestimmten Alterungszyklus etwa unverändert bleibt, hat sich der Verlustfaktor, abhängig von der Spannung, oberhalb der TE-Einsetzspannung erhöht. Der Grund für die kontinuierliche Zunahme des Verlustfaktors ist vermutlich die Zunahme der Anzahl und Größe der Lufteinschlüsse, die relativ klein sind, während die Größe der Delamationen ungefähr gleich bleibt [101].

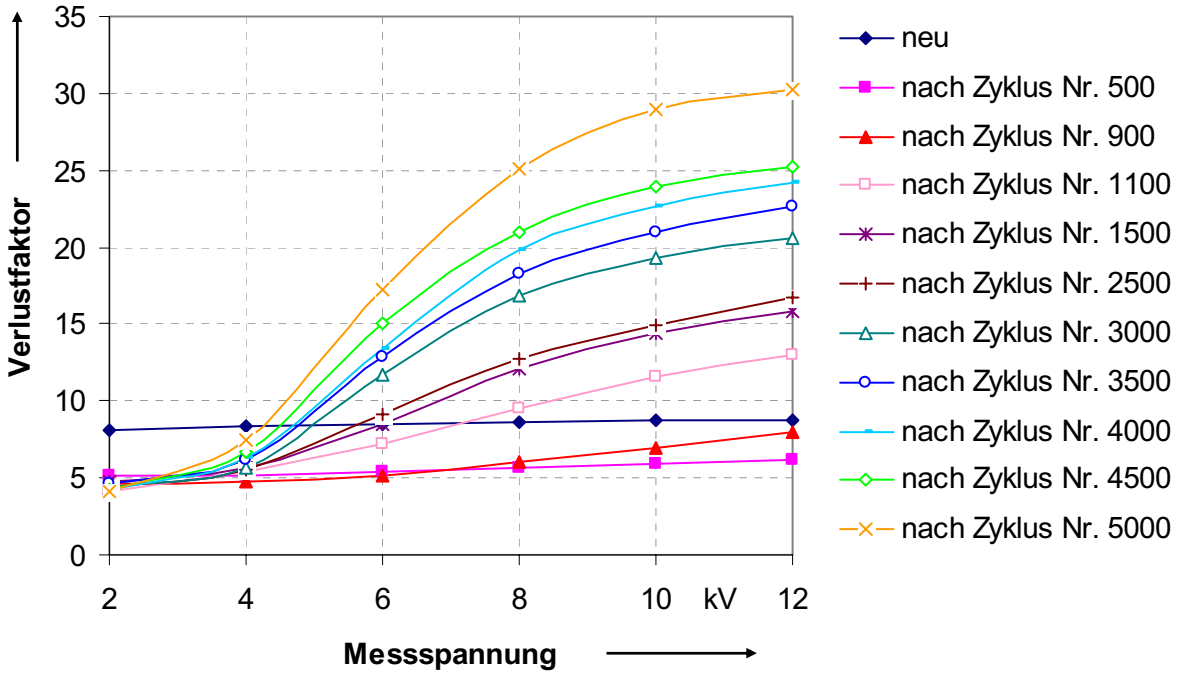


Bild 4.10: Änderung des Verlustfaktors in Abhängigkeit von der Messspannung während der thermo-mechanischen Beanspruchung, gemessen bei RT

Der Anstieg der Anzahl der Lufteinschlüsse oder der Änderung der Größe der Delamationen, in denen mit wachsender Spannung Mehrfachzündung auftreten kann, in Folge der thermo-mechanischen Beanspruchung wird teilweise durch die Zunahme der TE-Haüfigkeit, wie in **Bild 3.18** gezeigt, bestätigt. Aber wegen der höheren Wahrscheinlichkeit kurzzeitig aufeinander folgender Entladungen und der dadurch entstehenden Überlagerungsfehler kann die Zunahme der TE-Häufigkeit noch größer sein als in diesem Bild gezeigt. In diesem Fall kann die Verlustfaktormessung über der Spannung die TE-Messergebnisse ergänzen, da sie unabhängig von Überlagerungsfehler ist und sehr gut auf die Zunahme der Anzahl oder der Geometrie der Lufteinschlüssen innerhalb der Isolierung und das Integral der Verluste reagiert.

Die Änderung des Verlustfaktors wird hauptsichtlich durch Zunahme der Ionisationsverluste infolge der Zunahme der TE-Aktivitäten innerhalb der Isolierung verursacht. Der gemessene Verlustfaktor bei einer Messspannung von 2 kV, die niedriger als TE-Einsatzspannung ist, kann die Summe der Leitungs- und Polarisationsverluste präsentieren. Aus **Bild 4.10** ist daher zu erkennen, dass die Summe der Leitungs- und Polarisationsverluste (tan δ_0) bis zum Alterungszyklus Nr. 5000 infolge der Feuchtigkeitsabnahme und Aushärtung der Isolierung stetig abgenommen hat.

Die Änderungen der Kenngröße Δ_1 (die mittlere Zunahme des Verlustfaktors für $0{,}2U_N$ und $0{,}6U_N$) und Δ_2 (der maximal Anstieg der Verlustfaktor-Spannungskurve) im Lauf der thermo-mechanischen Alterung sind in **Bild 4.11** dargestellt. Aus diesem Bild wird ersichtlich, dass diese Kenngrößen verhältnismäßig linear mit den Alterungszyklen ansteigen und es wird bestätigt, dass der Verlustfaktoranstieg als Alterungsmerkmal der Isolierung im Zusammenhang mit der thermo-mechanischen Alterung verwendet werden kann.

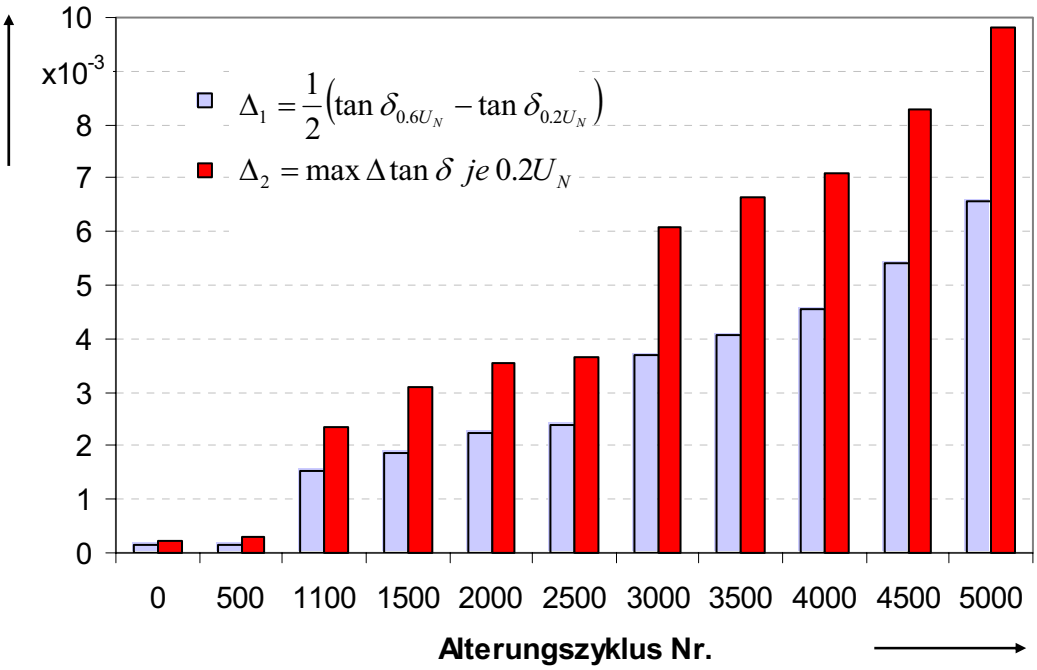


Bild 4.11: $\Delta \tan \delta$ bei unterschiedlichen Messspannungen, gemessen bei RT

Die Änderung der Kapazität und ΔC mit der Entwicklung des thermo-mechanischen Alterungsprozesses ist in **Bild 4.12** und **Bild 4.13** dargestellt. Diese Bilder bestätigen die vorherigen Messergebnisse und zeigen, dass sich der Wert der Kapazität und seine Abhängigkeit von der Messspannung infolge der thermo-mechanischen Beanspruchung ändern können. Die Verschiebung der Kapazität bei allen Spannungen in Richtung niedrigerer Werte im Laufe des Alterungsprozesses kann durch die Zunahme der Anzahl oder Größe der Lufteinschlüssen innerhalb der Isolierung, Feuchtigkeitsabnahme und Aushärtung der Isolierung verursacht worden sein und die Spannungsabhängigkeit der Kapazität durch die Zunahme der Teilentladungen bzw. den Kurzschluss der Lufteinschlüsse.

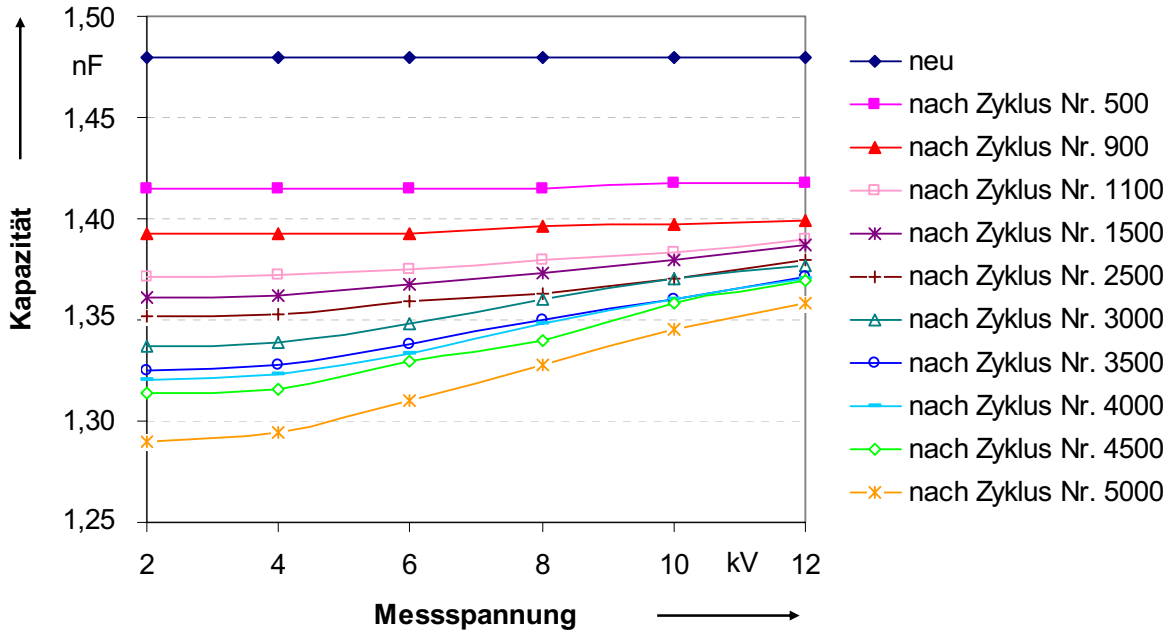


Bild 4.12: Änderung der Kapazität in Abhängigkeit der Messspannung während der thermo-mechanischen Beanspruchung, gemessen bei RT

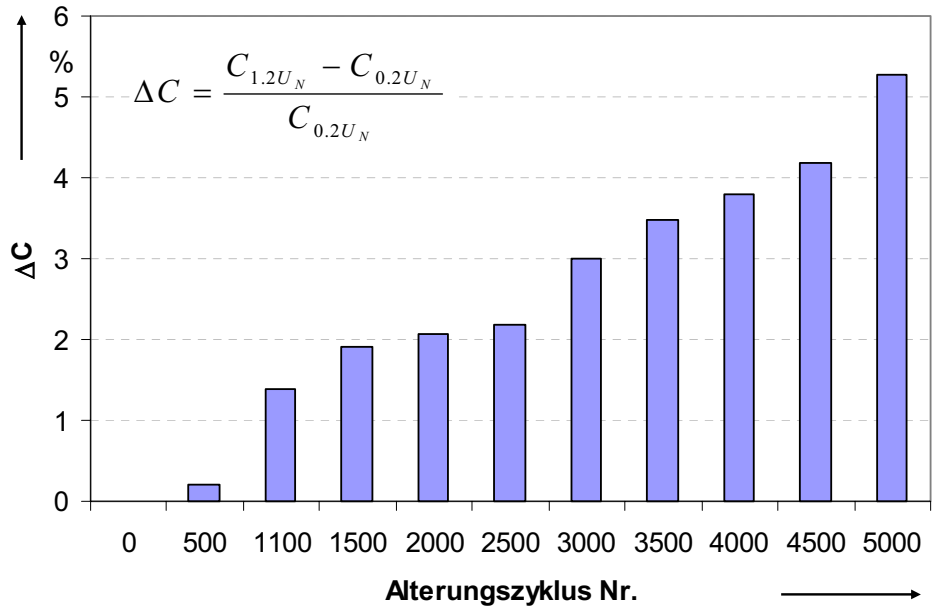


Bild 4.13: Änderung der ΔC während der thermo-mechanischen Alterung

4.4.4 Thermische und elektrische Alterung

Die Messergebnisse des Verlustfaktors über der Prüfspannung im Laufe der thermischen und elektrischen Alterung für den Stab S_{TE1} sind in **Bild 4.14** dargestellt. Abgesehen von den Änderungen des Verlustfaktors nach den ersten Alterungszyklen bei allen Spannungen in Richtung niedrigerer Verluste wegen der Feuchtigkeitsabnahme und der Aushärtung der Isolierung infolge Erwärmung der Isolierung zeigen sich Änderungen in den Verlustfaktorkurven erst nach 1000 Alterungsstunde. Die Änderung im Verlustfaktor wird zunächst durch Zunahme der Ionisationsverluste infolge der Zunahme der Teilentladungsaktivitäten verursacht. In dieser Alterungsphase hat die Summe der anderen dielektrischen Verluste (Leitungs- und Polarisationsverluste) nicht zugenommen, sondern abgenommen, wie der gemessene Verlustfaktor bei der Messspannung 2 kV zeigt. Danach ist außer dem kontinuierlichen Anstieg der Ionisationsverluste eine Zunahme in den Leitungs- und Polarisationsverlusten zu erkennen. Diese Änderung kann das Resultat der chemischen Reaktionen im Epoxidharz bei der thermischen Beanspruchung sein. Dabei kann aus den Hochgewichtmolekülen in der Epoxidharz-Matrix Moleküle mit niedrigem Gewicht erzeugt werden, die meist polar sind und eine Zunahme der dielektrischen Verluste verursachen. Die Degradation des Epoxidharzes und die Abnahme der Klebfestigkeit zwischen den Komponenten der Isolierung können auch zusätzlich die Zunahme der dielektrischen Verluste verursachen, weil das bestehende freie Volumen innerhalb der Isolierung zunimmt und eine größere Beweglichkeit der Polargruppen ermöglicht wird. Diese Tatsache wird durch die Messergebnisse der dielektrischen Antwort im Zeit- und Frequenzbereich, die in Kapital 5 dargestellt werden, bestätigt.

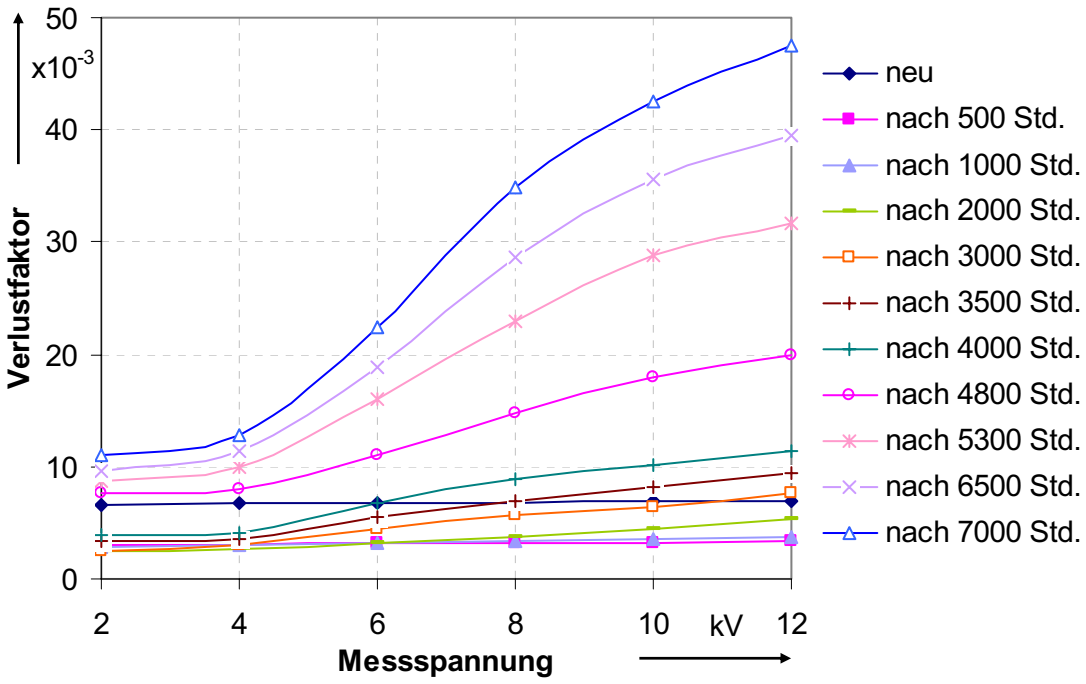


Bild 4.14: Änderung der Kapazität in Abhängigkeit der Messspannung während der thermischen und elektrischen Beanspruchung am Stab S_{TE1} (gealtert bei 150 °C und 5,5 kV/mm), gemessen bei RT

Wie schon erwähnt, wurde diese Untersuchung auch mit einer anderen Temperatur, 8 °C weniger bzw. 142 °C , und der selben Feldstärke (5,5 kV/mm) an ähnlichen Stäbe, wiederholt, um zu ermitteln, in welchem Maße die untersuchten Kenngrößen sich mit der Verlangsamung des Alterungsprozess verändern. Die Messergebnisse des Verlustfaktors am Stab S_{TE4}, bei dem die Alterungstemperatur 142 °C betrug in **Bild 4.15** dargestellt und bestätigt die Tendenz der Änderungen im Stab $S_{TE1.}$ Ein Vergleich der Messergebnisse dieser Stäbe ergibt, dass die Änderungen am Stab S_{TE4} mit ca. 500 Std. Verzögerung bezüglich des Stabs S_{TE1} auftreten.

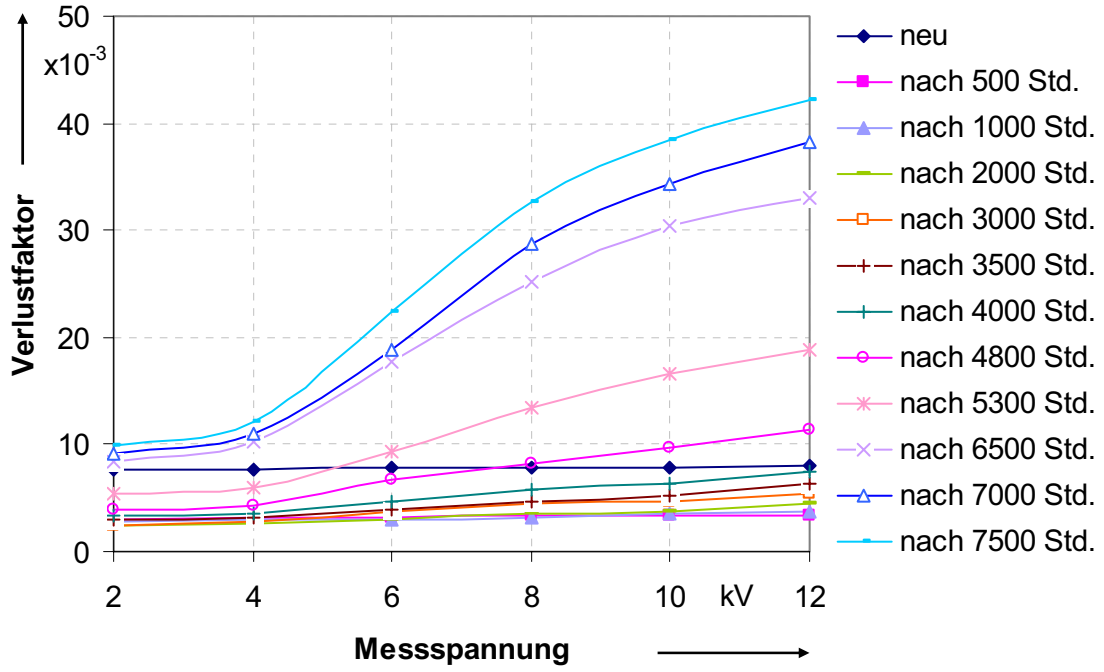


Bild 4.15: Änderung des Verlustfaktors in Abhängigkeit der Messspannung während der thermischen und elektrischen Beanspruchung an Stab S_{TE4} (gealtert bei 142 °C und 5,5 kV/mm), gemessen bei RT

Die Änderungen der Kenngröße Δ_1 und Δ_2 im Laufe der thermischen und elektrischen Alterung für Stab S_{TE1} sind in **Bild 4.16** und der Vergleich der Änderungen der Kenngröße Δ_2 in der Stäbe S_{TE1} und S_{TE4} sind in **Bild 4.18** dargestellt. Aus diesen Bildern ist ersichtlich, dass die Kenngrößen $\Delta_1$und Δ_2 mit der Entwicklung der Alterungsvorgänge annähernd expontential ansteigen. Damit wird bestätigt, dass diese Kenngröße sehr gut solcher die Alterungsprozesse innerhalb der Isolierung wiedergeben.

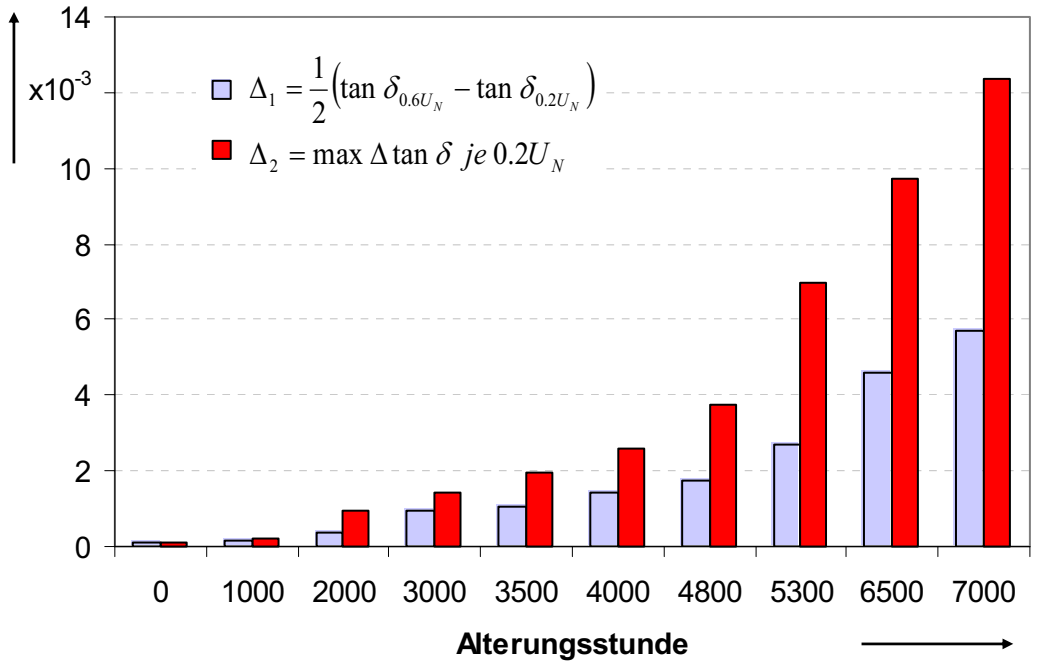


Bild 4.16: Änderung des Δ tan δ im Laufe der thermischen und elektrischen Alterung am Stab S_{TE1}

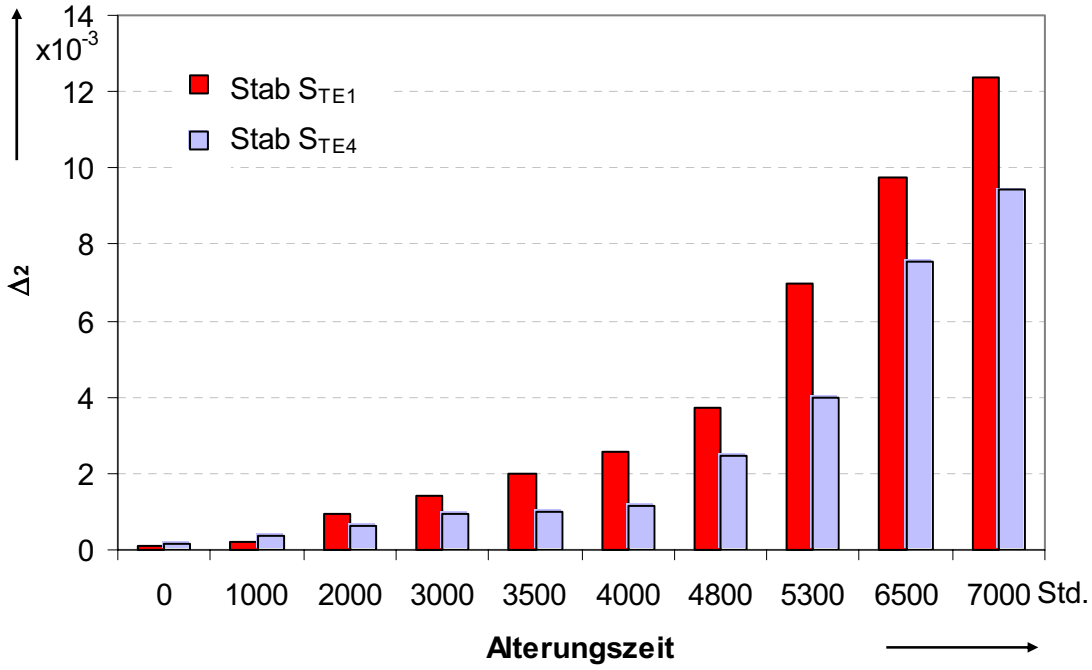


Bild 4.17: Vergleich der Änderung von Δ_2 im Laufe der thermischen und elektrischen Alterung am Stab S_{TE1} und S_{TE4}

Die Ergebnisse der Kapazitätsmessung abhängig von der Prüfspannung im Laufe der thermischen und elektrischen Alterung für die Stäbe S_{TE1} und S_{TE4} sind in **Bild 4.18** und **Bild 4.19** dargestellt und zeigen, dass die Tendenz der Änderungen der Kapazität bei beiden Stäben ähnlich ist. Der Einfluss Temperaturunterschieds von 8 °C in der Alterungsphase dieser Stäbe wird durch die der Änderung von ΔC (**Bild 4.20**) deutlich.

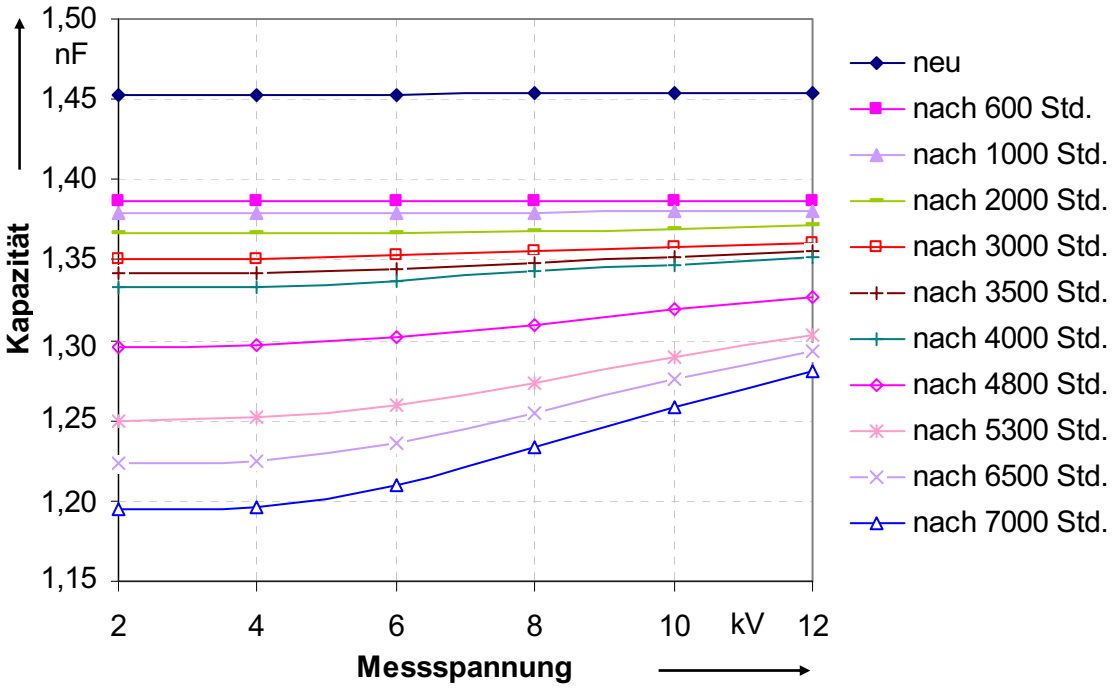


Bild 4.18: Änderung der Kapazität in Abhängigkeit der Messspannung während der thermischen und elektrischen Beanspruchung am Stab S_{TE1}, gemessen bei RT

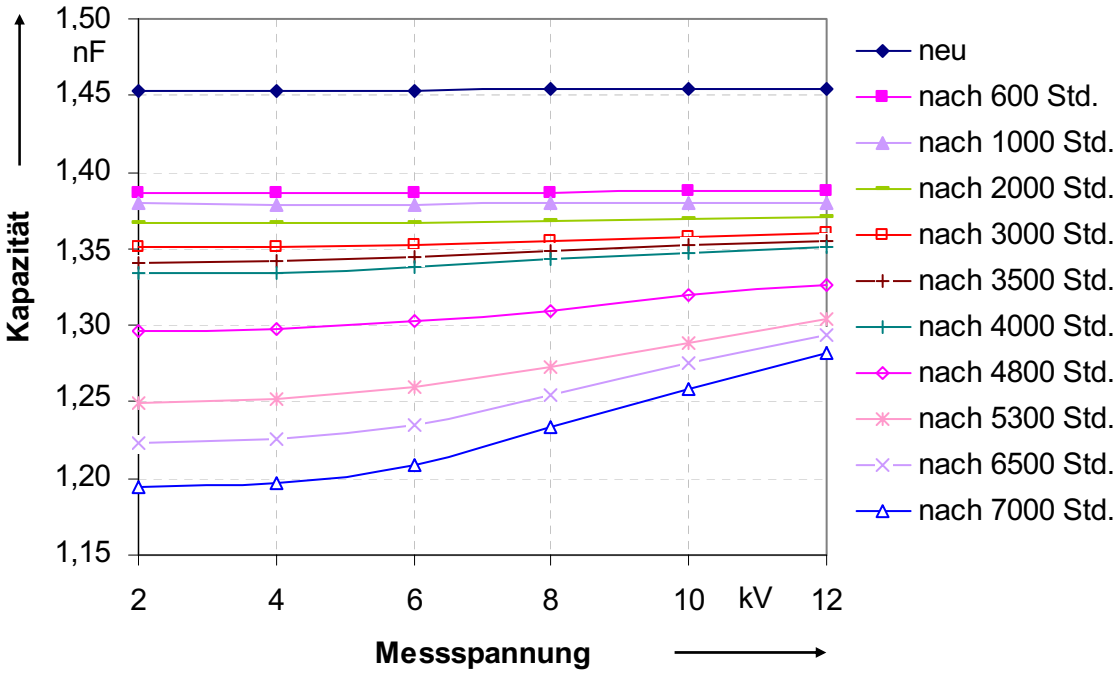


Bild 4.19: Änderung der Kapazität in Abhängigkeit der Messspannung während der thermischen und elektrischen Beanspruchung am Stab S_{TE4}, gemessen bei RT

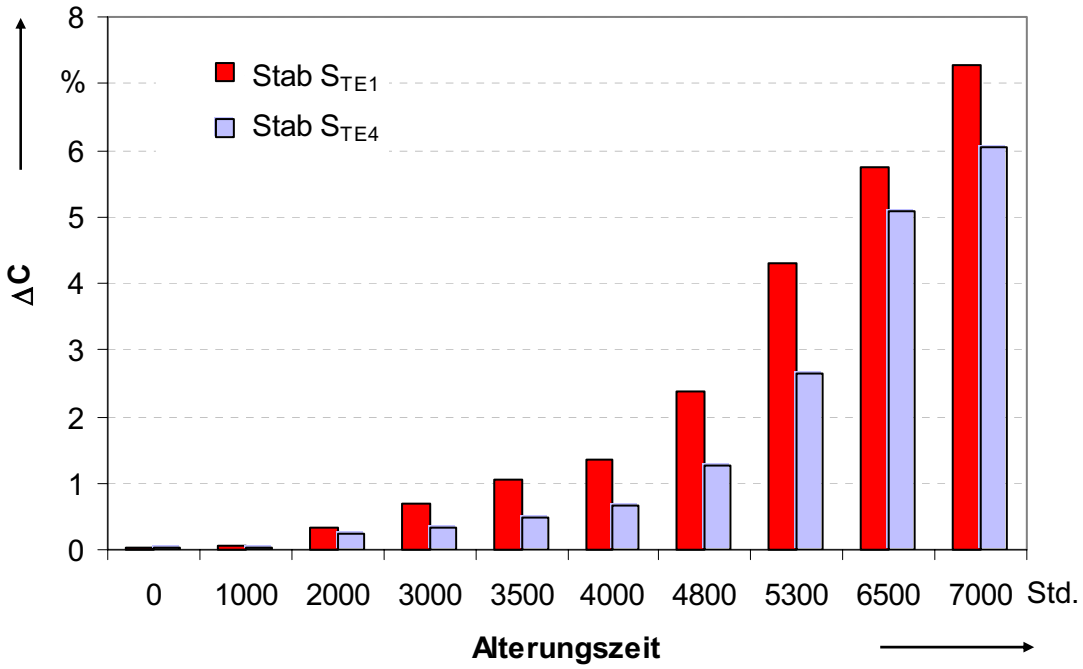


Bild 4.20: Vergleich der Änderung von ΔC im Laufe der thermischen und elektrischen Alterung an den Stäben S_{TE1} (gealtert bei 150 °C und 5,5 kV/mm) und S_{TE4} (gealtert bei 142 °C und 5,5 kV/mm)

Mit diesen Untersuchungen wurde gezeigt, dass neben den TE-Messkenngrößen die aus den Messergebnissen des Verlustfaktors und der Kapazität resultierenden Kenngrößen Δ_1, Δ_2 und ΔC sehr deutlich die Veränderungen innerhalb der Isolierung infolge Beanspruchungen aufzeigen und somit als signifikante Alterungsmerkmale für die Zustandsbeurteilung der Isolierung eingesetzt werden können.

4.5 Untersuchung an Epoxidharzplatten

Wie schon bei den Ergebnissen der Verlustfaktor- und der Kapazitätsmessungen in Abhängigkeit von der Prüfspannung in Laufe der Alterungsprogramme gezeigt wurde, kann die Bildung von Delamationen innerhalb der Isolierung diese Kenngrößen stark spannungsabhängig machen. Es soll, dass ein Verhältnis zwischen dem gesamten Luftgehalt innerhalb der Isolierung und der Änderungen der Kapazität in Abhängigkeit von der Prüfspannung geben. Um den Zusammenhang zwischen dieser Messgröße und dem gesamten Luftgehalt innerhalb der Isolierung in einfacher Weise deutlich zu machen, wurden einige Messungen an einfachen Platten aus Epoxidharz mit unterschiedlichem Luftgehalt innerhalb der Isolierung durchgeführt.

Die Epoxidharzplatten haben eine Abmessung von 120×120 mm und eine Dicke von 2 mm. Um die Genauigkeit der Messungen zu erhöhen und Fehler in den Messergebnissen wegen der Kriechströme und Oberflächenentladungen zu vermeiden, wurden die Messungen mit einem Schutzring durchgeführt (**Bild 4.21**). Der Abstand zwischen der Schutzring- und der Messelektrode beträgt 2 mm. Zur Vermeidung von Entladungen zwischen den Elektroden und der Oberfläche des Prüfobjekts wurden diese Bereiche mit leitfähigem Lack versehen. Die

Lufteinschlüsse wurden durch Bohrungen in der Platte mit einem Bohrungsdurchmesser von d = 1,0 mm und einer Tiefe h = 1,0 mm hergestellt.

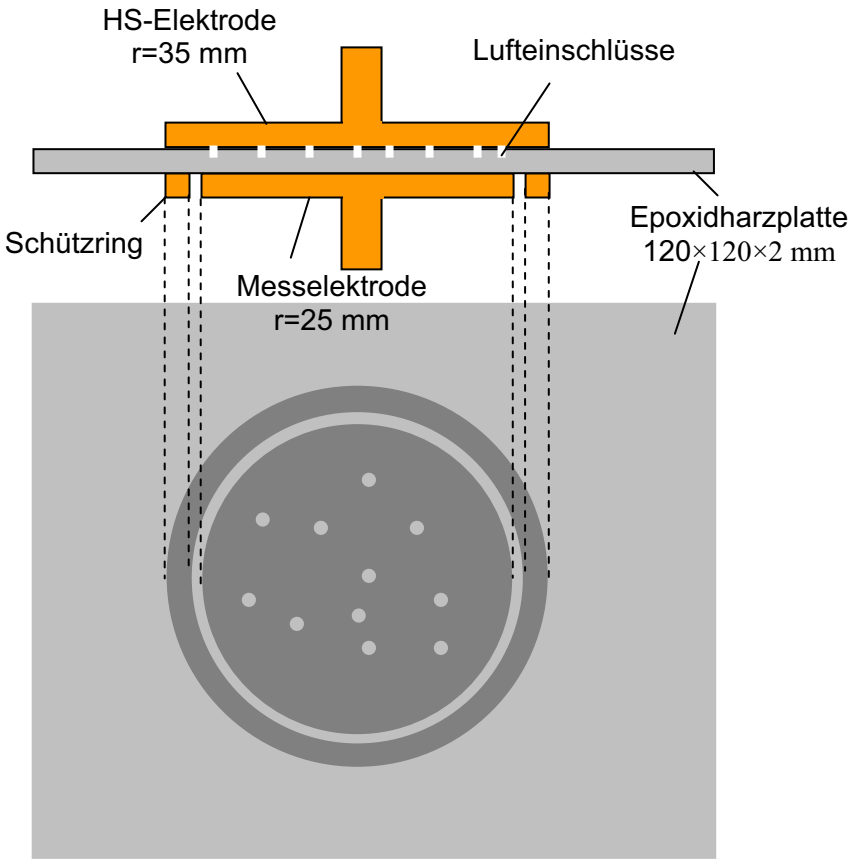


Bild 4.21: Prinzipielle Anordnung der Verlustfaktor- und Kapazitätsmessung an Epoxidharzplatten

Die Messergebnisse des Verlustfaktors und der Kapazität in Abhängig von der Prüfspannung mit der Zunahme des gesamten Luftgehalts sind in **Bild 4.22** und **Bild 4.23** dargestellt. Die Bilder zeigen sehr deutlich den Einfluss der Änderung des Luftgehaltes auf den Verlustfaktor- und Kapazitätsverlauf mit steigender Spannung. Ohne Lufteinschlüsse sind der Verlustfaktor und die Kapazität unabhängig von der Spannung. Der Verlustfaktoranstieg und die Höhe des tanδ-Maximums steigen mit dem Luftgehalt stark an und werden als Maß für den Luftanteile herangezogen. Während die Kapazität mit Zunahme der Lufteinschlüsse in der Isolierung zunächst abnimmt, steigt sie jedoch mit wachsender Messspannung, sobald Teilentladungen einsetzen. Für die Abnahme der Kapazität ist der Unterschied zwischen der Permittivität der Luft ($\varepsilon_r = 1$) und des Epoxidharzs ($\varepsilon_r \approx 3{,}6$) verantwortlich. Die Zunahme mit der Spannung wird durch auftreten Teilentladungen in den Lufteinschlusse bzw. Kurzschluss der Lufteinschlüsse verursacht, da Teilentladungen, die in einem Hohlraum auftreten, das Gas innerhalb des Hohlraums ionisieren. Die Leitfähigkeit des ionisierten Gases ist genug hoch, dass der Hohlraum als Kurzschluss angesehen werden kann und die effektive Dicke der Isolierung abnimmt.

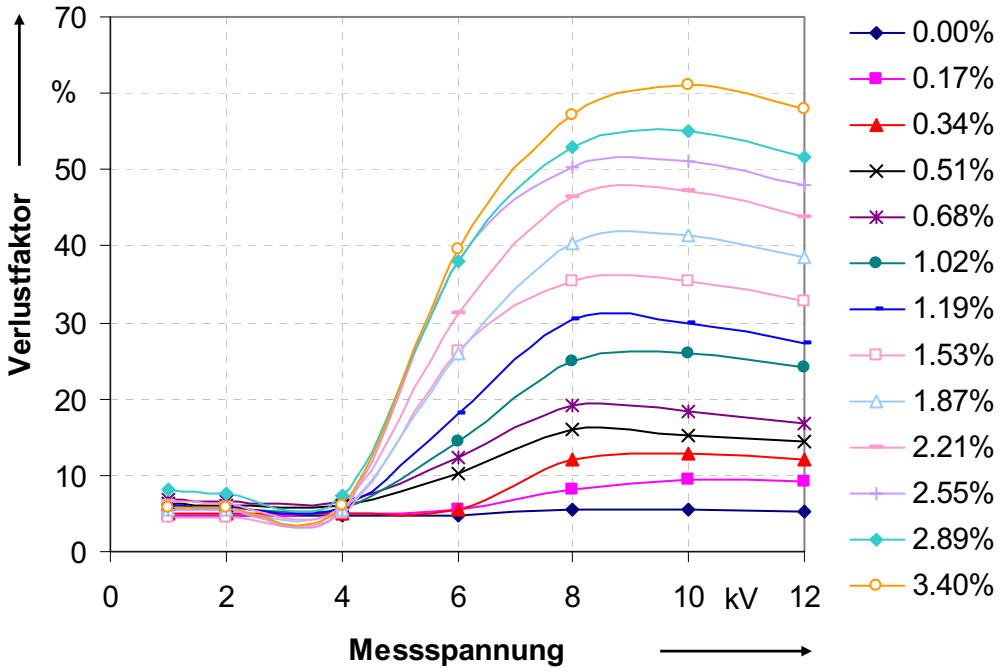


Bild 4.22: Änderung des Verlustfaktors in Abhängigkeit der Messspannung bei Zunahme des Luftgehalts innerhalb der Isolierung, gemessen bei RT

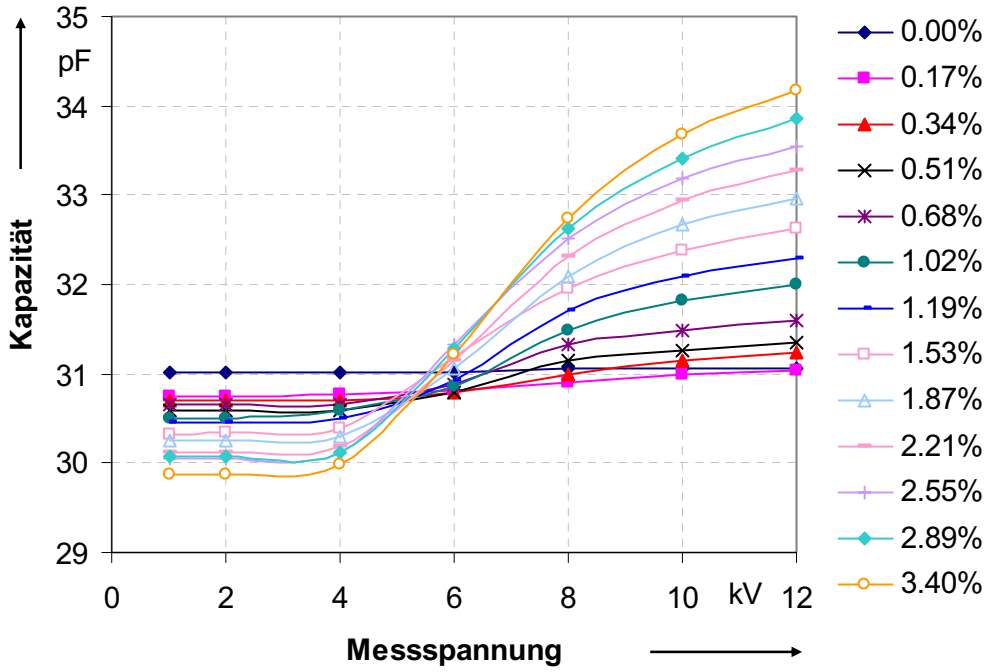


Bild 4.23: Änderung der Kapazität in Abhängigkeit der Messspannung bei Zunahme des Luftgehalts innerhalb der Isolierung, gemessen bei RT

Bild 4.24 zeigt die Änderung in der ΔC in Abhängig von der relative Luftgehalt innerhalb der Isolierung. Dabei ist ΔC:

$$\Delta C = \frac{C_{\tan\delta(\max)} - C}{C} \tag{4.4}$$

C: die gemessene Kapazität im TE-freien Spannungsbereich
$C_{\tan\delta(max)}$: die gemessene Kapazität bei einer Spannung, bei der tanδ maximal ist

Die Messdaten in **Bild 4.24** können mit einer graden angenähert werden. Der Wert der Steigung dieser Linie (3,7) ist ungefähr gleich der Permittivität der Isolierung ($\varepsilon_r = 3{,}6$). Das bedeutet, dass aus der Änderung der Kapazität in Abhängigkeit der Prüfspannung das Volumen der gesamten Lufteinschlüsse abgeschätzt werden kann. Damit wird die Gleichung für das Verhältnis der Lufteinschlüsse zum Isoliervolumen (Gl. 4.5) aus [102], [103] bestätigt.

$$\frac{Lufteinschlussvolumen}{Isoliervolumen} = \frac{\Delta C}{\varepsilon_r} \tag{4.5}$$

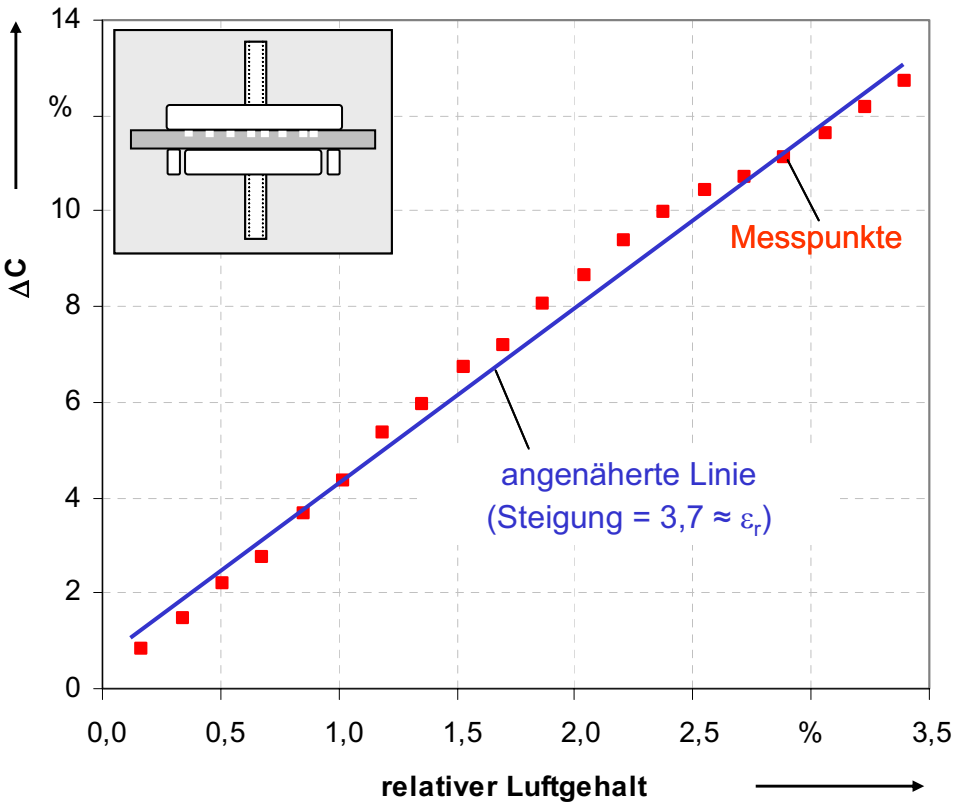


Bild 4.24: Änderung der ΔC in Abhängigkeit des relativen Luftgehalts innerhalb der Isolierung

In praktischen Isoliersystemen verteilen sich die Lufteinschlüsse in der ganzen Isolierung und sind teilweise in Reihe geschaltet sind. Sie besitzen unterschiedliche Dicken und Höhen, deren TE-Einsetztspannung unterschiedlich sind. Es ist auch möglich, dass der gesamte Luftgehalt innerhalb der Isolierung sich nicht so einfach berechnen lass. Trotzdem kann die Änderung der Kapazität in Abhängig der Prüfspannung als ein Maß für Abschätzung des gesamten Luftgehalts innerhalb der Isolierung eingesetzt werden.

5 Dielektrische Antwort

5.1 Einleitung

Die dielektrische Spektroskopie ist eine Diagnosemethode, deren Grundlage seit langer Zeit bekannt ist. Trotzdem fehlt es bei der Interpretation der Messergebnisse besonders bei Isoliersystemen elektrischer Maschinen an entsprechendem Wissen, so dass weitere Untersuchungen erforderlich sind. In den letzten Jahren wurden zahlreiche Forschungsarbeiten zur Anwendung dieses Verfahrens als Diagnoseverfahren zur Bestimmung der Alterung und Feuchtigkeit der Isoliersysteme durchgeführt. Die meisten dieser Arbeiten beschäftigten sich mit den Isoliersystemen von Transformatoren und Kabeln, während im Bereich von Isoliersystem rotierender Hochspannungsmaschinen bisher ganz wenige Untersuchungen durchgeführt wurden.

Die dielektrische Diagnose basiert auf unterschiedlichen Messverfahren im Zeit- und Frequenzbereich. Im Zeitbereich werden die Wiederkehrspannung (RVM) und der Polarisations-/Depolarisationsstrom (PDC) gemessen. Die dielektrische Spektroskopie im Frequenzbereich (FDS) wird mit der Verlustfaktor- und Kapazitätsmessung in einem weiten Frequenzbereich z.B. von mHz bis kHz durchgeführt. Die Grundlage dieser Methoden ist gleichwertig und alle repräsentieren die Leitungs- und Polarisationserscheinung innerhalb der Isolierung.

Um die Reaktion der dielektrischen Antwort auf die Änderungen im Isoliersystem elektrischer Maschinen infolge unterschiedlicher Beanspruchungen und Feuchtigkeit zu erkennen, wird in dieser Arbeit die Messung der dielektrischen Antwort im Zeit- und Frequenzbereich als ein Diagnoseverfahren ergänzend zur TE- und Verlustfaktormessung eingesetzt. Im Zeitbereich wurden der Polarisations- und Depolarisationsstrom und im Frequenzbereich der Verlustfaktor- und die Kapazität gemessen. Obwohl auch die Messung der Wiederkehr-spannung zunächst in dieser Arbeit als ein zweites Zeitbereichsverfahren verwendet wurde, wurde dieses Verfahren jedoch wegen der Einwirkung unterschiedlicher Parameter, die die Reproduzierbarkeit der Messergebnisse bei dieser Methode besonders bei den Isoliersystemen von Hochspannungsmaschinen stark beeinflussen, nicht weiter verfolgt. Ein Vergleich zwischen den Zeitbereichsverfahren (RVM und PDC) macht klar, dass trotz geringer Empfindlichkeit des RV-Messverfahrens auf Umgebungsstörungen und einfacher Messung vor Ort die Messergebnisse durch unterschiedliche Parameter wie Ableitstrom des Eingangswiderstands des Messinstrumentes, Verschmutzung der Verbindungen, Länge und elektrische Eigenschaften des angeschlossen Kabels negativ beeinflusst werden. Außerdem das RV-Verfahren häufig zeitaufwendiger und die Antwort hängt stark von der Dauer der Auflade- und der Erdungszeit ab [104]. Weiterhin ist eine Transformation der RV-Messdaten in den Frequenzbereich schwerer als bei PDC-Messung.

Im folgenden Abschnitt werden zunächst die physikalischen und mathematischen Grundlagen der dielektrischen Antwortphänomen beschrieben und gezeigt, wie eine dielektrische Antwortfunktion des Isoliersystems von rotierenden Hochspannungsmaschinen mathematisch formuliert werden kann, und wie die Messdaten vom Zeitbereich in den Frequenzbereich transformiert und wie die dielektrische Antwort von unterschiedlichen Parametern wie Ladezeit, Ladespannung und Temperatur beeinflusst wird. Weiterhin wird die Abhängigkeit der dielektrischen Verluste vom Aushärtungsgrad der Isolierung ermittelt und der Einfluss der Feuchtigkeit auf die dielektrische Antwort untersucht. Danach werden die Messergebnisse der Untersuchungen zur Bestimmung des Einflusses der rein elektrischen und thermisch-elektrischen Beanspruchungen auf die dielektrische Antwort im Zeit- und Frequenzbereich ermittelt.

5.2 Dielektrische Verlustmechanismen

Wenn ein Dielektrikum in einem elektrischen Feld ist, fließt ein Strom durch das Dielektrikum, so dass sich innerhalb des Dielektrikums Ladungen gemäß ihrem Vorzeichen unter der Wirkung des elektrischen Felds bewegen. An dieser Trägerbewegung können je nach Struktur und Zusammensetzung des Dielektrikums folgende Einzelmechanismen beteiligt sein [105]:

- Verschiebung der positiven und negativen Ladungsschwerpunkte ursprünglich neutraler unpolarer Atome, Moleküle oder Molekülgruppen (Deformationspolarisation)
- Ausrichtung neutraler, jedoch polarer Moleküle wie H_2O oder Molekülgruppen in Feldrichtung (Orientierungspolarisation)
- Verschiebung beweglicher positiver und negativer Ladungsträger innerhalb begrenzter Volumenbereiche bis zur nächsten, für sie unüberwindlichen Gefügegrenzschicht (Grenzflächenpolarisation)
- Verschiebung beweglicher Ladungsträger im gesamten Volumen bis in den Elektrodenrandbereich. Ein Verlassen des Dielektrikums bzw. Ladungsabgabe an den Elektroden ist jedoch aus energetischen Gründen nicht möglich (Randschichtpolarisation)
- Injektion von Elektronen aus der Kathode und Speicherung im Isolierstoff
- Transport frei beweglicher Ladungsträger im gesamten Volumen zu den Elektroden, wo sie ihre Ladung frei abgeben (neutralisiert werden) bzw. das Dielektrikum verlassen (stationäre Trägerleitung)

Abgesehen von der zuletzt genannten stationären Trägerleitung handelt es sich bei allen anderen Mechanismen um transiente Prozesse, die nach mehr oder minder langer Einwirkung der Gleichspannung zum Abschluss kommen.

5.3 Dielektrische Antwort im Zeitbereich

Die Grundlage der dielektrischen Antwort in einem Dielektrikum geht auf die elektromagnetischen Maxwell-Feldgleichungen zurück. Die erste Maxwell-Gleichung ist das Ampere-Gesetz, das für ein lineares, homogenes und isotropes Material gilt [106]:

$$\nabla \times H = J + \frac{\partial D}{\partial t} \tag{5.1}$$

Das bedeutet, wenn ein Dielektrikum in einem elektrischen Feld mit der Feldstärke *E* liegt, fließt ein Strom durch das Dielektrikum, der ein magnetisches Feld in Raum mit der magnetischen Feldstärke *H* erzeugt. Dieser Strom besteht aus zwei Teilen, die durch die freien und gebundenen Ladungsträger im Dielektrikum erzeugt werden. Der erste Anteil ist der Leitungsstrom, der durch die freien Ladenträger mit der Stromdichte *J* erzeugt wird. Dieser Strom gehorcht dem ohmschen Gesetz und wird durch die elektrische Feldstärke *E* und die Leitfähigkeit σ_0 (DC Conductivity) bestimmt wird [107]:

$$J = \sigma_0 E \tag{5.2}$$

Der zweite Anteil wird durch Änderung der dielektrischen Verschiebungsdichte *D*(t) mit der Zeit bestimmt. Im Vakuum ist die dielektrische Verschiebungsdichte *D*(t) proportional zur angelegten elektrischen Feldstärke *E(t)*:

$$D(t) = \varepsilon_0 E(t) \tag{5.3}$$

Hierbei ist $\varepsilon_0 = 8.854 \times 10^{-12}$ As/Vm die Dielektrizitätkonstante des Vakuums (Permittivität des Vakuums). In Anwesenheit eines isotropen Dielektrikums steigt die dielektrische Verschiebungsdichte *D*(t) durch die Polarisation *P(t)* an [108]:

$$D(t) = \varepsilon_0 E(t) + P(t) \tag{5.4}$$

Das Amper-Gesetz sich ergibt sich dann zu:

$$\nabla \times H = \underbrace{\sigma_0 E}_{\substack{Leitungsstromdichte}} + \underbrace{\varepsilon_0 \frac{\partial E}{\partial t}}_{\substack{Verschiebungsstromdichte \\ des\ Vakuums}} + \underbrace{\frac{\partial P}{\partial t}}_{Polarisationsstromdichte} \tag{5.5}$$

Die Polarisation *P(t)* kann in zwei Anteile aufgeteilt werden. Der erste Anteil repräsentiert die schnell ablaufenden Polarisationsprozesse und der zweite Anteil die langsam ablaufenden Polarisationsprozesse. Der schnell ablaufende Polarisationsprozess folgt der elektrischen Feldstärke *E(t)* und der langsam ablaufende Polarisationsprozess wird durch ein Integral über die elektrische Feldstärke *E(t)* und eine Funktion, die dielektrische Antwortfunktion *f(t)* genannt wird, ermittelt [109].

$$P(t) = \varepsilon_0 \chi_e E(t) + \Delta P(t) = \underbrace{\varepsilon_0 \chi_e E(t)}_{SchnellePolarisation} + \underbrace{\varepsilon_0 \int_0^t f(t) E(t-\tau) d\tau}_{LangsamePolarisation} \tag{5.6}$$

Hierbei ist χ_e die elektrische Suszeptibilität, die bei einem linearen dielektrischen Material konstant und unabhängig von der elektrischen Feldstärke ist. Aus Gl. (5.5) und (5.6) kann die gesamte Stromdichte *J(t)* im Dielektrikum wie folgt berechnet werden:

$$\nabla \times H = \underbrace{\sigma_0 E}_{Leitungsstromdichte} + \underbrace{\varepsilon_0 \frac{\partial}{\partial t} \left\{ \overbrace{(1+\chi_e)}^{\varepsilon_\infty} E(t) + \int_0^t f(\tau) E(t-\tau) d\tau \right\}}_{gesamte\ Polarisationsstromdichte} \tag{5.7}$$

Dabei ist ε_∞ die Hochfrequenzkomponente der Permittivität (high frequency relative permittivity), die oft anstatt die Permittivität ε_r verwendet wird. Die Gl. (5.7) zeigt, dass das Verhalten eines Dielektrikums durch die Leitfähigkeit σ_0, die dielektrische Antwortfunktion *f(t)* und die Hochfrequenzkomponente der Dielektrizitätszahl ε_∞ charakterisiert werden kann [45]. Da bei Anlegen eines elektrischen Feldes die gesamte Stromdichte im Zeitbereich gemessen werden kann, können die Kenngrößen abgeschätzt werden, mit denen ein Dielektrikum charakterisiert werden kann. Bei einem sprengförmigen elektrischen Feld mit der Amplitude E_0 ergibt sich aus der Gl. (5.7) die folgende Beziehung:

$$J(t) = \sigma_0 E_0 + \varepsilon_0 E_0 [\delta(t) + f(t)] \tag{5.8}$$

Hierbei ist δ(t) die Dirac-Stoß-Funktion. Die Bezeichnung lineares Dielekrikum bedeutet, dass das Verhältnis zwischen *D* und *E* linear und die Dielektrizitätszahl unabhängig von der elektrische Feldstärke ist. Ein Dielektrikum ist isotrop, wenn die Vektoren *P* und *E* parallel sind [107].

Wenn eine Spannung *U(t)* an die Elektroden eines Prüflings mit der geometrischen Kapazität C_0 angelegt wird, ergibt sich der Polarisationsstrom durch den Prüfling zu:

$$i_{pol}(t) = C_0 \left(\frac{\sigma_0}{\varepsilon_0} U(t) + \varepsilon_\infty \frac{d}{dt} \int_0^t f(\tau) U(t-\tau) d\tau \right) \tag{5.9}$$

Hierbei ist *f(t)* die sog. dielektrische Antwortfunktion, die die langsam ablaufenden Polarisationsprozesse in der Isolierung repräsentiert. Jedes dielektrische Material hat seine eigene dielektrische Antwortfunktion. Mit der Annahme, dass der Prüfling bei t = 0 völlig entladen ist *(f(0)= 0),* ergibt sich bei einer sprungförmigen Spannung U_0 für $0 \le t \le t_1$ (**Bild 5.1**), folgende Gleichung:

$$i_{pol}(t) = C_0 U_0 \left(\frac{\sigma_0}{\varepsilon_0} + \varepsilon_\infty \delta(t) + f(t) \right) \qquad \text{für } 0 \le t \le t_1 \tag{5.10}$$

Hierbei ist δ(t) die Dirac-Stoß-Funktion, die durch den Einsatz der sprungförmigen Spannung bei t = 0 entsteht. Der Polarisationsstrom besteht aus drei Anteilen. Der erste Anteil hängt mit der Leitfähigkeit der Isolierung zusammen und ist unabhängig von den Polarisationsprozessen. Der zweite Teil mit der Dirac-Stoß-Funktion kann in der Praxis nicht bei der Depolarisationsstrommessung wegen des hohen Stromwertes zu Beginn aufgenommen werden und kann vernachlässig werden [13]. Der letzte Anteil hängt mit der Aktivierung der unterschiedlichen Polarisationsprozesse innerhalb der Isolierung zusammen.

Wenn bei $t = t_1$ der Prüfling kurzgeschlossen wird, fließt ein Strom durch den Prüfling, der Depolarisationsstrom genannt wird. Dieser Strom wird durch Relaxation der Polarisationsprozesse gebildet, die durch die Spannung U_0 aktiviert wurden. Der Depolarisationsstrom hat die entgegengesetzte Polarität im Vergleich zum Polarisationsstrom und ermittelt sich für $t > t_1$:

$$i_{dpol}(t) = -C_0 U_0 \left(f(t-t_1) - f(t) + \varepsilon_\infty \delta(t-t_1) \right) \qquad \text{für } t > t_1 \tag{5.11}$$

Mit der Verschiebung der Zeit durch $t' = t - t_1$ kann der Depolarisationsstrom für $0 < t' < \infty$ wie folgt geschrieben werden:

$$i_{dpol}(t') = -C_0 U_0 \left(f(t') - f(t'+t_1) - \varepsilon_\infty \delta(t_1) \right) \qquad \text{für } 0 < t' < \infty \tag{5.12}$$

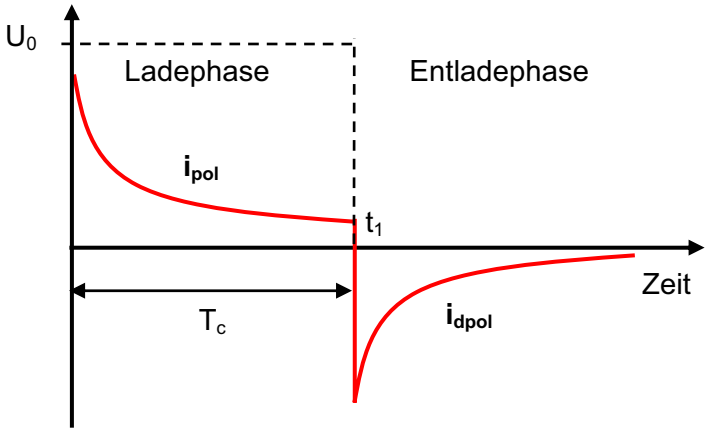


Bild 5.1: Polarisation- und Depolarisationsstrom

5.4 Polarisations-/Depolarisationsstrom-Messeinrichtung

Bild 5.2 zeigt die schematische Darstellung der im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Messeinrichtung zur Polarisations- und Depolarisationsstrommessung. Um die Genauigkeit der Messungen zu erhöhen und den Einfluss der Kriechströme im Wickelkopfbereich der Stäbe zu reduzieren, wurde an beiden Enden im AGS-Bereich der Stäbe ein Schutzring eingesetzt.

Wie in **Bild 5.1** und **Bild 5.2** gezeigt, wird die PDC-Messung in zwei Stufen durchgeführt. Zunächst wird das Relais S_1 eingeschaltet und der Prüfling für $0 \le t \le t_1$ mit einer sprungförmigen Spannung U_0 aufgeladen (Ladephase) und der Polarisationsstrom mit Hilfe

eines Pico-Ampermeters gemessen. In dieser Zeit ist das Relais S_2 ausgeschaltet. Dann wird für $t > t_1$ das Relais S_1 ausgeschaltet und das Relais S_2 eingeschaltet. Damit wird der Prüfling entladen (Entladephase) und der Depolarisationsstrom gemessen. Die Relais S_1 und S_2 sind Hochspannungsrelais der Firma Meder. Da am Anfang der Lade- und Entladephase kurzzeitig ein großer Strom durch den Prüfling fließen kann, der das Pico-Amperemeter beschädigen kann, wird durch das Einschaltung des Relais S_3 für weniger als 1 s das Messgerät geschützt. Damit fließt der Strom am Anfang nicht durch den Pico-Ampermeter, sondern durch dieses Relais. Die ganze Messanordnung wird durch einen PC gesteuert und die Messungen werden automatisch durchgeführt.

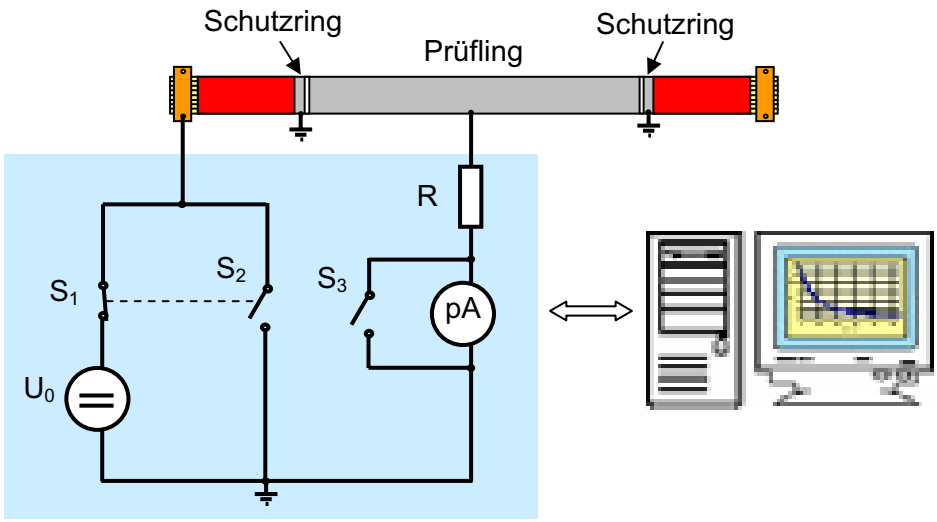


Bild 5.2: Schematische Darstellung der PDC-Messeinrichtung

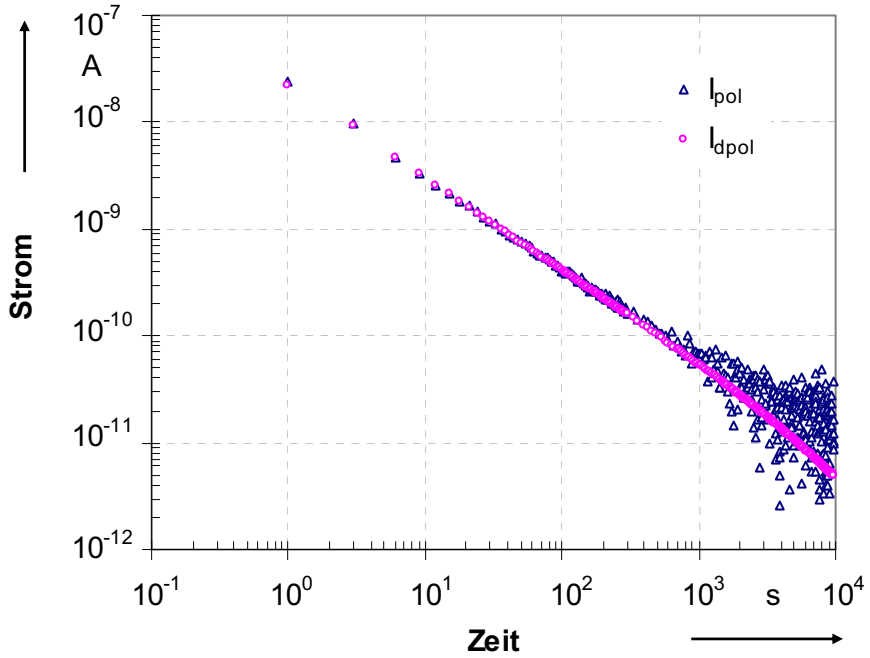


Bild 5.3: Polarisation- und Depolarisationsstrom ($C_0 = 375$ pF, $T_c = 10000$ s, $U_0 = 2$ kV)

Die Messergebnisse des Polarisations- und Depolarisationsstromes, die im Rahmen dieser Arbeit an mehr als 30 Stäben ermittelt wurden, zeigen ähnliche Ergebnisse bei allen Stäben und bestätigen die sehr gute Reproduzierbarkeit dieser Messmethode. **Bild 5.3** zeigt die Messergebnisse des Polarisations- und Depolarisationsstromes an einem neuen Stab, die bei Raumtemperatur und $U_0 = 2$ kV gemessen wurden. Die Schwingungen in der Polarisationsstromkurve wurden durch die Spannungsquelle verursacht.

5.5 Berechnung der dielektrischen Antwortfunktion und der Leitfähigkeit

Da Polarisations- und Depolarisationsstrom messbar sind, kann aus den Gl. (5.10) und Gl. (5.12) die dielektrische Antwortfunktion *f(t)* und die Leitfähigkeit σ_0 abgeschätzt werden. Unter Vernachlässigung der Komponente mit der Dirac-Stoß-Funktion in diesen Gleichungen und unter der Annahme, dass die dielektrische Antwortfunktion eine kontinuierlich fallende Funktion ist, was nicht immer richtig ist, und dass der Prüfling für eine hinreichend lange Zeit (t_1) aufgeladen wurde, ist $f(t') >> f(t'+t_1)$ und *f(t)* kann aus dem Depolarisationsstrom abgeschätzt werden [110]:

$$f(t') = -\frac{i_{dpol}(t')}{C_0 U_0} + f(t'+t_1) \approx -\frac{i_{dpol}(t')}{C_0 U_0} \qquad \text{für } t'>0 \tag{5.13}$$

Hierbei ist $i_{dpol}(t')$ der gemessene Depolarisationsstrom, der um die Startzeit $t' = 0$ verschoben wurde. Das ist die einfachste Methode, um die dielektrische Antwortfunktion zu ermitteln, die jedoch sehr zeitaufwendig ist, da viele feste dielektrische Materialen eine dielektrische Antwortfunktion haben, die nur sehr langsam mit der Zeit abnimmt. Es gibt eine Faustregel, dass der Prüfling mindesten zehnmal länger als die Messzeit des Depolarisationsstroms aufgeladen werden soll, damit der gemessene Depolarisationsstrom proportional zur dielektrischen Antwortfunktion ist.

Jedes dielektrische Material hat seine eigene dielektrische Antwortfunktion, die die langsam laufenden Polarisationsprozesse repräsentiert [111]. Die typischen Antwortfunktionen, die in dielektrischen Materialen gefunden wurden, sind im **Bild 5.4** dargestellt.
Es ist auch möglich, die Leitfähigkeit σ_0 durch Polarisation- und Depolarisationsstrommessungen abzuschätzen. Für eine Ladezeit t_1 ermittelt sich die Leitfähigkeit aus Gl. (5.11) und (5.12) zu:

$$\sigma_0 = \frac{\varepsilon_0}{C_0 U_0}\left(i_{pol}(t) + i_{dpol}(t')\right) - \varepsilon_0 f(t'+t_1) \approx \frac{\varepsilon_0}{C_0 U_0}\left(i_{pol}(t) + i_{dpol}(t')\right) \tag{5.14}$$

Wenn die Ladezeit t_1 genug groß ist. Es ist in einigen Fällen jedoch schwierig, bei dielektrischen Materialien zwischen der Leitfähigkeit und den verschiedenen langsam ablaufenden Polarisationsmechanismen zu unterscheiden. Deswegen ist es wichtig, dass der Prüfling für eine hinreichend lange Zeit (t_1) aufgeladen wird. Damit kann der Einfluss der dielektrischen Antwortfunktion verschwinden und die Annahme $f(t+t_1) << \sigma_0/\varepsilon_0$ ist gültig. Die

Gleichspannungsleitfähigkeit der Isolierung eines neuen Stabes, die aus Gl. (5.14) berechnet wurde, liegt bei $\sigma_0 \approx 2\times10^{-17}$ (S/m).

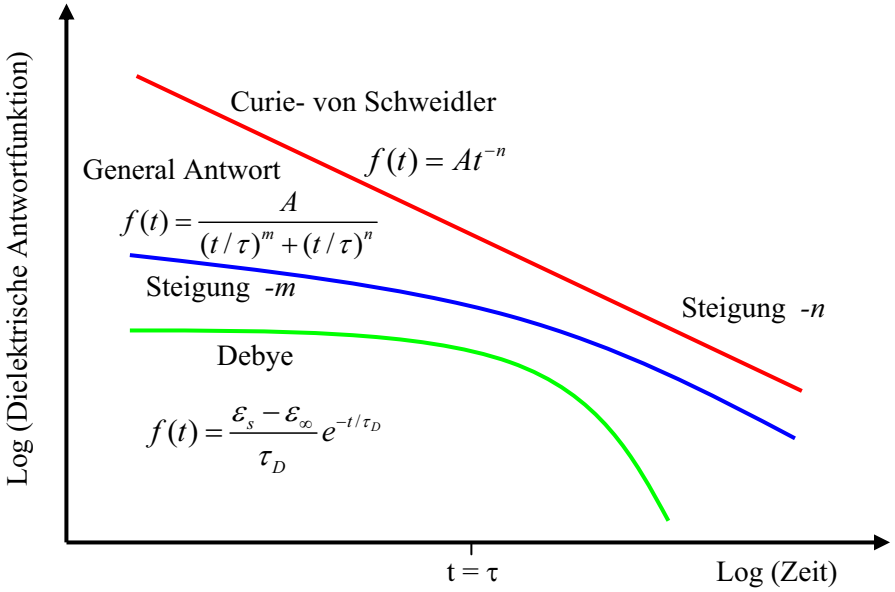


Bild 5.4: Unterschiedliche Typen der dielektrischen Antwortfunktion im Zeitbereich

In **Bild 5.5** ist die aus dem Depolarisationsstrom mit Hilfe der Software MATLAB und Einsatz des nichtlinearen Minimierungsalgorithmus LSQCURVEFIT berechnete dielektrische Antwortfunktion *f*(t) für das Isoliersystem rotierender Hochspannungsmaschinen dargestellt. Die Messungen wurden mit einer Ladespannung von 2 kV durchgeführt. Die dielektrische Antwortfunktion entspricht wie bei vielen anderen festen Isolierstoffen dem sog. Curie-von Schweidler-Modell $f(t)=At^{-n}$, in dem *A* and *n* Konstanten sind.

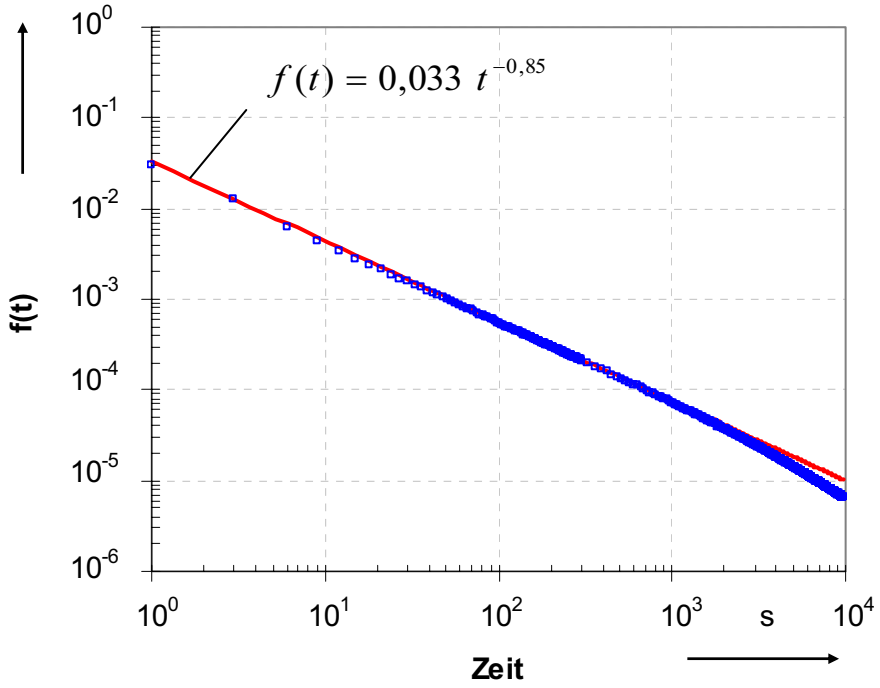


Bild 5.5: Dielektrische Antwortfunktion ($C_0 = 375$ pF, $T_c = 10000$ s, $U_0 = 2$ kV)

5.6 Spannungsabhängigkeit der dielektrischen Antwort

Um die Linearität des Isoliersystems rotierender Hochspannungsmaschinen zu prüfen, wurde der Depolarisationsstrom bei unterschiedlichen Ladespannungen (U_0= 0,2, 1, 2 und 4 kV) gemessen. Die Messergebnisse sind im **Bild 5.6** dargestellt. Für alle vier Fälle wurde die dielektrische Antwortfunktion aus dem Depolarisationsstrom berechnet und die dielektrischen Antwortfunktionskonstanten (*A* und *n*) sind in **Tabelle 5.1** aufgelistet. Aus diesen Daten ist ersichtlich, dass die dielektrischen Antwortfunktionskonstanten für alle Fälle annährend gleich sind. Damit wird bestätigt, dass in diesem Spannungsbereich die dielektrische Antwortfunktion unabhängig von der elektrischen Feldstärke ist und das Isoliersystem sich linear verhält.

Tabelle 5.1: Die Konstanten der dielektrischen Antwortfunktion ($f(t)=At^{-n}$) bei unterschiedlicher Ladespannung (U_0)

Ladespannung (U_0) kV	**A**	**n**
0,2	31	0,86
1	33	0,86
2	33	0,85
4	31	0,87

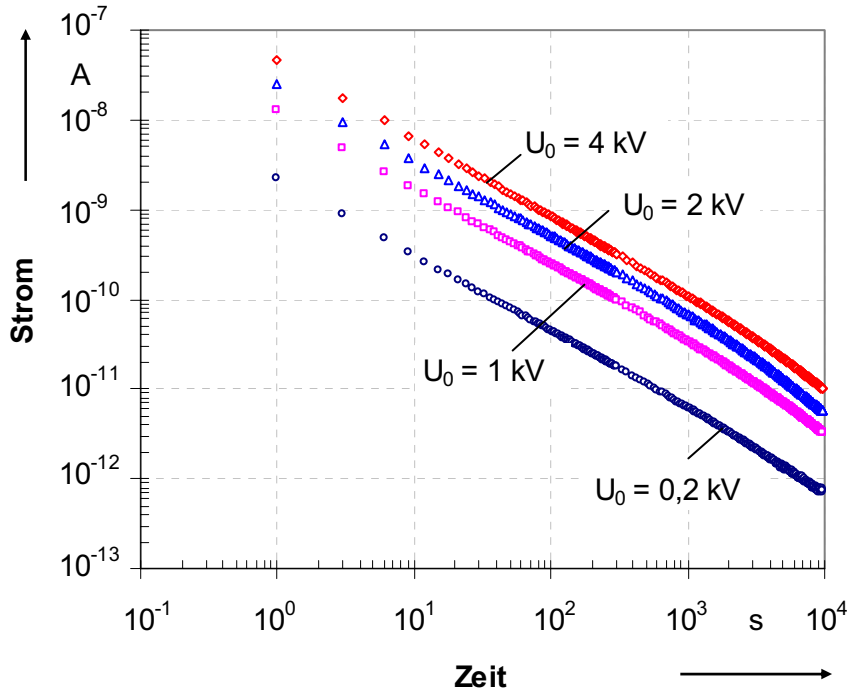


Bild 5.6: Messergebnisse des Depolarisationsstroms bei unterschiedlichen Ladespannungen (C_0= 375 pF, T_c= 10000 s)

5.7 Ladezeitabhängigkeit der dielektrischen Antwort

Für eine genaue Bewertung der dielektrischen Eigenschaften eines Isoliersystems ist es notwendig, dass der Depolarisationsstrom mit einer sehr langen Ladezeit gemessen wird. Damit kann die Leitfähigkeit (σ_0) und dielektrische Antwortfunktion (f(t)) mit einer besseren Genauigkeit aus den Messdaten abgeschätzt werden [110]. Um den Einfluss der Ladezeit auf den Depolarisationsstrom und die dielektrische Antwortfunktion zu untersuchen, wurden hier die Messungen mit vier unterschiedlichen Ladezeiten ($T_c = 10^2$, 10^3, 10^4 und 10^5 Sekunden) bei einer Ladespannung von 2 kV durchgeführt. Die Ergebnisse sind in **Bild 5.7** dargestellt. Obwohl die Dauer der Ladezeit nicht die Form des Polarisationsstroms beeinflusst, ist der Depolarisationsstrom nicht unabhängig von der Ladezeit. Der Einfluss der Ladezeit auf den Depolarisationsstrom ist für Messzeiten größer als $0{,}1 \times T_c$ deutlich erkennbar. Deswegen gilt es die erwähnte Faustregeln, dass die Ladezeit soll mindestens zehnmal länger als die Messzeit des Depolarisationsstromes sein soll, damit der gemessene Depolarisationsstrom proportional zur dielektrischen Antwortfunktion ist. Bei einer Messung mit einer Ladezeit von T_c kann die dielektrische Antwortfunktion für $t \leq 0{,}1 \times T_c$ mit einer guten Genauigkeit abgeschätzt werden.

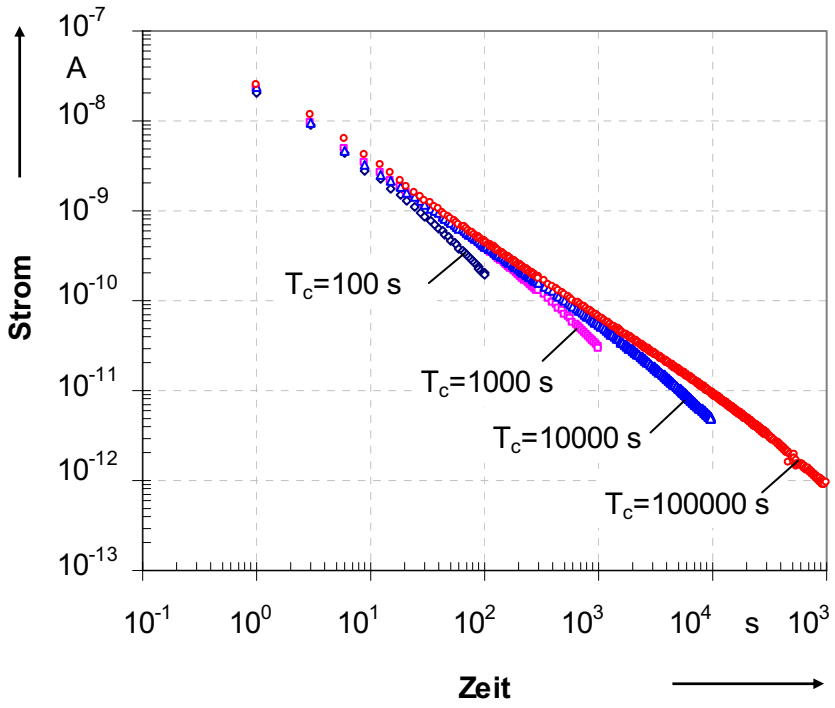


Bild 5.7: Depolarisationsstrom bei unterschiedlicher Ladezeit ($C_0 = 375$ pF, $U_0 = 2$ kV)

5.8 Transformation der Messdaten vom Zeit- in den Frequenzbereich

Da in den meisten Fällen die Interpretation der Messergebnisse der dielektrischen Antwort im Frequenzbereich viel einfacher und signifikanter sind als Zeitbereich, kann eine Transformation der Messdaten vom Zeit- in den Frequenzbereich sehr sinnvoll sein.

5.8.1 Fourier-Transformation

Die Verknüpfung zwischen der dielektrischen Antwort im Zeit- und Frequenzbereich ist durch die Fourier Transformation möglich. Bei einem linearen, homogenen und isotropen Dielektrikum können mit Hilfe der Fourier-Transformation die erzielten Messdaten vom Zeitbereich in den Frequenzbereich übertragen werden. Damit kann die komplexe Kapazität wie folgt definiert werden:

$$I(\omega) = j\omega(C'(\omega) - jC''(\omega))U(\omega) \tag{5.15}$$

Hierbei kann der Realteil (C') und Imaginärteil (C'') der komplexen Kapazität aus dem Polarisations- und Depolarisationsstrom wie folgt direkt berechnet werden:

$$C'(\omega) = \frac{1}{U_0}\int_0^{+\infty} i_{pol}(t)\sin(\omega t)dt \qquad C''(\omega) = \frac{1}{U_0}\int_0^{+\infty} i_{dpol}(t)\cos(\omega t)dt + C_\infty \tag{5.16}$$

Aus Gl. (5.15) kann der Verlustfaktor (tan δ(ω)) wie folgt berechnet werden:

$$\tan\delta(\omega) = \frac{C''(\omega)}{C'(\omega)} \tag{5.17}$$

Die Berechnung des Verlustfaktors im Freqenzbereich kann auch mit Hilfe der berechneten dielektrischen Antwortfunktion *f(t)* und Leitfähigkeit σ_0 durchgeführt werden. Die Suszeptibilität χ(ω) kann als die Fourier-transformierte dielektrische Antwortfunktion *f(t)* definiert werden. Die komplexe Suszeptibilität χ(ω) ist dimensionslos und kann in Realteil χ′(ω) und Imaginärteil χ″(ω) aufgespaltet werden.

$$\chi = \chi'(\omega) - j\chi''(\omega) = F(\omega) = \int_0^{\infty} f(t)e^{-j\omega t}dt \tag{5.18}$$

Der Realteil und Imaginärteil der komplexen Suszeptibilität χ(ω) kann als Cosinus- und Sinustransformation der dielektrischen Antwortfunktion *f(t)* bezeichnet werden. Es ist deswegen möglich, mit Hilfe der Umkehrkosinus- und -sinustransformation die dielektrische Antwortfunktion *f(t)* von dem Realteil χ′(ω) oder Imaginärteil χ″(ω) der Suszeptibilität zu berechnen:

$$\chi'(\omega) = \int_0^{\infty} f(t)\cos(\omega t)dt \qquad \chi''(\omega) = \int_0^{\infty} f(t)\sin(\omega t)dt \tag{5.19}$$

Die Fouriertransformation ergibt somit eine Verknüpfung zwischen der zeitabhängigen dielektrischen Antwortfunktion und der frequenzabhängigen Suszeptibilität.

In einigen Fällen ist es geeigneter, statt der komplexen Suszeptibilität (χ′, χ″) die komplexe Permittivität (ε′, ε″), die wie folgt definiert werden [45]:

$$J(\omega) = j\omega\varepsilon_0(\varepsilon'(\omega) - j\varepsilon''(\omega))E(\omega) \tag{5.20}$$

Sie können aus dem Polarisations- und Depolarisationsstrom wie folgt berechnet werden:

$$\varepsilon'(\omega) = \varepsilon_\infty + \chi'(\omega) \qquad \varepsilon''(\omega) = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0\omega} + \chi''(\omega) \tag{5.21}$$

Aus Gl. (5.20) kann der Verlustfaktor (tan δ(ω)) wie folgt berechnet werden:

$$\tan\delta(\omega)=\frac{\varepsilon''(\omega)}{\varepsilon'(\omega)}=\frac{\frac{\sigma_0}{\varepsilon_0\omega}+\chi''(\omega)}{\varepsilon_\infty+\chi'(\omega)} \tag{5.22}$$

Wenn die dielektrische Antwortfunktion des untersuchten Isoliersystems bzw. die Kurve des Depolarisationsstroms mit einer analytischen Funktion, die eine analytische Fourier-Tranformation hat, abgeschätzt werden kann, kann die Transformation der Daten vom Zeit- in den Frequenzbereich oder umgekehrt sehr einfach durchgeführt werden. In anderen soll die numerische Berechnungsmethode eingesetzt werden. Das Curie-von Schweidler-Modell ($f(t)=At^{-n}$) ist eine Funktion mit analytischer Fourier-Tranformation und die entsprechende dielektrische Antwort im Freqenzbereich kann durch die Fouriertransformation von Zeitbereichmessdaten mit Hilfe folgender Gleichung direkt berechnet werden:

$$\chi(\omega)=\frac{A\cdot\Gamma(1-n)}{(j\omega)^{1-n}}=A\cdot\Gamma(1-n)\cdot\omega^{n-1}\left(\sin\frac{n\pi}{2}\right)-j\left(\cos\frac{n\pi}{2}\right) \tag{5.23}$$

Γ(1-n) ist die Gammafunktion und ist für einen bestimmten Wert von *n* gegeben. Wenn n→1, ergibt sich für die Frequenzantwort des Curie-von Schweidler-Modells eine flache Antwort.

Da die Linearität des Isoliersystems rotierender Hochspannungsmaschinen schon geprüft wurde, soll direkt die Transformation der Messdaten vom Zeitbereich in den Frequenzbereich erfolgen. In **Bild 5.8** werden die durch das Messgerät IDA200 [112] gemessenen und aus den Zeitbereichsdaten berechneten Verlustfaktoren und Kapazitäten über der Frequenz für einen neuartigen Stab dargestellt.

Die Bilder bestätigen, dass die Transformation der Messdaten vom Zeitbereich in den Frequenzbereich sehr erfolgreich ist. Nur bei höheren Frequenzen ab 10 Hz tritt ein Unterschied zwischen den gemessenen und berechneten Kurve auf [113]. Der Grund dafür ist, dass bei den Messungen im Zeitbereich die Hochfrequenzanteile der Polarisations-/Depolarisationsströme nicht gemessen werden können, da der erste Messpunkt des Polarisations-/Depolarisationsstromes nach Ablauf 1 s ermittelt wurd.

Wenn die dielektrische Antwortfunktion nicht den Curie-von Schweidler-Model folgt, heißt es, dass die dielektrische Antwortfunktion in einer Log-Log-Darstellung nicht mehr mit einer graden Linie, deren Steigung *-n* ist, beschrieben werden kann, sondern mit zwei oder mehreren Linien, deren Steigungen $-n_1$, $-n_2$, …$-n_n$ ist. Die Grenzpunkte (τ_1, τ_2,…, τ_{n-1}) der Linien im Zeitbereich zeigen sich in der Verlustfaktorkurve abhängig von der Frequenz in der Form lokaler Maxima oder Minima. Wenn die Steigung n_i großer als n_{i+1} ist, tritt ein Minimum in der Verlustfaktorkurve über der Frequenz auf und umgekehrt ein Maximum. Es ist aber möglich, dass die Sichtbarkeit dieser Grenzpunkte oder lokalen Maxima und Minima durch andere Parameter beeinflusst wird z.B. durch die Gleichstromleitfähigkeit (σ_0) der Isolierung, besonderes wenn die Grenzpunkte oder lokalen Maxima und Minima in Niederfrequenzbereich auftreten.

Wenn die dielektrische Antwortfunktion in der Log-Log-Darstellung mit zwei Linien abgeschätzt werden kann, bedeutet es, dass sie dem „General-Antwort“ Modell folgt.

$$f(t) = \frac{A}{(t/\tau)^{n_1} + (t/\tau)^{n_2}} \tag{5.24}$$

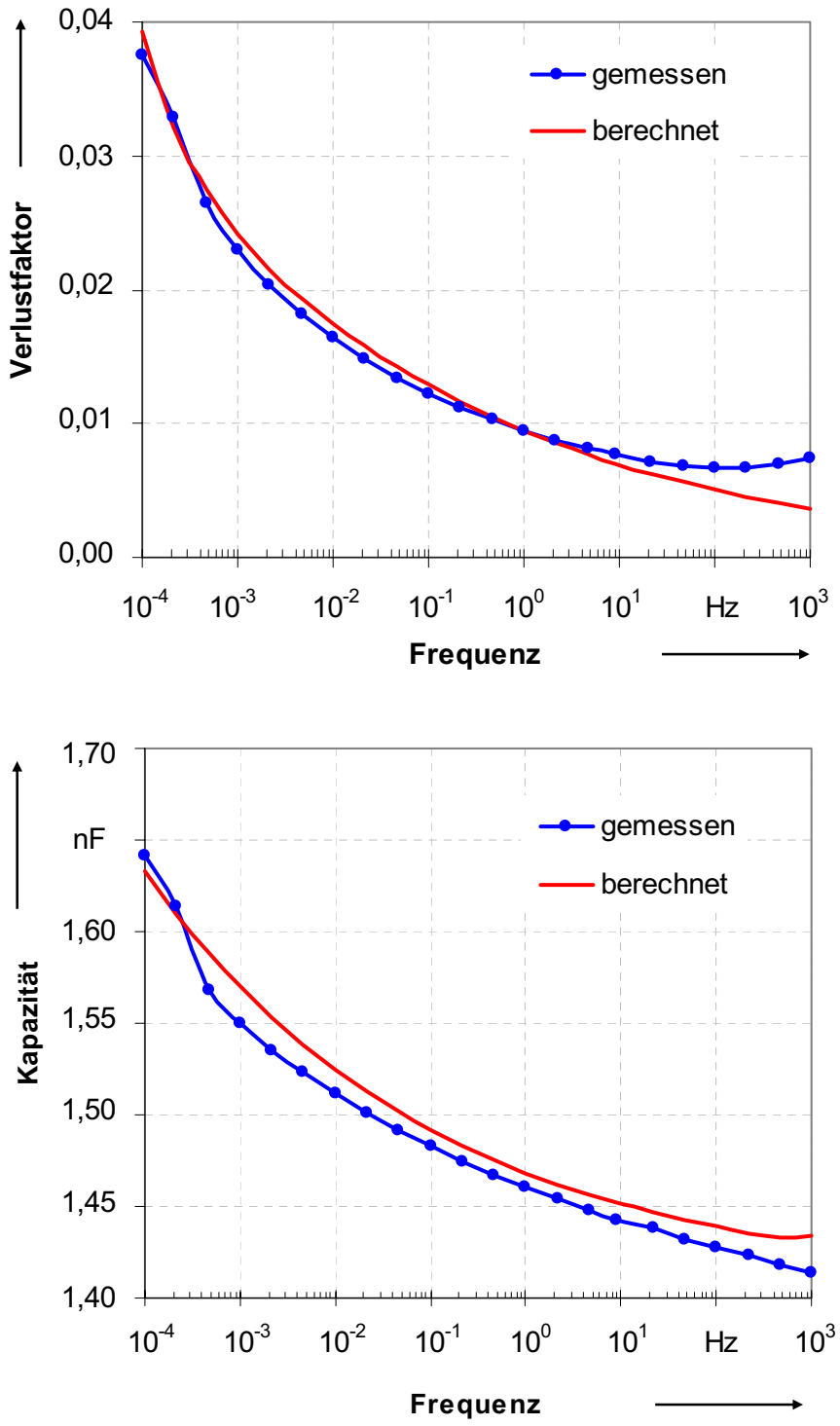


Bild 5.8: Vergleich des gemessenen und aus den Zeitbereichsmessdaten berechneten Verlustfaktors und der Kapazität in Abhängigkeit der Frequenz

Dieses Model präsentiert einen Übergang an der stelle t = τ zwischen zwei unterschiedlichen Polarisationsmechanismen. Leider besitzt das General-Antwort Modell keine analytische Eigenschaften und eine Transformation der Messdaten vom Zeit- in den Frequenzbereich ist unmöglich. Es kann jedoch für die Zeit $t < \tau$ und $t > \tau$ mit dem Curie-von Schweidler-Modell wie folgt angenährt werden [15]:

$$\chi(\omega) \approx \frac{1}{(j\omega)^{1-n_1}} \qquad \text{für } t < \tau \tag{5.25}$$

$$\chi(\omega) \approx \frac{1}{(j\omega)^{1-n_2}} \qquad \text{für } t > \tau \tag{5.26}$$

Eine andere Darstellung des General-Antwort Modells mit analytischer Eigenschaft ist:

$$f(t) = A\left(e^{-t/\tau}\left(\frac{t}{\tau}\right)^{-n_1} + (1 - e^{-t/\tau})\left(\frac{t}{\tau}\right)^{-n_2} \right) \tag{5.27}$$

Dieses Modell ergibt sich auch durch die Beobachtungen der Messergebnisse und ist sehr nützlich über einen breiten Zeitbereich. Im Falle mehrer Grenzpunkte im Zeitbereich kann dieses Modells wie folgt verallgemeinert werden [111], [114]:

$$f(t) = \sum_{k=0}^{\infty} A_k \cdot \left(e^{-t/\tau_k}\left(\frac{t}{\tau_k}\right)^{-m_k} + (1 - e^{-t/\tau_k})\left(\frac{t}{\tau_k}\right)^{-n_k} \right) \qquad 0 < m_k < 1,\ 0 < n_k < 2 \tag{5.28}$$

Hierbei sind m_k und n_k in der Log-Log-Darstellung die Steigungen der Linien vor und nach dem Grenzpunkt $t = \tau_k$. Die analytische Fouriertransformation dieses Modells ist nach [124]:

$$\chi(\omega) = \sum_{k=0}^{\infty} A_k \cdot \left(\frac{\tau_k^{m_k}\Gamma(1-m_k)}{(1/\tau_k + j\omega)^{1-m_k}} - \frac{\tau_k^{n_k}\Gamma(1-n_k)}{(1/\tau_k + j\omega)^{1-n_k}} + \frac{\tau_k^{n_k}\Gamma(1-n_k)}{(j\omega)^{1-n_k}} \right) \tag{5.29}$$

Diese Gleichung ist ein sehr signifikantes Hilfsmittel für eine schnelle und einfache Transformation der Daten vom Zeit- in den Frequenzbereich.

5.8.2 Hamon Approximation

Eine andere Möglichkeit zur Transformation der Messdaten vom Zeitbereich in den Frequenzbereich ist die Verwendung der Hamon Approximation, wenn der Depolarisationsstrom mit dem Curie-von Schweidler-Modell ($-i_{dpol} \approx At^{-n}$) angenährt werden kann. In diesem Fall kann der Real- und Imaginärteil der komplexen Dielektrizitätszahl wie folgt geschrieben werden:

$$\varepsilon'(\omega) = \varepsilon_\infty + A \cdot \Gamma(1-n) \cdot \omega^{n-1} \sin\left(\frac{n\pi}{2}\right) \tag{5.30}$$

$$\varepsilon''(\omega) = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0 \omega} + A \cdot \Gamma(1-n)\omega^{n-1} \cos\left(\frac{n\pi}{2}\right) \tag{5.31}$$

Bei der Hamon Approximation wird der Imaginärteil der komplexen Dielektrizitätszahl betrachtet, welcher proportional zu den dielektrischen Verlusten ist [113]. Der Imaginärteil kann entsprechend dem Depolarisatiosstrom bei $t = t_1$ wie folgt dargestellt werden:

$$\varepsilon''(\omega) = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0 \omega} + \chi''(\omega) = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0 \omega} + \frac{-i_{depol}(t = t_1)}{\omega C_0 U_0} \tag{5.32}$$

Da ω und t durch folgende Beziehung bei $t = t_1$ beschrieben werden können:

$$\omega t_1 = \left[\Gamma(1-n) \cos \frac{n\pi}{2} \right]^{-1/n} \tag{5.33}$$

und die rechte Seite dieser Gleichung in einem Bereich von $0{,}3 < n < 1{,}2$ fast unabhängig von n ist und mit einer Genauigkeit von ±3% einen Mittelwert von 0,63 besitzt [115], ergibt sich folgende Gleichung für den Imaginärteil:

$$\begin{aligned} \varepsilon''(\omega) &\approx \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0 \omega} + \frac{-i_{depol}(0{,}63/\omega)}{\omega C_0 U_0} \\ &\approx \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0 \omega} + \frac{-i_{depol}(0{,}1/f)}{2\pi f C_0 U_0} \end{aligned} \tag{5.34}$$

oder für den Imaginärteil der komplexen Suszeptibilität:

$$\chi''(f) \approx \frac{-i_{depol}(0{,}1/f)}{2\pi f C_0 U_0} \tag{5.35}$$

Aus Gleichung (5.14) und (5.35) kann der Imaginärteil der komplexen Dielektrizitätszahl entsprechend dem Polarisationsstrom wie folgt geschrieben werden:

$$\varepsilon''(f) \approx \frac{i_{pol}(0{,}1/f)}{2\pi f C_0 U_0} \tag{5.36}$$

Damit kann der Imaginärteil der komplexen Dielektrizitätszahl (ε''), die proportional zum Verlustfaktor (tan δ) ist, bei jeder Frequenz aus dem Polarisationsstromwert für t = 0,1/f berechnet werden. Diese Approximation ist sehr sinnvoll für eine schnelle Berechnung der Frequenzbereichsdaten aus den Messdaten im Zeitbereich. Durch die Hamon Approximation kann der Imaginärteil der komplexen Dielektrizitätszahl nur für niedrige Frequenzen ($f \leq 0{,}1$ Hz) abgeschätzt werden, da die ersten Messpunkte des Polarisations- oder Depolarisationsstroms nach etwa 1 s erfasst werden kann und es ist daher nicht möglich, die Hochfrequenzanteile der dielektrischen Antwort zu ermitteln. In **Bild 5.9** sind der gemessene und berechnete Imaginärteil der komplexen Dielektrizitätszahl über der Frequenz (ε''(ω)) mit Hilfe der Fourier Transformation oder Hamon Approximation dargestellt.

5.8.3 Karamers-Kronig Relation

Eine physikalisch sehr signifikante Relation zwischen dem Real- und Imaginärteil der komplexen Suszeptibilität ist die Karmers-Kronig Relation, die im Wesentlichen eine Hilbert-Transformation ist [111], [116], [117]:

$$\chi'(\omega) = \frac{2}{\pi} \lim_{a \to \infty} \int_0^a \frac{x.\chi''(x)}{x^2 - \omega^2} dx \tag{5.37}$$

$$\chi''(\omega) = -\frac{2\omega}{\pi} \lim_{a\to\infty} \int_0^a \frac{x.\chi'(x)}{x^2 - \omega^2} dx \tag{5.38}$$

Mit der ersten Gleichung kann der Realteil der komplexen Suszeptibilität aus dem Imaginärteil berechnet werden, der mit der Hamon Approximation (Gl. (5.35)) berechnet wurde. Der Verlustfaktor und die Kapazität, die abhängig von der Frequenz ($f \leq 0{,}1$) sind, können vom Polarisation- und Depolarisationsstrom unter Anwendung der Hamon und Karamers-Kronig Relation abgeschätzt werden.

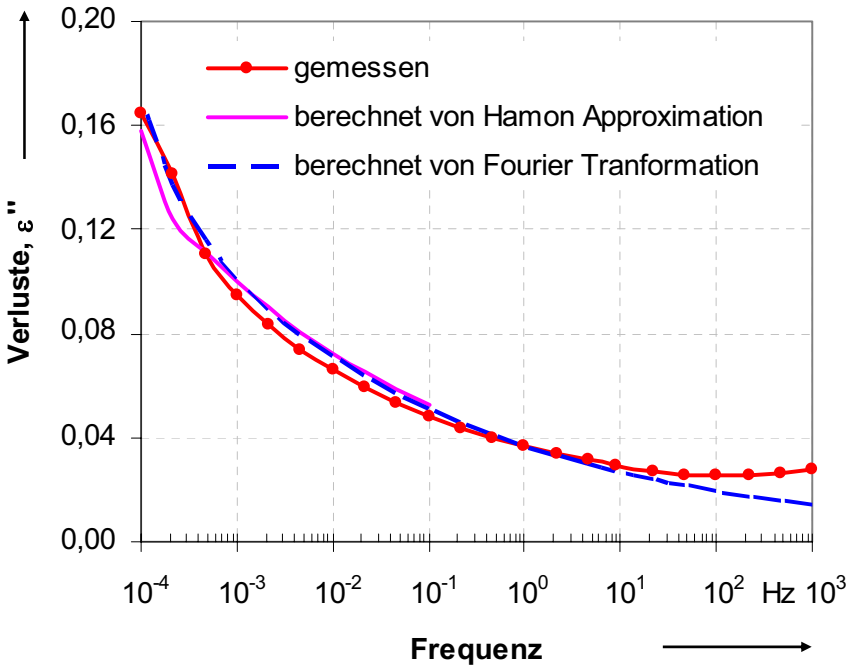


Bild 5.9: Vergleich der gemessenen und aus den Zeitbereichsdaten berechneten Werte von ε''

5.9 Vorteile der Messung im Frequenzbereich

Im Vergleich zur dielektrischen Antwortmessung im Zeitbereich hat die Messung im Frequenzbereich einige Vorteile. Bei der Erfassung der Messdaten im Zeitbereich ist aus technischen Gründen wie Verzögerung der Hochspannungsschalter und -quelle immer eine Mindeszeit nötig, bevor der erste Messpunkt erfasst werden kann, wenn konventionelle Messverfahren eingesetzt werde, dabei das Polarisations- und Depolarisationsstrom direkt gemessen werden. Es ist daher nicht möglich, die Hochfrequenzanteile der dielektrischen Antwort zu ermitteln. Diese Verzögerung beträgt etwa 1 s, so dass nur die Frequenzanteile unter 1 Hz erfasst werden können.

Ein weiterer Vorteil der Frequenzbereichsmessung ist die Schmalbandigkeit, wodurch der Einfluss der Störungen auf das Messsignal niedrig und eine einfache Filterung möglich ist. Dieser Vorteil ist besonders für dielektrische Materialien mit niedrigen Verlusten sehr wirksam, bei denen eine Messung im Zeitbereich sehr schwierig ist [109]. Außerdem kann durch die Messung der dielektrischen Antwort im Frequenzbereich außer dem Verlustfaktor die Kapazität bzw. Dielektrizitätszahl direkt ermittelt werden, die für die Zustandbeurteilung der Isoliersysteme eine sehr sinnvolle Kenngröße ist.

Die Messung im Zeitbereich hat auch ihren Vorteil darin, dass der Zeitaufwand zur Messung der niedrigen Frequenzanteile der dielektrischen Antwort gering ist als in Frequenzbereich.

5.10 Temperaturabhängigkeit der dielektrischen Antwort

Obwohl die dielektrische Antwort nicht unabhängig von der Temperatur ist, hat die Temperatur keinen sehr starken Einfluss auf Form der dielektrischen Antwort der meisten festen dielektrischen Materialen. Das ist mindesten für einen Temperaturbereich richtig, in dem keine große Änderung der inneren Struktur des Materials (Phasenübergang) stattfindet [111]. Es ist somit möglich, die Messdaten für verschiede Temperaturen durch Verschiebung der Kurven zu normalisieren, so dass sie sich in einer Einzelkurve, der Meisterkurve, decken [118], [119]. Die Meisterkurven-Technik kann im Zeit- und Frequenzbereich eingesetzt werden. Im Zeitbereich können die dielektrischen Antwortfunktionskonstanten A and n ohne Formänderung wie folgt verändert werden:

$$f(t,T_2) = A_y(T_1,T_2).f(A_x(T_1,T_2).t,T_1) \tag{5.39}$$

Dabei sind $A_x(T_1, T_2)$ und $A_y(T_1, T_2)$ die verschobenen dielektrischen Antwortfunktionskonstanten n und A, wenn die Temperatur von T_1 auf T_2 geändert wird. Diese Gleichung kann auch durch die Fouriertransformation wie folgt im Frequenzbereich geschrieben werden:

$$\chi(\omega,T_2) = \left(\frac{A_y(T_1,T_2)}{A_x(T_1,T_2)}\right).\chi\left(\frac{\omega}{A_x(T_1,T_2)},T_1\right) \tag{5.40}$$

Die Funktionen $A_{x,y}(T_1, T_2)$ sind stark temperaturabhängig und können für einige dielektrische Materiale mit der Arrhenius-Funktion dargestellt werden:

$$A_{x,y}(T_1,T_2) = \exp\left(-\frac{W_{x,y}}{k_B}\left(\frac{1}{T_2}-\frac{1}{T_1}\right)\right) \tag{5.41}$$

Hierbei ist $W_{x,y}$ die thermische Aktivierungsenergie des Materials und k_B die Boltzmannkonstante ($k_B = 1{,}3806\times10^{-23}$ J/°K) [15].

Die Messergebnisse der dielektrischen Antwort im Zeitbereich bei unterschiedlichen Temperaturen ist in **Bild 5.10** dargestellt. Diese Untersuchung wurde an einzelnen Statorstäben mit einer geometrischen Kapazität von $C_0 = 254$ pF durchgeführt. Aus **Bild 5.10** ist ersichtlich, dass der Depolarisationsstrom mit Zunahme der Temperatur zunimmt, da bei Erhöhung der Temperatur sich die Beweglichkeit vorhandener Dipole erhöht, obwohl die Wärmebewegung zu einer zunehmenden Zerstörung der Dipolausrichtung durch Stöße führt [12]. Dadurch kann es bei einer Temperaturerhöhung zu einer Zunahme der Polarisationsprozessaktivitäten und dielektrischen Verluste kommen. Die Ergebnisse der Berechnung der dielektrischen Antwortfunktionskonstanten (A und n) aus dem Depolarisationsstrom sind in **Tabelle 5.2** aufgeführt. Aus diesen Daten und der Gl. (5.41) wurden die Aktivierungsenergie W_x und W_y berechnet. Für die untersuchten Stäbe, deren Isolierung im neuen Zustand ist, sind die berechneten Aktivierungsenergie W_x und W_y:

$W_x \approx 4{,}4\times10^{-20}$ J $\qquad\qquad$ $W_y \approx -3{,}3\times10^{-21}$ J

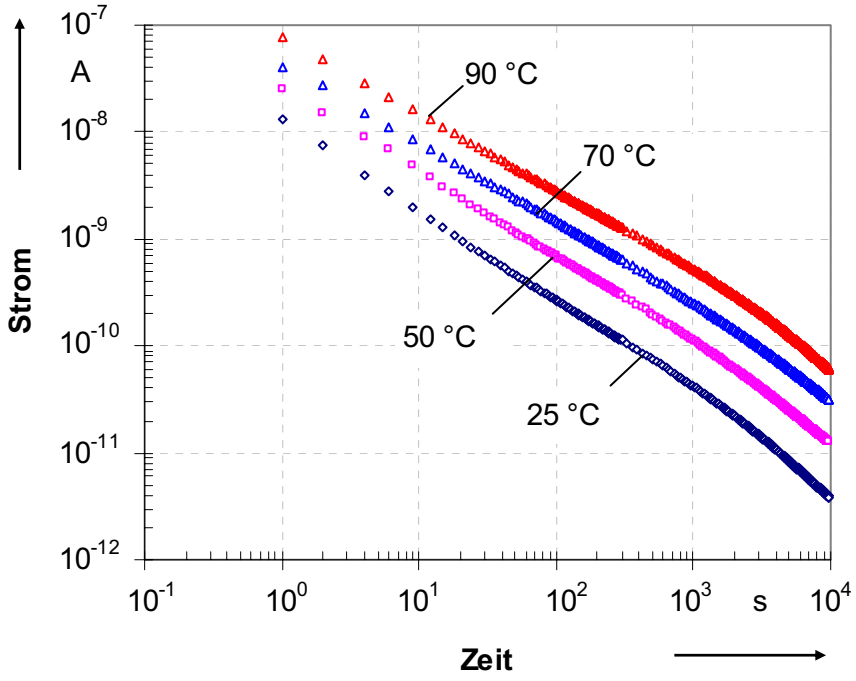


Bild 5.10: Änderung des Depolarisationsstroms bei unterschiedlichen Temperaturen ($T_c = 10000$ s, $U_0 = 2$ kV, $C_0 = 254$ pF)

Tabelle 5.2: Änderung der Konstanten der dielektrischen Antwortfunktion ($f(t)=At^{-n}$) bei unterschiedlichen Temperaturen

Temperatur °C	**A**	**n**
25	23	0,83
50	50	0,78
70	85	0,74
90	154	0,72

Die Änderungen des Verlustfaktors und der Kapazität sind Abhängigkeit der Frequenz bei verschiedenen Temperaturen sind in **Bild 5.11** dargestellt. Es ist zu erkennen, dass das Verlustfaktorspektrum sich mit der Erhöhung der Temperatur bei allen Frequenzen in Richtung höherer Verluste verschiebt. Ein leichtes lokales Maximum im Verlustfaktor-spektrum tritt bei der Temperaturerhöhung auf und verschiebt sich mit wachsender Temperatur zu höheren Frequenzen hin.

Für die Zunahme des Verlustfaktors sind nicht nur die Polarisationsverlustmechanismen verantwortlich, wie bei den Messergebnisse des Depolarisationsstroms (Bild 5.10) gezeigt, sondern auch die Leitungsverlustmechanismen, da sowohl die Bereitstellung von Trägern als auch der Transport vorhandener Ladungen innerhalb der Isolierung (Beweglichkeit) durch die Temperaturerhöhung infolge der Molekularbewegung erleichtert werden.

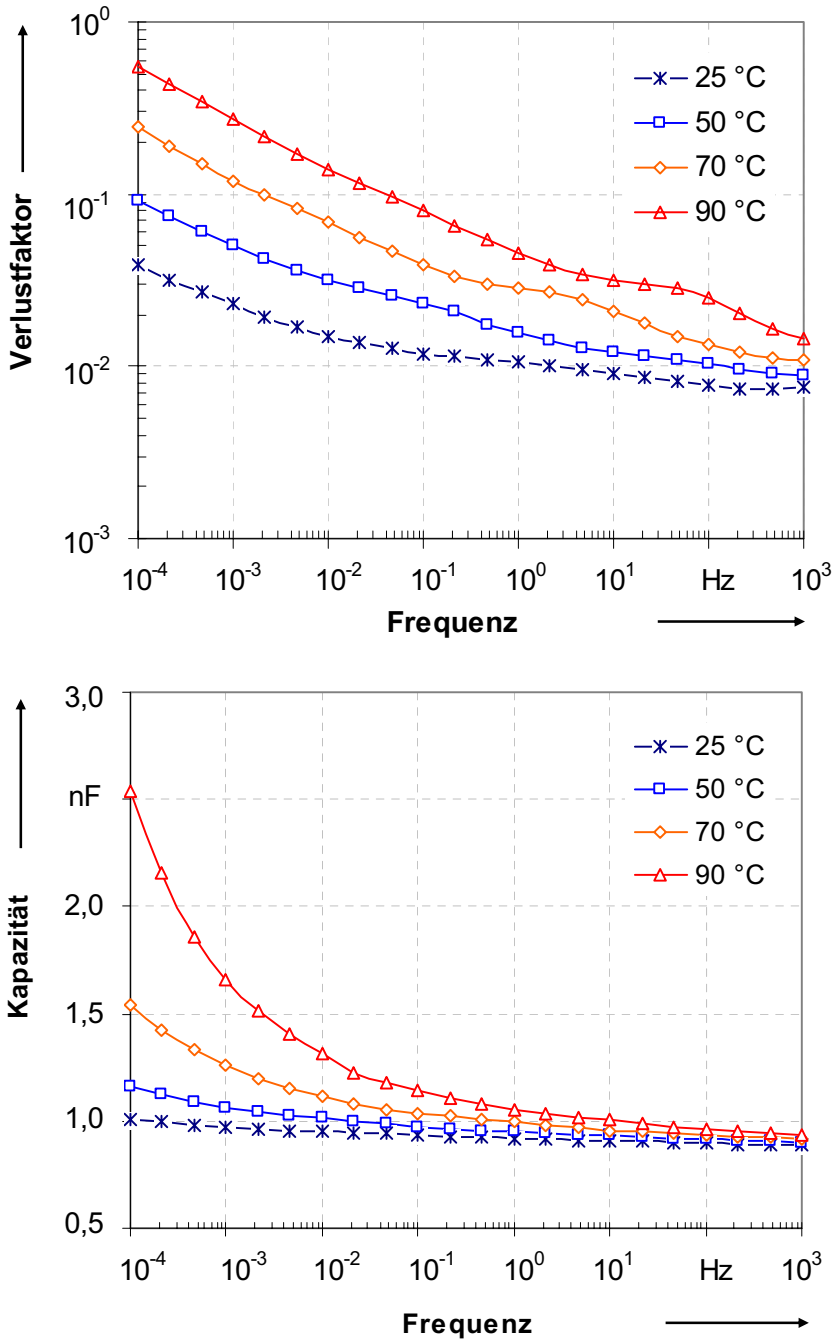


Bild 5.11: Änderung des Verlustfaktors und der Kapazität in Abhängigkeit der Frequenz bei unterschiedlichen Temperaturen ($C_0 = 254$ pF)

Der Einfluss der Temperatur auf die Kapazität bzw. Dielektrizitätszahl ist im Bereich niedriger Frequenzen signifikant. Ein Grund hierfür ist, dass die Temperaturabhängigkeit der Dielektrizitätszahl hauptsächlich durch die Grenzflächen- und Orientierungspolarisationsmechanismen, die in niedrigen Frequenzen stärker zur Wirkung kommen, verursacht wird, da bei höheren Frequenzen die Dipole dem sich schnelle verändern den Feld nicht mehr folgen können. Mit steigender Temperatur werden die zunächst eingefrorenen Dipole beweglicher, so dass Orientierungspolarisation einsetzen kann. Außerdem hat die Veränderung der Leitfähigkeit mit der Temperaturerhöhung eine Zunahme der Grenzflächenpolarisation zu Folge [12].

5.11 Einfluss des Aushärtung der Isolierung

Eine der wichtigsten Prozesse bei der Herstellung der Wicklungen rotierender Maschinen ist die Aushärtung (Curing) der Isolierung (Epoxy Resin), von der die mechanischen, elektrischen und thermischen Eigenschaften des Isoliersystems anhängig sind. Eine gute Vernetzung (Cross-Linking) des Epoxidharzes hat eine bessere Klebfestigkeit zwischen den Isolierungsschichten zur Folge. Zur Beurteilung des Aushärtungsgrads der Isolierung gibt es unterschiedliche Methoden. Wegen der guten Korrelation zwischen den dielektrischen Eigenschaften und dem Aushärtungsgrad des Epoxidharzes kann die Messung der dielektrischen Antwort als eine zerstörungsfreie Methode zur Ermittelung des Aushärtungsgrads der Isolierung eingesetzt werden. Die dielektrische Antwort kann während der Fertigung der Wicklungen gemessen werden, ohne die Qualität des Isoliersystems zu beeinflussen [120], [121].

Die dielektrische Antwort einer Epoxidharz-Mika-Isolierung mit unterschiedlichen Nachhärtungsgraden von $\alpha = 0$ (nicht ausgehärtet) bis $\alpha = 1$ (völlig ausgehärtet) ist in **Bild 5.12** dargestellt. Der Aushärtungsgrad der Isolierung wurde durch die Differential Scanning Calorimetry (DSC) bestimmt. Die Kurve bei $\alpha = 0$ zeigt ein Maximum bei einer Frequenz von ca. 100 kHz und eine Zunahme des Verlustfaktors bei niedrigen Frequenzen. Beim Verlustfaktorverhalten für niedrige Frequenzen handelt sich um die Gleichspannungsleitfähigkeit der Isolierung. Im Laufe des Aushärtungsprozesses verschiebt sich das Maximum zu niedrigen Frequenzen hin und der Verlustfaktor nimmt ab [14].

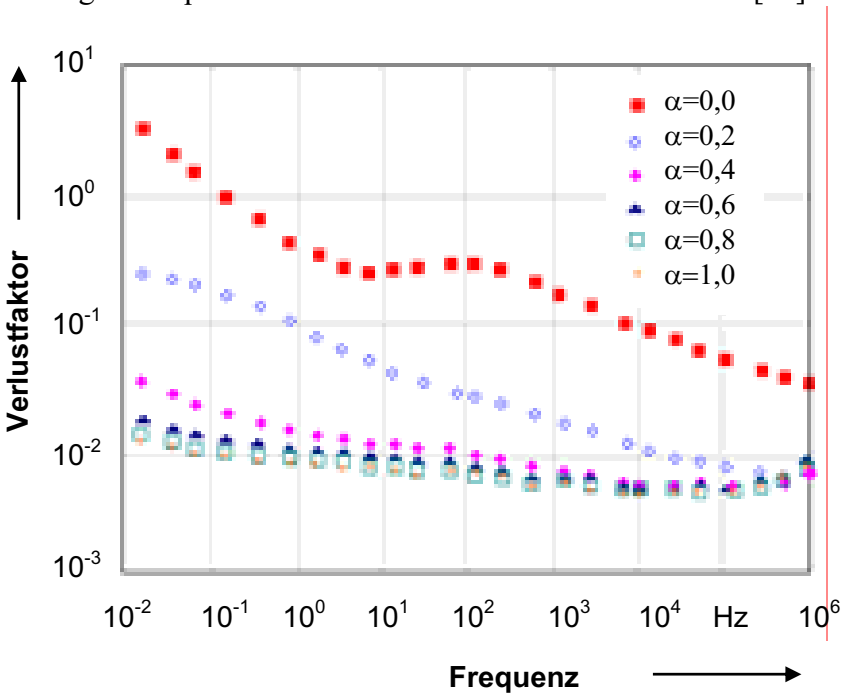


Bild 5.12: Verlustfaktor über der Frequenz bei unterschiedlichem Aushärtungsgrad der Epoxidharz-Mika-Isolierung, gemessen bei 20 °C [14]

5.12 Einfluss des Wassergehalts im Isoliersystems

Der Einfluss der Feuchtigkeit ist für die Zustandsbeurteilung der Isoliersysteme sehr wichtig. Die Wicklungsisolierung kann sich durch Kapillarwirkung mit Wasser füllen, ebenso wie alle kleinen Hohlräume in den Wicklungen und im Blechpacket. Auf den verhältnismäßig großen Oberflächen von Wicklungen kann sich zusätzlich viel Feuchtigkeit ansammeln. Die Generatoren großer Leistungen mit Hohlleitern werden sogar mit Wasser gekühlt, so dass bei Leckagen im Kühlungssystem infolge Vibration und mechanischer Beanspruchung das Wasser mit der Isolierung in Kontakt kommen kann. Eine Durchfeuchtung wird auch beim Lagern von Maschinen in feuchten, schlecht gelüfteten Räumen, bei längerer Außerbetriebsetzung der Maschinen in der feuchten Jahreszeit, beim direkten Eindringen von Wasser, z.B. auf dem Transport, sowie bei Eintritt von Wasserdampf eintreten, so dass eine unmittelbar anschließende Inbetriebsetzung eine Gefahr für Wicklungen bedeutet [4].

Die Degradation, die durch Wasser verursacht wird, kann sowohl chemisch der auch physikalisch sein. Der chemische Degradationsmechanismus erzeugt Ionen infolge Reaktion mit den Isolierstoffkomponenten [122], was eine Abnahme der Klebfestigkeit zwischen denen Komponenten verursacht. Die physikalische Degradation beinhaltet die Formation der Wasserschichten um die Füllstoffe herum [123], was eine Zunahme der Grenzflächen-polarisation zur Folge hat.

Eine genaue prozentuale Messung des Feuchtigkeitsgehalts von Maschinenisolierung ist nicht möglich, da der für Feuchtigkeit undurchlässige Glimmer eine gleichmäßige, reproduzierbare Feuchteverteilung in der Isolierung nicht zulässt [1]. Die Feuchtigkeit der Wicklungs-isolierung wird daher oft durch eine Isolationswiderstandsmessung ermittelt, obwohl der Isolationswiderstand einer Wicklung nicht nur von der Feuchtigkeit sondern auch vom Grade der Verschmutzung abhängt. Je nach Leitfähigkeit des auf den Wicklungen abgelagerten Schmutzes, z.B. Ruß oder Kohlenstaub, wird der Isolationswiderstand beeinträchtigt [4].

Die Feuchtigkeitsaufnahme der Isolierungen findet auch im Wert der dielektrischen Verluste ihren Ausdruck, da Wassermoleküle (H_2O) polar sind. Obwohl durch die Verlustfaktor-messung bei 50 Hz die Feuchtigkeitsaufnahme der Isolierungen detektierbar ist, sind Änderungen nicht nur von der Feuchtigkeit sondern auch von anderen Ursachen wie Alterung abhängig. Um den Einfluss der Feuchtigkeit auf die dielektrischen Verluste zu untersuchen, wurde die dielektrische Antwort im Zeit- und Frequenzbereich bei unterschiedlichem Feuchtigkeitszustand des Isoliersystems rotierender Hochspannungs-maschinen gemessen. Damit wurde versucht herauszufinden, ob durch die dielektrische Antwort die Feuchtigkeit der Isolierung getrennt von Einflüssen andrer Ursachen ermittelt werden kann. Es wurden einzelne Statorstäbe mit einer geometrischen Kapazität von $C_0 = 254$ pF für ein paar Woche in Wasser gelegt und danach die dielektrische Antwort im Zeit- und Frequenzbereich gemessen. Die Messungen wurden nach bestimmten Zeiten durchgeführt, in denen an die Stäbe bei Raumtemperatur (RT), 40 °C und 70 °C getrocknet wurden. **Bild 5.13** zeigt die Änderung in Verlustfaktor und Kapazität abhängig von der Frequenz. Die entsprechenden Zustände der Stäbe für dieses Bild sind in **Tabelle 5.3** aufgelistet.

Die Messergebnisse zeigen die hohe Empfindlichkeit der dielektrischen Antwort auf den Wassergehalt der Isolierung. Feuchtigkeit wirkt wegen des sehr gut polarisierbaren Wassermoleküls sowie durch seine Leitfähigkeitserhöhung stark verlustersteigend [12]. Aus den Messergebnissen im Frequenzbereich ist auch ersichtlich, dass der Verlustfaktor ein lokales Maximum zeigt, dass sich mit der Trocknung der Isolierung in Richtung niedriger Frequenzen verschiebt. Die Höhe und die Lage des Verlustmaximums reagieren auf die Trocknung empfindlich.

Ein Verlustmaximum gibt es für alle Isoliermaterialien, obwohl es sehr starke Unterschiede zwischen verschiedenen den Materialien, den verschiedenen Materialzuständen (z.B. Feuchtigkeit und Alterung) und dem unterschiedlichen Isolationsaufbau (Grenzflächen-polarisation) gibt und es durch die Überlagerung mehrer Polarisationsmechanismen beeinflusst werden kann [12]. Der physikalische Grund für Auftreten des Verlustmaximums ist, dass mit steigender Frequenz die Polarisationsverluste zunehmen, da z.B. die Dipole schneller durch das elektrische Feld bewegt werden. Bei weiterer Frequenzerhöhung nehmen die dielektrischen Verluste jedoch ab, da die Dipole dem schneller veränderlichen Feld nicht mehr unverzögert oder überhaupt nicht mehr folgen können.

Wegen der sehr ausgeprägten Orientierungspolarisation des Wassermoleküls ist auch aus den Messergebnissen auch eine Zunahme der Kapazität bzw. der Permittivität bei allen Frequenzen mit der Feuchtigkeitsaufnahme der Isolierung zu erkennen, die bei niedrigen Frequenzen jedoch viel größer ist. Theoretisch soll bei der Frequenz, bei der das Verlustmaximum auftritt, eine Veränderung im Verlauf der Permittivität zu erkennen, was vermutlich wegen der Überlagerung mehrerer Polarisationsmechanismen hier nicht deutlich wird.

Tabelle 5.3: Beschreibung der unterschiedlichen Zustände für die Messungen

Zustand	Beschreibung
1	neu hergestellte Statorstab (relativ trocken)
2	nach 7 Wochen in Wasser and 3 Tagen Lagerung bei 25 °C (relativ feucht)
3	nach weiteren 20 Tagen Lagerung bei 25 °C
4	nach weiteren 20 Tagen Lagerung bei 25 °C
5	nach weiteren 5 Tagen Trocknung bei 40 °C
6	nach weiteren 3 Tagen Trocknung bei 70 °C
7	nach weiteren 3 Tagen Trocknung bei 70 °C

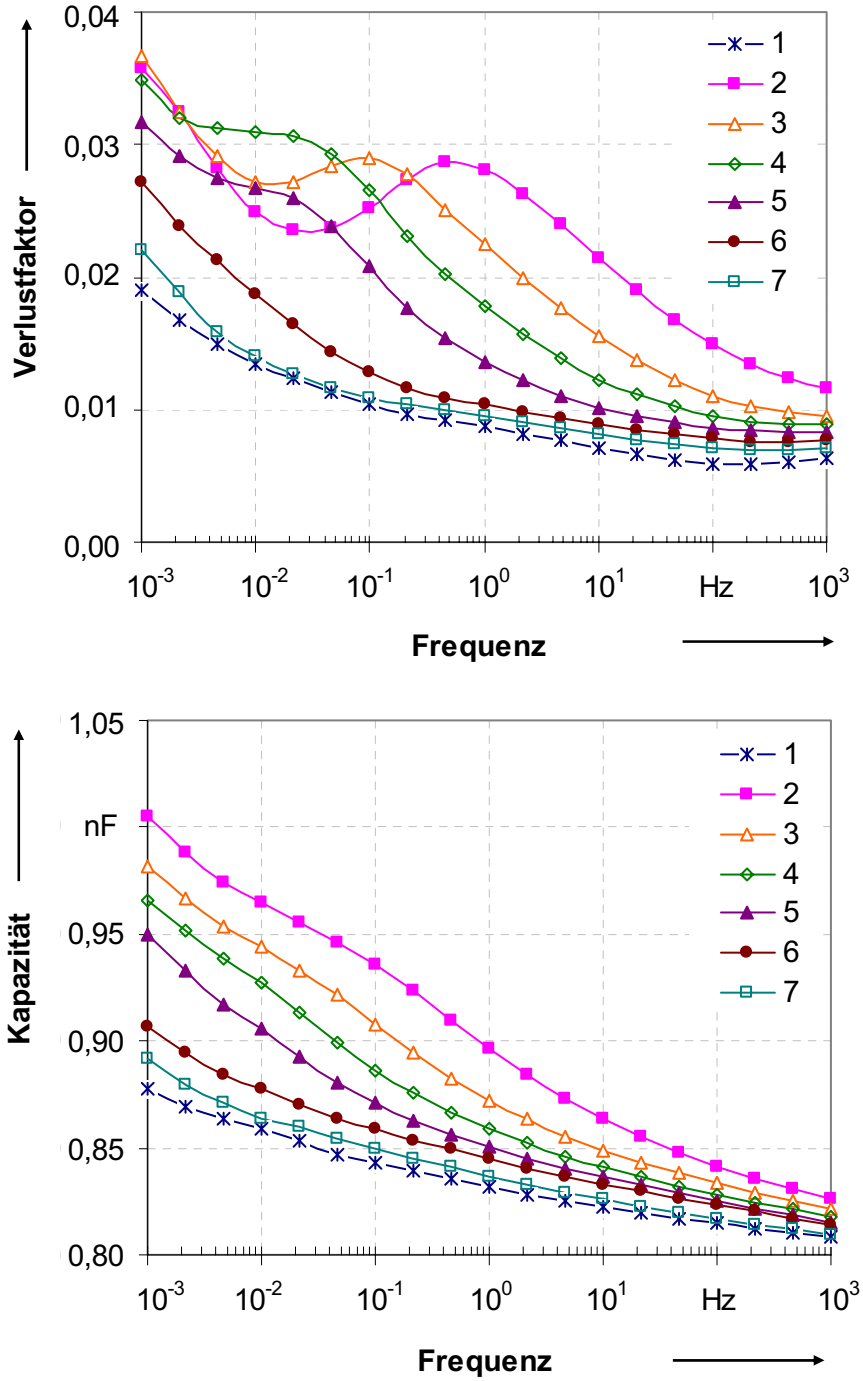


Bild 5.13: Änderung des Verlustfaktors und der Kapazität abhängig von der Frequenz bei unterschiedlichem Feuchtezustand der Isolierung ($C_0 = 254$ pF)

5.13 Einfluss der elektrischen Beanspruchung

Zur Ermittlung des Einflusses eines rein elektrischen Alterungsprozesses auf die dielektrische Antwort wurde parallel zur TE-Messung der Polarisations-/Depolarisationsstrom und der Verlustfaktor sowie die Kapazität abhängig von der Frequenz gemessen, wobei die Stäbe mit einer Spannung von 15 kV (8,3 kV/mm) elektrisch beansprucht und dadurch gealtert sind. Die Messergebnisse der dielektrischen Spektroskopie im Frequenz- und Zeitbereich für einen Stab (S_{E1}) wurden in **Bild 5.15** und **Bild 5.14** dargestellt, wobei nach 5825 h Alterung ein

Durchschlag beobachtet wurde. Die Bilder zeigen, dass die rein elektrische Beanspruchung keine signifikanten Änderungen in der dielektrischen Antwort im Zeit- und Frequenzbereich verursacht. Dieses kann bedeutet, dass eine Degradation der Isolierung infolge einer rein elektrischen Beanspruchung nicht gut durch die dielektrische Antwort detektiert werden kann.

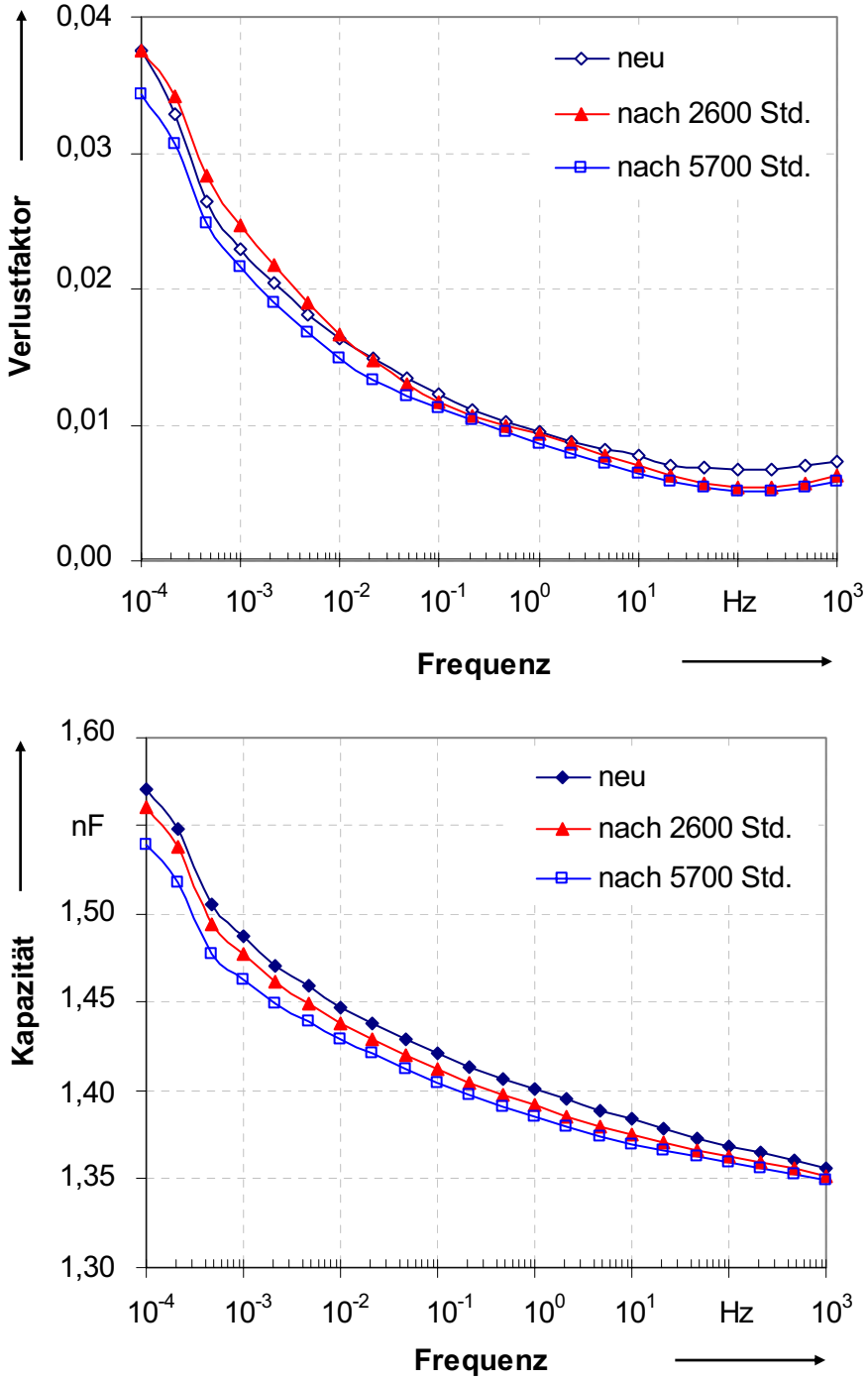


Bild 5.14: Änderung des Verlustfaktors und der Kapazität in Abhängigkeit der Frequenz bei elektrischer Beanspruchung

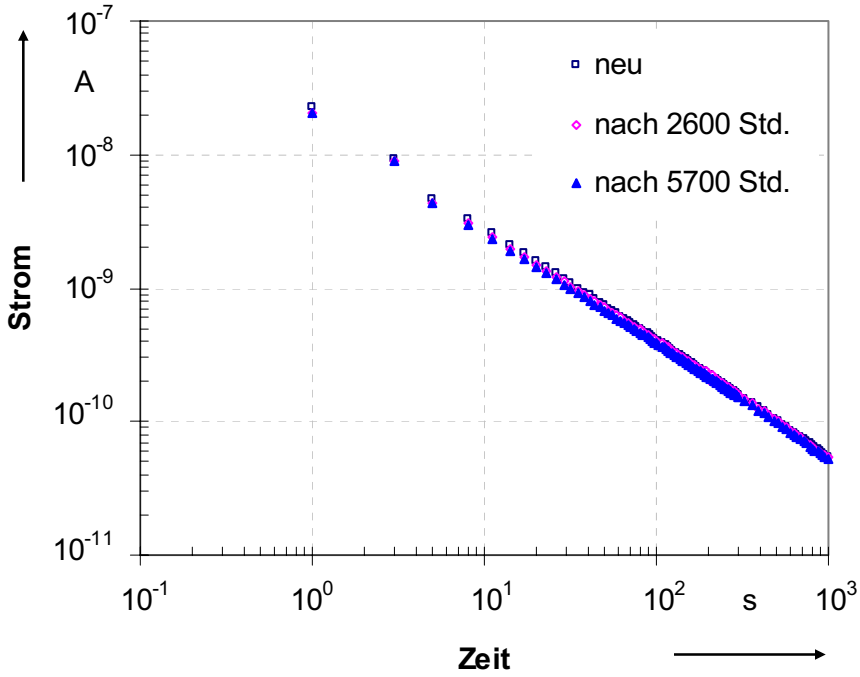


Bild 5.15: Depolarisationsstrom bei elektrischer Beanspruchung (Stab S_{E1}, $T_c = 10000$ s, $U_0 = 2$ kV, $C_0 = 374$ pF)

5.14 Einfluss der thermo-elektrischen Beanspruchung

Um die Reaktion der Kenngrößen der dielektrischen Antwort auf Veränderungen im Isoliersystem infolge Überlagerung von thermischer und elektrischer Beanspruchungen zu untersuchen, wurde parallel zur TE-, Kapazitäts- und Verlustfaktormessungen in Abhängigkeit von der Spannung eine Messung der dielektrischen Antwort im Zeit- und Frequenzbereich an den Statorstäben durchgeführt, die gleichzeitig mit einer Temperatur von 150 °C und einer elektrischen Feldstärke von 5,5 kV/mm (10 kV, 50 Hz) beansprucht wurden. **Bild 5.16** zeigt die Änderungen in den Frequenzbereichmessergebnissen bzw. im Verlustfaktor und der Kapazität in Abhängigkeit von der Frequenz am Statorstab S_{TE1}, der nach 7183 h Alterung einen Durchschlag hatte.

Aus den Bildern ist ersichtlich, dass sich wegen der Feuchtigkeitsabnahme und des Aushärtungsprozesses in der Isolierung infolge der Aufheizung des Stabs zunächst der Verlustfaktor und Kapazität bei allen Frequenzen in Richtung niedriger Verluste und Kapazitäten verschiebt. Die Änderung ist bei niedrigen Frequenzen größer als bei hohen. Danach nimmt der Verlustfaktor mit der Alterung zu. Diese Änderung ist nicht gleichmäßig für alle Frequenzen, sondern für niedrige Frequenzen gering. Der Verlustfaktor zeigt in Abhängigkeit vom Alterungszustand lokale Maxima, deren Position und Höhe sich mit der Alterung ändern.

Die Messergebnisse der Kapazität bestätigen die Messergebnisse aus Abschnitt 4.4.4 und zeigen, dass im Laufe der Alterung der Wert der Kapazität bei allen Frequenzen abnimmt, wobei die Änderungen in den hohen Frequenzen deutlich größer sind. Somit wird auch die

Frequenzabhängigkeit der Kapazität bzw. der Permittivität in Abhängigkeit von der Alterung größer.

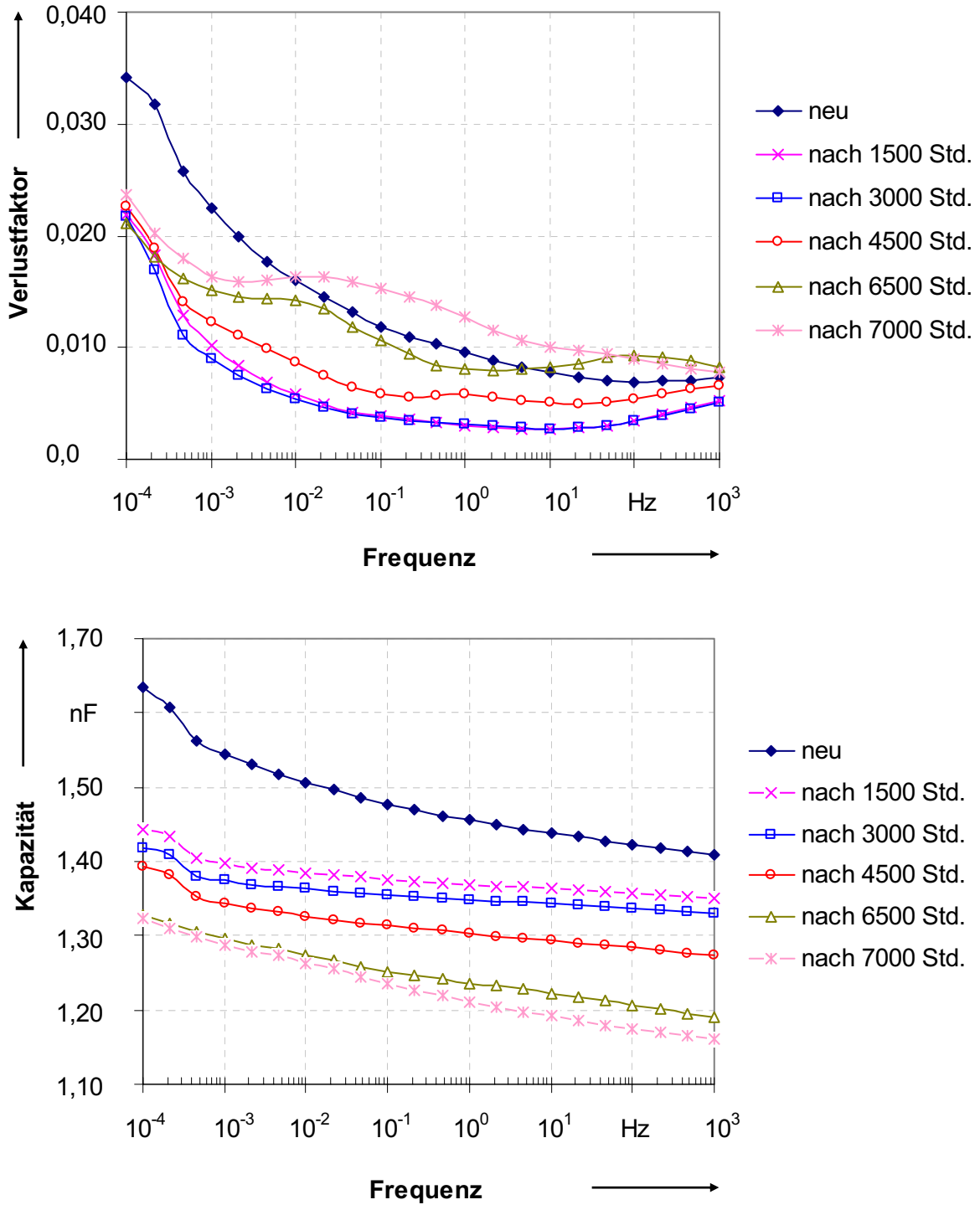


Bild 5.16: Änderung des Verlustfaktors und der Kapazität in Abhängigkeit der Frequenz während der thermischen und elektrischen Alterung (Stab S_{TE1}, $C_0 = 374$ pF)

Ein Vergleich des Einflusses von Feuchtigkeit und Alterung auf die Messergebnisse der dielektrischen Antwort im Frequenzbereich verdeutlicht, dass, obwohl beide im Allgemeinen eine Zunahme des Verlustfaktors verursachen, ihr Einfluss auf die Veränderung der Kapazität jedoch unterschiedlich ist. Während die Feuchtigkeitsaufnahme einen Anstieg der Kapazität

bei allen Frequenzen verursacht, wie **Bild 5.13** zeigt, nimmt die Kapazität im Allgemein mit der Alterung ab. Andererseits ist der Einfluss der Feuchtigkeit und Alterung auf die Kapazität im niedrigen und hohen Frequenzbereich unterschiedlich. Die Feuchtigkeit beeinflusst mehr die Werte im niedrigen Frequenzbereich, während die Wirkung der Alterung im hohen Frequenzbereich bemerkbar ist. Aus dieser Beobachtung ergibt sich, dass eine Änderung der Kapazität als ein wichtiger Parameter zur Zustandsbeurteilung der Isolierung hinsichtlich der Feuchtigkeit und Alterung zu betrachten ist.

Die Änderung der dielektrischen Antwort im Zeitbereich, in **Bild 5.17** dargestellt, bestätigt die Messergebnisse im Frequenzbereich. Während die Änderungen bei den gemessenen Depolarisationsströmen in den längeren Zeiten ($t > 100$ s) sehr niedrig sind, ändern sie sich mit zunehmender der Alterung in den kurzen Zeiten sehr signifikant. Dass bedeutet, dass die thermische und elektrische Beanspruchung eine Zunahme des Polarisations- und Depolarisationsstroms verursacht, wobei die schnell ablaufenden Polarisationsprozesse stärkeren Einfluss haben als die langsam ablaufenden.

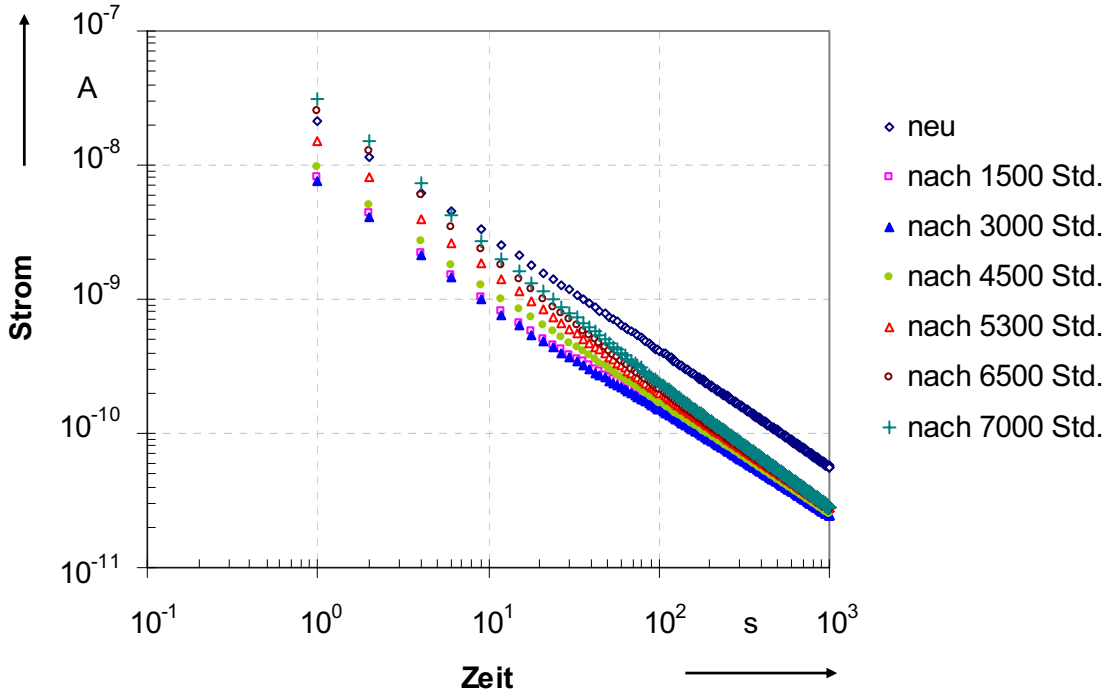


Bild 5.17: Änderung des Depolarisationsstroms während der thermischen und elektrischen Alterung (Stab S_{TE1}, $T_c = 10000$ s, $U_0 = 2$ kV, $C_0 = 375$ pF)

Die dielektrische Antwortfunktion im gealterten Zustand entspricht nicht mehr dem Curie-von Schweidler-Modell ($f(t)=At^{-n}$) nicht mehr und kann in einem Log-Log-Diagramm nicht mit einer Grade dargestellt werden, deren Steigung *-n* ist. Es ergeben sich zwei oder mehrere Linien, deren Steigungen $-n_1$, $-n_2$,… ist, und die im Frequenzbereich als Minima (wenn $n_1 > n_2$) und Maxima (wenn $n_1 < n_2$) erscheinen. Wenn diese mit dem Curie-von Schweidler-Modell angenähert werden, können trotzdem die Änderungen in den dielektrischen Antwortfunktionskonstanten *A* und *n* als empfindliche Kenngrößen bei dem Alterungsprozess verwendet werden, wie es in **Tabelle 5.4** für den Stab S_{TE1} und den Stab S_{TE4} erkennbar ist.

Die Konstanten nehmen mit der Alterungsdauer zu, obwohl sie zunächst wegen der Aushärtung und Feuchtigkeitsabnahme der Isolierung abnehmen. Ein Vergleich der dielektrischen Antwortfunktionskonstanten der Stäbe S_{TE1} und S_{TE4} bestätigt, dass die Änderungen des Stabs S_{TE1}, bei dem die thermische Beanspruchung 8 °C höher als beim Stab S_{TE4} war, schneller erfolgt. Somit ist ersichtlich, dass die benanten Konstanten als ein Maß für die Alterung herangezogen werden können.

Tabelle 5.4: Änderung der Konstanten der dielektrischen Antwortfunktion ($f(t)=At^{-n}$) während der thermischen und elektrischen Alterung (Stäbe S_{TE1} und S_{TE4})

Alterungszeit	**A**		**n**	
Std.	Stab S_{TE1}	Stab S_{TE4}	Stab S_{TE1}	Stab S_{TE4}
0	31	33	0,83	0,84
1500	8	8	0,78	0,79
3000	8	7	0,81	0,78
4500	11	8	0,83	0,79
5800	17	12	0,94	0,85
6500	27	18	0,98	0,94
7000	33	25	1,01	0,97
7500	-	29	-	0,99

Ein anderes Verfahren zur Analysierung der Messdaten im Zeitbereich ist Anwendung des allgemeinen Ersatzbilds zur Beschreibung verschiedener Polarisationsmechanismen durch Erweiterung des Parallelersatzschaltbildes (**Bild 5.18**).

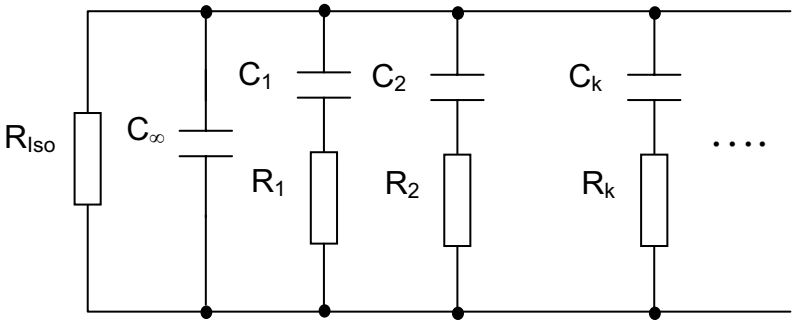


Bild 5.18: Polarisationsersatzschaltbild in allgemeiner Form

Es besteht aus der Hochfrequenz-kapazität C_∞ und dem Isolationswiderstand R_{Iso} zur Berücksichtigung der Leitfähigkeit. Die Parallelschaltung von RC-Gliedern repräsentiert die Polarisations- und Depolarisations-vorgänge innerhalb der Isolierung. Dabei verzögert der Serienwiderstand R_k die Auf- und Entladung der Zusatzkapazität C_k entsprechend der

Zeitkonstanten $\tau_k = R_k C_k$. Die sogenanten Relaxationszeitskonstanten τ_k repräsentieren die Relaxationszeit der unterschiedlichen Polarisationsmechanismen innerhalb der Isolierung.

Bei der Depolarisationsmessung werden die Hochfrequenzkapazität C_∞ und der Isolationswiderstand R_{Iso} kurzgeschlossen und der Depolarisationsstromverlauf kann aus dem allgemeinen Ersatzbild mit einigen exponential abklingenden Stromkomponenten angenährt werden. Die Anzahl der Exponentialkomponenten bzw. RC-Giedern kann so gewählt werden, dass mindestens eine Komponente pro Messdekade vorhanden ist. Wenn der Depolarisationsstrom von 1 bis 1000 s gemessen wird, soll er mit mindesten drei Komponenten wie folgt angenährt werden:

$$I_{dpol} \approx A_1 e^{-\frac{t}{\tau_1}} + A_2 e^{-\frac{t}{\tau_2}} + A_3 e^{-\frac{t}{\tau_3}} \tag{5.42}$$

Die Konstanten $A_{1,2,3}$ und $\tau_{1,2,3}$ können mit Hilfe eines nichtlinearen Algorithmus aus dem Verlauf des Depolarisationsstroms berechnet werden. Die Konstanten τ_1, τ_2, und τ_3 repräsentieren die Relaxationszeit der unterschiedlichen Polarisationsmechanismen und können als die spezifischen Parameter betrachtet werden, die auf die Alterungsprozesse innerhalb der Isolierung reagieren. Dazu wurden aus den Messergebnissen des Depolarisationsstroms zu unterschiedlichen Alterungszeiten die Relaxationszeitskonstanten mit Hilfe der Software MATLAB unter Einsatz des "Non-linear Least Squares" Algorithmus (LSQCURVEFIT) berechnet. Die aus den Messergebnissen des Depolarisationsstroms der Stäbe S_{TE1} und S_{TE4} berechneten Relaxationszeitskonstanten im Laufe der Alterung sind in **Bild 5.19** und **Bild 5.20** dargestellt. Aus diesen Bildern ist zu erkennen, dass die Reaktion der Relaxationszeitkonstanten auf die Änderungen innerhalb der Isolierung erkennbar ist, besonders die Zeitkonstanten τ_1 und τ_2 geben die Änderungen innerhalb der Isolierung infolge thermischer und elektrischer Beanspruchungen sehr gut wieder. Während sie zunächst wegen der Feuchtigkeitsabnahme und des Aushärtungsprozesses in der Isolierung abnehmen, steigen sie anschließend mit der Zunahme der Alterung deutlich an.

Die hauptsächliche chemische Reaktion im Epoxidharz im Laufe der thermischen Alterung ist die Spaltung der Moleküle mit hohem Molekulargewicht in der Epoxidharz-Matrix und die Erzeugung von Molekülen mit niedrigem Molekulargewicht. In Anwesenheit von Sauerstoffmolekülen erfolgt am Ende der gespaltenen Molekülketten eine neue chemische Reaktion, in dem sich die Sauerstoffmoleküle an die gebrochenen Molekülenden binden. Dieser Prozess wird Oxidation genannt, der eine allmähliche Zerstörung der Isolierung zur Folge hat [3]. Solche Prozesse erzeugen flüchtige Gasprodukte wie H_2O, CO and CO_2 und niedermolekulare Feststoffe sowie Oligomer-Komponenten wie Methylcyclopentadien, Methyl-, Vinyl- and Ethylchloride, die im Harz eingeschlossen waren. Da diese Komponenten meist polar sind, zeigen sie dielektrische Verluste, was in den Kurven der dielektrischen Antwort im Zeit- und Frequenzbereich ersichtlich ist. Solche Prozesse können sich auch infolge radioaktiver Strahlung ereignen [125], sodass eine Zunahme der dielektrischen Verluste im Laufe der Jahre in einen Isoliersystem für rotierende Hochspannungsmaschinen auch ein Zeichen für chemische Änderungen innerhalb der Isolierung sein kann. Ein weiterer Prozess, der für die Zunahme der dielektrischen Verluste verantwortlich ist, ist die Degradation des Epoxidharzes

und die Abnahme der Klebefestigkeit zwischen den Isolierkomponenten. Damit nimmt das bestehende freie Volumen innerhalb der Isolierung zu, was eine bessere Beweglichkeit der Polargruppen ermöglicht.

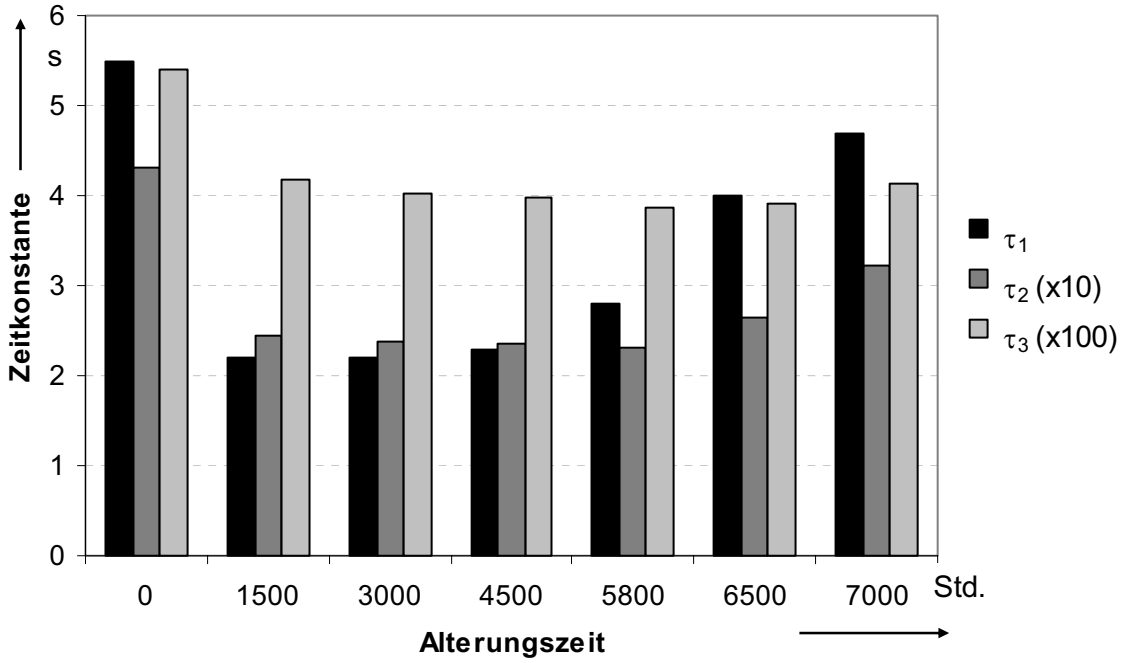


Bild 5.19: Änderung der Relaxationszeitkonstanten τ_1, τ_2, und τ_3 während der thermischen und elektrischen Alterung (Stab S_{TE1}, T_c= 10000 s, U_0 = 2 kV, C_0 = 375 pF)

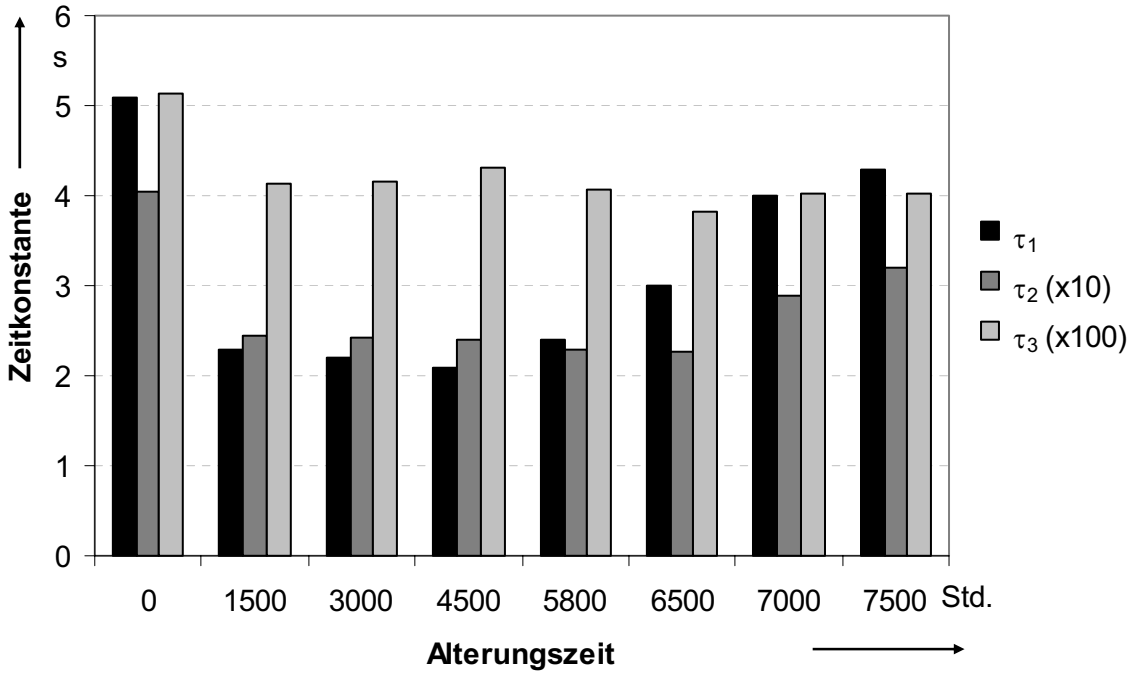


Bild 5.20: Änderung der Relaxationszeitkonstanten τ_1, τ_2, und τ_3 während der thermischen und elektrischen Alterung (Stab S_{TE2}, T_c= 10000 s, U_0 = 2 kV, C_0 = 375 pF)

Der Isolationswiderstand ist somit eine sinnvolle Kenngröße zur Zustandsbeurteilung eines Isoliersystems. Diese Kenngröße ist auf Oberflächenverschmutzung, Feuchtigkeit und einige Defekte wie Risse oder verkohlte Ableitungswege in der Isolierung sehr empfindlich. Die Empfindlichkeit des Isolationswiderstands auf die Alterung infolge der thermischen und elektrischen Beanspruchung wurde daher in dieser Arbeit untersucht. Der aus dem Polarisationsstrom berechnete Isolationswiderstand bei $t = 60$ s (Ein-Minutenwert) im Laufe des thermischen und elektrischen Alterungsprozesses für Stäbe S_{TE1} und Stab S_{TE4} ist in **Bild 5.21** dargestellt. Es ist gut zu erkennen, dass der Isolationswiderstand sich zunächst mit der Beanspruchungszeit wegen der Feuchtigkeitsabnahme und Aushärtung der Isolierung infolge hoher Temperatur um mehr als das dreifache vergrößert. Danach sinkt der Isolationswiderstand (IR_1) wegen chemischer und physikalischer Veränderungen im Werkstoff mit der Alterung.

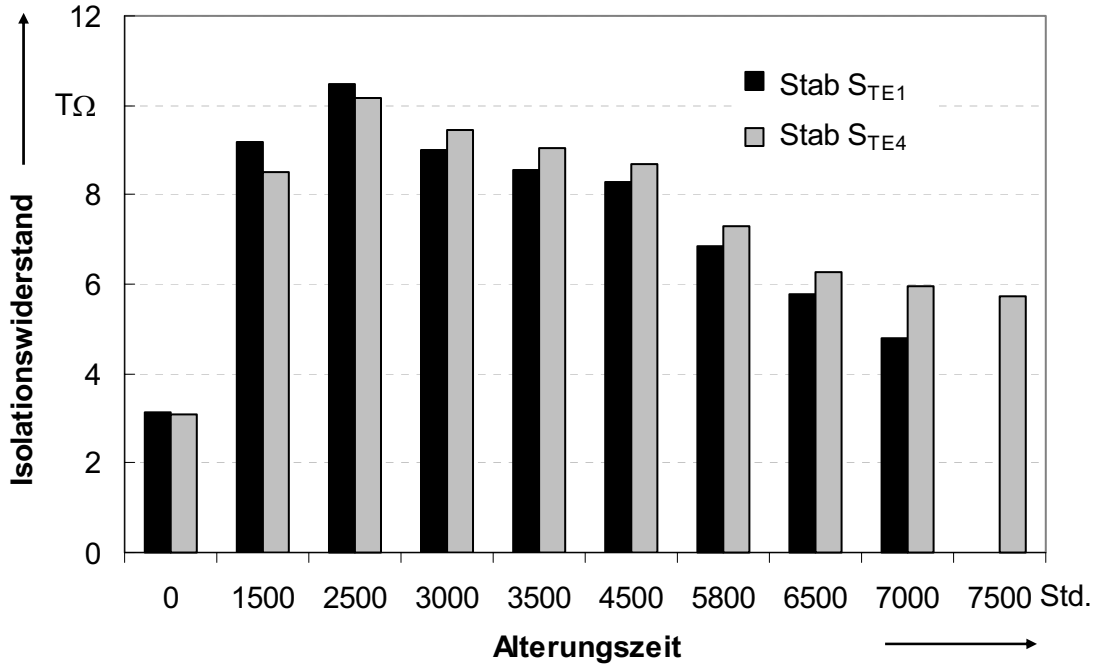


Bild 5.21: Änderung des Isolationswiderstandes (IR_1) wärend der thermischen und elektrischen Alterung (Stäbe S_{TE1} und S_{TE4}, $U_c = 2$ kV, RT)

Zusammenfassung

Die vorliegende Arbeit berichtet über die Möglichkeiten der Teilentladungs-, Verlustfaktor- und Kapazitätsmessungen sowie Messung der dielektrischen Antwort im Zeit- und Frequenzbereich als zerstörungsfreie Verfahren zur Zustandbeurteilung von Isoliersystemen für rotierende Hochspannungsmaschinen.

Nach einem einleitenden Überblick über das Isoliersystem, die Alterungsmechanismen und die Diagnoseverfahren an elektrischen Maschinen wurden zunächst grundsätzliche Betrachtungen über die TE-Messtechnik und den Stand der TE-Messtechnik bei rotierenden Hochspannungsmaschinen angestellt. Zur Beurteilung der Einflüsse der Temperatur und der Spannung auf die elektrischen und dielektrischen Eigenschaften der Isolierung im Dauerversuch wurden Statorstäbe durch reine und kombinierte Beanspruchungen (thermisch, elektrisch und thermo-mechanisch) gealtert und die Daten der Teilentladungsaktivität, des Verlustfaktors, die Kapazität und der dielektrischen Antwort kontinuierlich in Abhängigkeit der Zeit aufgenommen. Es wurden zusätzlich unter kontrollierten Laborbedingungen künstliche Defekte analog zur Praxis in den einzelnen Stäben nachgebildet und durch Vergleich der TE-Pattern charakteristische Merkmale im TE-Verhalten bei bestimmte Mängel herausgefunden, die zu ihrer Identifikation herausgezogen werden können.

Die wichtigsten Erkenntnisse der Untersuchungen an einen Isoliersystem für Ständerwicklungen lassen sich folgendermaßen zusammenfassen:

1. Die thermische Beanspruchung hat einen bedeutenden Einfluss auf das TE-Verhalten des Isoliersystems von Hochspannungsmaschinen. Eine thermische Beanspruchung oberhalb der Wärmeklasse der Isolierung hat auch bei kurzer Dauer einen sprunghaften Anstieg der TE-Häufigkeit und -Intensität zur Folge. Als eine Kenngröße zur Auswertung der Änderungen der TE-Aktivitäten im Laufe der Alterung kann der maximale Anstieg der Ladungs-Spannungskurven herangezogen werden, der mit der Alterung steigt. Die Änderungen können in der Regel das Resultat von Delaminationen innerhalb der Hauptisolierung sein, die durch die unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten der in elektrische Maschinen vorhandenen Materialen wie Kupfer, Eisen und Isoliermaterial hervorgerufen wird. In diesen Delamationen treten dann im Betrieb der Maschine die inneren Teilentladungen auf.

2. Die Verlustfaktor- und Kapazitätsmessergebnisse zeigen, dass die Abhängigkeit des tan δ und der Kapazität einer neuen und mäßig gealterten Isolierung von der Messspannung gering ist. Eine thermische Beanspruchung oberhalb der Wärmeklasse der Isolierung hat einen signifikanten Anstieg des Verlustfaktors mit der Zunahme der Messspannung zur Folge. Außerdem hat die thermische Beanspruchung eine Spannungsabhängigkeit der Kapazität zur Folge, während der Absolutwert der Kapazität sich im Allgemeinen durch die Zunahme der Lufteinschlüsse in der Isolierung abnimmt. Als Kenngrößen zur Auswertung des Verlustfaktors während der Alterung können die mittlere Zunahme des Verlustfaktors für $0{,}2U_N$ und $0{,}6U_N$ (Δ_1), der maximale Anstieg der Verlustfaktor-

Spannungskurve (Δ_2) oder die Kapazitätsdifferenz (ΔC) herangezogen werden. Die Messergebnisse bestätigen, dass diese Kenngrößen als signifikante Merkmale für Zustandsbeurteilung der Isolierung im Zusammenhang mit der thermischen Beanspruchung geeignet sind.

3. Eine rein elektrische Beanspruchung führt zu einer unerwartenten Änderung der TE-Pattern. Die TE-Amplitude und -Anzahl steigen zunächst mit der Alterung an, nehmen aber dann mit fortschreitender elektrischer Beanspruchung wieder ab. Änderungen im Gasdruck, Gaskomposition und/oder der Zunahme der elektrischen Oberflächenleitfähigkeit der Hohlräume innerhalb der Isolierung sind als Ursachen möglich. Es findet eine Änderung des TE-Regimes vom Streamer- zur Townsend-Mechanismus oder pseudoglow statt. Dieser TE-Typ kann nicht mit konventionellen TE-Messgeräten, die Teilentladungen auf Grund ihres impulsförmigen Charakters erfassen, nachgewiesen werden. Die TE-Messergebnisse liefern daher keinen eindeutigen Hinweis darauf, dass ein Ende der Betriebszeit des Isoliersystems.

4. Die Ergebnisse der Verlustfaktor- und Kapazitätsmessung liefern auch keinen eindeutigen Hinweis auf Degradation der Isolierung infolge der rein elektrischen Beanspruchung. Ein paar zehn Stunden vor dem Durchschlag innerhalb der Isolierung ist nicht erkennbar, dass eine Ende der Betriebszeit des Isoliersystems mit einem Durchlag erreicht ist.

5. Die Untersuchungen bestätigen die Empfindlichkeit der TE-Pattern auf die Änderungen in der Isolierung infolge der thermo-mechanischen Beanspruchung. Vergleiche mit TE-Pattern des untersuchten Stabes in Neuzustand zeigen eine allgemeine Zunahme der TE-Aktivitäten mit Zunahme Alterung. Diese Änderung ist eine signifikante Anzeige für die Ausbildung von Delaminationen innerhalb der Hauptisolierung infolge der thermo-mechanischen Kräfte. Mit Zunahme der Alterung nimmt auch der maximale Anstieg der Ladungs-Spannungskurven zu. Bei einer Spannungssteigerung ist zunächst eine Zunahme der Ladungswerte zu erkennen, die jedoch bei weiterer Spannungssteigerung annähernd konstant bleiben oder sogar abnehmen.

6. Die Änderung des Verlustfaktors und der Kapazität als Funktion der Spannung und die Tendenz der Änderung können als empfindliche Parameter für die Auswertung der thermo-mechanischen Alterung im Isoliersystem verwendet werden. Die Kenngröße Δ_1, Δ_2 und ΔC sind steigen linear zu der thermo-mechanischen Alterung mit den Alterung an.

7. Eine gleichzeitige Beanspruchung der Isolierung durch Temperatur und elektrisches Feld verursacht physikalische und chemische Veränderungen in der Isolierung, die das TE-Verhalten signifikant beeinflussen kann und eine Zunahme der TE-Aktivitäten mit der Alterung zur Folge haben. Obwohl die Änderungen der Amplitude der TE-Patten und in der Amplitude der Ladungen mit maximalem Werte nach einer bestimmten Alterungszeit konstant bleiben, nehmen die Anzahl der TE-Impulse und Amplitude der Ladungen mit kleiner kontinuierlich zu.

8. Die gleichzeitig durch Temperatur und elektrisches Feld beanspruchten Stäbe zeigen eine signifikante Änderung in den Ionisationsverlusten infolge der Zunahme der TE-Aktivitäten und eine Zunahme der Leitungs- und Polarisationsverluste infolge der chemischen Reaktionen und Degradation des Epoxidharzes. Weiterhin ändern sich die Kapazität und ihre Abhängigkeit von der Messspannung infolge der Zunahme der Teilentladungen bzw. der Lüfteinschlusse innerhalb der Isolierung sehr stark. Die Änderungen in den Kenngrößen Δ_1, Δ_2 und ΔC mit der Alterung spiegeln sehr gut die Alterungsprozesse in der Isolierung infolge der thermischen und elektrischen Beanspruchungen wieder, die sich mit der Alterung exponential ändern.

9. Die Untersuchungen an einfachen Platten aus Epoxidharz mit unterschiedlichem Luftgehalt bestätigt, dass eine Abschätzung des gesamten Luftgehalts innerhalb einer Isolierung aus den Verlustfaktor- und Kapazitätsmessergebnisse möglich ist.

Ein Vergleich der TE-Pattern, die durch verschiede Fehler in den Statorstäben erzeugt wurden, bestätigt, dass unterschiedliche Mängel im Isoliersystem, unterschiedliche TE-Pattern erzeugen und die Art des Defekts anhand der Bildauswertung erkennbar ist.

10. TE-Pattern mit identischer oder symmetrischer Verteilung in der positiven und negativen Halbwelle der Prüfspannung sich die inneren Entladungen zuordnen. Im Gegensatz zu den inneren Entladungen erzeugen die Nut- und Wickelkopfentladungen asymmetrische Pattern und eine größere Amplitude der TE-Pattern in der negativen Halbwelle. Die TE-Pattern der verschiedenen Entladungen können als trapez-, dreieck- oder parabolförmig mit steilem Anstieg zu unterschiedlichen Zeiten in Abhängigkeit der Prüfspannung bezeichnet werden. Bei inneren Entladungen und Nutentladungen ist der steile Anstieg mehr im Bereich des Spannungsmaximums und bei der Wickelkopfentladung mehr im Bereich des Spannungsnulldurchgangs.

11. Für die Auswertung von Off-line- und On-line-Messungen wurden die TE-Messungen auch bei unterschiedlichen Temperaturen für Statorstäbe mit unterschiedlichen Fehlern durchgeführt. Die Messergebnisse zeigen, dass eine Änderung der Temperatur zu Änderungen in den TE-Pattern und der Anzahl der TE-Impulse pro Sekunde führt. Bei Nut- und Wickelkopfentladungen bewirkt die Temperaturerhöhung eine Intensivierung der TE-Amplitude und -Häufigkeit, während die Amplitude und Häufigkeit bei inneren Entladungen im Gegensatz dazu mit zunehmender Temperatur abnimmt.

12. Die Ladungswerte in Abhängigkeit von der Prüfspannung zeigen bei den drei unterschiedlichen Defekten die völlig unterschiedlichen Verläufe bei der Wickelkopfentladung und den anderen Entladungsarten (Nutentladungen und inneren Entladungen). Während bei der Wickelkopfentladung ein näherungsweise linearer Zusammenhang zwischen Ladungswert und Spannungsbeanspruchung existiert, steigen die Ladungswerte bei den anderen Entladungsarten nur bis zu einer bestimmten Spannung linear an und blieben dann bei weiterer Spannungssteigung konstant, was für eine Identifikation dieser TE-Arten neben den TE-Pattern eingesetzt werden kann.

Die Messergebnisse der dielektrischen Antwort bestätigen, dass die dielektrische Antwortfunktion der Isolierung von rotierenden Maschinen “Curie-von Schweidler-Modell“ ($f(t)=At^{-n}$) entspricht. Die dielektrische Antwortfunktion im gemessenen Bereich bis 4 kV (2,2 kV/mm) ist unabhängig von der elektrischen Feldstärke und die Isolierung zeigt ein lineares Verhalten in Abhängigkeit der elektrischen Feldstärke. Eine Transformation der Messdaten vom Zeitbereich in den Frequenzbereich durch die Fourier Transformation bis zu einer Frequenz von 1 Hz ist daher möglich. Die Transformation der Messdaten vom Zeitbereich in den Frequenzbereich mit Hilfe der Hamon Approximation ist als eine schnelle Berechnungsmethode ebenfalls möglich.

13. Die Messergebnisse die dielektrischen Antwort im Zeit- und Frequenzbereich bei unterschiedlichen Temperaturen bestätigt, dass die dielektrische Antwort abhängig von der Temperatur ist, aber die Temperatur keinen starken Einfluss auf die Form der dielektrischen Antwort der untersuchten Isolierung im gemessenen Temperaturbereich hat. Da die Temperaturänderung eine Verschiebung der dielektrischen Antwortfunktions-konstanten (A und n) im Zeitbereich verursacht, ist eine Normalisierung der Messdaten für verschiede Temperaturen durch eine einmalige Berechnung der Aktivierungsenergien W_x und W_y und eine Verschiebung den Kurven möglich.

14. Wegen der guten Korrelation zwischen den dielektrischen Eigenschaften und dem Aushärtungsgrad der Epoxidharzisolierung kann die Messung der dielektrischen Antwort als eine zerstörungsfreie Methode zur Ermittelung des Aushärtungsgrades der Isolierung eingesetzt werden.

15. Die Feuchtigkeitsaufnahme der Isolierungen hat einen Einfluss auf den Wert der dielektrischen Verluste. Der Verlustfaktor hat bei feuchten Isolierungen ein lokales Maximum, das sich mit der Trocknung der Isolierung in Richtung niedriger Frequenzen verschiebt, während sich die Kapazität bei allen Frequenzen gleichmäßig in Richtung höher Werte verschiebt.

16. Eine rein elektrische Beanspruchung hat keine Änderungen der dielektrischen Antwort im Zeit- und Frequenzbereich zur Folge. Deswegen kann der Degradationsprozess der Isolierung infolge einer rein elektrischen Beanspruchung nicht durch die dielektrische Antwort detektiert werden.

17. Die Messung der dielektrischen Antwort im Zeit- und Frequenzbereich an Stäben, die gleichzeitig durch Temperatur und elektrisches Feld beansprucht wurden, ergibt, dass die Alterungsprozesse in der dielektrischen Antwort sichtbar werden können. Die Messergebnisse im Frequenzbereich zeigen sehr deutlich die Empfindlichkeit der dielektrischen Antwort auf die Alterung innerhalb der Isolierung und durch Zunahme des Verlustfaktors, während die Wert der Kapazität abnimmt. Diese Änderung ist nicht bei allen Frequenzen gleichstark. Änderungen des Verlustfaktors in sehr niedrigen Frequenzen sind gering. Der Verlustfaktor zeigt einige lokale Maxima, deren Position und Höhe sich mit der Alterung ändert.

18. Die Messung der dielektrischen Antwort im Zeitbereich zeigt, dass die thermische und elektrische Beanspruchung eine Zunahme des Polarisations- und Depolarisationsstrom verursacht und die schnell ablaufenden Polarisationsprozesse stärker beeinflusst werden als die langsam ablaufenden. Die Approximation des Depolarisationsstromverlaufs mit drei exponentiellen Stromkomponenten ergibt Relaxtionszeitkonstanten τ_1, τ_2, und τ_3, wobei die Zeitkonstanten τ_1 und τ_2 besonders auf die Änderungen innerhalb der Isolierung infolge der thermischen und elektrischen Beanspruchungen reagieren. Die Relaxtionszeitkonstanten τ_1 und τ_2 oder die Konstanten der dielektrischen Antwortfunktion A und n können somit als Alterungsmerkmale eingesetzt werden.

19. Die Änderung des Isolationswiderstandes mit der Entwicklung der Alterungszeit zeigt auch die Empfindlichkeit dieser Kenngröße auf die Degradationsprozesse in der Isolierung infolge der thermischen und elektrischen Beanspruchung.

20. Die Änderung in der Kapazität kann als ein wichtiger Parameter zur Trennung des Einflusses der Feuchtigkeit und der Alterung benutzt werden. Ein Vergleich der Einflüsse von Feuchtigkeit und Alterung auf die dielektrische Antwort im Frequenzbereich verdeutlicht, dass, obwohl beide eine Zunahme des Verlustfaktors verursachen, der Einfluss auf die Veränderung der Kapazität unterschiedlich ist. Während die Feuchtigkeitsabnahme einen Anstieg der Kapazität bei allen Frequenzen verursacht, nimmt aber die Kapazität mit der Alterung ab. Der Einfluss der Feuchtigkeit und der Alterung auf die Kapazität ist bei niedrigen und hohen Frequenzen unterschiedlich. Die Feuchtigkeit beeinflusst mehr die Werte der niedrigen Frequenzbereich, während die Wirkung der Alterung ist mehr in hohen Frequenzbereich bemerkenswert ist.

Mit den Untersuchungen konnte gezeigt werden, in welchem Maße die Kenngrößen sich im Laufe der Alterung ändern und für eine gute Beurteilung des Isolierzustands rotierender Hochspannungsmaschinen verschiedener Parameter, Datendarstellungen und Anwendungen unterschiedlicher Messmethoden erforderlich sind. Die lokal begrenzten Defekte wie Delamationen innerhalb der Isolierung und Defekte am AGS und EGS können infolge von Überbeanspruchungen in neuen und alten Maschinen auftreten. Die globalen Probleme durch physikalische und chemische Veränderungen in der Isolierung und Zersetzung der organischen Bestandteile der Isolierung treten im Laufe längerer Betriebszeit auf. TE-Messverfahren sind sehr empfindlich auf die lokal begrenzten Defekte in Isoliersystemen, während die dielektrischen Messverfahren auf globale Alterungsprozesse reagieren. Als Alterungsmerkmale, können die Kenngrößen Δ_1, Δ_2, ΔC, A, n, τ_1 und τ_2 eingesetzt werden. Für eine Kalibrierung dieser Kenngrößen hinsichtlich der Restlebensdauer der Isolierung sind jedoch weitere Untersuchungen erforderlich.

Die eingesetzten Verfahren und vorgestellten Parameter zeigen die grundsätzlichen qualitativen Zusammenhänge an einfachen Modellanordnungen. Eine Ermittlung der Übertragbarkeitsgrenze von Modellanordnungen auf komplette Wicklungen erfordert weitere Untersuchungen.

Literaturverzeichnis

[1] Meyer, H.: Die Isolierung großer elektrischer Maschinen. Springer-Verlag, 1962.

[2] Sequenz, H.: Herstellung der Wicklungen elektrischer Maschinen. Springer-Verlag Wien New York, ISBN 3-211-81068-4,1973.

[3] Stone, G.C.; Boulter E. A.; Culbert, I.; Dhirani, H.: Electrical Insulation for Rotating Machines-Design, Evaluation, Aging, Testing and Repair. IEEE Press, 2004, ISBN 0-471-44506-1.

[4] Spieser, R.; Grütter, F.: Krankheiten elektrischer Maschinen, Transformatoren und Apparate. Springer Verlag, 1960.

[5] Lehmann, K.; Teilentladungsmonitoring an Großgeneratoren. Zürich, Eidgen Technische Hochschule, Diss. 1994.

[6] Bauer, K.; Bethge, A.; Kaufhold, M.; Risse, J.; Schäfer, K.; Anforderungsbedingte Grenzflächenprobleme der Wicklungsisolierung rotierender elektrischer Maschinen, Design, Diagnose, Betriebserfahrungen. ETG-Fachtagung 1999.

[7] McDermid, W.: Insulation Systems and Monitoring for Stator Windings of Large Rotating Machines. IEEE Electrical Insulation Magazine, July/August 1993, No.4 Vol. 9, pp. 7-15.

[8] Kimura, K.; Kaneda, Y.: The Role of Microscopic Defects in Multistress Aging of Micaneous Insulation. IEEE Transaction on Dielectric and Electrical Insulation, June 1995, Vol. 2 No. 3, pp. 426-432.

[9] Gockenbach, E.: Möglichkeiten und Grenzen der Diagnostik von Isolierstoffen in elektrischen Betriebsmitteln. ETG-Fachbericht Diagnostik elektrischer Betriebmittel, VDE Verlag, 2002.

[10] Binder, E.: Diagnose von Ständerwicklungsisolierungen mittels Teilentladungs- und Ozonanalysen, ETG-Workshop Monitoring und Diagnosen Maschinen und Antriebe, 28 Juli 2001, Frankfurt am Main.

[11] Zhu, H.; Green, V.; Sasic, M.: Identification of Stator Insulation Deterioration using On-Line Partial Discharge Testing. IEEE Electrical Insulation Magazine, Vol. 17, No. 6, Nov./Dec. 2001, pp. 21-26.

[12] Küchler, A.: Hochspannungstechnik: Grundlage-Technologie-Anwendung. VDI Verlag GmbH, Düsseldorf 1996, ISBN 3-18-401530-0.

[13] Zaengl, W. S: Dielectric Spectroscopy in Time and Frequency Domain for HV Power Equipment, Part I: Theoretical Consideration. IEEE Electrical Insulation Magazine, Sep./Oct. 2003, Vo. 19, No. 5, pp. 5-19.

[14] Gäfvert, U.: Dielectric Response Analysis of Real Insulation System. Proceedings of the 8th IEEE International Conference on Solid Dielectric (ICSD), 5-9 July 2004,

Toulouse France, Vol. 1, pp. 1-10.

[15] Dielectric Response Methods for Diagnostics of Power Transformers. CIGRE Working Group15.01.09, 2001.

[16] Hoof, M.; Stephan, C. E.: Diagnose des Isolationssystems elektrischer Maschinen Aktueller Stand und Entwicklungstendenzen. ETG-Tagung Diagnostik elektrischer Betriebsmittel, 9-10 März 2004, Köln.

[17] Hepburn, D. M.; Kemp, I. J.; Shields, A.J.: Mica. IEEE Electrical Insulation Magazine, September/October 2000, Vol. 16, No. 5, pp. 19-24.

[18] Deer, W.A.; Howie, R.A.; Zussman, J.: An Introduction to the Rock Forming Mineral. Wiley, New York, 1966, pp. 193-210.

[19] Blankenburg, H. J.: Der Rohstoff Glimmer und seine Verwendung. Lehrgang. Freibung 15.-19.91969 Berlin, Bergbau-Handel GmbH.

[20] Beyer, M.; Boeck, W.; Möller, K.; Zaengl, W.: Hochspannungstechnik, theoretische und praktische Grundlagen. Springer-Verlag Berlin ISBN 3-450-16014-0, 1986.

[21] Wentzel, H.; Priester, H.: Handuch der Wickeltechnik elektrischer Maschinen – Theorie, Konstruktion und Technologie von Wicklungen rotierender elektrischer Maschinen. VEB Verlag Technik Berlin, 1969 .

[22] Wichmann, A.: Teilentladungen in Isolierungen rotierender Maschinen. 50. Seminar des VDE-Bezirksverein Südbayern, München.

[23] Helgeson, A.: Analysis of Dielectric Response Measurement Methods and Dielectric Properties of Resin-Rich Insulation during Processing. PhD thesis, Royal Institute of Technology (KTH), Stockholm, Sweden, 2000, ISSN 1100-1593.

[24] Boulter, A.B.; Stone, G.C.: Historical Development of Rotor and Stator Winding Insulation Materials and System. IEEE Electrical Insulation Magazine, Vol. 20 No. 3, 2004, pp. 25-39.

[25] Malamud, R.: Anti-Corona Protection of the High Voltage Stator Windings and Semi-Conductive Materials for Its Realization. Conference Record of the 2000 IEEE International Symposium on Electrical Insulation, USA, 2000, pp. 2-35.

[26] VDE 0302 Teil 1: Bewertung und Kennzeichnung von elektrischen Isoliersystemen.

[27] Kimura, K.; Iwabuchi, T.; Morooka, K.; Ishikawa, Y.: A Usful Index for Estimating Residual Life of Motor Insulation. IEEE Electrical Insulation Magazine, Vol. 6, No. 2, pp. 29-35, Apr. 1990.

[28] Stone, G.: Importance of Bandwidth in PD Measurement in Operating and Generators. IEEE Transaction on Dielectrics and Electrical Insulation, February 2000, Vol. 7, No. 1, pp. 6-11.

[29] Hepburn, D. M.; Kemp, I. J.; Shields, A. J.; Cooper, J.: Degradation of Epoxy Resin by Partial discharges. IEE proc. Sci. Meas. Technol., Vol. 147, No. 3, May 2000, pp.

97-103.

[30] Mason, J.H.: Discharges. IEEE Transaction Electrical Insulation, Vol. EI-13, No. 4, 1978.

[31] Evans, D.L.: IEEE Working Group of Problems with Hydrogenerator Thermoset Stator Winding (Part I). IEEE Transaction on Power Apparatus and system, Vol. PAS-100, No. 7, July 1981, pp. 3284-3291.

[32] Jackson, R.J.; Wilson, A.: Slot-Discharge Activity in Air-Cooled Motors and Generators. IEE Proc., Vol. 129, pt. B., No. 3, May 1982, pp. 159-167.

[33] Cygan, P.; Laghari, J. R.: Models for Insulation Aging under Electrical and Thermal Multistress. IEEE Transaction on Dielectrics and Electrical Insulation, 1990, Vol. 25, No. 5, pp. 923-934.

[34] Cameron, A. W. W.; Kurtz, M.: A Utility's Functional Evaluation Tests for High Voltage Stator Insulation. AIEE Transaction, Vol. 78, Part III, June 1959, pp. 174-184.

[35] Johnston, D. R.; LaForte, J. T.; Podhorez, P. E.: Frequency Acceleration of Voltage Endurance. IEEE Transaction EI, June 1979, pp. 121-126.

[36] Kimura, K.: Progress of Insulation Ageing and diagnostics of High Voltage Rotating Machine Windings in Japan. IEEE Electrical Insulation Magazine, Nay/June 1993, Vol. 9 No. 3, , pp.13-20

[37] Kaufhold, M.; Bethge, A.; Lemke, E.; Strehl, T.: PC-gestützte Messung und Analyse von Teilentladung zur On-Line- and Off-Line-Diagnose rotierender Hochspannungsmaschinen. Highvolt Kolloquium 1999, Prüfen und Messen in der Hochspannungstechnik, Beitrag 2.8.

[38] Thorsen, O. V.; Dalva, M.: A Survey of Faults on Induction Motores in Offshore Oil Industry, Petrochemical Industry, Gas Terminals and Oil Refineries. IEEE Transaction on Industry Applications, Vol. 31, No. 5, Sep./Oct. 1995, pp. 1186-1196

[39] Seinsch, H. O.: Methode der Motordiagnose – eine Übersicht, ETG-Workshop Monitoring und Diagnosen Maschinen und Antriebe. 28 Juli 2001, Frankfurt am Main.

[40] Recommended Practice for Measurement of Power-Factor Tip-up of Rotating Machinery Stator Insulation. IEEE Std. 286-2000.

[41] Recommended Practice for Testing Insulation Resistance of Rotating Machinery. IEEE Std. 43-2000

[42] Rux, L.; Mcdermind, W.: Assessing the Condition of Hydro generator Stator Winding Insulation Using the Ramped High Direct-Voltage Test Method. IEEE Electrical Insulation Magazine, November/December 2001, Vol. 17 No. 6, pp.27-33.

[43] Recommended Practice for Insulation Testing of AC Electric Machinery (2300V and Above) with High Direct Voltage. IEEE Std. 95-2002.

[44] Farahani, M.; Borsi, H.; Gockenbach, E.: Calculation and Measurement of Dielectric Response Function in Insulation System of High Voltage Rotating Machines. 7th International Conference on Properties an Applications of dielectric Materials (ICPADM) 2003, Nagoya(Japan), pp. 290-293.

[45] CIGRÉ Working Group 15.01 Task 09, Dielectric Response Methods for Diagnostics of Power Transformers. Electra, pp. 24-37, June 2002.

[46] Stone, G. C.: Advancements during the Past Quarter Century in On-line Monitoring of Motor and Generator Winding Insulation, IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation, Vol. 9, No. 5, October 2002.

[47] Twerdochlib, M.; Miller, R. C.; Lemak, T. A.; Osborne, R. L.: Two Recent Developments in Monitors for Large Turbine Generators. IEEE Transaction on Energy Conversion, Volume 3 , Issue 3 , Sept. 1988, pp. 653-659.

[48] Cartlidge, D. M.; Casson, D.W.; Franklin, D.E.; Macdonald, J.A.; Pollock, B.C.: Machine condition monitoring: Ozone Monitor for Air Cooled Generators. CEA Research Report Contract 9134G864, Feb. 1994.

[49] IEC 270, Partial Discharge Measurements, Publication 60270, 2001

[50] Gemant, A.; Philippoff, W.V.: Die Funkenstrecke mit Vorkondensator. Z. techn. Physik 1932, Bd. 13, pp. 425.

[51] Weber, H. J.: Teilentladungs- und Messtechnik, Tettex Information 21, Tettex AG Instrument.

[52] König, D.; Narayana Rao Y.: Teilentladungen in Betriebsmitteln der Energietechnik. 1993, VDE-Verlag GmbH.

[53] IEEE Trial-Use Guide to the Measurement of Partial Discharges in Rotating Machinery., IEEE Std. 1434-2000.

[54] Patsch, R.; Hoof, M.: Pulse Sequence Analysis-what dose it tells us about multiple discharge sites? 7th International Conference on Dielectric Materials, 23-26 Sept. 1996 Measurements and Applications, pp.133 – 136.

[55] Wichmann, A.; Grünewald, P.; Weidner, J.: Early Fault Detection in Electrical Machines by On-Line RF Monitoring. Cigré Symposium S 05-87, Wien, 1987, Section 10.2, section 1020-03.

[56] Kurtz, M.; Lyles, J.F.; Stone, G.C.: Application of Partial Discharge Testing to Hydro Generator Maintenance. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-103, No. 8, Aug. 1984.

[57] Wilmer, M.E.; Pearson, P.A.: Precise Measurement of Current in Pulsed Power Systems. Measurement of Electrical quantities in Pulse Power System. Proceedings of the Workshop (NBS-SP-628), Boulder, Co, USA, 2-4 March 1981 (Washington, DC, USA: NBS 1982), pp 194-203.

[58] Seding, H.G.; Cambell, S.R.; Stone, G.C.; Klamper, G.S.: A New Sensor for

Detecting Partial Discharge in Operating Turbine Generators. IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. 6, No. 4, December 1991, pp. 700-706.

[59] Mohammed, O.A.; Mundulas, J.: Improvements in RF Monitoring System on Generator. IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. 4, No. 2, June 1989, pp. 237-243.

[60] Dakin, T.W.; Works, C.N.; Johanson, J.S.: An Electromagnetic Probe for Detecting and Location Discharge in Large Rotating Machine Stators. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. 88 No. 3, 1969, pp. 251-257.

[61] Seding, H.G.; Stone, G.C.: A Discharge Locating Probe for Rotating Machines. IEEE Electrical Insulation Magazine, Vol. 5 No. 5, 1989, pp. 14-17.

[62] Lemke, E.; Friese, G.: Teilentladungssonde M4202 – Aufbau, Wirkungsweise und Anwendungsmöglichkeiten. Elektrie, Vol. 42 No. 2, 1988, pp. 61-62

[63] Wilson, A.: Site Discharge Testing aids Plant Maintenance. Electrical Times, 13 Feb. 1976.

[64] DIN EN 60034-18-31, VDE-Norm 0530, Teil 18-31:
Drehende elektrische Maschinen – Teil 18: Funktionelle Bewertung von Isoliersystemen – Hauptabschnitt 31: Prüfverfahren für Wicklungen mit vorgeformten Elementen thermische Bewertung und Klassifizierung von Isoliersystemen für Maschinen. August 1995.

[65] PD Measurement System LDS-6, Lemke Diagnostics GmbH.

[66] Bartnikas, R.: Partial Discharges, Their Mechanism, Detection and Measurement. IEEE Transaction on Dielectrics and insulation, Vol. 9, No. 5, October 2002, pp. 763-808.

[67] Fruth, B.; Fuhr, J.: Partial Discharge Pattern Recognition –A Tool for Diagnosis and Monitoring of Aging. CIGRE, 1990, paper 15/33-12.

[68] Moushuis, P.H.F.; Kreuger, F.H.: The Evolution of the Discharge Mechanism in a Dielectric Bounded Cavity Due to Surface Effects. Proc. Of the 3rd Inter. Conf. on Properties and Applications of Dielectric Materials, Tokyo Japan, 1991, pp. 672-675.

[69] Hudon, C.; Bartnikas, R.; Wertheimer, M.R.: Effect of Physico-chemical Degradation of Epoxy Resin on Partial Discharges Behavior. IEEE Transaction on Dielectrics and Electrical Insulation, Vol. 2, No. 6, December 1995, pp. 1083-1094.

[70] Engel, K.: Bewertung von Teilentladungen in spaltförmigen Isolierstoffdefekten. Universität Dortmund, Diss., 1998, Shaker Verlag, ISBN 3-8265-3670-3.

[71] Holboll, J. T.; Henriksen, M.: Partial Discharge Patterns Related to Surface Deterioration in Voids in Epoxy. IEEE International Symposium on Electrical Insulation, Toronto Canada, 1990, pp. 115 – 119.

[72] Devins, J.C.: The Physics of Partial Discharge in Solid Dielectrics. IEEE Transaction on Electrical Insulation. EI-19, 1984, pp. 475-495.

[73] König, D.: Erfassung von Teilentladungen in Hohlräumen von Epoxydharzplatten zur Beurteilung des Alterungsverhaltens bei Wechselspannung. Technische Hochschule Carolo-Wilhemina zu Braunschweig, Diss. 1967.

[74] Gjaerde, A.C.: Measurement of Void Gas Pressure during Combined Thermal and Partial Discharge Ageing Epoxy. IEE Proc.-Sci. Meas. Technol., Vol. 142, No. 1, 1995, pp. 17-21.

[75] McMahon, E. J.: The Chemistry of Corona Degradation of Organic Insulating Materials in High Voltage Fields and under Mechanical Strain. IEEE Transaction EI-3, 1968, pp. 3-10.

[76] Kako, Y.: Study on Deterioration Characeristics of Solid Insulation Materials by Oxydation due to Corona Discharges. ETJ of Japan 8, 1963, ¾, pp. 97-102.

[77] Hudon, C.; Bartnikas, R.; Wertheimer, M.R.: Surface Conductivity of Epoxy Specimens Subjected to Partial Discharges. IEEE International Symposium on Electrical Insulation, 1990, pp. 153-155.

[78] König, D.: Impulslose Teilentladungen in Hohlräumen von Epoxidharzformstoff-Isolierungen. ETZ-A, Bd. 90 (1969), H. 7, S. 156-158.

[79] Tanaka, T.; Ikeda, Y.: Internal discharges in Polyethylene with an Artificial Cavity. IEEE Transaction PAS 1971, pp. 2692-2700.

[80] Löffelmacher, G.: Über die physikalisch-chemischen Vorgänge bei der Ausbildung von Entladungskanälen in Polyäthylen und Epoxidharz im inhomogenen Wechselfeld. Dissertation TU Hannover 1979.

[81] Kruger, F. H.: Industrial High Voltage I and II. Delft University Press, 1991 and 1992.

[82] Kind, D.; König, D.: AC Breakbown of Epoxy Resins by Partial Discharges in Voids. IEEE Transaction EI-3, 1968, Vol. 2, pp. 40-46.

[83] König, D.: Alterung von Epoxyharz-Formstoffen durch innere Teilentladungen, ETZ-A, Bd. 88, 1967, S. 27-28.

[84] Izeki, N.; Tatsuta, F.; Matsuzaki, H.: Behavior of Internal Partial Discharges and its Change with Ageing Time in the CIGRE-Method I Electrode. ETG International Conference Berlin, 1985, S. 23-27.

[85] Gjaerde, A.C.: The Combined Effect of Partial Discharge and Temperature on Void Surfaces. IEEE Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena, 1997, pp. 550-553.

[86] Hudon, C.; Bartnikas, R.; Wertheimer, M.R.: Chemical and Physical Degradation Effect on Epoxy Surfaces Exposed to Partial Discharges. Proc. Of the 4th Inter. Conf. on Properties and Applications of Dielectric Materials, Brisbane Australia, 1994, pp. 811-814.

[87] Farahani, M.; Borsi, H.; Gockenbach, E.; Kaufhold, M.: Partial Discharge and Dielectric Response Behaviour of Insulation Systems for High Voltage Rotating Machines under Electrical Stress. IEEE International Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena (CEIDP), 17-20 Oct. 2004, Boulder, USA, pp. 271-274.

[88] Farahani, M.; Borsi, H.; Gockenbach, E.: Investigations on Characteristic Parameters to Determine the Actual Status of the Insulation System of High Voltage Rotating Machines. The 9th INSUCON International Electrical and Insulation Conference, 18-20 June 2002, Berlin, pp. 189-194.

[89] Hudon, C.; Bélec, M.: The Importance of Phase Resolved Partial Discharge Pattern Recognition for On-Line Generator Monitoring. IEEE International Symposium on Electrical Insulation, 1998, USA, pp. 296-300.

[90] Binder, E.: Teilentladungsmessungen zur Zustandbeurteilung der Hochspannungsisolierung von Stäben und Wicklungen rotierender elektrischer Maschinen. Technische Universität Graz, Diss. 1988.

[91] Von Steitberg, A.: Neue Erkenntnisse aus Generatorschden – Gewinn für die Betriebssicherheit. Allianz Report, Heft 1, pp. 29-35, Feb. 1995.

[92] Farahani, M.; Borsi, H.; Gockenbach, E.; Kaufhold, M.: Partial Discharge Pattern recognition as a Diagnostic Tool for Stator Bar Defects. 13th the International Symposium on High Voltage Engineering, Netherlands 2003.

[93] PD Tech Power Engineering, (www.pdtech.ch).

[94] Farahani, M.; Borsi, H.; Gockenbach, E.; Kaufhold, M.: A Method for Evaluation of Insulation System for High Voltage Rotating Machines. Proceedings of the 7th IEEE International Conference on Properties and Applications of Dielectric Materials (ICPADM), 1-5 June 2003, Nagoya Japan, pp. 1108-1111.

[95] Breen, H. J.; Gulski, E.; Smit, J. I.; Verhaart, H.; Leeuw, W.: The Importance on Generator Operating Conditions on PD Data Evaluation. IEEE International Symposium on Electrical Insulation, 2002 USA, pp. 582-585.

[96] Meyer, H.: Zur Bedeutung von Verlustfaktorkenngrößen für Wicklungsisolierungen elektrischer Maschinen. ETZ-A 83, 1962, S. 46-52.

[97] Böning, W.: Luftgehalt und Luftspaltverteilung geschichteter Dielektrika, Teil I: Untersuchungen der Entladungen in einzelnen Luftspalten bei äußeren Wechselfeld. Arch. Elektrotechn. 48, 1963, S. 7-22.

[98] Böning, W.: Luftgehalt und Luftspaltverteilung geschichteter Dielektrika, Teil II: Die Auswertung der Verlustfaktorkurve, Arch. Elektrotechn. 48, 1963, S. 85-96.

[99] Böning, W.: Der Zusammenhang zwischen Luftgehalt und Verlustfaktor bei Leierumpressungen elektrischer Maschinen. ETZ-A 84, 1963, S. 467-471.

[100] Farahani, M.; Borsi, H.; Gockenbach, E.: Experience with Partial Discharge,

Dissipation Factor and Recovery Voltage Measurements for the Evaluation of Insulation Systems of High Voltage Rotating Machines. IEEE International Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena (CEIDP), 2002, Cancun, Mexico, pp. 454-457.

[101] Farahani, M.; Borsi, H.; Gockenbach, E.; Kaufhold, M.: Investigations on Characteristic Parameters to Evaluate the Condition of the Insulation System for High Voltage Rotating Machines. 14th IEEE International Symposium on Electrical Insulation (ISEI), Indianapolis, USA, 19-22 Sep. 2004, pp. 4-7.

[102] Dakin, T. W.: The Relation of Capacitance Increase with High Voltage to Internal Electric Discharges and Discharging Void Volume. AIEE Winter General Meeting, Vol. 50-151, NY, Feb. 1959.

[103] Goffaux, R.: On the Nature of Dielectric Loss in High-Voltage Insulation. IEEE Transaction on Electrical Insulation, Vol. EI-13, No. 1, Feb. 1978, pp. 1-8.

[104] Birlasekaran, S.; Xingzhou, Y.: Relaxation Studies on Power Equipment. IEEE Transaction on Dielectrics and Electrical Insulation, Vol. 10, No. 6, Dec. 2003, pp. 1061-1077.

[105] Beyer, B.: Elektrisches und Dielektrisches Verhalten von Epoxidharzformstoffen. Schering-Institut, Universität Hannover, 1991.

[106] Maxwell, J. C.: A Treatise on Electricity and Magnetism, Unabridged third edition, Dover Publications Inc. USA, Vol. 1: ISBN 0-486-60636-8, Vol. 2: ISBN 0-486-60636-61954.

[107] Von Hippel, A. R.: Dielectrics and waves, John Wily & Sons Inc., New York, USA, 1954.

[108] Jackson, J. D.: Classical Electrodynamics, New York, USA: John Wily & Sons Inc., ISBN 0-471-30932-X, 1998.

[109] Helgeson, A.; Gäfvert, U.: Dielectric Response Measurement in Time and Frequency Domain on High Voltage Insulation with Different Response, International Symposium on Electrical Insulating Materials, Sep. 1998, Japan, B2-3, pp. 393-398.

[110] Houhanessian, V. Der: Measurement and Analysis of Dielectric Response in Oil-Paper Insulation System. PhD thesis, Swiss Federal Institute of Technology, ETH, No. 12832, Zurich, 1998.

[111] Jonscher, A. K.: Dielectric Relaxation in Solids. Chelsea Dielectrics Press, London, UK, ISBN 0-9508711-0-9, 1983.

[112] IDA 200 Insulation Diagnostic System, Programma Electric AB.

[113] Farahani, M.; Borsi, H.; Gockenbach, E.: Dielectric Spectroscopy in Time and Frequency Domain on Insulation System of High Voltage Rotating Machines. Proceedings of the 8th IEEE International Conference on Solid Dielectric (ICSD), 5-9

July 2004, Toulouse France, Vol. 1, pp. 60-63.

[114] Jonscher, A. K.: Universal Relaxation law. Chelsea Dielectrics Press, London, UK, ISBN 0-9508711-2-5, 1996.

[115] Hamon, B. V.: An Approximation Method for Deducting Dielectric Loss Factor from Direct-Current Measurement. Proc. Inst. Elec. Eng. (IEE), Vol. 99, No. 27, pp. 151-155, 1952.

[116] Arfken, G.: Mathematical Methods for Physicists. International Edition, Academic Press Inc., ISBN 0-12-059810-8, 1985.

[117] Gupta, D.K.; Scarpa, P.C.N.: Modeling of Dielectric Relaxation Spectra of Polymers in the Condensed Phase. IEEE Electrical Insulation Magazine, March/April 1999, Vol. 15, No. 2, pp. 23-37.

[118] Gäfvert, U.: Condition assessment of Insulation System, Invited lecture, Nordic Insulation Symposium, Bergen, June 1996, pp. 1-20.

[119] Gäfvert, U.; Gubanski, S.M.: Calculation of Thermally Stimulated Depolarization Current from Isothermal Dielectric Response data. IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation, Vol. 6 , No. 2 , April 1999, pp.137 – 144.

[120] Wu, S.; Gedeon, S.; Fouracre, R.A.: The Measurement and Modelling of the Dielectric Response of Molecules during Curing of Epoxy Resin. IEEE Transaction on Electrical Insulation, pp. 409-417, Vol. 23, No. 3, June 1988.

[121] Helgeson, A.; Gäfvert, U.: Dielectric Response during Curing of a Resin-Rich Insulation System for Rotating Machines. IEEE Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomen (CEIDP), 1999, pp. 289-292.

[122] Schrijver, C.; Herden, A.; Käner, H. C.: A Chemical Approach to the Dielectric Aging of Fibre Reinforced Polymer Insulators. European Transactions on Electrical Power, Vol. 7, No. 2, March/April 1997.

[123] Fukuda, A.; Mitsui, H.; Inoue, Y.; Goto, K.: The Influence of Water Absorption on Dielectric Properties of Cycloaliphatic Epoxy Resin. 5th IEEE International Conference on Properties and Applications of Dielectric Materials (ICPADM), 25-30 May 1997, Seoul, Korea, Vol. 1, pp. 57-61.

[124] Spiegel, M. R.: Advance Mathematics for Engineers and Scientists. McGraw-Hill Inc., USA, ISBN 0-07-060216-6, 1993.

[125] Liedermann, K.: Ageing Processes in Epoxy Based Relanex Insulation as Monitored by the Time-Domain Dielectric Relaxation Spectroscopy. IEEE International Symposium on Electrical Insulating Materials, 1995, pp.367-370.

Lebenslauf

Name:	Mohsen Shahvaroghi Farahani	
Geburtsdatum:	21. September 1966	
Geburtsort:	Teheran, IRAN	
Familienstand:	verheiratet mit Zohreh Abedi	
	ein Sohn (6 Jahre)	
Schulbildung:	1974-1980	Grundschule Atabaki in Teheran
	1980-1983	Mittelschule Resalat in Teheran
	1983-1987	Gymnasium Kharazmi in Teheran
	1987	Abitur
Studium:	1987-1991	Studium der Elektrotechnik an der Universität Teheran, Abschluss B. Sc.
	1992-1995	Studium der Elektrotechnik an der Universität Teheran, Abschluss M. Sc.
	Okt. 1999-März 2000	Besuch des Deutschkurses an dem Goethe-Institut in Göttingen
Praktische Tätigkeiten:	März 1992-Sep. 1992	bei der Firma Tavanir, in Teheran, Kraftwerkinstallation
	Juli 1993-Aug. 1993	Praktikum bei der Firma AEG in Kassel (Schaltwerk)
Berufstätigkeiten:	1995-1999	Leiter der Technik bei der Firma Marsus com Eng. in Teheran
	ab Februar 2001	Doktorand am Schering-Institut für Energieversorgung und Hochspannungs-thechnik der Universität Hannover