



Dipl.-Ing. Oliver Pischler, BSc

**Zum Geräuschemissionsverhalten von Bündelleitern bei
Wechselspannungsbeanspruchung in Drehstrom- und
AC/DC-Hybridfreileitungen**

Doktorarbeit

zur Erlangung des akademischen Grades

Dr.techn.

Doktoratsstudium Elektrotechnik

eingereicht an der

Technischen Universität Graz

Betreuer:

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Uwe Schichler

Begutachter:

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Uwe Schichler

Prof. Dr. Christian M. Franck

Institut für
Hochspannungstechnik und Systemmanagement

Graz, Dezember 2020

EIDESSTÄTTLICHE ERKLÄRUNG

Ich erkläre an Eides statt, dass ich die vorliegende Arbeit selbstständig verfasst, andere als die angegebenen Quellen/Hilfsmittel nicht benutzt und die den benutzten Quellen wörtlich und inhaltlich entnommenen Stellen als solche kenntlich gemacht habe. Das in TUGRAZonline hochgeladene Textdokument ist mit der vorliegenden Dissertation identisch.

Datum

Unterschrift

Vorwort

Ich möchte mich bei allen Personen, die mich während der Erstellung dieser Dissertation und meiner gesamten Studienzzeit unterstützt haben, herzlich bedanken.

Mein besonderer Dank gilt dabei meinem Doktorvater, Univ.-Prof. Dr.-Ing. Uwe Schichler, der mir die Möglichkeit zur Erstellung dieser Arbeit gab, mir mit Ideen und Hinweisen zur Seite stand und stets ein offenes Ohr für meine Anliegen hatte. Auch dem Korreferenten dieser Arbeit, Prof. Dr. Christian M. Franck, danke ich sehr für seine Hinweise und seine Unterstützung während des Entstehungsprozesses meiner Dissertation.

Für den interessanten Gedankenaustausch in diversen Projekten und die gute Zusammenarbeit über viele Jahre, die mir immer eine Ehre und ein Vergnügen war, gebührt auch den vielen Netzbetreibern, Leiterseilherstellern und nicht zuletzt den Kollegen vom TÜV Hessen und der ETH Zürich ein aufrichtiges Dankeschön.

Die Laborversuche, die dieser Arbeit zugrunde liegen, wären ohne die Unterstützung aller Mitarbeiter des Instituts für Hochspannungstechnik und Systemmanagement niemals möglich gewesen. Wenn die Tage im Labor auch teilweise lang und dunkel waren, so werden sie mir doch immer als *die gute alte Zeit* in Erinnerung bleiben. Ich danke euch allen aufs herzlichste!

Abschließend möchte ich meinen lieben Eltern dafür danken, stets für mich da gewesen zu sein und an mich geglaubt zu haben.

Kurzfassung

Die vorliegende Arbeit behandelt das Thema der durch Koronaentladungen hervorgerufenen Geräuschemissionen von Bündelleitern bei Wechselspannungsbeanspruchung in Drehstrom- und AC/DC-Hybridfreileitungen unter besonderer Berücksichtigung der Differenzierung zwischen den Emissionseigenschaften von Standardleiterseilen und hydrophilen Leiterseilen.

Ausgehend von einem Überblick über die physikalischen Hintergründe dieser Geräuschemissionen und möglichen Abhilfemaßnahmen wird im speziellen auf das Potenzial hydrophiler Oberflächenbehandlungen zur Koronageräuschreduktion eingegangen, welches aus deren Einfluss auf das Verhalten, wie Wassertropfen während Schlechtwetterereignissen an den Leiterseilen angelagert werden, resultiert. Der Großteil der vorgestellten Ergebnisse und Erkenntnisse entstammt experimentellen Untersuchungen, deren Ziel es war, die Unterschiede im Geräuschemissionsverhalten der beiden genannten Leiterseiltypen zu ergründen, um so einerseits einen Beitrag zur optimalen Nutzung hydrophiler Spezialleiterseile zu leisten und andererseits die Erstellung von Geräuschemissionsprognosen, die diesen Unterschieden Rechnung tragen, zu ermöglichen. Als zentrale physikalische Größe zur Quantifizierung des Emissionsverhaltens wird dabei der feldstärkeabhängige und längenbezogene Schallleistungspegel herangezogen, dessen Ermittlung einer der theoretischen Schwerpunkte der vorliegenden Arbeit ist. Hierzu wird zum einen die CS-Methode als Ansatz zur Bestimmung der elektrischen Leiterrandfeldstärke vorgestellt, wobei diese auch für Feldberechnungen genutzt wird, die als Interpretationsgrundlage der experimentellen Ergebnisse dienen. Zum anderen widmen sich die theoretischen Betrachtungen der immissionsbasierten Bestimmung des von koronierenden Leiterbündeln emittierten Schallleistungspegels. In diesem Zusammenhang wird eine Methodik beschrieben, welche auch die Berücksichtigung raumakustischer Einflüsse gestattet.

Bei der Diskussion der experimentellen Untersuchungen wird zwischen dem Geräuschemissionsverhalten bei reiner Wechselfeldbelastung und jenem bei Mischfeldbelastung, wie sie in den AC-Systemen einer Hybridfreileitung auftreten, unterschieden, wobei die Versuchsanordnung zur Nachbildung dieses Sonderfalls im Detail diskutiert wird. Hinsichtlich des Emissionsverhaltens bei Wechselspannung wurde beobachtet, dass hydrophile Leiterseiloberflächen eine signifikante Reduktion der Koronageräusche bewirken können, diese aber mit steigender Leiterrandfeldstärke abnimmt. Zur detaillierten Quantifikation wurde ein Geräuschemissionsmodell auf Basis der ermittelten Ergebnisse erstellt, welches Anordnungen mit bis zu vier Teilleitern und den praxisüblichen Bereich von Teilleiterdurchmessern abdeckt. Zum Einfluss des Gleichfeldanteils bei Mischfeldbeanspruchung wurde festgestellt, dass dieser zwar eine signifikante Anhebung des Geräuschemissionspegels bewirken kann, diese sich jedoch nur im Bereich moderater Leiterrandfeldstärken manifestiert. Ergänzende Betrachtungen widmen sich den Einflüssen der Regenrate und des Teilleiterabstands sowie dem zeitabhängigen Abklingverhalten. Hinsichtlich des Geräuschemissionsverhaltens bei Mischfeldbeanspruchung wird auch auf tonale Komponenten im Emissionsspektrum eingegangen. Die praktische Relevanz der vorgestellten Ergebnisse wird abschließend anhand von drei Fallstudien zur Geräuschprognose realer Freileitungsanordnungen illustriert.

Abstract

This thesis deals with the topic of corona noise emissions of conductor bundles in AC and AC/DC hybrid overhead lines under special consideration of the differentiation between the emission properties of standard overhead line conductors and hydrophilic conductors.

Starting with an overview of the physical background of these noise emissions and possible remedial measures, special attention is paid to the potential of hydrophilic surface treatments for corona noise reduction. This reduction potential results from the influence of the hydrophilic surfaces on the way water drops adhere to the conductors during foul weather events. The majority of the presented results and findings are derived from laboratory experiments, whose aim it was to investigate the differences in the noise emission behaviour of the two conductor types. These investigations shall contribute to the optimal use of hydrophilic conductors and help to enable noise emission forecasts, which take these differences into account. The surface gradient dependent sound power level serves as the central physical quantity for the assessment of the emission behaviour. The determination of the sound power level is one of the theoretical focuses of this thesis. For this purpose, the CS-method is presented as an approach to determine the conductor surface gradient. This method is also used for field calculations, which serve as an interpretation basis for the experimental results. Additionally, the theoretical considerations are devoted to the immission-based determination of the sound power level emitted by coronating conductor bundles. In this context, a method is presented, which allows the consideration of room acoustic influences. In the discussion of the experimental investigations, a distinction is made between the noise emission behaviour under pure AC field stress and that under mixed field stress, as occurs in the AC circuits of a hybrid overhead line. The experimental setup employed for reproducing this special case is discussed in detail. With regard to the emission behavior under AC voltage, it was observed that hydrophilic conductors can cause a significant reduction of corona noise. However, this reduction potential decreases with increasing conductor surface gradient. For a detailed quantification, a noise emission model based on the collected results was developed, which covers arrangements with up to four sub-conductors and the usual range of sub-conductor diameters. Regarding the influence of the DC-field component in case of mixed-field stress it was found that this can cause a significant increase of the noise emission level. However, this noise increase can only be observed in the medium surface gradient range. Additional considerations are devoted to the influences of the rain rate and the sub-conductor spacing as well as the time-dependent decay behaviour. With regard to the noise emission behavior under mixed field stress, tonal components in the emission spectrum are also covered in detail.

Finally, the practical relevance of the presented results is illustrated by three case studies regarding noise predictions of real overhead line arrangements.

Eigene Veröffentlichungen

Publikationen

- O. Pischler, A. Pirker, U. Schichler: „Geräuschemissionen von Freileitungen“, *VDE-Fachtagung Hochspannungstechnik*, Berlin, Deutschland, 2016
- O. Pischler, U. Schichler: „Influence of the Conductor Surface on OHL Audible Noise Under Foul Weather Conditions“, *20th International Symposium on High Voltage Engineering (ISH)*, Buenos Aires, Argentinien, 2017
- O. Pischler, U. Schichler: „Bundle Conductor Geometry Optimization for Reducing Audible Noise of Overhead Power Lines“, *20th International Symposium on High Voltage Engineering (ISH)*, Buenos Aires, Argentinien, 2017
- A. Pirker, O. Pischler, U. Schichler, H. Fink, F. Ramsauer: „Test Circuits for Repetitive Impulse Testing of HV Winding Bars with Different Fitting Systems“, *CIGRE Colloquium Rotating Electrical Machines*, Wien, Österreich, 2017
- I. Kurniawan, Suwarno, O. Pischler, U. Schichler: „Audible Noise Calculation for Different Overhead Transmission Lines“, *53rd International Universities Power Engineering Conference (UPEC)*, Glasgow, Vereinigtes Königreich, 2018
- O. Pischler, U. Schichler, N. Hadinger, K. Reich, M. Leonhardsberger, O. Oberzaucher: „Corona Noise Reduction in the Austrian Transmission Grid“, *Second South East European Regional CIGRE Conference (SEERC)*, Kiew, Ukraine, 2018
- O. Pischler, U. Schichler: „Influence of Hydrophilic Conductor Surface Treatments on Overhead Line Audible Noise“, *12th International Conference on the Properties and Applications of Dielectric Materials (ICPADM)*, Xi'an, Volksrepublik China, 2018
- O. Pischler, U. Schichler: „Challenges Resulting from the Use of Spark Gaps for Superimposed Voltage Tests“, *12th International Conference on the Properties and Applications of Dielectric Materials (ICPADM)*, Xi'an, Volksrepublik China, 2018
- O. Pischler, A. Pirker, U. Schichler: „Erzeugung von Mischspannungen mit einer modifizierten Greinacherkaskade“, *VDE-Fachtagung Hochspannungstechnik*, Berlin, Deutschland, 2018

- O. Pischler, U. Schichler, K. Reich, M. Leonhardsberger, O. Oberzaucher: „Innovative Technologien zur Schallminimierung von Hochspannungsfreileitungen“, *15. Symposium Energieinnovation*, Graz, Österreich, 2018
- B. Schröder, S. Möllenbeck, A. Gravelmann, P. Sames, A. Lingenau, O. Pischler, U. Schichler: „Laboruntersuchungen zur Bewertung der Geräuschminderung durch verschiedene Leiterseiltechnologien für Höchstspannungsfreileitungen“, *45. Jahrestagung für Akustik*, Rostock, Deutschland, 2019
- A. R. Pratama, Suwarno, O. Pischler, U. Schichler: „Corona Effects on AC Circuits on an Indonesian 500 kV Hybrid Overhead Line“, *54th International Universities Power Engineering Conference (UPEC)*, Bukarest, Rumänien, 2019
- K. R. Ibrahim, Suwarno, O. Pischler, U. Schichler: „Audible Noise and Corona Losses of DC Circuits on Hybrid Overhead Lines“, *54th International Universities Power Engineering Conference (UPEC)*, Bukarest, Rumänien, 2019
- O. Pischler, U. Schichler, S. Hedtke, P. Bleuler, C. M. Franck: „Corona Effects of Overhead Lines under Mixed AC/DC Stresses“, *CIGRE Symposium Chengdu*, Report PS1-95, Chengdu, Volksrepublik China, 2019
- O. Pischler, U. Schichler: „Composite Voltages Generated by a Modified Greinacher Cascade“, *5th International Conference on Condition Monitoring, Diagnosis and Maintenance (CMDM)*, Bukarest, Rumänien, 2019
- G. Komar, O. Pischler, U. Schichler, R.-L. Vieriu: „Performance of UV and IR Sensors for Inspections of Power Equipment“, *26th Nordic Insulation Symposium on Materials, Components and Diagnostics (Nordis)*, Tampere, Finnland, 2019
- G. Komar, O. Pischler, U. Schichler: „Herausforderungen bei automatisierter, drohnen-gestützter Inspektion elektrischer Betriebsmittel“, *16. Symposium Energieinnovation*, Graz, Österreich, 2020
- B. Wang, M. Dong, M. Ren, Z. Wu, C. Guo, T. Zhuang, O. Pischler, J. Xie: „Automatic Fault Diagnosis of Infrared Insulator Images Based on Image Instance Segmentation and Temperature Analysis“, *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement*, Vol. 69, No. 8, 2020
- O. Pischler, U. Schichler, B. Zhang: „Interaction of Surface Gradient, Precipitation Rate and Conductor Surface Treatment on Corona Induced Audible Noise of AC Overhead Transmission Lines“, *IEEE International Conference on High Voltage Engineering and Application (ICHVE)*, Peking, Volksrepublik China, 2020

- G. Komar, O. Pischler, U. Schichler, R.-L. Vieriu, J. A. Birchbauer: „Automatic UAV-Based Inspection of Overhead Lines and Substations: Beyond Visible Spectrum“, *8th International Conference on Condition Monitoring and Diagnostics (CMD)*, Phuket, Thailand, 2020
- C. Xia, M. Ren, B. Wang, M. Dong, B. Song, Y. Hu, O. Pischler: „Acquisition and Analysis of Hyperspectral Data for Surface Contamination Level of Insulating Materials“, *Measurement* (open access), zur Veröffentlichung angenommen
- O. Pischler, L. Schwalt, U. Schichler, K. Varli, S. Steevens: „Untersuchungen zu vogelkotinduzierten Überschlägen an Langstabisolatoren“, *VDE-Fachtagung Hochspannungstechnik*, Berlin, Deutschland, 2020

Auszeichnungen

- Best Student Paper Award: „Interaction of Surface Gradient, Precipitation Rate and Conductor Surface Treatment on Corona Induced Audible Noise of AC Overhead Transmission Lines“, *IEEE International Conference on High Voltage Engineering and Application (ICHVE)*, Peking, Volksrepublik China, 2020

Betreute Masterarbeiten

- I. Kurniawan: „Surface Gradient Calculation and Audible Noise Prediction of Overhead Transmission Lines“, Masterarbeit, Institut Teknologi Bandung, 2018
- K. R. Ibrahim: „Audible Noise Effects and Corona Losses of DC Circuits on Hybrid Overhead Lines“, Masterarbeit, Institut Teknologi Bandung, 2019
- A. R. Pratama : „Corona Effects and Ionic Coupling on AC Circuits on Hybrid Overhead Lines“, Masterarbeit, Institut Teknologi Bandung, 2019
- K. Grilz: „Geräuschemissionen von AC/DC-Hybridfreileitungen“, Masterarbeit, Institut für Hochspannungstechnik und Systemmanagement, Technische Universität Graz, 2020

Betreute Bachelorarbeiten

- S. Hofmann: „Einsatz eines Halbleiterschalters für die Erzeugung transienter Spannungen zur Prüfung von Generatorstäben“, Bachelorarbeit, Institut für Hochspannungstechnik und Systemmanagement, Technische Universität Graz, 2016
- D. Agreiter: „Festigkeit elektrischer Isoliersysteme bei Beanspruchung mit zusammengesetzter Spannung (DC+LI)“, Bachelorarbeit, Institut für Hochspannungstechnik und Systemmanagement, Technische Universität Graz, 2017
- C. Temmel: „Optimierung des Teilleiterabstandes von Bündelleitern im Hinblick auf Geräuschemissionen“, Bachelorarbeit, Institut für Hochspannungstechnik und Systemmanagement, Technische Universität Graz, 2017
- S. Dantendorfer: „Charakterisierung der Oberflächen von Freileitungsseilen bezüglich Geräuschemissionen“, Bachelorarbeit, Institut für Hochspannungstechnik und Systemmanagement, Technische Universität Graz, 2017
- A. Hintz: „Aufbau und Erprobung eines Hochspannungsprüfkreises für eine kombinierte AC/DC-Beanspruchung“, Bachelorarbeit, Institut für Hochspannungstechnik und Systemmanagement, Technische Universität Graz, 2017
- B. Riegler: „Aufbau und Erprobung von Zündfunkenstrecken für abgeschnittene Stoßspannungen“, Bachelorarbeit, Institut für Hochspannungstechnik und Systemmanagement, Technische Universität Graz, 2017
- H. Paar: „Erzeugung einer zusammengesetzten Prüfspannung aus Gleichspannung und Schaltstoßspannung“, Bachelorarbeit, Institut für Hochspannungstechnik und Systemmanagement, Technische Universität Graz, 2017
- L. Frauenlob: „Geräuschemission von Freileitungen“, Bachelorarbeit, Institut für Hochspannungstechnik und Systemmanagement, Technische Universität Graz, 2018
- P. Ratheiser: „Durchschlagsverhalten unterschiedlicher Elektrodenanordnungen bei Spannungsbeanspruchung mit DC+SI/LI“, Bachelorarbeit, Institut für Hochspannungstechnik und Systemmanagement, Technische Universität Graz, 2018
- P. Andrej: „Erfassung und Auswertung von Stoßspannungen mit einem Einplatinencomputer und Matlab“, Bachelorarbeit, Institut für Hochspannungstechnik und Systemmanagement, Technische Universität Graz, 2018

Formelzeichen und Abkürzungen

Formelzeichen mit Einheit und Kurzbeschreibung

α	°	Teilleiter-Umfangswinkel
γ	N/m	Grenzflächenspannung
Γ	dB(A)	Ausbreitungsdämpfung
δ	1	Luftdichtekoeffizient
$\Delta A'_A$	dB(A)	Differenzschalldleistungspegel
ΔL_A	dB(A)	Differenzschalldruckpegel
ρ	kg/m ³	Luftdichte
φ	°	Phasenwinkel
Θ	°	Kontaktwinkel
a	m	Teilleiterabstand
A	dB	Schalldleistungspegel
A'	dB	Längenbezogener Schalldleistungspegel
A'_A	dB(A)	A-bewerteter, längenbezogener Schalldleistungspegel
B	m ²	Schallabsorptionsfläche
c	m/s	Schallgeschwindigkeit
C_{Schutz}	nF	Kapazität Schutzkondensator
d	mm	Leiteseildurchmesser
D	m	Lateraler Bodenabstand
E	kV/cm	Leiterrandfeldstärke
E'	kV/(cm·kV)	Bezogene Leiterrandfeldstärke
E_{DC}	kV/cm	Gleichkomponente der Leiterrandfeldstärke
E_{K}	kV/cm	Konvergenzrandfeldstärke
E_{AC}	kV/cm	Wechselkomponente der Leiterrandfeldstärke
f	Hz	Frequenz

VI

I_{DC}	A	Betriebsstrom DC-Stromkreis
I_{AC}	A	Betriebsstrom AC-Stromkreis
k_2	dB	Umgebungskorrekturfaktor
k_{DC}	dB(A)/(kV/cm)	Steigungsfaktor Gleichanteil
k_{RR}	dB(A)/(kV/cm)	Steigungsfaktor Regenrate
ℓ	m	aktive Länge
L	dB	Schalldruckpegel (siehe auch Bild 5.2)
L_A	dB(A)	A-bewerteter Schalldruckpegel
L_{Aeq}	dB(A)	A-bewerteter energieäquivalenter Dauerschalldruckpegel
m	1	Unebenheitskoeffizient
n	1	Teilleiteranzahl
N	1	Anzahl Stromkreise
p	V/C	Potenzialkoeffizient
P_{DC}	MW	Leistung DC-Stromkreis
P_{AC}	MW	Leistung AC-Stromkreis
q	C	Ladung
Q_{TE}	nC	Scheinbare Ladung
r	1	Rauigkeitskoeffizient
R_{Schutz}	M Ω	Widerstand Schutzwiderstand
R	m	Radialer Abstand
RR	mm/h	Regenrate
S	m ²	Hüllfläche
S_N	MVA	Natürliche Leistung
t	min	Beobachtungsdauer bzw. Messdauer
T	s	Nachhallzeit
U	kV	Prüfspannungspegel
U_{AC}	kV	Wechselkomponente der Prüfspannung
U_{DC}	kV	Gleichkomponente der Prüfspannung
V	m ³	Raumvolumen

Abkürzungen

AC	Wechselspannung (Alternating Current)
AN	Audible Noise
BEM	Boundary Element Method
BPA	Bonneville Power Administration
CSM	Charge Simulation Method
CL	Corona Losses
DC	Gleichspannung (Direct Current)
EHV	Extra High Voltage
EKW	Edelkorund
EPRI	Electric Power Research Institute
FEM	Finite Elemente Methode
LWL	Lichtwellenleiter
MGP	Mikroglasperlen
OPGW	Optical Ground Wire
RI	Radio Interference
TE	Teilentladung
UHV	Ultra High Voltage

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
2	Ziele und Struktur	3
3	Geräuschemissionen von Freileitungen	9
3.1	Einführung in die Freileitungstechnik	9
3.2	Entstehungsmechanismen und spektrale Zusammensetzung koronainduzierter Geräuschemissionen	14
3.2.1	Entstehung von Koronaentladungen	14
3.2.1.1	Ionisationsvorgang an Freileitungsseilen	14
3.2.1.2	Entladungerscheinungen bei Gleichspannung negativer Polarität	15
3.2.1.3	Entladungerscheinungen bei Gleichspannung positiver Polarität	17
3.2.1.4	Entladungerscheinungen bei Wechselspannung	19
3.2.2	Einfluss von Wassertropfen auf die Koronageneration	19
3.2.3	Entstehung von Koronageräuschen	22
3.2.3.1	Breitbandkomponente	22
3.2.3.2	Tonale Anteile	25
4	Einflussgrößen und Reduktionsmaßnahmen	27
4.1	Rolle der Leiterrandfeldstärke	27
4.2	Einfluss des Niederschlags	28
4.2.1	Klassifizierung	28
4.2.2	Verhalten im trockenen Zustand	28
4.2.3	Verhalten im beregneten Zustand	29
4.2.4	Abtrocknendes Verhalten	33
4.3	Einfluss der Leiterseiloberfläche	34
4.3.1	Verhalten gealterter Leiterseile	34
4.3.2	Oberflächenbehandlungen zur Geräuschreduktion	37
4.3.3	Betriebsverhalten hydrophiler Leiterseile	39
4.4	Einfluss der Bündelgeometrie	40
4.4.1	Rolle der Bündelgeometrie als Reduktionsmaßnahme	40
4.4.2	Einfluss der Teilleiteranzahl	41
4.4.3	Einfluss des Teilleiterdurchmessers	42
4.4.4	Einfluss des Teilleiterabstands	43
4.4.5	Einfluss der Bündelausrichtung	45
4.5	Weitere Ansätze zur Koronageräuschreduktion	46
4.5.1	Optimierung der Bündelgeometrie	46
4.5.2	Ultrakorona	47
4.5.3	Isolierte Leiterseile	48
4.5.4	Formdrahtleiterseile	49
5	Akustische Grundlagen	51
5.1	Wesentliche Größen und deren Zusammenhänge	51
5.2	Nutzbarkeit der hergeleiteten Zusammenhänge	55
5.2.1	Verwendung als Ausbreitungsmodell	55
5.2.2	Immissionsbasierte Bestimmung der koronainduzierten Schalleistung	57
5.3	Bestimmung des Schalleistungspegels in Anlehnung an ISO 3744	59
5.3.1	Anwendbarkeit und Einschränkungen	59

5.3.2	Berechnungsverfahren	60
5.4	Bestimmung des Vertrauensbereichs	64
5.5	Wahl der Frequenz- und Zeitbewertung	65
5.6	Psychoakustische Relevanz und Grenzwerte	67
6	Berechnung der Leiterrandfeldstärke	69
6.1	Definition und Relevanz der Leiterrandfeldstärke	69
6.2	Berechnung der Randfeldstärke	71
6.3	CS-Methode	72
6.4	Anwendung der CS-Methode	76
6.4.1	Berechnung der Randfeldstärke einphasiger Versuchsanordnungen	76
6.4.1.1	Einfluss des Leiterseildurchmessers	76
6.4.1.2	Einfluss des Teilleiterabstands	77
6.4.2	Berechnung der Randfeldstärke mehrsystemiger Freileitungen	79
6.4.2.1	Implementierung der CS-Methode	79
6.4.2.2	Einfluss des Bodenabstands und des Leiterseildurchhangs	81
7	Messaufbau, Methodik, Auswertung	85
7.1	Labora Aufbau	85
7.1.1	Vor- und Nachteile diverser Versuchsaufbauten	85
7.1.2	Verwendeter Versuchsaufbau	88
7.1.3	Akustische Parameter des Hochspannungslabors	91
7.1.4	Messinstrumente	94
7.2	Versuchsmethodik	95
7.2.1	Versuchsablauf	95
7.2.2	Konditionierung	95
7.2.3	Spannungsfahrt im trockenen Zustand	96
7.2.4	Abtrocknung	96
7.2.5	Spannungsfahrt im beregneten Zustand	97
7.3	Berechnung des feldstärkeabhängigen Schallleistungspegels	98
8	Emissionsverhalten von Leiterseilen in AC-Freileitungen	103
8.1	Einführung	103
8.2	Prüflinge	103
8.3	Feldstärkeabhängiges Emissionsverhalten	105
8.3.1	Grundsätzlicher Verlauf	105
8.3.2	Parametrisierung	107
8.3.3	Charakteristisches Geräuschemissionsverhalten	108
8.4	Modell zur Prognose der koronainduzierten Schallleistung	110
8.5	Diskussion	112
8.5.1	Vergleich des erstellten Modells mit dem EPRI-Prognosemodell	112
8.5.2	Feldstärkeabhängiges Reduktionspotenzial	114
8.5.3	Reduktionspotenzial bei konstanter Spannung	117
8.6	Berücksichtigung der Regenrate	120
8.7	Sonderfall des Einflusses des Teilleiterabstands	122
8.7.1	Besonderheiten und Messaufbau	122
8.7.2	Ergebnisse	126
8.7.3	Diskussion	129
8.8	Einfluss der Leiterhydrophilie auf das zeitabhängige Abklingverhalten	129
8.8.1	Besonderheiten	129

8.8.2	Ergebnisse	130
8.9	Bestimmung des Unebenheitsfaktors	132
8.10	Abschließende Betrachtungen zur Klassifizierung hydrophiler Oberflächen	135
9	Geräuschemissionen des Wechselfelds von Hybridfreileitungen	139
9.1	Hybridfreileitungen als Upratingmaßnahme	139
9.2	Kopplungsmechanismen an Hybridfreileitungen	140
9.2.1	Auftreten von Mischfeldbelastungen	140
9.2.2	Kopplung infolge magnetischer Felder	141
9.2.3	Kopplung infolge elektrischer Felder	142
9.2.4	Ionenkopplung	143
9.3	Relevanz der Kopplungseffekte für Geräuschemissionen an Hybridfreileitungen	145
9.4	Versuchsmethodik	146
9.5	Versuchsaufbau	149
9.6	Besonderheiten	150
9.7	Ergebnisse	151
9.7.1	Prüflinge	151
9.7.2	Summenpegel	152
9.7.2.1	Grundsätzliche Geräuschemissionscharakteristik	152
9.7.2.2	Einfluss der Leiterseiloberfläche	154
9.7.2.3	Einfluss der Regenrate	155
9.7.2.4	Emissionsmodell	156
9.7.3	Tonale Anteile	158
9.7.4	Diskussion	159
10	Geräuschemissionsprognose	163
10.1	Einführung	163
10.2	Fallstudie 1 - Geräuschreduktion für Upratingmaßnahme	163
10.3	Fallstudie 2 - Leiterauswahl	168
10.4	Fallstudie 3 - Hybridfreileitung	172
10.5	Ausgewählter Vergleich mit dem EPRI-Prognosemodell	177
10.6	Abschließende Betrachtungen zum DC-Einfluss an Hybridfreileitungen	178
11	Zusammenfassung und Ausblick	181
Literatur	189
Literaturverzeichnis	188
Anhang	206
A	Leiteseile	211
B	Randfeldstärken im einphasigen Versuchsaufbau	215
C	Ergebnisse der experimentell bestimmten Schalleistungspegel	217
C.1	Schalleistungspegel in Abhängigkeit des Prüfspannungspegels	217
C.2	Schalleistungspegel in Abhängigkeit der Leiterrandfeldstärke	220
C.3	Koeffiziententabellen für unterschiedliche Teilleiteranzahlen	223

D	Diagramme zum Vergleich des Emissionsmodells mit dem EPRI-Modell	225
D.1	Standardleiterseile	225
D.2	Hydrophile Leiterseile	227
E	Diagramme zum feldstärkeabhängigen Reduktionspotenzial	229
E.1	Darstellungen in Abhängigkeit der Leiterrandfeldstärke	229
E.2	Darstellungen in Abhängigkeit der Spannung	231
F	Diagramme zum Einfluss des Teilleiterabstands	235
G	Diagramme zum zeitabhängigen Abklingverhalten	241
H	Mikroskopaufnahmen	245
I	Vergleich der Methoden zur Bestimmung des Schalleistungspegels	249
J	Diagramme zum Geräuschemissionsverhalten von Hybridleitungen	251
J.1	Blanker Leiterseilprüfling	251
J.2	Hydrophiler Leiterseilprüfling	253
J.3	Einfluss der Leiterseiloberfläche	256
J.4	Tonale Anteile	257

1 Einleitung

Es herrscht weitgehend Einigkeit darüber, dass die gegenwärtig stattfindende Umwälzung der europäischen Energiewirtschaft, die unter dem Dachbegriff der Energiewende eine Abkehr von traditionellen, kalorischen Formen der Energiebereitstellung hin zu erneuerbaren Energieträgern vorsieht, nur dann langfristig Erfolg haben kann, wenn parallel dazu ein Ausbau der Netzinfrastruktur erfolgt. Obschon Freileitungen seit jeher eine zentrale Rolle in diesem System einnehmen, sinkt deren Akzeptanz stetig. Einer der Aspekte, der an Freileitungen am häufigsten kritisiert wird, ist deren Neigung, bei schlechtem Wetter störende Geräusche zu emittieren.

Während die Ursachen dieser Geräusche schon seit mehreren Jahrzehnten gut verstanden sind, rückten Ansätzen zu deren Reduktion erst wieder vor wenigen Jahren in den Interessenfokus europäischer Übertragungsnetzbetreiber. Eine Methode, welche in diesem Zusammenhang besonders vielversprechend erscheint, ist der Einsatz spezieller, oberflächenbehandelter Leiterseile. Eine ganzheitliche Beschreibung des Geräuschemissionsverhaltens solcher Leiterseile ist bislang jedoch ausgeblieben. Eines der zentralen Ziele der vorliegenden Arbeit ist es daher, die bisher unzureichend dokumentierten Unterschiede im Geräuschemissionsverhalten von Standardleiterseilen und Leiterseilen mit hydrophilen Oberflächenbehandlungen auf experimentellem Wege zu untersuchen. Hierdurch soll neben einer optimalen Nutzung dieser Spezialeile auch die Erstellung belastbarer Geräuschemissionsprognosen ermöglicht werden.

Um die Errichtung neuer Leitungstrassen möglichst zu vermeiden und Vorlaufzeiten zu reduzieren, sind Netzbetreiber bestrebt, die bestehende Netzinfrastruktur durch Optimierungsmaßnahmen bestmöglich auszunutzen. Ein interessanter Ansatz zur Erhöhung der auf einer bestehenden Freileitung übertragbaren Leistung bzw. zur Minimierung der anfallenden Verluste, ist dabei die Umrüstung der vorhandenen Drehstromfreileitung auf Gleichspannungsbetrieb. Wird hierbei nur ein Teil der Freileitung auf Gleichspannungsbetrieb umgestellt, wird diese Anordnung als Hybridfreileitung bezeichnet. Aufgrund der räumlichen Nähe von Drehstrom- und Gleichspannungsleitungen in einer Trasse ist mit dem Auftreten elektromagnetischer Kopplungsmechanismen zu rechnen, welche Auswirkungen auf das Geräuschemissionsverhalten der Leitung haben können. Da die diesbezüglichen Phänomene – insbesondere für reale Leiterbündelgeometrien – größtenteils unerforscht sind, widmet sich deren Untersuchung der zweite Teil dieser Arbeit.

Zusammenfassend soll so ein Beitrag zur Minimierung der Umweltauswirkungen durch Freileitungen geleistet und deren Akzeptanz verbessert werden.

2 Ziele und Struktur

Wie in der Illustration des strukturellen Aufbaus der vorliegenden Arbeit in Bild 2.1 gezeigt, beginnt die Annäherung an das Themenfeld der koronainduzierten Geräuschemissionen an Freileitungen in Kapitel 3 mit einer kurzen Einführung in die Freileitungstechnik und deren historischen Entwicklung.

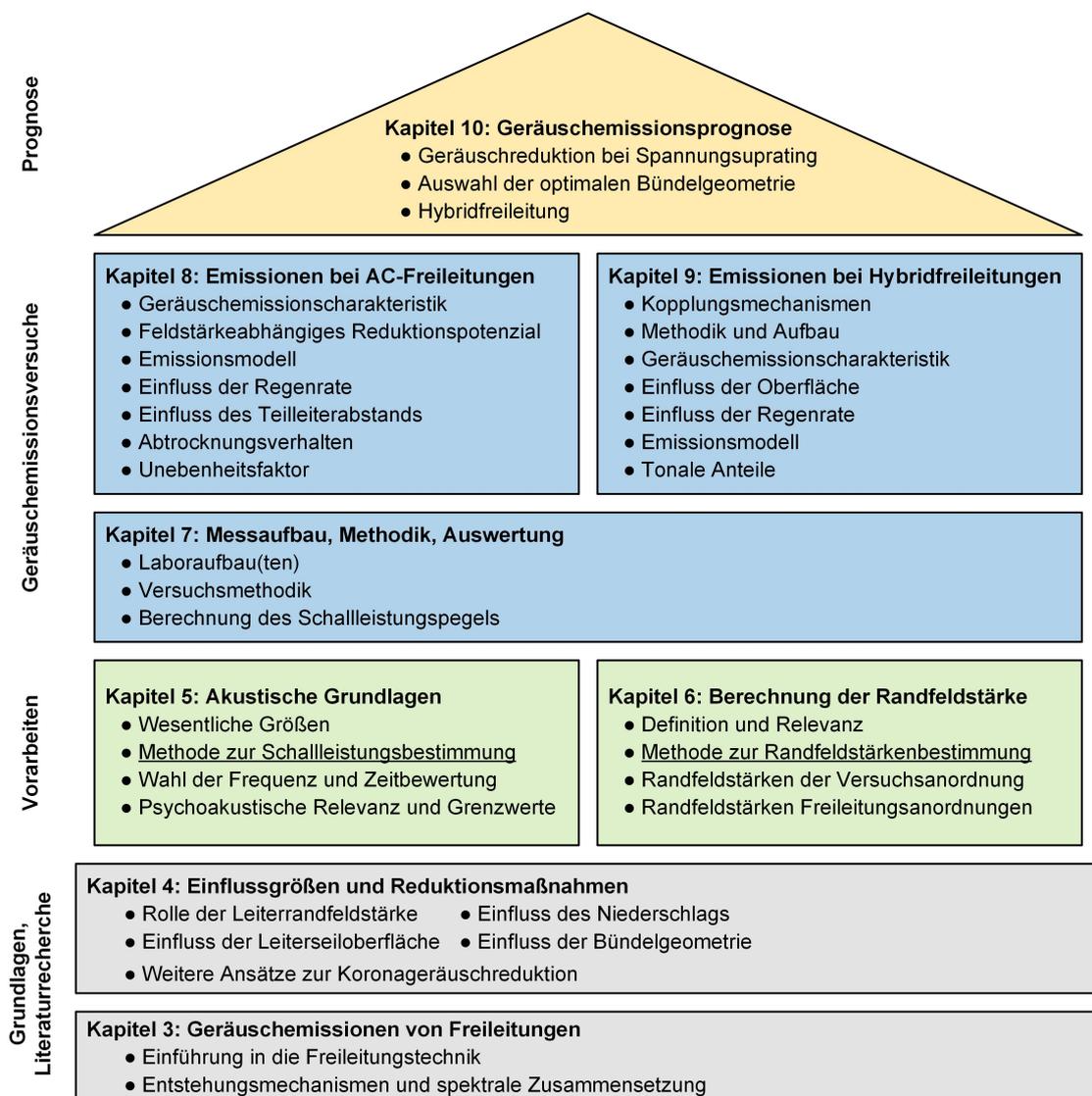


Bild 2.1: Struktur der vorliegenden Arbeit

Um die Grundlagen zur Interpretation der später vorgestellten Ergebnisse zu schaffen und insbesondere um die Relevanz der Leiterrandfeldstärke zu erörtern, welche die erste zentrale Größe des Entstehungsmechanismus von Koronageräuschen darstellt, folgt in Kapitel 3.2.1 eine Diskussion der an Freileitungsseilen beobachtbaren Ionisationsvorgänge.

Hierbei wird auf die bei unterschiedlichen Spannungspolaritäten auftretenden Entladungserscheinungen eingegangen, woraus in weiterer Folge das Entladungsverhalten bei Wechselspannung abgeleitet wird. Als zweiter wesentlicher Faktor zur Entstehung von Koronageräuschen wird in Kapitel 3.2.2 der Einfluss von Wassertropfen auf die Koronageneration beschrieben. Aufbauend auf die zuvor illustrierten Zusammenhänge werden in Kapitel 3.2.3 die Entstehungsmechanismen koronainduzierter Geräusche vorgestellt, wobei zwischen der Breitbandkomponente und den tonalen Anteilen des Emissionsspektrums unterschieden wird.

In Kapitel 4 wird der gegenwärtige Stand von Wissenschaft und Technik zu den typischen Größen, welche das Koronageräuschgeschehen beeinflussen, abgebildet. Die Diskussion der vier Haupteinflussgrößen Leiterrandfeldstärke (Kapitel 4.1), Niederschlag (Kapitel 4.2), Leiterseiloberfläche (Kapitel 4.3) und Bündelgeometrie (Kapitel 4.4) erfolgt dabei auch vor dem Hintergrund der den jeweiligen Einflussfaktoren innewohnenden Ansätze zur Koronageräuschreduktion. In Kapitel 4.5 werden noch einige weitere Konzepte zur Koronageräuschreduktion diskutiert, welche sich jedoch in den Kanon der zuvor diskutierten Ansätze einordnen lassen.

Die Diskussion der verfügbaren Literatur zeigt dabei, dass die physikalischen Prozesse hinter koronainduzierten Geräuschemissionen mittlerweile gut verstanden sind. Auch wenn für die Randbereiche der Betriebsparameter und beeinflussenden Größen kein absolut kongruentes Bild gezeichnet wird, so reicht der aktuelle Stand von Wissenschaft und Technik jedenfalls dazu aus, um für betriebsrelevante Zustände (womit insbesondere Niederschlagsmengen und Randfeldstärken gemeint sind) belastbare Geräuschprognosen zu erstellen.

Ein Aspekt, der allerdings von der überwiegenden Mehrheit der bisherigen Autoren unbeachtet blieb, ist der Einfluss der Leiterseiloberfläche auf das feldstärkeabhängige Geräuschemissionsverhalten eines Leiterbündels. Neben Standardleiterseilen, deren Geräuschemissionsverhalten gewissen Alterungseffekten unterworfen ist, stehen Netzbetreibern mittlerweile auch Spezialleiterseile zur Verfügung, die dank hydrophiler Oberflächenbehandlungen geringere Geräuschemissionen aufweisen sollen als ihre Pendants mit unbehandelten Aluminiumoberflächen. Zur Frage, wie sich nun aber das Geräuschemissionsverhalten von Standardleiterseilen im Speziellen von jenem hydrophiler Leiterseile unterscheidet, sind in der Literatur kaum Antworten zu finden. Zwar existieren z. B. Hinweise zu dem konvergierenden Verhalten dieser beiden Seiltypen, Details zu den unterschiedlichen feldstärkeabhängigen Betriebsverhalten sind allerdings nicht verfügbar. Einer der Gründe hierfür ist sicherlich, dass in den letzten Jahrzehnten nur wenig neue Freileitungen errichtet wurden und derartige Spezialleiterseile selten zum Einsatz kamen. Im Hinblick auf die gegenwärtig stattfindenden Umwälzungen des europäischen Energieversorgungssystems ist die Notwendigkeit der Verstärkung der bestehenden Freileitungsinfrastruktur jedoch bereits absehbar. Angesichts verpflichtender Umweltverträglichkeitsprüfungen und hoher Besiedlungsdichten, woraus geringe Abstände zwischen Anrainern und Freileitungstrassen resultieren, werden in vielen Freileitungsprojekten, unabhängig davon, ob es sich um Umbesetzungen oder Neubauten handelt, Leiterseile mit geräuschmindernden Oberflächenbehandlungen zum Einsatz kommen.

Grundlegendes Ziel der nachfolgend vorgestellten Untersuchungen war es daher, die bisher unzureichend dokumentierten Unterschiede im Geräuschemissionsverhalten von Standardleiterseilen und Leiterseilen mit hydrophilen Oberflächenbehandlungen experimentell in Geräuschemissionsversuchen zu ergründen. Hierdurch soll einerseits eine optimale Nutzung dieser Spezialseile ermöglicht und andererseits ein Beitrag zur Minimierung der Umweltbelastung durch Freileitungen geleistet werden. Die diesbezüglichen Forschungsziele können wie folgt zusammengefasst werden:

- Als erster und grundlegender Forschungsschwerpunkt ist die Erforschung des feldstärkeabhängigen Emissionsverhalten dieser beiden Oberflächentypen bei Anwendung in für den europäischen Leitungsbau üblichen Bündelanordnungen (Einfachseile, Zwei-, Drei-, Vierleiterbündel) zu nennen.
- In Anlehnung an die bereits bekannten Tendenzen stellt sich hinsichtlich der feldstärkeabhängigen Emissionscharakteristik die Frage, inwieweit es einen Feldstärkebereich gibt, in dem hydrophile Leiterseile besonders wirksam sind, bzw. ob es einen Feldstärkebereich gibt, in dem die Verwendung hydrophiler Leiterseile kontraproduktiv ist.
- Durch entsprechende Variation der Bündel-Geometrieparameter soll der Einfluss dieser Größen ergründet und ein generalisiertes Modell (ähnlich den bereits verfügbaren Prognosemodellen) erstellt werden, um die erzielten Ergebnisse auf beliebige Freileitungsgeometrien umlegen zu können. Hieraus ergibt sich automatisch eine Analyse der Auswirkungen von Teilleiterdurchmesser d und Teilleiteranzahl n auf das Geräuschemissionsverhalten der beiden Oberflächentypen. Da in den europäischen Übertragungsnetzen ein Teilleiterabstand von $a = 400$ mm üblich ist, soll dieser Abstand als Grundlage für die durchgeführten Untersuchungen gelten.
- Da der Teilleiterabstand a jener Bündel-Geometrieparameter ist, dessen Einfluss auf das Geräuschemissionsverhalten am wenigsten untersucht wurde, aber großes theoretisches Potenzial zur Geräuschreduktion bietet, soll dessen Auswirkungen an ausgewählten Geometrien separat untersucht werden.
- In Anlehnung an bisher veröffentlichte Studien soll der Fokus der Experimente auf dem Geräuschemissionsverhalten bei Beregnung liegen, wobei als Bezugsregenrate eine Niederschlagsmenge von $RR = 6$ mm/h herangezogen wird.
- Zur Erforschung möglicher Betriebsgrenzen oder paradoxer Effekte soll zusätzlich der Einfluss der Regenrate auf das Geräuschemissionsverhalten von Standardleiterseilen und hydrophilen Leiterseilen ergründet werden.

- Angesichts der aus psychoakustischer Sicht großen Relevanz des Abtrocknungsverhaltens, ist dessen Untersuchung ein komplementäres Ziel ergänzender Untersuchungen. Bezugnehmend auf die in Kapitel 4.2.1 vorgenommene Kategorisierung, stellt sich in diesem Zusammenhang die Frage nach dem Geräuschemissionsverhalten im trockenen Zustand. Da für dieses jedoch realitätsnahe Verschmutzungen und große Bündellängen nötig sind, wird auf die nähere Betrachtung dieses Zustands verzichtet.
- Der Umstand, dass die meisten zur Thematik koronainduzierter Geräuschemissionen durchgeführten Studien in Freiluftversuchsanordnungen bei natürlicher Beregnung durchgeführt wurden, mag angesichts der damit assoziierten Herausforderungen, welche in Kapitel 7.1.1 detailliert diskutiert werden, als Motivation dienen, die gegenständlichen Untersuchungen in einem geschlossenen Hochspannungslabor bei künstlicher und reproduzierbarer Beregnung und ohne den Einfluss von Wind durchzuführen.

Zur experimentellen Erforschung des feldstärkeabhängigen Geräuschemissionsverhalten von Bündelleitern sind zwei Vorarbeiten zu leisten. Zum einen wird ein Verfahren benötigt, um die in den entsprechenden Versuchen ermittelten Ergebnisse, welche in Form des Schalldruckpegels L vorliegen, in eine universelle und vergleichbare akustische Größe, den längenbezogenen Schallleistungspegel A' , umzurechnen. Die diesbezüglichen Hintergründe werden unter besonderer Berücksichtigung raumakustischer Einflüsse in Kapitel 5 erarbeitet. In diesem Zusammenhang wird ferner auf die psychoakustischen Eigenschaften koronainduzierter Geräuschemissionen eingegangen, welche auch die besondere Relevanz dieser speziellen Art von Anlagengeräuschen illustrieren und als Motivation zur Beschäftigung mit der gegenständlichen Thematik dienen sollen.

Den zweiten Grundstein bildet die Berechnung der elektrischen Feldstärke E an sich. Diesbezüglich wird ein universelles Verfahren benötigt, welches die effiziente Bestimmung der elektrischen Randfeldstärke E an den Teilleitern der im Labor untersuchten Bündelleiter ermöglicht. Ein entsprechendes Verfahren wird in Kapitel 6.3 in Form der CS-Methode (*Charge Simulation Method*) vorgestellt. Dieses Verfahren wird in weiterer Folge auch dazu verwendet, die Grenzen zu ergründen, in denen eine Variation der Bündelgeometrie zur Koronageräuschreduktion beitragen kann.

Der für die Geräuschemissionsversuche eingesetzte Messaufbau wird gemeinsam mit dem umgesetzten Messablauf und den verwendeten Messinstrumenten ab Kapitel 7.1.2 vorgestellt. Hierzu wird im Vorfeld eine Übersicht der von anderen Autoren eingesetzten Versuchsaufbauten und den damit assoziierten Vor- und Nachteilen gegeben. Die Präsentation der Messergebnisse, die zur Untersuchung der obengenannten Forschungsfragen durchgeführt wurden, erfolgt in Kapitel 8.

Den Abschluss zur Erforschung der Geräuschemissionseigenschaften von Standardleiterseilen und hydrophilen Leiterseilen bildet Kapitel 9, welches sich deren Emissionsverhalten beim Einsatz in Hybridfreileitungen widmet, wobei sich die Betrachtungen auf den Drehstromteil beschränken.

Hierzu wird zunächst auf die Hintergründe der für Hybridfreileitungen typischen Mischfeldbelastung eingegangen, deren Einfluss auf das Koronageräuschverhalten bislang beinahe unerforscht ist (Kapitel 9.3). Im Falle des gegenständlichen Drehstromteils sind es insbesondere die Auswirkungen des dem Wechselfeld überlagerten Gleichfeldanteils (DC-Bias), die untersucht werden sollen. Als umgesetzte Möglichkeit zur Nachbildung ebendieser Mischfeldbelastung in Laborversuchen wird in Kapitel 9.5 die Beanspruchung mit einer Mischspannung vorgestellt. Die adressierten Aufgabenstellungen lassen sich wie folgt darstellen:

- Hinsichtlich des AC-Geräuschemissionsverhaltens unter Beregnung und unter Einwirkung eines DC-Bias gilt es grundsätzlich, den Einfluss des letztgenannten auf das feldstärkeabhängige Geräuschemissionsverhalten zu untersuchen. Zwar sind hierzu einige wenige Ergebnisse dokumentiert, diese wurden jedoch nur an vereinfachten Geometrien ermittelt.
- Angesichts der bisher beibehaltenen Unterscheidung zwischen Standardleiterseilen und hydrophilen Leiterseilen sollen die Untersuchungen zum Geräuschemissionsverhalten unter Mischfeldbeanspruchung ebenfalls an diesen beiden Oberflächentypen durchgeführt werden.
- Hierbei ist auch der Einfluss der Regenrate zu untersuchen.
- Hinsichtlich der Geräuschemissionsprognose realer Freileitung wird auch für den Fall der Mischfeldbeanspruchung eine Formalisierung der Ergebnisse angestrebt, welche deren Übertragung auf beliebige Anordnungen gestattet.
- Es bestehen Hinweise, dass im vorliegenden Fall mit dem Auftreten einer 50-Hz-Komponente ($1/f$) gerechnet werden kann. Der Analyse der tieffrequenten Terzbänder soll daher gesonderte Beachtung zukommen.

In Kapitel 10, welches das letzte Ergebniskapitel darstellt, wird anhand dreier Fallstudien, die sich auf realitätsnahe Freileitungsanordnungen von Drehstrom- und Hybridfreileitungen beziehen, illustriert, wie die ermittelten Ergebnisse und erstellten Emissionsmodelle zur Geräuschemissionsprognose, zur Geräuschreduktion und zur Wahl geeigneter Beseilungen genutzt werden können.

In den Anhängen A – J werden abschließend ergänzende Bilder und Diagramme gezeigt.

3 Geräuschemissionen von Freileitungen

3.1 Einführung in die Freileitungstechnik

Mit etwas großzügiger Sichtweise können die Versuchsaufbauten des englischen Universalgelehrten GRAY, zur Übertragung elektrischen Stroms mit Hilfe feuchter Hanfschnüre, im Jahr 1729 als erste Vorläufer moderner Freileitungen gesehen werden [Dep36]. GRAYs Erkenntnisse zur elektrischen Leitfähigkeit unterschiedlicher Materialien und die unzähligen Beiträge anderer Pioniere auf dem Gebiet der Elektrotechnik gipfelten Mitte des neunzehnten Jahrhunderts in die flächendeckende Einführung der drahtgebundenen Telegrafie, welche somit die erste der breiten Masse zur Verfügung stehende Anwendung des Phänomens *Elektrizität* darstellt. Während es im Jahr 1841 noch 110 Tage dauerte, bis die Nachricht des Dahinscheidens Präsident Harrisons Los Angeles erreichte, ermöglichte die *Transcontinental Telegraph* ab 1861 eine Beinahe-Echtzeit-Kommunikation zwischen der Ost- und Westküste der Vereinigten Staaten [Fin90]. In diese Zeit fallen auch die ersten Versuche zur Nutzbarmachung elektrischer Energie für industrielle Anwendungen. Angesichts des zum damaligen Zeitpunkt noch unlösbaren Problems der überproportionalen Leitungsverluste bei größeren Übertragungsdistanzen, musste die Leistungserzeugung zwar in unmittelbarer Nähe zu den Verbrauchern erfolgen (*Distributed Generation*), es konnten allerdings bereits Glühlampen (110 V_{DC}) und einfache Fabrikmotoren (500 V_{DC}) betrieben werden. Die Entwicklung der ersten Transformatoren (damals: *secondary generator*) ermöglichte die Erschließung höherer Spannungsebenen, wodurch auch größere Distanzen überbrückbar wurden. Als erste Freileitung kann in diesem Zusammenhang eine einphasige und 34 km lange 2-kV-Demonstrationsleitung gelten, die im Jahr 1884 im Zuge einer Weltausstellung in Turin in Betrieb genommen wurde [Gua13a]. Die erste dreiphasige Freileitung wurde im Rahmen der Internationalen Elektrotechnischen Ausstellung in Frankfurt am Main 1891 errichtet, welche bei einer Betriebsspannung von 15 kV die 175 km lange Strecke zwischen Lauffen am Neckar und Frankfurt überbrücken und eine Leistung von 200 kW übertragen konnte [Gua13b]. Wie die Mastbilder dieser ersten Freileitungen und die historische Entwicklung der eingesetzten Isolatoren illustrieren, lehnte sich die Freileitungstechnik insbesondere in den Anfangszeiten stark an die etablierte Telegrafentechnik an (Bild 3.1).

Spätestens die Erschließung der 220-kV-Spannungsebene ab ca. 1920 (Bild 3.2) machte jedoch anstelle der bisher eingesetzten Holzmasten die Nutzung von Stahlgittermasten in Fachwerkbauweise nötig, welche auch heute standardmäßig im klassischen europäischen Leitungsbau Anwendung finden (Bild 3.3). Hierbei wird üblicherweise zwischen Tragmasten, mit vertikaler Isolatoranordnung, und Abspannmasten mit nahezu horizontaler Isolatoranordnung unterschieden.

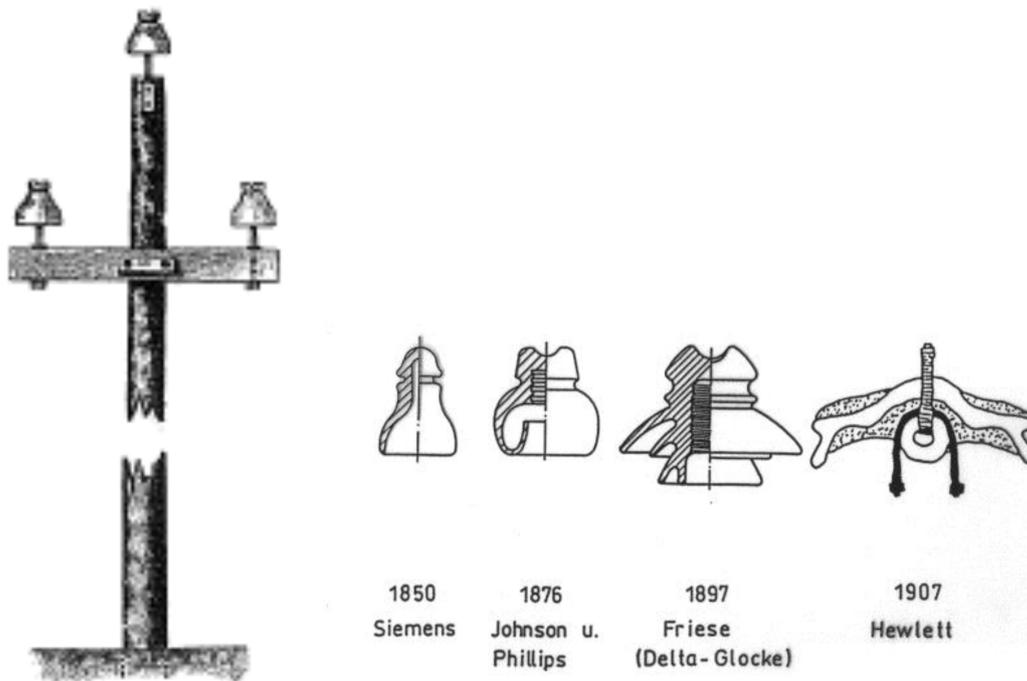


Bild 3.1: Mastbild der Freileitung Lauffen–Frankfurt und historische Entwicklung von Freileitungsisolatoren [Kle17]

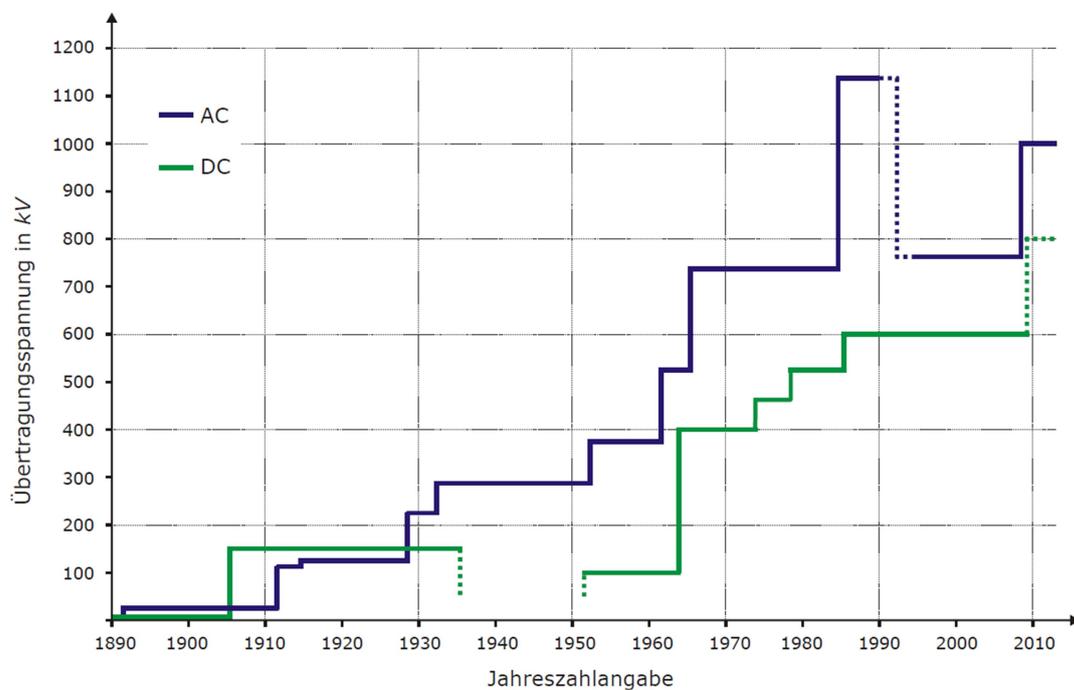


Bild 3.2: Historische Entwicklung der globalen Spannungsebenen [Ker10] (Die kurzzeitige Anhebung der maximalen Übertragungsspannung ist auf die 432 km lange Drehstromleitung Ekibastus–Kökschetau zurückzuführen, welche Ursprünglich mit 1150 kV, nach dem Zerfall der Sowjetunion aber nur noch mit 500 kV betrieben wurde)



Bild 3.3: 500-kV-Freileitung mit Stahlgittermasten und Bündelleiter [Wik18]

Abspannmasten zeichnen sich dadurch aus, auch Leiterzugkräfte aufnehmen zu können, wodurch sie Fixpunkte des Leitungszugs darstellen und somit auch Winkeländerungen in der Trassierung ermöglichen (Winkelabspannmasten). Spezielle Masttypen werden darüber hinaus für den Übergang zwischen Kabel und Freileitung bzw. für Einleitungen in Umspannwerke (Endmaste) oder zur Symmetrierung der Leitungsbeläge (Verdrillmasten) eingesetzt [Oed+11] (Bild 3.4).

Zur Führung des Betriebsstroms kommen in der Freileitungstechnik Leiter aus zu Seilen verdrillten Aluminiumdrähten zur Anwendung (Leitenseile). Hierbei werden unterschiedliche Aluminiumlegierungen genutzt, welche sich hinsichtlich ihrer Widerstandscharakteristik und mechanisch/thermischen Eigenschaften unterscheiden. Vielfach werden dabei noch Kerndrähte aus Stahl zur Verbesserung der mechanischen Eigenschaften des Leitenseils eingesetzt. Während in den niedrigeren Spannungsebenen üblicherweise mit einem einzigen Leitenseil Auslangen gefunden werden kann (Einfachseil), werden in der Übertragungsnetzebene, bzw. ab Betriebsspannungen von 220 kV, entsprechend den Vorschlägen von THOMAS [Tho09] (1909), WHITEHEAD [Whi13] (1910), FACCIOLI [Fac16] (1911) und BURGER [Bur22] (1922) Bündelleiter eingesetzt (Bild 3.5). Grundkonzept hinter diesen ist die Aufteilung eines Einfachseils in mehrere n Teilleiter und deren Anordnung in geringem räumlichen Abstand. Sofern der Teilleiterabstand a dabei klein genug gewählt wird, bewirkt dieser Aufbau eine wechselseitige elektrische Schirmung der Teilleiter, wodurch Entladungserscheinungen (Koronaentladungen) deutlich reduziert werden können. Im europäischen Verbundnetz werden Teilleiterabstände meist im Bereich von $a = 400$ mm gewählt, da dieser Abstand gemäß den Berechnungen von MANGOLDT [Man42] bzw. MARKT und MENGELE [Mar+32] einem Paretooptimum zwischen einer möglichst großen natürlichen Leistung S_N einer Freileitung und einer möglichst niedrigen elektrischen Teilleiterrandfeldstärke E entspricht.

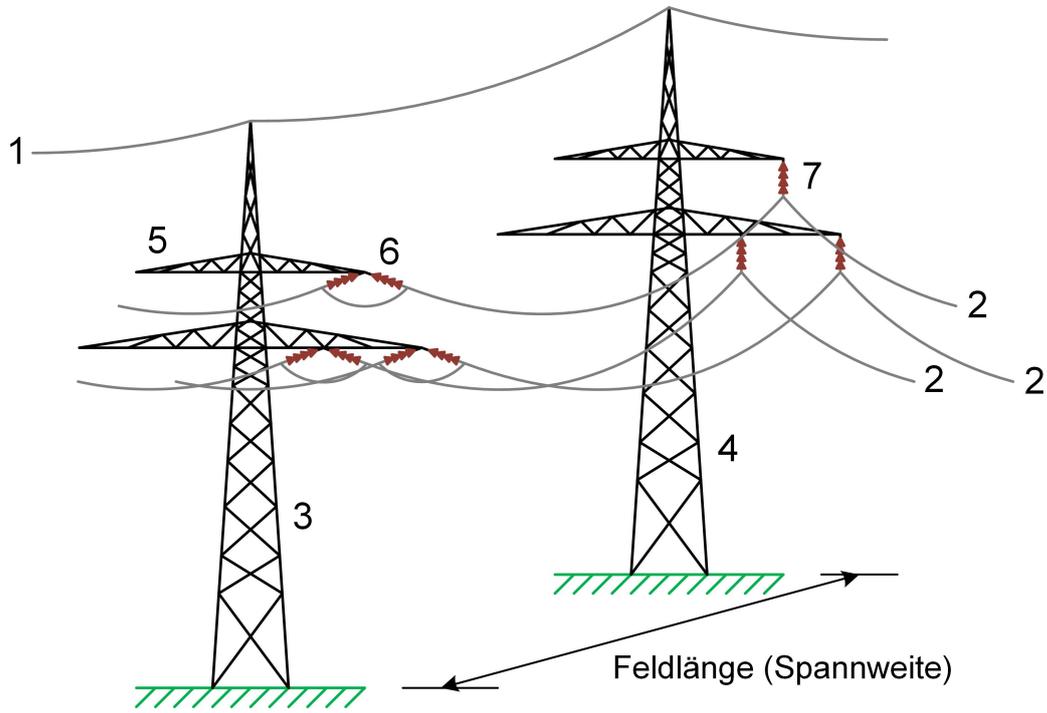


Bild 3.4: Komponenten einer Freileitung
 (1) Erdseil, (2) Leiterseil, (3) Abspannmast, (4) Tragmast,
 (5) Traverse, (6) Abspannisolator, (7) Hängeisolator

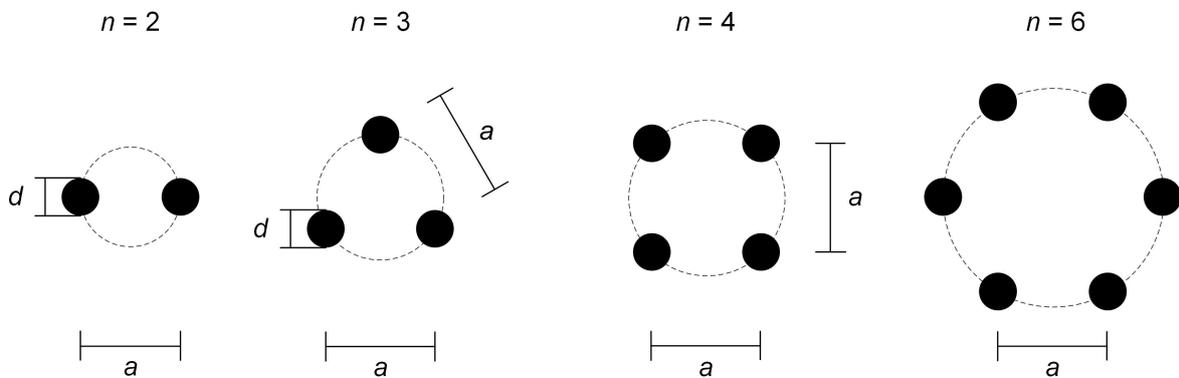


Bild 3.5: Übersicht typischer Bündelleiteranordnungen

Abgesehen von der Reduktion der Teilleiterrandfeldstärke bietet der Einsatz von Bündelleitern im Vergleich zu Einfachseilen auch wirtschaftliche bzw. operative Vorteile. Zum einen bewirkt die Aufteilung in mehrere Teilleiter eine effizientere Nutzung der vorhandenen Aluminiumquerschnittsfläche, da bei Einfachseilen die stromtragende Querschnittsfläche mit steigendem Leiterdurchmesser d infolge des Skin-Effekts nur unterproportional zunimmt [Sim93]. Zum anderen ermöglicht die erwähnte Segmentierung eine effizientere Kühlung der Leiterseile, wodurch höhere Stromdichten realisierbar werden [Kie+01].

Ursächlich für den Wunsch, Koronaentladungen auf ein Mindestmaß zu reduzieren, ist der Umstand, dass diese nicht nur beträchtliche Wirkverluste (*corona losses*, CL), sondern auch elektromagnetische (*radio interference*, RI) und akustische (*audible noise*, AN) Emissionen verursachen können [Kie+01]. Angesichts der bei einer Betriebsspannung von $U = 15 \text{ kV}$ eher ungünstig erscheinenden Beseilung mit Kupferdrähten des Durchmessers $d \approx 4 \text{ mm}$ ist davon auszugehen, dass sich bereits die Betreiber der legendären Freileitung Lauffen–Frankfurt dieser Erscheinungen gewahr waren. Bis zur Mitte des zwanzigsten Jahrhunderts konzentrierte sich die Erforschung koronainduzierter Phänomene vor allem auf die Prognose und Reduktion von Verlusten und elektromagnetischen Funkstörungen, wobei deren Signifikanz angesichts der stetig steigenden Betriebsspannungen über die Jahre zugenommen hat [Pok+72]. Der erwartete Sprung überregionaler Übertragungsnetze in die UHV-Ebene (*Ultra High Voltage*) veranlasste viele Netzbetreiber, insbesondere im nordamerikanischen Raum, den Bau großangelegter Teststationen zu initiieren, die neben Experimenten zur Isolationskoordination auch der Erforschung von Koronaphänomen dienen sollten. Eines der bekanntesten derartigen Projekte ist das *Project UHV* [And+72a], welches seinerseits aus dem *Project EHV* [Abe58] hervorging und in den Anfängen von der General Electric Company alleine, später gemeinsam mit der Bonneville Power Administration (BPA) und schließlich von der Forschungsgesellschaft Electric Power Research Institute (EPRI) betrieben wurde. Eine weitere Forschungsstation, auf deren Ergebnisse in weiterer Folge häufig verwiesen wird, ist das *Apple Grove 750-kV Project*, welches von der American Electric Power Service Corporation und der Westinghouse Electric Power Corporation betrieben wurde [Uni61]¹. Die im Zuge der diversen Projekte durchgeführten Untersuchungen zeigten jedoch sehr schnell, dass für die Auslegung und den Betrieb von UHV-Leitungen Koronageräusche einen limitierenden Faktor und somit auch ein wichtiges Designkriterium darstellen, welches unter Umständen die Signifikanz von Koronaverlusten und Funkstörungen deutlich übersteigen kann [And+72b; Bak+75; Com+76a; Coq+72; Jue+70; Lun84; Sfo+75; Tay+69; Tri+72]. Als Begründung wird hierfür unter anderem die im Vergleich zu Funkstörungen deutlich geringere Ausbreitungsdämpfung angegeben. Diese Erkenntnisse führten schließlich im Jahr 1969 zur Veröffentlichung des ersten wissenschaftlichen Beitrags zum Thema koronainduzierter Geräuschemissionen durch TAYLOR et al., wodurch diese Thematik in kurzer Zeit in allen Netzebenen Bedeutung gewann.

¹In Kanada kann noch auf das von Ontario Hydro betriebene *Coldwater Project* verwiesen werden. Im europäischen Raum sind zu nennen: *Versuchsanlage Rheinau* der 400-kV-Forschungsgemeinschaft im Dossenwald (Deutschland), *Renardieres Centre* (EDF, Frankreich) [Coq+72], *1000 kV Project* (Enel, Suvereto, Italien) [Bag+78], *Anneberg EHV test station* (Swedish State Power Board, Schweden). [Lun84]

3.2 Entstehungsmechanismen und spektrale Zusammensetzung koronainduzierter Geräuschemissionen

3.2.1 Entstehung von Koronaentladungen

3.2.1.1 Ionisationsvorgang an Freileitungsseilen

Ursächlich für die Entstehung von Koronageräuschen sind elektrische Entladungen an den Oberflächen der Freileitungsseile (Bild 3.6). Die zentrale Größe für die Entstehung dieser Entladungen ist die elektrische Feldstärke, welche Ionisationen der Gasmoleküle in dem das Leiterseil umgebenden Luftraum ermöglicht. Aufgrund der inhomogenen Feldverteilung, welche den geometrischen Relationen typischer Anordnungen mit Leiterseilen geschuldet ist und eine rasche Abnahme der elektrischen Feldstärke in radialer Richtung bewirkt, begrenzt sich die Entladungsaktivität auf den Nahbereich der Leiterseile. Um den Unterschied zu einer vollständigen elektrischen Entladung (im Sinne eines Überschlags) zu betonen und da die Entladungen im freien Gasvolumen, und nicht etwa innerhalb eines Werkstoffs stattfinden, wird diese Entladungsform der Gruppe der äußeren elektrischen Teilentladungen zugeordnet.

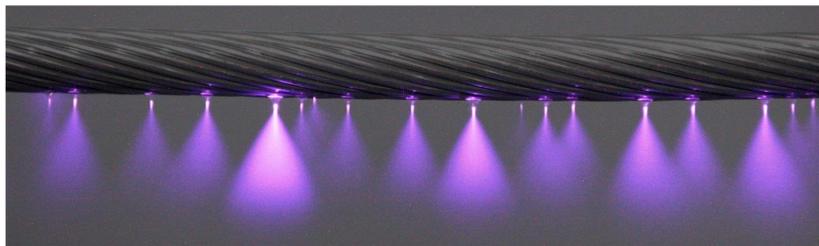


Bild 3.6: Beispielhafte elektrische Entladungen an einem feuchten Freileitungsseil

Zur Initiierung einer Entladung ist ein Startelektron im Gebiet hoher Feldstärke (Nahbereich des Leiterseils) nötig, welches zum Beispiel durch ionisierende Strahlung (kosmisch oder terrestrisch) bereitgestellt wird (typischerweise werden etwa 8 freie Elektronen pro Kubikzentimeter und Sekunde generiert [Tri+68]). Infolge der Kraftwirkung des elektrischen Feldes wird ein solches freies Elektron in radialer Richtung beschleunigt. Sofern es dabei innerhalb der freien Weglänge ausreichend kinetische Energie aufnehmen kann, kommt es bei einer Kollision mit einem neutralen Gasmolekül zu einer Stoßionisation und somit zu Generation eines Gasions und weiterer freier Elektronen, wodurch die Anzahl der Elektronen exponentiell zu einer Elektronenlawine anwächst. Sofern die Höhe der Feldstärke über eine ausreichende Distanz Stoßionisationen ermöglicht, kann sich ab einer ausreichenden Anzahl freier Elektronen eine stabile und selbsterhaltende Entladung entwickeln [Bey+86]. Abgesehen von dem beschriebenen Ionisationsmechanismus, kann es auch nur zur Anregung eines betroffenen Gasmoleküls kommen, wodurch (entsprechend des Bändermodells) ein Valenzelektron kurzfristig in einen höheren Energiezustand versetzt wird, welches beim Rückfall in den Grundzustand ein Lichtquant entsprechend der Anregungsenergie emittiert.

Hierfür kommen insbesondere die in der Luft vorhandenen Stickstoffmoleküle in Frage, deren Hauptemissionslinien im Bereich $\lambda < 400$ nm liegen, wodurch die Entladungen im UV-Bereich sehr deutlich und im Bereich des sichtbaren Lichts durch bläuliche Leuchterscheinungen wahrnehmbar sind [Gru+76]. Letztere Eigenschaft hat dieser Form der Teilentladungen die Bezeichnung Koronaentladungen eingebracht². Zusammenfassend sind somit für das Auftreten von Koronaentladungen nach TRINH drei Faktoren nötig [Tri+68; Tri95]:

1. **Eine ausreichend große elektrische Feldstärke** - Dies soll in der Freileitungstechnik eigentlich vermieden werden. Ursachen für Feldüberhöhungen werden in Kapitel 3.2.2 diskutiert.
2. **Eine großer Inhomogenitätsgrad** - Dies ist angesichts der typischerweise für Freileitungen eingesetzten Leiterseildurchmesser im Allgemeinen erfüllt.
3. **Ein Startelektron im Bereich hoher Feldstärke** - Zwar kann es infolge der stochastischen Bereitstellungsprozesse zu Zündverzögerungen kommen, grundsätzlich ist aber auch diese Bedingung stets erfüllt.

Die Ausprägung und Intensität der Koronaentladungen wird durch die Höhe und Polarität der am Leiterseil anliegenden elektrischen Spannung, aus welcher das elektrische Feld resultiert, bestimmt. Der Einfluss der Polarität hat als *Polaritätseffekt* Eintrag in die Literatur gefunden [Bey+86]. Wie nachfolgend illustriert, wird das Entladungsverhalten bei Wechsellspannung in der positiven und negativen Spannungshalbwelle durch die für die jeweilige Polarität typischen Effekte bestimmt.

3.2.1.2 Entladungserscheinungen bei Gleichspannung negativer Polarität

Bei Gleichspannung negativer Polarität können die zuvor beschriebenen Elektronenlawinen im unmittelbaren Nahbereich des Leiterseils initiiert werden. Aufgrund der geringeren Mobilität der positiv geladenen Gasionen verbleiben diese innerhalb der Ionisationszone, woraus eine positive Raumladung in diesem Bereich resultiert, welche wiederum zu einer Überhöhung der elektrischen Feldstärke führt. Jenseits der Ionisationszone führt die Anlagerung der vormals freien Elektrons an neutrale Gasmoleküle zur Ausbildung einer negativen Raumladung, welche das elektrische Feld in ihrem Einflussbereich reduziert [Tri95]. Bild 3.7a illustriert dieses Verhalten am Beispiel einer Spitze-Platte-Anordnung, wobei die Spitze gegenüber der Platte negatives Potenzial aufweist.

²Etymologisch kann der Begriff *Korona* auf das französische Wort für Krone (*couronne*) zurückgeführt werden. Überlieferung zufolge nutzte STEINMETZ um 1904 diese Bezeichnung als erster zur Beschreibung elektrischer Entladungen [Ele04; Rya04]. Zuvor waren solche, oftmals in Verbindung mit Unwettern auftretende, Phänomene auch als *Elmsfeuer* bekannt. Ferner wird auch in anderen Bereichen der Naturwissenschaften *Korona* zur Bezeichnung von örtlich begrenzten Leuchterscheinungen eingesetzt [Loe65] (z. B. in der atmosphärischen Optik oder zur Beschreibung des Strahlenkranzes der Sonne, welcher wiederum namensgebend für die ähnlich aussehenden Coronaviridae ist).

Wie den entsprechenden Feldstärkeverläufen $E = f(x)$ entnommen werden kann, führen die im Bereich der negativen Spitze verbleibenden positiven Gasionen im Vergleich zum raumladungsfreien Zustand (Verlauf 1) zu einer deutlichen Überhöhung der elektrischen Feldstärke E unmittelbar vor der negativen Spitze (Verlauf 2). In etwas größerem Abstand von der Spitze schirmt die positive Raumladungswolke die Spitze jedoch ab und bewirkt so eine Homogenisierung des Feldverlaufs, wodurch die elektrische Feldstärke im gegenständlichen Fall im Elektrodenzwischenraum annähernd konstant bleibt. Im raumladungsfreien Fall nimmt die Feldstärke E in Richtung der positiven Platte jedoch näherungsweise hyperbolisch ab (Verlauf 1), wodurch es vor der Platte zu einer geringfügigen Anhebung der Feldstärke E kommt.

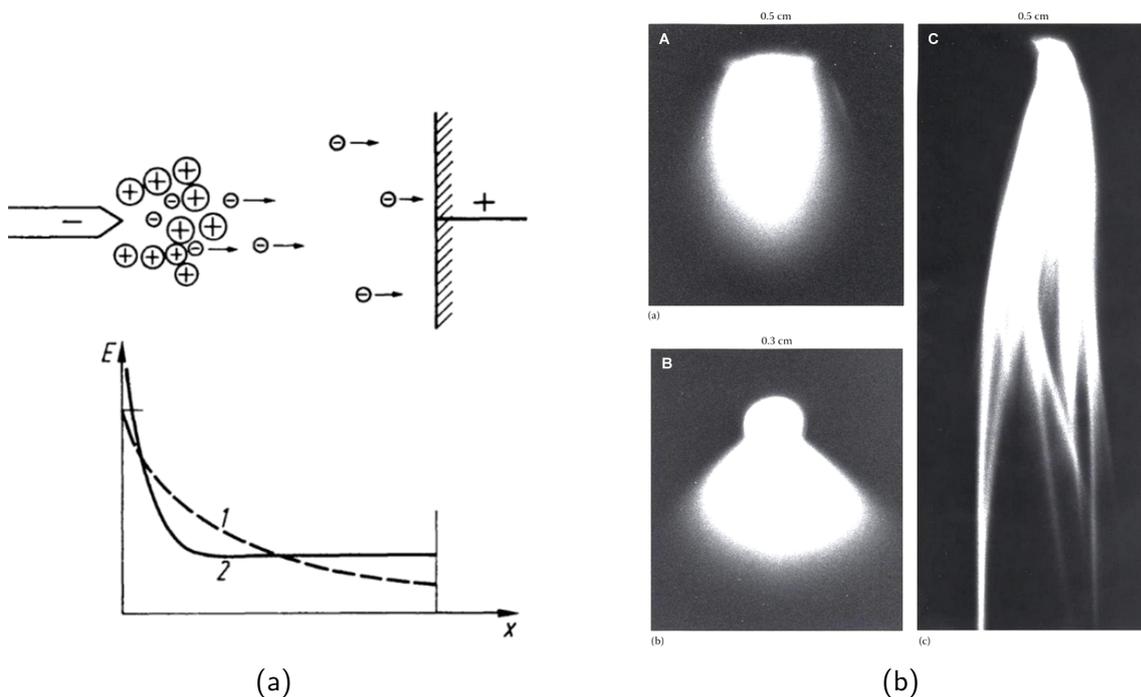


Bild 3.7: (a) Feld- und Raumladungsverteilung an einer inhomogenen Elektrodenanordnung (negative Polarität) [Bey+86], (b) Optische Erscheinung der Entladungsmoden: (A) Trichel Streamer, (B) Negative Pulseless Glow, (C) Negative Streamer [Riz+14]

Die beschriebenen Raumladungsbereiche beeinflussen das spannungsabhängige Entladungsverhalten wesentlich. Die ersten Entladungserscheinungen, die diesbezüglich beobachtet werden können, sind die nach ihrem Erstbeschreiber benannten **Trichel Streamer**³ [Tri38]. Diese manifestieren sich als ladungsschwache Impulse, die bei schwach gekrümmten und mit Wasser benetzten Oberflächen (feuchtes Leiterseil) mit einer Wiederholfrequenz im kHz-Bereich auftreten [Tri+68]. Dieser Entladungsmechanismus wird stark durch die positive Raumladungszone beeinflusst, welche – wie oben beschrieben – eine Feldüberhöhung im Nahbereich der Elektrode (Leiterseil) bewirkt, wodurch der Ionisationsvorgang bereits bei geringen Spannungen einsetzen kann.

³Da die deutsche Fachliteratur üblicherweise die englischen Bezeichnungen der Entladungsformen nutzt, werden diese auch hier verwendet. Gemäß der von HERMSTEIN in [Tri+68] vorgeschlagenen und in [Tri95] umgesetzten Nomenklatur, bezeichnet der Begriff *Streamer* stochastisch bzw. pulsierend auftretende Entladungsformen. *Glow* bezeichnet eine kontinuierliche Entladung (Glimmentladung).

Sobald sich jedoch eine Entladung entwickelt, wirken dadurch generierte negative Ionen der positiven Raumladung entgegen, wodurch die Entstehung weiterer Entladungen vorerst gehemmt ist. Erst nach der Abdrängung der negativen Ionen infolge der Kraftwirkung des elektrischen Felds kann sich die nächste Entladung entwickeln. Aus diesem Prozess resultiert das charakteristische repetitive Auftretismuster, wobei die Auftrettsfrequenz mit der Spannung näherungsweise linear korreliert [Tri+68; Tri95]. Eine beispielhafte Darstellung einer Trichelentladung wird in Bild 3.7b gezeigt, wobei die entsprechenden Fotografien stets eine Überlagerung mehrerer Impulse darstellen.

Mit steigender Spannung kommt es zu einer zunehmenden Verbreiterung der Ionisationszone, wodurch die Trichel-Impulse in den **Negative Pulseless Glow** (Bild 3.7b) übergehen. Entscheidend für diese sehr stabile Entladungsform ist eine zusätzliche Sekundärelektronenemission an der Elektrode, wobei zusätzlich ein Gleichgewicht zwischen der Erzeugung und Abdrängung negativer Gasionen erreicht wird [Tri+68; Tri+70; Tri95]. Die intensivste Entladungserscheinung, die bei Gleichspannung negativer Polarität auftreten kann, ist die der **Negative Streamer** (Bild 3.7b). Diese sind durch das Vorwachsen stabiler und wenig verzweigter Streamer-Kanal-Entladungen in den Gasraum gekennzeichnet, was vor allem durch eine weitere Abdrängung negativer Ladungsträger aus dem Nahbereich der Elektrode ermöglicht wird [Tri+68; Tri95].

3.2.1.3 Entladungserscheinungen bei Gleichspannung positiver Polarität

Das Entladungsgeschehen bei Gleichspannung positiver Polarität unterscheidet sich insbesondere durch die Tatsache, dass Elektronenlawinen sich nun in Richtung der Elektrode entwickeln, von jenem bei negativer Polarität. Wie bei negativer Polarität, hinterlassen diese Elektronenlawinen, welche typischerweise am Rand der Ionisationszone entspringen, wieder positive Raumladungen. Da die Feldstärke nun aber in Ausbreitungsrichtung der Lawinen zunimmt, kommt es kaum zur Generation negativer Ionen. Infolge der hohen Stoßenergie finden anstelle von Wiederanlagerungen zumeist weitere Ionisationen statt. Der Großteil der freien Elektronen erreicht dabei die positive Elektrode, wo diese neutralisiert werden. Im Fall von Gleichspannung positiver Polarität verbleibt somit vor der positiv geladenen Elektrode eine positive Raumladung.

Wie beispielhaft in den Feldverläufen $E = f(x)$ in Bild 3.8a gezeigt, führt die homogenisierende Wirkung der positiven Gasionen gegenüber dem Fall ohne Raumladungen (Verlauf 1) zu einer deutlichen Absenkung der elektrischen Feldstärke im Nahbereich der positiven Spitze (Verlauf 2). Da Spitze und Gasionen jedoch, im Gegensatz zum Fall der negativen Spitze, dieselbe Polarität aufweisen, erscheint die Spitzenelektrode in den Elektrodenzwischenraum vorgeschoben, wodurch die Feldstärke in diesem Bereich angehoben und die Schlagweite verkürzt wird.

Auch in diesem Fall können in Abhängigkeit der Spannungshöhe unterschiedliche Entladungsformen beobachtet werden [Tri95]. Gemäß der Nomenklatur von TRINH ist die erste beobachtbare Entladungsform die der **Burst Pulses** [Tri+68; Tri95].

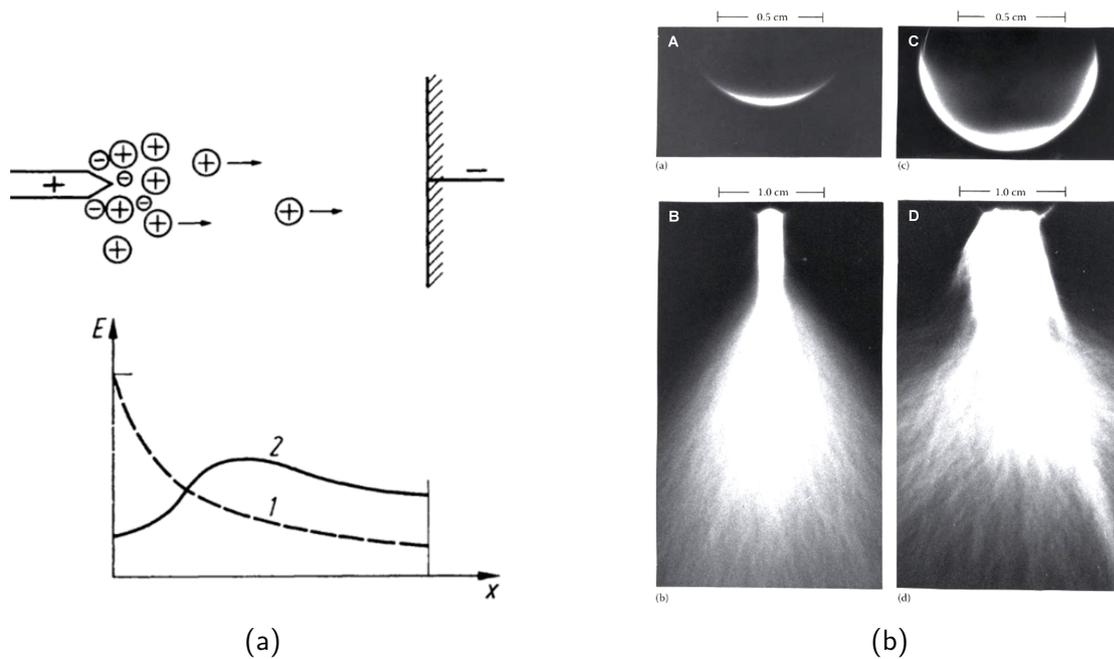


Bild 3.8: (a) Feld- und Raumladungsverteilung an einer inhomogenen Elektrodenanordnung (positive Polarität) [Bey+86], (b) Optische Erscheinung der Entladungsmoden: (A) Burst Corona, (B) Onset Streamer, (C) Positive Glow, (D) Breakdown Streamer [Riz+14]

Der zugrundeliegende Mechanismus ist dem der Trichelentladungen ähnlich. Diese Entladungsform ist auf Elektronen mit hoher kinetischer Energie zurückzuführen, welche Gasmoleküle direkt an der Elektrodenoberfläche ionisieren. Da diese Entladungen infolge der feldabschwächenden Wirkung generierter positiver Ionen schnell zum Erlöschen kommen und erst wieder zünden können, wenn die positive Raumladung weit genug abgedrängt wurde, weist auch diese Entladungsform pulsierenden Charakter auf (Bild 3.8b).

Mit zunehmender Spannung kommt es zur Entwicklung sogenannter **Onset Streamer** (Bild 3.8b), welche sich kanalartig von feldschwachen Regionen in Richtung der Elektrode entwickeln. Dieser Wachstumsprozess geschieht aufgrund der ungleichmäßigen Raumladungsdichte in Ruckstufen. Auch diese Entladungsform wird schlussendlich durch die feldreduzierende Wirkung positiver Ionen, die durch die Entladung selbst generiert wurden, zum Erliegen gebracht. Die Auftrettsfrequenz wird durch die Zeit, welche zur Abdrängung der positiven Raumladung benötigt wird, bestimmt. Angesichts der geringen Mobilität der Gasionen weist diese Entladungsform trotz hoher Impulsamplituden nur eine geringe Wiederholrate auf.

Ab einer gewissen Spannung kommt es zur Ausprägung einer stationären positiven Raumladung in geringem Abstand zur Elektrode. In diesem Spalt können jedoch immer noch schwache *burst corona* auftreten, wodurch sich entlang der Elektrodenoberfläche eine Glimmhaut ausbilden kann, weshalb dieses Phänomen **Positive Glow** (Bild 3.8b) genannt wird [Tri+68; Tri95]. Dieser Prozess hat auch – benannt nach seinem Erstbeschreiber – unter der Bezeichnung HERMSTEIN-Mechanismus Eingang in die Literatur gefunden [Her60].

Eine weitere Spannungssteigerung führt schließlich zur Entwicklung von **Breakdown Streamer**, welche die positive Raumladung überwinden und somit weiter in den Gasraum eindringen können (Bild 3.8b). Da die Länge der Streamer mit der Spannung zunimmt, kann diese Entladungsform schlussendlich die vollständige Überbrückung des Gaswegs im Sinne eines Überschlags einleiten [Tri+68; Tri95].

3.2.1.4 Entladungserscheinungen bei Wechselspannung

Bei Anregung einer inhomogenen Elektrodenanordnung mit Wechselspannung ist in der positiven und in der negativen Spannungshalbwelle grundsätzlich mit dem Auftreten der mit der jeweiligen Polarität assoziierten Entladungserscheinungen zu rechnen, wobei es infolge des zeitabhängigen Spannungspegels zu einer Modulation und einem Abtausch der einzelnen Effekte kommt. Sofern die Schlagweite der Anordnung klein genug ist, dass die während einer Halbwelle erzeugten Ladungsträger die Erdelektrode erreichen können, bleiben die negativen Glimmentladung im Allgemeinen aus. Das Auftreten negativer Streamer-Entladungen ist beim Betrieb mit Wechselspannung ebenfalls im höchsten Maße unwahrscheinlich, da die Überschlagsspannung bei positiver Polarität im Allgemeinen geringer ist, als die Einsatzspannung der negativen Streamer [Tri95]. Dieser Umstand ist eine der zentralen Aussagen des eingangs erwähnten Polaritätseffekts, welcher zusammenfassend beschreibt, dass bei Spannungen negativer Polarität Entladungen im Vergleich zu Spannungen positiver Polarität zwar bereits bei (betragsmäßig) geringeren Spannungspegeln auftreten, die betragsmäßige Überschlagsspannung dafür aber größer ist als bei positiver Polarität [Bey+86].

Abschließend sei noch darauf hingewiesen, dass die in den vorangegangenen Kapiteln beschriebenen Rückwirkungen der Raumladungen auf das Entladungsgeschehen in gewissem Maße als selbstlimitierende Eigenschaft der Korona aufgefasst werden kann (dies betrifft insbesondere die Entladungserscheinungen bei positiver Polarität) [Her+82]. Dieser Umstand wird in weiterer Folge zur Interpretation der präsentierten Ergebnisse noch von großer Relevanz sein.

3.2.2 Einfluss von Wassertropfen auf die Koronageneration

Wie in Kapitel 3.2.1.1 ausgeführt, ist die elektrische Feldstärke im unmittelbaren Nahbereich eines Freileitungsseils entscheidend für das Auftreten von Ionisations- bzw. Entladungseffekten. Durch passende Wahl der Leitergeometrie (insbesondere des Leiterdurchmessers) könnte bis zu jener Spannung, für welche die Leiterausrüstung erfolgte, das Auftreten von Entladungserscheinungen theoretisch wirkungsvoll unterbunden werden. Geeignete Formelsätze wurden z. B. von PEEK bereits 1915 veröffentlicht [Pee15]. In der Praxis kommt es jedoch durch Störstellen an der Leiterseiloberfläche häufig zu lokalen Überhöhungen der Leiterrandfeldstärken. Neben mechanischen Beschädigungen (z. B. infolge unsachgemäßer Montage) und anhaftenden Partikeln [Com+74; Ian+74], sind es typischerweise Wasseranlagerungen, welche die Feldüberhöhungen verursachen.

Koronaerscheinungen sind somit aufgrund der Anlagerung von Wassertropfen vorrangig ein Schlechtwetterphänomen (z. B. Regen, Nebel, Bild 3.9) [Bou+64; Com+74; Coq+72; Ian+74; Per72; Tay+69] (Bild 3.6), wobei Raureif und Schnee eine ähnliche Wirkung zeigen [Bou+66]. Die feldüberhöhende Wirkung der Wassertropfen ist grundsätzlich auf deren Verzerrung bzw. Verdichtung der Leiterrandfeldstärke infolge deren hoher Permittivität zurückzuführen ($\epsilon_{\text{H}_2\text{O}} \approx 80$).



Bild 3.9: Entladung an einem verformten Wassertropfen

In der Literatur wird dabei von zwei unterschiedlichen Entladungsmechanismen an Wassertropfen berichtet, wobei die Unterscheidung anhand der Verformung des Wassertropfens infolge der Kraftwirkung des elektrischen Felds getroffen wird [Pfe+16]. Beim ersten Mechanismus überwiegen die elektrostatischen und gravitativen Kraftwirkungen gegenüber der Oberflächenspannung des Wassertropfens, wodurch dieser aufbricht und sich konisch zuspitzt. Diese Verformung wird nach seinem Erstbeschreiber häufig als *Taylor-Kegel* bezeichnet [Har+81; Sug+01; Tay64]. Eine solche Verformung bewirkt eine Feldüberhöhung an der Spitze des Wassertropfens, wo in weiterer Folge Ionisationen auftreten können. Der zweite Mechanismus hat als *pure corona* Eingang in die Literatur gefunden, wobei hier die Wasseroberfläche intakt bleibt [Daw70; Har+81]. Bezugnehmend auf diesbezügliche Untersuchungen von DAWSON und HARA et al. wurde durch PFEIFFER et al. gezeigt, dass das Auftreten von *pure corona* an Freileitungen eher unwahrscheinlich und allenfalls bei sehr kleinen Wassertröpfchen in Verbindung mit hohen Feldstärken zu erwarten ist [Pfe+16].

Eine häufig zitierte Beschreibung der feldstärkeabhängigen Verformung von Wassertropfen und dem daraus resultierende Einfluss auf die Koronaaktivität wurde auch von HOBURG und MELCHER geliefert. Hierbei werden drei unterschiedliche Verformungsmodi identifiziert, welche die feldstärkeabhängige Ablösung von Sekundärtropfen bis hin zur kegelförmigen Zuspitzung charakterisieren [Hob+75].

In **Mode 1** verstärkt das anliegende elektrische Feld die gravitationsbedingte Ablösung von Sekundärtröpfchen aus den anhaftenden Wassertropfen. Eine moderate Steigerung des elektrischen Felds führt zu einer leichten kegelförmigen Zuspitzung [Hob+75].

In **Mode 2** ist eine zusätzliche Elongation der Wassertropfen zu beobachten. Hierbei können kleinere Sekundärtröpfchen aus der entstandenen Spitz emittiert werden. Das Ablösen dieser Tropfen geht mit einer sichtbaren Entladung und einem hörbaren Entladungsgeräusch einher [Hob+75].

Mode 3 zeichnet sich durch das Vorwachsen einer überproportional langen Spitze aus, welche dem anhaftenden Tropfen entspringt. Aus dieser Spitze werden sehr feine Wassertröpfchen emittiert, die nochmals deutlich kleiner sind als jene der Mode 2 [Hob+75].

Eigenen Beobachtungen zufolge sind die Erkenntnisse von HOBURG und MELCHER allerdings nur bedingt auf Freileitungen umlegbar. Die der Identifikation der Modi zugrundeliegenden Untersuchungen wurden an einem glatten Rohrleiter und mit Wassertropfen an der Unterseite des Rohrs durchgeführt. Wie später noch ausgeführt werden wird, ist eine derartige Tropfenanlagerung allenfalls an hydrophilen Leiterseiloberflächen zu beobachten. An realen Freileitungsseilen bewirkt die Kapillarwirkung der Drähte der äußersten Seillage außerdem eine höhere Integrität der Wassertropfen als bei einem Rohrleiter, wodurch die Emission von Sekundärtröpfchen bei betriebsrelevanten Feldstärken deutlich reduziert wird. Wie auch von COMBER in der Diskussion zu [Hob+75] angemerkt, kann Mode 3 im Bereich der AC-Freileitungstechnik daher im Allgemeinen nicht beobachtet werden.

Ferner ist anzumerken, dass bei Betrieb mit Wechselspannung am Leiterseil anhaftende Wassertropfen in Schwingung versetzt werden. Dieses Phänomen wurde mithilfe von Hochgeschwindigkeitsaufnahmen untersucht, wozu meist vereinfachte Elektrodenanordnungen eingesetzt wurden [Li13]. XU et al. lieferten jedoch sehr detaillierte Hochgeschwindigkeitsbilder, welche die periodische Verformung bzw. Oszillation von Wassertropfen an realen Leiterseilen zeigen (Bild 3.10) [Xu+17a; Xu+17b]. Anhand dieser Aufnahmen konnte gezeigt werden, dass die zyklische Wassertropfen-deformation die Stabilität der Taylor-Kegel deutlich verschlechtert und den Ausstoß kleiner und mit Entladungen verbundenen Wassertröpfchen begünstigt (*crashing discharge*). Die Stabilität der Taylor-Kegel soll außerdem mit steigender Regenrate abnehmen, womit eine Erhöhung der Geräuschemissionspegel mit steigender Regenrate erklärt wird [Xu+17a; Xu+17b; Xu+20].

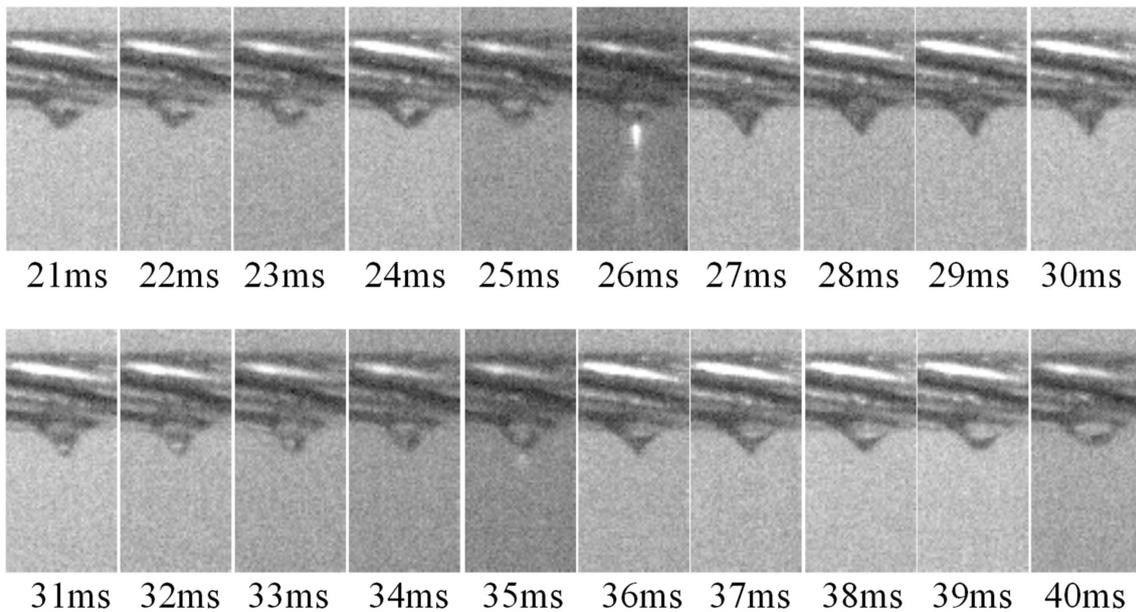


Bild 3.10: Zyklische Verformung eines Wassertropfen auf einem Leiterseil, *crashing discharge* bei $t = 26 \text{ ms}$ und $t = 35 \text{ ms}$ [Xu+17a]

3.2.3 Entstehung von Koronageräuschen

3.2.3.1 Breitbandkomponente

Dem typischen, breitbandigen Koronageräusch, welches zumeist als „prasselnd“ bzw. „crackling“ beschrieben wird⁴, liegt ein ähnlicher Entstehungsmechanismus wie dem durch atmosphärische Entladungen erzeugten Donner zugrunde. Kommt es entsprechend der in Kapitel 3.2.1.1 beschriebenen Zusammenhänge an einem Leiterseil zu einer Entladung, so führt die Stoßionisation zu einer lokalen und schockartigen Erwärmung des Luftraums. Die resultierende Ausdehnung bewirkt einen akustischen Puls [Bar+84; Eng+10]. Aus der Vielzahl der entlang einer Leitung auftretenden akustischen Impulse resultiert schlussendlich ein breitbandiges Emissionsspektrum. Aufgrund der unterschiedlichen Entfernungen bzw. der damit verbundenen Variation der Ausbreitungszeiten der akustischen Impulse zu einem Immissionsort, erscheinen die akustischen Pulse unkorreliert und die Leitung somit als akustische Linienquelle [Ian+74]. Im Frequenzspektrum kann diesen Koronageräuschen ein Frequenzbereich von einem bis mehreren zig Kilohertz zugeordnet werden [Bar+72], weshalb dieser Anteil im Weiteren auch als Breitbandkomponente bezeichnet wird.

Angesichts der zuvor erwähnten Polaritätsabhängigkeit der den Geräuschemissionen zugrundeliegenden Entladungsvorgängen, liegt es auf der Hand, dass die spektrale Komposition der Geräuschemissionen ebenfalls eine starke Abhängigkeit von der Spannungsart bzw. der Polarität aufweist. Hierbei ist anzumerken, dass lediglich Streamer-Entladungen signifikante Geräuschemissionen verursachen [Ian+74].

⁴CHARTIER et al. nutzen die Beschreibung „bacon frying noise“ [Cha+94], während MIYAJIMA et al. die Geräuschemission mit den Begriffen „tsz-tsz“ und „pfuut“ charakterisieren [Miy+07].

Von IANNA et al. mit metallischen Störstellen und Wassertropfen durchgeführte Untersuchungen zeigten beispielsweise, dass sich bei Gleichspannung negativer Polarität die Auftrettsfrequenz der Trichel-Entladungen deutlich im Emissionsspektrum widerspiegelt ($f = 10 \text{ kHz}$), wobei steigende Feldstärken eine Verschiebung hin zu höheren Frequenzen, bis in den Ultraschallbereich, bewirkten. Das resultierende Geräusch sei mit einem hohlen Zischlaut vergleichbar, der ausströmender Druckluft nicht unähnlich ist [lan+74]. Die bei positiver Gleichspannung auftretenden Streamer-Entladungen verursachen sehr intensive Koronageräusche. Die spektrale Komposition wird wiederum durch die Auftrettsfrequenz der Entladungsimpulse bestimmt, wobei diese aufgrund der längeren Totzeiten im Bereich $f = 800 \text{ Hz} \dots 1,2 \text{ kHz}$ angesiedelt ist. Während die Entladungsfrequenz durch die Prüfspannung kaum beeinflusst wird, kann eine deutliche Steigerung des Emissionspegels mit der Prüfspannung beobachtet werden. Die resultierenden Geräusche haben summenden Charakter [lan+74].

Aufgrund der unterschiedlichen Frequenz-Spannungs-Abhängigkeiten kommt es hinsichtlich des Verhaltens bei Wechselspannung beim Durchwandern einer vollen Netzperiode zu zwei bemerkenswerten Modulationseffekten. Während der negativen Halbwelle wird die spannungsabhängige Frequenz der Trichel-Impulse kontinuierlich verändert (Frequenzmodulation). Eine deutliche Verbreiterung des Spektrums ist die Folge. Da die Frequenz der Streamer (insbesondere die der Onset Streamer) durch die Betriebsspannung nicht beeinflusst wird, tritt die korrespondierende Geräuschemission immer nur so lange auf, wie der Augenblickswert der Spannung die positive Entladungseinsatzspannung überschreitet. Hierdurch ergibt sich somit während der positiven Halbwellen ein periodisches Ein/Aus-Muster (Zeitmodulation, Bild 3.11).

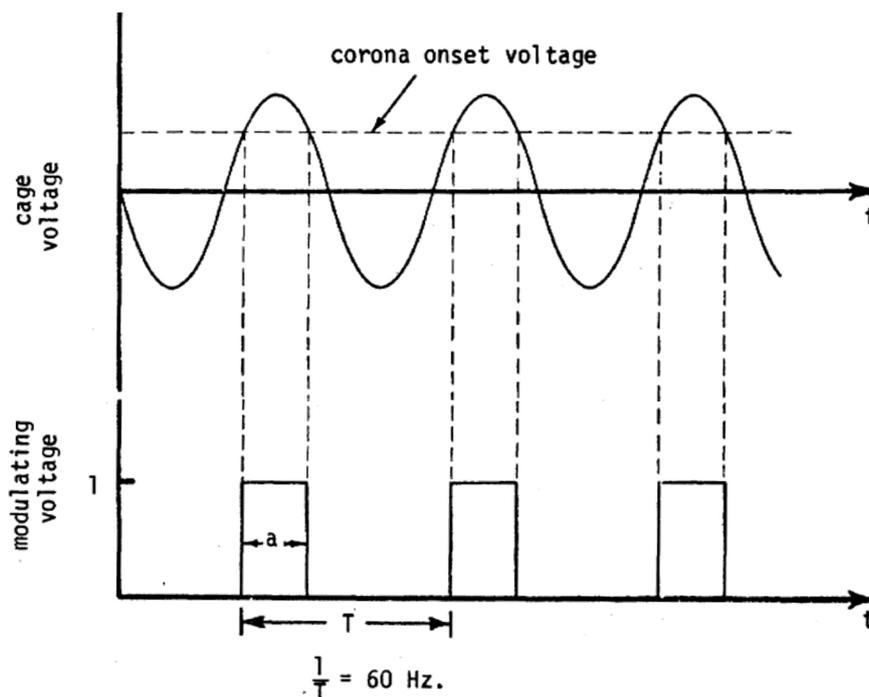


Bild 3.11: Zeitmodulation der Streamer bei Wechselspannung [lan+74]

Der Einfluss instabiler Wassertropfen verleiht den beschriebenen Geräuschen noch zusätzlich einen unruhigen und stochastischen Charakter, welcher sich auch durch eine deutliche Verbreiterung des Spektrums bemerkbar macht [Hob+75; Ian+74]. Bild 3.12 zeigt exemplarisch das Terzbandspektrum der von einem berechneten Bündelleiter bei Beaufschlagung mit Wechsel- und Gleichspannung emittierten Geräusche, wobei der Spitzenwert der Spannung in allen Fällen gleich groß war. Hierbei sind bei Gleichspannung negativer Polarität zwar die geringsten Pegel zu verzeichnen, der hochfrequente Anteil ist dafür besonders hoch. Bei Gleichspannung positiver Polarität ist neben der Verbreiterung des Spektrums auch eine generelle Erhöhung der Terzpegel ersichtlich. Im Falle der Beaufschlagung mit Wechselspannung ist nochmals eine deutliche Anhebung der Terzbänder beobachtbar. Neben einer weiteren Verbreiterung der Spektrums sind im Gegensatz zum Betrieb bei Wechselspannung deutlich hervortretende tonale Anteile auffällig.

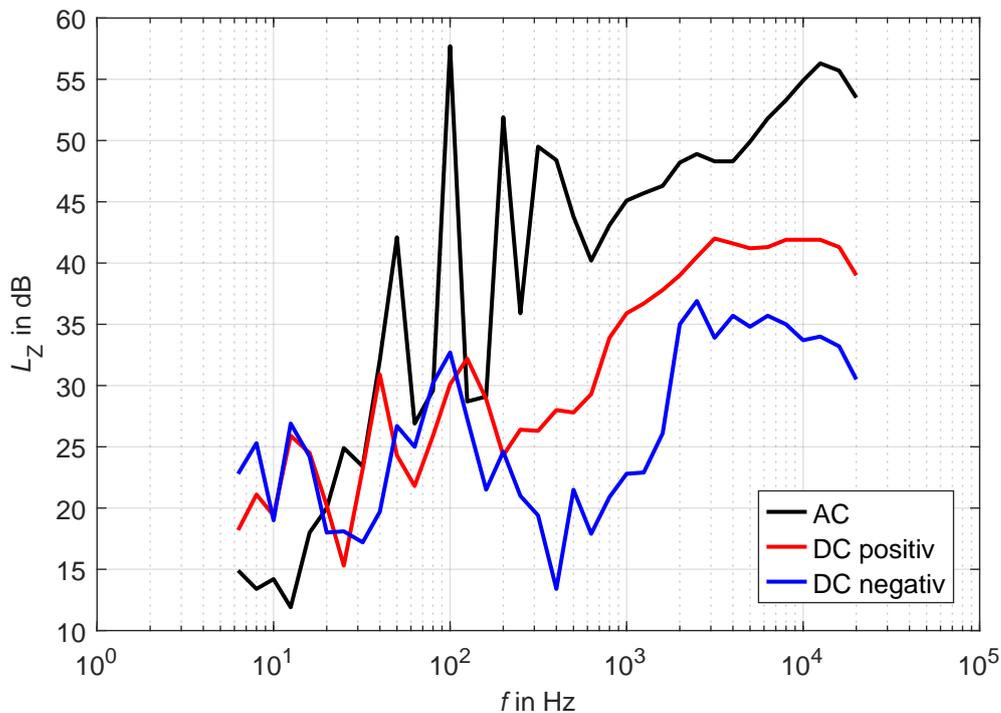


Bild 3.12: Spektrum eines berechneten Bündelleiters bei Beaufschlagung mit Wechsel- und Gleichspannung (gleiche Spitzenwerte)

Manche Autoren berichten auch von Entladungen, die zwischen einem Leiterseil und daran vorbei fallenden Wassertropfen auftreten, bzw. von Entladungen, die kurz vor dem Auftreffen eines Wassertropfens am Leiter entstehen [Bou+64]. Da die von einem feuchten, abtrocknenden Leiterseil emittierten Geräuschpegel anfänglich nur unwesentlich von denen im berechneten Zustand abweichen, ist der Beitrag der sich im Fall befindlichen Tropfen zum Gesamtgeräuschpegel als unwesentlich zu betrachten.

3.2.3.2 Tonale Anteile

Wie in Bild 3.12 illustriert, ist das Emissionsspektrum eines koronierenden Leiterseils neben der Breitkomponente auch durch das Auftreten tonaler Anteile (Brummtöne) entsprechend der doppelten Netzfrequenz ($2f$) und deren Harmonische gekennzeichnet. Der Entstehungsmechanismus dieser Komponente war viele Jahre unklar. Ebenso wurde deren Bedeutung kontrovers diskutiert. So sind manche Autoren der Ansicht, dass ein 100-Hz-Anteil angesichts des hohen Abschlagfaktors, den die A-Bewertung für dieses Terzband vorsieht, keine große psychoakustische Relevanz besitzen kann (siehe auch Kapitel 5.5). POKORNY et al. sehen diese Spektralanteile hingegen äußerst kritisch (...[hum noise] is of most concern...) [Pok+72].

In den Anfängen der Koronageräuschforschung wurde die beobachtete $2f$ -Komponente noch magnetostriktiven Brummerscheinungen der verwendeten Prüftransformatoren zugeschrieben [Tay+69]. Bald wurden jedoch Vermutungen laut, dass die $2f$ -Komponente auf gleichphasige Entladungen zurückzuführen sein könnte. In eine ähnliche Kerbe schlägt der Ansatz, dass auch die zeitliche Modulation der Streamer-Entladungen während der positiven Halbwelle (Bild 3.11) für diesen Effekt verantwortlich sein könnte. Dieser Ansatz wurde insbesondere von TRINH verfolgt [Tri75], aber letztlich von STRAUMANN widerlegt [Str07].

Eine alternative Theorie zur Entstehung der $2f$ -Emission wurde von TEICH und WEBER in Form der Membranhypothese aufgestellt. Diese besagt, dass die infolge der Kraftwirkung des elektrischen Wechselfelds auftretende Oszillation bzw. Verformung der am Leiterseil anhaftenden Wassertropfen eine hörbare Schwingung der umgebenden Luft anregen kann [Tei+02a; Tei+02b]. Wie in Kapitel 3.2.2 ausgeführt, ist im Wechselfeld tatsächlich eine periodische Verformung der Wassertropfen beobachtbar. Ergänzend zu einem mathematischen Beweis, dass die infolge dieses Mechanismus generierte Schallleistung um Größenordnungen zu klein ist, konnte STRAUMANN zeigen, dass die Schwingungen der Wassertropfen weder gleichphasig noch monofrequent auftreten. Ergänzend beobachtete er die Erzeugung einer $2f$ -Komponente an starren, mechanischen Störstellen [Str07]. Diese Erkenntnis unterstützte die bereits früh von diversen Autoren geäußerte Vermutung, dass die infolge der Koronaentladungen in der Umgebung der Leitung entstandenen Ionen durch das Wechselfeld periodisch angezogen und abgestoßen werden, wodurch es in weiterer Folge zu hörbaren Schallwellen doppelter Netzfrequenz kommt [Coq+72; Ian+74; Pir72; Sfo+75; Ton+75]. SFORZINI verwendet in [Sfo+75] Hochspannung variabler Frequenz, um diesen Zusammenhang zu illustrieren. In [Str07] entwickelte STRAUMANN schließlich eine Theorie, welche auf jene der oszillierenden Raumladungen Bezug nimmt. Gemäß dieser bewirken Entladungen am Leiterseil eine Ladungsträger-Injektion im Nahbereich des Leiterseils (Ionisationszone). Nachfolgend driften diese Ladungsträger Kraft des elektrischen Felds in den umgebenden Gasraum (Driftzone). Die Ausprägung der zugrundeliegenden Entladungen ist dabei von untergeordneter Relevanz, solange eine ausreichende Anzahl an Ladungsträgern generiert wird. Die oszillierende Driftbewegung der Ionen überträgt in weiterer Folge periodisch Energie auf die Gasteilchen der Umgebung, wodurch es schließlich zur Entwicklung eines Tons der doppelten Anregungsfrequenz kommt [Str07].

Der Beitrag der Wassertropfen bzw. der Koronaentladungen beschränkt sich dabei auf die Ioneninjektion. Es ist daher fraglich, inwieweit diese spektrale Komponente dem Übergriff der Koronageräusche zugeordnet werden kann. Da aber (abgesehen von Bränden) keine anderen praxisrelevanten Prozesse bekannt sind, die eine ausreichende Dichte freier Ionen in der Umgebung der Leiterseile erzeugen könnte, erscheint diese Zuordnung zulässig und wird daher beibehalten.

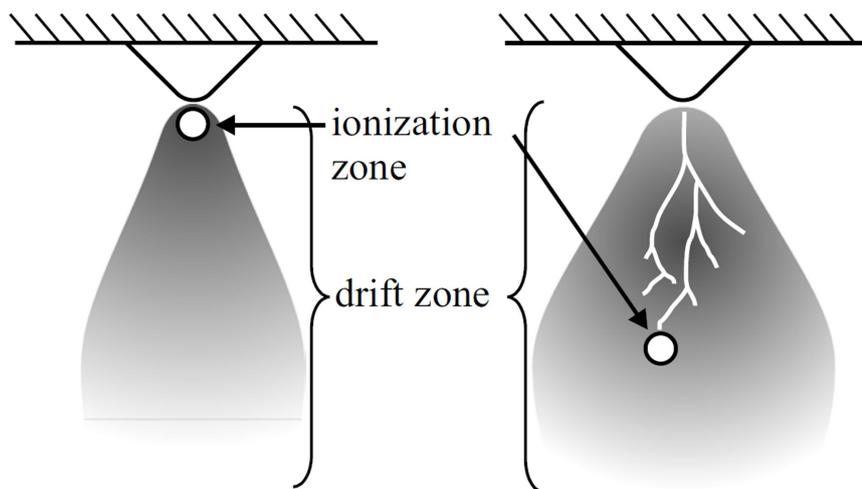


Bild 3.13: Schematische Darstellung der Ionisations- und Driftzonen einer Trichelentladung (links) und eines Onset-Streamers (rechts) [Str11]

4 Einflussgrößen und Reduktionsmaßnahmen

4.1 Rolle der Leiterrandfeldstärke

Wie in Kapitel 3.2.1.1 ausgeführt, ist die elektrische Feldstärke in unmittelbarer Umgebung eines Leiterseils die für die Entstehung von Entladungserscheinungen und Geräuschemissionen zentrale Größe. Zwar wurde in den Anfängen der Geräuschemissionsforschung vermutet, dass neben der Feldstärke auch der Absolutwert der ihr zugrundeliegenden Spannung Einfluss auf die Koronageräusentwicklung hat [Pok+72], dies gilt mittlerweile aber als widerlegt. Neben dem Absolutwert der Feldstärke ist grundsätzlich auch deren radialer Verlauf (dE/dr) hinsichtlich der Entladungsentwicklung von entscheidender Relevanz [Com+73]. Im Sinne einer universellen und einfach handhabbaren Beschreibung und da sich der radiale Feldverlauf bei ähnlichen Leitergeometrien nicht wesentlich ändert, erfolgt die Quantifizierung konventionsgemäß anhand der Leiterrandfeldstärke, welche den Betrag der elektrischen Feldstärke direkt auf der Oberfläche des Leiterseils beschreibt. Das Leiterseil wird hierzu allerdings als zylindrischer Rohrleiter betrachtet, dessen Durchmesser jenem des nach EN 50182:2001 normativ definierten Durchmesser des Leiterseils entspricht [CEN01]. Ferner bleiben bei der Betrachtung dieser künstlichen Größe Wassertropfen und andere Störstellen unberücksichtigt, weshalb dieser Wert auch als „dry gradient“ bezeichnet wird [Pok+72]. Methoden zur Bestimmung der Leiterrandfeldstärke und deren exakte Definition für Bündelleiteranordnung in mehrsystemigen Freileitungsanordnungen werden in Kapitel 6.1 vorgestellt.

Obwohl die Feldstärke somit die ursächliche physikalische Größe ist, ist eine Betrachtung der von einer Leitung bzw. von einem Leiterbündel emittierten Geräusche in Abhängigkeit der Feldstärke insbesondere hinsichtlich praxisrelevanter Vergleiche nicht immer sinnvoll. Beispielsweise könnte bei Darstellung in Abhängigkeit der Feldstärke eine Fehlinterpretation dahingehend auftreten, dass eine Erhöhung der Teilleiteranzahl n eines Bündelleiters bei konstanter Feldstärke zu einer drastischen Erhöhung der generierten akustischen Leistung führt (größere Anzahl von Schallquellen). Bei Einsatz auf einer Freileitung würde die Erhöhung der Teilleiteranzahl n allerdings zu einer deutlichen Reduktion der elektrischen Belastung aller beteiligten Teilleiter führen, woraus (bei konstanter Spannung) eine effektive Abnahme der generierten Schalleistung resultiert. Bei konstanter Bündelgeometrie ist die Angabe der generierten Schalleistung in Abhängigkeit der Randfeldstärke jedoch ein wichtiges Instrument zur Quantifizierung des Einflusses unterschiedlicher Oberflächen oder Regenraten. Außerdem erfolgt die Übertragung von im Labor ermittelten Geräuschwerten auf reale Freileitungsanwendungen typischerweise ebenfalls in Abhängigkeit der Feldstärke.

Ausschlaggebend für diese Konvention ist zum einen der Umstand, dass in Laborversuchen zur Erzeugung realitätsnaher Randfeldstärken geringere Spannungen notwendig sind (eine Übertragung anhand der Spannung würde somit erst wieder eine feldstärkebasierte Umrechnung der Spannungen bedingen). Andererseits bewirkt der sich entlang des Durchgangsprofil veränderte Bodenabstand der Leitung und die Beeinflussung durch benachbarte Phasenbündel eine Variation der Leiterrandfeldstärke, welche somit ebenfalls leicht berücksichtigt werden kann (siehe auch Kapitel 6.4.2.2).

Nachfolgend werden nun die Einflüsse, die unterschiedliche Umwelteinflüsse und Bündelleiterparameter auf das Geräuschemissionsverhalten einer Leitung haben, diskutiert. Manche dieser Einflussfaktoren bergen auch Potenzial hinsichtlich einer möglichen Geräuschreduktion, weshalb auch dieser Aspekt Berücksichtigung findet. Den Abschluss dieses Kapitels bildet eine Übersicht weiterer Ansätze zur Geräuschreduktion, die teilweise durchaus exotischen Charakter haben, und nur im größeren Sinn in das bisher dargestellte Spannungsfeld aus Wassertropfen und Randfeldstärke einordenbar sind. Da die Angabe von Feldstärkewerten oder akustischen Kenngrößen ohne zusätzliche Angaben keinen Mehrwert bietet, wird in diesem Kapitel auf derartige Quantifizierungen größtenteils verzichtet.

Zum Einfluss der Leiterrandfeldstärke selbst ist noch auszuführen, dass eine Erhöhung derselben durch Anhebung der Prüf- oder Betriebsspannung oder durch Reduktion des Abstands zu anderen Strukturen bei ansonsten konstanten Umwelt- und Leitungsparametern bei jeder Spannungsart unweigerlich zu einer Verstärkung der Geräuschemissionen führen wird. Allerdings treten hierbei mehrere Sättigungs- und Kreuzungseffekte auf, die Gegenstand des nächsten Kapitels sein werden.

4.2 Einfluss des Niederschlags

4.2.1 Klassifizierung

Hinsichtlich des Einflusses von Niederschlag und dessen Intensität werden in der Literatur die drei grundsätzlichen Zustände *trocken*, *beregnet* und *abtrocknend* beschrieben.

4.2.2 Verhalten im trockenen Zustand

Trocken (*dry*) beschreibt den Zustand der Leitung ohne Niederschlag bzw. bei gutem Wetter (*fair weather*). Da bei dieser Witterung definitionsgemäß keine Wassertropfen am Leiterseil zur Verfügung stehen, die elektrische Entladungen einleiten könnten, kommen nur noch anhaftende Partikel und gratbildende mechanische Beschädigungen der äußersten Seillage als Koronafußpunkte in Frage. NEWELL et al. und LAFOREST et al. konnten in umfangreichen Untersuchungen zeigen, dass insbesondere an den Leitern anhaftende Insekten, Pflanzenteile und Staubpartikel zu intensiven Koronaerscheinungen führen können, wobei hier die Befrachtung durch Wind und die lokalen Gegebenheiten entscheidende Faktoren sind [New+67; Laf68].

Mechanische Beschädigungen, die insbesondere während des Seilzugs entstehen können, spielen tendenziell im Vergleich zu Fremdpartikeln eine eher untergeordnete Rolle, insbesondere da derartige Beschädigungen infolge Witterungseinflüssen nach circa einem Jahr vollständig erodiert werden [EPR05]. Hinsichtlich des Einflusses der Seilalterung wurden in jüngerer Vergangenheit von BIAN Untersuchungen mithilfe energiedispersiver Röntgenspektroskopie (EDX) zur Zusammensetzung atomarer Fremdschichten auf stark gealterten Leiterseilen durchgeführt. BIAN konnte dabei Anlagerung von Silizium, Kohlenstoff und Schwefel nachweisen, welche zu einer erhöhten Oberflächenrauigkeit und einer damit einhergehenden Intensivierung der Koronaaktivität führen sollen [Bia+10]. Die Anzahl koronagenerierender Störstellen wird seitens EPRI im trockenen Zustand mit 0 ... 400 Fußpunkte/km angegeben. Diese geringe Entladungsdichte verhindert die Ausbildung stabilisierender Effekte, wodurch Trockenkorona ein im Vergleich zu Tropfenkorona unstabileres Verhalten zugeschrieben wird [EPR79].

In der Literatur herrscht weitgehend Einigkeit darüber, dass durch Trockenkorona an Wechselspannungsleitungen hervorgerufene Geräuschemissionen erst ab sehr hohen Randfeldstärken signifikant werden [Kol+74; Sfo+75; EPR79]. Die dabei auftretenden Pegel können dann jedoch jene bei Beregnung übersteigen [Sfo+75]. Da die durch den Leiterstrom hervorgerufene Wärme zu einer Reduktion der Luftdichte führt, welche ihrerseits eine Herabsetzung der Einsatzfeldstärke bewirkt, kann im Falle der Trockenkorona eine Korrelation zwischen Betriebsstrom und Geräuschemissionspegeln beobachtet werden [EPR05].

4.2.3 Verhalten im beregneten Zustand

Während bereits seit den Anfängen der Geräuschemissionsforschung Einigkeit darüber herrscht, dass bei Beregnung die höchsten Geräuschemissionen auftreten [Coq+72; Ton+75], wurde zeitweise ein Einfluss der Regenrate an sich auf die Höhe der Geräuschemissionen angezweifelt [Tay+69]. Dies ist unter anderem auf die Verwendung von (nach heutigem Verständnis) exzessiv hohen Regenmengen zurückzuführen (z. B. [Pok+72]: 8,9 cm/h = 89 mm/h⁵ oder [Ran+20]: 21 mm/h als *light rain*). Teilweise wurden für Laborversuche bei Beregnung absichtlich übertrieben hohe Regenraten gewählt, da bei geringen Regenrate höhere Schwankungen beobachtet wurden [Kol+74].

Mittlerweile sind zwei unterschiedliche Sättigungsmechanismen hinsichtlich des Einflusses der Regenrate auf den emittierten Schallpegel anerkannt. Zum einen konnte vor allem mit Versuchen an Testleitungen gezeigt werden, dass bei konstanter Randfeldstärke eine Erhöhung der Regenrate bis zu einigen wenigen mm/h auch zu höheren Geräuschpegeln führt. Eine weitere Anhebung der Regenrate bewirkt dann jedoch keine wesentliche Zunahme des Geräuschemissionspegels mehr. JUETTE et al. geben diesen Grenzwert mit 2,5 mm/h an [Jue+70].

⁵Als Regenrate wird die in einem gewissen Zeitfenster registrierte Niederschlagsmenge bezeichnet. In Anlehnung an die Gepflogenheiten der Meteorologie, hat sich im Bereich der Koronageräuschforschung die Einheit mm/h durchgesetzt (1 mm/h entspricht umgerechnet einer Niederschlagsmenge von einem Liter auf einem Quadratmeter pro Stunde).

Zum anderen wurde beobachtet, dass der Unterschied zwischen durch zwei verschiedene Regenraten verursachten Emissionspegel mit zunehmender Leiterrandfeldstärke abnimmt. Im Bereich hoher Feldstärken kommt es dann zur Konvergenz der regenratenabhängigen Emissionslinien, wobei auch ein anschließendes Auseinanderdriften der Emissionslinien möglich ist. Diese Divergenz im Bereich hoher Feldstärken wurde bislang nur von XU eingehend untersucht, wobei hier die Physik der Entladungserscheinungen und Wassertropfenbewegung im Vordergrund stand [Xu+20]. Ursächlich für diese Sättigungseffekte ist gemäß XU und KIRKHAM das selbstlimitierende Verhalten äußerer Teilentladungen, wonach sich die an benachbarten Wassertropfen auftretenden Koronaentladungen mit steigender Randfeldstärke zunehmend infolge angesammelter Raumladungen abschirmen [Kir+83a; Xu+20]. Bei geringen Regenraten ist die wechselseitige Schirmung schwächer ausgeprägt, wodurch die Selbstlimitierung der Korona erst bei höheren Randfeldstärken wirksam wird [Kir+83a; Xu+20]. Hierdurch ist die Beeinflussbarkeit durch die Regenrate bei geringen Randfeldstärken und hydrophilen Leiterseilen besonders ausgeprägt [Com+73; EPR82]. Gemäß den Untersuchungen der EPRI ist die Höhe des Leiterstroms für diese Mechanismen nicht von Belang [EPR05]. Allerdings liegen bislang keine Veröffentlichungen zum Geräuschemissionsverhalten von HTLS-Leiterseilen vor, welche Betriebstemperaturen jenseits 200 °C erreichen können.

Ein Großteil des Schwankungsbereichs der in der Natur beobachtbaren Regenraten liegt in jenem Bereich, in dem die Regenrate einen Einfluss auf das Geräuschemissionsverhalten hat. Um diesem Umstand in der Koronageräuschforschung Rechnung zu tragen, wird üblicherweise zwischen dem L_5 -Emissionspegel und dem L_{50} -Emissionspegel unterschieden. Ersterer beschreibt den (feldstärkeabhängigen) Emissionspegel, der bei jener Regenrate auftritt, welche statistisch gesehen nur noch von 5 % aller für die betrachtete Region typischerweise beobachtbaren Regenraten übertroffen wird. Der L_{50} -Pegel ist demzufolge jener Regenrate zugeordnet, die noch von 50 % aller auftretenden Regenraten überschritten wird⁶. Am Standort des Testfelds des *Project UHV*, dessen Daten zu großen Teilen in die EPRI-Referenzbücher eingegangen sind und welches als Standardwerk im Bereich der Prognose koronainduzierter Geräusche gilt, betrug die durchschnittliche 5-%-Regenrate beispielsweise 6,5 mm/h und die 50-%-Regenrate 0,75 mm/h (Bild 4.1) [EPR82]. LUNDQUIST berichtet von einer 50-%-Regenrate von 1,2 mm/h [Lun84].

Bild 4.1b zeigt den feldstärkeabhängigen Geräuschemissionsverlauf eines beliebigen Leiterbündels für die Fälle der Beregnung mit 6,5 mm/h (L_5) und 0,75 mm/h (L_{50}). Da der Verlauf der L_5 -Kurve gemäß des Prognoseverfahrens nach EPRI durch eine Hyperbel beschrieben wird, und der Abschlagfaktor ΔA_{WC} , mit welchem L_{50} aus L_5 berechnet werden kann, ebenfalls hyperbolisch und feldstärkeabhängig approximiert wird, kann das Geräuschemissionsverhalten des gegenständlichen Leiterbündels über den gesamten Feldstärkeverlauf (auch jenseits der Konvergenzfeldstärke E_q) zumindest für die 5-%- und 50-%-Regenraten korrekt wiedergegeben werden. Die Bestimmung von Emissionspegel für beliebige Regenraten L_x kann hingegen nicht widerspruchsfrei erfolgen.

⁶Die entsprechenden Regenraten können üblicherweise sogenannten *rain rate exceedance probability plots* entnommen werden. Eine deutsche Entsprechung dieser Bezeichnung gibt es nicht, die Verwendung des Begriffs *Überschreitungswahrscheinlichkeit* ist nicht unumstritten.

In der zweiten Fassung des EPRI-Referenzbuchs wird zur Bestimmung des Emissionspegels L_x für beliebige Regenraten eine Kennlinie angeboten⁷, aus der ein Korrekturwert abgelesen werden kann, welcher dann zur Bestimmung von L_x zu dem L_{50} -Pegel addiert werden soll [EPR82]. Die entsprechende Kennlinie zeigt sättigendes Verhalten für höhere Regenraten, wodurch dem oben erwähnten Sättigungsverhalten hinsichtlich höherer Regenraten Rechnung getragen wird. Das divergierende Verhalten im hohen Feldstärkebereich jenseits der Konvergenzfeldstärke E_q kann durch Addition eines Korrekturwerts allerdings nicht berücksichtigt werden.

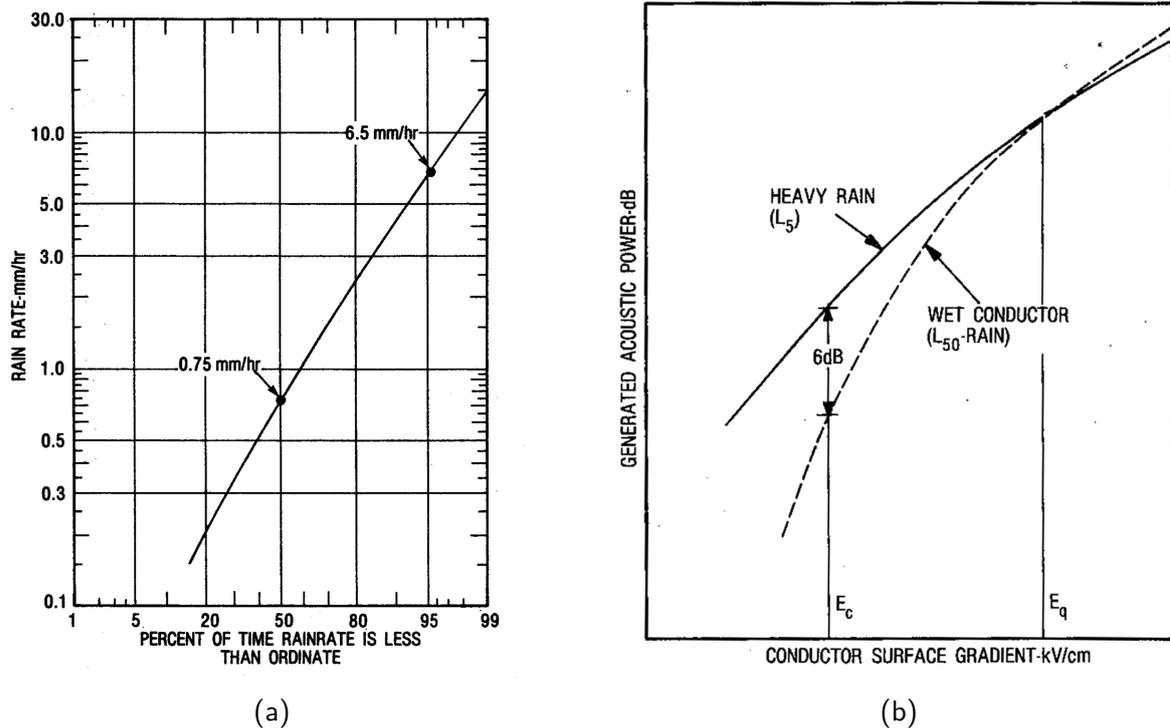


Bild 4.1: (a) Überschreitungswahrscheinlichkeiten der Regenraten am Standort des *Project UHV* [EPR82], (b) Feldstärkeabhängiger Verlauf der Pegel L_5 und L_{50} [EPR79]

In der dritten und aktuellsten Fassung des EPRI-Referenzbuchs wird zur Bestimmung des Emissionspegels L_x für beliebige Regenraten RR auf die Forschungsergebnisse von LUNDQUIST et al. Bezug genommen. Dieser konnte aus Versuchsserien in einer Freiluftanlage einen logarithmischen Zusammenhang zwischen der Regenrate und dem Emissionspegel A bei konstanter Randfeldstärke ableiten (Gleichung (4.1)) [Lun84; Lun90; EPR05].

$$A = A_0 + k_r \cdot \log(RR) \quad (4.1)$$

A_0 bezeichnet hierbei die Bezugsschallleistung bei einer Regenrate von $RR = 1$ mm/h. Da der Faktor k_r feldstärkeabhängig ist, kann das Emissionsverhalten durch den in Gleichung (4.1) gegebenen Zusammenhang über den gesamten Feldstärkebereich korrekt dargestellt werden. LUNDQUIST beschreibt eine empirische Bestimmung dieses Faktors [Lun84; Lun90].

⁷Die Eidgenössische Materialprüfungs- und Forschungsanstalt, EMPA, schlägt für diese Kennlinie die Parametrisierung $D_{RR} = -4 + 4 \cdot RR^{0,34}$ vor, wobei RR die Regenrate beschreibt [Eid10].

Seitens EPRI wird zur Berechnung aus den wohldefinierten Pegeln L_5 und L_{50} geraten. Unter Ausnutzung des in (4.1) gegebenen Zusammenhangs kann leicht gezeigt werden, dass gilt:

$$k_r = \frac{L_5 - L_{50}}{\log \frac{6,5}{0,75}} \quad (4.2)$$

Hierdurch wird eine korrekte Abbildung der Geräuschemissionseigenschaften über den gesamten Feldstärkebereich, insbesondere im Bereich hoher Feldstärken jenseits der Konvergenzfeldstärke E_q , möglich. Wie aber auch von KIRKHAM in der Diskussion zu [Lun84] angemerkt, berücksichtigt das in Gleichung (4.1) beschriebene Modell keine Sättigung hinsichtlich hoher Regenraten.

KIRKHAM entwickelte daraufhin ein eigenes Modell zur Geräuschprognose, welches derartiges Verhalten abdeckt (Bild 4.2) [Kir+83a; Kir+83b]. Das vorgestellte Modell ist dahingehend einzigartig, dass es nicht – wie alle anderen Prognoseformelsätze – auf der Formalisierung empirisch ermittelter Versuchsdaten beruht, sondern auf einem physikalischen Modell fußt, welches die grundlegende Form der Emissionskennlinie vorgibt. Die Anpassung an die jeweiligen Randbedingungen erfolgt über drei Faktoren, welche jedoch experimentell zu bestimmen sind. Hierbei findet allerdings auch der Grad der Oberflächenhydrophilie des Leiterseils Berücksichtigung, was zur Einzigartigkeit dieses Ansatzes beiträgt. Unglücklicherweise gilt das Modell allerdings nur für Einfachseile. Die Anpassung für Bündelleiter erfolgt wiederum über empirische Faktoren. Dieser Umstand in Verbindung mit der in den Diskussionen der jeweiligen Publikationen beobachtbaren Weigerung des Entwicklers, das Modell, dessen Gültigkeit und Einschränkungen öffentlich zu diskutieren, haben letztlich wohl entscheidend dazu beigetragen, dass dieser Ansatz in der Fachwelt nicht weiter verfolgt wurde.

Hinsichtlich des Einflusses der Regenrate auf das Geräuschemissionsverhalten ist zusammenfassend festzuhalten, dass grundsätzliche Einigkeit hinsichtlich der auftretenden Phänomene herrscht, aber deren umfassende Beschreibung noch ausstehend ist. Dies gilt insbesondere für das regenratenabhängige Verhalten im Bereich der Konvergenzfeldstärke E_q .

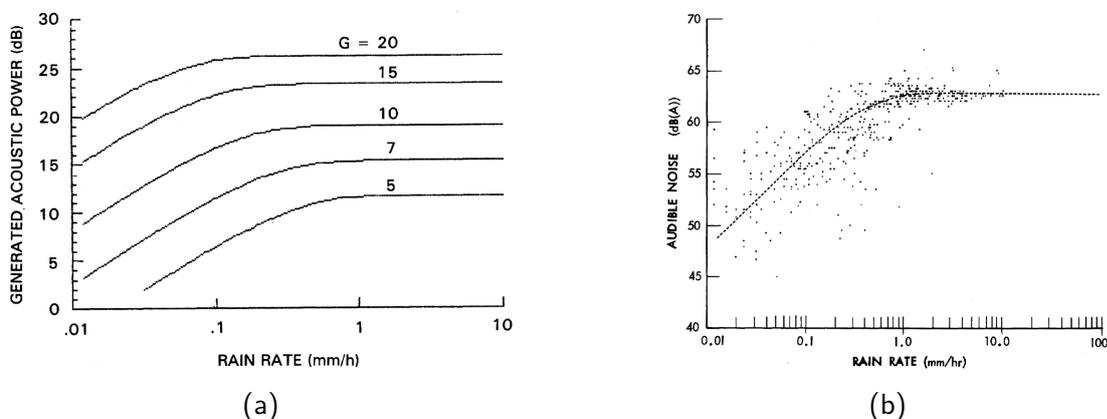


Bild 4.2: Sättigungsverhalten des Emissionsmodells nach KIRKHAM: (a) Geringe Regenraten führen im Bereich hoher Feldstärken (G in kV/cm) zu keinem divergierendem Verhalten [Kir+83a] (b) Sättigung des Emissionsverhaltens hinsichtlich der Regenrate [Kir+83b]

4.2.4 Abtrocknendes Verhalten

Neben dem Verhalten bei aktiver Beregnung war und ist das Geräuschemissionsverhalten nasser Leiterseile während des Abtrocknungsvorgangs ein wichtiger Bestandteil der Koronageräuschforschung. Die beiden Kernfragen zu dieser Thematik gelten zum einen der benötigten Zeitdauer vom Ende eines Regenschauers bis zum vollständigen Abklingen der emittierten Geräusche und zum anderen dem Verhalten der Geräuschemissionen während des Abkling- bzw. Abtrocknungsvorgangs. Angesichts der fehlenden Maskierung durch das sonst vorhandene Regenrauschen, wird dem Abklingverhalten von manchen Autoren höhere Wichtigkeit beigemessen als dem Emissionsverhalten bei Beregnung [Coq+72; Ton+75] (siehe auch Kommentar von COMBER in [Sfo+75]).

Da sich die an einem Leiterseil vorhandene Tropfenpopulation nicht schlagartig ändern kann, sind die von einem nassen Leiterseil emittierten Geräuschpegel vergleichbar mit jenen der Beregnungsphase. Dies gilt insbesondere für sättigende Regenraten. Diese Beobachtung wird auch als Beweis für den unwesentlichen Beitrag der zwischen dem Leiterseil und vorbeifallenden bzw. auftreffenden Wassertropfen stattfindenden Entladungen zum Gesamtgeräuschpegel herangezogen [Tay+69]. Zur Vermeidung störender Hintergrundgeräusche führten manche Autoren ihre Versuche ausschließlich im abtrocknenden Zustand durch [Boo86; Nou78; Sfo+75].

Der zeitabhängige Geräuschemissionsverlauf während des Abtrocknungsvorgangs wird in ähnlicher Weise durch die wechselseitige Abschirmung und den daraus resultierenden Sättigungserscheinungen beeinflusst, wie das Geräuschemissionsverhalten bei Beregnung. Bei hohen Randfeldstärken ist daher im Allgemeinen nur ein langsamer Rückgang der Geräuschemissionen zu erwarten. In gewisser Weise entspricht der Abbau der Wassertropfenpopulation während der Abtrocknung einer Variation der Regenrate bei hohen Feldstärken, welche ebenfalls kaum Auswirkungen hat. Bei Randfeldstärken jenseits der Konvergenzfeldstärke ist im Zuge des Abtrocknungsvorgangs sogar mit einer zeitweiligen Zunahme der Geräuschemissionen zu rechnen [Bak+75]. Bei geringen Randfeldstärken wird von verkürzten Abtrocknungszeiträumen ausgegangen [Bak+75; Com+73]. Während bekannt ist, dass geringe Umgebungsluftfeuchtigkeiten [Tri+74] und die Leitererwärmung infolge des Betriebsstrom den Abklingvorgang unterstützen [EPR05], ist es bislang unklar, in welchem Umfang die Randfeldstärke durch elektrostatische Kraftwirkung zur Abtrocknung beiträgt bzw. inwieweit die geschilderten Effekte durch die Oberflächenhydrophilie beeinflusst werden.

Das Geräuschemissionsverhalten bei dichtem Nebel wird mit dem abtrocknender Leiterseile [Bak+75], bzw. mit jenem sehr niedriger Regenraten, verglichen [EPR05; Kol+69; Kol+74]. BOULET berichtet, dass die durch leichten Nebel hervorgerufenen Wassertröpfchen zu klein sind, um Koronaentladungen begünstigen zu können [Bou+64], wobei die Neigung zum Wassertropfenansatz bei Nebel im Falle von betriebswarmen Leiterseilen generell stark reduziert ist [Kol+74; EPR05]. PERRY beobachtete bei Nebel sehr hohe 2f-Pegel [Per72]. TONG äußert die Vermutung, dass hydrophile Leiterseiloberflächen bei Nebel an Geräuschreduktionspotenzial infolge einer schlechteren Benetzbarkeit aufgrund mangelnder Vorbefeuchtung einbüßen [Ton+75].

4.3 Einfluss der Leiterseiloberfläche

4.3.1 Verhalten gealterter Leiterseile

Es wurde bereits im Zuge von Forschungsarbeiten zu Koronaverlusten und Funkstörspannungen erkannt, dass sich Wassertropfen an gealterten Leiterseilen anders anlagern als an neuen Leiterseilen. Es wurde beobachtet, dass sich bei den erstgenannten Wassertropfen meist nur auf der Leiterunterseite sammeln und in weiterer Folge auch nur dort Entladungen entstehen. Bei neuen Leiterseilen treten Wassertropfen entlang des gesamten Umfangs in Erscheinung, wodurch sich eine deutlich größere Anzahl von Entladungen ausbilden kann. Gealterte Leiterseile weisen in Folge dieses Phänomens im Allgemeinen eine deutlich geringere Koronaaktivität auf, was insbesondere auch auf das Geräuschemissionsverhalten zutrifft [Bou+64; Str+10].

Ursächlich für dieses Verhalten ist in erster Linie die bessere Benetzbarkeit gealterter Leiterseile. Zentrale Größe zur Beschreibung der Benetzbarkeit ist der Kontaktwinkel Θ . Dieser ist als jener Winkel Θ definiert, den ein Flüssigkeitstropfen auf der Oberfläche eines Feststoffs zu dieser Oberfläche im Tripelpunkt bildet. Im Spezialfall der Verwendung von Wasser wird die Oberfläche bei einem sehr geringen Kontaktwinkel ($\Theta \approx 0^\circ$) als *hydrophil* und bei einem Kontaktwinkel im Bereich $\Theta \approx 90^\circ$ als *hydrophob* bezeichnet⁸. YOUNG erkannte, dass dieser Winkel gemäß Gleichung (4.3) von den Grenzflächenspannungen⁹ γ der involvierten Medien abhängig ist [You05].

$$\cos \Theta = \frac{\gamma_{SG} - \gamma_{SL}}{\gamma_{LG}} \quad (4.3)$$

Mit den Grenzflächenspannungen:

γ_{SG} zwischen fest und gasförmig

γ_{SL} zwischen fest und flüssig

γ_{LG} zwischen flüssig und gasförmig.

Bei feinstrukturierten Oberflächen beobachtete WENZEL die Änderung des Kontaktwinkels Θ zu Θ_W , wobei r als Rauigkeitskoeffizient das Verhältnis der tatsächlichen zur projizierten Fläche beschreibt [Wen36]:

$$\Theta_W = r \cdot \cos \Theta \quad (4.4)$$

⁸Diese Zuordnung ist willkürlich, gelegentlich werden auch die Termini superhydrophil und superhydrophob ($\Theta > 90^\circ$) verwendet (letzterer z. B. für den Lotoseffekt).

⁹Auf eine Unterscheidung zwischen Oberflächenenergie, Grenzflächenenergie und Oberflächenspannung wird an dieser Stelle gemäß des Modells von WENZEL verzichtet [Wen36].

WENZEL erklärt diesen Effekt dadurch, dass die Aufrauung einer Oberfläche zwar nicht die charakteristische Oberflächenspannung des Materials verändert, wohl aber die den tatsächlichen Flächen proportionalen Oberflächen- bzw. Grenzflächenenergien. Eine Vergrößerung der effektiven Fläche um den Faktor r durch Aufrauung bewirkt somit eine Erhöhung von γ_{SG} und γ_{SL} um denselben Faktor. Abhängig von den ursprünglichen Materialeigenschaften kann somit der Grad der Hydrophilie bzw. der Grad der Hydrophobie verstärkt werden.

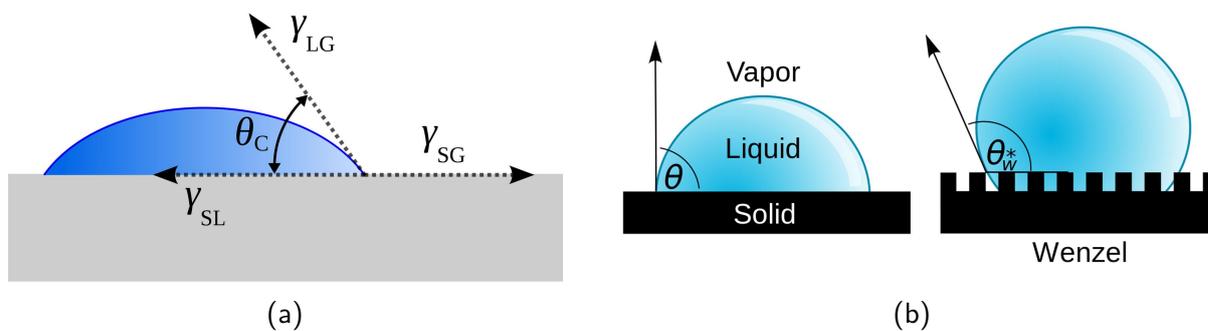


Bild 4.3: (a) Definition des Kontaktwinkels und wirkende Grenzflächenspannungen [Wik06],
(b) Einfluss der Aufrauung [Wik14]

Da Aluminium an sich bereits hydrophilen Charakter aufweist, kann die alterungsbedingte Aufrauung der Leiterseiloberfläche eine Verbesserung dieser Eigenschaft bewirken. STRAUMANN führt diese Aufrauung auf eine Form der Oberflächenkorrosion zurück, derzufolge die Aluminiumoxid-schicht eines Leiterseils infolge eines Hydrierungsprozesses langsam von einer Aluminium- bzw. Aluminiumoxidhydroxidschicht überwachsen wird [Str+10]. BIAN betrachtet neben der Aufrauung durch witterungsbedingte Erosion, die Risse und Vertiefungen bewirken kann, insbesondere die Anlagerung von Fremdschichten als ausschlaggebend für die Zunahme der Rauigkeit.

Bei Untersuchungen mit energiedispersiver Röntgenspektroskopie wurden dabei vor allem Silizium, Schwefel und Kohlenstoff nachgewiesen. In Summe führen die alterungsbedingten Oberflächenveränderungen zu einer Erhöhung des Mittenrauwerths von $R_a \approx 1 \mu\text{m}$ (neue Leiterseile) auf $R_a \approx 20 \mu\text{m}$ [Bia+10; Bia+11; Bia+12b; Bia+12a; Bia+15]. Manche Autoren berichten von einer großflächigen, dunklen Verfärbung der Leiterseiloberfläche infolge einer Fremdschichtbildung [EPR05; Kle17; Laf+62]. Die in Bild 4.4 gezeigten Mikroskopaufnahmen illustrieren die an einem 20 Jahre alten Leiter auftretenden Oberflächenveränderungen im Vergleich zu einem fabrikneuen Leiterseil.

Es liegt auf der Hand, dass die Umgebungs- und Witterungsbedingungen am Einsatzort eines Leiterseils die Alterungsvorgänge maßgeblich beeinflussen. In der Literatur finden sich daher unterschiedliche Angaben zur Zeitspanne, welche bis zum Erreichen des höchstmöglichen Grads alterungsbedingter Hydrophilie benötigt wird. BOOKER gibt die benötigte Zeitspanne beispielsweise mit 4–7 Monaten an, wobei durch jahreszeitlichen Einfluss eine Verlängerung um 5 Monate möglich sei [Boo86]. Als Beurteilungskriterium wurde dabei neben der Koronaesatzspannung auch das Geräuschemissionsverhalten bei Beregnung bzw. Abtrocknung herangezogen.

BAKER et al. geben die zur Erzielung stabiler hydrophiler Eigenschaften nötige Alterungsdauer mit 23–41 Monaten an [Bak+75]. Den drei Jahre am Standort des *Project UHV* gealterten Leiterseilen wurden dahingegen noch keine optimalen hydrophilen Eigenschaften attestiert [Com+79]. KIRKHAM et al. betrachten zwei Jahre gealterte Leiterseile als vollständig gealtert [Kir+83a]. KLENGEL nennt eine Zeitspanne von 6 bis 12 Monaten, in der es zu einer Vergleichmäßigung der Seiloberfläche durch Korrosionserscheinungen und durch Ablagerung und Verkohlung von Fremdteilen kommt [Kle17]. Dieselbe Zeitspanne wird auch in einer Veröffentlichung von *National Grid* genannt [Hou+93]. RANIGA et al. berichten von einer starken Abhängigkeit des Alterungsverhaltens von den herrschenden Umweltbedingungen, wodurch sich die Alterungsdauer von 6 Monaten bis zu 5 Jahren erstrecken kann [Ran+20].

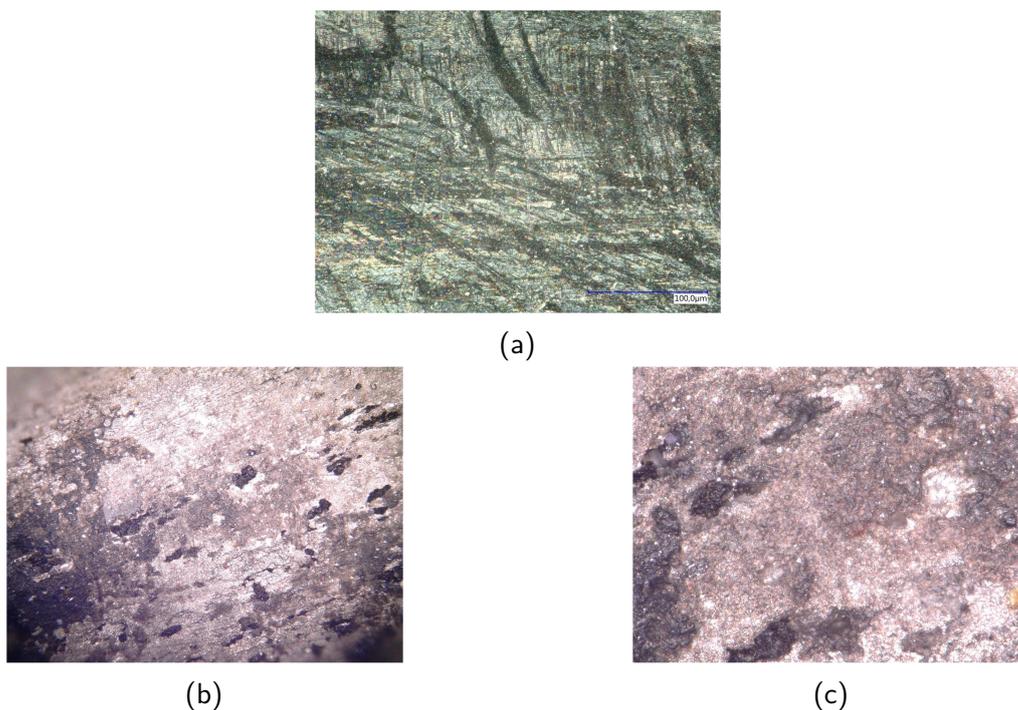


Bild 4.4: (a) Neuseil (1000x), (b) Altseil (250x), (c) Altseil (1000x)

Abgesehen von der hydrophilen Wirkung der Leiterseiloberfläche ist auch die Kapillarwirkung der einzelnen Adern des Leiterseils entscheidend für das eingangs beschriebene Anlagerungsverhalten der Wassertropfen und dem damit verbundenen Koronaverhalten. BOOKER beschreibt diesbezüglich einen mit dem Seilalter zunehmenden Tropfenfluss durch das Leiterseil selbst [Boo86]. Auf die mit der Seilalterung einhergehende Aufrauung wird dabei nicht Bezug genommen. Wie in Bild 4.5 illustriert, bewirkt der mit dem Seilalter zunehmende Tropfenfluss durch das Leiterseil eine Reduktion der Wassertropfenpopulation auf der Seiloberseite und eine Verlagerung der Wassertropfen auf die Seilunterseite. Dieses grundlegende Verhalten könnte als Schnelltest zur Bestimmung des Hydrophiliegrads herangezogen werden. Wie von TONG gezeigt, kann sich dieser absorptive Effekt nur ausprägen, wenn die Adern der äußeren Seillage ausreichende hydrophile Eigenschaften aufweisen, um einen kontinuierlichen Wasserfilm und damit einen konstanten hydrostatischen Druck zu garantieren [Ton75; Ton+75].

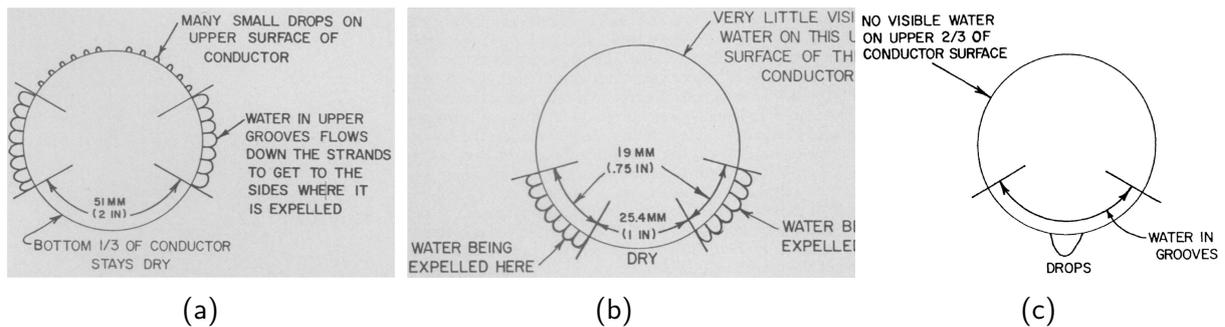


Bild 4.5: Tropfenanlagerungsverhalten mit zunehmender Alterung nach BOOKER [Boo86]
 (a) Neues Leiterseil, (b) 4 Monate gealtert, (c) 19 Monate gealtert

4.3.2 Oberflächenbehandlungen zur Geräuschreduktion

Wie im vorangegangenen Kapitel beschrieben, weisen hydrophile Leiterseile (bzw. Altseile) ein aus Sicht der Geräuschreduktion günstigeres Tropfenanlagerungsverhalten auf. Neben einer generell geringeren Anzahl koronabegünstigender Wassertropfen, sind die an hydrophilen Leiterseilen angelagerten Wassertropfen zusätzlich von flacherer Form, wodurch sie während einer Abtrocknungsphase letztlich auch schneller abtropfen [Str+10]. Es stellt sich nun die Frage, wie neuen Leiterseilen bereits werkseitig hydrophile Eigenschaften verliehen werden können. Diesbezüglich zeigte sich bereits früh, dass die Entfernung hydrophober Fettschichten (z. B. Ziehfettreste) zu einer deutlichen Geräuschreduktion führt [Boo86; Per72; Ran+20; Str+10]. Auf einen Vorschlag von BOOKER [Boo86], wendet CHARTIER hierzu beispielsweise ein Dampfstrahlverfahren an [Cha+94]. RANIGA et al. berichteten in jüngerer Vergangenheit ebenfalls von der Entwicklung eines Verfahrens zur Entfettung mithilfe eines geeigneten Lösungsmittels, wodurch der exzessiven Fettung mancher Hersteller entgegengewirkt (*overgreasing*) und eine signifikante Geräuschreduktion erzielt werden soll¹⁰ [Ran+20]. In Hinblick auf den beschriebenen Tropfenfluss durch das Seilinnere, wird dabei auch auf die Notwendigkeit der Entfettung der inneren Seillagen hingewiesen. Da das Abwaschen bzw. die Abwittern von Fettschichten auch einen Teil des Alterungsprozesses ausmacht, ist eine Erklärung für die große Streuung der berichteten Alterungsdauern möglicherweise in der unterschiedlichen Fettung der eingesetzten Leiterseile zu finden. In dieser Hinsicht dürfte auch der Tropfpunkt der eingesetzten Fette und der Betriebsstrom, welcher eine Erwärmung und damit einhergehende Verflüssigung des Fetts bewirkt, eine Rolle spielen. Eine ungünstig gewählte Seilkonstruktion mit starker Fettung zwischen den Drahtlagen kann die Seilalterung solange verzögern, bis alles Fett aus dem Seil ausgetreten ist [Kle17]. Im schlimmsten Fall können sich dabei *Fettsäcke* bilden, die insbesondere im Zusammenspiel mit kohlenstoffhaltigen Fremdschichten (Ruß, Verkohlungsprodukte) permanente Störstellen bilden können [All15; Kle17]. Der von BAKER vorgeschlagene Einsatz hydrophiler Ziehfette wurde nicht weiter aufgegriffen [Bak+75].

¹⁰Hierbei wird auch auf die nach IEC 61089 gängige Praxis der zusätzlichen Fettung des Leiterseilkerns bzw. der inneren Seillagen (eine zusätzliche Fettung der äußeren Seillage ist nicht üblich) und die daraus resultierende Gefahr des Fettaustritts hingewiesen. Ob sich das entwickelte Verfahren, welches nicht genauer erläutert wird, lediglich auf die Entfernung von Ziehfettresten oder auch auf zusätzlich eingebrachtes Fett erstreckt, ist unklar.

Da das Geräuschemissionsverhalten gealterter Leiterseile durch eine bloße Entfettung nicht erzielbar war, wurden jedoch weitere Behandlungsschritte nötig, wobei sich insbesondere die Aufrauung mithilfe geeigneter Strahlverfahren mit Sand, welche auch eine entfettende Wirkung haben, bewährten [Bak+75; Com+73; Her+82; Miy+07; Sfo+75]. Es ist bemerkenswert, dass die Suche nach einem Verfahren zur künstlichen Alterung über lange Zeit nicht durch eine Emissionsreduktion im Sinne des Anrainerschutzes motiviert war. Viel mehr litt das Versuchspersonal unter der mangelnden Reproduzierbarkeit der aufwändig gesammelten Messergebnisse infolge der stetigen Nachalterung der eingesetzten Leiterseile. Während sich andere, exotisch anmutende, Verfahren zur Oberflächenaufrauung (z. B. Gasbrenner, Ätzen [Her+82]) nie durchsetzen konnten, bieten mittlerweile fast alle Leiterseilhersteller mit Sand oder Glasperlen bestrahlte Leiterseile an, wobei neben der Geräuschreduktion hierdurch eine gewisse Glanzreduktion im Sinne einer reduzierten Sichtbarkeit erreicht wird (*dull finish, non specular finish*, siehe z. B. [LUM20]). MIYAJIMA erprobte auch die Bestrahlung mit Titanperlen bzw. die Aufrauung mit Aluminium über ein thermisches Spritzverfahren [Miy+07].

In jüngerer Vergangenheit wurde der Einsatz von Titanoxid (TiO_2), welches als Nanopartikel vielfältige Anwendung findet und hervorragende hydrophile Eigenschaften aufweist, zur Oberflächenbehandlung von Leiterseilen erprobt [Hig+06; Miy+07; Str+10]. Der Auftrag kann dabei entweder als Farbe oder im Zuge eines thermischen Spritzverfahrens auf Plasmabasis (*thermal spraying*) erfolgen. Unabhängig der Methode des Auftrags, zeigte Titanoxid auch beim Einsatz auf Leiterseilen eine sehr gute hydrophile Wirkung und die damit verbundene Geräuschreduktion [Miy+07]. Als Vorteil des Spritzverfahrens werden photokatalytische Eigenschaften der so erzeugten Oberfläche genannt, woraus neben einer gewissen Selbstreinigungsfähigkeit eine zusätzliche Aufrauung der Oberfläche durch Risse im Bereich von $10 \mu\text{m}$ resultiert, welche ihrerseits eine zusätzliche Verbesserung der Hydrophilie bewirken sollen [Hig+06; Miy+07]. STRAUMANN unternahm den Versuch, gealterte Leiterseile mit einer hydrophilen Schicht auf Titanoxidbasis zu überziehen. Die zusätzliche Titanoxidschicht führte jedoch zu keiner weiteren Geräuschreduktion [Str+10]. Diese Beobachtung legt den Schluss nahe, dass in gewisser Weise ein Grad maximaler Hydrophilie besteht, über dem keine signifikante Zunahme der Geräuschreduktion mehr auftritt. Diese Beobachtung stützt die Vermutung, dass eine hydrophile Leiterseiloberfläche nur insoweit zur Geräuschreduktion beiträgt, als dass sie den Tropfenfluss im Leiterinneren ermöglicht.

Es existieren nur wenige Literaturstellen, die Details zu hydrophilen Oberflächenbehandlungen liefern. STRAUMANN gibt an, dass beim Einsatz von Strahlverfahren zur Oberflächenaufrauung mit Glasperlen bessere Ergebnisse erzielbar waren als mit Strahlmitteln auf Aluminiumoxidbasis (Korund). Perlengrößen in den Bereichen $1 \dots 50 \mu\text{m}$ und $50 \dots 100 \mu\text{m}$ lieferten dabei die besten Ergebnisse [Str+10]. RANIGA et al. erzielten die besten Ergebnisse mit Glasperlen in einem Durchmesserbereich von $90 \dots 150 \mu\text{m}$. Der österreichische Seilhersteller Lumpi-Berndorf nennt als weiteren Vorteil für den Einsatz von Glasperlen die Vermeidung von Radialrissen an den Leiterseiladern, wie sie beim Einsatz abrasiver Strahlmittel auftreten können [LUM20].

In Anlehnung an die in Abschnitt 4.3.1 geschilderten Zusammenhänge zwischen den Benetzungseigenschaften und dem Kontaktwinkel eines Wassertropfens drängt sich nun die Frage auf, inwieweit hydrophobe Oberflächenbehandlungen zur Geräuschreduktion beitragen könnten. BOULET argumentiert diesbezüglich, dass hydrophile Oberflächen niemals eine optimale Reduktionsmaßnahme sein können, da bei deren Einsatz immer noch Wassertropfen am Seil verbleiben [Bou+64]. Bei einer superhydrophoben Oberfläche würden Wassertropfen direkt vom Leiterseil abtropfen. In der Literatur sind einige wenige Versuche zur Erzielung hydrophober Eigenschaften dokumentiert, wobei Überzüge mit Paraffinwachs [Her+82] und der Einsatz hydrophober Speziallacke [Miy+01; Miy+07] erwähnt werden. Die Autoren berichten dabei einhellig, dass die erprobten Beschichtungen zwar drastische Geräuschreduktionen, die teilweise jene hydrophiler Behandlungen übertreffen, bewirken, aber in keiner Weise alterungsstabil sind und auch nur bei sehr geringen Randfeldstärken Wirkung zeigen [Her+82; Miy+01; Miy+07].

Vor dem Hintergrund, dass bei Aluminiumleiterseilen mit fortschreitender Alterung mit einer Abnahme des Kontaktwinkels zu rechnen ist, erscheint der Einsatz hydrophober Oberflächen generell problematisch, insbesondere, da superhydrophobe Eigenschaften gefordert werden. Damit es zu keiner Verschlechterung der Geräuschemissionseigenschaft kommt, müsste die hydrophobe Oberfläche über die gesamte Lebensdauer, die typischerweise mehrere Jahrzehnte umfasst, stabil bleiben. Bei hydrophilen Oberflächenbehandlungen führt der Einfluss der natürlichen Alterung allenfalls zu einer Verbesserung der hydrophilen Eigenschaften. In diesem Zusammenhang können hydrophile Oberflächenbehandlungen folglich als überbrückendes Hilfsmittel während der natürlichen Alterung gesehen werden, wodurch derartige Verfahren deutlich unkritischer sind.

Ein völlig anderer Ansatz zur Reduktion von Koronaeffekten wurde kürzlich von MEGALA et al. in Form eines Verfahrens zur Beschichtung von Leiterseilen mit mehrwandigen Kohlenstoffnanoröhrchen (MWCNT) vorgestellt. Grundgedanke dieses Ansatzes ist die Absteuerung der Leiterrandfeldstärke durch die aufgebrachte halbleitende Schicht. Die bisher vorgestellten Ergebnisse sind allerdings eher materialwissenschaftlicher Natur und beschränken sich auf die Untersuchung der Koronaansatzspannung im trockenen Zustand, weshalb die Relevanz für koronainduzierte Geräusche im nassen Zustand noch nicht abschätzbar ist [Meg+20].

4.3.3 Betriebsverhalten hydrophiler Leiterseile

Angesichts der Tatsache, dass ein Großteil der Grundlagenversuche zu Koronageräuschen mit künstlich gealterten Leiterseilen durchgeführt wurden, sind die Unterschiede im Emissionsverhalten unbehaltener und hydrophiler Leiterseile nur unzureichend erforscht (Kapitel 4.3.2). Fest steht, dass das feldstärkeabhängige Betriebsverhalten gealterter bzw. hydrophiler Leiterseile grundsätzlich jenem unbehaltener bzw. neuer, blanker Leiterseile ähnelt, wobei in diesem Zusammenhang erneut die selbstlimitierenden Eigenschaften der Korona eine zentrale Rolle spielen.

In der Literatur herrscht weitgehend Einigkeit darüber, dass eine Variation der Regenrate bei hydrophilen Leiterseilen eine tendenziell größere Spreizung der Emissionslinien bewirkt [Her+82; Lun84]. Im Vergleich zu herkömmlichen Leiterseilen, weisen hydrophile Leiterseile eine größere Abhängigkeit von der Feldstärke auf, wodurch sich der geräuschreduzierende Effekt auf moderate Feldstärken beschränkt (Bild 4.6) [EPR82; Her+82; Sfo+75].

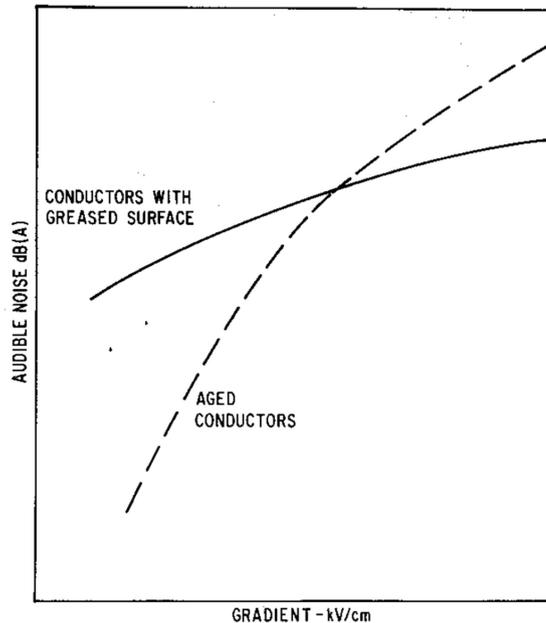


Bild 4.6: Unterschied im Emissionsverhalten neuer (gefetteter) und gealterter Leiterseile [EPR82]

4.4 Einfluss der Bündelgeometrie

4.4.1 Rolle der Bündelgeometrie als Reduktionsmaßnahme

Bezugnehmend auf die Ausführungen in Kapitel 3.2.1.1 ist neben der Wassertropfenanlagerung die Leiterrandfeldstärke der zweite zentrale beeinflussende Faktor der Ionisationsprozesse, die den Koronageräuschemissionen zugrunde liegen. Wie im vorangegangenen Kapitel illustriert, steht dem Anwender zur Setzung geräuschreduzierender Maßnahmen in Form des bewussten Einsatzes hydrophiler Leiterseile zumindest ein Werkzeug zur Beeinflussung des Wassertropfenansatzes zur Verfügung. Die Leiterrandfeldstärke bietet in diesem Bezug deutlich mehr Freiheitsgrade. Unter der Annahme konstanter Betriebsspannung ist es vor allem die Bündelgeometrie, die diesbezüglich ein so hohes Maß an Optimierungspotenzial bietet, dass sie nicht nur als beeinflussende Größe, sondern als valide Möglichkeit zur Geräuschreduktion gesehen werden kann. Wird die Bündelgeometrie auf regelmäßige Anordnungen¹¹ beschränkt, stehen der Teilleiterdurchmesser d , der Teilleiterabstand a und die Anzahl der Teilleiter n als variable Größen zur Verfügung (Bild 3.5).

¹¹Als regelmäßige Bündelgeometrie soll nachfolgend die Anordnung von Teilleitern auf einem Kreisumfang bei äquidistanten Bogenlängen bezeichnet werden. Die Sekantenlänge entspricht dabei dem Teilleiterabstand.

Im Gegensatz zu den Auswirkungen der Regenrate und unterschiedlichen Leiterseiloberflächen, welche schlüssig und auch physikalisch sinnvoll in Abhängigkeit der Feldstärke dargestellt werden können, gestaltet sich die Beschreibung der durch eine Variation der diversen Geometrieparameter hervorgerufenen Effekte deutlich schwieriger. Beinahe alle Autoren wählen für die Veranschaulichung des Einflusses eines bestimmten Geometrieparameters eine Darstellungsform in Abhängigkeit der Randfeldstärke. Eine derartige Beschreibung kann jedoch insbesondere aus Anwendersicht unbefriedigend sein und zu Trugschlüssen führen, da dabei die mit der Variation der Geometrie einhergehende Änderung der Randfeldstärke und das daraus resultierende Potenzial zur Geräuschreduktion verschleiert werden. Beispielsweise wird in der neuesten Fassung des EPRI Referenzbuchs ohne Beschränkung der Allgemeinheit ausgeführt, dass eine Erhöhung der Teilleiteranzahl n eine Erhöhung der Geräuschemissionen bewirken würde [EPR05]. Angesichts der Tatsache, dass eine Erhöhung der Teilleiteranzahl n zu einer drastischen Reduktion der Randfeldstärke führt, aus der eine deutliche Abnahme der Geräuschaktivität resultiert, ist eine kontextfreie Darstellung dieser Form irreführend. Um die Auswirkungen unterschiedlicher Beseilungsvarianten sinnvoll miteinander vergleichen, oder die Auswirkung einer Parametervariation darstellen zu können, erscheint in diesem Zusammenhang die Darstellung in Abhängigkeit der Spannung teilweise sinnvoller. An dieser Stelle kann zurecht eingeworfen werden, dass dann vergleichende Laborversuche hinsichtlich einer konkreten Freileitungsanwendung nur möglich sind, wenn sie bei voller Betriebsspannung und realem Bodenabstand des Prüflings durchgeführt werden. Wie noch gezeigt werden wird, kann jedoch für jede reale Freileitungsanwendung ein relevanter Prüfspannungspegel berechnet werden, wodurch Versuche bei geringerem Bodenabstand und reduzierter Spannung möglich bleiben.

Eine auf elektrostatischen Feldsimulationen beruhende Analyse zu den Auswirkungen und dem Zusammenwirken diverser Geometrievariationen auf die Leiterrandfeldstärke wird in Kapitel 6.4.1 gezeigt. In diesem Kapitel werden nun die bisher veröffentlichten Ausführungen zu den Auswirkungen der drei erwähnten Geometrieparameter auf Randfeldstärke und Geräuschemissionen diskutiert. Dabei wird stets davon ausgegangen, dass die jeweils anderen Parameter unverändert bleiben.

4.4.2 Einfluss der Teilleiteranzahl

In der Literatur finden sich zahllose Ausführungen dazu, dass bei konstanter Randfeldstärke eine Anhebung der Teilleiteranzahl n in eine Erhöhung der akustischen Geräuschemissionen resultiert. Dieser Umstand ist darauf zurückzuführen, dass speziell in den Anfängen der Geräuschemissionsforschung das Hauptaugenmerk der diversen Forschungsgruppen darauf lag, Modelle bzw. Formelsätze zur Geräuschemissionsprognose zu erstellen, für welche sich lediglich die Leiterrandfeldstärke als universelle, beschreibende Größe eignet. Fragestellungen zur Geräuschreduktion einer bestehenden Leitung (bei konstanter Spannung) waren damals noch nicht von Belang. Für eine umfassende Gegenüberstellung einer Vielzahl von Prognoseformeln, aus denen der von den jeweiligen Forschungsgruppen bestimmten Zusammenhänge zwischen Teilleiteranzahl n und Geräuschemissionspegel deutlich hervorgeht, sei auf [Cha+81a; CIG97; Tas82] verwiesen.

Als Begründung für die Geräuscherhöhung kann der einfache Umstand, dass eine Vergrößerung der Teilleiteranzahl eine Erhöhung der Anzahl der aktiven Schallquellen bewirkt, dienen. Durch die Darstellung in Abhängigkeit der Feldstärke werden dabei jegliche Rückwirkungen auf die Randfeldstärke ausgeblendet. Ferner wird bei dieser pauschalisierenden Betrachtung davon ausgegangen, dass die Geräuschgeneration eines Teilleiters unabhängig von der Anzahl benachbarter Teilleiter ist. Diese Annahme, welche auch dem Konzept der Bündelleiteroptimierung zugrunde liegt (Kapitel 4.5.1), ist aber grundsätzlich nur für hydrophile Leiterseile haltbar, da es bei unbehandelten Leiterseilen zur Tropfenakkumulation am ganzen Leiterumfang kommt und Einflüsse auf die generierte Schalleistung aufgrund von Abschattungseffekten bedingt durch andere Teilleiter a priori nicht ausgeschlossen werden können [Bak+75; Com+73; Com+76a].

CORTINA et al., die das Thema des Einflusses der Teilleiteranzahl sehr umfassend untersucht haben, weisen noch darauf hin, dass bei sehr großen Teilleiteranzahlen eine weitere Erhöhung (z. B. $n = 8$ auf $n = 10$) keine signifikante Geräuschreduktion mehr bewirken kann. Diese Erkenntnis dürfte darauf zurückzuführen sein, dass bei sehr großen Teilleiteranzahlen ein Maximum der wechselseitigen Schirmung erreicht wird, und die Randfeldstärke in den exponiertesten Punkten nur noch durch die Leiterkrümmung bestimmt wird. Hinsichtlich der Beeinflussbarkeit durch die Regenrate merkt PERRY an, dass mit steigender Teilleiteranzahl eine größere regenratenbedingte Spreizung der Emissionslinien beobachtbar ist [Per72]. Vor dem Hintergrund gleichbleibender Teilleiterbeiträge erscheint aber auch diese Erkenntnis trivial, da die Schwankung aller Teilleistungen um die Leistungsbeiträge ΔP zwangsläufig zu einer Variation der Gesamtleistung $\Sigma \Delta P = n \cdot \Delta P$ führen muss, wobei dieser Zusammenhang angesichts der logarithmischen Addition natürlich nur verzerrt beobachtet werden kann. POKORNY et al. halten schließlich fest, dass eine Anhebung der Teilleiteranzahl bei konstanter Spannung jedenfalls eine äußerst wirkungsvolle Methode zur Koronageräuschreduktion ist [Pok+72].

Aus betrieblicher Sicht ist abschließend noch auszuführen, dass eine Aufteilung in eine größere Anzahl von Teilleitern auch aufgrund der besseren Ausnutzung der vorhandenen Aluminiumquerschnittsfläche (Vermeidung des Skineffekts) und der besseren Leiterkühlung infolge der größeren Oberfläche sinnvoll sein kann [Kie+01; Sim93]. Neben dem Leitergewicht wird die realisierbare Teilleiteranzahl (bei fixer Maststruktur) aber auch durch Zusatzlasten wie Wind- und Eislast begrenzt [Com+73; Kie+01].

4.4.3 Einfluss des Teilleiterdurchmessers

Eine Erhöhung des Teilleiterdurchmessers d führt infolge der abnehmenden Leiterkrümmung zu einer Reduktion der Leiterrandfeldstärke, welche in weiterer Folge zur Abnahme der Geräuschemissionen führen sollte. Bei Betrachtung bei konstanter Feldstärke wird aber auch dieser Effekt verschleiert, wodurch in allen Prognoseansätzen eine Vergrößerung des Teilleiterdurchmessers mit einer Anhebung der Geräuschemissionen assoziiert ist (es sei wieder auf [Cha+81a] verwiesen).

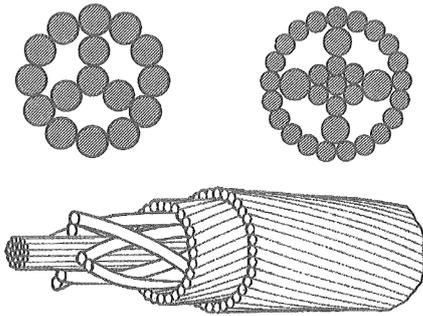
Dieser Effekt ist darauf zurückzuführen, dass die Erhöhung des Leiterseildurchmessers mit einer Homogenisierung des radialen Feldverlaufs dE/dr einhergeht, wodurch Streamer-Entladungen sich weiter in den Raum ausbreiten können, woraus eine Intensivierung der Koronaaktivität resultiert [EPR05]. Angesichts dieser Mechanismen wird das durch Durchmesserergrößerungen erzielbare Geräuschreduktionspotenzial als eher gering beurteilt [Pok+72]. Sofern möglich, ist aus Sicht der Koronageräuschentwicklung bzw. -minimierung Beseilungsvarianten mit hoher Teilleiteranzahl und kleinerem Teilleiterdurchmesser gegenüber Varianten mit geringerer Teilleiteranzahl und dickeren Leiterseilen der Vorzug zu geben [Jue+70; Pok+72].

Kommen zur Reduktion der Leiterrandfeldstärke sehr dicke Leiterseile zum Einsatz, steht der Aluminiumquerschnitt oftmals in keinem sinnvollen Verhältnis mehr zu den übertragenden Strömen. Diese Erkenntnis veranlasste Leiterseilhersteller neue Wege zur Umstellung von Vollseilen in Hohlseilkonstruktionen zu beschreiten. Derartige Spezialseile zeichnen sich durch die Integration künstlicher Lufträume bzw. nichtmetallischer Füllstoffe aus, wodurch erhöhte Seildurchmesser ohne wesentliche Zunahme des Seilgewichts realisierbar werden (Bild 4.7). Hierbei können nach KLENGEL mehrere interessante Ansätze unterschieden werden [Kle17]. Ein Konzept ist das **Weglassen von Drähten** in den inneren Seillagen (*air expanded*), wodurch die entstandenen Hohlräume gewissermaßen mitverseilt werden (Bild 4.7a). Im Vergleich dazu, kommen bei der Anwendung von **Hohldrähten** Drähte zum Einsatz, in welche bereits im Ziehprozess ein koaxialer Luftraum integriert wurde (Bild 4.7b). Andere Konzepte sehen die Schaffung eines **Luftraums im Leiterzentrum** vor, um welche die einzelnen Adern verseilt werden. Um den Seilverband über dem Hohlraum stabil zu halten, können beispielsweise die Schlaglängen der innersten Drahtlagen stark verkürzt werden, um eine spiralförmige Stützung zu bewirken. Dieses Konzept lässt sich durch den Einsatz von Profildrähten (Trapez- oder S- bzw. Z-Drähte) noch weiter verbessern. Alternativ kann die Verseilung auch um eine Drahtspirale erfolgen (Bild 4.7c). Anstelle der Einbringung künstlicher Lufträume, können auch **nichtmetallische Füllstoffe** eingesetzt werden. In dieser Hinsicht ist beispielsweise eine Leiterseilkonstruktion mit Asbest dokumentiert. SCHICHLER et al. berichten in jüngerer Vergangenheit vom Einsatz eines mit Kunststofffülldrähten versehenen Spezialseils (Low Weight Conductor) für ein Upgrading-Projekt, dessen Ziel in der Erhöhung der Betriebsspannung einer bestehenden Leitung von 220 kV auf 380 kV bestand (Bild 4.7d) [Sch+16a].

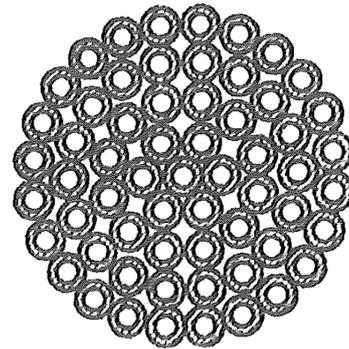
4.4.4 Einfluss des Teilleiterabstands

Im Vergleich zu den beiden vorher diskutierten Geometrieparametern erfuhr der Teilleiterabstand als Einflussgröße, bzw. dessen Variation als Reduktionsmaßnahme, auf das Geräuschemissionsverhalten in der Forschung nur wenig Beachtung. Lediglich CORTINA et al. präsentieren systematisch erarbeitete Ergebnisse zu dieser Thematik [Cor+80]. Im Prognosemodell der EPRI findet sich ein entsprechender Korrekturterm für Teilleiteranzahlen $n \geq 3$ (Gleichung (8.4)), wobei eine Variation des Teilleiterabstands natürlich in jedem Prognosemodell implizit über die resultierende Feldstärke, welche die zentrale Größe aller Prognosemodelle darstellt, Berücksichtigung findet [EPR82].

Eine detaillierte textliche Beschreibung der Einflüsse dieses Parameters ist allerdings nicht zu finden [EPR82; EPR05]. Die unbefriedigende Informationslage zu diesem Parameter ist nur teilweise nachvollziehbar, da seit den grundlegenden Betrachtungen zum Betriebsverhalten von Bündelleitern durch MANGOLDT bekannt ist, dass eine Reduktion des Teilleiterabstands a zur Abnahme der Leiterrandfeldstärke führt [Man42]. Es ist jedoch anzunehmen, dass die erzielbare Feldstärkereduktion sowohl vom Teilleiterdurchmesser d als auch von der Teilleiteranzahl n abhängt. Simulationsergebnisse, die diese Zusammenhänge illustrieren, werden in Kapitel 6.4.1.2 gezeigt.



(a) Hohlseilbildung durch Weglassen von Drähten in den inneren Drahtlagen [Kle17]



(b) Einwerkstoffseil aus Hohldrähten [Kle17]



(c) Runddraht-Hohlseil mit Drahtspirale als Stützelement [LUM20]



(d) Leiterseil mit Kunststoffdrähten [LUM20]

Bild 4.7: Unterschiedliche Hohlseilkonstruktionen

Wie in der aus der Originalpublikation von MANGOLDT entnommen Darstellung in Bild 4.8 zu sehen ist, beeinflusst der Teilleiterabstand a jedoch auch den Kapazitäts- C' und Induktivitätsbelag L' einer Leitung¹². Dieser Umstand wäre jedoch kein Hinderungsgrund, eine bewusste Reduktion des Teilleiterabstands a zumindest in einzelnen Spannungsfeldern als Maßnahme zur Geräuschreduktion einzusetzen. Hierzu wären an den Teilleiterabstand angepasste Trag- und Abspannarmaturen sowie passende Feldabstandhalter nötig. Gemessen an den Herausforderungen in der Vergangenheit erprobter Reduktionskonzepte erscheint die Notwendigkeit passender Armaturen keinen prinzipiellen Ausschluss dieser Methode zu rechtfertigen.

¹²In Bild 4.8 wird der Einfluss auf die Leitungsbeläge über den Wellenwiderstand in Form der Natürlichen Leistung S_N dargestellt.

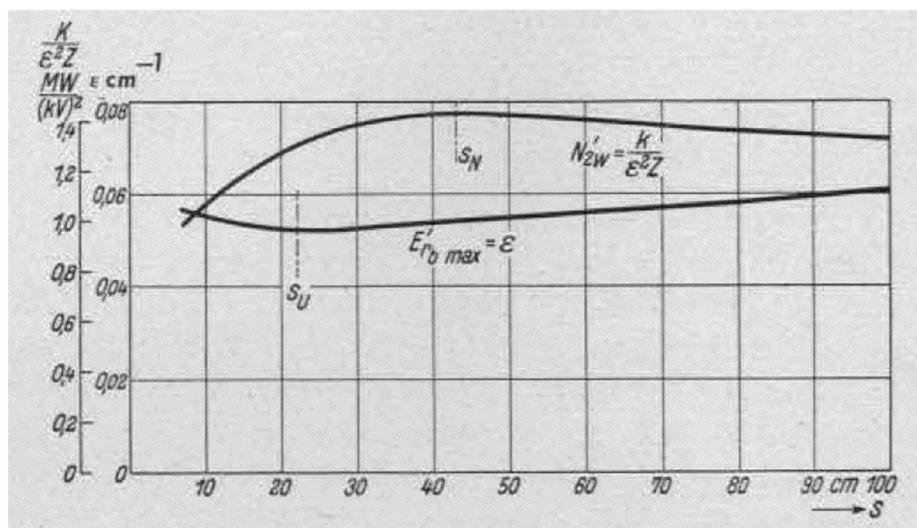


Bild 4.8: Einfluss des Teilleiterabstands s auf die Leiterrandfeldstärke E und die natürliche Leistung S_N einer Leitung [Man42]

4.4.5 Einfluss der Bündelausrichtung

Selbst, wenn die Geometrie eines Leiterbündels durch die Anzahl der Teilleiter n , deren Abstand a und Durchmesser d , sowie der Forderung nach regelmäßiger Anordnung wohldefiniert ist, besteht in Form der Ausrichtung des Leiterbündels noch ein weiterer Freiheitsgrad, der bislang keine Erwähnung fand. Ein Zweileiterbündel kann beispielsweise horizontal oder vertikal orientiert sein. Bei einem Dreileiterbündel sind Anordnungen in V- bzw. A-Konfiguration üblich. Bei Vierleiterbündeln ist die Ausrichtung als Quadrat oder Raute denkbar.

Da die Leiterrandfeldstärke bei Bündelleitern entlang des Teilleiters keineswegs konstant ist (Bild 6.1), besteht insbesondere bei hydrophilen Leiterseilen die theoretische Möglichkeit der Beeinflussung der Koronaaktivität durch die azimutale Koinzidenz der maximalen Leiterrandfeldstärke und der angelagerten Wassertropfen. Bei einem horizontal orientierten Zweileiterbündel würden die auf den Unterseiten der beiden Teilleiter angelagerten Wassertropfen beispielsweise in Bereichen hoher Randfeldstärken liegen, da bei dieser Konfiguration die maximale Leiterrandfeldstärke üblicherweise im unteren, nach außen orientierten Umfangsquadanten auftritt. Im Vergleich dazu liegen bei einem vertikal orientierten Zweierbündel die am oberen Leiterseil angelagerten Wassertropfen im feldschwachen Raum (Feldschatten), während die Wassertropfen am unteren Teilleiter mit dem Punkt der höchsten Leiterrandfeldstärke koinzidieren.

Die geschilderten Zusammenhänge lassen nun die Frage aufkommen, inwieweit sich die Geräuschemissionsverhalten der beiden Anordnungen infolge der unterschiedlichen Koronaaktivitäten unterscheiden. Das EPRI-Referenzbuch beantwortet diese Frage damit, dass für vertikale Zweierbündel höhere Geräuschemissionen zu erwarten sind und nennt einen Korrekturwert, der dem für vertikale Anordnungen berechneten Geräuschemissionspegel zuzuschlagen ist [EPR82; EPR05]. Bei höheren Teilleiteranzahlen n sei die Orientierung nicht weiter von Belang.

Diese Angabe wurde für die aktuellste Auflage des Referenzbuchs beibehalten, wobei eingeräumt wird, dass andere Forschungseinrichtungen keine Korrelation zwischen der Bündelausrichtung und den resultierenden Geräuschemissionen finden konnten [EPR05]. CHARTIER et al. weisen in diesem Zusammenhang darauf hin, dass die im EPRI-Referenzbuch getätigten Aussagen lediglich auf theoretischen Überlegungen fußen. In ihren eigenen Untersuchungen wurden für $n \geq 2$ keine Anhaltspunkte für eine Abhängigkeit des Emissionspegels von der Bündelorientierung gefunden [Cha+94].

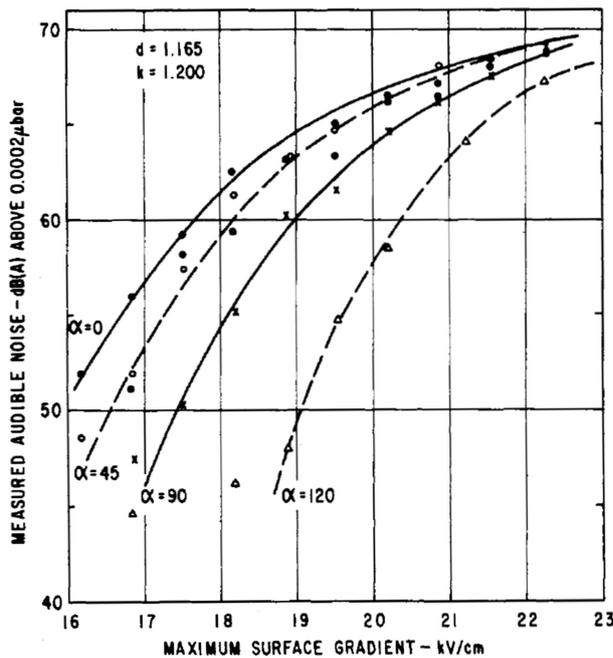
4.5 Weitere Ansätze zur Koronageräuschreduktion

4.5.1 Optimierung der Bündelgeometrie

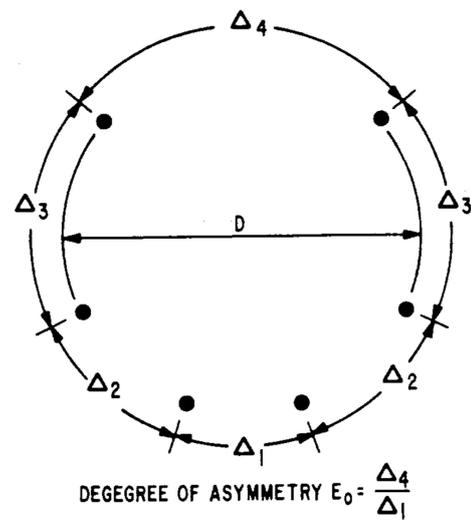
Während in den meisten Publikationen ein Bündelleiter als abgeschlossene Einheit gesehen wird, beschäftigte sich COMBER intensiv mit den Geräuschbeiträgen individueller Teilleiter und deren optimaler Positionierung innerhalb eines Leiterbündels [Com+73; Com+76a; Com+79]. Grundgedanke dieses Ansatzes ist, dass ein Teilleiter – unabhängig von umgebenden Teilleitern – immer dieselben Geräuschemissionen verursachen wird, solange die Feldverteilung am Umfang (charakterisiert durch die mittlere und maximale Feldstärke) konstant bleibt und auch die azimutale Position des Punkts der maximalen Randfeldstärke bezogen auf die an der Unterseite des Leiterseils auftretenden Wassertropfen unverändert bleibt (dies setzt den Einsatz hydrophiler Leiterseile voraus). Durch Versuche, in denen die Ausrichtung des Feldstärkemaximums und die Feldverteilung am Umfang variiert wurde, konnte das Ziel, die Geräuschemission jedes Teilleiters einer beliebigen Bündelkonfiguration vorauszusagen, erreicht werden (Bild 4.9a). Mit diesem Wissen können in weiterer Folge zwei unterschiedliche Optimierungsansätze verfolgt werden.

Einerseits wäre es möglich, für eine Bündelkonfiguration, deren Teilleiteranzahl und -positionen vorgegeben sind, die Teilleiterdurchmesser so zu wählen, dass die Gesamtgeräuschemission ein Minimum anstrebt. Wie auch von COMBER ausgeführt, birgt dieser Ansatz jedoch angesichts der Vielzahl der benötigten Leiterseile unterschiedlichen Durchmessers nur wenig praktische Relevanz.

Der zweite Ansatz zielt auf die Teilleiterpositionierung bei vorgegebener Anzahl und gleichem Durchmesser ab. Hier wird der Umstand genutzt, dass die Teilentladungsaktivität eines Teilleiters durch die abschirmende Wirkung benachbarter Teilleiter beeinflusst wird (Kapitel 4.4.5). Aufbauend auf diese Tatsache wird angestrebt, die Teilleiterpositionen hinsichtlich einer optimalen wechselseitigen Schirmung und daraus resultierenden minimalen Gesamtgeräuschemission zu wählen. Für Anordnungen, in denen jeder Teilleiter die gleichen Geräuschemissionen aufweist, wurde der Ausdruck *balancierte Konfiguration* (balanced configuration) geprägt. COMBER et al. beschränken sich bei der Optimierung der Teilleiteranordnung auf die Positionierung entlang eines Kreisumfangs. Da hierbei die meisten Teilleiter in der unteren Kreishälfte zu liegen kamen, wurde für so erzeugte Konfigurationen die Bezeichnung *asymmetric bundle* eingeführt (Bild 4.9b).



(a)



(b)

Bild 4.9: (a) Beispielhafte Emissionslinien für einen Teilleiter des Durchmessers d und dem Verhältnis der maximalen zu durchschnittlichen Feldstärke k . Die Variable α bezeichnet die azimutale Verschiebung dem Ort der höchsten Feldstärke und den an der Unterseite der Leiterseile anhaftenden Wassertropfen. (b) Asymmetrisches Sechseiterbündel

Dem praktischen Einsatz asymmetrischer Bündelanordnungen stehen einige, vor allem mechanische Herausforderungen entgegen. Neben Erschwernissen beim Seilzug und die Notwendigkeit spezieller Armaturen, wurden in dieser Hinsicht auch Vermutungen bezüglich höherer Schwingungsneigung und ungleichen Teilleiterdurchhängen geäußert [Com+76a]. Abgesehen von dem skizzierten Potenzial zur Bündeloptimierung, könnte das Wissen um die spezifischen Geräuschbeiträge der einzelnen Teilleiter auch nur für Geräuschemissionsprognosen genutzt werden. Hierzu wäre es aber notwendig, für jeden Leiterseiltyp eine Vielzahl an Messserien durchzuführen. Obwohl diesem Ansatz somit zumindest großes theoretisches Potenzial nicht abgesprochen werden kann und er auch sehr umfassend in allen Auflagen des EPRI-Referenzbuchs vorgestellt wurde [EPR79; EPR82; EPR05], wurde er von anderen Autoren nicht weiter verfolgt.

4.5.2 Ultrakorona

UHLIG beschrieb in 1954 eine neuartige, *Ultrakorona* genannte, Entladungsform, die bei hohen Feldstärken an stark inhomogenen Anordnungen auftritt [Uhl54; Uhl56]. Es wurde beobachtet, dass diese Entladungsform den Einsatz von Streamer-Entladungen wirkungsvoll unterbinden kann. UHLIG schlägt daraufhin vor, Hochspannungselektroden aus dünnen Drähten zu formen. Tatsächlich konnten mit derart geformten Elektroden sehr hohe Spannungen bei üblicherweise inadäquaten Schlagweiten beherrscht werden.

Nach modernem Verständnis kann dieser Effekt durch das Auftreten von Glimmentladungen an den stark gekrümmten Oberflächen erklärt werden. Diese Entladungen bewirken in weiterer Folge eine Übersättigung des umgebenden Gasraums mit Ionen, wodurch das Streamerwachstum behindert wird. Nachteilig an derartigen Anordnungen sind die hohen Koronaverluste, die infolge der funktionsbedingt permanenten Ultrakorona dauerhaft auftreten. UHLIG weist außerdem darauf hin, dass Feuchtigkeit die Wirkung der Ultrakorona signifikant reduziert.

BOULET erprobte das Umwickeln von Leiterseilen mit einem 1 mm dünnen Draht als Mittel zur Reduktion von Koronaverlusten bei Regen [Bou+64]. Es wurde allerdings festgestellt, dass dieses Konzept nicht nur bei nassem Wetter zu keiner Verbesserung führt, sondern dass die Koronaverluste im trockenen Zustand nun auf dem Niveau derer bei starkem Regen waren. Im Gegensatz dazu wird von HEROUX et al. von der deutlichen Reduktion akustischer Geräusche bei Regen infolge der Bewicklung eines Leiterseils mit dünnem Draht berichtet¹³ [Her+82]. Vorteilhaft bei dieser Reduktionsmaßnahme ist, dass die Wirksamkeit auch bei sehr hohen Randfeldstärken beibehalten wird. Zur Reduktion der Koronaverluste im trockenen Zustand wird die Verwendung eines Leiterseils mit Stoffelementen vorgeschlagen (*Capillary Ion-Shielded Conductor*). Diese Gewebeelemente würden bei einsetzendem Regen hydrophile Wirkung entfalten und dann, wenn sie mit Wasser gesättigt sind, durch Glimmentladungen die abschirmenden Raumladungen erzeugen.

Da immer wieder von einzelnen, besonders geräuschintensiven Freileitungsabschnitten berichtet wird, wäre es denkbar, die Bewicklung mit geeignetem Draht oder dünnen Spiralelementen örtlich beschränkt einzusetzen, wodurch auch die anfallenden Koronaverluste im Rahmen bleiben würden. Um Verwechslungen vorzubeugen, sei noch erwähnt, dass ähnliche Spiralen auf Leiterseilen bereits zur Reduktion winderregter Geräusche (*aeolian noise*) zum Einsatz kommen. Diese sind allerdings meist von zu großem Durchmesser, um Glimmentladungen bzw. Ultrakorona erzeugen zu können, zeigen aber oft Neigung, bei Regen Koronaentladungen zu entwickeln¹⁴.

4.5.3 Isolierte Leiterseile

Wie in Kapitel 4.4.3 ausgeführt, ist die Vergrößerung des Teilleiterdurchmessers nur bedingt als Maßnahme zur Geräuschreduktion geeignet. Angesichts der Wechselwirkung zwischen der Leiterrandfeldstärke und den angelagerten Wassertropfen wäre es wirkungsvoller, den metallischen Leiterquerschnitt unverändert zu lassen, und die Wassertropfen in einen Bereich niedrigerer Feldstärke zu verschieben. Dies könnte beispielsweise durch die Verwendung von Leiterseilen, die mit einer isolierenden Schicht versehen sind, geschehen. Derartige Leiterseile sind als KUF-Leiter (Kunststoffummantelte Freileitungsseile) bekannt.

¹³Es ist in diesem Zusammenhang erwähnenswert, dass weiterhin ein starker 2f-Brummtone beobachtet wurde. Dies kann als früher Beweis gewertet werden, dass die 2f-Emission ausschließlich von der Ladungsträgerinjektion in die Umgebung abhängig ist.

¹⁴Allerdings ist es wiederum mithilfe hydrophiler Oberflächenbehandlungen dieser Spiralen möglich, diesem Effekt entgegenzuwirken [Miy04].

Diese mit einer VPE- oder Polyolefinschicht versehenen Spezialseile kamen bisher jedoch aufgrund ihrer erhöhten Betriebssicherheit hauptsächlich in unwegsamem Gelände zum Einsatz, wo es aufgrund von Vereisung, Windeinwirkung und Ästen leicht zu Unterbrechungen der Stromversorgung kommen kann [Kir+07]. Zum Geräuschemissionsverhalten dieser Leiterseile liegen bislang keine Informationen vor.

Neben der Anwendung einer durchgängigen Isolationsschicht, welche auch infolge ihrer refraktiven Eigenschaften zur Feldsteuerung beiträgt, ist in der Literatur außerdem die Anwendung von isolierenden Hüllrohren dokumentiert, welche anlagernde Wassertropfen in Bereiche geringer Feldstärke verlagern sollen [EPR82; Nou78]. Eine Erprobung eines solchen Hüllrohrkonzepts durch NOURSE lieferte allerdings unter anderem aufgrund starker Entladungen im Luftraum zwischen Rohr und Leiterseil nur wenig aussichtsreiche Ergebnisse. Es wurde daraufhin auf den Einsatz leitfähiger Hüllrohre umgeschwenkt, deren Erprobung jedoch auch von mehreren technischen Herausforderungen begleitet wurde [Nou78].

4.5.4 Formdrahtleiterseile

Neben herkömmlichen, runden Drähten kommen in Freileitungsseilen zunehmend sogenannte *Formdrähte* zum Einsatz (Bild 4.10a). Hierbei wird zumeist zwischen trapezförmigen und Z- bzw. S-Drähten unterschieden (Bild 4.10b, Bild 4.10c). Bei gleichem Durchmesser wie ein Normalseil aus Runddrähten besitzt ein Leiterseil mit Formdrähten eine wesentlich höhere Querschnittsfläche und damit je nach Bauart eine um bis zu 25 % größere Stromtragfähigkeit. Außerdem weisen derartige Seile einen geringeren Luftwiderstand¹⁵ und dadurch reduzierte Schwingungsneigung sowie Vorteile hinsichtlich Eisansatz, Wärmeübertragung und Selbstdämpfung auf.

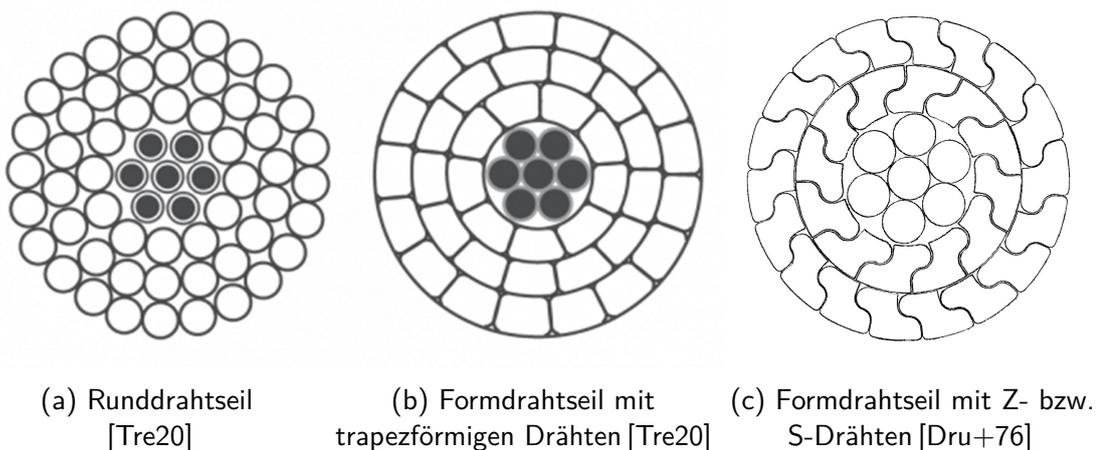


Bild 4.10: Einsatz von Rund- und Formdrähten

¹⁵Dieser Gesichtspunkt war eines der wichtigsten Designkriterien bei der Entwicklung von Leiterseilen mit Z-Drähten, weshalb diese auch unter der Bezeichnung *Aero-Z* vertrieben werden [Dru+76; Nex99].

Es ist bekannt, dass Leiterseile mit Profildrähten aufgrund der besseren Annäherung an die ideale Zylinderform im Vergleich zu Leiterseilen mit Profildrähten geringere Randfeldstärken aufweisen [Pfe+16], was auch in geringere Geräuschemissionen resultieren könnte. Der Leiterseilhersteller NEXANS führt eine derartige Eigenschaft in seinen Produktbroschüren auf, begründet dies aber mit dem Fehlen tiefer Drahtzwischenräume, wodurch sich Schmutzpartikel weniger ansetzen bzw. leichter abgewaschen werden können [Nex99]. Ein Bezug zu Wassertropfenkorona wird dabei nicht hergestellt. Hinsichtlich des in Kapitel 4.3.1 beschriebenen Beitrags der Kapillarkanäle eines Leiters zu dessen makroskopischer Hydrophilie, könnte sich der hohe Verdichtungsgrad eines Formdrahtseils jedoch auch negativ auf das Geräuschemissionsverhalten auswirken.

PFEIFFER et al. stellten fest, dass an einem Z-Draht-Leiterseil bei Beregnung und Beaufschlagung mit Gleichspannung geringere Koronaströme auftreten. Gleichzeitig wurde für das Profildrahtseil aber eine deutlich langsamere Abtrocknung beobachtet. Dies wird durch die geringere Kapillarwirkung der Drahtzwischenräume und die damit einhergehende Verschlechterung des Tropfentransports erklärt [Pfe+16]. CHARTIER et al. konnten bei Geräuschemissionsversuchen keine Unterschiede zwischen Trapez- und Runddrahtseilen feststellen [Cha+94].

In jüngerer Vergangenheit berichteten RANIGA et al. von Schwierigkeiten, mithilfe eines Trapezdrahtseils mit gestrahlter Oberfläche die Emissionswerte eines stark gealterten Standardseils mit Runddrähten zu erreichen, wobei der Durchmesser des ursprünglichen Leiterseils sogar um 10 % geringer war als der des neuen Ersatzseils [Ran+20; Tra20].

Als Pendant zu den hochkompaktierten Formdrahtseilen kann ein von TONG entwickelter Leiterseiltyp gesehen werden, welcher sich durch vergrößerte Luftspalte im Leiterinneren auszeichnet [Ton+75; Ton75]. Im Einklang mit den davon unabhängigen Erkenntnissen von BOOKER [Boo86] sollen diese den Tropfenfluss durch das Leiterseil begünstigen. Die Absorptionsfähigkeit wurde dabei durch eine Querrillung der Drähte in der Außenlage zusätzlich verstärkt. Obwohl ein entsprechender Modellaufbau, auf den auch KIRKHAM Bezug nimmt [Kir+83a], vielversprechende Ergebnisse zeigt, verblieb dieser Ansatz im Prototypenstadium.

5 Akustische Grundlagen

5.1 Wesentliche Größen und deren Zusammenhänge

Bei der akustischen Beschreibung von koronainduzierten Geräuschemissionen sind zwei grundlegende Größen zu unterscheiden. Zum einen ist hier die Schallleistung P zu nennen, welche eine invariante, den Schallenergiegrößen zuzurechnende Größe darstellt und die von einem Leiterseil bzw. Leiterbündel in die Umgebung abgegebene Leistung beschreibt. Die Repräsentation der an einem Aufpunkt $\mathcal{O}(x, y, z)$ durch die emittierte Schallleistung hervorgerufenen Wirkung erfolgt üblicherweise durch den Schalldruck p , welcher im Allgemeinen ortsabhängig ist und den Schallfeldgrößen zugeordnet wird. Während die Schallleistung P somit die Geräuschemission charakterisiert, wird die daraus resultierende Geräuschimmission durch den Schalldruck p beschrieben. Der radiale Abstand zwischen der emittierenden Leitung und dem Aufpunkt \mathcal{O} wird dabei durch die Variable R angegeben (Bild 5.1). Im Gegensatz dazu bezeichnet der Geometrieparameter D den lateralen Abstand des Beobachtungspunkts \mathcal{O} , was der Projektion von R auf die Bodenfläche entspricht.

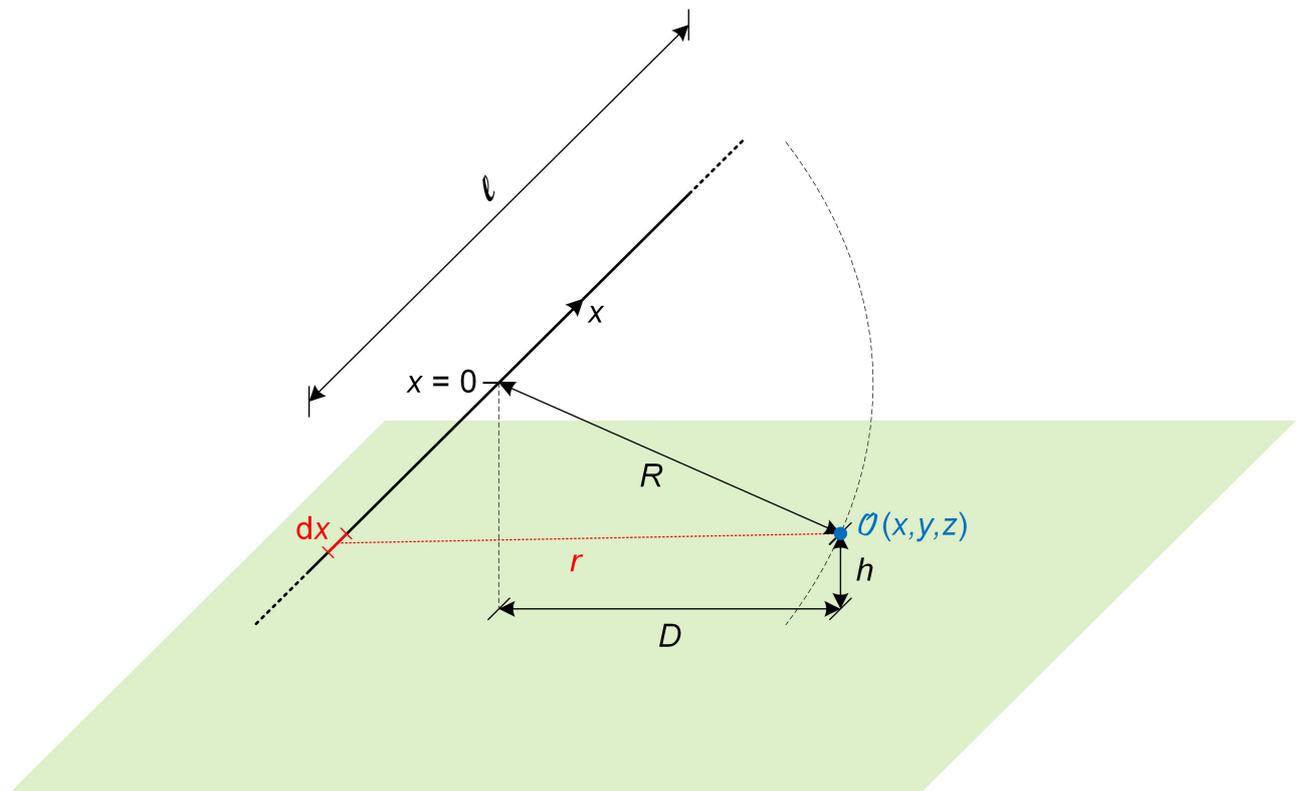


Bild 5.1: Modell zur Bestimmung des Schalldruckpegels L am Immissionsort \mathcal{O}

Da der Bereich der in der praktischen Akustik auftretenden Schalleistungen P (und damit auch der Bereich der Schalldrücke p) ca. 12 Zehnerpotenzen umfasst, ist die Verwendung logarithmischer Größen, die als *Pegel* bezeichnet werden, üblich [Hen+08]. Allgemein ist der Pegel als der 10-fache dekadische Logarithmus des Verhältnisses zweier Leistungsgrößen bzw. als der 20-fache dekadische Logarithmus des Verhältnisses zweier Feldgrößen definiert. Der Nenner des Verhältnisses stellt dabei die sogenannte Bezugsgröße dar. Entsprechend seiner Definition ist der Pegel dimensionslos und wird in Dezibel (dB) angegeben. Im Falle des Schalldrucks p wird zur Berechnung des korrespondierenden Schalldruckpegels L konventionsgemäß ein Bezugsschalldruckpegel von $p_0 = 20 \mu\text{Pa}$ herangezogen. Dieser Schalldruck wird als die menschliche Hör- bzw. Wahrnehmungsschwelle bei $f = 1000 \text{ Hz}$ gesehen. Es gilt somit für den Schalldruckpegel L :

$$L = 10 \cdot \lg \left(\frac{p^2}{p_0^2} \right) = 20 \cdot \lg \left(\frac{p}{p_0} \right) \quad (5.1)$$

Die zur Berechnung des Schalleistungspegels¹⁶ A übliche Bezugsleistung ist $P_0 = 1 \text{ pW}$. Im Sinne einer besseren Handhabbarkeit ist zur Angabe der von Leiterseilen emittierten Schalleistung jedoch auch die Verwendung einer Referenzleistung von $P_0 = 1 \mu\text{W}$ etabliert. In den nachfolgenden Herleitungen wird gelegentlich auf eine Bezugsleistung von $P_0 = 1 \text{ W}$ zurückgegriffen. Eine Umrechnung zwischen beliebigen Referenzleistungen P_0 kann gemäß Gleichung (5.4) erfolgen.

$$A = 10 \cdot \lg \left(\frac{P}{P_0} \right) \quad (5.2)$$

$$A_{1\text{W}} = 10 \cdot \lg \left(\frac{P}{1\text{W}} \right) \quad \rightarrow \quad P = 10^{\frac{A_{1\text{W}}}{10}} \quad (5.3)$$

$$A(\text{ref } y \text{ W}) = A(\text{ref } x \text{ W}) + 10 \cdot \lg \left(\frac{P_{0x}}{P_{0y}} \right) \quad (5.4)$$

Nachfolgend wird ein Zusammenhang zur Berechnung des an einem Aufpunkt $\mathcal{O}(x, y, z)$ infolge der durch eine Freileitung emittierten Schalleistung P herrschenden Schalldrucks p hergeleitet. Derartige theoretische Betrachtungen zum Emissionsverhalten von Freileitungen sind in der Literatur zwar zahlreich vorhanden [Coq+72; EPR05; Lun90; Per72; Wan+17], jedoch meist unvollständig oder gar fehlerhaft. Ziel ist es, alle zum Verständnis der nachfolgenden Betrachtungen nötigen Beziehungen in möglichst allgemeiner Darstellung mathematisch zu untermauern.

¹⁶Um eine Überfrachtung mit Indizes zu vermeiden, eine bessere Unterscheidbarkeit zwischen Schalleistungspegel A und Schalldruckpegel L zu ermöglichen und um mit den in den EPRI-Referenzbüchern gezeigten Herleitungen konsistent zu bleiben, wird in Abweichung zu der in Grundlagenwerken der Akustik üblichen Nomenklatur im vorliegenden Fall zur Bezeichnung der Schalleistung die Variable A vergeben. Die übliche Nomenklatur sieht L_p für den Schalldruck- und L_w für den Schalleistungspegel vor.

Um eine Relation zwischen der Schalleistung P und dem daraus resultierenden, ortsabhängigen Schalldruckpegel L herzustellen, wird ein Umweg über die Schallintensität \vec{I} beschritten, wobei – wie noch gezeigt wird – die Betrachtung des Betrags I ausreichend ist. Es wird dabei angenommen, dass die Geräuschemission entlang des betrachteten Leitungsabschnitts der Länge ℓ im Bereich x_a bis x_e invariant ist, womit die Leitung eine Linienquelle konstanter Schalleistung ist¹⁷ (Bild 5.1). Den infinitesimalen Leitungssegmenten dx kann daher die längenbezogene Schalleistung¹⁸ P' zugeordnet werden. Es ist somit möglich, den infinitesimalen Schallintensitätsbeitrag dI des Leitungssegmentes an der Stelle x zur Schallintensität I im Aufpunkt \mathcal{O} durch das Verhalten eines Punktstrahlers zu beschreiben und in weiterer Folge daraus die Betrachtung für die gesamte Linienquelle abzuleiten. Voraussetzung hierzu ist die Inkohärenz aller Punktquellen, welche jedoch aufgrund der Laufzeitunterschiede (siehe Kapitel 3.2.3.1) und des stochastischen Charakters der Korona gegeben ist. Entsprechend der Definition der Schallintensität I kann dies durch Berechnung des Leistungsflusses durch die Kugeloberfläche, welche den Aufpunkt \mathcal{O} berührt, geschehen. Der Radius jener Kugel, welcher dem euklidischen Abstand zwischen \mathcal{O} und dem betrachteten infinitesimalen Segment entspricht, sei r . Es gilt:

$$dI = \frac{P'}{4 \cdot \pi \cdot r^2} dx \quad (5.5)$$

Die Integration von x_A bis x_E ermöglicht den Übergang auf eine Linienquelle und liefert somit die gesamte Schallintensität I . Die gezeigte Methode setzt jedoch eine omnidirektionale Richtcharakteristik des Beobachters (Messmikrofon) voraus. Kann dies nicht erfüllt werden, sind richtungs- bzw. winkelabhängige Korrekturfaktoren in Ansatz zu bringen:

$$I = \int_{x_A}^{x_E} \frac{P'}{4 \cdot \pi \cdot r^2} dx \quad (5.6)$$

Unter Berücksichtigung des radialen Abstands R und Ausnützung des Zusammenhangs $\int \frac{1}{x^2 + 1} = \arctan(x)$ folgt schließlich:

$$I = \frac{P'}{4 \cdot \pi} \cdot \left[\arctan\left(\frac{x_E}{R}\right) - \arctan\left(\frac{x_A}{R}\right) \right] \quad (5.7)$$

¹⁷Während diese Annahme im nassen Zustand aufgrund der hohen Wassertropfendichte als unproblematisch gilt, ist dies angesichts der geringen Störstellendichte für den Fall der Trockenkorona nicht a priori gegeben.

¹⁸In der englischsprachigen Fachliteratur zu Koronageräuschen ist in diesem Zusammenhang oft die Bezeichnung „sound power density“ anzutreffen [Com+73; Jue+70]. Zwar wäre im Deutschen der Begriff „Schalleistungsdichte“ unbesetzt, da aber der Begriff der „Schallenergie-dichte“ in völlig anderem Zusammenhang genutzt wird, wurde für den vorliegenden Fall angesichts der physikalischen Dimension W/m und in Übereinstimmung mit [Sch+16c] die Bezeichnung der „längenbezogenen Schalleistung“ gewählt.

Das Gleichung (5.7) zugrundeliegende Modell berücksichtigt bei der Schallausbreitung lediglich die direkte Ausbreitung und keine Reflexionswege. Reflexionen könnten durch eine beliebige Anzahl von ξ Spiegelquellen der Leistungen $P'_i = k_i \cdot P'$ im Abstand R_i Rechnung getragen werden.

$$I^* = \frac{P'}{4 \cdot \pi} \cdot \left[\left(\arctan \left(\frac{x_E}{R} \right) - \arctan \left(\frac{x_A}{R} \right) \right) + \sum_{i=1}^{\xi} k_i \cdot \left(\arctan \left(\frac{x_E}{R_i} \right) - \arctan \left(\frac{x_A}{R_i} \right) \right) \right] \quad (5.8)$$

Da im vorliegenden Sonderfall eines ebenen Wellenfelds die Schallschnelle \vec{v} (Bewegungsrichtung der angeregten Luftteilchen) und der Schalldruck p phasengleich sind, besteht ein einfacher Zusammenhang zwischen dem gesuchten Schalldruck p und der berechneten Schallintensität I :

$$p = \sqrt{I \cdot \underline{Z}} \quad (5.9)$$

\underline{Z} bezeichnet in diesem Fall die akustische Impedanz, welche u. a. beschreibt, inwieweit das jeweilige Medium dem Aufbau eines druckerregten Schallfeldes Widerstand entgegengesetzt. Im vorliegenden Fall ist die akustische Impedanz \underline{Z} reellwertig und kann als Schallkennimpedanz des Luftraums als Produkt der Schallgeschwindigkeit in Luft c und der Luftdichte ρ berechnet werden. Das Einsetzen von Gleichung (5.7) in Gleichung (5.9) liefert dann einen allgemeinen Zusammenhang zur Bestimmung des Schalldrucks p bei beliebigen geometrischen Zusammenhängen und gegebener längenbezogener Schallleistung P' :

$$p = \sqrt{P' \cdot \frac{\rho \cdot c}{4 \cdot \pi} \cdot \frac{1}{R} \cdot \left[\arctan \left(\frac{x_E}{R} \right) - \arctan \left(\frac{x_A}{R} \right) \right]} \quad (5.10)$$

Für den Sonderfall, dass $x_E = \frac{\ell}{2}$ und $x_A = -\frac{\ell}{2}$, gilt:

$$p = \sqrt{P' \cdot \frac{\rho \cdot c}{4} \cdot \frac{1}{R} \cdot \frac{2}{\pi} \cdot \arctan \left(\frac{\ell}{2 \cdot R} \right)} \quad (5.11)$$

Für den Fall unendlicher Ausdehnung geht Gleichung (5.11) gemäß Gleichung (5.12) über in:

$$\lim_{\ell \rightarrow \infty} \frac{2}{\pi} \cdot \arctan \left(\frac{\ell}{2 \cdot R} \right) = 1 \quad (5.12)$$

$$p \approx \sqrt{P' \cdot \frac{\rho \cdot c}{4} \cdot \frac{1}{R}} \quad (5.13)$$

Gemäß der Definition des Schalldruckpegels in Gleichung (5.1), können die Gleichungen 5.10, 5.11 und 5.13 übergeführt werden in:

$$L = \underbrace{10 \cdot \lg(P')}_{=A_{1W}} + 10 \cdot \lg\left(\frac{\rho \cdot c}{4 \cdot \pi}\right) - 10 \cdot \lg(R) + 10 \cdot \lg\left(\arctan\left(\frac{x_E}{R}\right) - \arctan\left(\frac{x_A}{R}\right)\right) - 20 \cdot \lg(p_0) \quad (5.14)$$

$$L = 10 \cdot \lg(P') + 10 \cdot \lg\left(\frac{\rho \cdot c}{4}\right) - 10 \cdot \lg(R) + 10 \cdot \lg\left(\frac{2}{\pi} \cdot \arctan\left(\frac{\ell}{2 \cdot R}\right)\right) - 20 \cdot \lg(p_0) \quad (5.15)$$

$$L \approx 10 \cdot \lg(P') + 10 \cdot \lg\left(\frac{\rho \cdot c}{4}\right) - 10 \cdot \lg(R) - 20 \cdot \lg(p_0) \quad (5.16)$$

Wie in Gleichung (5.14) gekennzeichnet, entspricht der erste Summand in den Gleichungen 5.14, 5.15 und 5.16 der Definition des Schallleistungspegels A für $P_0 = 1 \text{ W}$ gemäß Gleichung (5.2), weshalb die hergeleiteten Zusammenhänge problemlos in Kombination mit längenbezogenen Schallleistungspegeln A' genutzt werden. Es gilt exemplarisch für den allgemeinen Fall:

$$L = A'_{1W} + 10 \cdot \lg\left(\frac{\rho \cdot c}{4}\right) - 10 \cdot \lg(R) + 10 \cdot \lg\left(\arctan\left(\frac{x_E}{R}\right) - \arctan\left(\frac{x_A}{R}\right)\right) - 20 \cdot \lg(p_0) \quad (5.17)$$

5.2 Nutzbarkeit der hergeleiteten Zusammenhänge

5.2.1 Verwendung als Ausbreitungsmodell

Der in Gleichung (5.16) gezeigte Zusammenhang ist Teil des Ausbreitungsmodells, welches in den EPRI-Referenzbüchern zur Prognose des durch Koronageräuschemissionen im Aufpunkt hervorgerufenen \mathcal{O} Immissionswerts genutzt wird. Hierzu wird der feldstärkeabhängige Schallleistungspegel A' jedes Leiterbündels der zu betrachtenden Freileitung durch empirische Formeln abgeschätzt, wobei die Summation der Beiträge L_i aller N Leiterbündel zum Gesamtschalldruckpegel $L_{\mathcal{O}}$ in \mathcal{O} gemäß Gleichung (5.18) energetisch zu erfolgen hat:

$$L_{\mathcal{O}} = 10 \cdot \lg\left(\sum_{i=1}^N 10^{L_i/10}\right) \quad (5.18)$$

Für praxisbezogene Immissionsprognosen ist der in Gleichung (5.16) dargestellte Zusammenhang zumeist nicht ausreichend, da dieser nur die geometrische Verdünnung der eingebrachten Leistung infolge der quadratischen Zunahme der durchschallten Fläche beschreibt. Dies wird auch als „geometrische Ausbreitungsdämpfung“ bezeichnet. In der Realität treten noch weitere Dämpfungseffekte auf. Diesbezüglich ist insbesondere die Luftabsorption von Relevanz, welche die Reibungsverluste darstellt, die bei der Schallausbreitung infolge der Anregung der Luftmoleküle anfallen. Ferner werden in der Literatur noch der *Bodeneffekt*, der eine Ablenkung der Schallwellen zum Boden hin beschreibt, und die Dämpfung durch Bewuchs oder andere Objekte, welche die Ausbreitung behindern, genannt [Hen+08]. HENN et al. sehen erst ab Distanzen von $R \geq 200$ m Bedarf, über die geometrische Dämpfung hinausgehende Effekte zu berücksichtigen [Hen+08]. Im EPRI Referenzbuch wird diese Grenze mit $R \geq 100$ m angegeben. Grundsätzlich sind Dämpfungseffekte frequenz- und klimaabhängig und können durch einen Dämpfungskoeffizienten dargestellt werden [Hen+08; Lun84], wobei die Dämpfung mit der Frequenz stark zunimmt. LUNDQUIST listet zwar in [Lun84] Dämpfungskoeffizienten für die unterschiedlichen Oktavbänder von Koronageräuschen, sowohl EPRI (Gleichung (5.19)) als auch BPA (Gleichung (5.20)) geben aber nur frequenzunabhängige Dämpfungsbeiwerte Γ an. Es wird jedoch eingeräumt, dass zur Bestimmung des 100- bzw. 120-Hz-Pegels keine Dämpfung berücksichtigt werden soll. Bei Langzeitversuchen an Versuchsleitungen der IREQ wurde eine durchschnittliche Gesamtdämpfung von $-3,4$ dB bei Verdopplung der Entfernung beobachtet [Tri+74]. Der Beitrag der geometrischen Dämpfung beträgt hierbei bereits 3 dB.

$$\Gamma_{\text{EPRI}} = -0,02 \cdot R \quad (5.19)$$

$$\Gamma_{\text{BPA}} = -1,4 \cdot \lg(R) \quad (5.20)$$

Neben der Dämpfung sollten für ein umfassendes Ausbreitungsmodell auch Reflexionswege berücksichtigt werden. Abhängig von dem Bodenrelief und dem Bebauungszustand können derartige Betrachtungen jedoch beinahe beliebige Komplexität annehmen, sodass analytische Berechnungsverfahren zumeist auf eine einzige Bodenreflexion beschränkt werden [EPR05]. Diesbezüglich stellt sich jedoch die Frage nach dem Reflexionsfaktor k , der die akustische Impedanz des Bodens aufnehmen soll. LUNDQUIST untersuchte Reflexionsfaktoren im Bereich $k = 0,4 \dots 0,9$. In den EPRI-Referenzbüchern wird für den Summenpegel auf die Berücksichtigung von Reflexionseffekten verzichtet, was mit ausreichender Bodenabsorption höherfrequenter Schallwellen und Insignifikanz tieferer Frequenzbänder, für welche Erdboden ein guter Reflektor ist, infolge der A-Bewertung begründet wird [EPR82] (Kapitel 5.5). Für einzelne Frequenzbänder, insbesondere das 100-Hz-Terzband, können Reflexionen und Interferenzeffekte aufgrund der Laufzeitdifferenzen der von unterschiedlichen Teilleitern bzw. Leiterbündeln ausgehenden Schallwellen jedoch auf keinen Fall vernachlässigt werden.

In heutiger Zeit stehen auch leistungsfähige Softwarepakete zur Verfügung (z. B. CadnaA), die eine umfassende und detaillierte Immissionsprognose, in der auch Dämpfungen und Reflexionen Berücksichtigung finden, ermöglichen. Da der Ausgangswert einer derartigen Prognose jedoch immer der längenbezogene Schalleistungspegel ist, der, sofern er für ein konkretes Leiterbündel nicht aufwändig im Labor bestimmt wurde, zumeist anhand empirischer Formeln abgeschätzt wird, stellt sich jedoch die Frage, inwieweit dieser Aufwand sinnvoll und zielführend ist. Im Falle der analytischen Berechnung könnte dem Anspruch nach möglichst konservativer Abschätzung durch Berücksichtigung einer totalen Bodenreflexion Genüge getan werden. Eine solche bewirkt gemäß den Gleichungen 5.8 und 5.16 eine immissionsseitige Pegelanhebung um $\Delta L = 3 \text{ dB}$.

5.2.2 Immissionsbasierte Bestimmung der koronainduzierten Schalleistung

Wie nachfolgend gezeigt wird, ist die Schalleistung P bzw. der Schalleistungspegel A , angesichts der Tatsache, dass es sich hierbei um eine invariate Quellengröße handelt, die ideale physikalische Größe um das Geräuschemissionsverhalten unterschiedlicher Bündelvarianten oder Leiterseiloberflächen miteinander zu vergleichen. Wurde das feldstärkeabhängige Emissionsverhalten eines Leiterbündels einmal erfasst, ermöglicht dies auch eine detaillierte und realitätsnahe Geräuschimmissionsprognose, in der auch beispielsweise die Vorteile oberflächenbehandelter Leiterseile Berücksichtigung finden können.

Die Bestimmung der von einem koronierenden Leiterbündel generierten Schalleistung kann allerdings lediglich immissionsseitig erfolgen. Die messtechnisch in diesem Zusammenhang am einfachsten zugängliche Größe ist dabei der Schalldruckpegel L , welcher mithilfe eines Schallpegelmessers erfasst werden kann. Die Umrechnung des ermittelten Schalldruckpegels L in den gesuchten Schalleistungspegel wäre formal nach Gleichung (5.15) möglich. Ähnlich wie im vorangegangenen Kapitel für die Ausbreitung diskutiert, sind jedoch auch hier diverse Einflussfaktoren von entscheidender Relevanz.

Zum einen ist die Beeinflussung durch Reflexionen zu nennen, die im Fall geschlossener Labore unter keinen Umständen vernachlässigbar ist und üblicherweise im Überbegriff der Raumakustik zusammengefasst wird. Zum anderen müssen die diversen geometrischen Einflussfaktoren mit hoher Genauigkeit bekannt sein. Alleine die Frage der aktiven Länge ℓ , die der Länge des Leiterbündels entspricht, auf der Koronaentladungen stattfinden, ist selbst bei künstlicher Berechnung nicht en passant beantwortbar.

Insbesondere aufgrund diverser Herausforderungen aus dem Bereich der Raumakustik erscheint der Zusammenhang aus Gleichung (5.15) zur Bestimmung des Absolutwerts des Schalleistungspegels somit ungeeignet. Zur Ermittlung der Pegeldifferenz ΔA bzw. des Leistungsverhältnisses ΔP zwischen zwei Beseilungsvarianten ist jedoch auch Gleichung (5.15) ausreichend.

Sofern eine reproduzierbare Messung garantiert werden kann, kann die Pegeldifferenz ΔA bzw. $\Delta A'$ als Differenz der gemessenen Schalldruckpegel L berechnet werden. Sofern alle Randbedingungen unverändert bleiben, besteht keine Abhängigkeit von raumakustischen und geometriebedingten Einflussfaktoren. Es gilt:

$$\Delta A' = A'_1 - A'_2 = L_1 - L_2 \quad (5.21)$$

Analog dazu kann auch das Verhältnis ΔP der generierten Leistungen P_1 und P_2 berechnet werden. Die Bestimmung der Leistungsdifferenz $\Delta P_\Sigma = P_1 - P_2$ ist im Allgemeinen ohne Kenntnis raumakustischer Parameter jedoch auf diesem Wege nicht möglich.

$$\Delta P' = 10^{L_1/10 - L_2/10} \quad (5.22)$$

Aufbauend auf die in diesem Kapitel erarbeiteten Zusammenhänge, soll abschließend der Frage nachgegangen werden, welche Parameter Einfluss auf die Genauigkeit der Schalldruckpegelmessung nehmen. Wie anhand Gleichung (5.17) gezeigt werden kann, führt eine Änderung des Schallleistungspegels um ΔA zu einer gleich großen Änderung des Schalldruckpegels ΔL . Es gilt somit $\Delta A = \Delta L$ (beide in dB). Es ist dabei bemerkenswert, dass die Wahl der Geometriefaktoren R und ℓ aufgrund der den logarithmischen Berechnungen inhärenten Normierungen formal keinen Einfluss auf die Genauigkeit der Schalldruckpegelmessung hat. Die Genauigkeit der Messung wird ausschließlich durch die Messgenauigkeit der eingesetzten Schallpegelmesser bestimmt. Im Sinne eines hohen Signal-Rausch-Abstands (bzw. einer großen Differenz zwischen den zu messenden Geräuschen und etwaigen Hintergrundgeräuschen) sollte aus praktischer Sicht die Entfernung R zwischen den Messmikrofonen und dem Leiterbündel jedoch möglichst klein gewählt werden, um eine möglichst hohe Signalauslenkung zu erhalten.

Ähnliches gilt für die Länge der Testleitung ℓ . Zum einen reduziert der Faktor $\mathcal{L} = \frac{2}{\pi} \cdot \arctan\left(\frac{\ell}{2 \cdot R}\right)$, wie in Gleichung (5.11) zu sehen, die aus einer Leistungsänderung ΔP resultierende Druckänderung Δp , welche im Sinne guter messtechnischer Erfassbarkeit natürlich möglichst ausgeprägt sein sollte. Alleine aus diesem Grund sollte ℓ so groß wie möglich sein. Zum anderen darf nicht außer Acht gelassen werden, dass die den Geräuschemissionen zugrundeliegenden Entladungserscheinungen stochastischer Natur sind. Eine ausreichende Länge ℓ trägt somit zur statistischen Vergleichmäßigung bei. Ferner ist noch anzumerken, dass ℓ eigentlich nicht die gesamte Länge der Testleitung beschreibt, sondern nur jenen Teil der Leitung, auf der Entladungen stattfinden (aktive Länge), was im Allgemeinen mit der Länge des berechneten Leitungsabschnitts gleichbedeutend ist. Bei der künstlichen Berechnung kommt es unweigerlich zu Randeffekten, deren Relevanz mit steigender Länge ℓ jedoch abnimmt.

Insbesondere in Veröffentlichungen, die sich mit der Auslegung von Testleitungen bzw. Versuchsanlagen beschäftigen, finden sich gelegentlich Angaben zur „optimalen Testfeldlänge“ bzw. zur Diskussion des Einflusses der endlichen Testfeldlänge [Coq+72; Lun90; Per72]. In dieser Hinsicht kann die Differenz zwischen den geometrischen Ausbreitungsmodellen für endliche Längen L_ℓ (Gleichung (5.15)) und unendliche Längen L_∞ (Gleichung (5.16)) Aufschluss geben. Die Differenz dieser beiden Gleichungen ist gegeben durch:

$$\Delta L = L_\infty - L_\ell \quad (5.23)$$

$$\Delta L = 10 \cdot \lg \left(\frac{2}{\pi} \cdot \arctan \left(\frac{\ell}{2 \cdot R} \right) \right) = 10 \cdot \lg \mathcal{L} \quad (5.24)$$

Die Auswertung von Gleichung (5.24) zeigt, dass $\Delta L \leq 1$ dB für $\ell \approx 6 \cdot R$. Dieser Zusammenhang kann als Hinweis zur Anwendbarkeit der Näherungsformel zur Immissionsprognose nach Gleichung (5.16) gesehen werden. Für Labormessungen kann dieser Zusammenhang als Richtwert für sinnvolle Mikrofonabstände R genutzt werden. Wird $R < \ell/6$ gewählt, ist nur noch mit einer unwesentlichen Zunahme der auswertbaren Schalldruckänderung Δp zu rechnen.

5.3 Bestimmung des Schalleistungspegels in Anlehnung an ISO 3744

5.3.1 Anwendbarkeit und Einschränkungen

Wie im vorangegangenen Kapitel ausgeführt, ist es zur Bestimmung belastbarer Schalleistungswerte unumgänglich, auch raumakustischen Einflüssen Rechnung zu tragen. Geeignete normative Verfahren, denen die Messung des Schalldruckpegels auf einer Hüllfläche bzw. im diffusen Schallfeld zugrunde liegen, sind in der Normenreihe ISO 374x erfasst. Aus dieser Reihe sind vorrangig die Normen ISO 3744, ISO 3745 und ISO 3746 zur vorliegenden Aufgabenstellung der Bestimmung der von einem koronierenden Leiterbündel generierten Schalleistung im Hochspannungslabor geeignet. Die Anwendung des in ISO 3747 beschriebenen Verfahrens, welches insbesondere für hallige Umgebungen gilt, wurde ebenfalls erwogen, letztlich aufgrund der raumakustischen Eigenschaften des Hochspannungslabors, in welchem die Messungen stattfanden, jedoch verworfen. Die in ISO 3744–3746 dargestellten Berechnungsvorschriften basieren auf denselben physikalischen Überlegungen und unterscheiden sich lediglich hinsichtlich der erzielbaren Genauigkeit. Im weiteren Verlauf wird nur noch auf ISO 3744 Bezug genommen. Als Alternative zu den im weiteren Verlauf vorgestellten Berechnungen nach dem Hüllflächenverfahren, welche auf Messungen des Schalldruckpegels beruhen, können Verfahren, die auf die Bestimmung der Schallintensität mithilfe einer Schallintensitätssonde aufbauen (ISO 9614-x), genannt werden. Diese sind jedoch weitaus aufwendiger und es wird keine nennenswerte Verbesserung der erzielbaren Genauigkeit erwartet.

Es ist an dieser Stelle allerdings festzuhalten, dass die zur Anwendbarkeit des in ISO 3744 vorgestellten Verfahren nötigen Kriterien im vorliegenden Fall nicht immer erfüllt werden konnten, weshalb nicht pauschal behauptet werden kann, dass die Schalleistungsbestimmung gemäß dieser Norm durchgeführt wurde. Die dort beschriebene Prozedur bleibt dennoch anwendbar, allerdings ist gemäß Norm darauf hinzuweisen, dass die damit berechneten Pegel als Maximalwerte zu betrachten sind. Dies ist damit geschehen. Die Einschränkungen betreffen zum einen den Fremdgeräuschabstand ΔL . Zur Erzielung der der Norm zugrundeliegenden Genauigkeitsklasse 2, wird in allen Terzbändern ein Fremdgeräuschabstand $\Delta L \geq 6$ dB gefordert. In den tiefen Frequenzbändern ist dieser Abstand nicht immer einzuhalten, wobei der Beitrag der fraglichen Terzen zum Summenpegel äußerst gering ist, weshalb dieser Diskrepanz keine entscheidende Relevanz zugemessen wird. Da auch das 50- und 100-Hz-Terzband von dieser Einschränkung betroffen sind, ist eine Vernachlässigung der fraglichen Bänder in diesem Zusammenhang keine Option. Eine zweite Einschränkung betrifft die Anzahl der Punkte an denen die Messungen des Schalldruckpegels erfolgten. Während ISO 3744 mindestens 9 Messpunkte fordert, wurden zur Bestimmung der koronainduzierten Schalleistung zumeist nur 2 Messpunkte genutzt. Angesichts der Kontinuität und der isotropen Schallausbreitung stellt dies keinen wesentlichen Nachteil dar.

5.3.2 Berechnungsverfahren

Neben der Berücksichtigung des raumakustischen Einflusses der Messumgebung durch den Korrekturfaktor k_2 , sieht das Berechnungsverfahren nach ISO 3744 auch eine Fremdgeräuschkorrektur mithilfe des Korrekturfaktors k_1 vor. Da dieser auf den zwischen den unterschiedlichen Messpunkten gemittelten Immissionspegel anzuwenden ist, aber der Hintergrundgeräuschpegel im vorliegenden Fall aufgrund der Ausbildung stehender Wellen im Bereich der $2f$ -Emission eine nicht zu vernachlässigende Ortsabhängigkeit aufweist, erfolgt die Fremdgeräuschkorrektur für jeden Messpunkt individuell.

Der mittlere Immissionspegel wird erst anschließend aus den fremdgeräuschkorrigierten Werten berechnet. Im Bezug auf das Verfahren nach ISO 3744 gilt somit formal $k_1 = 0$. Ausgangspunkt zur Bestimmung der von einem Leiterbündel generierten, feldstärkeabhängigen Schalleistung A ist die Messung des resultierenden Schalldruckpegels L'_p an mehreren Positionen im Labor (Kapitel 7.1.2). Wurde die Messung bei η_E verschiedenen Feldstärkestufen in η_f Terzbändern durchgeführt, können die Messwerte des Messpunkts i als Matrix $\mathbf{L}'_{p,i}$ der Dimension $\eta_f \times \eta_E$ dargestellt werden.

Die ermittelten Schalldruckpegel sind im Allgemeinen hintergrundgeräuschbehaftet. Neben dem Regenrauschen, das durch die künstliche Erzeugung der Regentropfen und deren Auftreffen am Boden verursacht wird, werden die ermittelten Schalldruckpegel auch durch die Betriebs- bzw. Anlagengeräusche des Hochspannungslabors (Transformatorbrummen etc.) beeinflusst.

Während das Regenrauschen keiner zeitlichen Variation unterliegt und daher als Vektor der Dimension η_f darstellbar ist, weist das Anlagengeräusch eine Abhängigkeit von der eingestellten Spannung bzw. Feldstärke auf¹⁹, wodurch dieses wiederum als Matrix der Dimension $\eta_f \times \eta_E$ darstellbar ist. Die Einträge der Hintergrundgeräuschs-Matrix am Immissionspunkt i $L''_{p,i}$ können somit durch Addition der Einträge der Anlagengeräuschmatrix $L''_{p,A,i}$ und des Regenrausch-Vektors $L''_{p,R}$ gemäß Gleichung (5.18) berechnet werden. Es gilt für jeden Eintrag $L_{p,i,j,k}$:

$$L''_{p,i,j,k} = 10 \cdot \lg \left(10^{0,1 \cdot L_{p,A,i,j,k}} + 10^{0,1 \cdot L_{p,R,j}} \right) \quad \forall k \in \{1 \dots \eta_E\} \quad (5.25)$$

Wird die so generierte Hintergrundgeräuschmatrix $L''_{p,i}$ von der Messwertmatrix $L'_{p,i}$ subtrahiert, resultiert die korrigierte Messwertmatrix $L'_{p,c,i}$. Es gilt für jeden Eintrag $L'_{p,c,i,j,k}$:

$$L'_{p,c,i,j,k} = 10 \cdot \lg \left(10^{0,1 \cdot L'_{p,i,j,k}} - 10^{0,1 \cdot L''_{p,i,j,k}} \right) \quad (5.26)$$

Der mittlere, hintergrundgeräuschkorrigierte Pegel $\overline{L'_p}$ kann in weiterer Folge aus dem energetischen Mittelwert aller N korrigierten Pegel $L'_{p,c,i}$ gebildet werden. Es gilt für jeden Eintrag $\overline{L'_{p,j,k}}$:

$$\overline{L'_{p,j,k}} = 10 \cdot \lg \left(\frac{1}{N} \cdot \sum_{i=1}^N 10^{0,1 \cdot L'_{p,c,i,j,k}} \right) \quad (5.27)$$

Mit Hilfe des Korrekturfaktors k_2 kann nun im Anschluss aus $\overline{L'_p}$ der Oberflächenschalldruckpegel L_{pf} bestimmt werden. Zur Berechnung von k_2 ist zunächst die äquivalente Schallabsorptionsfläche B jeder Terz zu bestimmen. Dies erfolgt im vorliegenden Fall mit Hilfe der SABIN'schen Formel, welche eine Beziehung zwischen der Absorptionsfläche B , dem Testraumvolumen V und der Nachhallzeit T herstellt (Gleichung (5.28)). Die Nachhallzeit T ist eine Kennzahl der Raumakustik, und beschreibt jenes Zeitintervall, innerhalb dessen der Schalldruck in einem Raum bei plötzlichem Verstummen der anregenden Schallquelle auf einen gewissen Bruchteil seines Anfangswerts abfällt (zumeist 60 dB). Die Nachhallzeit ist im Allgemeinen für jedes Terzband unterschiedlich, weshalb B und T Vektoren der Dimension η_E sind. Die Bestimmung der Nachhallzeit geschieht üblicherweise experimentell, wobei bei großen Testraumvolumina die Messung für tiefe Frequenzbänder in Ermangelung einer adäquaten Möglichkeit der Anregung eine Herausforderung darstellen kann. Es gilt für alle Einträge B_j :

$$B_j = 0,163 \cdot \frac{V}{T_j} \quad (5.28)$$

¹⁹Beispielsweise nimmt das von der AC-Anlage durch den magnetostruktiven Effekt hervorgerufene Brummgeräusch mit der Spannung zu.

In die Berechnung von k_2 geht schließlich noch die Mantel- bzw. Hüllfläche S jenes Zylinders ein, welcher das zu untersuchende Leiterbündel einschließt und welcher im Abstand R durch die eingesetzten Messmikrofone abgetastet wird. Ist der Abstand der Mikrofone zum Prüfling nicht konstant, ist ein Bezugsabstand zu wählen, auf welchen die ermittelten Schalldruckpegel umzurechnen sind, wobei das Abstandsgesetz der idealen Linienquelle herangezogen werden kann. Es gilt für jeden Eintrag k_{2_j} bzw. jeden Eintrag $L_{\text{pf},j,k}$:

$$k_{2_j} = 10 \cdot \lg \left(1 + 4 \cdot \frac{S}{B_j} \right) \quad (5.29)$$

$$L_{\text{pf},j,k} = \overline{L'_{\text{p},j,k}} - k_{2_j} \quad \forall k \in \{1 \dots \eta_E\} \quad (5.30)$$

Für die terzspektral aufgelöste und feldstärkeabhängige Schalleistung \mathbf{A} gilt schließlich:

$$\mathbf{A} = \mathbf{L}_{\text{pf}} + \mathbb{1} \cdot 10 \cdot \lg \left(\frac{S}{S_0} \right) \quad (5.31)$$

wobei $\mathbb{1}$ die Einmatrix der Dimension $\eta_f \times \eta_E$ und S_0 die Bezugsfläche der Größe 1 m^2 bezeichnet.

Zur Bestimmung des längenbezogenen Schalleistungspegels ist noch eine abschließende Normierung auf die aktive Länge ℓ nötig.

$$\mathbf{A}' = \mathbf{A} - \mathbb{1} \cdot \lg \left(\frac{\ell}{\ell_0} \right) \quad (5.32)$$

wobei ℓ_0 konventionsgemäß die Länge von 1 m darstellt.

Eine grafische Zusammenfassung des Berechnungsprozesses wird in Bild 5.2 gezeigt. Zur Darstellung des feldstärkeabhängigen Summenpegels können die Spalten der Schalleistungsmatrix \mathbf{A} beispielsweise noch unter Berücksichtigung der entsprechenden Bewertungsfaktoren zum A-bewerteten Summenpegel A_A addiert werden (sofern die Terzen nicht ohnehin schon A-bewertet sind). Die entsprechenden Hintergründe werden im nachfolgenden Kapitel diskutiert.

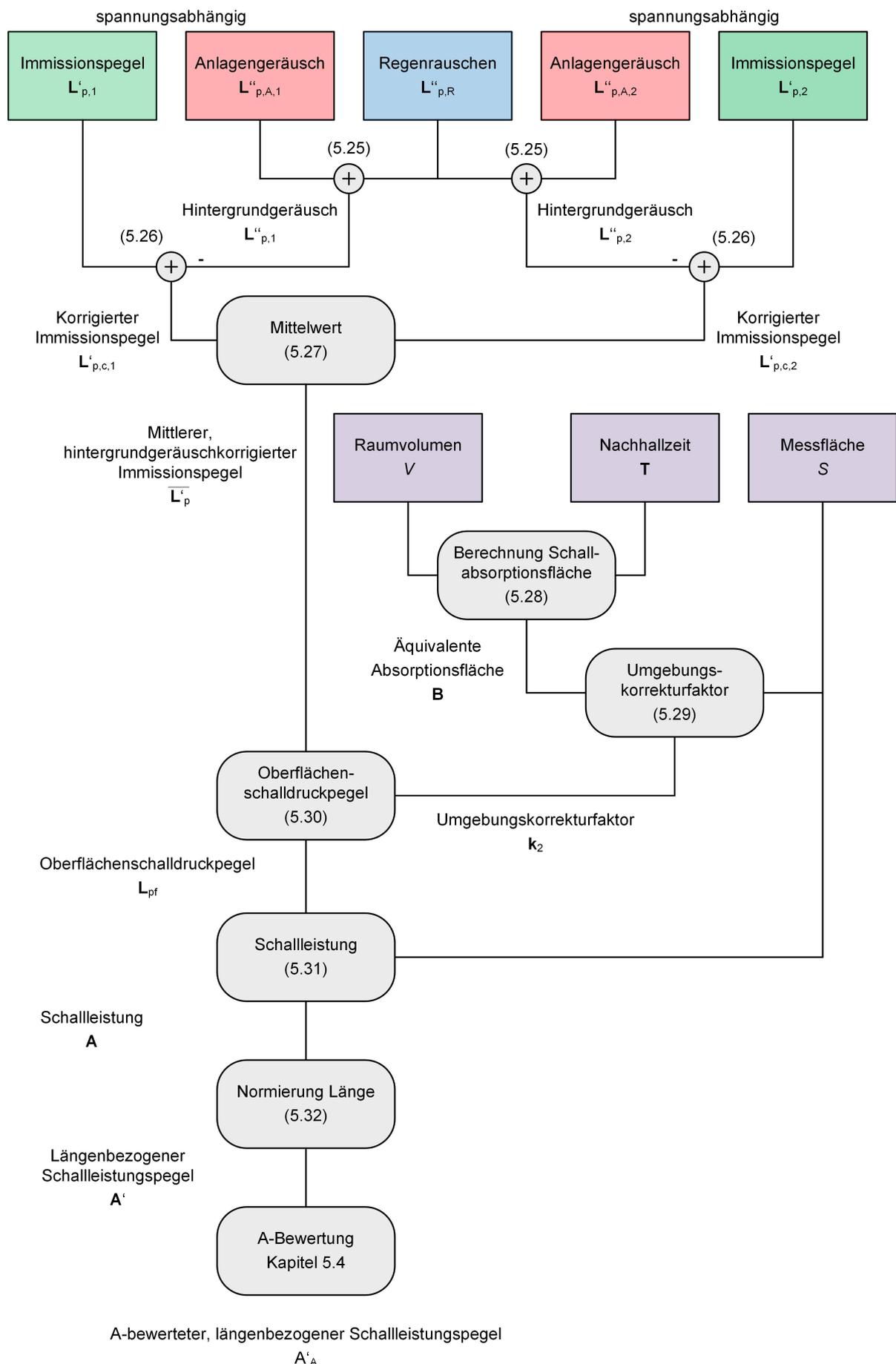


Bild 5.2: Verfahren zur Berechnung des längenbezogenen Schalleistungspegels A' nach ISO 3744

5.4 Bestimmung des Vertrauensbereichs

Wie in anderen Bereichen der Messtechnik, ist es auch in der Akustik möglich, einen Vertrauensbereich (Konfidenzintervall) für die ermittelten Ergebnisse zu bestimmen, um so ein Maß für die Reproduzierbarkeit und damit der Qualität der Aussagen zu schaffen. Ein entsprechendes Verfahren, auf welches sich auch SAMES et al. in [Sam+15] beziehen, wird in der VDI-Richtlinie 3723:1993 (Blatt 1) beschrieben [VDI93]. Angesichts des typischerweise geringen Umfangs an Messpunkten kommt hierbei die studentsche t -Verteilung zum Einsatz. Für das nachfolgend am Beispiel eines gemessenen Schalldruckpegels L skizzierte Verfahren wird in Bezug auf VDI 3723 (Blatt 1) der Fall „Vertrauensbereich bei unbekannter Standardabweichung“ herangezogen.

Bei einer Anzahl von m Messungen gilt dabei für den Mittelungspegel L_μ :

$$L_\mu = 10 \cdot \lg \left(\frac{1}{m} \cdot \sum_{i=1}^m 10^{L_i \cdot 0,1} \right) \quad (5.33)$$

Varianz s^2 bzw. Standardabweichung s können wie folgt abgeschätzt werden:

$$s^2 = \frac{1}{m-1} \cdot \sum_{i=1}^m \left(10^{L_i - 10^{L_\mu}} \right)^2 \quad (5.34)$$

Die obere L_O bzw. untere L_U Grenze des Konfidenzintervalls ergibt sich in weiterer Folge aus:

$$L_O = L_\mu + 10 \cdot \lg \left(1 + t \cdot \frac{Z'}{\sqrt{m}} \right) \quad (5.35)$$

$$L_U = L_\mu - 10 \cdot \lg \left(1 + t \cdot \frac{Z'}{\sqrt{m}} \right) \quad (5.36)$$

Die Hilfsgröße Z' ist dabei definiert als:

$$Z' = s \cdot 10^{-0,1 \cdot L_\mu} \quad (5.37)$$

Das Quantil t kann gemäß der gewünschten Breite des Konfidenzintervalls (Vertrauensniveau) und der Anzahl der Messpunkte m entsprechendem Tabellenwerk entnommen werden (z. B. [Hau+84]).

Aufgrund der Komplexität der im weiteren Verlauf dieser Arbeit vorgestellten Versuche (Kapitel 8 und Kapitel 9) wurde in den meisten Fällen, nach einer entsprechenden Überprüfung des Messaufbaus zur Vermeidung systematischer Fehler, auf die Durchführung von Wiederholungsmessungen verzichtet. Weiterführende statistische Auswertungen wurden daher nicht durchgeführt.

5.5 Wahl der Frequenz- und Zeitbewertung

Um eine Beurteilung der spektralen Zusammensetzung von Geräuschemissionen bzw. -immissionen zu ermöglichen, ist es üblich, das Frequenzspektrum in logarithmisch abgestufte Frequenzbänder zu unterteilen. Im Bereich der Koronageräusche ist hierbei die Unterteilung in Terzbänder üblich. Da die Frequenz $f = 1$ kHz als Bezugsfrequenz gilt, wird die in ISO 266 ganzzahlig festgelegte Normfrequenzfolge der Terzband-Mittenfrequenzen f_{M_i} ausgehend von $f = 1$ kHz gemäß nach oben und unten aufgestellt [DIN97]. Eine Berechnung der exakten Mittenfrequenzen f_{M_i} ist in IEC 61672-1:2002 beschrieben [DIN14]:

$$f_{M_i} = 1000 \cdot 10^{i/10} \quad (5.38)$$

mit $i \in \mathbb{Z}$. Neben der Teilung in Terzbänder ist auch die Unterteilung in Oktavbänder üblich, wobei einem Oktavband jeweils drei Terzbänder zugeordnet sind. Während in Zeiten der analogen Schallmesstechnik noch spezielle Oktav- bzw. Terzbandfilter eingesetzt werden mussten, bieten moderne, mit Signalprozessoren ausgestattete Schalldruckpegelmessgeräte immer auch Funktionen zur Bestimmung der Terzbandpegel im betrachteten Frequenzbereich. Eine genaue Kenntnis der theoretischen Zusammenhänge hinter den Terzbandfiltergrenzfrequenzen etc. ist zum Verständnis der nachfolgenden Betrachtungen nicht von Belang und es sei diesbezüglich auf [Hen+08] verwiesen.

Angesichts der stochastischen Natur der den Geräuschemissionen zugrundeliegenden Koronaentladungen ist es zweckmäßig, den Schalldruckpegel bei dessen messtechnischer Bestimmung über einen gewissen Zeitraum zu mitteln. Eine derartige Mittelwertbildung hat – analog zur Additionsregel nach Gleichung (5.18) – auf energetischem Weg zu erfolgen, weshalb in diesem Zusammenhang der Begriff des energieäquivalenten (Dauer-)Schallpegels L_{eq} eingeführt wurde. Zu dessen Berechnung wird angenommen, dass während des Messvorganges der Dauer t_{mess} in einzelnen (üblicherweise äquidistanten) Zeitabschnitten Δt konstante Pegel L_i herrschen. Es gilt:

$$L_{\text{eq}} = 10 \cdot \lg \left(\frac{1}{t_{\text{mess}}} \cdot \sum \left(10^{L_i/10} \cdot \Delta t \right) \right) \quad (5.39)$$

Aus physikalischer Sicht gibt der Mittelungspegel L_{eq} den Schallpegel wieder, welcher der über einen gewissen Zeitraum gemittelten Schallenergie entspricht. Da die Bestimmung des Mittelungspegels eine grundlegende Funktionalität des eingesetzten Messsystems darstellt und die Augenblickspegel $L(t)$ nicht von Interesse sind, entfällt der entsprechende Index ab hier.

Sind nun alle Terzbandpegel eines Geräuschs mithilfe einer entsprechenden Messung bekannt, können diese zum *Summenpegel* addiert werden. Es ist dabei möglich, die Terzbänder mit genormten Bewertungsfaktoren zu gewichten, um so bei der Bestimmung des Summenpegels dem frequenzabhängigen Hörempfinden der Menschen Rechnung zu tragen.

In der technischen Akustik und in den Rechtssystemen der meisten Länder kommt dabei überwiegend die A-Bewertung zur Anwendung, welche die reduzierte menschlichen Wahrnehmung in den Randbereichen des Hörbereichs nachbilden soll. Auch im Bereich der Koronageräuschforschung hat sich bereits früh die Verwendung der A-Bewertung etabliert, was aber nicht unumstritten ist (Kapitel 5.6). Für die nachfolgenden Betrachtungen wird L_A zur Kennzeichnung des A-bewerteten Summenschalldruckpegels verwendet. Zusätzlich wird die Einheit dB(A) verwendet. Terzbandpegel werden jeweils mit dem jeweiligen Frequenzband indiziert (z. B. $L_{100\text{Hz}}$, allgemein L_f). Obwohl formal möglich, wird bei Terzbandpegel nachfolgend auf die Anwendung der jeweiligen Bewertungsfaktoren $\Lambda(f)$ verzichtet. Es wird weiterhin die Einheit dB vergeben. Analog dazu werden der A-bewertete Summenschalldruckpegel L_A in dB(A) und die Schalleistungsterzbandpegel A_f eingeführt.

Es gilt für den Summenschalldruckpegel L_A :

$$L_A = 10 \cdot \lg \left(\sum 10^{0,1 \cdot (L_f + \Lambda(f))} \right) \quad (5.40)$$

Die Bewertungsfaktoren $A(f)$ können gemäß EN 60651 aus der kontinuierlichen Übertragungsfunktion $R(f)$ berechnet werden:

$$R_A(f) = \frac{12200^2 \cdot f^4}{(f^2 + 20,6^2) \cdot (f^2 + 12200^2) \cdot (f^2 + 107,7^2)^{1/2} \cdot (f^2 + 737,9^2)^{1/2}} \quad (5.41)$$

Die Bewertungsfaktoren sind auf $f = 1$ kHz zu normieren:

$$\Lambda(f) = 20 \cdot \lg \left(\frac{R_A(f)}{R_A(1 \text{ kHz})} \right) \quad (5.42)$$

SFORZINI et al. konnten anhand einer Studie mit menschlichen Probanden zeigen, dass die A-Bewertung von allen standardisierten Bewertungsverfahren am besten mit den physiologischen Auswirkungen korreliert, wobei dabei die empfundene Lautheit im Vordergrund stand [Sfo+75]. Einer der Nachteile der A-Bewertung ist jedoch, dass die $2f$ -Komponente, welche sich im 100-Hz-Terzband manifestiert, aufgrund der starken Abwertung dieser Frequenzbands kaum Berücksichtigung im Summenpegel findet. Dies ist insbesondere bei längerfristigen Expositionen problematisch, da einer solchen tonalen Komponente psychoakustische Wirkungen zugeschrieben werden, welche durch die A-Bewertung alleine jedoch keine Berücksichtigung finden. WELLS sieht daher die B-Bewertung, welche geringere Abschlagfaktoren im Bereich tiefer Frequenzen vorsieht, hinsichtlich der empfundenen Lästigkeit besser geeignet [Wel74]. POKORNY et al. schlagen zur besseren Berücksichtigung des 100-Hz-Terzbandpegels die Z-Bewertung vor, welche alle Frequenzen gleich bewertet.

MOLINO et al. sehen den gravierendsten Nachteil der A-Bewertung nicht in einer unzureichenden Berücksichtigung der $2f$ -Komponente, sondern viel mehr bei der korrekten Abbildung der hochfrequenten Anteile der Koronageräusche, welche sie als Hauptgrund der hohen empfundenen Lästigkeit angeben und weshalb sie die Anwendung der D-Bewertung vorschlagen [Mol+78]. Dieses Problem könnte jedoch auch durch Verwendung der Z-Bewertung umgangen werden. Außerdem wurde, wie in Kapitel 3.2.3.1 ausgeführt, bei Streamerentladungen eine mit der Feldstärke zunehmende Verlagerung der erzeugten Geräuschimpulse in den Ultraschallbereich beobachtet.

Mit Ausnahme der Z-Bewertung wird dieses Phänomen bei allen Bewertungsverfahren verschleiert, wodurch die resultierenden Summenpegel zwar aus Sicht des Immissionsschutz korrekt sind, aber physikalische Effekte nur unzureichend wiedergegeben werden. Manche Autoren schlagen auch vor, auf die Betrachtung des Summenpegels zu verzichten und lediglich ausgewählte Frequenzbänder zur Charakterisierung des Geräuschemissionsverhaltens heranzuziehen. In diesem Zusammenhang wird insbesondere das 8-kHz-Oktav- bzw. Terzband genannt [Com+79; Lun90]. Eine solche Betrachtung wäre auch in Gebieten hoher Hintergrundgeräusche hilfreich, da sich diese kaum noch in diesen Frequenzbereich erstrecken. LUNDQUIST nutzt den 8-kHz-Pegel als Kriterium zur Beurteilung der Beeinflussung des A-bewerteten Summenpegels durch Störgeräusche [Lun90]. Abschließend sei noch erwähnt, dass die A-Bewertung in praktischer Hinsicht den Vorteil bietet, geringe geometrische Abweichungen im Messaufbau zu verzeihen, da raumakustische Phänomene bei tiefen Frequenzen überproportional stark ausgeprägt sind.

5.6 Psychoakustische Relevanz und Grenzwerte

MOLINO et al. führten im Auftrag des U.S. Department of Energy über mehrere Jahre hinweg aufwändige Studien zur psychoakustischen Wirkung von Koronageräuschen durch [Mol+78; Mol+79a; Mol+79b; Mol+79c; Mol+81]. Die Probanden wurden hierzu, während sie in einem wohnraumähnlichen Setting einer ablenkenden Tätigkeit nachgingen, neben Koronageräuschen, die an diversen Testleitungen aufgenommen wurden, auch anderen Umwelt- bzw. Störgeräuschen ausgesetzt. Vergleiche zwischen den unterschiedlichen Geräuschen zeigten, dass Koronageräusche in etwa als so störend empfunden werden, wie andere Geräusche, deren Schalldruckpegel jedoch 8 dB höher ist²⁰. Die empfundene Lästigkeit entspräche etwa der einer lauten Klimaanlage. Es wurde in diesem Zusammenhang auch untersucht, inwieweit persönliche Abneigung gegenüber Freileitungen das Hörempfinden beeinflussen. In dieser Hinsicht wurde aber keine Korrelation gefunden. Als Grund für die starke Aversion wird neben der zeitlich veränderlichen Charakteristik (*bacon frying noise*) insbesondere der für Koronageräusche typische fehlende Abfall im Bereich hoher Frequenzen angegeben. Die psychoakustische Relevanz der tiefen Frequenzanteile wird dabei nicht bestritten, es konnte aber gezeigt werden, dass eine Bedämpfung der hohen Frequenzanteile ($f > 500$ Hz) der Bedämpfung der tieferen Frequenzen deutlich vorgezogen wird ($f < 500$ Hz).

²⁰In ähnlichen Studien durch FIDELL et al. und PEARSONS et al. wurde ein Wert von 10 dB(A) bestimmt, dabei stand jedoch nur ein einziges Freileitungs-Geräuschbeispiel zur Verfügung [EPR82; Lee89].

Da die dämpfende Wirkung von Mauerwerk mit der Frequenz zunimmt, werden Koronageräusche im Gebäudeinneren daher auch als deutlich weniger störend empfunden. MOLINO et al. schlagen daher vor, bei Methoden zur Minderung von Koronageräuschen der Reduktion der hohen Frequenzanteile besondere Aufmerksamkeit zu schenken.

Die gesetzlichen Bestimmungen zu den durch Koronageräuschemissionen verursachten Immissionspegeln sind von Land zu Land unterschiedlich. In Österreich ist die Errichtung von Freileitungen mit für Koronageräuschen relevanten Betriebsspannungen nach ÖVE/ÖNORM EN 50341 geregelt. Hinsichtlich der dort in Kapitel 5.5.2.3 aufgegriffenen Frage nach Immissionsrichtwerten wird jedoch auf Vorgaben nationaler bzw. lokaler Behörden verwiesen [OVE06]. Ungefähre Anhaltspunkte zu den einzuhaltenden Immissionspegeln sind aber beispielsweise in ÖNORM S 5021 zu finden. Dort werden für Wohn- bzw. Ruhegebiete Planungsrichtwerte im Bereich von 35–45 dB (Nacht) angegeben [ONO10]. In Deutschland werden Freileitungen den gewerblichen bzw. industriellen Anlagen zugerechnet, weshalb gemäß des Bundes-Immissions-Schutzgesetz zur Beurteilung die Technische Anleitung gegen Lärm (TA Lärm) heranzuziehen ist [Bun17; Bun19]. Diese sieht – ähnlich wie in Österreich – Immissionsrichtwerte im Bereich von 35–45 dB(A) für Wohn- bzw. Ruhegebiete vor. Die WHO empfiehlt ebenfalls, nächtliche Immissionspegel diverser Geräuschquellen (z. B. Verkehr) auf ca. 40–45 dB zu beschränken. In einer oft zitierten Studie gibt PERRY den Immissionswert, ab dem mit Anrainerbeschwerden gerechnet werden muss, mit ca. 53 dB(A) an [Per72].

Abschließend ist noch festzuhalten, dass den im vorangegangenen Absatz angegebenen Immissionsrichtwerten nicht der energieäquivalente Dauerschalldruckpegel, sondern der sogenannte Beurteilungspegel zugrunde liegt. Dieser basiert zwar auf dem messtechnisch zugänglichen Schalldruckpegel, je nach Charakter der Geräuschemission sind dem gemessenen Pegel jedoch Korrekturwerte zuzuschlagen. Im Bereich der Koronageräusche ist hierbei angesichts der tonalen $2f$ -Komponente insbesondere der Tonhaltigkeitszuschlag von großer Relevanz. Die österreichische Gesetzgebung sieht einen Tonzuschlag in der Höhe von 6 dB(A) auf den Summenpegel vor, wenn Tonkomponenten deutlich hörbar sind und die Terzbandanalyse ergibt, dass der Pegel eines (oder zweier) Terzbänder die Pegel der benachbarten Bänder um 5 dB oder mehr übersteigt [Bun08]. Unter Verweis auf DIN 45681 sieht die TA Lärm bei Tonhaltigkeit einen Zuschlag von 6 bzw. 3 dB(A) vor [Bun17]. Dies ist insofern bemerkenswert, als dass CORTINA basierend auf den Erkenntnissen einer Probandenstudie vorschlägt, einen Korrekturwert von 5–6 dB(A) zur Berücksichtigung der psychoakustischen Wirkung der $2f$ -Emission in Ansatz zu bringen (Diskussionsteil in [Mol+81]). HOULGATE et al. empfehlen zur Berücksichtigung der 100-Hz-Komponente koronainduzierter Geräuschemissionen einen Strafzuschlag von 5 dB(A), welcher allerdings erst ab einer Regenrate von 1 mm/h vergeben werden soll, da bei geringeren Regenraten keine signifikante $2f$ -Emission auftreten soll [Hou+93].

6 Berechnung der Leiterrandfeldstärke

6.1 Definition und Relevanz der Leiterrandfeldstärke

Die wichtigste physikalische Größe bei der Berechnung bzw. Beschreibung des Geräuschemissionsverhaltens eines Bündelleiters ist dessen Randfeldstärke E . Entsprechend des Präfix „Rand“, wird hierbei die elektrische Feldstärke an den Leiterseiloberflächen betrachtet. Die zur Charakterisierung eines Bündelleiters herangezogene Randfeldstärke entspricht konventionsgemäß dem Effektivwert des arithmetischen Mittelwerts der jeweils maximalen Leiterrandfeldstärken aller Teilleiter des zu betrachtenden Bündelleiters. Diese Größe wird in weiterer Folge mit dem Formelzeichen E beschrieben. Da der Punkt der maximalen Teilleiter-Randfeldstärke üblicherweise nicht bekannt ist, wird zur Bestimmung der maximalen Leiterrandfeldstärke eine Feldstärkeabwicklung entlang des Leiterumfangs durchgeführt $E = f(\alpha)$, aus welcher in weiterer Folge die gesuchte Größe extrahiert werden kann (Bild 6.1²¹). Bei mehrphasigen Anwendungen ist neben dem beschriebenen örtlichen Maximum auch der Einfluss benachbarter Bündelleiter und der daraus resultierende zeitliche Verlauf der Leiterrandfeldstärken zu berücksichtigen. Da der Punkt der maximalen Feldstärke am Teilleiterumfang somit nicht ortsfest ist, sind theoretisch Feldstärkeabwicklungen für alle Zeitschritte einer Periode anzufertigen. In der Praxis ist es im Sinne einer Worst-Case-Betrachtung meist ausreichend, die Feldstärkeabwicklungen zu den Zeitpunkten der maximalen Amplituden der Phasenspannungen durchzuführen.

Die wichtigste Rolle spielt die Leiterrandfeldstärke bei der Übertragung von Laborergebnissen auf den realen Anwendungsfall. Wurde beispielsweise das feldstärkeabhängige Geräuschemissionsverhalten einer bestimmten Bündelkonfiguration $A'_A = f(E)$ in einer einphasigen Versuchsanordnung im Labor bestimmt, kann so die von ebendieser Bündelkonfiguration in einer Freileitungsanordnung bei einer bestimmten Randfeldstärke E generierte Schallleistung prognostiziert werden. Hierdurch kann das Geräuschemissionsverhalten der gesamten Freileitung, die diesen Bündeltyp verwendet, abgeschätzt werden. In diesem Zusammenhang ist jedoch zu betonen, dass die berechneten Feldstärken zwar für derartige Übertragungen nutzbar sind, jedoch im Allgemeinen keine realen, physikalischen Entsprechungen aufweisen. Dies ist nicht zuletzt darauf zurückzuführen, dass Leiterseile für derartige Berechnungen üblicherweise als zylinderförmige Rundleiter approximiert werden. In der Realität wird die Randfeldstärke eines Leiterseils deutlich von den Krümmungen der in der Außenlage des Leiterseils verwendeten Leiterdrähte bestimmt.

²¹Die Hintergründe zur Darstellung der elektrischen Feldstärke als normierte Größe E' der Dimension $\text{kV}/(\text{cm}\cdot\text{kV})$ werden in Kapitel 6.4.1 diskutiert.

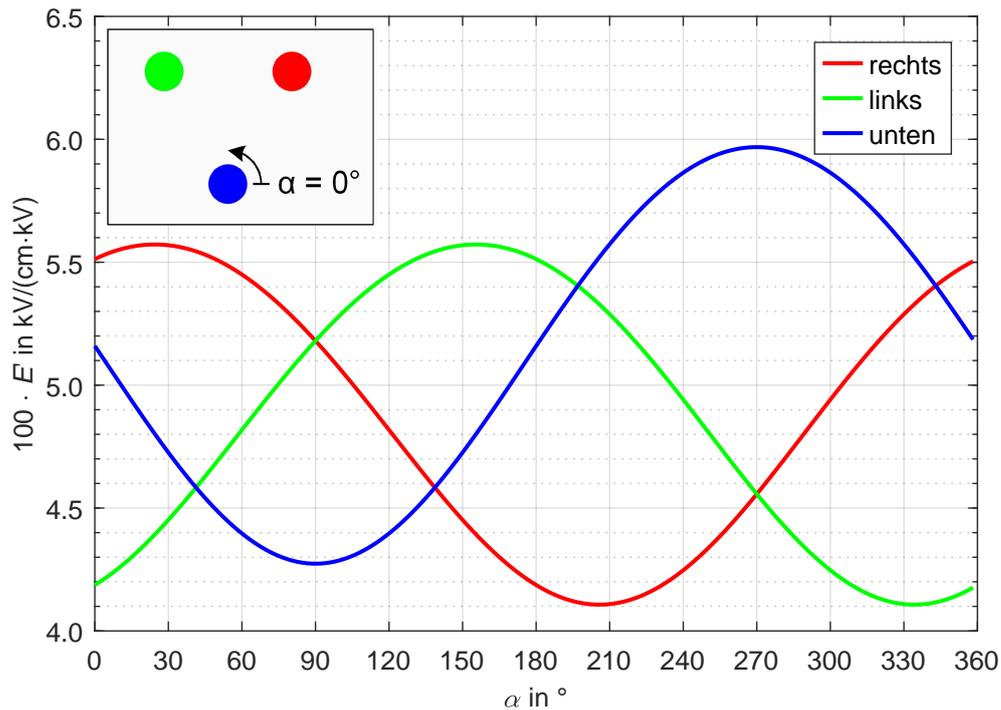


Bild 6.1: Feldstärkeabwicklungen $E = f(\alpha)$ entlang des Umfangs der Teilleiter eines Dreileiterbündels in V-Konfiguration

Modelle zur Geräuschemissionsprognose, die einen großen Bereich an Leiterdurchmessern d abdecken, sind somit aus zwei Gründen kritisch zu sehen. Zum einen wirkt sich die Anzahl der Aderspalte auf die hydrophilen Eigenschaften eines Leiterseils aus (Kapitel 4.3.1) und zum anderen beeinflusst der Leiterraufbau den (realen) Feldstärkeverlauf. Insgesamt sollte die Leiterrandfeldstärke somit nur als Hilfsgröße für die 1:1 Übertragung gleicher Geometrien zwischen einphasigen Versuchsaufbauten und mehrphasigen realen Anwendungen herangezogen werden. In diesem Zusammenhang ist ferner auszuführen, dass gleiche Randfeldstärken kein Garant für identische elektrische Belastungen sind. Diese Problematik, welche zumeist stillschweigend hingenommen wird, kann am Beispiel eines Vierleiterbündels illustriert werden. Aufgrund des Einflusses des Bodens treten an diesem im Laborversuch an den unteren beiden Teilleitern die höchsten Randfeldstärken auf. Im realen Anwendungsfall kann sich bei ausreichendem Bodenabstand und entsprechender Beeinflussung durch andere Phasen die maximale Feldstärke weg von den unteren Teilleitern, an denen anhaftende Wassertropfen hohen Feldstärken ausgesetzt sind, hin zu den oberen Teilleitern, an denen anhaftende Wassertropfen im feldschwachen Bereich zwischen den Teilleitern liegen, verlagern. Die beschriebene Verschiebung der elektrischen Belastung kann somit zu einer Reduktion der generierten Schalleistung A_A führen, welche bei dieser Definition der Randfeldstärke jedoch eventuell gar nicht erfasst wird. Manche Autoren kritisieren außerdem die Vernachlässigung des radialen Verlauf der elektrischen Feldstärke, welcher für das Streamer-Wachstum von großer Relevanz ist (Kapitel 3.2.1.1). Trotz der diskutierten Herausforderungen ist die Beschreibung koronainduzierter Geräuschemissionen als Funktion der Leiterrandfeldstärke allgemein etabliert.

6.2 Berechnung der Randfeldstärke

Üblicherweise wird die Berechnung der Randfeldstärke für eine Schnittebene und unter der Annahme unendlich langer Leiter durchgeführt, weshalb sich die nachfolgenden Ausführungen auf den zweidimensionalen Raum beschränken. Zur Berechnung der Randfeldstärke E eines Leiterbündels existiert eine Vielzahl analytischer Ansätze, die unterschiedliche Vor- und Nachteile sowie Anwendungsbereiche aufweisen. Für eine umfassende Diskussion dieser Eigenschaften inklusive Vergleichsrechnung sei an dieser Stelle auf [Li13] verwiesen.

Da die Berechnung der elektrischen Feldstärke in der Umgebung eines metallischen Leiters über den Umweg einer fiktiven Linienladung(sdicke) und den GAUSS'schen Satz der Elektrostatik ein oft gewählter Lösungsansatz ist, mag sich die Herausforderung bei der (analytischen) Berechnung der Leiterrandfeldstärke eventuell nicht auf den ersten Blick erschließen. Es könnte somit versucht werden, die Randfeldstärke am Umfang eines Teilleiters aus der Superposition der nach dem Linienladungsmodell berechneten Beiträge aller Teilleiter zu bestimmen. Während dieser Ansatz zur Bestimmung der elektrischen Feldstärke an einem beliebigen Punkt im umgebenden Luftraum oder zur Bestimmung einer Fernfeldgröße wie der Kapazität kaum Probleme birgt, besteht an der Oberfläche der metallischen Leiterseile die Schwierigkeit, dass die Superposition im Sinne der HELMHOLTZ'schen Überlagerung nicht rückwirkungsfrei erfolgen kann, da die von den benachbarten Teilleitern ausgehenden Feldlinien den zu betrachtenden Teilleiter nicht ungehindert durchdringen, sondern normal auf dessen Oberfläche einmünden. Diese Feldverzerrung bzw. -verdichtung, die etwa dem Doppelten der Feldstärke des ungestörten Bereichs entspricht, ist auf analytischem Weg im Allgemeinen nur approximativ erfassbar (Bild 6.2) [Oed+11]. An dieser Stelle ist jedoch anzumerken, dass analytische Ansätze zur Berechnung der Randfeldstärke durchwegs Ergebnisse hoher Qualität liefern.

Angesichts der in der heutigen Zeit verfügbaren Rechenleistungen gibt es allerdings kaum noch Gründe, auf analytische Formelsätze zur Berechnung der Randfeldstärke zurückzugreifen. Mithilfe der Finiten Elemente Methode (FEM) können beispielsweise Bündelanordnungen beliebiger Komplexität mit höchster Genauigkeit berechnet werden. Problematisch ist in diesem Zusammenhang allenfalls das Größenverhältnis zwischen den wenigen Zentimeter großen Leiterseilen und den mehreren zig Metern großen Freileitungsgeometrien, wodurch die FEM-Berechnung ungünstig konditioniert ist und häufig schlecht konvergiert. Abhilfe kann in diesem Zusammenhang beispielsweise die Randelementmethode (REM bzw. BEM, boundary element method) schaffen, welche große Parallelen mit der FEM aufweist und mit dieser auch kombinierbar ist [Wro+02]. Der große Vorteil der BEM ist jedoch, dass lediglich der Rand bzw. die Oberfläche eines Gebietes oder einer Struktur diskretisiert wird, nicht aber deren Fläche bzw. Volumen (*Airbox*). Hierdurch ist der numerische Aufwand deutlich kleiner als bei einer analogen Berechnung mithilfe der Finiten Elemente Methode. Ein weiterer interessanter numerischer Ansatz ist die Charge Simulation Methode (CSM), welche zwar nicht die Versatilität der FEM bzw. BEM besitzt, sich aber dafür umso besser für die vorliegende Problemstellung eignet.

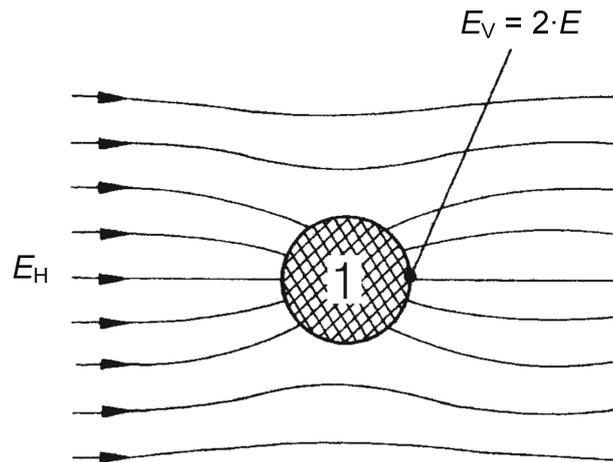


Bild 6.2: Verzerrung der Feldstärke E_H an einer metallischen Oberfläche zu E_V [Oed+11]

6.3 CS-Methode

Die CS-Methode (*Charge Simulation Method*) wurde erstmals 1969 von ABOU SEADA et al. im Zusammenhang mit der Berechnung des elektrischen Felds einer Doppelzylinderanordnung vorgestellt [Abo+69; Abo+71]. Eine weitere Verfeinerung erfolgte durch SINGER et al. [Sin+74]. Der CS-Methode liegen zwei Gedanken zu Grunde. Zum einen wird das elektrische Feld eines leitfähigen Körpers (Elektrode), im vorliegenden Fall ein zylindrisches Leiterseil, nicht durch eine einzige zentrale (Linien-)Ladung sondern durch eine Vielzahl an Ersatzladungen modelliert, welche knapp unter der Oberfläche des Körpers liegen. Zum anderen erfolgt die Bestimmung der Ersatzladungen mithilfe eines Gleichungssystems, wodurch es möglich wird, die Kopplungen zwischen mehreren Körpern, insbesondere die oben erwähnte Feldverzerrung, korrekt nachzubilden. Die an den Körpern anliegende Spannung wird bei der CS-Methode mithilfe sogenannter Konturpunkte berücksichtigt. Hierbei handelt es sich um fiktive Testpunkte auf der Oberfläche der zu betrachtenden Körper, für welche gefordert wird, dass das an ihnen aus allen im System vorhandenen Ladungen resultierende Potenzial V gleich der am Körper anliegenden Spannung U ist. Bei einer ausreichenden Dichte an Konturpunkten, kann somit die Äquipotentialfläche des Körpers nachgebildet werden. Die Konturpunktpotenziale V werden hierzu mithilfe der Potenzialkoeffizienten p mit den Testladungen q verknüpft. Es hat sich als zweckmäßig erwiesen, zur Beschreibung eines Systems eine gleiche Anzahl von Konturpunkten und Testladungen zu verwenden. Ein System mit η Konturpunkten bzw. Testladungen kann somit mithilfe einer Potenzialkoeffizientenmatrix \mathbf{P} der Dimension $(\eta \times \eta)$, welche den Potenzialvektor \mathbf{V} und den Ladungsvektor \mathbf{q} verknüpft, vollständig beschrieben werden. Die Zuordnung der Elemente V_i , $p_{i,j}$ und q_i zu Elektroden ist dabei beliebig.

$$\mathbf{V} = \mathbf{P} \cdot \mathbf{q} \quad (6.1)$$

$$\begin{pmatrix} V_1 \\ V_2 \\ \vdots \\ V_\eta \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} p_{1,1} & p_{1,2} & \cdots & p_{1,\eta} \\ p_{2,1} & p_{2,2} & \cdots & p_{2,\eta} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ p_{\eta,1} & p_{\eta,2} & \cdots & p_{\eta,\eta} \end{bmatrix} \cdot \begin{pmatrix} q_1 \\ q_2 \\ \vdots \\ q_\eta \end{pmatrix} \quad (6.2)$$

Ist die Potenzialkoeffizientenmatrix \mathbf{P} bekannt, kann mithilfe ihrer Inversen der Ladungsvektor \mathbf{q} bestimmt werden, wodurch sich in weiterer Folge die Gesamtfeldstärke E_{ges} in jedem beliebigen Aufpunkt \vec{x} als Superposition der durch jede Ladung q_i hervorgerufenen Teilfeldstärke E_i ergibt. Hierzu ist es zweckmäßig, den Ersatzladungen die Ortsvektoren $x_{q_i}^{\vec{}}$ zuzuordnen.

$$\mathbf{q} = \mathbf{P}^{-1} \cdot \mathbf{V} \quad (6.3)$$

$$E_{\text{ges}}(\vec{x}) = \sum_i^\eta E_i(q_i, x_{q_i}^{\vec{}}, \vec{x}) \quad (6.4)$$

Zur Bestimmung der Potenzialkoeffizienten p_i ist es nun notwendig, den Anwendungsfall zu konkretisieren. Da im vorliegenden Fall die elektrischen Felder zylindrischer Leiterseile berechnet werden sollen, kann den Ersatzladungen q_i der Charakter unendlich langer Linienladungen²² zugeordnet werden. Ferner soll bei der Berechnung der Feldstärke E ein leitfähiger Boden berücksichtigt werden. Wie in der theoretischen Elektrotechnik üblich, kann dies mithilfe sogenannter Spiegelladungen q_{i-} erfolgen, wodurch die Bodenfläche als Symmetrielinie erscheint, an der die tangentielle Komponente der Feldstärke $E_t = 0$ ist.

Zur Erfüllung der Symmetriebedingung müssen die Ersatzladung q_{i+} und ihre korrespondierende Spiegelladung q_{i-} betragsmäßig gleich groß sein, jedoch unterschiedliche Vorzeichen tragen. Nachfolgend soll dem Boden eine Höhe von $y = 0$ zugeordnet werden, wodurch der Ortsvektor $x_{q-}^{\vec{}}$ der Spiegelladung q_{i-} eine Spiegelung des Ortsvektors $x_{q+}^{\vec{}}$ der Ersatzladung q_{i+} an der y -Achse ist ($y_- = -y_+$, $x_- = x_+$). Für die durch die beiden Linienladungen q_{i+} und q_{i-} am Aufpunkt \vec{x} verursachten elektrischen Feldstärken $E_{i+}^{\vec{}}$ und $E_{i-}^{\vec{}}$ gilt somit (Bild 6.3) [Sim93]:

$$E_{i+}^{\vec{}} = \frac{q_i}{2 \cdot \pi \cdot \epsilon_0} \cdot \frac{\vec{x} - x_{q+}^{\vec{}}}{\|\vec{x} - x_{q+}^{\vec{}}\|^2} \quad (6.5)$$

$$E_{i-}^{\vec{}} = -\frac{q_i}{2 \cdot \pi \cdot \epsilon_0} \cdot \frac{\vec{x} - x_{q-}^{\vec{}}}{\|\vec{x} - x_{q-}^{\vec{}}\|^2} \quad (6.6)$$

²²Strenggenommen kommen bei der nachfolgenden Herleitung Linienladungsdichten zum Einsatz.

Der i -te Beitrag E_i zur Gesamtfeldstärke E_{ges} am Aufpunkt \vec{x} folgt aus der vektoriellen Addition:

$$\vec{E}_i = \frac{q_i}{2 \cdot \pi \cdot \epsilon_0} \cdot \left(\frac{\vec{x} - \vec{x}_{q_i+}}{\|\vec{x} - \vec{x}_{q_i+}\|^2} - \frac{\vec{x} - \vec{x}_{q_i-}}{\|\vec{x} - \vec{x}_{q_i-}\|^2} \right) \quad (6.7)$$

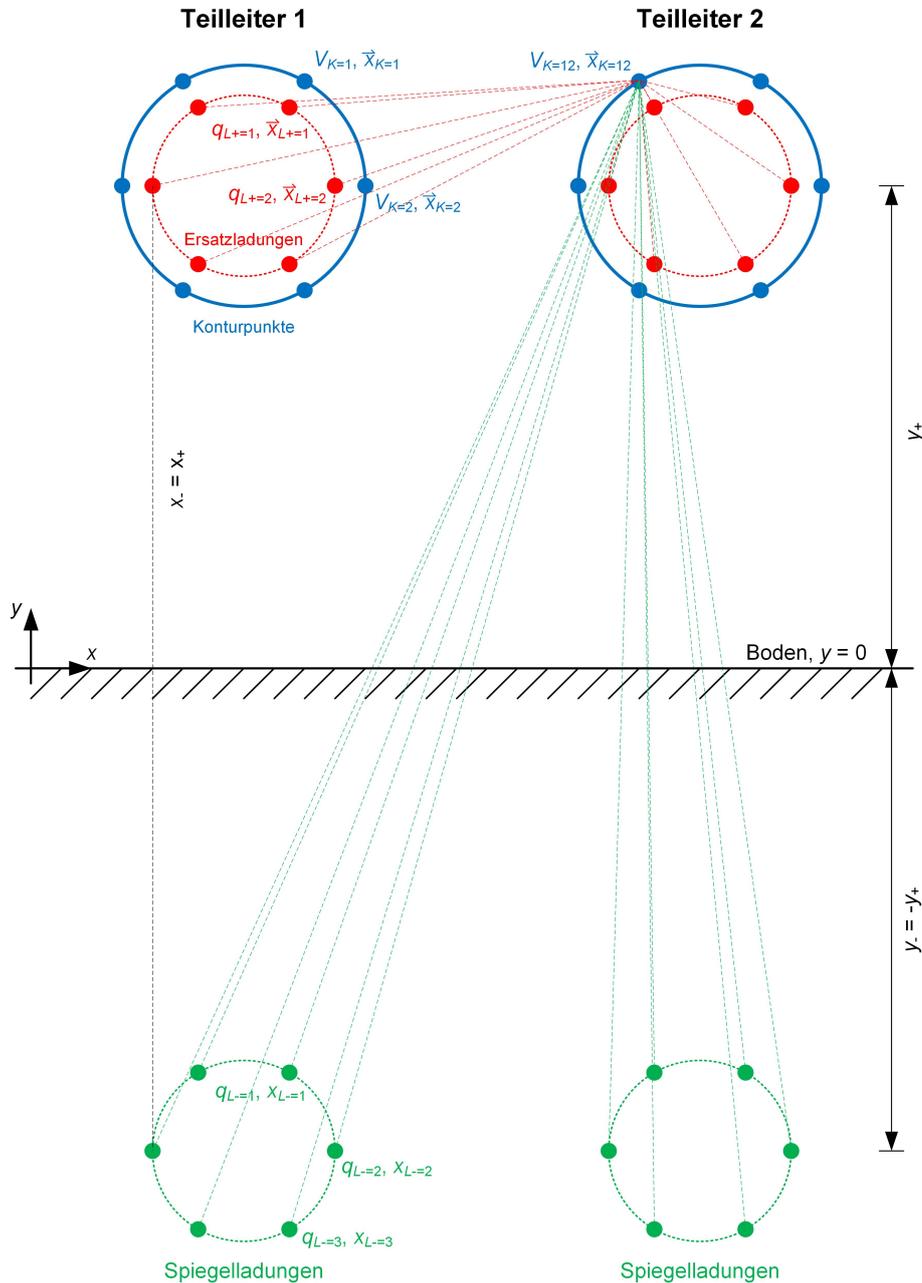


Bild 6.3: Prinzip der CS-Methode am Beispiel eines Zweileiterbündels für $\eta = 12$ Ersatzladungen

Das am Aufpunkt $\vec{x}(x_0, y_0)$ im Bezug auf den Erdboden herrschende Potenzial kann in weiterer Folge durch Integration der Feldstärke \vec{E}_i entlang des Weges $d\vec{s}$ berechnet werden. Wird hierzu zur Ausnutzung der Symmetrie ein Weg normal zum Erdboden gewählt, dessen x -Komponente jener der Ersatzladung bzw. der zugehörigen Spiegelladung entspricht und zusätzlich dem Erdboden das Potenzial $V = 0$ zugeordnet, vereinfacht sich die Berechnung zu [Sim93]:

$$V(\vec{x}) = - \int \vec{E}_i \cdot d\vec{s} = - \int_0^{y^{\circ}} \vec{E}_i \cdot \begin{pmatrix} 0 \\ dy \end{pmatrix} \quad (6.8)$$

Die Lösung des Integrals liefert schließlich:

$$V(\vec{x}) = \frac{q_i}{2 \cdot \pi \cdot \epsilon_0} \cdot \ln \left(\frac{\|\vec{x} - \vec{x}_{q-}\|}{\|\vec{x} - \vec{x}_{q+}\|} \right) \quad (6.9)$$

Wird nun in Gleichung (6.9) für den beliebigen Aufpunkt \vec{x} der Ortsvektor des k -ten Konturpunkts \vec{x}_K eingesetzt, kann dieser Zusammenhang zur Bestimmung des Potenzialkoeffizienten $p_{K,L}$ genutzt werden, der den Beitrag der L -ten Ersatzladung q_{L+} (Ortsvektor \vec{x}_{L+}) und der zugehörigen Spiegelladung q_{L-} (Ortsvektor \vec{x}_{L-}) zum Konturpotenzial V_K des jeweiligen Konturpunkts beschreibt.

$$p_{K,L} = \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot \epsilon_0} \cdot \ln \left(\frac{\|\vec{x}_K - \vec{x}_{L-}\|}{\|\vec{x}_K - \vec{x}_{L+}\|} \right) \quad (6.10)$$

Gleichung (6.10) gestattet somit die Bestimmung aller Potenzialkoeffizienten $p_{K,L}$ der Potenzialkoeffizientenmatrix \mathbf{P} gemäß Gleichung (6.3), wodurch alle Ersatzladungen q berechenbar werden. Die Spiegelladungen q_- werden hierbei durch die Art der Berechnung der Potenzialkoeffizienten $p_{K,L}$ bereits implizit berücksichtigt. Bei der Berechnung der Gesamtfeldstärke $E_{\text{ges}}(\vec{x})$ ist den Spiegelladungen jedoch Rechnung zu tragen, weshalb Gleichung (6.4) wie folgt zu erweitern ist:

$$E_{\text{ges}}(\vec{x}) = \sum_L^{\eta} \frac{q_L}{2 \cdot \pi \cdot \epsilon_0} \cdot \left(\frac{\vec{x} - \vec{x}_{L+}}{\|\vec{x} - \vec{x}_{L+}\|^2} - \frac{\vec{x} - \vec{x}_{L-}}{\|\vec{x} - \vec{x}_{L-}\|^2} \right) \quad (6.11)$$

Zur Bestimmung der Randfeldstärke eines Teilleiters können als Aufpunktskoordinaten \vec{x} direkt dessen zugehörige Konturpunktskoordinaten \vec{x}_K verwendet werden.

Eine ähnliche Methode zur Bestimmung der Leiterrandfeldstärken von Bündelleitern wird von SCHRÖDER und MÖLLENBECK vorgeschlagen [Sch+16c]. Im Gegensatz zur CS-Methode wird dabei jeder Teilleiter jedoch nur durch eine einzige Linienladung modelliert. Der große Unterschied dieses Ansatzes bzw. der CS-Methode zur im vorigen Kapitel skizzierten Bestimmung der Randfeldstärke mithilfe der Superposition der unabhängigen Beiträge aller Teilleiter, ist die Kopplung aller Teilleiter über die Potenzialkoeffizientenmatrix, wodurch den erwähnten Rückwirkungen der metallischen Leiterseile auf das Feldbild Rechnung getragen werden kann.

6.4 Anwendung der CS-Methode

6.4.1 Berechnung der Randfeldstärke einphasiger Versuchsanordnungen

Grundstein der Bestimmung des feldstärkeabhängigen Geräuschemissionsverhaltens einer bestimmten Bündelanordnung ist die Bestimmung der an ebendieser Anordnung auftretenden Randfeldstärke E . Alle in diesem Zusammenhang im weiteren Verlauf angeführten Feldstärkewerte wurden mithilfe der im vorangegangenen Kapitel beschriebenen CS-Methode berechnet. Die Implementierung erfolgte in einem MATLAB-Skript, wobei jedem Teilleiter 200 Ersatzladungen zugewiesen wurden, welche auf einem Umfang entsprechend des 0,9-fachen des jeweiligen Teilleiterdurchmessers d angeordnet wurden. Entsprechend Kapitel 7.1.2 wurde dabei eine Bezugshöhe von $h = 3$ m zwischen dem Bündelzentrum und dem Boden eingestellt. Die restlichen Geometrieparameter (d , n und a) wurden entsprechend der zu untersuchenden Bündelanordnung gewählt.

Da im einphasigen Versuchsaufbau die an dem zu untersuchenden Leiterbündel auftretende Randfeldstärke E , entsprechend des gedanklichen Modells einer Kondensatoranordnung, linear mit der angelegten Prüfspannung U skaliert, ist es zweckmäßig, die Randfeldstärke unabhängig der jeweiligen Spannung als bezogene Größe E' der Dimension $\text{kV}/(\text{cm}\cdot\text{kV})$ anzugeben. Es gilt hierbei:

$$E = E' \cdot U \quad (6.12)$$

Zur Sicherstellung der korrekten Funktionalität des entwickelten Skripts wurden Vergleichsrechnungen mit einer kommerziellen FEM-Software an mehreren Bündelanordnungen durchgeführt [Kur+18]. Die Vergleichsrechnung zeigte eine durchschnittliche Abweichung von 0,8 % bezogen auf die Ergebnisse der FEM-Berechnungen.

6.4.1.1 Einfluss des Leiterseildurchmessers

Das in Bild 6.4 gezeigte Diagramm stellt die Verläufe der bezogenen Randfeldstärke E' von Einfachseilen und Zweileiter-, Dreileiter sowie Vierleiterbündeln, welche auch den später noch folgenden Beschreibungen des feldstärkeabhängigen Geräuschemissionsverhaltens zugrunde liegen, in Abhängigkeit des (Teil-)Leiterdurchmessers d für einen Teilleiterabstand von $a = 400$ mm dar. Erwartungsgemäß ist hierbei eine Abnahme der elektrischen Randfeldstärke E mit steigender Teilleiteranzahl n und steigendem Teilleiterdurchmesser d beobachtbar. Hinsichtlich der Auswirkungen einer Erhöhung der Teilleiteranzahl n ist anzumerken, dass von der beschriebenen Abnahme der Randfeldstärke, welche im übrigen mit steigender Teilleiteranzahl deutlich zurückgeht, nicht ohne Weiteres auf eine proportionale Reduktion der koronainduzierten Geräuschemissionen geschlossen werden kann, da sich auch die Anzahl der aktiven akustischen Quellen erhöht.

Wie Bild 6.5 illustriert, geht auch die durch die Erhöhung des Teilleiterdurchmessers d erzielbare Reduktion der elektrischen Feldstärke mit steigendem Durchmesser deutlich zurück. Unabhängig von der Teilleiteranzahl n bewirkt bei einem Durchmesser von $d = 20$ mm dessen Erhöhung um $\Delta d = 1$ mm eine Verringerung der elektrischen Feldstärke E um $\Delta E \approx 4\%$. Bis $d = 30$ mm geht dieser Wert auf $\Delta E \approx 2,5\%$ und bis $d = 50$ mm auf $\Delta E \approx 1,5\%$ zurück.

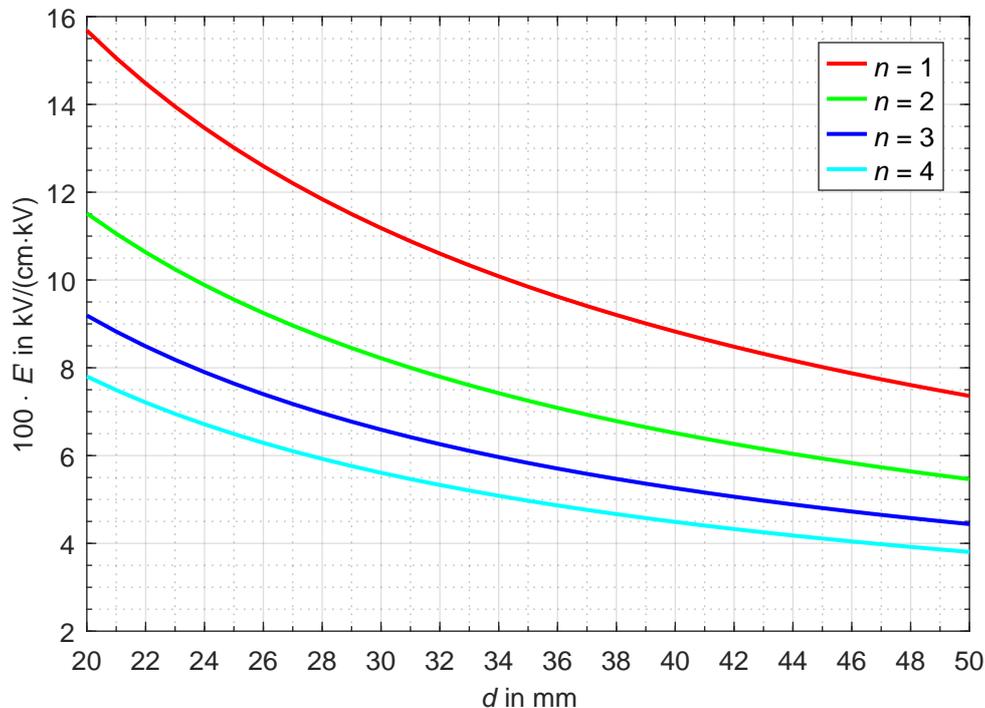


Bild 6.4: Bezogene Randfeldstärke E' von Einfachseilen, Zweileiter-, Dreileiter-, und Vierleiterbündel im einphasigen Versuchsaufbau in Abhängigkeit des Teilleiterdurchmessers d für einen Teilleiterabstand von $a = 400$ mm

6.4.1.2 Einfluss des Teilleiterabstands

Während die Teilleiteranzahl n eine fundamentale Größe der Beseilung einer Freileitung darstellt und deren Änderung insbesondere hinsichtlich mechanischer Gesichtspunkte eine Vielzahl an Problemen aufwirft, ist die Änderung des Teilleiterabstands a mit deutlich weniger Herausforderungen verbunden und somit auch als Maßnahme zur Beeinflussung koronainduzierter Geräuschemissionen denkbar. Grundgedanke zur Reduktion der Leiterrandfeldstärken E ist eine Verbesserung der wechselseitigen elektrischen Schirmung der n Teilleiter infolge einer Verkleinerung des Teilleiterabstands a . Im Umkehrschluss nähert sich das System bei Erhöhung des Teilleiterabstands a dem Fall von n Einfachseilen an, wodurch die Vorteile eines Bündelleiters aus geräuschtechnischer Sicht zunichte gemacht werden²³.

²³Die Erhöhung des Teilleiterabstands ist allerdings eine Möglichkeit zur Reduktion des Wellenwiderstands Z_L einer Freileitung, um deren natürliche Leistung P_N zu erhöhen. Diese Maßnahme wird insbesondere in Ländern getroffen, die durch Regionen geringer Besiedlungsdichte und großer Übertragungsdistanzen gekennzeichnet sind (z. B. Brasilien) [Jam18; Reg+98].

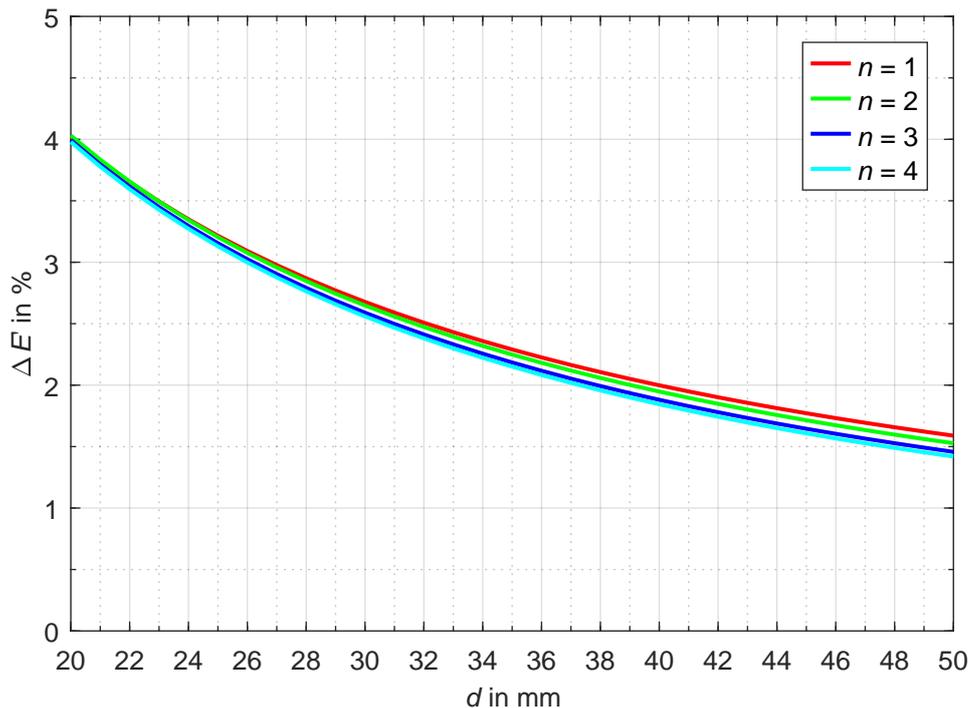


Bild 6.5: Die im Falle eines Einfachseils, Zweileiter-, Dreileiter- oder Vierleiterbündels durch eine Vergrößerung des Teilleiterdurchmessers d um $\Delta d = 1$ mm erzielbare Reduktion der elektrischen Randfeldstärke (Einphasiger Versuchsaufbau, Teilleiterabstand von $a = 400$ mm)

Wie den Diagrammen in den Bildern B.1 – B.3 in Anhang B entnommen werden kann und bereits in Kapitel 4.4.4 illustriert wurde, ist die Relation zwischen Leiterrandfeldstärke E und Teilleiterabstand hin zu kleineren Abständen nicht monoton fallend. Unterhalb eines gewissen Minimalabstands von $a_{\min} \approx 200$ mm nimmt die Randfeldstärke E aufgrund der zunehmenden Bestimmung der Feldverteilung durch die Krümmung der Leiterseile wieder deutlich zu. Eine Verkleinerung des in Europa üblichen Teilleiterabstands von $a = 400$ mm auf $a = a_{\min}$ wäre grundsätzlich denkbar, wengleich eine solche Maßnahme mit erhöhtem Aufwand, beispielsweise einer höheren Dichte von Feldabstandhaltern zur Vermeidung des Pinch-Effekts [Bab+98], verbunden wäre.

Entsprechend dem Beispiel in Bild 6.6, welches den Fall der Abstandsverkleinerung für den näherungsweise linearen Bereich von $a = 500$ mm auf $a = 300$ mm für Teilleiterzahlen von $n = 2 - 4$ illustriert, zeigt sich allerdings, dass die Verkleinerung des Teilleiterabstands a nur bei vergleichsweise dünnen Leiterseilen mit $d < 30$ mm in eine nennenswerte Feldstärkereduktion ($\Delta E' > 2,5\%$) resultiert. In Zusammenhang mit der evidenten Abhängigkeit dieses Reduktionsmechanismus von der Teilleiteranzahl n erscheint dieser Ansatz zur Feldstärke- bzw. Geräuschreduktion für Vierleiterbündel, in denen üblicherweise auch Leiterseile mit Durchmessern $d < 30$ mm zum Einsatz kommen, besonders geeignet.

Der Einfluss des Teilleiterabstands a auf das feldstärkeabhängige Geräuschemissionsverhalten von Zweileiter-, Dreileiter und Vierleiterbündeln bei unterschiedlichen Teilleiterdurchmessern d wird in Kapitel 8.7 nochmals aufgegriffen.

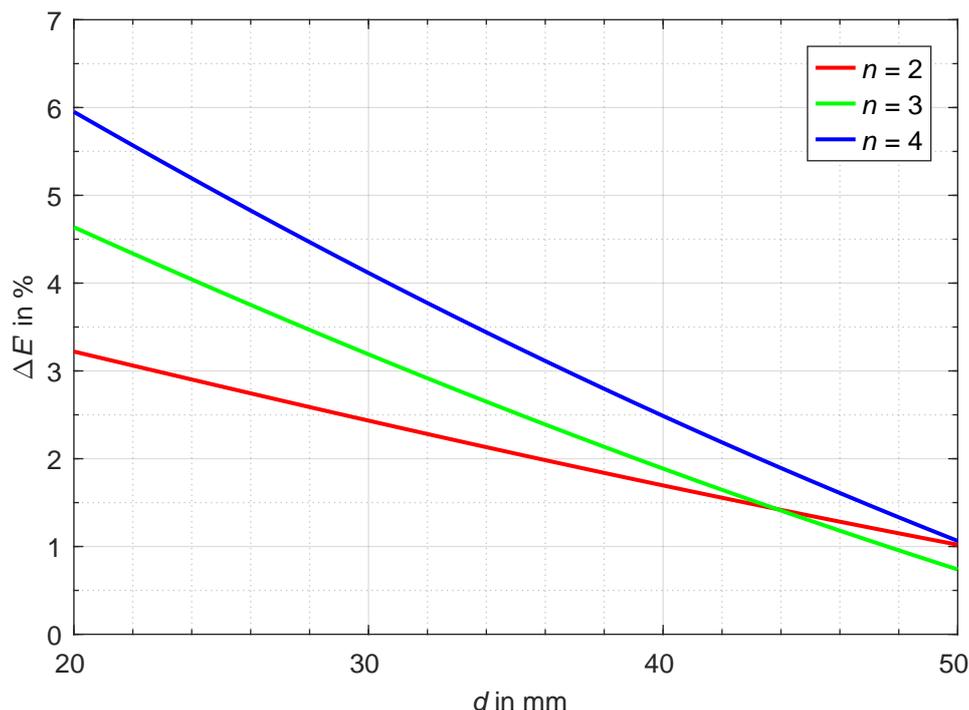


Bild 6.6: Prozentuale Abnahme der Leiterrandfeldstärke E für eine Verringerung des Teilleiterabstands von $a = 500$ mm auf $a = 300$ mm für $n = 2 - 4$ in Abhängigkeit des Teilleiterdurchmessers d (bezogen auf $a = 300$ mm)

6.4.2 Berechnung der Randfeldstärke mehrsystemiger Freileitungen

6.4.2.1 Implementierung der CS-Methode

Während die präzise Bestimmung der elektrischen Randfeldstärken der einphasigen Versuchsanordnungen als eine der wesentlichen Voraussetzungen zur Quantifizierung der von einem Bündelleiter emittierten Geräusche in Form des feldstärkeabhängigen und längenbezogenen Schallleistungspegels A'_A gelten kann, ist die Berechnung der an den Bündelleitern einer realen Freileitung auftretenden Randfeldstärken Voraussetzung zur Nutzung der ermittelten Daten im Sinne einer ganzheitlichen Geräuschemissions- bzw. Geräuschimmissionsprognose.

Wie in Kapitel 6.2 ausgeführt, kann die Bestimmung der Leiterrandfeldstärken der Bündelleiter einer gesamten Freileitung nicht individuell nach dem Modell des einphasigen Versuchsaufbau geschehen, sondern hat holistisch unter Berücksichtigung aller Phasenleiter und insbesondere unter Berücksichtigung der aus dem Drehstromsystem resultierenden Feldsituation zu erfolgen. Angesichts der in Kapitel 6.2 diskutierten Schwächen der Finiten Elemente Methode im Bezug auf typische Freileitungsgeometrien erscheint auch hierfür die CS-Methode als geeigneter Ansatz zur Feldstärkeberechnung. Die Erweiterung der in Kapitel 6.3 diskutierten Grundlagen der CS-Methode auf Drehstromanwendungen erfolgt im Wesentlichen durch Vergrößerung des Potenzialvektors \mathbf{V} , sodass die Spannungen aller Phasen- und Erdseile erfasst werden können.

Hierbei ist jedoch zu beachten, dass die Einträge des Potenzialvektors \mathbf{V} nun aufgrund der Phasenverschiebungen der Spannungen im Drehstromsystem zeitabhängig sind. Die Zeitschritte Δt sollten dabei zumindest so gewählt werden, dass die positiven und negativen Spannungsscheitel aller Phasen erfasst werden. Die Bestimmung der Knotenpotenzialmatrix \mathbf{P} kann auf dem üblichen Wege erfolgen, wobei die Anzahl der Ladungs- und Konturpunkte auf die Anzahl der vorhandenen Leiterseile anzupassen ist.

Zur automatisierten Ermittlung der Randfeldstärken mehrsystemiger Freileitungen wurde ein Berechnungstool mit grafischer Benutzeroberfläche in MATLAB entwickelt, welches einen einfachen Import der Geometriedaten des zu untersuchenden Modells nebst eines komfortablen Exports der generierten Daten ermöglicht (Bild 6.7). Dessen Kern stellt das Berechnungsverfahren aus Kapitel 6.3 dar. Die Leistungsfähigkeit und Genauigkeiten des erstellten Berechnungswerkzeugs wurden in Vergleichsrechnungen mit einem ähnlichen Tool der ETH Zürich²⁴ und FEM-basierten Lösungen verglichen [Kur+18]. Hierbei konnten keinerlei Nachteile im Bezug auf die erzielte Rechengenauigkeit beobachtet werden. Aufgrund der zugrundeliegenden Ersatzladungsmethode werden Diskontinuitäten bzw. Singularitäten, wie sie bei der FEM-Methode leicht auftreten können, vermieden, wodurch der CS-Methode eine tendenziell größere Vertrauenswürdigkeit attestiert werden kann. Die zur Erzielung von Ergebnissen gleicher Qualität benötigte Zeit beträgt jedoch im Falle der CS-Methode nur einen Bruchteil der von einer FEM-Lösung beanspruchten Dauer.

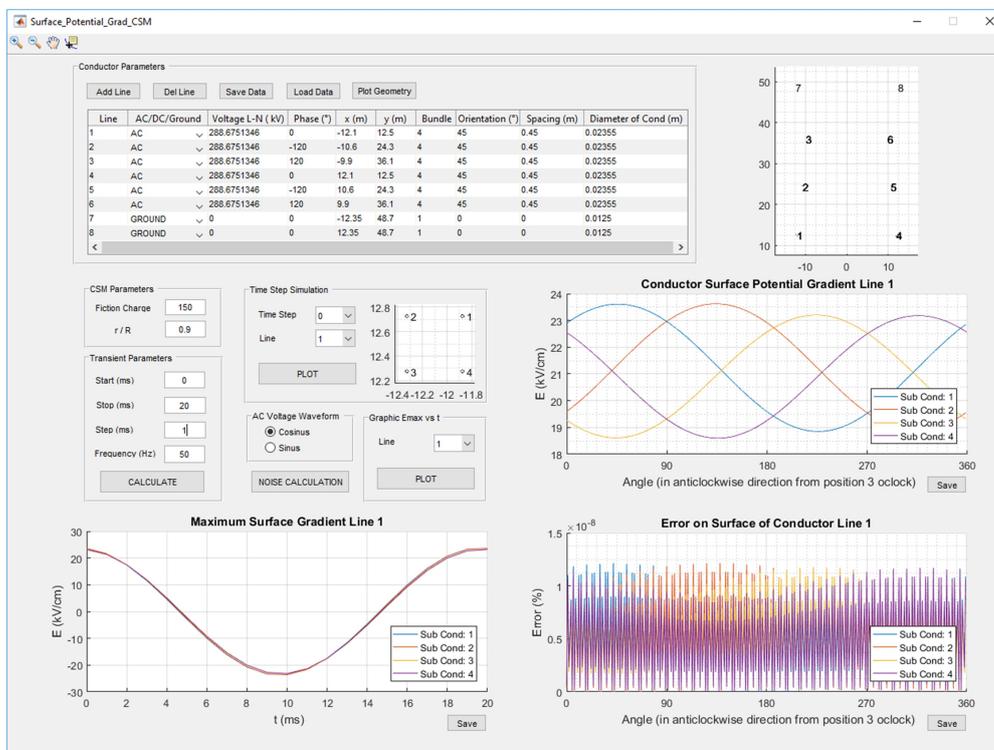


Bild 6.7: Screenshot des entwickelten, CSM-basierten Tools zur Bestimmung der Randfeldstärke E an Bündelleitern in mehrsystemigen Freileitungsanordnungen

²⁴Als Open-Access-Software lizenziert: https://gitlab.com/ethz_hvl/hvlbuzz

6.4.2.2 Einfluss des Bodenabstands und des Leiterseildurchhangs

Im Gegensatz zum einphasigen Prüfaufbau, bei dem die Höhe h des Leiterbündels über dem Boden stets konstant ist, muss bei Freileitungsanordnungen den Bodenabständen der Leiterbündel in Form eines weiteren Geometrieparameters Rechnung getragen werden. Neben den unterschiedlichen Bodenabständen der Aufhängepunkte der Phasenbündel auf den jeweiligen Masten²⁵ ist diesbezüglich auch der Leiterseildurchhang²⁶ entlang der Spannfeldlänge zu berücksichtigen, welcher angesichts der erwärmungsbedingten Längung der Leiterseile auch vom jeweiligen Betriebszustand der Leitung abhängt. Die Bestimmung der elektrischen Randfeldstärke für Geräuschemissionsprognosen kann somit beinahe beliebige Komplexität annehmen. Um diesem Problem auszuweichen, ist es bei Geräuschemissionsprognosen im Sinne einer vereinfachten Worst-Case-Berechnung üblich, bei der Berechnung der Leiterrandfeldstärke eines Leiterbündels als Bezugshöhe dessen minimalen Bodenabstand im jeweiligen Spannfeld zuzüglich eines Drittels des maximal zulässigen Durchhangs heranzuziehen. Da sich die Leiterrandfeldstärke E' im Bereich $h = 0 - 10$ m, wie in den Bildern 6.8 und 6.9 illustriert, zwar noch sehr stark, aber im Bereich $h = 20 - 50$ m nur noch um $\Delta E' \approx 0,01$ kV/cm ändert, erscheint diese Konvention unproblematisch. Für genauere Prognosen bietet sich die Segmentierung des fraglichen Leiters entlang dessen Durchhangsprofil und die Bestimmung des Immissionspegels durch Summation der individuellen SchalleLeistungsbeiträge an.

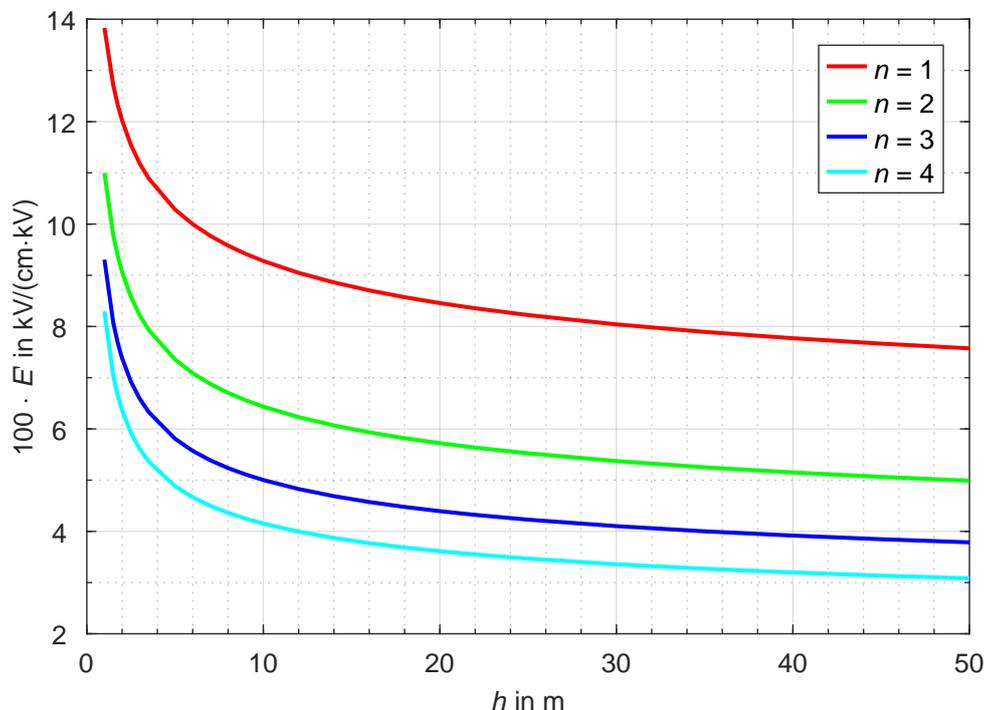


Bild 6.8: Einfluss des Bodenabstands h auf die Leiterrandfeldstärke E' von Einfachseilen, Zwei-, Drei- und Vierleiterbündeln ($n = 1 - 4$; Exemplarisch für: $d = 30$ mm, $a = 400$ mm)

²⁵Einebenenmaste bilden hier eine Ausnahme.

²⁶Als Durchhang eines Leiters an einem beliebigen Punkt wird der lotrechte Abstand des Leiters zur Verbindungslinie der beiden Aufhängepunkte A und B bezeichnet [Kie+01].

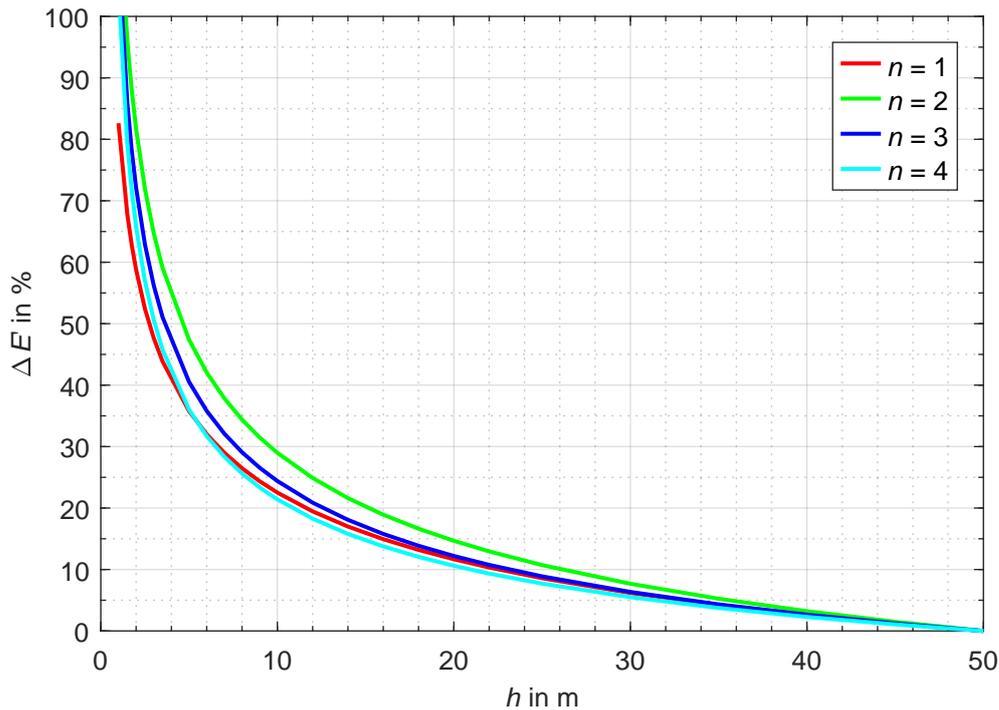


Bild 6.9: Relativer, prozentualer Einfluss $\Delta E'$ des Bodenabstands h auf die Leiterrandfeldstärke E' von Einfachseilen, Zwei- Drei- und Vierleiterbündeln bezogen auf $h = 50$ m ($n = 1 - 4$; Exemplarisch für: $d = 30$ mm, $a = 400$ mm)

Wie am Anfang dieses Kapitels ausgeführt, ist die Portierung von im Labor bestimmten Schalleistungspegeln auf reale Anordnungen mithilfe der skalaren Größe der Leiterrandfeldstärke E nur möglich, wenn die an den Teilleitern auftretenden elektrischen Felder ident sind. Wie ebenfalls bereits ausgeführt, kann die Leiterrandfeldstärke hierbei keinesfalls als Garant dienen. Der im Bereich $h = 0 - 10$ m sehr deutlich ausgeprägte Einfluss des Bodenabstands h auf die Randfeldstärke kann nun aber Zweifel aufkommen lassen, inwieweit die Bedingung der äquivalenten elektrischen Belastungen jemals gegeben sein kann. Diesbezüglich kommt dem Punkt der höchsten Leiterrandfeldstärke E entlang des Leiterumfangs die größte Wichtigkeit zu. Bei großem Bodenabstand ($h \rightarrow \infty$) tritt der Punkt der höchsten Randfeldstärke bei jenem Umfangswinkel α auf, an dem die wechselseitige Schirmung der Teilleiter am schwächsten ausgeprägt ist. Bei horizontalen Zweileiterbündeln wäre dies beispielsweise bei $\alpha_{\text{rechts}} = 0^\circ$ und $\alpha_{\text{links}} = 180^\circ$ oder bei den unteren beiden Teilleitern von Vierleiterbündeln $\alpha_{\text{rechts}} = 315^\circ$ und $\alpha_{\text{links}} = 225^\circ$. Bei kleineren Bodenabständen ($h \rightarrow 0$) kommt es aber zu einer zunehmenden Verlagerung der maximalen Randfeldstärke E zu $\alpha = 270^\circ$. Da zumindest bei hydrophilen Leiterseilen Wassertropfen vornehmlich an dieser Stelle angelagert werden, kommt es zu einer örtlichen Koinzidenz mit der maximalen Randfeldstärke E . Entsprechend den Erkenntnissen zur Optimierung der Bündelgeometrie (Kapitel 4.5.1, [Com+73]) ist hierdurch eine Erhöhung des Emissionspegels zu erwarten, wodurch die Übertragbarkeit von im Labor erzielten Messergebnissen auf reale Freileitungsgeometrien, welche deutlich höhere Bodenabstände h aufweisen, eingeschränkt wird. Durch den Einsatz eines Koronakäfigs, dessen Eigenschaften in Kapitel 7.1.1 diskutiert werden, kann diese Problemstellung umgangen werden.

Wie in Bild 6.10 für Zweileiter-, Dreileiter- und Vierleiterbündel illustriert, nimmt der Einfluss des beschriebenen Effekts bis $h = 10$ m drastisch ab, sodass die Verschiebung des Orts der höchsten Feldstärke bei $h = 3$ m nur $\Delta\alpha \approx 6^\circ$ gegenüber $h \rightarrow \infty$ beträgt, woraus keine nennenswerte Beeinflussung des Geräuschemissionsverhaltens zu erwarten ist. In der gezeigten Darstellung korrespondiert $\alpha = 0^\circ$ mit der 3-Uhr-Position des Teilleiterumfangs. Die Angaben gelten für den linken Teilleiter eines horizontalen Zweierbündels, den linken unteren Teilleiter eines Vierleiterbündels und den linken unteren Teilleiter eines Dreileiterbündels in A-Konfiguration (für ein Dreileiterbündel in V-Konfiguration tritt, gleich einem Einfachseil, am unteren und damit am stärksten betroffenen Teilleiter keine Verlagerung auf). Die erkennbaren Diskretisierungsstufen sind auf die Anzahl von auf 200 limitierten Ersatzladungen der verwendeten CS-Methode zurückzuführen.

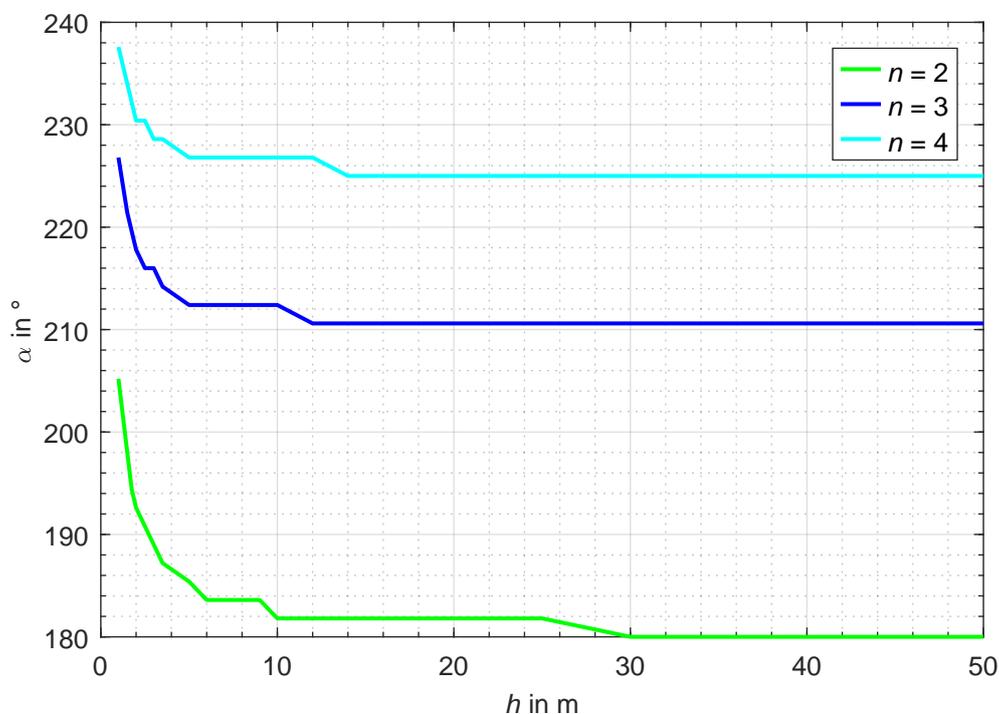


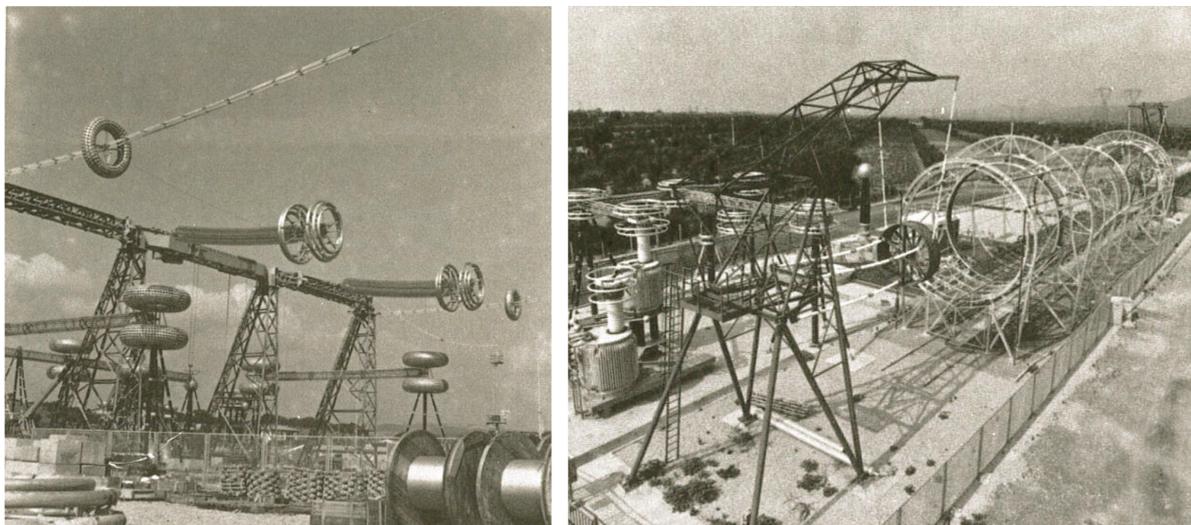
Bild 6.10: Einfluss des Bodenabstands h auf den Ort der höchsten Feldstärke α am Teilleiterumfang (Exemplarisch für: $d = 30$ mm, $a = 400$ mm).

7 Messaufbau, Methodik, Auswertung

7.1 Laboraufbau

7.1.1 Vor- und Nachteile diverser Versuchsaufbauten

Bei Aufbauten zur experimentellen Untersuchung von Koronageräuschphänomenen kann grundsätzlich zwischen Freiluftversuchen [And+72a; Bag+78; Bak+75; Bal+72; Bar+72; Com+73; Com+74; Com+76a; Com+76b; Com+79; Cor+80; Coq+72; Hed+18b; Hed19; Jue+70; Kir+83b; Kol+74; Laf+62; Lun84; Lun90; Nig+61; Per72; Pro+78; Tay+65; Tri+74; Tri+77; Tri+82; Wan+17] und Versuchen, die in geschlossenen Laboren (Gebäuden) [Bec+14; Bia+10; Bia+11; Bia+12b; Bia+12a; Her+82; Hob+75; Ian+74; Li13; Li+13; Li+17; Jue+70; Pok+72; Ran+20; Roz+16; Sfo+75; Tay+69; Ton75; Ton+75] stattfinden, unterschieden werden. Wie eingangs in Kapitel 3.1 ausgeführt, betrieben viele Netzbetreiber insbesondere in den Anfangszeiten der Koronageräuschforschung groß angelegte Testfelder (Bild 7.1).



(a)

(b)

Bild 7.1: Versuchsaufbau im *1000 kV Project* (ENEL) mit Abspanneinrichtungen (a) und Koronakäfig (b) [Bag+78]

Der wesentliche Vorteil derartiger Freiluftaufbauten ist das große Platzangebot, sodass grundsätzlich sehr hohe Versuchsspannungen realisiert werden können (UHV-Ebene). Außerdem können im Vergleich zu geschlossenen Laboren wesentlich längere Testleitungen genutzt werden, wodurch eine höhere statistische Homogenisierung bzw. Mittelung erzielt werden kann, sodass beispielsweise lokale und kurzzeitige Parameterschwankungen oder Randeffekte deutlich weniger ins Gewicht fallen.

Ferner besteht in Freiluftanlagen kein grundsätzlicher Bedarf für Einrichtungen zur künstlichen Beregnung der Versuchsleitungen, da die Messungen bei realistischen Klimabedingungen durchgeführt werden können. In diesem Zusammenhang weisen manche Autoren auf die während einer Schlechtwetterperiode stark schwankenden Regenraten hin, sodass spezielle Einrichtungen zur instantanen Bestimmung der Regenrate nötig werden [Jon+78; Kir80] und zur Quantifizierung der Koronageräusche in Abhängigkeit der Regenrate häufig auf statistische Ansätze im Sinne von Überschreitungspegeln zurückgegriffen werden muss [Bak+75; Com+76b; Com+79; Cor+80; Lar+88; Per72; Tri+82]. Neben dem erhöhten Aufwand, der hinsichtlich der Wetterfestigkeit der eingesetzten Messgeräte getrieben werden muss [Kol+74], werden Störgeräusche (Verkehr, Vögel, das Regenrauschen an sich) als wesentliche Nachteile von Freiluftaufbauten genannt. Nur sehr wenige Autoren nutzten zusätzliche Regenanlagen zur Erzeugung definierter Regenraten in Freiluftversuchen. MACCARTHY beschreibt diesbezüglich die Konstruktion eines Regensimulators für Freiluftanwendungen, welcher auch im *Project UHV* Anwendung fand [Mac+69]. Vereinzelt wird auch über den Einsatz von Sprühdüsen-Systemen berichtet [Bou+64; Coq+72; Nou78; Sfo+75; Wan+17], wobei allerdings ein gewisser Unterschied derartiger Systeme zu realem Regen eingeräumt wird [Coq+72] (siehe auch Diskussionsbeitrag von COMBER in [Sfo+75]). Ferner wird auf hohe Hintergrundgeräuschpegel infolge des Düsenrauschens hingewiesen, wodurch die Düsenberegnung nur zur Sättigung des Leiterbündels eingesetzt werden kann und die eigentlichen Versuche lediglich in *wet condition* stattfinden können. In jüngerer Vergangenheit berichteten HEDTKE et al. von der Einrichtung und Instrumentierung eines Freiluftversuchsfelds für Korona-Untersuchungen für AC/DC-Hybrid-Freileitungen und den damit assoziierten Herausforderungen [Hed+18b].

In vielen Freiluftversuchsstationen kamen auch so genannte Koronakäfige zum Einsatz [And+72a; Bag+78; Bak+75; Bal+72; Bar+72; Bou+64; Com+73; Com+74; Com+76a; Com+76b; Com+79; Cor+80; Coq+72; Jue+70; Kir+83b; Meg+20; Pir72; Pro+78; Sfo+75; Ton+75; Tri+74; Tri+77; Wan+17] (Bild 7.10b). Hierbei handelt es sich um Metallgitterkonstruktionen mit rundem oder eckigem Querschnitt, deren Mantelflächen ein oder mehrere Leiterbündel umschließen. Für Freiluftanwendungen wird der Käfig zumeist auf Erdpotenzial gelegt. Diesen Käfigkonstruktionen werden mehrere entscheidende Vorteile zugeschrieben. Zum einen ermöglicht ein Koronakäfig die Aufprägung einer in axialer Richtung invarianten elektrischen Randfeldstärke, die dank der geringen Komplexität der Anordnung auch in den Anfängen der Koronageräuschforschung mit hoher Genauigkeit berechnet werden konnte. In der Umgebung befindliche Strukturen beeinflussen die Randfeldstärke somit nicht [Pok+72]. Da der Käfig auf Erdpotenzial liegt, können Messgeräte (Mikrofone) deutlich näher an das zu untersuchende Leiterbündel gebracht werden, wodurch neben der akustischen Ausnutzung der verfügbaren Leiterlänge (Kapitel 5.2.2) auch der Störgeräuschabstand steigt. Hinsichtlich der erzielbaren Randfeldstärken ist anzumerken, dass die in manchen Versuchsfeldern zur Verfügung stehenden Prüftransformatoren nicht ausreichend waren, um an Leiterbündeln, die für die UHV-Ebene dimensioniert wurden, betriebsrelevante Randfeldstärken hervorzurufen.

Erst in Verbindung mit einem Koronakäfig und den damit einhergehenden Abstandsreduktionen konnten ausreichend hohe Feldstärken erzielt werden [Tri+74]. Aber auch bei Prüftransformatoren mit passender Ausgangsspannung kann der Einsatz eines Koronakäfigs zur Reduktion der nötigen Prüfspannung sinnvoll sein, da so die spannungsabhängige 100-Hz-Geräuschemission des Transformators limitiert werden kann.

Während der Einsatz eines Koronakäfigs aus theoretischer Sicht einige Vorteile bietet, wohnen diesem Ansatz auch mehrere entschiedene Mängel inne, die insbesondere die Erzeugung realitätsnaher Randfeldstärkeverteilungen betreffen. Zum einen führt die konzentrische Ausrichtung des Leiterbündels im Käfig zu einer symmetrischen elektrischen Belastung aller Teilleiter. Wie in Kapitel 6.1 ausgeführt, treten in realen Freileitungsanwendungen an den unteren Teilleitern eines Bündelleiters jedoch üblicherweise höhere Belastungen auf. Um dies im Koronakäfig nachzubilden, bietet es sich an, wie von COMBER vorgeschlagen, das Leiterbündel exzentrisch, mit Offset nach unten im Käfig, zu montieren [Com+74]. Der zur Erzielung einer realitätsnahen Feldverteilung nötige Offset ist dabei iterativ unter Berücksichtigung der Geometrieparameter des Leiterbündels zu berechnen. In axialer Richtung besteht das Problem, dass der unvermeidbare Leiterdurchhang aufgrund des geringen Abstands zum Koronakäfig zu einer überproportionalen Schwankung der Leiterrandfeldstärke führt. COMBER schlägt diesbezüglich vor, das Gestänge des Käfigs ebenfalls aus flexiblen Leiterseilen auszuführen, deren Durchhang parallel zu jenem des Prüflings verläuft. Randeffekte werden bei Koronakäfigen typischerweise durch stirnseitige Schirm- bzw. Guardingsegmente vermieden.

Koronakäfige wurden in der Vergangenheit auch für Indoor-Versuche genutzt [Bia+10; Bia+11; Bia+12a; Bia+12b; Her+82; Hob+75; Li13; Li+13; Li+17; Jue+70; Ran+20; Sfo+75; Ton+75; Ton75], allerdings selten für Versuche an Bündelleitern realer Abmessungen. Teilweise kamen auch Spezialkonstruktionen zum Einsatz, für welche der Koronakäfig auf Hochspannungspotenzial gelegt wurde und der Leiter selbst auf Erdpotenzial verblieb. Um den kapazitiven Verschiebungsstrom auszublenden, nutzen IANNA et al. für ihre Untersuchungen beispielsweise einen Rohrleiter, an dem Metallspitzen isoliert aufgebracht werden konnten, sodass der tatsächliche Entladungsstrom messbar wurde. HOBURG und MELCHER verwenden eine ähnliche Anordnung, wo dem geerdeten Leiter anstelle einer externen Beregnung Wasser direkt zugeführt wird [Hob+75]. Zur Minimierung von Nachtropfgeräuschen haben sich SFORZINI et al. dazu entschlossen, ihre Versuchsobjekte im Koronakäfig mit Düsen von unten zu beregnen [Sfo+75]. Um weitere akustische Einflüsse auf ein Minimum zu reduzieren, wurde der entsprechende Versuchsaufbau außerdem in einem reflexionsarmen Raum betrieben (*anechoic chamber*). Ein ähnliches Vorgehen wurde von HEROUX bzw. LI et al. gewählt, welche die Konstruktion eines reflexionsarmen Messcontainers beschreiben, welcher zudem das 100-Hz-Geräusch des Prüftransformators dämpft [Her+82; Li13; Li+13; Li+17; Ran+20]. In [Li+13] gibt LI außerdem eine Übersicht über die von diversen Forschungsgruppen aktuell eingesetzten Koronakäfige. POKORNY et al. betrieben ihren Versuchsaufbau in einer mit einer Hochspannungsdurchführung ausgestatteten Extremklimakammer.

Dieser Ansatz erlaubt (ähnlich wie der von LI betriebene Messcontainer) eine räumliche Trennung zwischen dem Messbereich und der störgeräuschbehafteten Spannungserzeugung. Indoor-Laborversuche ohne Koronakäfig und mit Bündelleitern mehrerer Meter Länge und betriebsüblichen Teilleiterabständen und -durchmessern stellen die Gruppe der bislang am seltensten eingesetzten Versuchsanordnung dar.

7.1.2 Verwendeter Versuchsaufbau

Alle nachfolgend präsentierten Laborergebnisse wurden mit demselben Messaufbau im Nikola Tesla-Labor des Instituts für Hochspannungstechnik und Systemmanagement der Technischen Universität Graz ermittelt. Angesichts der großen Abmessungen dieses Labors ($21,1 \text{ m} \times 25 \text{ m} \times 34,6 \text{ m}$, Testraumvolumen $V = 18251,5 \text{ m}^3$), konnten die Versuche an Bündelleitern von 10 m Länge und mit betriebsüblichen Teilleiterabständen und -durchmessern durchgeführt werden. Zur Vermeidung ungewollter Teilentladungen wurden die Enden der Leiterbündel beidseitig mit Koronaschutzringen ($\varnothing_1 = 900 \text{ mm}$, $\varnothing_2 = 200 \text{ mm}$), in welche auch die Klemmvorrichtungen zur Einstellung der jeweiligen Teilleiterabstände integriert sind, abgeschirmt (Bild 7.2). Angesichts leicht unterschiedlicher Seillängen ist es bei Bündelleitern stets eine gewisse Herausforderung, bei allen Teilleitern gleiche Durchhänge bzw. Zugspannungen zu erzielen. Bei Zweileiterbündel bewirkt die zentrale Abspannung am Schutztorus noch eine Symmetrierung der Zugkräfte. Insbesondere bei Vierleiterbündel bewirken Längenabweichungen im Bereich weniger Zentimeter jedoch bereits drastische Unterschiede der individuellen Teilleiterdurchhangskurven, wodurch in weiterer Folge kein gleichbleibender Teilleiterabstand eingehalten werden kann, was jedoch bei für Vierleiterbündel übliche Leiterseildurchmesser zu gravierenden Messfehlern führen kann. Zur Justierung eines Vierleiterbündels hat sich die 6-Wasserwaagen-Methode bewährt, gemäß derer die oberen und unteren beiden Teilleiter auf beiden Enden und in der Mitte des Bündels mit einer Wasserwaage bestückt werden. Die individuellen Zugspannungen werden dann so lange variiert, bis alle Durchhangskurven parallel verlaufen. Der Bündeldurchhang wurde dann mithilfe eines Kettenzugs (1,5 t) auf 3 – 5 cm eingestellt²⁷. Die Höhe der Leiterbündel über dem Boden, welche unter Einsatz eines beidseitigen Kransystems eingestellt wurde, betrug in allen Fällen $h = 3 \text{ m}$. Die Ausrichtung entlang der Längsachse wurde mit seitlichen Abspanschnüren eingestellt (Bild 7.3). Bei den Montagearbeiten wurde darauf geachtet, an den Leiterseilen keine Rückstände zu hinterlassen, die Einfluss auf deren Oberflächeneigenschaften haben könnten.

Die Beregnung erfolgte mithilfe einer selbstgebauten Regenanlage, deren Design an die von REGMI und THOMPSON vorgeschlagene Konstruktion angelehnt ist [Reg+00]. Im wesentlichen besteht die verwendete Regenanlage aus einem Array von Tropf-Düsen ($6 \text{ m} \times 500 \text{ mm}$) und einem darunter angebrachten feinmaschigen Gitter, welches die erzeugten Tropfen nochmals zerstäubt, sodass der erzeugte Regen große Ähnlichkeit zu realem Regen aufweist (Bild 7.4).

²⁷Mit einem Rest-Durchhang ist jedenfalls zu rechnen, da gemäß den Gesetzen der Seilstatik zur Erzielung einer völlig waagrechteten Ausrichtung die Aufbringung einer unendlich hohen Zugspannung vonnöten ist [Kie+01].



Bild 7.2: Klemmvorrichtung innerhalb eines Schutztorus zur Einstellung des Teileiterabstands a

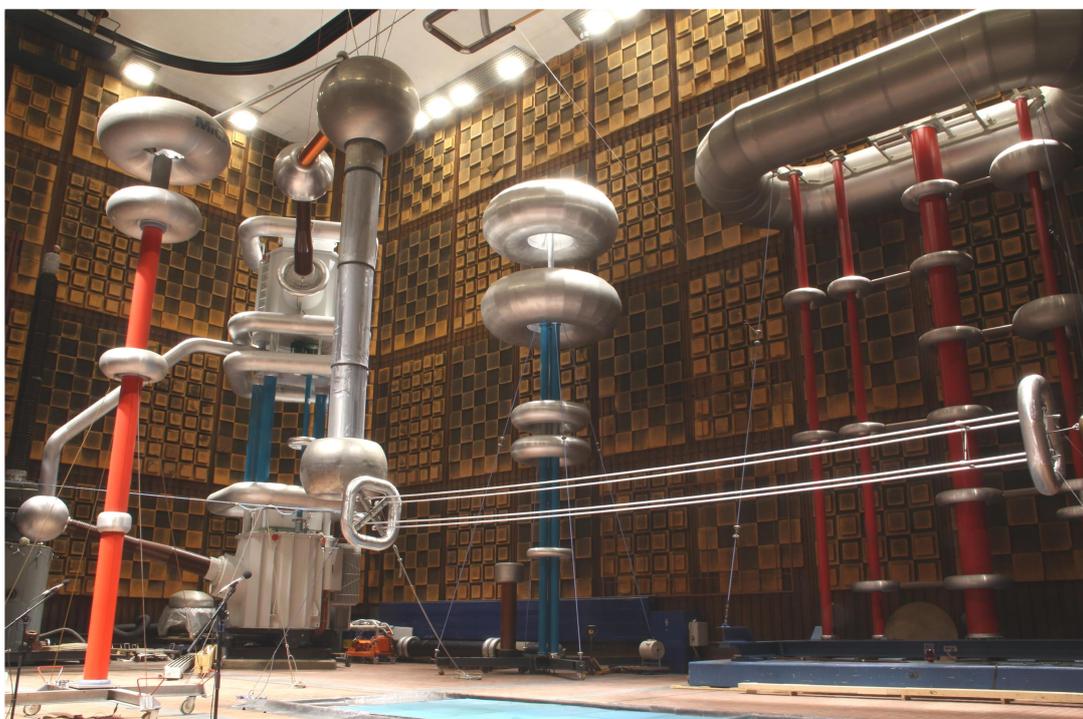


Bild 7.3: Vollständiger Laboraufbau mit allen wesentlichen Komponenten

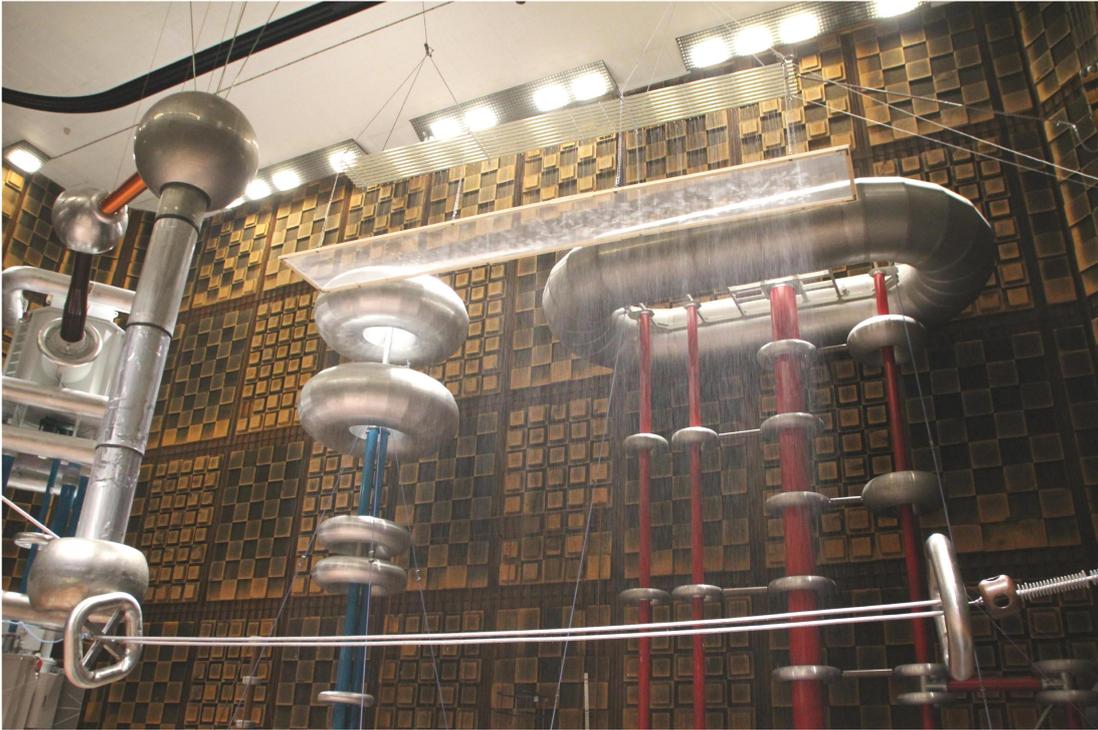


Bild 7.4: Beregnetes Zweileiterbündel

Um Druck- bzw. Durchflussschwankungen zu vermeiden, wurde die Regenanlage über einen Reservoir-Behälter und einen Druck-Regler mit nachgeschaltetem Durchflussregler betrieben. In dieser Konfiguration sind Regenraten im Bereich von $RR = 1 - 10 \text{ mm/h}$ erzielbar²⁸. Die Anlage wurde über das Grazer Stadtwassernetz versorgt²⁹. Zur Minimierung des Geräuschs, welches durch die am Boden auftreffenden Wassertropfen verursacht wird, wurde die Fläche unter dem Leiterbündel mit Matten aus porösem Schaumstoffmaterial ausgelegt.

Bild 7.5, in welchem auch die Positionen (MP) der beiden Messmikrofone eingezeichnet sind, zeigt den gesamten Aufbau im Grundriss. Die Abmessungen, Positionen und Abstände entsprechen somit jenen der Versuchsaufbauten von CHARTIER et al. [Cha+94].

Die Prüfspannung wurde über eine 1500-kV-Wechselspannungskaskade (HighVolt WP 1500/1500) bereitgestellt, welche über die zugehörige Sperrimpedanz und die Zentralelektrode mit dem Messaufbau verbunden wurde. Die Wechselspannungsanlage verfügt über eine manuell justierbare Kompensationseinrichtung, welche zur Minimierung des Prüfstroms und der damit verbundenen 100-Hz-Emission des Transformators genutzt wurde. Die Anlage kann über eine zugehörige PC-Software angesteuert werden, was vollautomatische Spannungsstufen-Tests ermöglicht.

²⁸Für $RR = 10 \text{ mm/h}$ beträgt der Durchfluss ca. 56 l/h

²⁹Elektrische Leitfähigkeit: $492 \mu\text{S/cm}$, Gesamthärte: 17°dH [Oes20]

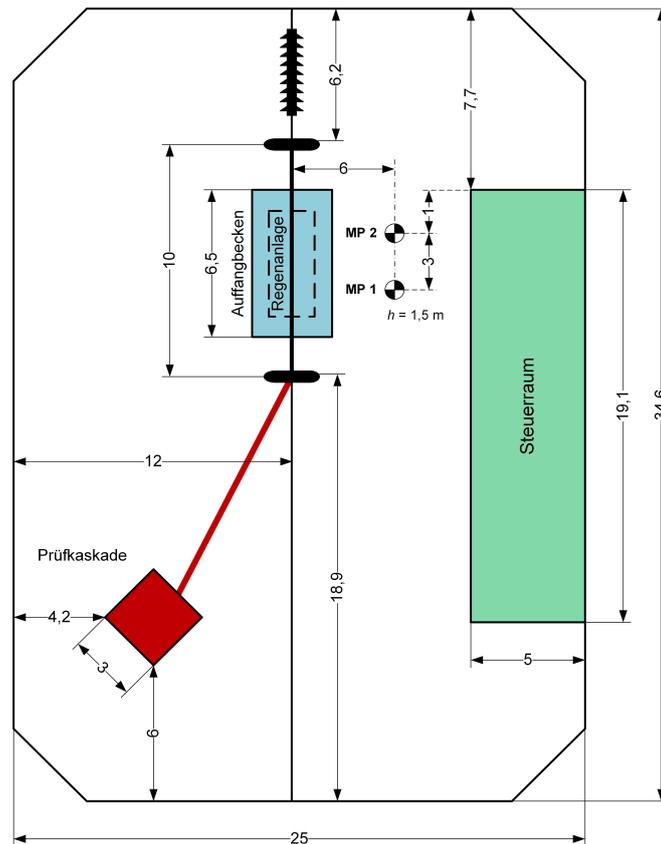


Bild 7.5: Laboraufbau im Grundriss (Abmessungen in m)

7.1.3 Akustische Parameter des Hochspannungslabors

Aufgrund der Bauweise und Lage des Labors konnten die akustischen Versuche unter vergleichsweise günstigen Bedingungen durchgeführt werden. Beispielsweise tragen die im Hochspannungslabor zur Reduktion des bei Überschlagsversuchen auftretenden Knallechos angebrachten Wandelemente nicht nur entscheidend zur Minimierung des externen Hintergrundgeräuschs bei, sondern sorgen auch dafür, dass die akustischen Nachhallzeiten T in allen relevanten Terzbändern zur Anwendung der Berechnungsvorschrift nach ISO3744 ausreichend sind (Kapitel 5.3.2). Die mittlere Nachhallzeit zwischen 1 kHz und 10 kHz beträgt dabei $T = 1,16 \mu\text{s}$. Die gemessenen Nachhallzeiten \mathbf{T} werden für den Frequenzbereich $f = 50 \text{ Hz} - 10 \text{ kHz}$ in Bild 7.6 grafisch dargestellt. Diese Werte wurden auch für die Bestimmung der effektiven Schallabsorptionsfläche A nach der SABIN'schen Formel gemäß Gleichung (5.28) herangezogen, welche in weiterer Folge Eingang in die Berechnung des Umgebungskorrekturfaktors k_2 findet (Gleichung (5.29)). Bei ausgeschalteten Prüfanlagen und ohne künstliche Beregnung beträgt der Hintergrundgeräuschpegel im Labor $L_A \approx 20 \text{ dB(A)}$. Abhängig von der gewählten Regenrate steigt das Hintergrundgeräusch auf bis zu $L \approx 28 \text{ dB(A)}$. Bild 7.7 zeigt die spektrale Komposition $L''_{p,R}$ des durch die künstliche Beregnung bewirkten Hintergrundgeräuschs (Regenrauschens) bei $RR = 6 \text{ mm/h}$, wobei dieses Spektrum auch für die Berechnungen des Schallleistungspegels herangezogen wird (Gleichung (5.25), Kapitel 5.3.2).

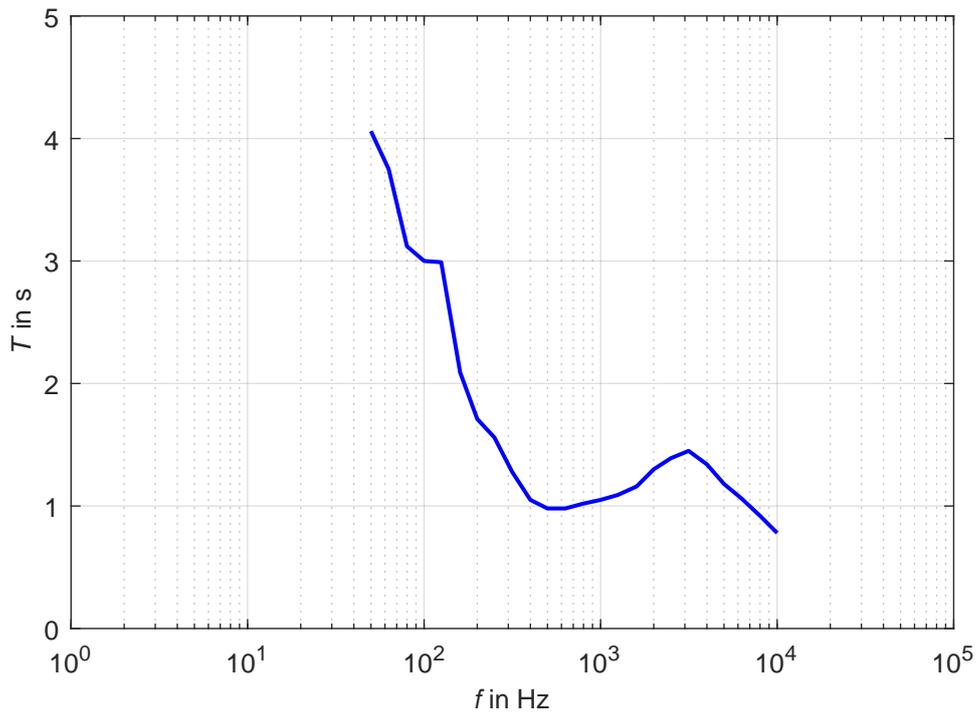


Bild 7.6: Terzspektrale Nachhallzeiten T des Nikola Tesla-Labors [TUE19]

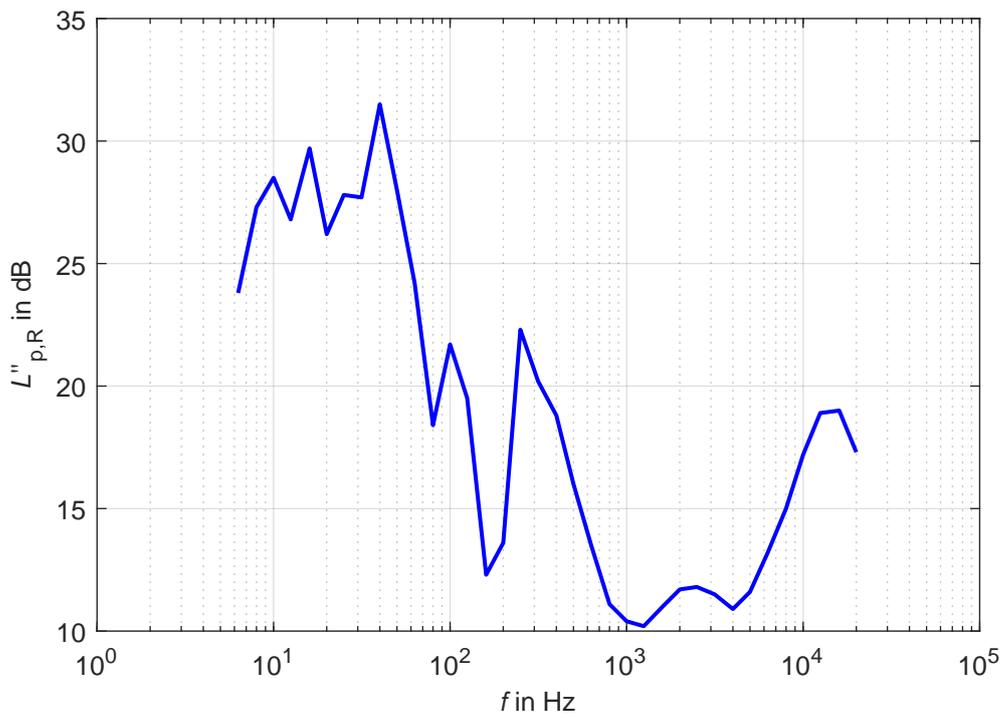


Bild 7.7: Terzspektrale Komposition des Regenrauschens bei $RR = 6 \text{ mm/h}$ ($L_{Aeq} = 25,8 \text{ dB(A)}$)

Die von der Wechselspannungskaskade verursachten Störgeräusche beschränken sich infolge des magnetostruktiven Brummgeräuschs der Kernbleche größtenteils auf das 100-Hz-Terzband. Aufgrund raumakustischer Einflüsse ist das Anlagengeräusch nicht nur spannungs-, sondern auch ortsabhängig, weswegen zwischen $L''_{p,A,1}$ und $L''_{p,A,2}$ unterschieden wird (Bild 7.8 und Bild 7.9).

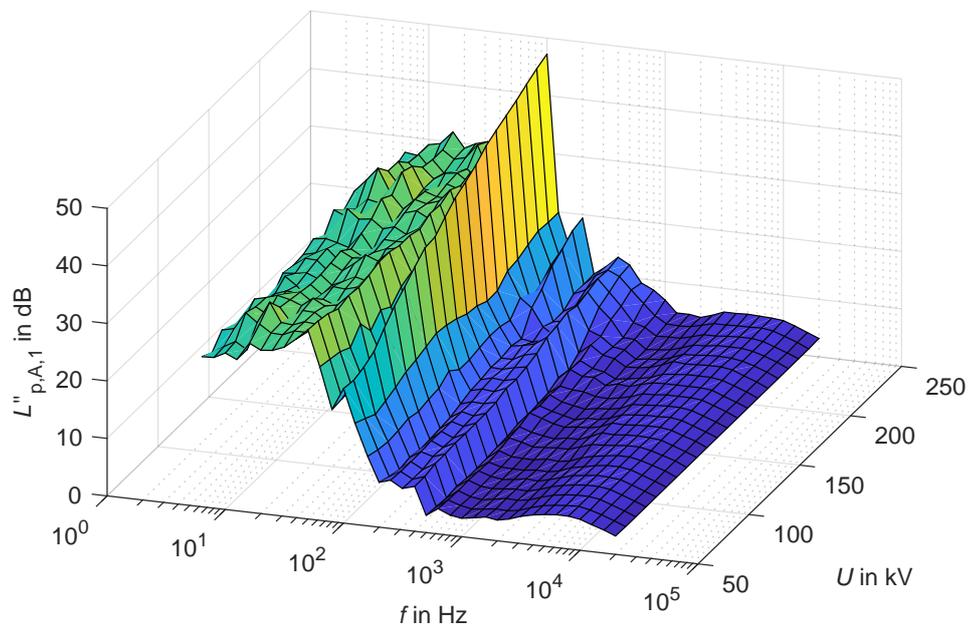


Bild 7.8: Spannungsabhängiges Anlagengeräusch $L''_{p,A,1}$ für MP1 ($L_{Aeq} = 17,4 - 28,6$ dB(A))

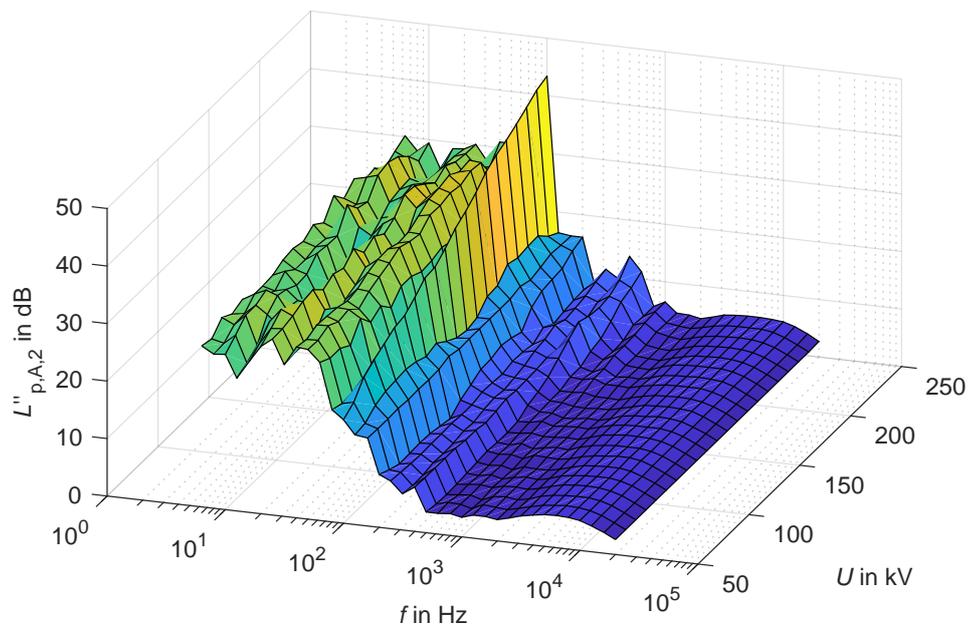


Bild 7.9: Spannungsabhängiges Anlagengeräusch $L''_{p,A,2}$ für MP2 ($L_{Aeq} = 17,1 - 25,4$ dB(A))

7.1.4 Messinstrumente

Die zentrale physikalische Größe aller durchgeführten Untersuchungen ist der von den koronierenden Leiterseilen bzw. Leiterbündeln hervorgerufene Schalldruckpegel L . Dieser wurde mithilfe von zwei unabhängigen Schallpegelmesssystemen des Herstellers NTi erfasst. Die eingesetzten Systeme bestehen aus jeweils einem volldigitalen Schallpegelmessgerät des Typs XL2 und einem omnidirektionalen 1/2"-Kondensator-Freifeldmikrofon mit Dauerpolarisation (M2230: Vorverstärker MA220, MC230 Mikrofonkapsel), welche über ein ASD-Messkabel verbunden wurden. Alle eingesetzten Komponenten erfüllen die Anforderungen der Klasse 1 gemäß IEC 61672-1 [Int13]. Bezogen auf den verwendeten Mikrofontyp ergibt sich hieraus eine Frequenzgangtoleranz von ± 1 dB im Bereich von $f = 20$ Hz – 4 kHz und von $\pm 1,5$ dB im Bereich von $f = 4$ kHz – 10 kHz. Die eingesetzten Schallpegelmessgeräte gestatten eine terzspektrale Aufnahme der Immissionspegel mit einer zeitlichen Auflösung von $\Delta t = 100 \mu\text{s}$, welche nach der Messung in einem proprietären Dateiformat vorliegen. Mithilfe der zugehörigen Software kann anschließend der energieäquivalente Dauerschallpegel L_{Aeq} für alle relevanten Beobachtungszeiträume gebildet werden. Um diese Form der Auswertung zu erleichtern, wurde eine Zusatzschaltung entwickelt, welche über werksseitig zur Verfügung stehende Event-Eingänge eine Synchronisierung der Schallpegelmessungen mit der AC-Prüfanlage ermöglicht. So kann im Auswertefile jede Spannungsstufe einem Zeitbereich zugeordnet werden.



(a)



(b)

Bild 7.10: (a) Schallpegelmessgerät XL2 (b) Messmikrofon M2230 [NTi20]

Neben der Messung des Schalldruckpegels L erfolgte auch eine optische Erfassung des Koronageschehens, welche sich insbesondere zur Erkennung bzw. Lokalisierung anhaftender Partikel oder mechanischer Beschädigungen (z. B. Kratzer, Schlagstellen) als hilfreich erwiesen hat. Derartige Störstellen können häufig zu lautstarken Entladungen führen, welche die Messergebnisse merklich verfälschen können. Zur optischen Koronadetektion haben sich zum einen langzeitbelichtete Aufnahmen mithilfe einer handelsüblichen, digitalen Tageslichtkamera (EOS 550D) und einem 100-mm-Objektiv bewährt.

Die im sichtbaren Wellenlängenbereich nur schwach ausgeprägten Leuchterscheinungen bedingen allerdings, dass die Aufnahmen bei völliger Dunkelheit durchgeführt werden. Um Sensorrauschen infolge exzessiver Verstärkungen zu vermeiden, sind hierbei Belichtungszeiten von $t \approx 30$ s nötig. Deutlich kürzere Belichtungszeiten können beim Einsatz von UV-sensitivem Aufnahmeequipment erzielt werden, wobei es dann infolge chromatischer Aberation³⁰ zu einem Fokus-Shift zwischen den Entladungserscheinungen und der Umgebung (Leitenseile) kommt. Zur Lokalisierung einzelner Störstellen hat sich vor allem der mit einem UV-Photomultiplier ausgestattete *Coronafinder* des Herstellers Syntronics bewährt, welcher in Verbindung mit einer afokal angebrachten Kamera auch digitale Bildgebung ermöglicht.

7.2 Versuchsmethodik

7.2.1 Versuchsablauf

Während mit dem IEEE-Standard 656-2018 zumindest eine Richtlinie für Geräuschemessungen an Freileitungen existiert [IEE18] (siehe auch [Tas81]), ist gegenwärtig keine Norm verfügbar, die Anhaltspunkte für Geräuschemissionsversuche an Bündelleitern in einem geschlossenen Hochspannungslabor liefert³¹. Die gegenständlichen Versuche wurden daher nach dem von SCHICHLER et al. etablierten Verfahren durchgeführt [Sch+16a; Sch+16b; Sch+18; Pis+18c; Pis+18b]. Dieses Verfahren sieht einen vierstufigen Versuchsablauf zur Charakterisierung der Geräuschemissionseigenschaften von Einfachseilen und Bündelleitern vor. Neben einer initialen Konditionierung des Prüflings sieht dieses Verfahren Abtrocknungsversuche bei konstanter Spannung U bzw. Randfeldstärke E und Spannungsstufentests bei unterschiedlichen Regenraten zur Ermittlung des spannungs- bzw. feldstärkeabhängigen Emissionsverhaltens vor.

7.2.2 Konditionierung

In Anlehnung an die Empfehlungen aus IEC 61284 wird jeder neu montierte Bündelleiter nach seiner Montage für $t = 5$ min mit 110 % der angedachten maximalen Prüfspannung beaufschlagt. Diese elektrische Überbelastung dient dazu, eventuell noch an den Teilleitern anhaftende Partikel zu entfernen, wobei die Leitenseile zuvor bereits bei Bedarf sorgfältig gereinigt wurden. Nach Ablauf der Konditionierungszeit sollte der Prüfling bei einer Prüfspannung, die einer Randfeldstärke von $E = 18$ kV/cm, entspricht keine hörbaren Entladungen generieren. Sollten noch Entladungen vorhanden sein, empfiehlt sich deren optische Lokalisierung (Kapitel 7.1.4).

³⁰Die chromatische Aberration ist ein Abbildungsfehler optischer Linsen(systeme), der dadurch entsteht, dass Licht unterschiedlicher Wellenlänge verschieden stark gebrochen wird.

³¹BECAN et al. führen ihre Geräuschemissionsversuche in Anlehnung an IEC 61284 durch, wobei das Thema dieses Standards eigentlich die Prüfung von Freileitungsfittings ist (*Requirements and tests for fittings*) [Int97].

Büschelentladungen, die sich durch räumlich ausgeprägte Entladungen geringer Anzahl und erratische Geräuschemuster manifestieren, sind hierbei auf hartnäckige Anhaftungen (z. B. Holzsplitter aus der Transportverpackung) oder deutliche mechanische Beschädigungen (z. B. Gratbildung) zurückzuführen, welche jedoch leicht manuell entfernbar sind und auch entfernt werden sollten, da sie für den jeweiligen Prüfling nicht als charakteristisch anzusehen sind. Glimmentladungen sind hingegen häufig ein Indiz für fertigungs- bzw. verpackungsbedingte Seilschäden und treten zumeist in regelmäßigen Abständen entlang einer Geraden auf der Leiterseiloberfläche auf. Abschrammungen, die durch das Auftrommeln des Leiterseils verursacht wurden, gehören zu den typischsten Vertretern dieser Gruppe. Die verursachten Geräusche ähneln den Stridulationen von Heuschrecken. Seilschäden dieser Gruppe sind zum einen zu klein und zu zahlreich, um entfernt werden zu können. Zum anderen stellen sie ein Oberflächencharakteristikum und Qualitätsmerkmal des jeweiligen Leiterseils dar, weswegen deren Entfernung vergleichende Untersuchungen in einem schiefen Licht erscheinen lassen würde. Da das dezidierte Ziel der gegenständlichen Untersuchungen jedoch der Vergleich unterschiedlicher Leiterseiloberflächen und nicht die Bewertung verschiedener Hersteller ist, wurden für die nachfolgenden Untersuchungen nur Leiterseile ausgewählt, die keine regelmäßigen Fehlstellen aufwiesen.

7.2.3 Spannungsfahrt im trockenen Zustand

Die erste Geräuschemessung kann direkt nach der Konditionierung des Prüflings durchgeführt werden. Ziel dieses Versuchs ist die Bestimmung der Geräuschmissionen im trockenen Zustand als Funktion der Prüfspannung. Dieser Test kann als Ergänzung zu den Versuchen im berechneten Zustand gesehen werden, weshalb die Prüfspannungspegel üblicherweise analog gewählt werden. Das Emissionsverhalten im trockenen Zustand ist aus den Beobachtungen des Konditionierungsverhaltens abschätzbar. Sollten bereits deutlich vor Erreichen der Konvergenzfeldstärke E_K (Kapitel 8.3.3) signifikante Geräuschpegel auftreten (Richtwert $A'_A > -10 \text{ dB(A)}$), ist dies ein Indiz für Irregularitäten oder schlechte Oberflächenqualitäten. Jenseits der Konvergenzfeldstärke E_K kann mit einem abrupten Einsetzen der Trockenkorona gerechnet werden, wobei dann entlang der gesamten Leiterlänge Entladungen auftreten. In diesem Zustand wurden häufig Geräuschpegel beobachtet, die deutlich höher sind als jene, die bei gleicher Spannung im berechneten Zustand auftreten. Sobald ein Leiterbündel für eine der nachfolgenden Untersuchungen mit Wasser benetzt wurde, ist eine Wiederholung der Spannungsfahrt im trockenen Zustand erst wieder nach vollständiger Abtrocknung möglich, die üblicherweise mehrere Stunden in Anspruch nimmt.

7.2.4 Abtrocknung

Der Abtrocknungsversuch dient zur Untersuchung des Abklingverhaltens der Koronageräusche nach dem Ende eines Regenschauers. Wie in Kapitel 5.6 ausgeführt, ist diese Eigenschaft aus psychoakustischer Sicht von großer Relevanz.

Ferner stellen feuchte Leiterseile ohne nennenswerte Niederschlagsmengen (z. B. Niesel oder Nebel) den statistisch häufigsten Fall von Schlechtwetterkorona dar [Com+73]. Zur Durchführung des Abtrocknungstests wird das zu untersuchende Leiterbündel manuell mit Wasser benetzt und anschließend mit konstanter Prüfspannung beaufschlagt. Eine ausreichende Benetzung ist dabei zur Erzielung reproduzierbarer Ergebnisse von großer Wichtigkeit. Eine Übersättigung kann dabei nicht auftreten. Die Nutzung der installierten Regenanlage ist in diesem Zusammenhang nicht sinnvoll, da die Anlage aufgrund des gespeicherten Restdrucks nicht abrupt abgeschaltet werden kann und auch ein mögliches Nachtropfen der Düsen die Ergebnisse des Abtrocknungsversuchs verfälschen könnte. Das Risiko des Nachtropfens ist auch der Grund, warum Abtrocknungsversuche vor der Aktivierung der Regenanlage für die nachfolgend beschriebenen Untersuchungen durchgeführt werden sollten. Die Zeitspanne zwischen dem Ende des Bewässerungsvorgangs und dem Einschalten der Prüfspannung sollte insbesondere bei hydrophilen Leiterseilen möglichst kurz sein.

Wie im entsprechenden Ergebniskapitel in Kapitel 8.8 noch ausgeführt wird, hat die Prüfspannung großen Einfluss auf die Dauer des Abtrocknungsvorgangs, weshalb diese mit Bedacht zu wählen ist und gegebenenfalls mehrere Abtrocknungsversuche bei unterschiedlichen Randfeldstärken durchzuführen sind. Prüfspannungen, die zu Randfeldstärken jenseits der jeweiligen Konvergenzfeldstärke E_K führen, erscheinen in diesem Zusammenhang in keinem Fall sinnvoll. Eine Randfeldstärke $E = 0,75 \cdot E_K$ kann angesichts der üblichen Betriebsrandfeldstärken als Richtwert dienen.

7.2.5 Spannungsfahrt im beregneten Zustand

Die Spannungsfahrt bei konstanter Beregnung, wozu die in Kapitel 7.1.2 beschriebene Regenanlage genutzt wird, ist der letzte, aber größte Teil des Versuchsablauf nach SCHICHLER. Ziel dieser Versuchsreihe ist zunächst stets die Bestimmung des durch den zu untersuchenden Bündelleiter bei verschiedenen Regenraten RR verursachten, spannungsabhängigen Immissionspegel $L_A = f(U)$, aus dem in weiterer Folge der feldstärkeabhängige, längenbezogene Schallleistungspegel $A'_A = f(E)$ ermittelt werden kann. Die Prüfspannung U ist dabei so zu wählen, dass unter Berücksichtigung der individuellen Bündelgeometrie der gesamte relevante Feldstärkebereich, üblicherweise vom Koronaeinsatz bis jenseits der jeweiligen Konvergenzfeldstärke E_K , abgedeckt wird. Der höchste in den gegenständlichen Untersuchungen verwendete Spannungspegel ist $U = 370 \text{ kV}$ (Vieleiterbündel, $d = 33 \text{ mm}$, $E' = 0,0522 \text{ kV}/(\text{cm} \cdot \text{kV})$).

Die Erhöhung des Prüfspannungspegels erfolgte stufenweise in Schritten von $\Delta U = 10 \text{ kV}$. Jede Spannungsstufe wurde für eine Dauer von $\Delta t = 30 \text{ s}$ gehalten. Da es allerdings nach Erhöhung der Prüfspannung zu einem Formierungseffekt kommt, der sich durch ein anfängliches Überschwingen des Schalldruckpegels L_A bemerkbar macht, werden die ersten 10 s der Spannungsstufen bei der weiteren Auswertung verworfen. Dieser Effekt wurde einzig von LUNDQUIST beschrieben, der eine Formierungsphase von $t = 1 \text{ min}$ vorschlägt [Lun84].

Als weitere potentielle Fehlerquelle hat sich eine unzureichende Sättigung der Leiterseile herausgestellt. Vor jeder Messung wurde das zu untersuchende Leiterbündel für $t = 10$ min mit der höchsten einstellbaren Regenrate mit Wasser gesättigt. Den Abtrocknungsversuch vor den Spannungsfahrten im berechneten Zustand durchzuführen, trägt ebenfalls zu einer ausreichenden Sättigung bei. Wurden Messungen bei unterschiedlichen Regenraten RR durchgeführt, wurde stets mit der höchsten Regenrate begonnen und diese dann schrittweise gesenkt. Nach der Änderung der Regenrate dauert es etwa 10 min, bis die Tropfenpopulation einen neuen Gleichgewichtszustand erreicht hat. Ohne vollständiger Sättigung besteht die Gefahr, die Effekte hydrophiler Oberflächen einzuschränken. Als Beispiel hierfür mögen die Emissionslinien eines Bündelleiters dienen, welcher zunächst unter Einhaltung des beschriebenen Versuchsablaufs vermessen wurde. Die Wiederholung der Messung am nächsten Tag, welche spontan und ohne längerer Sättigungsphase durchgeführt wurde, zeigte dann eine Emissionslinie, welche eher jener eines Standardleiterseils entspricht (Bild 7.11). Erst nach ausreichender Sättigung konnten die Messergebnisse des Vortags reproduziert werden. Eine fortlaufende kritische Beobachtung der gesammelten Messwerte kann somit helfen, solche Probleme zu vermeiden.

Ein anderes Problem, welches gelegentlich beobachtet wurde, sind unerwünschte elektrische Entladungen an diversen Komponenten des Versuchsaufbaus. In manchen Fällen können diese bereits während des Konditionierungsschritts behoben werden. Wie in Bild 7.12 gezeigt, können bei hohen Feldstärken auch an den mechanischen Komponenten anhaftende Wassertropfen elektrische Entladungen und verfälschende Zusatzgeräusch hervorrufen. Letztgenannte können sich durch Wendepunkte bzw. Unstetigkeiten in der Emissionslinie manifestieren, welche unter Normalbedingungen nicht auftreten.

7.3 Berechnung des feldstärkeabhängigen Schalleistungspegels

Wie in Kapitel 5.1 ausgeführt, handelt es sich bei dem mithilfe der in Kapitel 7.1.4 beschriebenen Schallpegelmessern bestimmten Schalldruckpegels L_A um eine ortsabhängige Beobachtungsgröße. Entsprechend dem Zusammenhang aus Gleichung (5.14), wäre der Schalldruckpegel L_A zwar ausreichend, um zumindest die Differenz der von unterschiedlichen Leiterbündeln verursachten Schalleistungspegel $\Delta A'_A$ zu quantifizieren, für weiterführende Betrachtungen hinsichtlich der Unterschiede im feldstärkeabhängigen Emissionsverhalten von Standardleiterseilen und hydrophilen Leiterseilen ist jedoch die Kenntnis der absoluten Schalldruckpegel $\Delta A'_A$, wie sie auch für Geräuschemissionsprognosen verwendet werden, unabdingbar. Die Hintergründe der immissionsbasierten Bestimmung des längenbezogenen Schalleistungspegels A'_A wurden bereits in Kapitel 5.2.2 (idealisiertes Modell) und Kapitel 5.3.2 (Berücksichtigung raumakustischer Einflüsse gemäß ISO 3744) erarbeitet. Nachfolgend wird daher nur noch die praktische Umsetzung des Verfahrens nach ISO 3744 diskutiert. Der zur Berechnung genutzte Frequenzbereich wird dabei auf die Terzbänder im technischen Frequenzbereich von $f = 50$ Hz – 10 kHz eingeschränkt.

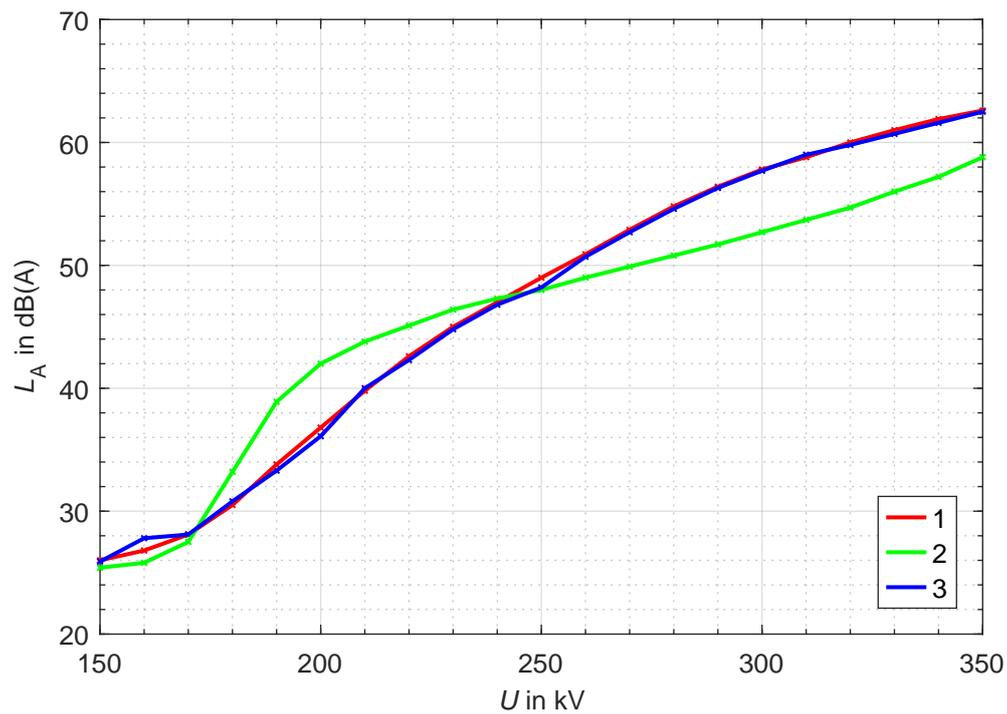


Bild 7.11: Negativbeispiel zu den Auswirkungen inadäquater Bewässerung: (1) Originale Emissionslinie bei ausreichender Vorbewässerung, (2) Fehlerhafte Emissionslinie hervorgerufen durch unzureichende Vorbewässerung nach vollständiger Abtrocknung, (3) Wiederholung der Messung nach ausreichender Vorbewässerung

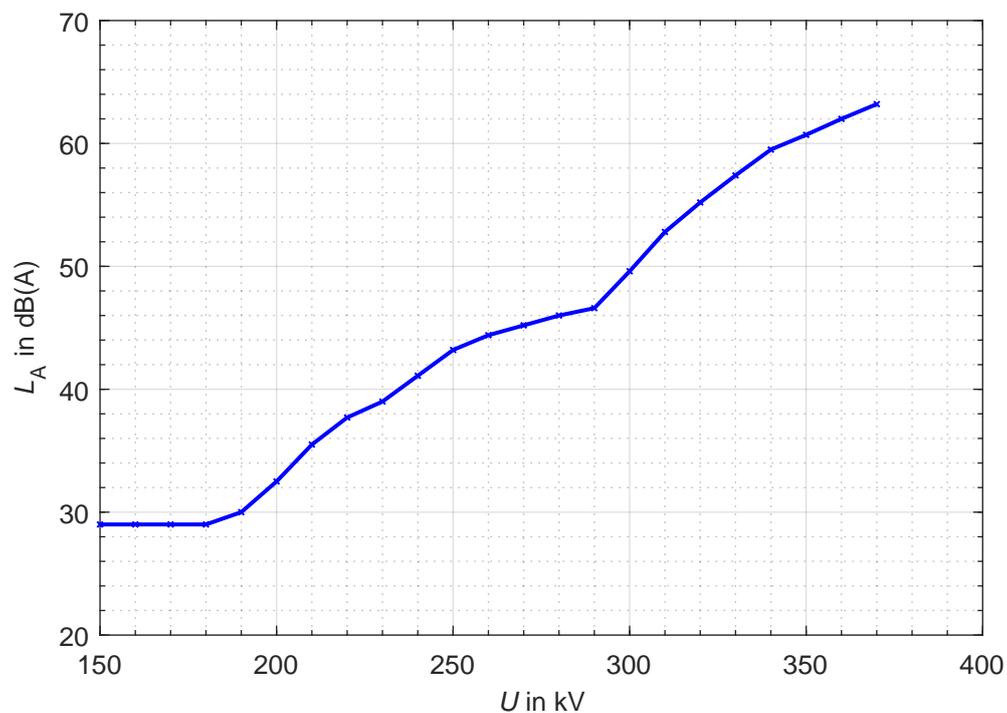


Bild 7.12: Fehlerhafte Emissionslinie hervorgerufen durch unerwünschte Entladungen an Teilen der mechanischen Befestigungsvorrichtung (ab $U = 290$ kV)

Unabhängig von der Art des durchgeführten Versuchs (Kapitel 7.2) liefern die beiden verwendeten Schallpegelmesser jeweils einen Schalldruckpegel-Stream, wobei im Falle der Spannungsstufentests (trocken bzw. beregnet) den einzelnen Zeitabschnitten gewisse Prüfspannungen U zugeordnet sind. Während der Messungen kommt es immer wieder zu kurzen akustischen Beeinträchtigungen (z. B. Knarrgeräusche infolge der wärmebedingten Ausdehnung der Prüfhalle), die direkt in der Auswertesoftware der Schallpegelmesser für die Berechnung des energieäquivalenten Dauerschallpegels L_{Aeq} mithilfe sogenannter *Exclude*-Marker im Sinne einer Fremdgeräuschbereinigung ausgeblendet werden können (Bild 7.13). Die Bildung des energieäquivalenten Dauerschallpegels L_{Aeq} erfolgt in weiterer Folge über eine Zeitfenster von $\Delta t = 20$ s, wobei im Falle der Spannungsstufentests die ersten 10 s der 30-s-Stufe verworfen werden. Schlussendlich liegen zu jeder Messung zwei (MP1 und MP2) fremdgeräuschbereinigte Datensätze $L_{Aeq} = f(U)$ (Spannungsstufentests) oder $L_{Aeq} = f(t)$ (Abtrocknungsversuche) vor. Die Unterscheidung zwischen Spannungsstufentests und Abtrocknungstests ist in weiterer Folge nicht weiter von Belang.

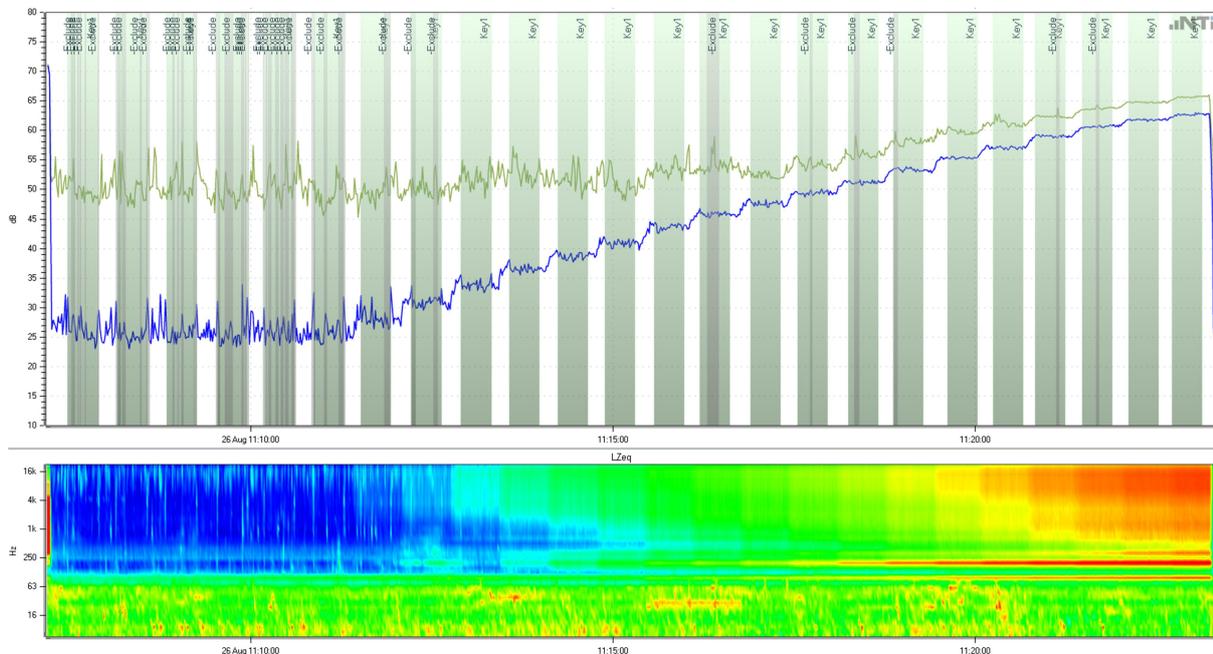


Bild 7.13: Schalldruckpegel-Stream in der Auswertesoftware XL2 Data-Explorer

Aus dem energetischen Mittelwert der beiden korrigierter Pegel $L'_{p,c,i}$ wird in weiterer Folge der mittlere, fremdgeräuschkorrigierte Immissionspegel \overline{L}'_p gebildet, welcher die Grundlage für die anschließende Umgebungskorrektur darstellt. Hierzu sind die Hintergrundgeräuschmatrizen $L''_{p,i}$ gemäß Gleichung (5.25) zu bilden, wobei im Falle des Regengeräuschs $L''_{p,R}$ für beide Immissionspunkte (MP1 und MP2) dasselbe Regenspektrum (z. B. Bild 7.7 für $RR = 6$ mm/h) in Ansatz gebracht wird. Die Subtraktion des Anlagengeräuschs $L''_{p,A,i}$ erfolgt hingegen spannungs- und ortsabhängig (Bild 7.8 und Bild 7.9). Für die Umgebungskorrektur ist zunächst die effektive Schallabsorptionsfläche B gemäß der Sabin'schen Formel (Gleichung (5.28) aus der in Kapitel 7.1.3 diskutierten Nachhallzeit T und dem Testraumvolumen ($V = 18251,5 \text{ m}^3$) zu berechnen. Die Bestimmung des frequenzabhängigen Korrekturfaktors k_2 erfolgt abschließend über Gleichung (5.29).

Die Messoberfläche S , die jener Zylindermantelfläche entspricht, welche das emittierende Leiterbündel umschließt und durch die Messmikrofone abgetastet wird, ergibt sich in weiterer Folge aus der aktiven, emittierenden Länge der untersuchten Leiterbündel, welche auf $\ell = 6$ m abgeschätzt wird und mit optischen Koronabeobachtungen verifiziert wurde. Der radiale Abstand zu den Messmikrofonen beträgt gemäß Bild 7.5 $R = 6,185$ m. Es gilt daher:

$$S = 2 \cdot \pi \cdot \ell \cdot R = 2 \cdot \pi \cdot 6 \text{ m} \cdot 6,185 \text{ m} = 233,73 \text{ m}^2 \quad (7.1)$$

Entsprechend dem Verlauf der Nachhallzeit $T = f(f)$ zeigt auch der Umgebungskorrekturfaktor k_2 eine deutliche Abnahme mit steigender Frequenz (Bild 7.14). Nach erfolgter Fremdgeräusch-, Hintergrundgeräusch- und Umgebungskorrektur kann der mittlere Immissionspegel L_{pf} schließlich mithilfe von Gleichung (5.31) und Gleichung (5.32) in den längenbezogenen Schalleistungspegels A' übergeführt werden. Zuletzt erfolgt die Frequenzbewertung der terzspektralen Komponenten des längenbezogenen Schalleistungspegels A' gemäß Gleichung (5.40), woraus der A-bewertete längenbezogene Schalleistungspegel A'_A resultiert, welcher die Grundlage für alle nachfolgenden Betrachtungen bildet. Abhängig davon, welche Art der Darstellung gewünscht ist, kann die Darstellung der berechneten Leistungspegel A'_A in Abhängigkeit der Prüfspannung U oder in Abhängigkeit der Leiterrandfeldstärke E erfolgen. Eine Umrechnung zwischen den beiden Größen ist mithilfe der bezogenen Feldstärke E' des jeweiligen Bündelleiters jederzeit möglich (Kapitel 6.4.1, Bild 6.4). In Appendix I wird zu Vergleichs- bzw. Kontrollzwecken ein alternatives Verfahren zur Bestimmung des Schalleistungspegels A'_A aus dem gemessenen Schalldruckpegel L_A gezeigt.

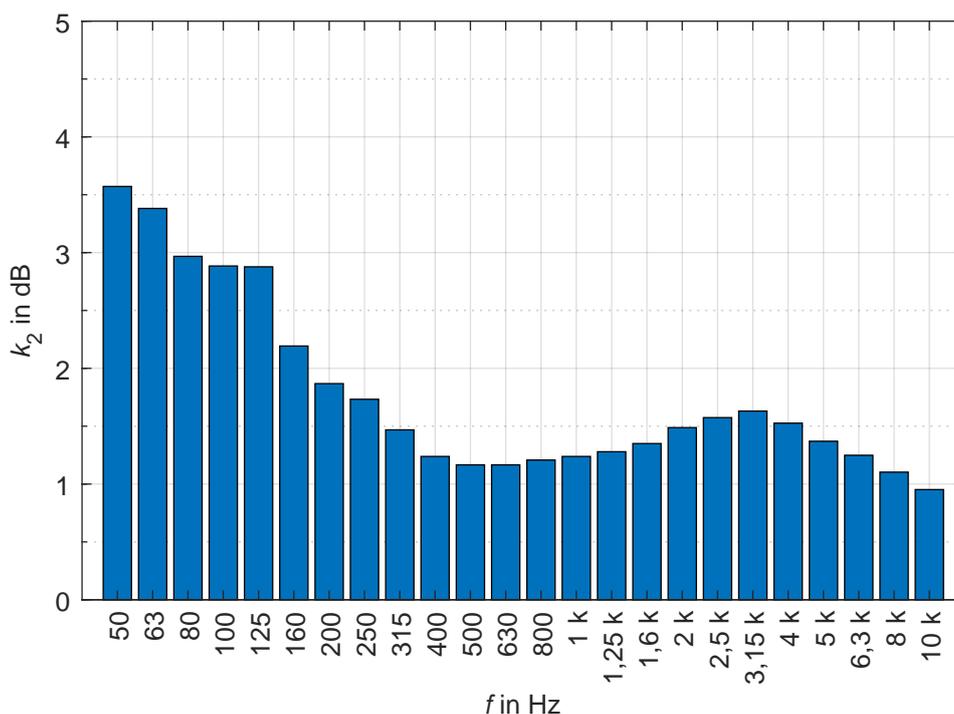


Bild 7.14: Terzspektrale Darstellung des Umgebungskorrekturfaktors k_2

8 Emissionsverhalten von Leiterseilen in AC-Freileitungen

8.1 Einführung

Bezugnehmend auf die Forschungsfragen aus Kapitel 2 war das grundlegende Ziel der Experimente, deren Ergebnisse in diesem Kapitel vorgestellt werden, die Untersuchung der Unterschiede im Geräuschemissionsverhalten von hydrophilen Leiterseilen und Standardleiterseilen. Diesbezüglich ist insbesondere das feldstärkeabhängige Emissionsverhalten bei konstanter Beregnung von Interesse. Zusätzlich wurde auch das Abtrocknungsverhalten dieser beiden Seiltypen erforscht. Da alle grundlegenden Untersuchungen für eine Bezugsregenrate von $RR = 6 \text{ mm/h}$ und einen Teilleiterabstand von $a = 400 \text{ mm}$ durchgeführt wurden, widmen sich zwei ergänzende Kapitel den Einflüssen der Regenrate RR und des Teilleiterabstands a .

Der für die Untersuchungen eingesetzte Messaufbau wurde gemeinsam mit der zugehörigen Mess- und Auswertemethodik in Kapitel 7 diskutiert. Abgesehen von Beispielen zur Illustration der Auswertemethodik erfolgt die Angabe der von den untersuchten Leiterbündeln emittierten Geräusche stets als längenbezogener und A-bewerteter Schalleistungspegel A'_A mit einer Bezugsleistung von $P_0 = 1 \mu\text{W}$. Wie in Kapitel 5.4 diskutiert, wurde angesichts der Komplexität und Zeitaufwändigkeit der durchgeführten Versuche auf mehrfache Wiederholungsmessungen verzichtet, sodass eine statistische Auswertung der Ergebnisse entfallen muss. Angaben zu den Frequenzgangtoleranzen der eingesetzten Messinstrumente sind in Kapitel 7.1.4 zu finden.

Generell ist festzuhalten, dass die gezeigten Ergebnisse im Laborversuch sehr gute Reproduzierbarkeit aufwiesen, für deren Portierbarkeit auf reale Freileitungsanwendungen aber nicht gebürgt werden kann. Um dies insbesondere für Pegeldifferenzen $\Delta A'_A$ zwischen hydrophilen und Standardleiterseilen, welche für Geräuschprognosen relevant sein können, hervorzuheben, wird nachfolgend auf den Begriff „Reduktionspotenzial“ zurückgegriffen, welcher stellvertretend für die Formulierung „die unter Laborbedingungen an sehr sorgsam behandelten Leiterseilen festgestellten Pegeldifferenzen“ stehen möge.

8.2 Prüflinge

Die grundlegenden Untersuchungen zum feldstärkeabhängigen Geräuschemissionsverhalten wurden an 14 verschiedenen Bündelkonfigurationen durchgeführt, wobei die Messungen jeweils mit einem Satz Standardleiterseilen und einem Satz hydrophiler Leiterseile durchgeführt wurden (Tabelle 8.1).

Als Standardleiterseile kamen blanke, fabrikneue Leiterseile zum Einsatz, deren einzige Besonderheit es ist, zur Vermeidung von mechanischen Beschädigungen nicht auf Trommeln, sondern in 10 m langen Spezialkisten angeliefert worden zu sein. Im Falle der hydrophilen Leiterseile gestaltete sich die Auswahl der Versuchsmuster etwas diffiziler, da nur Seilmuster eingesetzt werden sollten, die möglichst stark ausgeprägte (idealerweise optimale) hydrophile Eigenschaften aufweisen. Um dies sicherzustellen, wurden entsprechende Vorversuche durchgeführt und häufig unterschiedliche Oberflächenbehandlungen und gealterte Leiterseile miteinander verglichen [Pis+17b; Pis+18c]. Für die nachfolgend präsentierten Messungen kamen dann jene Prüflinge zum Einsatz, von denen erwartet werden konnte, das nach dem gegenwärtigen Stand der Technik höchste Maß reproduzierbarer Hydrophilie aufzuweisen. In vielen Fällen handelte es sich dabei um sehr stark gealterte Leiterseile, die von Netzbetreibern zur Verfügung gestellt wurden. Teilweise kamen aber auch glasperl- bzw. sandgestrahlte oder mit hydrophiler Farbe beschichtete Prüflinge zum Einsatz.

Hinsichtlich dieser Durchmischung bestehen keine Bedenken, da in den Vorversuchen bei Prüflingen mit sehr ausgeprägten hydrophilen Eigenschaften keine Abhängigkeit des Emissionsverhaltens von der Methode, mit der die hydrophile Oberfläche erzeugt wurde, beobachtet wurde (siehe hierzu auch Kapitel 8.10). Entsprechend der Konvention aus Kapitel 4.3.2 wird nachfolgend lediglich zwischen „Standard“ und „hydrophil“ unterschieden. Im Sinne einer weiteren Anonymisierung wurde außerdem auf die Nennung exakter Seilbezeichnungen verzichtet und nur der jeweilige Durchmesser d als Unterscheidungsmerkmal angeführt, wobei dieser auf volle Millimeter gerundet wurde. Um das vorgestellte Emissionsmodell auch praktisch nutzen zu können, wurden zur Berechnung der entsprechenden Koeffizienten allerdings die ungerundeten Durchmesser d verwendet.

In Anhang A wird einer Auswahl der Leiterseile gezeigt, die in den nachfolgenden beschriebenen Versuchen zum Einsatz kamen.

Tabelle 8.1: Untersuchte Bündelkonfigurationen

Teilleiteranzahl n	Teilleiterdurchmesser d	Anordnung
	mm	
1	28, 36, 42	
2	29, 32, 36, 50	horizontal
3	25, 27, 40, 50	V
4	22, 25, 33	Quadrat

8.3 Feldstärkeabhängiges Emissionsverhalten

8.3.1 Grundsätzlicher Verlauf

Bild 8.1 illustriert den Verlauf des im Zuge eines Geräuschemissionsversuchs, welcher gemäß des in Kapitel 7.1.2 beschriebenen Aufbaus durchgeführt wurde, aufgezeichneten, spannungsabhängigen Schalldruckpegels L_{Aeq} . Die in Bild 8.1 abgebildeten Geräuschemissionsverläufe sind für derartige Versuche typisch und können in ähnlicher Form für alle Bündelgeometrien beobachtet werden [Pis+20]. Eine detaillierte Interpretation der Verläufe der Emissionslinien erfolgt in Kapitel 8.3.3. Hinsichtlich des Einflusses des Hintergrundgeräuschs ist jedoch auszuführen, dass es sich bei den gezeigten Schalldruckpegeln um Rohdaten handelt, welche dem Einfluss des ebenfalls spannungsabhängigen Hintergrundgeräuschs unterliegen. Im Bereich niedriger Prüfspannung dominiert diesbezüglich das durch die Regenanlage hervorgerufene Regenrauschen (Bild 7.7).

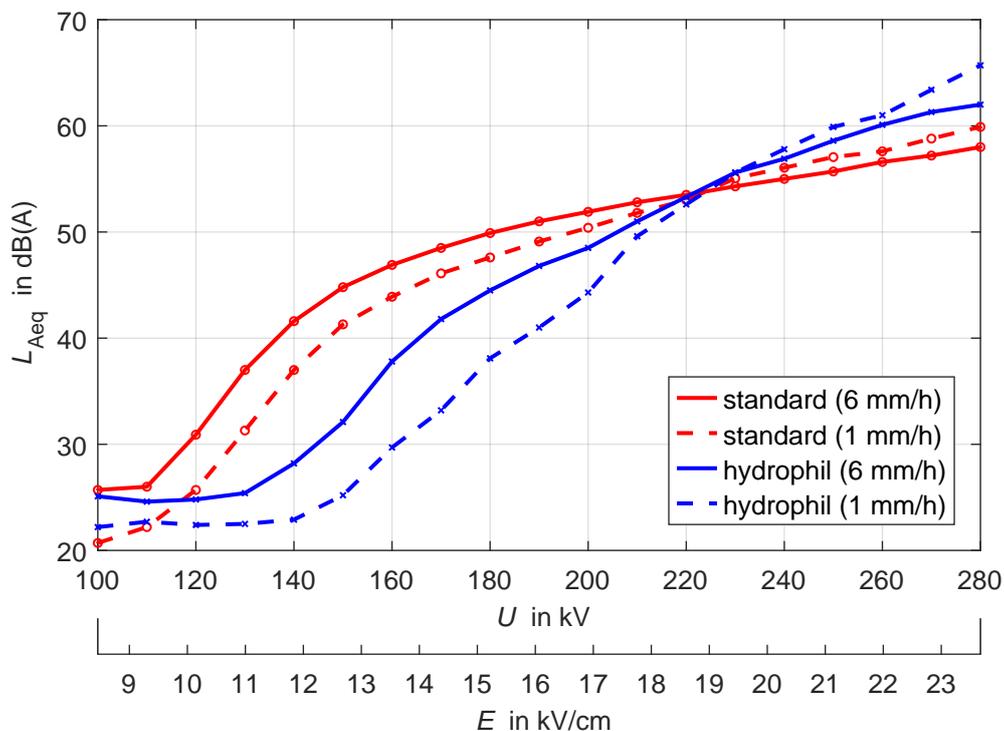


Bild 8.1: Rohdaten aus einer Vergleichsmessung zwischen einem Standardleiterseil und einem hydrophilen Leiterseil ($n = 2$, $a = 400$ mm, $d = 29$ mm) bei $RR = 1$ mm/h und $RR = 6$ mm/h

Derartige Rohdaten stellen den Ausgangspunkt zur Ermittlung des feldstärkeabhängigen Emissionsverhaltens eines Leiterseiltyps in einer bestimmten Bündelkonfiguration dar, wobei typischerweise ein Standardseil ohne Oberflächenbehandlung und dessen Pendant mit hydrophiler Oberfläche zum Einsatz kommen. Die Bestimmung der mit der jeweiligen Prüfspannung U korrespondierenden Feldstärke E erfolgt dabei typischerweise, wie in Kapitel 6.4.1 ausgeführt, mit Hilfe der für die verwendete Bündelgeometrie gültige bezogene Feldstärke E' . Die Umrechnung der aufgezeichneten Schalldruckpegel in die korrespondierenden längenbezogenen Schalleistungspegel A'_A erfolgt für alle nachfolgenden Ergebnisse anhand des in Kapitel 5.3.2 erläuterten Verfahrens.

Bild 8.2 stellt die aus den in Bild 8.1 gezeigten Schalldruckpegeln ermittelten Schalleistungspegel A'_A in Abhängigkeit der Leiterrandfeldstärke E dar. Die mathematischen Hintergründe der vier eingezeichneten Interpolanten werden im nachfolgenden Abschnitt 8.3.2 noch im Detail diskutiert.

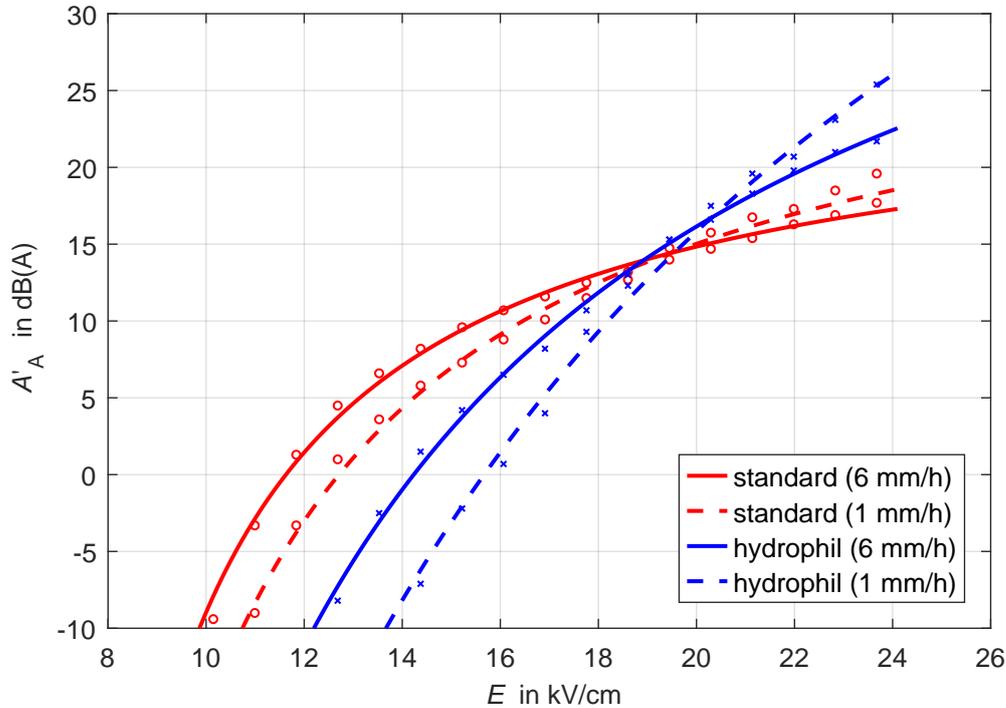


Bild 8.2: Geräuschemissionsverhalten eines Zweileiterbündels mit $a = 400$ mm und $d = 29$ mm bei Ausführung mit Standardoberfläche und hydrophiler Oberfläche

Da es wenig sinnvoll ist, Geräuschemissionspegel für Feldstärken, die unter der Koronaeinsatzfeldstärke liegen, anzugeben und Geräuschemissionspegel knapp oberhalb des Teilentladungseinsetzes noch starker Schwankungen unterliegen, ist der in allen nachfolgenden Diagrammen für Schalleistungspegel dargestellte Bereich auf $A'_A = -10$ dB(A) beschränkt. Im Sinne einer besseren Interpretierbarkeit der in dB(A) und auf μW bezogenen Schalleistungspegel A'_A werden in Bild 8.3 die aus unterschiedlichen Schalleistungspegeln A'_A in Abhängigkeit der radialen Entfernung R resultierenden Schalldruckpegel L_A dargestellt.

Analog zu dem in diesem Kapitel beleuchteten Beispiel wurde das feldstärkeabhängige Emissionsverhalten aller in Kapitel 8.2 aufgelisteten Leiterseil-Bündel-Konfiguration bestimmt. Die entsprechenden Diagramme werden im Anhang in den Bildern C.1–C.4 als Funktion der Prüfspannung bzw. in den Bildern C.5–C.8 als Funktion der Leiterrandfeldstärke E dargestellt. Hierzu sei zunächst nur der Fall der Regenrate von $RR = 6$ mm/h Belang. Eine Ausweitung der Diskussion auf andere Regenraten erfolgt in Kapitel 8.6.

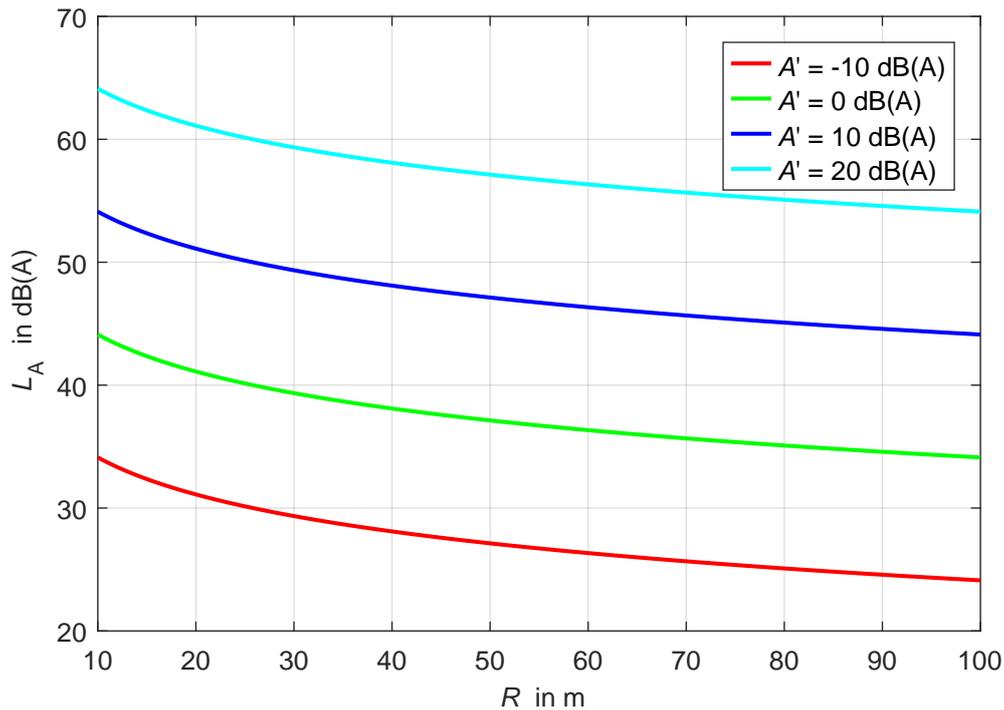


Bild 8.3: Von einem Leiterbündel unendlicher Länge ℓ bei einem längenbezogenen Schalleistungspegel A'_A in radialem Abstand R hervorgerufene Geräuschmission L_A (Ausbreitungsmodell nach EPRI gemäß Gleichung (5.19))

8.3.2 Parametrisierung

Um die ermittelten Schalleistungspegel auch für Geräuschmissionsprognosen nutzen zu können, ist es zweckmäßig, eine Parametrisierung der Schalleistungsverläufe gemäß $A'_A = f(E)$ durchzuführen. Hierdurch kann die Beurteilung der Unterschiede im Emissionsverhalten der untersuchten Leiterseil(oberflächen) nicht nur anhand einiger weniger Stützstellen, die naturgemäß Streuungen unterworfen sind, sondern anhand eines breiteren Feldstärkebereichs erfolgen. Hierzu bietet sich die Beschreibung mithilfe einer Hyperbelfunktion gemäß Gleichung (8.1) an.

$$A'_A(E) = A_\infty - \frac{k}{E - E_0} \quad (8.1)$$

Im Gegensatz zu einer Parametrisierung mithilfe eines Polynoms hat diese Art der Darstellung den Vorteil, das asymptotische Verhalten koronainduzierter Geräuschmissionen infolge der selbstlimitierenden Eigenschaften der Entladungen, nachbilden zu können. In diesem Zusammenhang kann der Parameter A_∞ in Gleichung (8.1) als der maximal erzielbare Emissionspegel betrachtet werden. Die Größe k beschreibt dabei die Steigung der Emissionslinien, während der Parameter E_0 deren Verschiebung entlang der E -Achse beeinflusst. Die Variable E_0 erfüllt dabei keine Rolle hinsichtlich der Einsatzfeldstärke, sondern ermöglicht als zusätzlicher Freiheitsgrad eine deutliche Verbesserung des Determinationskoeffizient R^2 .

Die Bestimmung der Parameter A_∞ , k und E_0 aus den ermittelten Schalleistungspegeln kann mithilfe unterschiedlicher Optimierungsalgorithmen erfolgen. Im vorliegenden Fall kam der LEVENBERG-MARQUARDT-Algorithmus zum Einsatz, welcher in vielen Softwarepaketen (z. B. MATLAB) verfügbar ist. Die für die jeweiligen Leiterseil-Bündel-Kombinationen bestimmten Parameter können den Tabellen C.1–C.4 im Anhang entnommen werden, wobei vorerst wiederum das Emissionsverhalten bei einer Regenrate von $RR = 6 \text{ mm/h}$ im Vordergrund stehen soll. Die in den Bildern C.1–C.8 eingezeichneten Emissionslinien wurden mit ebendiesen Koeffizienten berechnet.

8.3.3 Charakteristisches Geräuschemissionsverhalten

Wie den Diagrammen in den Bildern C.1–C.8 entnommen werden kann, zeigen alle untersuchten Bündelleiter ein sehr ähnliches Verhalten hinsichtlich der feldstärkeabhängigen Geräuschemissionscharakteristik $A'_A = f(E)$, deren grundlegende Zusammenhänge nachfolgend diskutiert werden. Für eine umfassende Darstellung zu den Einflüssen der einzelnen Bündelparameter und zu den zu erwartenden Geräuschreduktionspotenzialen unterschiedlicher Konfigurationen sei auf das nachfolgende Kapitel 8.4 verwiesen.

Der beobachtete Verlauf der Geräuschemissionslinien entspricht grundsätzlich den aus der Literatur bekannten Beispielen (Kapitel 4.3, Kapitel 4.4) und spiegelt auch das theoretisch zu erwartende Entladungsverhalten, welches maßgeblich durch die selbstlimitierende Charakteristik der Koronaentladungen geprägt ist, wider. Unabhängig der Oberfläche steigt die emittierte Schalleistung A'_A bei geringen Randfeldstärken E zunächst steil an, um dann deutlich abzufachen und sich einem asymptotischen Verlauf anzunähern. Hierbei ergibt sich bei moderaten Feldstärken eine signifikante Spreizung zwischen den Emissionslinien der Standardleiterseile und der hydrophilen Leiterseile, welche der Geräuschreduktion ΔL entspricht, die bei Verwendung eines hydrophilen Leiterseils anstelle eines Standardleiterseils zu erwarten ist. Der Vergleich der Verläufe der beiden Leiterseiltypen legt jedoch nahe, dass die anfänglich geringeren Emissionspegel hydrophiler Leiterseile auf höhere Einsatzfeldstärken E zurückzuführen sind. Aufgrund der schwächer ausgeprägten selbstlimitierenden Eigenschaften, welche ihrerseits eine Folge der geringeren Dichte anhaftender Wassertropfen ist, zeigen hydrophile Leiterseile neben einer größeren Steigung der jeweiligen Emissionslinien im betrachteten Feldstärkebereich häufig noch keine nennenswerten Sättigungserscheinungen³². Dieses Verhalten spiegelt sich ebenfalls in den Parametern A_∞ und k in Gleichung (8.1) bzw. in den Tabellen C.1–C.4 wider. Die unterschiedlichen Steigungen bedeuten in weiterer Folge ein mit zunehmender Feldstärke E abnehmendes Geräuschreduktionspotenzial $\Delta A'$. In diesem Zusammenhang kann die Konvergenzfeldstärke E_K definiert werden, welche sich durch $\Delta A' = 0$ auszeichnet. Jenseits der Konvergenzfeldstärke E_K übersteigen die von hydrophilen Leiterseilen emittierten Schalleistungspegel jene der Standardseile.

³²Angesichts dieser Erkenntnis erscheinen die seitens der FKH veröffentlichten Prognoseformeln, welche das Geräuschemissionsverhalten lediglich linear approximieren, weniger unpassend als in [Tas82] kritisiert.

Zur genaueren Untersuchung der Konvergenzfeldstärke E_K wurde diese für alle in den Diagrammen in den Bildern C.5–C.8 dargestellten Emissionslinien berechnet. Bei Darstellung in Abhängigkeit des Teilleiterdurchmessers d ist hierbei in Richtung kleinerer Leiterdurchmesser eine deutliche Zunahme der Konvergenzfeldstärke E_K zu beobachten (Bild 8.4). Bei Einfachseilen ist dieses Verhalten besonders ausgeprägt. Im Falle der untersuchten Bündelleiter kann keine signifikante Abhängigkeit der Konvergenzfeldstärke E_K von der Teilleiteranzahl n beobachtet werden, sodass es möglich ist, die Konvergenzfeldstärke E_K für Teilleiteranzahlen $n = 2 - 4$ durch eine einzige Funktion zu beschreiben. Für Teilleiterdurchmesser von $d = 20$ mm beträgt die Konvergenzfeldstärke dabei $E_K \approx 22$ kV/cm. Für Teilleiterdurchmesser bis $d = 50$ mm nähert sich dieser Wert $E_K \approx 16$ kV/cm.

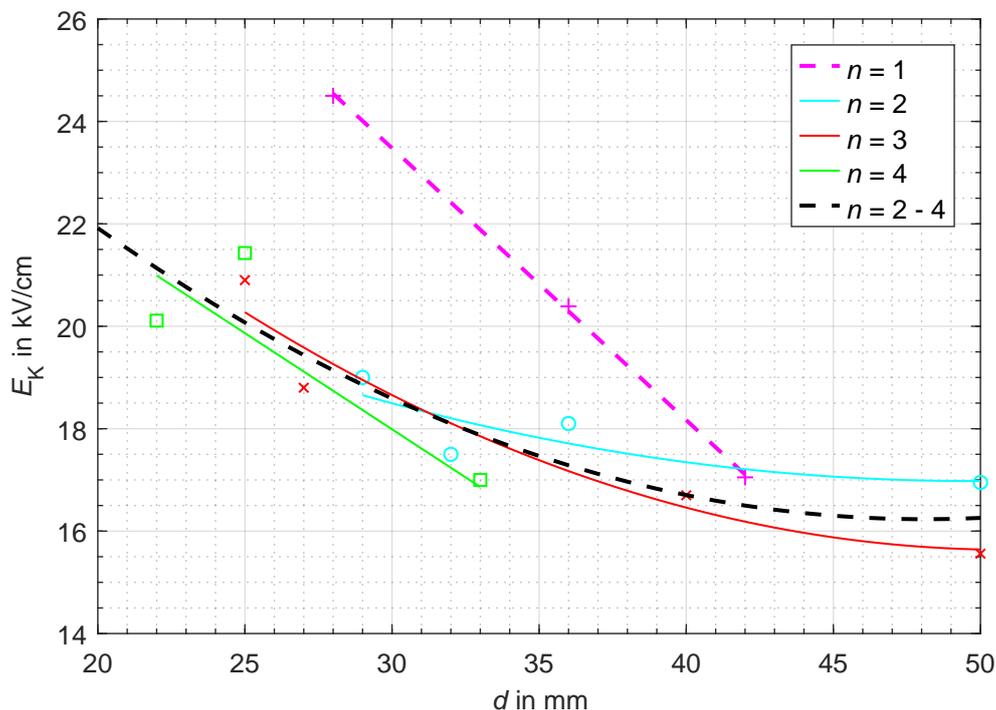


Bild 8.4: Konvergenzfeldstärken E_K der in den Bildern C.5–C.8 dargestellten Bündelleiter (Regenrate $RR = 6$ mm/h)

Der beobachtete Einfluss der Regenrate auf das Geräuschemissionsverhalten ähnelt dem Unterschied zwischen hydrophilen und Standardleiterseilen, was aber nur wenig verwunderlich ist, da beide Charakteristika denselben Effekten hinsichtlich der selbstlimitierenden Eigenschaften der Koronaentladungen unterliegen. Ungeachtet der Leiterseiloberfläche führen kleinere Regenraten im Bereich moderater Feldstärken E zunächst zu geringeren Emissionspegeln A'_A , wobei auch diese Differenz mit steigender Feldstärke abnimmt (Bild 8.2). Der Schnittpunkt der Emissionslinien unterschiedlicher Regenraten koinzidierte in allen untersuchten Fällen näherungsweise mit der Konvergenzfeldstärke E_K . Jenseits der Konvergenzfeldstärke E_K kommt es zur Überkreuzung der Emissionslinien, wodurch bei geringeren Regenraten höhere Geräuschpegel auftreten. Im Falle exzessiver Feldstärken sind somit bei hydrophilen Leiterseilen und geringen Regenraten paradoxerweise die höchsten Emissionspegel zu erwarten.

Bislang blieben die unterschiedlichen Geräuschemissionscharakteristiken hydrophiler und Standardleiterseile bei der Wahl der Beseilung einer Freileitung unberücksichtigt. Eine detaillierte Kenntnis der feldstärkeabhängigen Pegeldifferenz $\Delta A'_A$ eines bestimmten Leiterbündels (n, d, a) ist jedoch aus mehrerlei Hinsicht von großem Vorteil. Zum einen kann dadurch das bei einer gewählten Beseilungsvariante für eine bestimmte Leiterrandfeldstärke, welche aus der Leitungsgeometrie und der Betriebsspannung resultiert, zu erwartende Geräuschreduktionspotenzial bestimmt werden. Für den Fall der Beseilung mit Standarseilen kann dadurch die alterungsbedingte Geräuschreduktion abgeschätzt werden. Steht die Verwendung hydrophiler Spezialseile zur Debatte, kann deren Wirksamkeit quantifiziert und nach wirtschaftlichen Gesichtspunkten beurteilt werden. Zum anderen ermöglicht die Kenntnis der feldstärkeabhängigen Pegeldifferenz $\Delta A'_A$ abzuwägen, inwieweit der Aufwand zur Reduktion der Leiterrandfeldstärke durch bestimmte Maßnahmen hinsichtlich der resultierten Geräuschreduktion sinnvoll ist.

8.4 Modell zur Prognose der koronainduzierten Schalleistung

Wie bereits in Kapitel 4.4 ausgeführt, eignen sich die üblichen Modelle zur Prognose koronainduzierter Geräuschemissionen grundsätzlich sehr gut zur Abschätzung der im Falle moderat gealterter Leiterseile zu erwartenden Geräuschemissionen. Im Sinne des feldstärkeabhängigen Reduktionspotenzials liefern sie jedoch keine Anhaltspunkte für die Wahl einer optimalen Beseilung.

Angesichts der diskontinuierlichen Eigenschaften von Koronaentladungen und der Tatsache, dass sich die Durchmesser der in einem Leiterseil verwendeten Drähte mit steigendem Durchmesser verändern, wodurch wiederum Kapillareffekte und Feldverstärkeverzerrungen beeinflusst werden, ist es grundsätzlich fraglich, inwieweit die Möglichkeit zur Interpolation zwischen den ermittelten Emissionslinien immer gegeben ist. Da die in den Bildern C.5–C.8 gezeigten Emissionscharakteristiken jedoch sowohl hinsichtlich der Leiterrandfeldstärke E als auch des Leiterseildurchmessers d monoton steigendes Verhalten aufweisen, erscheint eine Generalisierung der ermittelten Ergebnisse bzw. die Definition eines Geräuschemissionsmodells $A'_A = f(E, d)$ in Anlehnung an Gleichung (8.1) grundsätzlich möglich. Vorversuche haben gezeigt, dass es hierzu sinnvoll ist, den Zusammenhang aus Gleichung (8.1) um einen additiven Verschiebungsterm $\alpha = f(d)$ und einen multiplikativen Verstärkungsterm $\beta = f(d)$ zu ergänzen. Die besten Ergebnisse wurden diesbezüglich bei Verwendung einer linearen Charakteristik für den Verschiebungsterm α und einer logarithmischen Charakteristik für den Verstärkungsterm β erzielt, wodurch folgende Form entsteht:

$$A'_A(E, d) = (A_1 \cdot d + A_2) + (B_1 \cdot \lg(d) + B_2 \cdot d) \cdot \left[C_1 + \frac{C_2}{E - C_3} \right] \quad (8.2)$$

Die Koeffizienten A , B und C sind in Abhängigkeit der Teilleiteranzahl n und für hydrophile Leiterseile bzw. Standardseile getrennt zu bestimmen. Grundsätzlich wäre es auch denkbar, den Zusammenhang aus Gleichung (8.2) mithilfe eines Polynoms (parametrisierte Fläche) auszudrücken. Diesbezüglich besteht jedoch die Gefahr von Overfitting. Ferner hat die in Gleichung (8.2) verwendete Form der Parametrisierung den Vorteil, nach dem Einsetzen der Koeffizienten wieder in die Form der Gleichung (8.1) überzugehen, wodurch deren Vorteile beibehalten werden.

Die Bestimmung der Parameter $[A, B, C]$ kann anhand der Daten erfolgen, welche auch den Parametern aus den Tabellen C.1–C.4 zugrunde liegen. Unter Berücksichtigung der erzielbaren Genauigkeiten (Kapitel 7.1.4) und Messtoleranzen erscheint der zur Verfügung stehende Datensatz angesichts des durch die Emissionslinien (Bilder C.5–C.8) abgedeckten Feldstärke- bzw. Schalleistungsbereich geeignet, um den bei den jeweiligen Teilleiteranzahlen n untersuchten Bereich an Teilleiterdurchmessern d zu interpolieren. Für Einfachseile umfasst der Bereich, in dem fundierte Aussagen zum Geräuschemissionsverhalten hydrophiler Leiterseile und Standardleiterseile getroffen werden können einen Teilleiterdurchmesserbereich von $d = 28–42$ mm. Im Falle von Zwei- bzw. Dreileiterbündel umfasst der Bereich $d = 29–50$ mm bzw. $d = 25–50$ mm. Für Vierleiterbündel ist der Gültigkeitsbereich aufgrund der typischerweise eingesetzten Leiterseildurchmesser auf $d = 22–33$ mm beschränkt. Die für unterschiedliche Teilleiteranzahlen n mithilfe des LEVENBERG-MARQUARDT-Verfahrens bestimmten Koeffizienten sind in Tabelle 8.2 dargestellt.

Tabelle 8.2: Koeffizienten für das generalisierte Emissionsmodell nach Gleichung (8.2)

n	Oberfläche	A_1	A_2	B_1	B_2	C_1	C_2	C_3
1	standard	1010,5	-73,2	6,4	24,4	-7,8	21,1	-5,0
	hydrophil	18,8	100,3	11,6	-34,6	3,2	27,8	-1,5
2	standard	596,2	134,8	2,7	-38,3	24,0	30,1	-5,5
	hydrophil	39,7	252,9	9,5	-77,4	10,8	76,3	3,7
3	standard	260,9	175,9	3,9	-39,2	20,9	32,5	-4,4
	hydrophil	631,4	-5,9	4,0	-123,7	-5,3	101,7	2,4
4	standard	6,4	59,9	7,4	-18,8	2,4	17,7	-4,4
	hydrophil	2,3	235,7	10,7	-84,5	8,3	83,3	7,1

8.5 Diskussion

8.5.1 Vergleich des erstellten Modells mit dem EPRI-Prognosemodell

Die mit Gleichung (8.2) erzielte Parametrisierung erlaubt grundsätzlich eine Beschreibung der zugrundeliegenden Schallemissionsdaten mit hoher Güte (Determinationskoeffizient $R^2 > 0,997$). Bezugnehmend auf die Ausführungen aus Kapitel 5.2.2, wonach die Differenz des Schalleistungspegels $\Delta A'_A$ direkt aus dem Differenzschalldruckpegel ΔL_A folgt, solange die Messumgebung nicht verändert wird, eignet sich das erstellte Modell somit jedenfalls zur korrekten Wiedergabe der feldstärkeabhängigen Pegeldifferenz $\Delta A'_A$. Aus praktischer Sicht kann somit jedenfalls eine fundierte Abschätzung zum erzielbaren Reduktionspotenzial erfolgen. Bezüglich einer umfassenden Geräuschemissionsprognose stellt sich jedoch die Frage, inwieweit dem erstellten Modell hinsichtlich der Absolutpegel A'_A , deren Bestimmung diversen akustischen Einflüssen unterliegt, Vertrauen geschenkt werden kann. Um diesbezüglich Sicherheit zu erlangen, bietet sich der Vergleich mit einem etablierten Geräuschemissionsmodell an.

Wie in Kapitel 4.4.2 ausgeführt, wurde seit den Anfängen der Koronageräuschforschung eine Vielzahl von Prognoseformeln entwickelt [Cha+81a; CIG97; Tas82], welche zu Vergleichszwecken herangezogen werden könnten. Im Laufe der Zeit haben sich aus den verfügbaren Emissionsmodellen jedoch zwei herauskristallisiert, auf welche mittlerweile hauptsächlich Bezug genommen wird³³ und welche auch in der dritten, aktuellsten Fassung des EPRI-Referenzbuchs diskutiert werden [EPR05]. Hierbei handelt es sich um die von der Bonneville Power Administration (BPA) und die vom Electric Power Research Institute (EPRI) selbst entwickelten Prognoseformeln. Gründe für die starke Verbreitung ebendieser Modell mögen sein, dass in vielen anderen Fällen nicht klar ist, für welche Regenrate die jeweiligen Prognoseformeln Gültigkeit besitzen³⁴ und die meisten Ansätze nach ihrer erstmaligen Veröffentlichung auch nicht mehr weiterentwickelt wurden.

Angesichts der Tatsache, dass das BPA-Modell für die 50%-Regenrate ($RR_{50\%} = 1 \text{ mm/h}$ [EPR05]) der zugrundeliegenden Langzeitversuche entwickelt wurde und davon abweichende Regenraten RR nur mithilfe eines konstanten Zuschlags berücksichtigt werden, wird für die nachfolgenden Vergleiche das Emissionsmodell nach EPRI herangezogen. Die Bezugsregenrate dieses Modells (5%-Regenrate) stimmt sehr gut mit der Bezugsregenrate der vorliegenden Arbeit von $RR = 6,0 \text{ mm/h}$ überein. Gemäß des EPRI-Modells gilt für den längenbezogenen Schalleistungspegel A'_A eines Bündelleiters mit n Teilleitern des Durchmessers d :

$$A'_A = 20 \cdot \lg(n) + 44 \cdot \lg(d) - 44 \cdot \lg(3,8) + 46,4 - \frac{665}{E} + k_{N-dB} \quad (8.3)$$

³³Siehe hierzu die entsprechenden Kapitel in Grundlagenwerken wie [Kie+01] oder [Cig14].

³⁴Häufig sind nur Angaben wie *heavy rain* oder *average rain* zu finden.

$$k_{\text{N-dB}} = \begin{cases} 7,5 \text{ dB(A)} & n = 1 \\ 2,6 \text{ dB(A)} & n = 2 \\ 22,9 \text{ dB(A)} \cdot \left[1 + (n - 1) \cdot \frac{d}{D} \right] - 30,2 \text{ dB(A)} & n \geq 3 \end{cases} \quad (8.4)$$

Der Geometrieparameter D , der zur Berechnung eines Korrekturterms für Teilleiteranzahlen $n \geq 3$ benötigt wird, entspricht dabei dem Umkreisdurchmesser der jeweiligen Bündelgeometrie.

Die durchmesser- und feldstärkeabhängigen Pegeldifferenzen $\Delta A_A = A'_{\text{A-Modell}} - A'_{\text{A-EPRI}}$, welche zwischen den gemäß des neu entwickelten Modells und den nach dem EPRI-Modell berechnet Emissionspegeln auftreten, werden für Zweileiterbündel exemplarisch in den Falschfarbendarstellungen in Bild 8.5 und Bild 8.6 illustriert. Die korrespondierenden Darstellungen für Einfachseile sowie Drei- bzw. Vierleiterbündel sind im Anhang in den Bildern D.1–D.3 (Standardleiterseile) bzw. D.4–D.6 (hydrophile Leiterseile) zu finden. Die entsprechenden Diagramme belegen dabei für den Fall hydrophiler Leiterseile (Bild 8.6 und Bilder D.4–D.6) eine hervorragende Übereinstimmung zwischen den mithilfe des neu entwickelten Emissionsmodells berechneten Pegeln und den Pegeln, welche mit dem EPRI-Emissionsmodell bestimmt wurden. Im Falle von Einfachseilen und Zweileiterbündeln beträgt die Pegeldifferenz beinahe über den gesamten Feldstärkebereich lediglich $\Delta A_A \approx -2 \text{ dB(A)}$, für Dreileiterbündel bis $E = 17 \text{ kV/cm}$ $\Delta A_A \approx 3 \text{ dB(A)}$ und für Vierleiterbündel $\Delta A_A \approx 2 \text{ dB(A)}$.

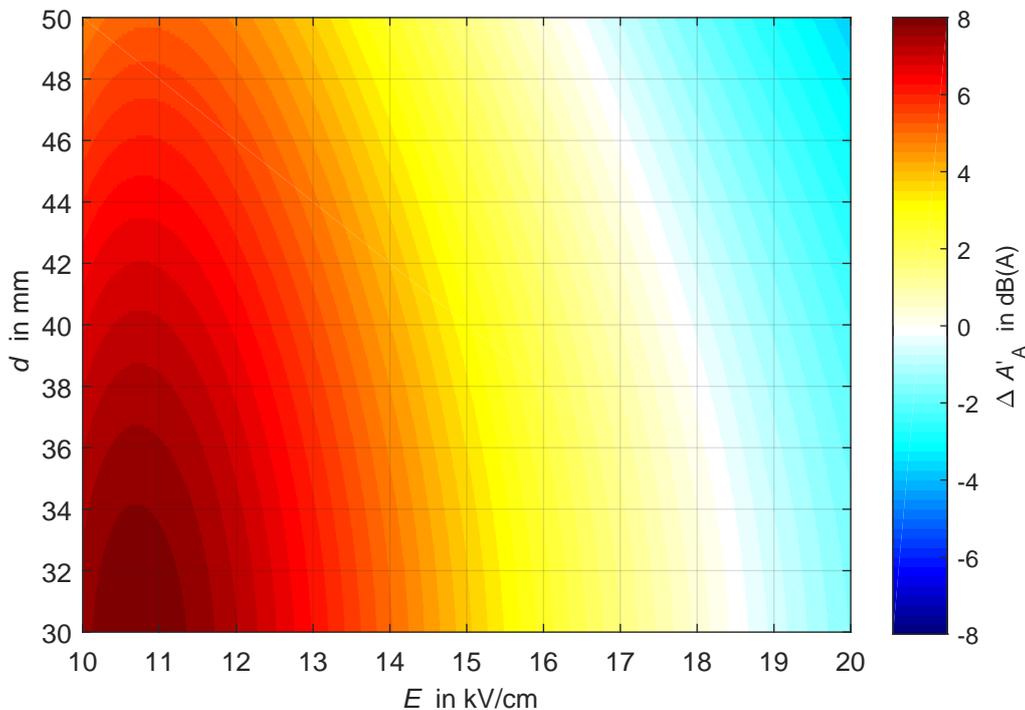


Bild 8.5: Pegeldifferenz $\Delta A'_A = A'_{\text{A-Modell}} - A'_{\text{A-EPRI}}$ zwischen dem neu entwickelten und dem EPRI-Emissionsmodell für Standardleiterseile in Anordnung als Zweileiterbündel ($n = 2$)

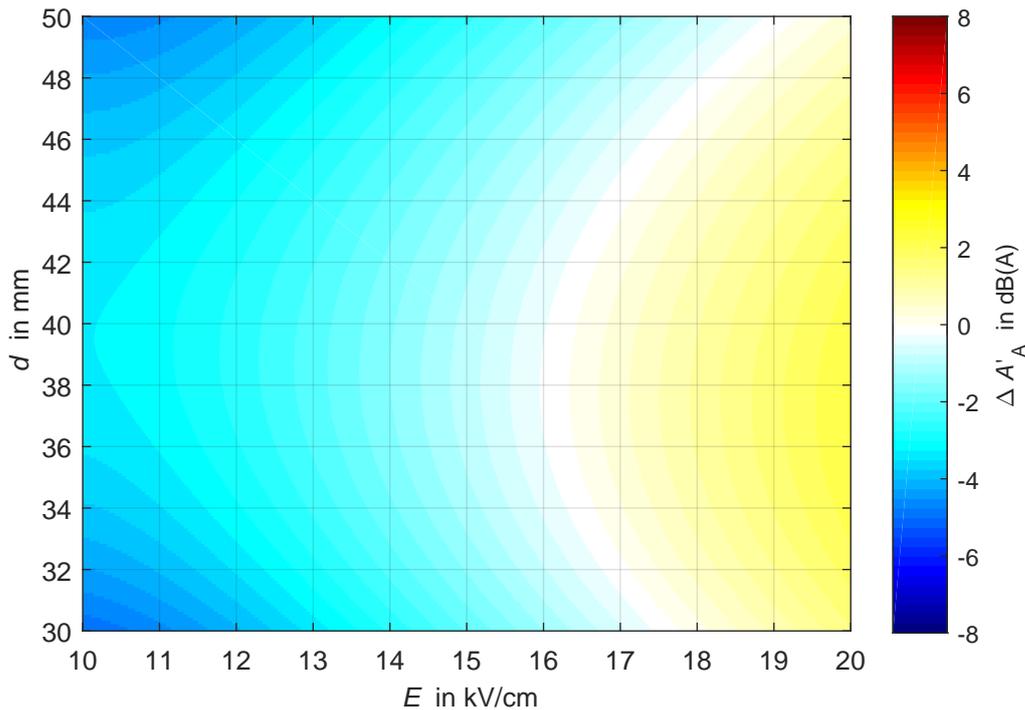


Bild 8.6: Pegeldifferenz $\Delta A'_A = A'_{A\text{-Modell}} - A'_{A\text{-EPRI}}$ zwischen dem neu entwickelten und dem EPRI-Emissionsmodell für hydrophile Leiterseile in Anordnung als Zweileiterbündel ($n = 2$)

Das EPRI-Emissionsmodell zeigt dabei eine leichte Tendenz, die Emissionspegel bei höheren Feldstärken mit zunehmender Teilleiteranzahl zu unterschätzen. Für Standardleiterseile (Bild 8.5 und Bilder D.1–D.3) liefert das EPRI-Modell deutlich zu hohe Emissionspegel, was jedoch angesichts der expliziten Ausrichtung dieses Modells auf moderat gealterte (und somit hydrophile) Leiterseile zu erwarten war.

Angesichts der nachgewiesenen Übereinstimmung im Vergleich zum etablierten EPRI-Emissionsmodell kann dem neu entwickelten Modell eine gute Eignung zur Prognose koronainduzierter Schallemissionen attestiert werden. In Ermangelung anderer Prognosemodelle kann ein entsprechender Nachweis a priori nur für hydrophile Leiterseile und nicht für Standardleiterseile erfolgen. Da die nachgewiesene Übereinstimmung aber auch ein korrektes Mess- bzw. Berechnungsverfahren als *Conditio sine qua non* bedingt, lässt sich die Eignung des neuen Prognosemodells bedenkenlos auf Standardleiterseile ausweiten.

8.5.2 Feldstärkeabhängiges Reduktionspotenzial

Größter Vorteil des erarbeiteten Emissionsmodells ist die Möglichkeit, das feldstärkeabhängige Reduktionspotenzial $\Delta A'_A$ hydrophiler Leiterseile im Vergleich zu Standardleiterseilen für unterschiedliche Bündelleiterkonfigurationen abzuschätzen. Die Falschfarbendarstellung in Bild 8.7 illustriert hierzu das erzielbare Reduktionspotenzial im Feldstärkebereich $E = 10\text{--}20\text{ kV/cm}$ am Beispiel eines Zweileiterbündels für unterschiedliche Teilleiterdurchmesser d .

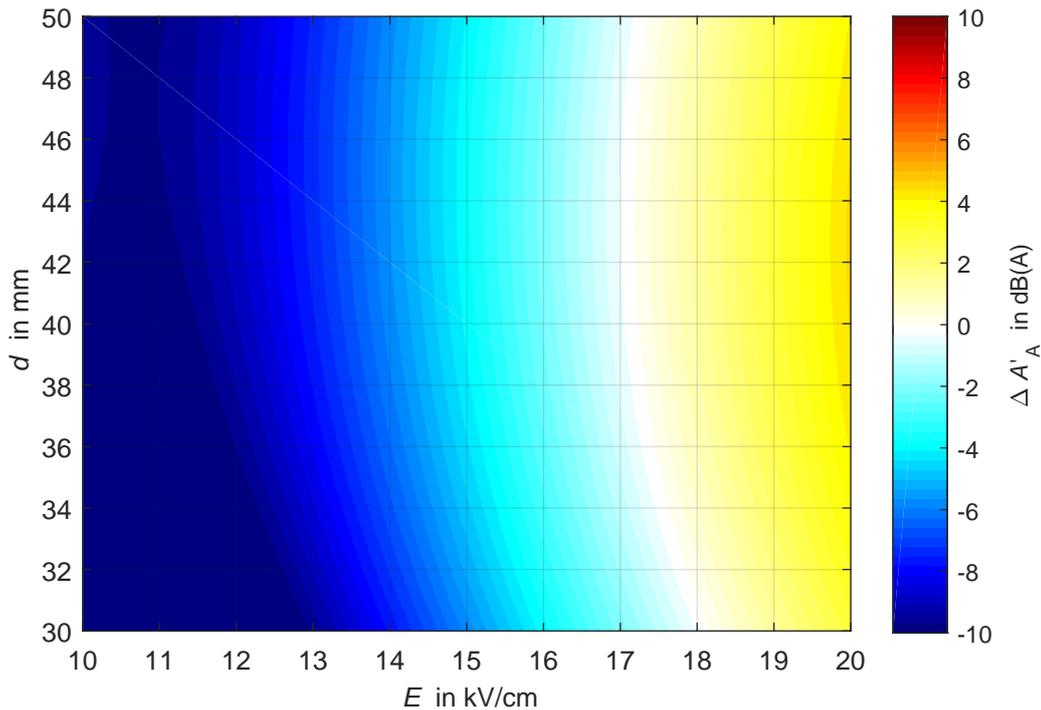


Bild 8.7: Reduktionspotenzial $\Delta A'_A = A'_{A\text{-hydrophil}} - A'_{A\text{-standard}}$ für Zweileiterbündel ($n = 2$)

Für Einfachseile sowie Drei- und Vierleiterbündel werden die korrespondierenden Darstellungen im Anhang in den Bildern E.1 – E.3 gezeigt.

Das maximal mithilfe hydrophiler Leiterseile erzielbare Reduktionspotenzial beträgt für dünne Leiterseile ($d = 30$ mm) und Teilleiterzahlen von $n = 1 - 3$ näherungsweise $\Delta A'_A \approx -10$ dB(A), wobei dieser Wert auf die unterschiedlichen Einsatzfeldstärken hydrophiler und Standardleiterseile zurückzuführen ist. Das maximal erreichbare Reduktionspotenzial nimmt mit steigendem Leiterseildurchmesser bis $d = 50$ mm um etwa 2 dB(A) ab. Weitaus signifikanter ist jedoch der Einfluss der Leiterrandfeldstärke E . Ungeachtet des Teilleiterdurchmessers d und der Teilleiteranzahl n kann mit steigender Leiterrandfeldstärke eine näherungsweise lineare Abnahme der Pegeldifferenz $\Delta A'_A$ bis hin zur Konvergenzfeldstärke E_K beobachtet werden.

An dieser Stelle ergibt sich die Frage, inwieweit sich die hier beschriebenen Pegeldifferenzen auf die durch eine Freileitung verursachte Gesamtgeräuschimmission auswirken. Auskunft hierüber kann mithilfe der Summenformel nach Gleichung (5.40) gegeben werden, wobei in erster Näherung angenommen wird, dass an allen Bündelleitern der zu betrachtenden Freileitung dieselben Randfeldstärken E auftreten und der Immissionspunkt \mathcal{O} so weit von der Leitung entfernt ist, dass die unterschiedlichen Distanzen zum Immissionspunkt vernachlässigt werden können. Bei Ausführung mit Standardseilen tragen somit alle Bündelleiter denselben Teil-Schalldruckpegel L'_O zum Gesamtschalldruckpegel L_O bei. Gemäß des Ausbreitungsmodells in Kapitel 5.2.1 resultiert das bei der Feldstärke E erreichbare Reduktionspotenzial $\Delta A'_A$ bezogen auf den Schalleistungspegel A'_A infolge der logarithmischen Relationen in eine Schalldruckpegeldifferenz ΔL_A gleicher Größe.

Kommen nun an der betrachteten Freileitung hydrophile Leiterseile zum Einsatz, beträgt der Beitrag jedes Bündelleiters $L'_O - \Delta L$. Bei N Stromkreisen bzw. Systemen gilt somit für den aufsummierten Gesamtschalldruckpegel L_O gemäß Gleichung (5.18):

$$L_O = 10 \cdot \lg \left(10^{\frac{L'_O - \Delta L}{10}} \cdot 3 \cdot N \right) \quad (8.5)$$

$$L_O = 10 \cdot \lg \left(\frac{10^{\frac{L'_O}{10}}}{10^{\frac{\Delta L}{10}}} \cdot 3 \cdot N \right) \quad (8.6)$$

$$L_O = 10 \cdot \lg \left(10^{\frac{L'_O}{10}} \right) + 10 \cdot \lg(3 \cdot N) - 10 \cdot \lg \left(\frac{\Delta L}{10} \right) \quad (8.7)$$

$$L_O = 10 \cdot \lg(3 \cdot N) + L'_O - \Delta L \quad (8.8)$$

Gleichung (8.8) zeigt somit, dass die auf eine gesamte Freileitung bezogene Reduktion des Gesamtschalldruckpegels gänzlich unabhängig von der Anzahl der installierten Stromkreise N ist und stets ΔL beträgt. Gleichung (8.8) verdeutlicht andererseits aber auch, dass der durch eine Freileitung verursachte Immissionspegel L_O nur mit dem dekadischen Logarithmus der Systemanzahl N anwächst, wodurch unter der Annahme gleicher Beseilung und Randfeldstärken beispielsweise eine viersystemige Übertragungsleitung nur einen um 6 dB(A) höheren Immissionspegel verursacht als eine einsystemige Stickleitung.

Der Zusammenhang aus Gleichung (8.8) kann in weiterer Folge auch angewendet werden, um den Einfluss der Teilleiteranzahl n auf das Geräuschemissionsverhalten eines Bündelleiters abzuschätzen. Hierzu übernimmt die Teilleiteranzahl n die Rolle der Systemanzahl N . Gemäß dieses Zusammenhangs wäre für eine Zweileiterbündelanordnung bei gleicher Randfeldstärke E ein um $\Delta A' = 10 \cdot \lg(2) \approx 3 \text{ dB(A)}$ höherer Emissionspegel zu erwarten.

Um dies zu untersuchen, wurden entsprechende Vergleichsmessungen an hydrophilen und Standardleiterseilen mit $d = 36 \text{ mm}$ in Einfachseil und Zweileiterbündel-Anordnung durchgeführt (Bild 8.8). Bei den untersuchten Standardleiterseilen betrug die bei geringen Leiterrandfeldstärken auftretende Differenz zwischen Zweileiterbündel-Anordnung und Einfachseil tatsächlich $\Delta A'_A = 3,8 \text{ dB(A)}$, welche jedoch aufgrund der auftretenden Sättigungserscheinungen mit steigender Feldstärke abnimmt. Im Falle der hydrophilen Leiterseile wurde eine ähnliche Abnahme der Pegeldifferenz beobachtet. Die maximal auftretende Pegeldifferenz ist mit $\Delta A'_A = 5,8 \text{ dB(A)}$ deutlich höher.

Angesichts dieses Verhaltens stellt die Verwendung von Koeffizientensätzen, die für alle Teilleiterzahlen n unterschiedlich sind, gegenüber dem EPRI-Emissionsmodell einen entscheidenden Vorteil dar, da letztgenanntes den Einfluss der Teilleiteranzahl nur über einen konstanten Faktor berücksichtigen kann.

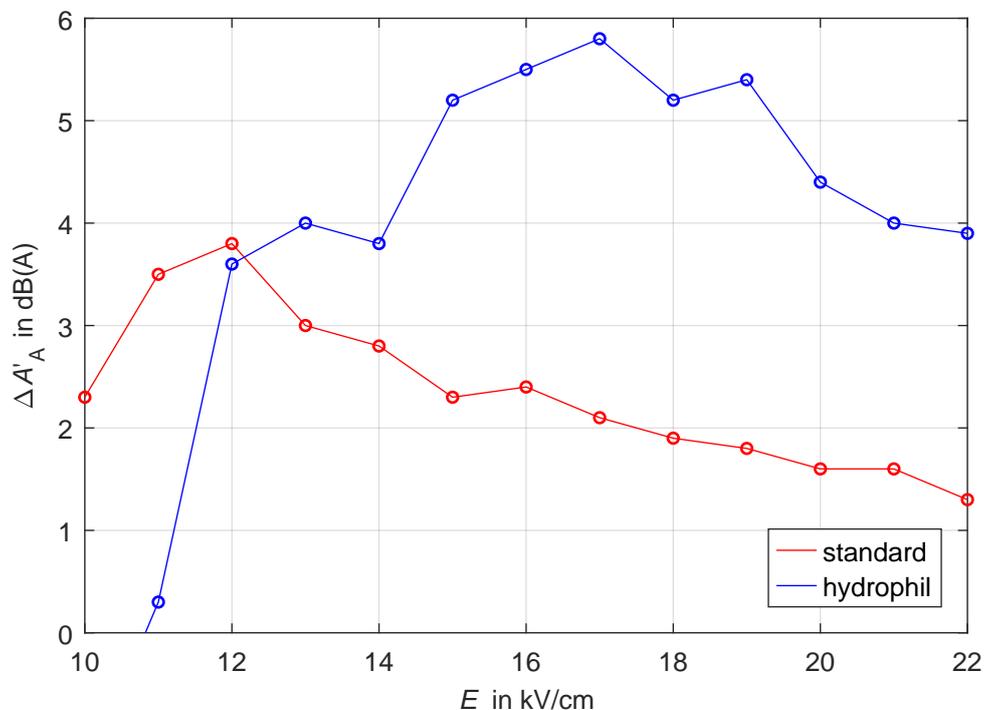


Bild 8.8: Pegeldifferenz $\Delta A'_A = A'_{A,n=2} - A'_{A,n=1}$ für Standardleiterseile und hydrophile Leiterseile

8.5.3 Reduktionspotenzial bei konstanter Spannung

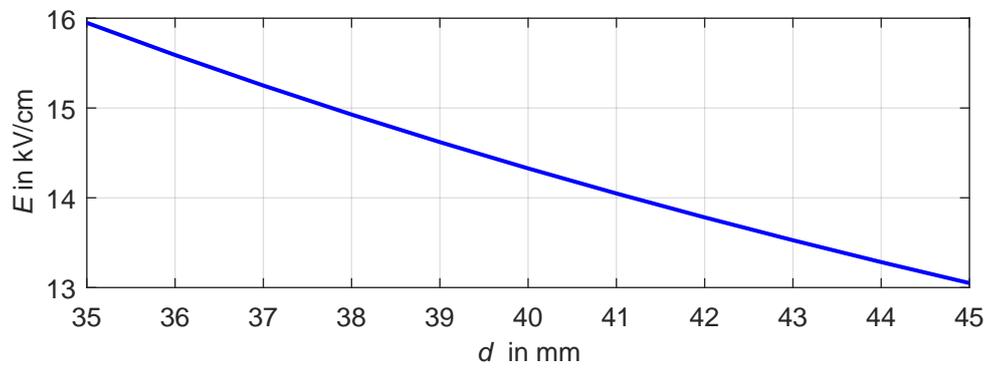
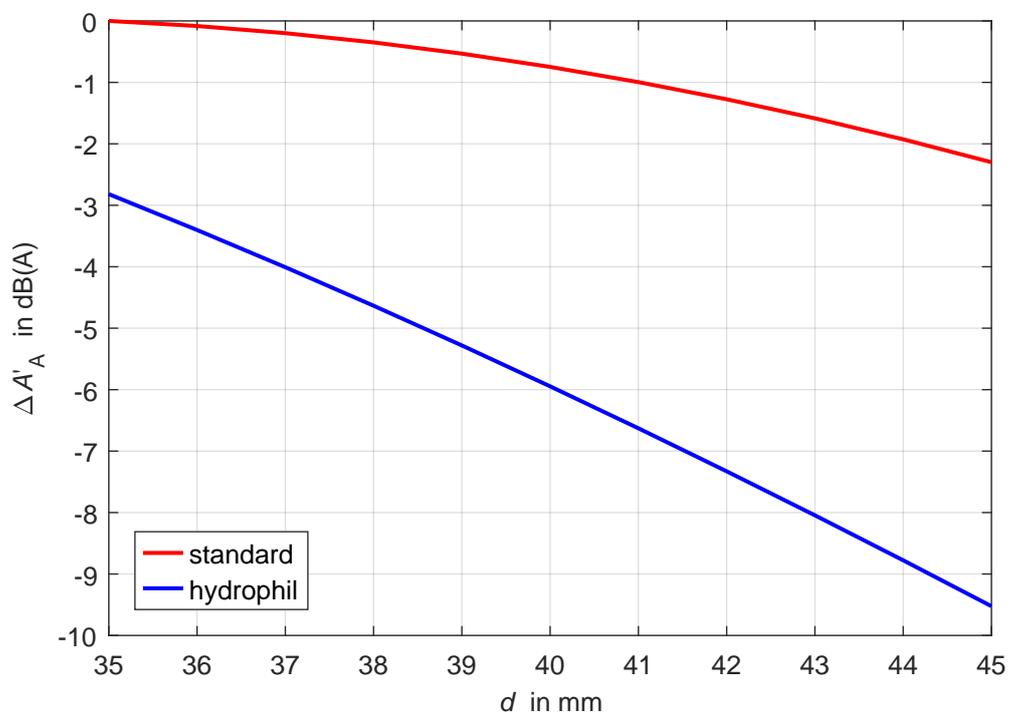
Wie bereits in Kapitel 4.4 diskutiert, kann das in Kapitel 8.5.2 beschriebene Verhalten, wonach koronainduzierte Geräuschemissionen mit steigender Teilleiteranzahl n bzw. mit größeren Teilleiterdurchmessern d zunehmen, zur Annahme verleiten, dass sich eine Erhöhung der beiden genannten Bündelleiterparameter negativ auf das Geräuschemissionsverhalten einer konkreten Freileitungsanordnung auswirkt. In diesem Zusammenhang ist jedoch zu berücksichtigen, dass eine Erhöhung dieser beiden Parameter unter Annahme einer konstanten Betriebsspannung U stets mit einer Reduktion der Leiterrandfeldstärke E verbunden ist. Wie die Diagramme in den Bildern E.4 bis E.7 für einen Prüfspannungsbereich von $U = 150 - 250$ kV illustrieren, existiert jedoch kein Fall, in dem eine Erhöhung des Teilleiterdurchmessers d bzw. der Teilleiteranzahl n zu einer Anhebung der Geräuschemissionen führt.

Da das Geräuschemissionsverhalten beliebiger Bündelleiter bei konstanter Betriebsspannung U mithilfe einer der etablierten Geräuschprognoseformeln bzw. des neu entwickelten Prognosemodells und der jeweiligen bezogenen Feldstärke E' jederzeit berechnet werden kann, wird an dieser Stelle auf eine weitere Diskussion des spannungsabhängigen Verhaltens verzichtet.

Weitaus interessanter, weil von großer Praxisrelevanz, sind in diesem Zusammenhang die aus dem Einsatz hydrophiler Leiterseile und geringfügiger Änderung der Bündelgeometrie resultierenden Synergieeffekte, welche für die optimale Nutzung hydrophiler Leiterseile entscheidend sein können. Wie in Kapitel 8.3.3 ausgeführt, ist das Reduktionspotenzial hydrophiler Leiterseile bei Betrieb nahe der Konvergenzfeldstärke E_K gering. Während diesem Umstand bei der Planung neuer Leiterseile Rechnung getragen werden kann, ist eine Überhöhung der Leiterrandfeldstärken bei Anhebung der Betriebsspannung U (Uprating³⁵) bzw. Umbau/Kompaktierung (Upgrading) einer bestehenden Freileitung und Beibehaltung der ursprünglichen Beseilung teilweise unvermeidbar. In einem solchen Fall kann bereits eine geringfügige Änderung der Bündelgeometrie helfen, die Leiterrandfeldstärke soweit abzusenken, dass hydrophile Leiterseile ihre Wirkung entfalten können. Während eine Erhöhung der Teilleiteranzahl in diesem Zusammenhang angesichts mechanischer Herausforderungen (Zusatzlasten etc.) zumeist unrealistisch ist, kann eine geringfügige Vergrößerung der Leiterseildurchmesser bereits entscheidende Vorteile bringen. Mithilfe geeigneter Spezialeile mit Füllelementen (Bild 4.7) können die aus der Durchmessergrößerung resultierenden zusätzlichen mechanischen Beanspruchungen begrenzt werden.

Die erwähnten Synergieeffekte werden in weiterer Folge am Beispiel eines Zweileiterbündels ($a = 0,4 \text{ m}$, $d = 35 \text{ mm}$) illustriert, wobei zur Bestimmung der Emissionspegel das Modell gemäß Gleichung (8.2) mit den Koeffizienten aus Tabelle 8.2 zur Anwendung kommt. Bei einem Teilleiterdurchmesser von $d = 35 \text{ mm}$ tritt an der betrachteten Anordnung eine Leiterrandfeldstärke von $E \approx 16 \text{ kV/cm}$ auf (Bild 8.9). Bei Ausführungen mit Standardleiterseilen ist hierbei ein längenbezogener Schalleistungspegel von $A'_A = 14,2 \text{ dB(A)}$ zu erwarten, welcher jedoch aus Gründen des Emissionsschutzes zu hoch ist. Eine Vergrößerung des Teilleiterdurchmessers d ist bei Beibehaltung der Beseilung mit Standardleiterseilen nur wenig zielführend, da selbst bei einer Durchmessergrößerung um 10 mm (auf $d = 45 \text{ mm}$) eine Geräuschreduktion um lediglich $\Delta A'_A = -2,3 \text{ dB(A)}$ erwartet werden kann (Bild 8.10). Bei Verwendung eines hydrophilen Spezialeils kann bereits beim Ausgangsdurchmesser von $d = 35 \text{ mm}$ mit einer Geräuschreduktion von $\Delta A'_A = -3,4 \text{ dB(A)}$ gerechnet werden ($A'_A = 10,8 \text{ dB(A)}$). Da die Betriebsrandfeldstärke bei diesem Teilleiterdurchmesser d jedoch nur noch knapp unter der Konvergenzfeldstärke E_K liegt (Bild 8.7), kann das Reduktionspotenzial der hydrophilen Oberflächenbehandlung nicht zur Gänze ausgeschöpft werden. Wird nun aber der Teilleiterdurchmesser d um 5 mm ($d = 40 \text{ mm}$) erhöht, führt dieser zu einer Reduktion der Leiterrandfeldstärke um $\Delta E \approx 1,5 \text{ kV/cm}$, wodurch (bezogen auf die Standardbeseilung mit $d = 35 \text{ mm}$) insgesamt eine Geräuschreduktion um $\Delta A'_A = -6,55 \text{ dB(A)}$ erzielt werden kann. Die Verwendung eines Spezialeils mit 14% größerem Durchmesser kann somit, dank einer Reduktion der Leiterrandfeldstärke E , eine Reduktion der längenbezogenen Schalleistung um $\Delta A'_A = -6,55 \text{ dB(A)}$ bewirken.

³⁵Gemäß[CIG08] bezeichnet *Uprating* die Erhöhung der Übertragungskapazität einer bestehenden Leitung durch Änderung elektrischer Parameter, Konsequenzen eines Fehlers werden schwerwiegender. Im Gegensatz dazu werden mit dem Begriff *Upgrading* Maßnahmen zur Verbesserung der mechanischen Eigenschaften zusammengefasst, wodurch die Fehlerwahrscheinlichkeit sinkt, die Konsequenzen eines Fehlers ändern sich dabei nicht.

Bild 8.9: Leiterrandfeldstärke E der betrachteten Zweileiterbündel-AnordnungBild 8.10: Geräuschreduktionen $\Delta A'_A$ der betrachteten Zweileiterbündel-Anordnung bei unterschiedlichen Beseilungsvarianten

8.6 Berücksichtigung der Regenrate

Da sich alle bisher gezeigten und diskutierten Ergebnisse auf eine Regenrate von $RR = 6 \text{ mm/h}$ beziehen, stellt sich die Frage, inwieweit die Regenrate selbst Einfluss auf das Geräuschemissionsverhalten von hydrophilen Leiterseilen und Standardleiterseilen nimmt. Neben dem Umstand, dass höhere Regenraten tendenziell mit höheren Geräuschpegeln einhergehen, sind aus der Literatur im wesentlichen zwei Mechanismen bekannt, die bereits in Kapitel 4.2 diskutiert wurden. Der erste Wirkungsmechanismus betrifft den feldstärkeabhängigen Einfluss. In dieser Hinsicht ist bekannt, dass die Differenz der von zwei unterschiedlichen Regenraten verursachten Geräuschpegel feldstärkeabhängig ist und mit steigender Randfeldstärke abnimmt (siehe auch Bild 8.2). In diesem Zusammenhang wurde in Kapitel 8.3.3 auch der Begriff der Konvergenzfeldstärke E_K , als Schnittpunkt aller feldstärkeabhängigen Emissionslinien eines Bündelleiters konstanter Geometrie, eingeführt. Ferner wird den an Leiterseilen mit hydrophilen Oberfläche stattfindenden Emissionsprozessen eine stärkere Abhängigkeit von der Regenrate zugeschrieben (siehe die unterschiedliche Spreizung der Emissionslinien für $R = 6 \text{ mm/h}$ und 1 mm/h).

Der kombinierte Einfluss von Regenrate RR und Feldstärke E sowie die oberflächenabhängige Spreizung der Emissionslinien unterschiedlicher Regenraten wird am Beispiel eines Vierleiterbündels in den Bildern 8.11 und 8.12 illustriert. Die genannten Darstellungen mögen in diesem Zusammenhang auch die erzielbare Reproduzierbarkeit der einzelnen Regenraten und der Messung des Schalldruckpegels illustrieren. Die beiden Diagramme zeigen ferner, dass die gewählte Bezugsrate von $RR = 6 \text{ mm/h}$ bereits im Sättigungsbereich liegt.

Um quantitative Beiträge zu den angeführten Wirkungsmechanismen hinsichtlich Regenrate RR und Feldstärke E leisten zu können, wurden viele der Geräuschemissionsversuche, auf die bereits Bezug genommen wurde, neben einer Regenrate von $RR = 6 \text{ mm/h}$ auch bei einer Regenrate von $RR = 1 \text{ mm/h}$ durchgeführt. In einzelnen Fällen wurden auch Versuche mit Regenintensitäten von $RR = 1 - 10 \text{ mm/h}$ durchgeführt.

Da sich die bei unterschiedlichen Regenraten aufgenommenen Emissionslinien im Punkt der Konvergenzfeldstärke E_K schneiden, bietet sich selbige an, um die Einflüsse von Feldstärke und Oberflächenhydrophilie einer gewissen Formalisierung zu unterwerfen. Aufgrund des im Bereich von E_K typischerweise sehr flachen Schnittwinkels der Emissionslinien (schleifender Schnitt) wirken sich Streuungen von E_K kaum negativ aus. Zur mathematischen Beschreibung bietet sich ein einfaches lineares Modell an, welches gegebenenfalls zur Geräuschemissionsprognose genutzt werden kann:

$$L_{1 \text{ mm/h}}(E) = L_{6 \text{ mm/h}}(E) - k_{RR} \cdot (E - E_K) \quad (8.9)$$

Der Steigungsfaktor k_{RR} gibt dabei an, wie stark sich die Pegeldifferenz $\Delta L(E) = L_{6 \text{ mm/h}} - L_{1 \text{ mm/h}}$ in Abhängigkeit der Feldstärke E ändert.

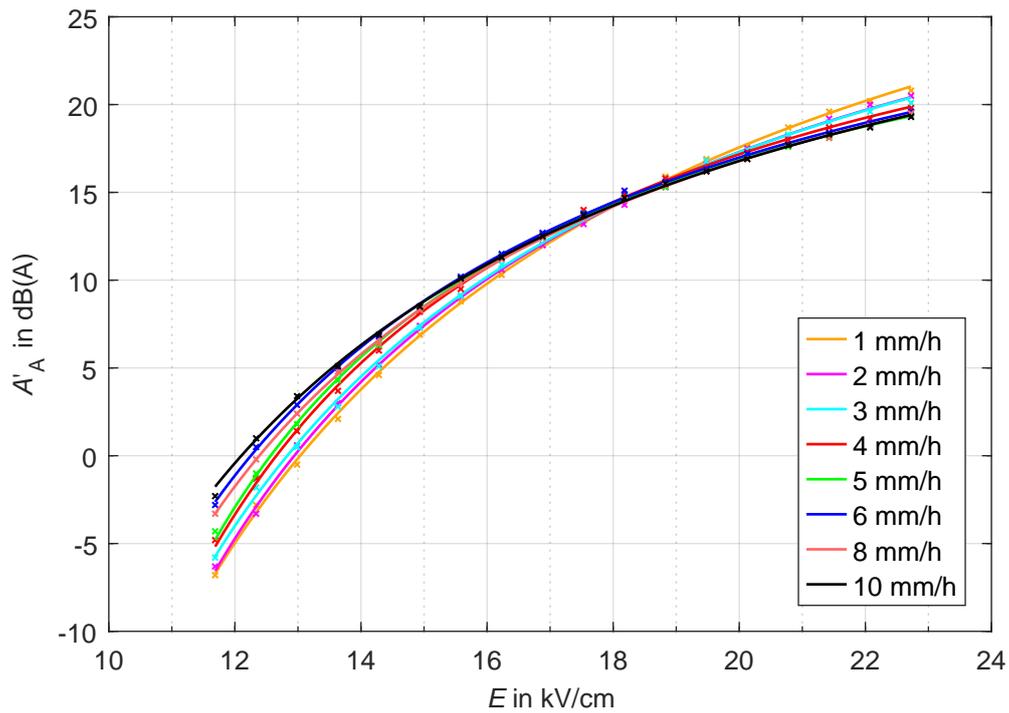


Bild 8.11: Einfluss der Regenrate auf das feldstärkeabhängige Emissionsverhalten $A'_A = f(E)$ eines Vierleiterbündels mit Standardleiterseilen ($d = 25$ mm)

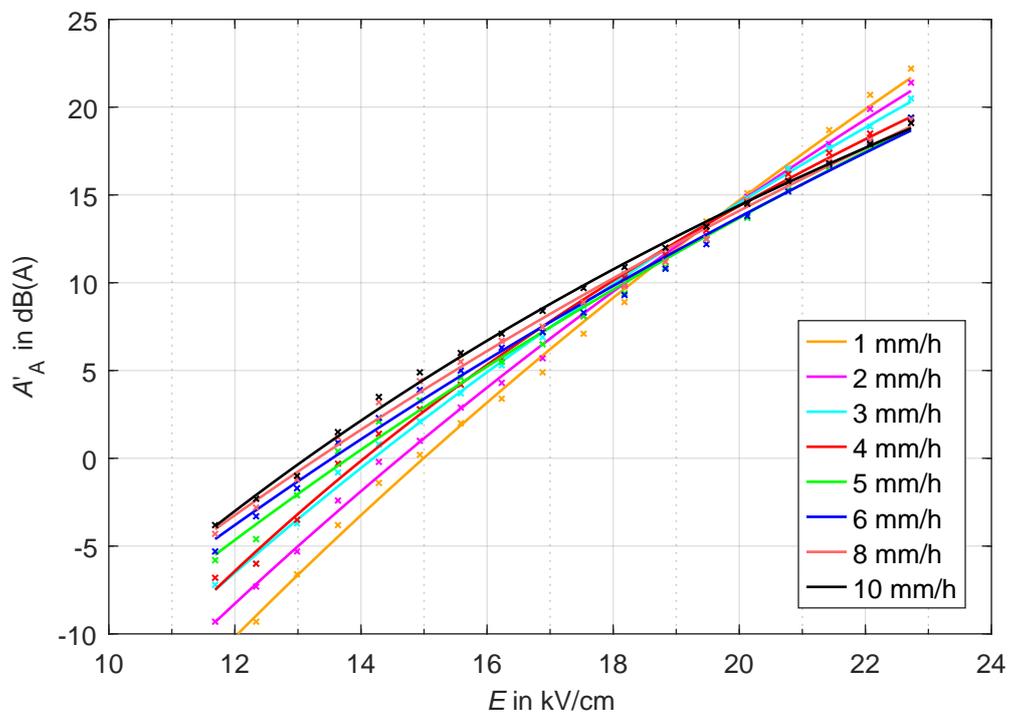


Bild 8.12: Einfluss der Regenrate auf das feldstärkeabhängige Emissionsverhalten $A'_A = f(E)$ eines Vierleiterbündels mit hydrophilen Leiterseilen ($d = 25$ mm)

Der Verlauf des feldstärkeabhängigen Emissionspegels A bzw. Imissionspegels L muss hierbei für eine Regenrate bekannt sein. Der Steigungsfaktor k_{RR} ist grundsätzlich nur für ein Regenraten-Tupel (im vorliegenden Fall $R = 6 \text{ mm/h}$ und $R = 1 \text{ mm/h}$), für eine bestimmte Oberfläche (standard oder hydrophil) und für eine gewisse Bündelkonfiguration gültig und experimentell zu bestimmen. Wie in weiterer Folge gezeigt, können jedoch auch mit zwei durchschnittlichen Steigungsfaktoren, für hydrophile Leiterseile und Standardleiterseile, brauchbare Ergebnisse erzielt werden, wobei dann keine Berücksichtigung der Bündelgeometrie nötig ist. Diese Art der Beschreibung bietet ferner den Vorteil, dass auch das divergierende Verhalten für exzessive Feldstärken mit $E > E_K$ approximiert werden kann.

Für die experimentelle Ermittlung des Steigungsfaktors k_{RR} sind zunächst die Emissionskurven $A'_A = f(E)$ für $RR = 6 \text{ mm/h}$ auf experimentellem Weg zu bestimmen. Der Steigungsfaktor k_{RR} kann in weiterer Folge durch das Anpassen einer Geraden an die Differenzfunktion $A'_{A-6 \text{ mm/h}} - A'_{A-1 \text{ mm/h}}$ erfolgen. Idealerweise erfolgt dies unter besonderer Berücksichtigung des betriebsrelevanten Feldstärkebereichs.

Zur Umrechnung des bei einer Regenrate von $RR = 6 \text{ mm/h}$ bestimmten Schalleistungspegels $A'_{A-6 \text{ mm/h}}$ in den korrespondierenden 1-mm/h-Wert wurde für die untersuchten Standardleiterseile ungeachtet der Teilleiteranzahl ein mittlerer Steigungsfaktor von $k_{RR\text{-standard}} = 0,504 \text{ dB(A)/(kV/cm)}$ ermittelt (Bild 8.13). Für hydrophile Leiterseile beträgt der mittlere Steigungsfaktor $k_{RR\text{-hydrophil}} = 1,103 \text{ dB(A)/(kV/cm)}$. Eine signifikante Abhängigkeit vom Teilleiterdurchmesser d scheint hierbei nicht gegeben. Mit Hilfe der genannten mittleren Steigungsfaktoren k_{RR} kann das in Bild 8.2 gezeigte Geräuschemissionsverhalten bei $RR = 1 \text{ mm/h}$ mit guter Übereinstimmung aus den Emissionsverläufen von $RR = 6 \text{ mm/h}$ approximiert werden (Bild 8.14). Sind die Emissionskurven $A'_A = f(E)$ für $RR = 6 \text{ mm/h}$ und $RR = 1 \text{ mm/h}$ bekannt, können die Emissionskurven anderer Regenraten durch geeignete Interpolation berechnet werden (z. B. anhand des logarithmischen Zusammenhangs nach Lundquist).

8.7 Sonderfall des Einflusses des Teilleiterabstands

8.7.1 Besonderheiten und Messaufbau

Neben der Anzahl n der in einem Leiterbündel verwendeten Teilleiter und deren Durchmesser d stellt der Teilleiterabstand a die dritte charakterisierende Größe einer Bündelleitergeometrie dar. Inwieweit die passende Wahl des Teilleiterabstands a zur Reduktion koronainduzierter Geräusche beitragen kann, wurde bislang allerdings wenig untersucht. In Kapitel 6.4.1.2 wurde gezeigt, dass die Verkleinerung des Teilleiterabstands a insbesondere bei dünnen Leiterseilen ($d < 30 \text{ mm}$) und erhöhten Teilleiteranzahlen (speziell $n = 4$) in signifikante Reduktionen der elektrischen Randfeldstärke E resultiert, wovon eine Abnahme der Geräuschemissionen erwartet werden kann.

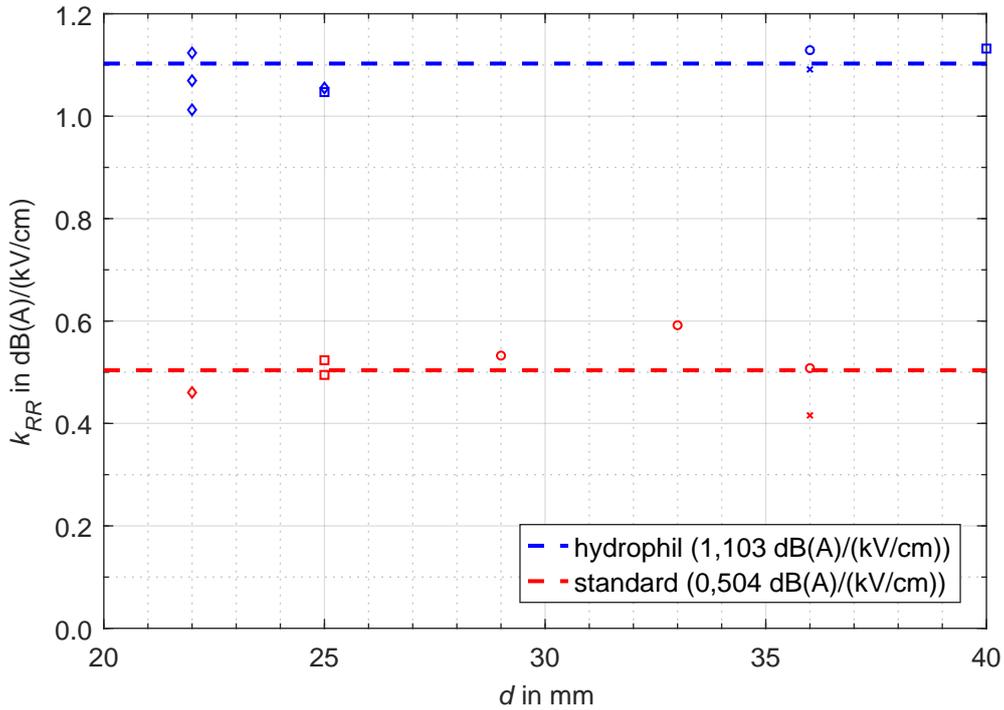


Bild 8.13: Steigungsfaktoren k_{RR} für Einfachseile (x), Zweileiter- (o), Dreileiter- (□) und Vierleiterbündel (◇) in hydrophiler Ausführung und Ausführung mit Standardleiterseilen

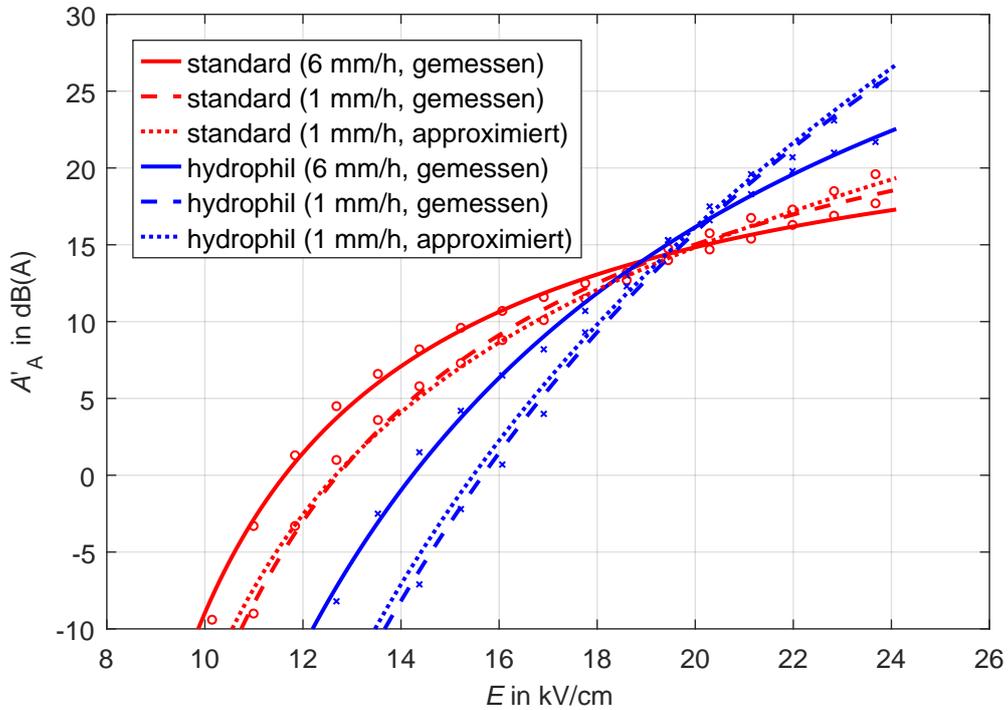


Bild 8.14: Approximation des feldstärkeabhängigen Geräuschemissionsverlauf $A'_A = f(E)$ für $RR = 1$ mm/h nach Gleichung (8.9)

Diesbezüglich fiel ferner auf, dass die Leiterrandfeldstärke E , ausgehend von $a = 400$ mm und unabhängig der Teilleiteranzahlen n und -durchmesser d , bis $a = 200$ mm monoton zurückgeht, bei noch kleineren Teilleiterabständen a aber wieder deutlich ansteigt (Bilder B.1 - B.3). Hinsichtlich des Einflusses des Teilleiterdurchmessers wurde beobachtet, dass die erzielbare Feldstärkereduktion ΔE bis $d = 30$ mm um ca. ein Drittel abgenommen hat. Der große Vorteil der Abstandsverkleinerung als Maßnahme zur Geräuschreduktion liegt, im Vergleich zu anderen Eingriffen in die Bündelgeometrie, darin, dass bei der Verminderung des Teilleiterabstands mit keiner wesentlichen Zunahme der mechanischen Lasten bzw. Zusatzlasten (Windlast, Eislast) zu rechnen ist. Um ein Zusammenschlagen der Teilleiter (insbesondere im Kurzschlussfall) zu verhindern, kann jedoch eine erhöhte Anzahl an Feldabstandhaltern notwendig werden.

Um die oben genannten Zusammenhänge zu untersuchen, wurde eine Reihe von Geräuschemissionsversuchen an Zweileiter-, Dreileiter- und Vierleiterbündel durchgeführt. Der Fokus lag hierbei zum einen auf dem Durchmesserbereich um $d = 30$ mm und zum anderen auf dem Teilleiterabstandsbereich von $a = 300 - 500$ mm. Die Verwendung noch kleinerer Teilleiterabstände a , die ebenfalls an manchen Konfigurationen untersucht wurde, mag zwar von akademischem Interesse sein, birgt aber nur wenig realistisches Anwendungspotenzial.

Da sich die exakte Einstellung der Teilleiterabstände und -durchhänge auf der üblichen Referenzhöhe von $h = 3$ m als teilweise herausfordernd erwies, wurden die Versuche, die sich über einen Teilleiterabstandsbereich von $a = 100 - 500$ mm erstrecken, mithilfe eines Koronakäfigs durchgeführt, welcher es gestattet, die mechanischen Justagearbeiten in angenehmer und sicherer Arbeitshöhe durchzuführen (Bilder 8.15 und 8.16). Die Bestimmung der elektrischen Randfeldstärken E erfolgte bei Verwendung des Koronakäfigs mithilfe einer 2D-FEM-Software, welche auch dazu genutzt wurde, die nötige Exzentrizität des Bündels zu berechnen [Pis+17a]. Tabelle 8.3 gibt einen Überblick über die untersuchten Bündelgeometrien und Teilleiterabstände a sowie die resultierenden Feldstärkereduktionen $\Delta E'$.

Tabelle 8.3: Bündelkonfigurationen, die hinsichtlich des Einflusses des Teilleiterabstands auf das Geräuschemissionsverhalten untersucht wurden, $\Delta E'$ bezieht sich auf die Differenz zwischen $a = 300$ mm und $a = 500$ mm

d	n	Oberfläche	Abstandsbereich	$\Delta E'$	$\Delta E'$
mm			mm	kV/(cm·kV)	%
29	2	standard	300 - 500	$2,010 \cdot 10^{-3}$	2,511
32	2	hydrophil	300 - 500	$1,760 \cdot 10^{-3}$	2,281
22	3	hydrophil	300 - 500	$3,607 \cdot 10^{-3}$	4,337
32	3	hydrophil	300 - 500	$1,831 \cdot 10^{-3}$	2,916
22	4	hydrophil	300 - 500	$3,912 \cdot 10^{-3}$	5,569

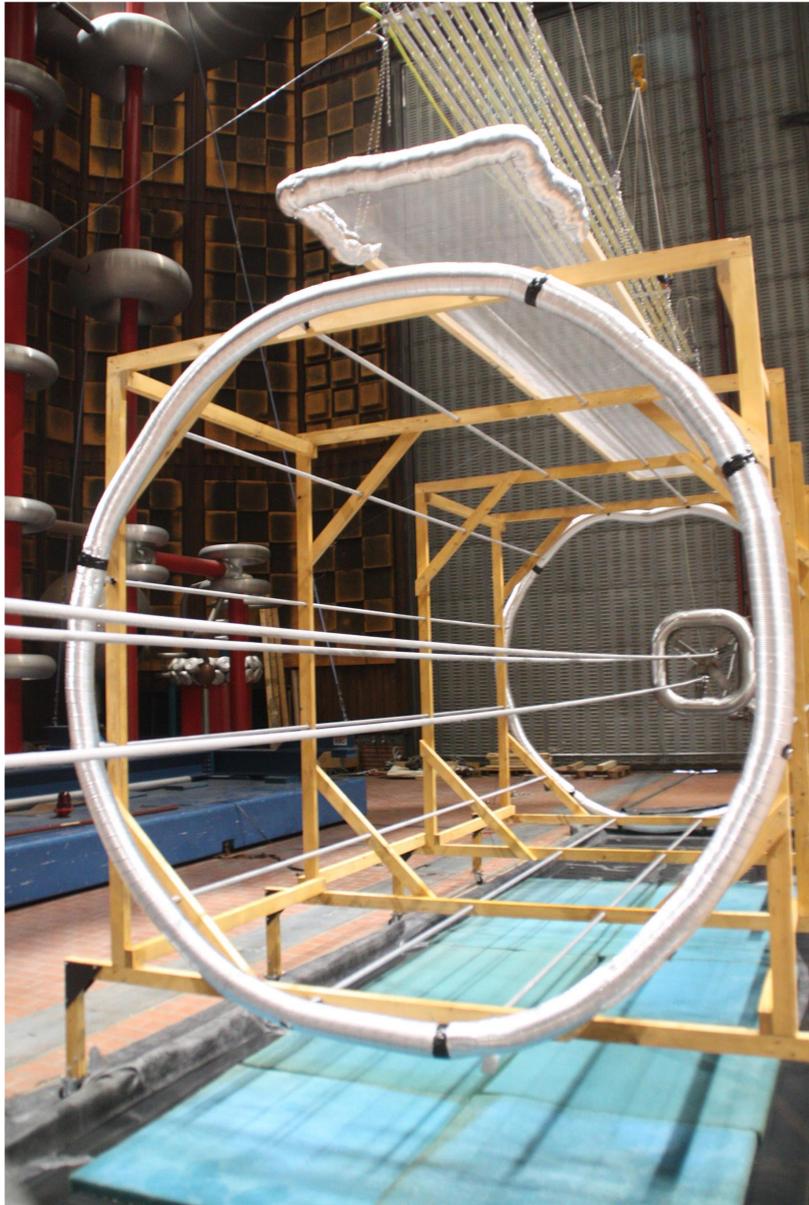


Bild 8.15: Koronakäfig mit Dreileiterbündel und Regenanlage



Bild 8.16: Spezial-Klemmvorrichtung für Vierleiterbündel zur Erzielung eines Teilleiterabstands von $a = 100 \text{ mm}$

8.7.2 Ergebnisse

Wie bei bereits präsentierten Messergebnissen, ist auch in diesem Fall die Darstellung sowohl in Abhängigkeit der Prüfspannung U als auch in Abhängigkeit der elektrischen Randfeldstärke E möglich. Aufgrund des zumeist eher geringen Einflusses des Teilleiterabstands a auf die Randfeldstärke E , unterscheiden sich die Darstellungen weniger als bei beispielsweise der Variation des Teilleiterdurchmessers d . Wie bei Untersuchungen zum Einfluss des Teilleiterdurchmessers d bietet die Darstellung in Abhängigkeit der Feldstärke E allerdings Potenzial für Missinterpretationen, da entsprechende Ergebnisdiagramme eine Anhebung der Geräuschemissionen A'_A mit sinkendem Teilleiterabstand a insinuieren.

Entsprechend den theoretischen Hintergründen lieferte das Vierleiterbündel mit Teilleitern des Durchmessers $d = 22 \text{ mm}$, welches in dieser Konfiguration die Standardbeseilung mancher Übertragungsnetzbetreiber der Bundesrepublik Deutschland darstellt, die eindrucklichsten Ergebnisse und größte Spreizung zwischen den Emissionslinien der einzelnen Teilleiterabstände a (Bilder 8.17 und 8.18). Sowohl die Darstellung in Abhängigkeit der Feldstärke E als auch die Darstellung in Abhängigkeit der Prüfspannung U zeigt deutlich, dass das Minimum der Geräuschemission bei $a = 200 \text{ mm}$ erreicht wird. Ein noch kleinerer Teilleiterabstand (beispielsweise $a = 100 \text{ mm}$) bewirkt wieder eine Anhebung der Geräuschemissionen. Ferner ist auffällig, dass es mit steigender Feldstärke E zu leichten Konvergenzerscheinungen kommt. Beispielsweise beträgt das Geräuschreduktionspotenzial im Falle eines Teilleiterabstands von $a = 300 \text{ mm}$ gegenüber der Standardkonfiguration von $a = 400 \text{ mm}$ $\Delta A'_A \approx -3 \text{ dB(A)}$ (Bild 8.19). Bis $E = 24 \text{ kV/cm}$ geht dieser Wert auf $\Delta A'_A \approx -1,5 \text{ dB(A)}$ zurück, wobei die Änderung innerhalb des betriebsrelevanten Feldstärkebereichs bis $E = 18 \text{ kV/cm}$ nur ca. 1 dB(A) beträgt. Bei einem Teilleiterabstand von $a = 200 \text{ mm}$ beträgt das Geräuschreduktionspotenzial $\Delta A'_A \approx -4 \text{ dB(A)}$.

Entsprechend dem Verlauf der korrespondierenden Feldstärkekurven in Bild B.3 stimmen die feldstärkeabhängigen Geräuschreduktionspotenziale bei $a = 100 \text{ mm}$ und $a = 300 \text{ mm}$ überein.

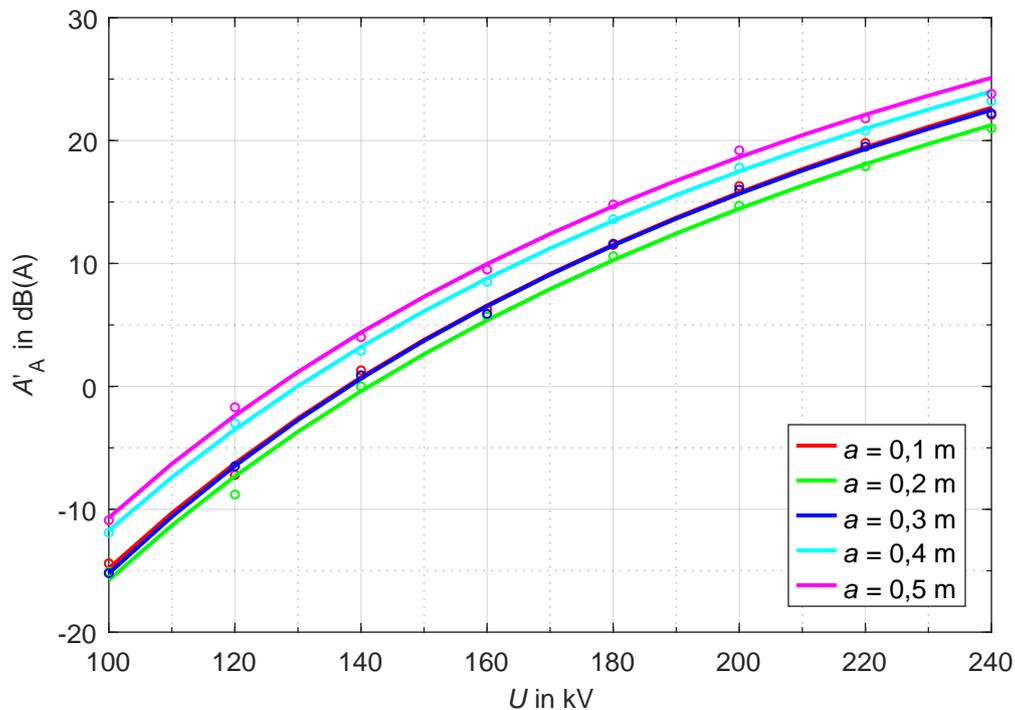


Bild 8.17: Einfluss des Teilleiterabstands a auf den von einem Vierleiterbündel ($d = 22 \text{ mm}$) emittierten Schalleistungspegel A'_A in Abhängigkeit des Prüfspannungspegels U (Regenrate 6 mm/h)

Bei Einsatz in einem Dreileiterbündel ist die mit dem gleichen Seiltyp (hydrophil, $d = 22 \text{ mm}$) durch eine Verkleinerung des Teilleiterabstands a erzielbare Geräuschreduktion bereits merklich herabgesetzt (Bild F.1 bzw. F.2). Die Verkleinerung des Teilleiterabstands birgt beispielsweise nur noch ein Reduktionspotenzial von maximal $\Delta A_A = 1 \text{ dB(A)}$. Der Unterschied zwischen $a = 200 \text{ mm}$ und $a = 100 \text{ mm}$ ist kaum noch auszumachen. Weitestgehend ähnlich verhält es sich für die zweite untersuchte Dreileiterbündelkonfiguration mit $d = 32 \text{ mm}$, bei welcher kein Unterschied zwischen den feldstärkeabhängigen Emissionslinien für $a = 400 \text{ mm}$ und $a = 300 \text{ mm}$ feststellbar ist (Bild F.1 bzw. F.2).

Im Falle der Zweileiterbündel mit Teilleitern des Durchmessers $d = 29 \text{ mm}$ bzw. $d = 32 \text{ mm}$ betragen die Pegeldifferenzen zwischen $a = 500 \text{ mm}$ und $a = 400 \text{ mm}$ bzw. $a = 400 \text{ mm}$ und $a = 300 \text{ mm}$ jeweils $\Delta A_A \approx 1 \text{ dB(A)}$ (Bilder F.5 und F.5 bzw. F.7 und F.8). Hierdurch liegen die erzielten Pegelminderungen knapp an der Nachweisgrenze, wodurch der entsprechenden Maßnahme in diesem Fall kein signifikanter Minderungseffekt attestiert werden kann.

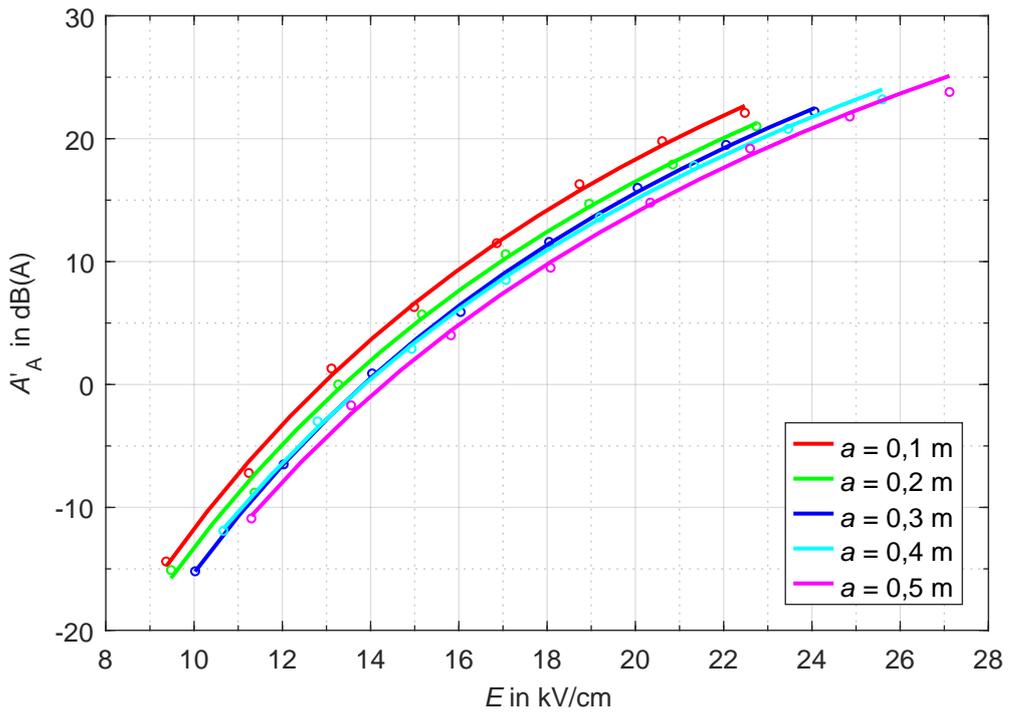


Bild 8.18: Einfluss des Teilleiterabstands a auf den von einem Vierleiterbündel ($d = 22$ mm) emittierten Schalleistungspegel A'_A in Abhängigkeit der Leiterrandfeldstärke E (Regenrate 6 mm/h)

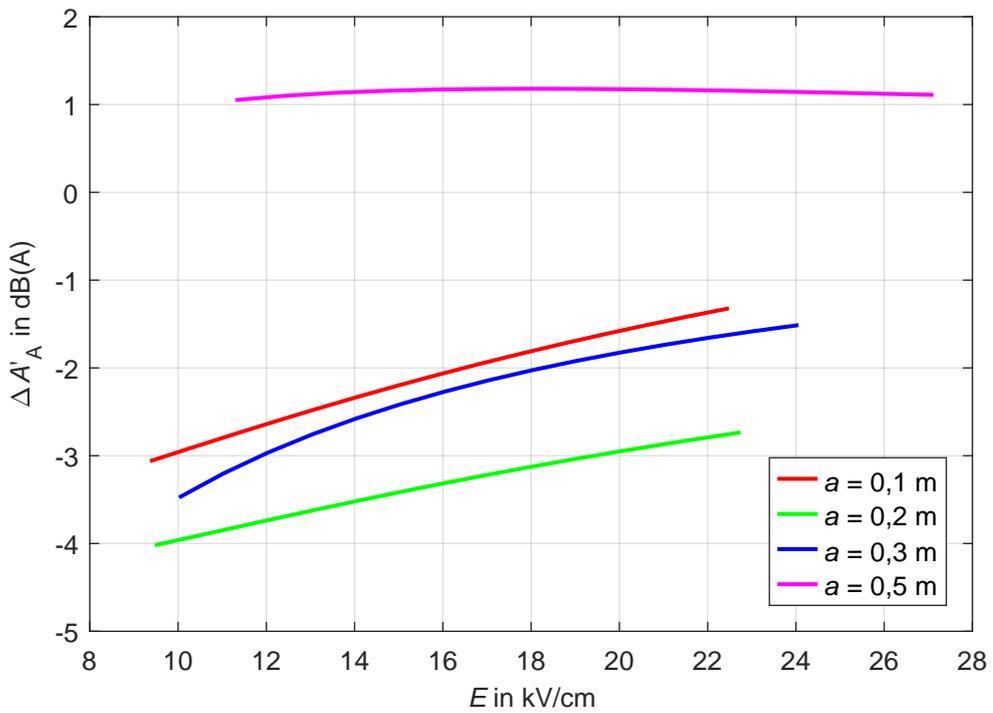


Bild 8.19: Relative Änderung des Schalleistungspegels $\Delta A'_A$ für unterschiedliche Teilleiterabstände a bezogen auf $a = 400$ mm (Bezogen auf Bild 8.18)

8.7.3 Diskussion

Die zur Untersuchung des Einflusses des Teilleiterabstands a auf das Geräuschemissionsverhalten durchgeführten Untersuchungen decken sich im Wesentlichen mit den theoretischen Hintergründen und Feldrechnungen aus Kapitel 6.4.1.2. Mithilfe der durchgeführten Versuche konnte gezeigt werden, dass die emittierte Schallleistung A'_A bei $a = 200$ mm minimal ist. Ebenso bestätigte sich die Vermutung, dass der Effekt der Abstandsreduktion umso größer ausfällt, je dünner die verwendeten Leiterseile sind ($d < 30$ mm) bzw. je höher die Anzahl n der Teilleiter ist. Basierend auf den Werten aus Tabelle 8.3 kann die Mindeststeigung $\Delta E'$ im Bereich $a = 300 - 500$ mm, welche die in Abhängigkeit des Teilleiterabstands a dargestellte Feldstärkekurve aufweisen muss, damit eine Abstandsverkleinerung zu einer signifikanten Geräuschreduktion führt, auf $\Delta E' = 3 \cdot 10^{-3}$ kV/(kV·cm) bzw. $\Delta E' = 4\%$ abgeschätzt werden. Angesichts der zur Erzielung adäquater Randfeldstärken und Stromtragfähigkeiten in der 400-kV-Ebene üblichen Leiterseildurchmesser erscheint eine Verkleinerung des Teilleiterabstands a insgesamt nur für Vierleiterbündel, welche üblicherweise mit Leiterseilen mit $d < 30$ mm ausgeführt werden, sinnvoll.

8.8 Einfluss der Leiterhydrophilie auf das zeitabhängige Abklingverhalten

8.8.1 Besonderheiten

Wie in Kapitel 7.2.4 ausgeführt, ist der bei mit Wasser gesättigten Leiterseilen und konstanter Spannung U bzw. Randfeldstärke E durchgeführte Abtrocknungsversuch ein wichtiger Bestandteil der Charakterisierung der hydrophilen bzw. geräuschreduzierenden Eigenschaften eines Leiterseils. Kurze Abklingzeiten sind hierbei zwar kein hinreichendes, jedoch jedenfalls ein notwendiges Kriterium zur Attestierung adäquater hydrophiler Eigenschaften. Aus psychoakustischer Sicht ist eine schnelle Abtrocknung deshalb von Relevanz, da häufig davon berichtet wird, dass Leitungsanrainer dazu neigen, nach Regenschauern die Fenster ihrer Häuser zu öffnen, wodurch der Immissionspegel im Gebäudeinneren ansteigt, wobei das maskierende Regenrauschen fehlt. Zur Minimierung dieser Exposition ist dabei ein schnelles Abtrocknungsverhalten essenziell.

Die Ergebnisse der bisher beschriebenen Versuche legen nahe, dass das Abtrocknungsverhalten neben der Ausprägung der Oberflächenhydrophilie zu großen Teilen von den vorherrschenden Randfeldstärken und den damit verbundenen Sättigungserscheinungen abhängt. Ausgehend von der Vorstellung, dass die mit der Abtrocknung der Leiterseile verbundene Reduktion der Wassertropfendichte wie eine Änderung der Regenrate interpretiert werden kann und somit auch denselben Effekten unterliegt, können für Abtrocknungsvorgänge, die bei Feldstärken E jenseits der jeweiligen Konvergenzfeldstärke E_K stattfinden, paradoxe Effekte erwartet werden.

8.8.2 Ergebnisse

Die in diesem Abschnitt präsentierten Ergebnisse entstammen Abtrocknungsversuchen, die an den in Tabelle 8.1 beschriebenen Leiterbündeln durchgeführt wurden.

Grundsätzlich kann festgehalten werden, dass hydrophile Leiterseile im Bereich moderater Randfeldstärken E schneller abtrocknen als unbehandelte Standardleiterseile. Wie in Bild 8.20 illustriert, können die von einem hydrophilen Leiterseil verursachten Geräuschemissionen während einer Beobachtungsdauer von $t = 15$ min vollständig abklingen bzw. unter den Grundgeräuschpegel zurückgehen. Bei Standardleiterseilen ist in derselben Zeitspanne häufig nur ein Rückgang um einige wenige Dezibel beobachtbar.

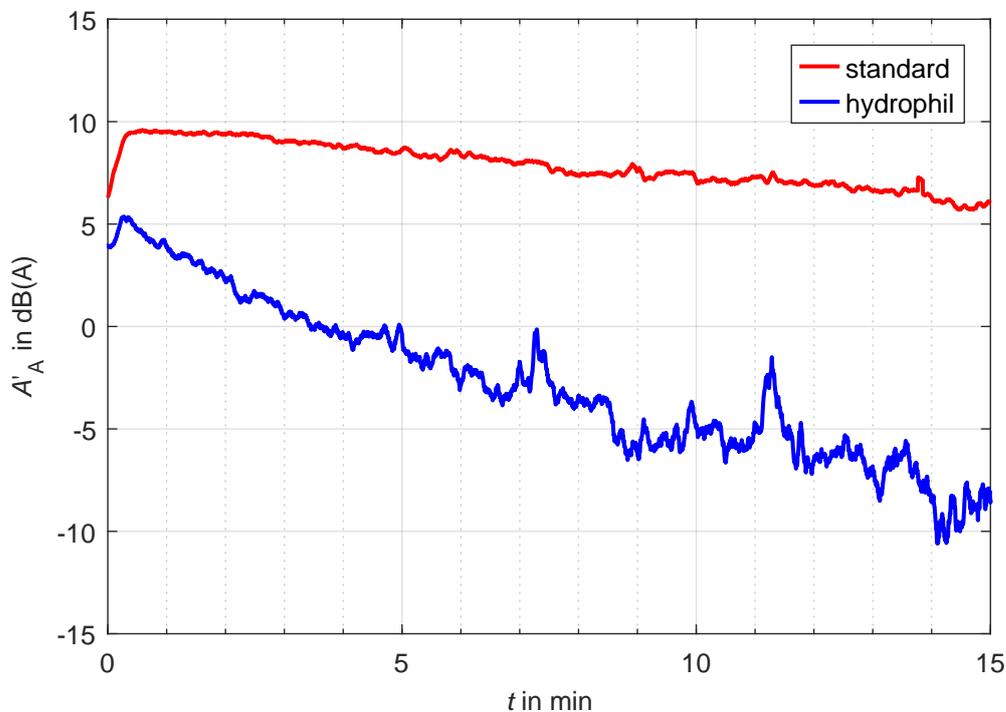


Bild 8.20: Abklingverhalten eines mit Wasser gesättigten Vierleiterbündels ($d = 22$ mm, $a = 400$ mm) bei $E = 14$ kV/cm und Verwendung hydrophiler Leiterseile und Standardleiterseile

Inwieweit hydrophile Leiterseile während des Abtrocknungsvorgangs Vorteile gegenüber Standardleiterseilen bieten, ist jedoch stark von der Betriebsrandfeldstärke E abhängig. Bezugnehmend auf das in Kapitel 8.3.3 beschriebene Konvergenz- und Sättigungsverhalten der feldstärkeabhängigen Emissionslinien, kann grundsätzlich davon ausgegangen werden, dass sich der Ausgangspegel $L_{t=0}$ hydrophiler Leiterseile bei Beginn des Abtrocknungsvorgangs mit zunehmender Randfeldstärke E dem Ausgangspegel des korrespondierenden Standardleiterseils angleicht, wodurch der „Startvorteil“ des hydrophilen Leiterseils (in Bild 8.20 $\Delta A_A \approx 5$ dB(A)) zunehmend verloren geht. In der modellhaften Vorstellung kann die Änderung der Tropfenpopulation während des transienten Abtrocknungsvorgangs in weiterer Folge wie eine Reduktion der Regenrate bei konstanter Randfeldstärke interpretiert werden.

Aus Kapitel 8.3.3 ist bekannt, dass die dementsprechenden Pegelunterschiede mit zunehmender Annäherung der Betriebsrandfeldstärke E an die Konvergenzrandfeldstärke E_K zurückgehen, wodurch sich das Abtrocknungsverhalten im Sinne einer Abnahme der Steigung $\partial A'_A/\partial t$ verschlechtert. Bezugnehmend auf die Erkenntnisse aus Kapitel 8.6, wonach die Regenrate RR und der Emissionspegel A'_A unterhalb der jeweiligen Konvergenzfeldstärke E_K in monotonem Verhältnis stehen, kann davon ausgegangen werden, dass die mit dem Abtrocknungsvorgang einhergehende Reduktion der Tropfenpopulation zwar zu einer Schwächung des Selbstlimitierungsmechanismus der Koronaentladungen führt, diese aber keine zeitweilige Pegelerhöhung bewirkt (z. B. $E = 14 \text{ kV/cm}$ in Bild 8.20). Bei exzessiven Randfeldstärken mit $E > E_K$ kann die mit dem Abtrocknungsvorgang einhergehende Minderung des selbstlimitierenden Effekts jedoch zum Auftreten paradoxen Verhaltens führen. Typische Manifestationen sind diesbezüglich einerseits anfängliche Erhöhungen des Geräuschemissionspegels A'_A und andererseits plötzliche Zunahmen des Emissionspegels bei beinahe trockenen Leiterseilen. Das letztgenannte Phänomen wird gelegentlich durch Wassertropfen verursacht, die am Ende des Abtrocknungsvorgangs aus dem Aderzwischenraum austreten und dann in Ermangelung benachbarter Entladungen, die eine abschirmende Wirkung entfalten könnten, hohe Geräuschpegel verursachen.

Die beschriebenen Erscheinungen zu den Einflüssen der Randfeldstärke E und des Selbstlimitierungsmechanismus auf das Abtrocknungsverhalten eines mit hydrophilen Leiterseilen ausgestatteten Bündelleiters sind in den in Bild 8.21 gezeigten Ergebniskurven beobachtbar.

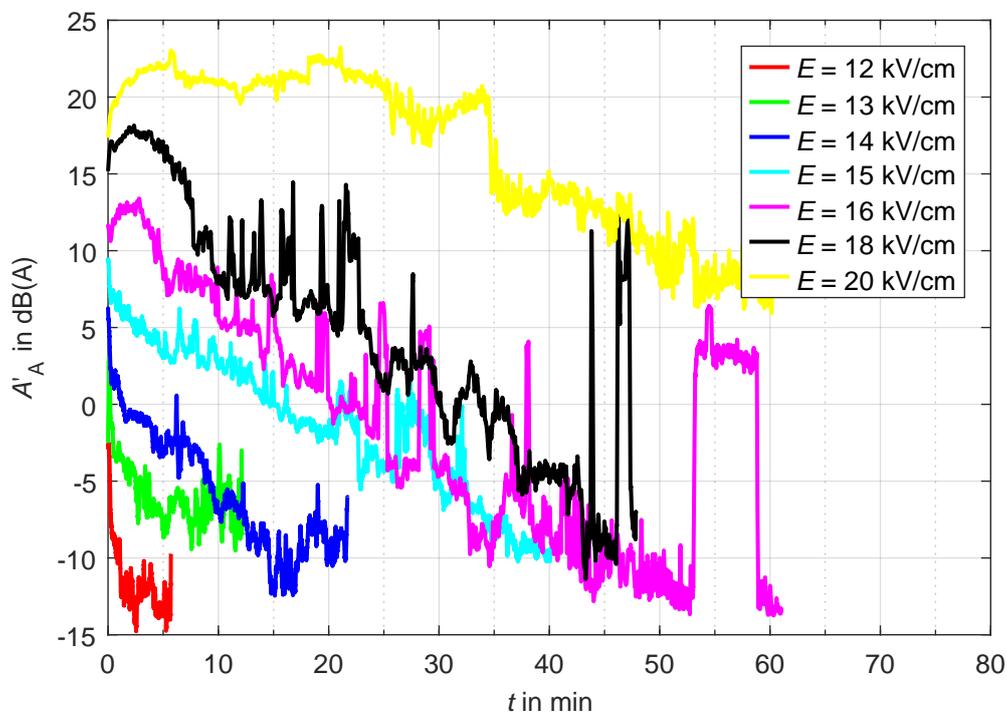


Bild 8.21: Einfluss des Leiterrandfeldstärke E auf das Abklingverhalten eines mit Wasser gesättigten Dreileiterbündels ($d = 32 \text{ mm}$, $a = 400 \text{ mm}$) für hydrophile Leiterseile

Eine Formalisierung bzw. Quantifizierung der Vorteile hydrophiler Leiterseile gegenüber Standardleiterseilen während des Abtrocknungsvorgangs gestaltet sich angesichts des stochastischen Charakters der geräuschverursachenden Koronaentladungen grundsätzlich schwierig. Erschwerend kommt hinzu, dass unterhalb eines Pegels von $A'_A \approx 0 \text{ dB(A)}$ die Geräuschemissionscharakteristik zumeist nur noch von einigen wenigen Wassertropfen bestimmt wird. Wie bereits diskutiert, treten solche teilweise erst nach einiger Zeit aus dem Aderspalt aus, wodurch die Geräuschemissionen kurz vor dem Erreichen des Hintergrundpegels häufig nochmal sprunghaft ansteigen (Bild 8.21). Diese vereinzelt Wassertropfen verursachen impulsartige, laut knallende oder knatternde Entladungen mit Pausen mehrerer Sekunden Dauer, sodass die Bildung des energieäquivalenten Dauerschallpegels L_{Aeq} teilweise als zeitliche Bewertungsmethode zu hinterfragen ist.

Bei Betrachtung über alle durchgeführten Messreihen zeichnen sich die Vorteile hydrophiler Leiterseile auf das Abklingverhalten während des Abtrocknungsvorgangs nichtsdestotrotz deutlich ab. Als objektive Kriterien mögen hierzu die während einer 15-minütigen Abtrocknung erzielten Pegeldifferenz $\Delta A'_A$, bezogen auf den Anfangs- und Endpegel, und die daraus abgeleitete Steigung $\Delta A'_A$ in dB(A)/min dienen. Im Falle von Standardleiterseilen geht die mittlere Pegeldifferenz $\Delta A'_A$ von $\Delta A'_A \approx 14 \text{ dB(A)}$ bei $E = 10 \text{ kV/cm}$ linear auf $\Delta A'_A \approx 0 \text{ dB(A)}$ bei $E = 20 \text{ kV/cm}$ zurück (Bild G.1). Die mittlere Steigung sinkt in diesem Feldstärkebereich von $\Delta A'_A \approx -0,8 \text{ dB(A)/min}$ auf $\Delta A'_A \approx 0 \text{ dB(A)/min}$ (Bild G.2). Bei hydrophilen Leiterseilen betrug die mittlere Pegelreduktion $\Delta A'_A \approx 13 \text{ dB(A)}$ bei $E = 10 \text{ kV/cm}$ und $\Delta A'_A \approx 8 \text{ dB(A)}$ bei $E = 20 \text{ kV/cm}$ (Bild G.3). In diesem Feldstärkebereich blieb die mittlere Steigung mit $\Delta A'_A \approx -0,6 \text{ dB(A)/min}$ annähernd konstant (Bild G.4).

8.9 Bestimmung des Unebenheitsfaktors

Zur Charakterisierung der Korona-Einsatzfeldstärke an Freileitungsseilen kommt häufig eine von PEEK entwickelte empirische Gleichung zum Einsatz, welche die Abschätzung der kritischen Feldstärke E_C in Abhängigkeit des Leiterradius $r = d/2$ gestattet. Als kritische Feldstärke E_C gilt in diesem Zusammenhang jene Feldstärke, ab welcher an einem glatten, zylinderförmigen Leiter sichtbare Entladungen auftreten. Dem beschriebenen Zusammenhang liegt die Erkenntnis zugrunde, dass die Teilentladungseinsatzfeldstärke an zylindrischen Leitern mit sinkendem Durchmesser d zunimmt. Zur Berücksichtigung der Abweichung einer (nassen) Leiterseiloberfläche von der idealen Zylindergeometrie wird die Gleichung nach PEEK häufig um einen Unebenheitskoeffizient m ergänzt. Hierdurch kann der Herabsetzung der kritischen Feldstärke E_C Rechnung getragen werden. Da eine detaillierte Kenntnis dieses Faktors für weiterführende physikalische Betrachtungen relevant sein kann, soll an dieser Stelle, wie von PFEIFFER in [Pfe17] angeregt, ein kurzer Exkurs zur Bestimmung des durch den Wassertropfenansatz an Standardleiterseilen und hydrophilen Leiterseilen hervorgerufenen Unebenheitsfaktors m erfolgen.

Für die kritischen Feldstärke E_C gilt gemäß [Pee15] bzw. [Amo+91; CIG97; Rib+18; Riz+14]:

$$E_C = m \cdot E_0 \cdot \delta \cdot \left(1 + \frac{K}{\sqrt{\delta \cdot r}} \right) \quad (8.10)$$

Der Koeffizient δ beschreibt dabei als Luftdichtekoeffizient die beiden Klimaparameter Temperatur und Druck. In guter Näherung kann für $\vartheta = 20^\circ\text{C}$ und $p = 1013 \text{ mbar} = 760 \text{ Torr}$ ³⁶ jedoch $\delta = 1$ angenommen werden. Die Faktoren E_0 und K sind empirische Konstanten, welche für Gleichspannung negativer Polarität bzw. Wechselspannung üblicherweise mit $E_0 = 21,1 \text{ kV/cm}$ (Effektivwert) und $K = 0,301$ angegeben werden [Riz+14]. Für starke Verschmutzung, Regen bzw. Schnee liegen die Unebenheitskoeffizienten im Bereich von $m = 0,25 - 0,6$.

Bei der praktischen Nutzung von Gleichung (8.10) ergeben sich jedoch mehrere intrinsische und extrinsische Schwierigkeiten. Während in der Vergangenheit das Auftreten sichtbarer Entladungen sicherlich ein ausreichendes und leicht festzustellendes³⁷ Indiz für das Erreichen der Teilentladungseinsatzschwelle war, ist es schwierig, ein auf die moderne Teilentladungsmesstechnik umlegbares Kriterium gleicher Qualität zu finden. Ferner ist es, wie auch von AMORUSO und LATTARULO ausgeführt, fraglich, inwieweit die komplexe Geometrie eines Freileitungsseils mithilfe eines einzigen Faktors, dem Unebenheitskoeffizienten m , abgebildet werden kann. Als schwerwiegendstes Problem in diesem Zusammenhang erscheinen jedoch die Anwendbarkeitsgrenzen von Gleichung (8.10) an sich. Wie von SCHUMANN bzw. später von ZAENGL gezeigt, liefert die Gleichung nach PEEK nur für $\delta \cdot r < 1 \text{ cm}$ bzw. $r < 1 \text{ cm}$ zuverlässige Ergebnisse [Kuf+08; Sch23; Zae+74]. Für größere Leiterradien bzw. Radien entsprechend den üblichen Durchmessern von Leiterseilen der Übertragungsnetzebene liefert Gleichung (8.10) deutlich zu große Werte.

Während SCHUMANN für seine Erkenntnisse keine Formalisierung anbietet, schlägt ZAENGL in diesem Zusammenhang eine neue Methode zur Berechnung der kritischen Feldstärke E_C vor, welche den von PEEK beschriebenen Bereich gut abdeckt, aber (möglicherweise aufgrund ihrer transzendenten Form) weniger verbreitet ist [Zae+74]³⁸:

$$\left(\frac{E_C}{\delta} \right)^2 - 2 \cdot \left(\frac{E_C}{\delta} \right) \cdot E_0 \cdot \ln \left(\frac{1}{E_0} \cdot \left(\frac{E_C}{\delta} \right) \right) - E_0^2 = \frac{(K/C)}{\delta \cdot r} \quad (8.11)$$

ZAENGL empfiehlt für die Koeffizienten $E_0 = 24,36 \text{ kV/cm}$ und $(K/C) = 42 \text{ kV}^2/\text{cm}$.

³⁶Ein Druck von $p = 1 \text{ Torr}$ entspricht dem von einem Millimeter Quecksilbersäule ausgeübten Druck. Es gilt: $1 \text{ Torr} = 133,322 \text{ Pa}$.

³⁷Das menschliche Auge weist in dieser Hinsicht tatsächlich eine enorme Leistungsfähigkeit, bis hin zur Wahrnehmungen einzelner Photonen, auf (Single Photon Counting) [Tin+16]. Der Einsatz von mit Atropin unterstützten Laborhelfern zur Photonendetektion ging (Überlieferung zufolge) erst nach der Verfügbarwerdung leistungsfähiger Photomultiplier-Röhren langsam zurück.

³⁸An dieser Stelle sei auf einen Druckfehler in Gleichung 5.111 in [Kuf+08] hingewiesen.

In Anlehnung an die Ausführung in Kapitel 8.5.2, wonach das günstigere Geräuschemissionsverhalten hydrophiler Leiterseile strenggenommen lediglich auf eine höhere Einsatzfeldstärke (bzw. kritische Feldstärke) dieser Leiterseile zurückzuführen ist, wurde untersucht, inwieweit dieses Verhalten mit Gleichung (8.10) bzw. Gleichung (8.11) erfasst werden kann. Hierzu wird entsprechend des gewählten Spannungsstufen-Konzepts jene Feldstärke als kritische Feldstärke E_C herangezogen, ab der der im Labor aufgezeichnete Schalldruckpegel $L_{Aeq} = 30$ dB(A) übersteigt. Ab diesem Pegel können mit dunkeladaptierten Augen (nach Abwarten des KOHLRAUSCH-Knicks) Entladungen zuverlässig festgestellt werden. Die diesbezügliche Auswertung zeigt, dass die kritischen Feldstärken E_C hydrophiler Leiterseile bei einer Regenrate von ca. 6 mm/h um ca. $\Delta E_C \approx 1,7$ kV/cm höher liegen als jene unbehauelter Standardleiterseile (Bild 8.22). Ferner kann eine deutliche Abnahme der kritischen Feldstärke E_C mit steigendem Teilleiterdurchmesser d beobachtet werden. Diese Charakteristik kann mithilfe der Formalisierungen nach PEEK (Gleichung (8.10)) und ZAENGL (Gleichung (8.11)) mit guter Übereinstimmung approximiert werden, wobei die Unterschiede der beiden Gleichungen mit steigendem Teilleiterdurchmesser d deutlich werden und Gleichung (8.11) zur Beschreibung dieses Verhaltens tatsächlich geeigneter erscheint. Die Auswertung von Gleichung (8.11) erfolgte hierbei mithilfe eines numerischen Verfahrens. Für die Anwendung von Gleichung (8.10) kam dabei für den Fall der hydrophilen Leiterseile ein Unebenheitskoeffizient von $m = 0,44$ und für Standardleiterseile ein Koeffizient von $m = 0,38$ zur Anwendung. Für Gleichung (8.11) betragen die Koeffizienten $m = 0,42$ bzw. $m = 0,36$. Es zeigt sich somit, dass hydrophilen Leiterseilen ein um ca. 16 % höherer Unebenheitskoeffizient m zugeordnet werden kann, wobei die empirisch ermittelten Werte gut mit jenen aus [CIG97] übereinstimmen.

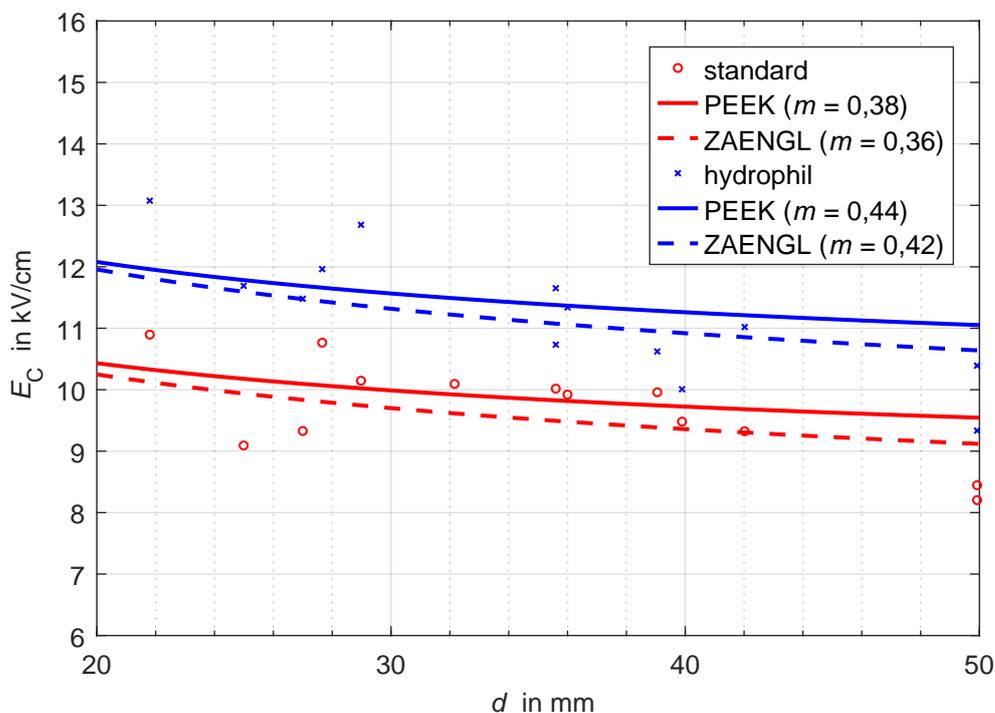


Bild 8.22: Kritische Feldstärke E_C für hydrophile und Standardseile (Anordnungen entsprechend Kapitel 8.5.2) mit Approximationen nach PEEK und ZAENGL für eine Regenrate von 6 mm/h

8.10 Abschließende Betrachtungen zur Klassifizierung hydrophiler Oberflächen

Zum Abschluss dieses Kapitels, zu dessen Schwerpunkte die Herausarbeitung der Unterschiede der Geräuschemissionscharakteristika von hydrophilen Leiterseilen und Standardleiterseilen gehörte, soll den Begriffen „hydrophil“ und „standard“ zusätzliche Dimensionalität verliehen werden. Hierzu werden in Bild 8.23 die Emissionslinien $A'_A = f(E)$ mehrerer unbehandelter, gealterter und bestrahlter Leiterseile gezeigt.

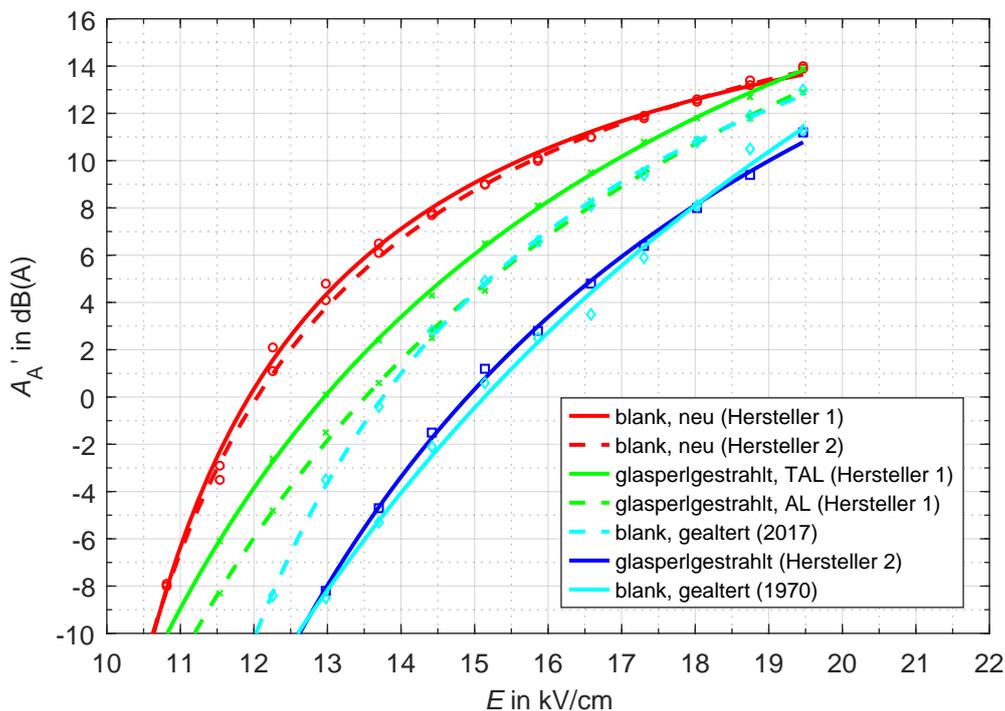


Bild 8.23: Darstellung der feldstärkeabhängigen Geräuschemissionen $A'_A = f(E)$ unterschiedlicher Leiterseile des Durchmessers $d = 22$ mm in Vierleiterbündelanordnung ($a = 400$ mm)

Wie schon in Kapitel 8.2 beschrieben, wurden neue, unbehandelte Leiterseile (blank) für die vorangegangenen Betrachtungen unter dem Begriff „Standardleiterseil“ zusammengefasst. Gerechtfertigt wird diese geringe Granularität durch die große Ähnlichkeit der Geräuschemissionscharakteristika blanker Leiterseile (Bild 8.23). In allen durchgeführten Untersuchungen, für die unterschiedliche blanken Leiterseilproben zur Verfügung standen, zeigten diese Prüflinge ungeachtet des jeweiligen Herstellers, der eingesetzten Aluminiumlegierung oder des (teilweise herstellerabhängigen) Grads der Fettung beinahe deckungsgleiche Ergebnisse mit sehr geringen Streuungen. Zurückzuführen ist dies auf die hohe Dichte angelagerter Wassertropfen und der damit sehr ausgeprägten Selbstlimbierung der Koronaentladungen. Manche Übertragungsnetzbetreiber halten für Qualifikationstests und ähnliche Untersuchungen stark gealterte Leiterseile als Vergleichsmuster und Grundlage zur Beurteilung neuer Leiterseile bereit.

Sofern derartige Vergleichsmuster mechanisch einwandfrei sind (z. B. Vermeidung von Korben durch geeignete Endklemmen), kann von einer hohen Alterungsstabilität dieser Proben ausgegangen werden. Angesichts der geringen Streuung, hohen Reproduzierbarkeit und grundsätzlich deutlich besseren Verfügbarkeit erscheint jedoch das Heranziehen neuer blanker als Referenzmuster ebenfalls einer Überlegung wert. Problematisch könnte sich in diesem Zusammenhang allenfalls die Beschaffung tatsächlich fabriksneuer Leiterseilmuster erweisen. Für die gegenständlichen Untersuchungen kamen stets Leiterseilstücke zum Einsatz, welche direkt der laufenden Fertigung entnommen und in gestreckter Form in passenden Holzkisten angeliefert wurden. Inwieweit Leiterseilmuster, die einer Trommel entnommen wurden und zuvor längerer Zeit Wind und Wetter ausgesetzt waren, vergleichbare Ergebnisse liefern, ist jedoch überaus fraglich.

Hinsichtlich der Alterungsstabilität gealterter Leiterseile und dem maximal erzielbaren Grad der Geräuschreduktion ist an dieser Stelle jedoch einzuräumen, dass nicht alle gealterten Leiterseile, welche angesichts ihres Betriebsalters gemäß der in der Literatur genannten Zeitspannen bereits über optimale geräuschreduzierende Eigenschaften verfügen sollten, diese auch tatsächlich aufwiesen. Als Beispiel werden in Bild 8.23 die Emissionslinien zweier gealterter Leiterseile gezeigt. Hierbei fällt auf, dass das jüngere der beiden (blank, gealtert 2017) Differenzen von bis zu $\Delta A'_A = 5 \text{ dB(A)}$ zum knapp 50 Jahre älteren aufwies, obwohl dem erstgenannten Prüfling angesichts des Betriebsalters von zwei Jahren und den Definitionen gemäß EPRI bereits das Attribut „well aged“ zugesprochen werden kann. Nachforschungen haben ergeben, dass der fragliche Prüfling einer Leitung, die durch einen Bereich geringer Luftverschmutzung führt, entnommen wurde. Möglicherweise bewirkte die hohe Luftgüte somit eine Verlangsamung der Abwitterung der Leiterseiloberfläche.

Wie in Kapitel 8.2 ausgeführt, erreichen jedoch auf unterschiedlichen Wegen oberflächenbehandelte Leiterseile, welche kommerziell verfügbar und industriell fertigbar sind, das Geräuschemissionsverhalten stark gealterter Leiterseile. Entsprechend dem eingeführten Begriff des Grads der maximalen Hydrophile erscheint das Emissionsverhalten stark gealterter Leiterseile in diesem Zusammenhang als nicht unterschreitbares Limit. Ähnlich wie im Fall der blanken, neuen Leiterseile kann auch für Leiterseile mit hydrophiler Oberflächenbehandlung unterschiedlicher Hersteller eine deutliche Kongruenz der korrespondierenden Emissionslinien beobachtet werden. In keiner der durchgeführten Untersuchungen wurde (abgesehen von vereinzelt Ausreißern, denen keine statistische Signifikanz zugemessen werden kann) das Emissionsverhalten eines stark gealterten Leiterseils unterschritten.

An dieser Stelle ist jedoch zu erwähnen, dass längst nicht alle untersuchten Leiterseile mit hydrophiler Oberflächenbehandlung das beschriebene Emissions-Minimum erreicht haben. Insbesondere im Falle von Leiterseilen, die Strahlbehandlungen unterzogen wurden, wurden signifikante und zumeist herstellereigenspezifische Streuungen beobachtet (Bild 8.23). Angesichts der großen Anzahl von Freiheitsgraden bei Strahlprozessen ist dies nicht verwunderlich.

In eigenen Strahlversuchen mit Glasperlen, welche bei vielen Herstellern zur Erzielung hydrophiler Oberflächen eingesetzt werden, konnte eine deutliche Abhängigkeit der erzielten Oberflächenqualität vom eingesetzten Strahlmittel und -druck nachgewiesen werden (Bilder H.1 – H.4). Hierbei fiel außerdem auf, dass die durch Bestrahlung mit Glasperlen erzeugten Oberflächen tatsächlich kaum Erosion, sondern viel mehr eine regelmäßige Eindellung erfahren. Es ist außerdem bemerkenswert, dass in diesen Versuchen Oberflächenbehandlungen, die auf ebene Aluminiumplatten angewandt allesamt dieselben und mit einem Kontakwinkelsonometer festgestellten hervorragenden hydrophilen Eigenschaften aufwiesen, bei Umsetzung auf Leiterseilen immer noch Pegeldifferenzen von $\Delta A'_A \approx 3 \text{ dB(A)}$ bewirkten.

Abgesehen von den Strahlparametern, welche bei kommerziell verfügbaren Leiterseilen im Allgemeinen nicht bekannt sind, wurde in vielen Fällen eine Abhängigkeit der erzielten Geräuschemissionen von der im jeweiligen Leiterseil eingesetzten Aluminiumlegierung³⁹ festgestellt. Beispielsweise ist in Bild 8.23 eine Pegeldifferenz von $\Delta A \approx 1 \text{ dB(A)}$ zwischen dem glasperlgestrahlten Prüfling aus Standardaluminium (AL1) und dem Leiterseil aus thermisch beständigem Aluminium (AT1) zu beobachten. Eine eindeutige Tendenz, bei welchem Aluminiumtyp höhere Geräuschreduktionen erzielbar sind, kristallisierte sich im Zuge der durchgeführten Messungen allerdings nicht heraus. Ein weiterer Faktor, der in den hier beschriebenen Versuchen leider ebenfalls nicht untersucht werden konnte, ist die Prozessstabilität bzw. Reproduzierbarkeit von Strahlbehandlungen im industriellen Maßstab. Diesbezüglich erscheint der Verschleiß des eingesetzten Strahlguts als größte Imponderabilität (Bild H.1).

Für Anwender bedeuten die Beobachtungen hinsichtlich der deutlich messbaren Unterschiede der von unterschiedlichen Herstellern und bei verschiedenen Aluminiumlegierungen erzielten Geräuschreduktionen natürlich große Unsicherheiten, welche nur durch eine umfassende Standardisierung der Begrifflichkeiten „oberflächenbehandelt“, „glasperlgestrahlt“ bzw. „hydrophil“ ausgeräumt werden können.

³⁹Leiterseile aus reinem Aluminium erhalten gemäß DIN EN 50182:2001-12 die Bezeichnung AL1. In manchen Spezialanwendungen kommt auch weichgeglühtes Reinaluminium zum Einsatz, welches dann die Bezeichnung AL0 trägt. Reines Aluminium zeichnet sich zwar durch eine hohe Leitfähigkeit (61,0 % IACS⁴⁰) aus, verfügt aber nur über eine geringe Zugfestigkeit (160 N/mm²). Leiterseile aus AlMgSi-Legierungen weisen deutlich bessere mechanische Eigenschaften auf, was jedoch durch geringfügige Leitfähigkeitseinbußen erkauft wird. Solche Leiterseile erhalten, abhängig vom Legierungsverhältnis, die Bezeichnungen AL2...AL7. Um mechanische Entfestigungen auszuschließen, wird die maximale Betriebstemperatur derartiger Seile typischerweise auf 80 °C begrenzt. Höhere Dauerbetriebstemperaturen (z. B. für HTLS-Leiterseile⁴¹) sind mit wärmebeständigen Speziallegierungen (TAL, Thermal Resistant Aluminium-Alloy) erzielbar, wobei insbesondere Zirkonium zur Anwendung kommt. Derartige Aluminiumlegierungen sind mittlerweile als Stand der Technik etabliert, gelten als „konventionell“ und sind in IEC62004:2007-02 bzw. DIN EN 62004 normativ unter den Werkstoffbezeichnungen AT1...AT4 erfasst. Die höhere Wärmebeständigkeit dieser Drähte geht allerdings wiederum zulasten des elektrischen Widerstands. TAL-Legierungen gelten als härter und spröder als AlMgSi-Legierungen, wodurch Strahlprozesse unter Umständen verschiedene Resultate bewirken.

⁴⁰IACS, englisch International Annealed Copper Standard. Hierdurch wird die Leitfähigkeit in Bezug zur Leitfähigkeit in reinem geblühten Kupfer ausgedrückt: 100 % IACS = $58 \cdot 10^6 \text{ S/m}$.

⁴¹HTLS-Leiterseile sind Spezialseile, die für deutlich erhöhte Betriebstemperaturen geeignet sind und dabei nur geringe Durchhänge aufweisen (High Temperature Low Sag). Solche Leiterseile finden insbesondere bei der Verstärkung bestehender Freileitungen durch Leiterseiltausch (Reconductoring) Anwendung.

Neben entsprechenden Hydrophilie-Schnelltests, die beispielsweise auf eine Klassifizierung des Benetzungsverhaltens entsprechend der Beschreibung in Bild 4.5 abzielen könnten, ist diesbezüglich insbesondere eine Angabe der von einem Leiterseil (in unterschiedlichen Bündelkonfigurationen) generierten Schalleistung $A'_A = f(E)$ denkbar.

Hinsichtlich der Problematik der Standardisierung bzw. starken Parameterabhängigkeit von Strahlbehandlungen zur Erzielung hydrophiler Leiterseiloberflächen bieten hydrophile Beschichtungen möglicherweise entscheidende Vorteile, da diese vom jeweiligen Leiterseilhersteller zumeist nur noch aufgetragen werden. Unsicherheiten hinsichtlich Prozessschwankungen entfallen dadurch.

9 Geräuschemissionen des Wechselspannungsteils von Hybridfreileitungen

9.1 Hybridfreileitungen als Upratingmaßnahme

Angesichts der geringen Akzeptanz von Freileitungsneubauprojekten durch die breite Bevölkerung sind viele Netzbetreiber gemäß des NOVA-Prinzips⁴² bestrebt, die Übertragungskapazität bestehender Freileitungen durch geeignete Upratingmaßnahmen zu erhöhen [CIG08; Hed+18a]. Abgesehen von der Tatsache, dass so die Anzahl der neu zu errichtenden Leitungen generell reduziert werden kann, sind Uprating-Maßnahmen aufgrund der häufig gegebenen Möglichkeit verkürzter Genehmigungsverfahren deutlich schneller umsetzbar, wodurch dringend benötigte Kapazitätssteigerungen zeitnah verfügbar werden. Typische Maßnahmen umfassen beispielsweise den Einsatz von HTLS-Leiterseilen oder die Etablierung komplexerer Rating-Konzepte (*dynamic line rating* oder *active real time rating*) anstelle probabilistischen Ratings. Die genannten Ansätze können in vielen Fällen bereits zu einer deutlichen Leistungssteigerung führen. Eklatante Steigerungen werden durch Änderung der Betriebsspannung möglich. Neben der bloßen Anhebung der Betriebsspannung präsentiert sich in diesem Zusammenhang insbesondere die Umrüstung bestehender Drehstromkreise auf Gleichstromkreise als kosten- und zeitsparende Option des Leitungsupratings [CIG14; Pfe+15a]. Werden dabei zumindest jeweils ein Drehstrom- und Gleichstromkreis auf denselben Masten geführt, wird die resultierende Anordnung als *Hybridfreileitung* bezeichnet. Die Kombination von Drehstrom- und Gleichstromkreisen ermöglicht dabei die Nutzung der Vorteile beider Spannungsarten. Der Gleichspannungsteil bietet in diesem Zusammenhang angesichts geringerer Verluste Vorteile bei der überregionalen Energieübertragung, während der Drehstromteil durch Transformierbarkeit eine hohe Integration in bestehende Netzknoten ermöglicht. Kürzlich durchgeführte Studien konnten neben einer höheren Akzeptanz von Hybridfreileitungen auch energiewirtschaftliche Vorteile hinsichtlich transnationaler Energieflüsse aufzeigen [Hed+18a; Sta+19].

Bei n Teilleitern pro Phasenbündel beträgt die aus der Umrüstung auf ein bipolares DC-System resultierende Leistungssteigerung P_{DC}/P_{AC} :

$$\frac{P_{DC}}{P_{AC}} = \frac{2 \cdot U_{DC} \cdot I_{DC} \cdot n_{DC}}{\sqrt{3} \cdot U_{AC} \cdot I_{AC} \cdot n_{AC}} \quad (9.1)$$

⁴²NOVA: Netzoptimierung vor Ausbau

Da die bestehende Infrastruktur bei der Umrüstung auf eine Hybridfreileitung üblicherweise nicht verändert wird, kann $n_{AC} = n_{DC}$ angenommen werden. Wird ferner vorausgesetzt, dass der Gleichspannungsbetriebsstrom I_{DC} gleich dem Effektivwert des vormaligen AC-Betriebsstroms I_{AC} ist, ergibt sich die erzielbare Leistungssteigerung P_{DC}/P_{AC} zu:

$$P_{DC}/P_{AC} \approx 1,15 \cdot \frac{U_{DC}}{U_{AC}} \quad (9.2)$$

Wie von HEDTKE et al. ausgeführt, kann der DC-Betriebsstrom I_{DC} allerdings häufig höher gewählt werden, als der AC-Betriebsstrom I_{AC} , dessen Höhe sich nach dem n-1-Kriterium richten muss [Hed+18a]. Unter Annahme der Erhöhung der Betriebsspannung von $U_{AC} = 400 \text{ kV}$ auf $U_{DC} = \pm 500 \text{ kV}$ geben STRAUMANN und FRANCK die bei entsprechender Erhöhung des Betriebsstroms erzielbare Leistungssteigerung mit $P_{DC}/P_{AC} = 2,2$ an [Str+11].

Aus Sicht der Isolationskoordination wird eine solche Anhebung der Betriebsspannung als grundsätzlich unkritisch betrachtet. In allen in der Literatur verfügbaren Fallstudien werden die Schlagweiten zu Nachbarphasen bzw. zum Mastgestänge als ausreichend bewertet, wobei hier aber auch eingeräumt wird, dass für Gleichspannungsleitungen geringe Überspannungspegel angesetzt werden können. Als mögliches Problem wird auf das Fremdschichtüberschlagsverhalten von Porzellan- bzw. Kappenisolatoren bei Gleichspannungsbelastung hingewiesen, weswegen der Einsatz von Verbundisolatoren empfohlen wird [Kna+14; Lun+09; Meh+16; San+14; Vos+06].

Eines der gegenwärtig bekanntesten Hybridfreileitungsvorhaben ist das von den deutschen Netzbetreibern Amprion und TransnetBW getragene Projekt *Ultrahigh Voltage DC* [Tra20]. Die 340 km lange Leitungstrasse zwischen den Netzknoten Osterath und Philippsburg soll einen Beitrag zur Behebung des Ungleichgewichts zwischen dem zunehmenden Stromangebot in Norddeutschland und der hohen Nachfrage im Süden Deutschlands leisten [Hal20] (Bild 9.1a). Die gegenwärtige Situation ist durch eine hohe Dichte von Windkraftanlagen in Küstennähe im Norden und durch große Verbraucherzentren im Süden geprägt (Bild 9.1b).

9.2 Kopplungsmechanismen an Hybridfreileitungen

9.2.1 Auftreten von Mischfeldbelastungen

Wie auch bei herkömmlichen Drehstromfreileitungen, kommt es bei Hybridfreileitungen aufgrund der geringen räumlichen Distanz zwischen den einzelnen Stromkreisen bzw. Phasenleitern zu diversen Kopplungseffekten. Während diese natürlich das Betriebsverhalten der Freileitung beeinflussen, liegt der Fokus der nachfolgenden Diskussion auf jenen Manifestationen der Kopplungserscheinungen, die das Geräuschemissionsverhalten der Freileitung bzw. deren zugrundeliegenden physikalischen Größen (v. a. die Leiterrandfeldstärke) betreffen.

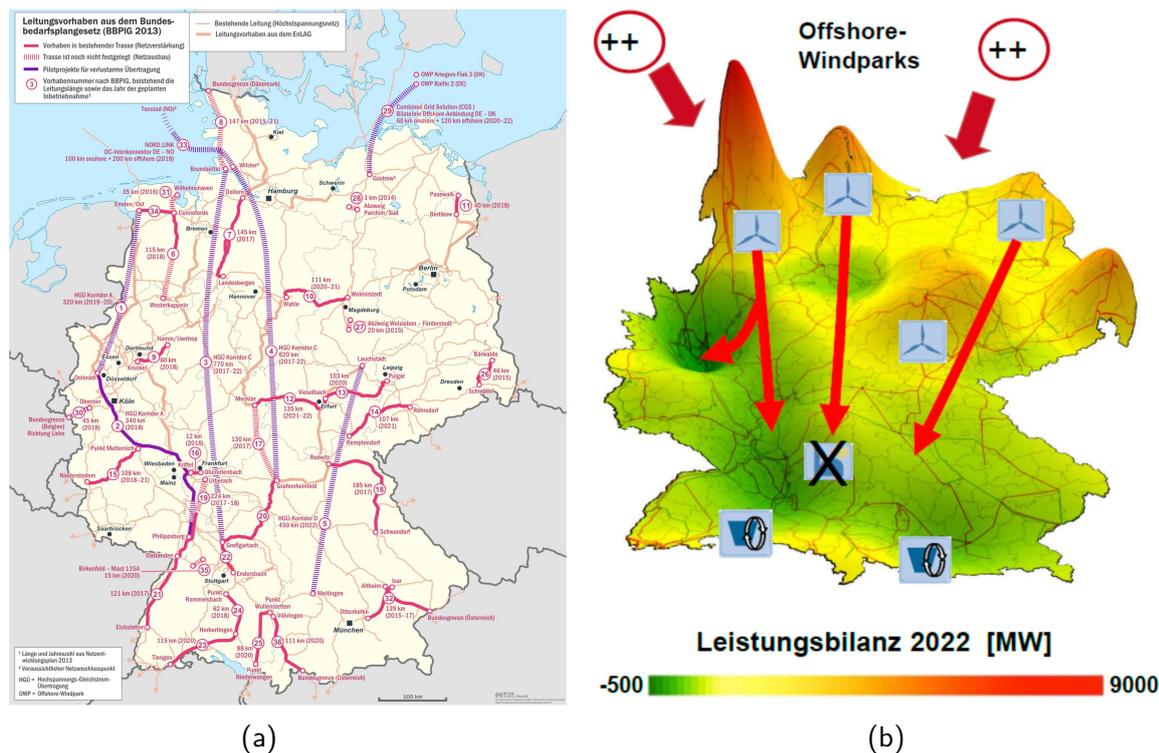


Bild 9.1: (a) Leitungsbauvorhaben in Deutschland nach dem Bundesbedarfsplangesetz [Wik20]
 (b) Prognose der Energieerzeugungslandschaft in Deutschland im Jahr 2022 [Hal20]

Ferner sei bereits an dieser Stelle eingeräumt, dass sich der nachfolgende Diskurs auf die Koronageräusche des Wechselspannungsteils von Hybridfreileitungen beschränkt, weshalb auch die Diskussion der Kopplungseffekte mit dieser Ausrichtung geführt wird.

Hinsichtlich der Leiterrandfeldstärken bei Hybridfreileitungen kann grundsätzlich festgehalten werden, dass die noch zu beschreibenden Kopplungsmechanismen zu einer Belastung der Teilleiter mit Mischfeldern führen, welche stets eine AC-Komponente E_{AC} und eine DC-Komponente E_{DC} aufweisen (Bild 9.2). Im Falle der Gleichspannungsphasen ist dem eigentlich zu erwartenden Gleichfeld ein betriebsfrequenter Rippelanteil E_{AC} überlagert. An den Drehstromphasen tritt im Gegensatz dazu ein Gleichspannungs-Bias E_{DC} auf. In der Literatur werden die folgenden drei Kopplungsmechanismen als Verursacher dieser Mischfeldbelastungen unterschieden.

9.2.2 Kopplung infolge magnetischer Felder

Analog zu den Kopplungsmechanismen an herkömmlichen Drehstromfreileitungen kommt es auch bei Hybridfreileitungen infolge der aus den Betriebsströmen resultierenden magnetischen Felder zu **induktiven Kopplungserscheinungen**. Deren signifikanteste Manifestation im Bereich der Hybridfreileitungen ist die Einkopplung einer Wechselspannungskomponente in die Gleichspannungsstromkreise. Abgesehen von dem daraus resultierenden Mischfeld bewirkt dieser Effekt auch Sättigungserscheinungen in den Konverter-Transformatoren der Gleichspannungsleitungen [Str+11].

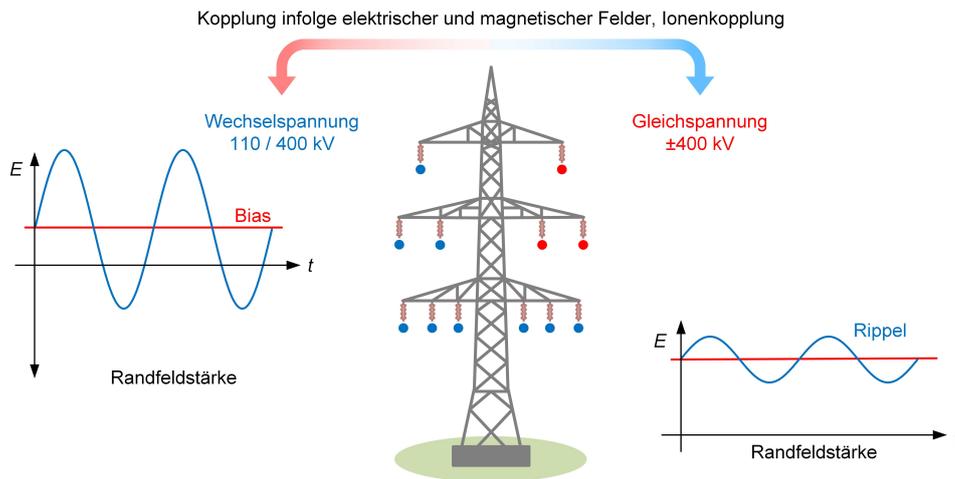


Bild 9.2: Kopplungsmechanismen an einer Hybridfreileitung und die daraus resultierenden Mischfeldbeanspruchungen

Es liegt auf der Hand, dass die Ausprägung der induktiven Kopplung vom Lastzustand der Drehstromleitungen und deren Transposition entlang des Leitungszugs abhängig ist. Abhandlungen zum Einfluss bzw. der Berechnung der induktiven Kopplung an Hybridfreileitungen sind in der Literatur zahlreich zu finden, wobei die grundlegenden Untersuchungen auf LARSEN et al. zurückgehen [Lar+89a; Lar+89b]. KIZILCAY greift das Thema explizit bei der Betrachtung von Fehlerfällen in Hybridleitungen auf [Kiz+09]. SCHINDLER zeigt bei seinen Studien zur elektromagnetischen Kopplung hybrider AC/DC-Leitungen mithilfe von Leitungsmatrizen und Mehrtores auch Herleitungen zur Bestimmung der induktiven Kopplung [Sch16].

Das von Gleichspannungsleitungen hervorgerufene Gleichfeld durchsetzt auch den Wechselspannungsteil einer Hybridfreileitung. Da dieser Umstand in der Literatur bislang allerdings unberücksichtigt blieb und auch keine Phänomene bekannt sind, wie ein magnetisches Gleichfeld das AC-Korona- bzw. Geräuschemissionsverhalten beeinflussen könnte, wird der Effekt der induktiven Kopplung nachfolgend nicht mehr aufgegriffen.

9.2.3 Kopplung infolge elektrischer Felder

Die aus den Betriebsspannungen einer Hybridleitung resultierenden elektrischen Felder sind Grundlage zweier Kopplungsphänomene. Zum einen bewirken die elektrischen Felder infolge der Mechanismen der Polarisation und Influenz eine **kapazitive Kopplung** zwischen den einzelnen Phasenbündeln, welche typischerweise als (Streu-)Kapazitäten erfasst werden. Während die Gleichspannungsstromkreise in Ermangelung zeitlicher Veränderung ihrer elektrischen Felder zumindest im stationären Betriebsfall auf kapazitivem Wege keinen Einfluss auf die Drehstromkreise ausüben können, kommt es in umgekehrter Richtung sehr wohl zur Einkopplung eines Wechselstroms in die Gleichspannungssysteme. Dieser Verschiebungsstrom kann zwar zu ungünstigen Erscheinungen an Konverter-Transformatoren führen [Lar+89b], für Koronaphänomene ist er aber nicht von Belang.

Der zweite auf elektrische Felder zurückzuführende Kopplungsmechanismus ist jener der **elektrostatischen Induktion** [Mar+88]. Dieser Begriff beschreibt den Umstand, dass die Randfeldstärke an einer Elektrode, welche Teil einer Mehrelektrodenanordnung ist, zu allen Zeitpunkten durch die an den anderen Elektroden anliegenden Spannungen mitbestimmt wird. Diese Tatsache wurde in ähnlicher Form bereits in Kapitel 6.1 aufgegriffen und dort als Begründung zur Notwendigkeit ganzheitlicher Feldberechnungen angeführt. Umgelegt auf den Fall der Hybridfreileitungen, bewirkt die elektrostatische Induktion an den Gleichspannungsstromkreisen eine Überlagerung der DC-Randfeldstärken E_{DC} mit einem Wechselspannungsrippel E_{AC} und an den Wechselstromkreisen eine Superposition der AC-Randfeldstärken E_{AC} mit einem Gleichfeld-Bias E_{DC} (Bild 9.3 (d)). Da sowohl in transienten FEM- als auch in transienten CSM-Feldberechnungen die Elektrodenpotenziale als Augenblickswerte einzusetzen sind, wird die Wirkung der elektrostatischen Induktion in diesen Verfahren implizit berücksichtigt.

9.2.4 Ionenkopplung

Während die Mechanismen infolge elektrischer bzw. magnetischer Kopplung mittlerweile gut verstanden sind, dauert die Forschung am dritten und letzten Kopplungsmechanismus, jenem der Ionenkopplung, seit vielen Jahrzehnten an [Cha+81b; CIG11; Cla+89; Hed+16; Hed+18b; Hed19; Hed+19; Kas+93; Mar+88; Met98; Met02; Pfe+15a; Pfe+15b; Pfe17; Pfe+18; Rus+13; Seb+93; Zha+94]. Auch dieser Mechanismus äußert sich über zwei Manifestationen, die jenen der Kopplung infolge elektrischer Felder ähneln.

Zentrale Grundlage der Ionenkopplung ist die Drift von durch Koronaentladungen erzeugten Raumladungen (siehe auch Kapitel 3.2.1.1) in Richtung des Erdbodens bzw. in Richtung anderer Leiterbündel. Angesichts des stattfindenden Ladungstransports wird dieses Phänomen zumeist als **Ionenstrom** bezeichnet. Abgesehen von den nachfolgend diskutierten Kopplungseffekten bewirken Ionenströme auch noch andere störende Phänomene, wobei insbesondere die elektrische Aufladung bodennaher Objekte zu nennen ist, welche neben elektrischen Entladungen auch unangenehme sensorische Empfindungen hervorrufen kann [Pfe+18].

Zur Illustration der Einflüsse von Ionenströmen an den gegenständlichen Hybridfreileitungen sei zunächst angenommen, dass sich ein Gleichspannungsstromkreis in koronierendem Zustand befindet. Die von den Teilentladungen generierten Ionen werden in diesem Fall infolge der Kraftwirkung des elektrischen Gleichfelds in Richtung der Drehstromphasen abgedrängt, wobei das superponierte Wechselfeld zu Oszillationen in der Driftbewegung führt (Bild 9.3 (a)). Hieraus folgt ein Gleichstrom im Wechselspannungssystem⁴³. Ähnlich dem Problem geomagnetisch induzierter Ströme (GIC) können diese Gleichströme erhöhte Verluste und Geräuschemissionen an Transformatoren hervorrufen [Bel+13].

⁴³In [Rus+13] wird für diesen Kopplungsmechanismus daher der Begriff der *ohmschen Kopplung* genutzt.

Ferner bewirkt die Ionendrift die Akkumulation von Raumladungen im Nahbereich der jeweiligen Wechselspannungsphase, woraus eine signifikante Erhöhung der elektrischen Randfeldstärke resultieren kann. Negative Ionen bewirken hierbei einen positiven DC-Bias, während positive Ionen eine Reduktion der elektrischen Randfeldstärke in Form eines negativen DC-Bias hervorrufen.

Das Verständnis des Ionenstrommechanismus hat sich im Laufe der Zeit gewandelt. Lange lag diesbezüglichen Betrachtungen die DEUTSCH-Annahme zugrunde, wonach die Raumladungen zwar den Betrag, nicht aber die Richtung des elektrischen Felds beeinflussen [Deu33]. In der Technischen Broschüre 583 der Cigre wird ein Überblick über diverse Berechnungsverfahren gegeben [CIG11]. Neueren Erkenntnissen zufolge ist diese Annahme insbesondere für höhere Koronaintensitäten nicht haltbar, weswegen die Komplexität der entsprechenden Berechnungsverfahren über die Jahre anstieg [Pfe+18]. Von Forschern der ETH Zürich wurde hierzu beispielsweise die *iterative method of characteristics* (IMoC) entwickelt, welche zur Lösung des Ionen-Drift-Problems iterativ zwischen einem FEM-Solver zur Lösung des raumladungsbeschwerten Poisson-Feld-Problems und der Methode der Charakteristiken zur Berechnung der Ionendrift entlang der diskreten Feldlinien wechselt [Gui+14; Pfe17; Pfe+18].

Würden theoretisch nur an den Drehstromsystemen Koronaentladungen auftreten, würde dies ebenfalls die Ausprägung eines Ionenstroms und eines DC-Bias bewirken [Hed+18a]. Ursächlich hierfür ist die Abführung der generierten Ionen infolge der Wirkung des konstanten Gleichfelds der Gleichspannungsphasen (Bild 9.3 (c)).

In der Realität (beispielsweise bei Beregnung) ist mit simultanem Auftreten von Koronaentladungen an den AC- und DC-Systemen zu rechnen. In diesem Fall kommt es zur Ausbildung eines bipolaren Ionenstroms, der durch spezielle Mechanismen geprägt ist [Pfe17; Pfe+18]. Beispielsweise kommt es durch Rekombinationseffekte (Bild 9.3 (b)) infolge des Hybrid-Effekts zu einer Verstärkung der Ionenkopplung, welche sich einerseits durch eine Anhebung des wechsellspannungsseitigen DC-Ionenstroms und andererseits durch eine Intensivierung der durch die Raumladungen verursachten Feldüberhöhung manifestiert. Abschließend ist hierzu festzuhalten, dass sich der Einfluss der Ionenkopplung stets konstruktiv mit jenem der elektrostatischen Induktion überlagert.

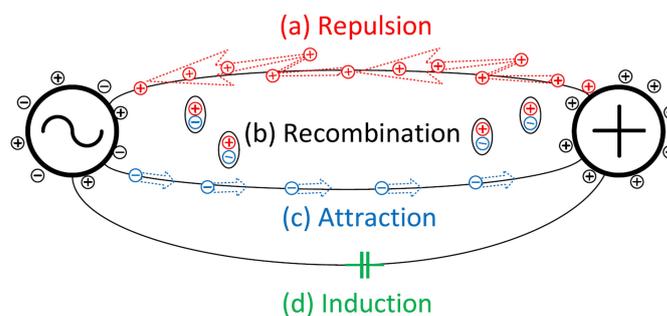


Bild 9.3: Theoretisches Modell zur elektrostatischen Induktion und Ionenkopplung [Hed+18a]

9.3 Relevanz der Kopplungseffekte für Geräuschemissionen an Hybridfreileitungen

Hinsichtlich der Thematik der koronainduzierten Geräuschemissionen sind die im vorangegangenen Kapitel diskutierten Kopplungsmechanismen insofern von Relevanz, als dass sie zu einer Beeinflussung der (Teil)leiterrandfeldstärken führen können. Die Besonderheit hierbei ist, dass die Randfeldstärken nicht etwa eine proportionale Änderung ihres Betrags erfahren, sondern, dass ihnen eine zweite Feldkomponente überlagert wird. Wie schon ausgeführt, kann es sich hierbei im Falle eines AC-Phasenleiters um einen DC-Bias und im Falle eines DC-Phasenleiters um einen AC-Rippel handeln. Es ergibt sich somit die Frage, inwieweit sich das Geräuschemissionsverhalten bei Mischfeldbeanspruchung von jenem bei reiner AC- bzw. DC-Belastung unterscheidet.

Dass diese Fragestellung grundsätzlich legitim ist, kann zum einen dadurch begründet werden, dass in der Literatur angegebene Überlagerungsverhältnisse E_{AC}/E_{DC} bzw. E_{DC}/E_{AC} zu hoch sind, um sie bei Geräuschemissionsprognosen vernachlässigen zu können. RUSEK et al. geben beispielsweise für die von ihnen untersuchte 400-kV- bzw. 500-kV-Hybridfreileitungsanordnung den zu erwartenden Gleichfeldanteil mit 2,9 kV/cm bzw. 3,6 kV/cm an [Rus+13].

In diesem Zusammenhang ist jedoch anzumerken, dass die Größe des auftretenden DC-Bias E_{DC} für reale Freileitungsgeometrien angesichts der komplexen Zusammenhänge hinsichtlich der Ionenkopplung nur mit signifikantem Aufwand bestimmt werden kann. Von MARUVADA und DROGI wird hierzu ausgeführt, dass der Anteil der Ionenkopplung am realen DC-Bias um über 200 % größer sein kann als jener, der durch die elektrostatische Induktion hervorgerufen wird, welche ungleich leichter berechnet werden kann. Hierzu ist jedoch noch einzuräumen, dass die Größe des Überlagerungsverhältnisses E_{AC}/E_{DC} durch die räumlichen Distanzen zwischen den Gleich- und Drehstromleitungen auf einem Hybridmast bestimmt wird [Cla+89]⁴⁴.

Zum anderen erscheint die Erforschung des Einflusses einer Mischfeldbeanspruchung auf das Koronageräuschverhalten sinnvoll, da in der Literatur bereits vereinzelt Hinweise zu nennenswerten Effekten zu finden sind. CHARTIER et al. berichten in [Cha+81b], welche als erste Publikation im Bereich der Koronaphänomene von Hybridleitungen gelten kann, im Falle eines positiven DC-Bias von einer signifikanten Beeinflussung des Geräuschemissionsverhaltens im Bereich moderater AC-Feldstärken. Bei negativen Gleichfeldanteilen fällt der entsprechende Effekt deutlich geringer aus. HEDTKE erzielte bei Versuchen mit starren Störstellen bei positiven Gleichfeldanteilen ähnlichen Ergebnisse, wobei die größte Beeinflussbarkeit wiederum im Bereich des Koronaeinsatzes festgestellt wurde. Für den Fall negativer Gleichfeldanteile beobachtete HEDTKE jedoch eine reduzierende Wirkung geringerer Ausprägung [Hed+16].

⁴⁴CLAIRMONT et al. weisen in diesem Zusammenhang auf die Positionierung des negativen DC-Pols hin, welcher infolge des von ihm verursachten positiven DC-Bias als kritischste Komponente gilt [Cla+89].

Aus Sicht der Praxisrelevanz weisen die meisten Untersuchungen zum Thema der an Hybridfreileitungen auftretenden Geräuschemissionen zumindest eine von zwei Schwachstellen auf. Zum einen liegen den wenigsten Veröffentlichungen Untersuchungen an Bündelleitern realer Abmessungen zugrunde. Häufig wurde auf Versuchsanordnungen mit Einfachseilen [Cha+81b; Met98; Met02] oder auf Modelle reduzierter Größe [Kas+93; Seb+93; Zha+94] zurückgegriffen⁴⁵. Zum anderen erscheinen die bisher veröffentlichten Ergebnisse zum Geräuschemissionsverhalten unter Mischfeldbeanspruchung kaum auf beliebige Freileitungsgeometrien übertragbar. Hierzu wäre die Darstellung der von einem Leiterbündel unter Mischfeldbeanspruchung emittierten Schalleistung in der Form $A' = f(E_{AC}, E_{DC})$ nötig. Ursächlich für diese Einschränkung ist der Umstand, dass die Höhe der Mischfeldbeanspruchung in den meisten dokumentierten Untersuchungen nur noch schwer nachvollziehbar ist, da die zur Berechnung der Ionenkopplung nötigen Parameter entweder nicht überliefert sind bzw. nie in der nötigen Genauigkeit bekannt waren.

9.4 Versuchsmethodik

Um einen belastbaren Beitrag zur Geräuschprognose von Hybridfreileitungen zu leisten, ist es angesichts der im vorangegangenen Kapitel beschriebenen Herausforderungen unumgänglich, entsprechende Versuche an Bündelleitern realer Abmessungen durchzuführen. Zur Übertragung der mit einer derartigen Versuchsanordnung ermittelten Ergebnisse auf reale Anwendungsfälle müssen allerdings die während den Versuchen herrschenden Mischfeldverhältnisse bekannt sein, wobei sich insbesondere hinsichtlich überlagerter Gleichfeldanteile E_{DC} Herausforderungen ergeben. Hierzu sei angemerkt, dass zur Untersuchung von Koronaerscheinungen an Hybridfreileitungen häufig vereinfachte Anordnungen zum Einsatz kommen, welche aus zwei parallelen Leitern bestehen, wovon der eine an Wechselspannung und der andere an Gleichspannung liegt (Bild 9.4). Der Wechselfeldanteil E_{AC} der Randfeldstärke des an Wechselspannung liegenden Leiters kann entsprechend der im Falle einer Drehstromfreileitung geltenden Zusammenhänge (Kapitel 6.4.2.2) durch die anliegende Spannung und die herrschenden geometrischen Verhältnisse bestimmt werden. Wäre lediglich der Effekt der elektrostatischen Induktion wirksam, welcher mathematisch leicht zu erfassen ist, könnte die Ausprägung des überlagerten Gleichfeldanteils E_{DC} über die am anderen Leiter anliegende Gleichspannung bestimmt werden. Angesichts der Erkenntnisse aus Kapitel 9.2.4, denen zufolge mit dem Auftreten eines Ionenstroms bzw. Ionenkopplung zu rechnen ist, sobald an einem der Leiter Koronaentladungen auftreten und ein Gleichfeld vorliegt, ist diese Vereinfachung im Allgemeinen nicht zulässig und die Berechnung der Mischfeldbeanspruchung am AC-Leiter mithilfe eines geeigneten Verfahrens nötig. In Form des IMoC-Verfahrens steht hierzu grundsätzlich ein leistungsstarkes Werkzeug zur Verfügung. Um dieses korrekt anwenden zu können, müssen jedoch mehrere Parameter bekannt sein.

⁴⁵[Cla+89; Hed19; Pfe+15a; Pfe+15b; Rus+13] bilden angesichts der Verwendung realer Freileitungsgeometrien und Bündelleitern eine Ausnahme.

In diesem Zusammenhang ist insbesondere der Unebenheitsfaktor m zu nennen, welcher zur Bestimmung der Koronaansatzfeldstärke benötigt wird. Die beschriebene und häufig eingesetzte Variante des Versuchsaufbaus mit zwei parallelen Leitern ist somit vor dem Hintergrund der Übertragbarkeit nur eingeschränkt für Untersuchungen, welche sich auf reale Anwendungsfälle beziehen, geeignet.

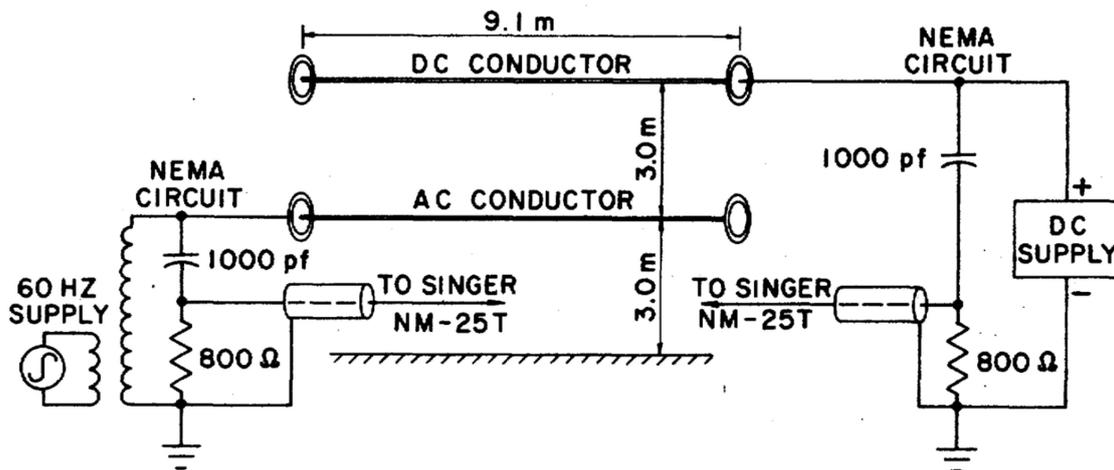


Bild 9.4: Versuchsaufbau zur Untersuchung von Koronaerscheinungen bei Mischfeldbeanspruchung mit separaten AC- und DC-Leitern [Cha+81b]

Um der beschriebenen Herausforderung hinsichtlich der Bestimmung der wahren Gleichfeldkomponente E_{DC} auszuweichen, wurde für die nachfolgend diskutierten Laboruntersuchungen zum Geräuschemissionsverhalten von Hybridleitungen zur Erzeugung einer Mischfeldbelastung die Methode der Mischspannungsbeanspruchung gewählt. Hierzu wird das zu untersuchende Leiterbündel, welches im Allgemeinen als verlustbehaftete Kapazität zu modellieren ist, an eine Mischspannung, bestehend aus einer Gleich- und Wechselkomponente, gelegt, woraus in weiterer Folge ein proportionales Mischfeld resultiert. Bezugnehmend auf die bereits eingeführte Größe der bezogenen Feldstärke E' (Kapitel 6.4.1) gilt somit für die Leiterrandfeldstärke E :

$$E(t) = E' \cdot (U_{AC}(t) + U_{DC}) \quad (9.3)$$

Diese Versuchsmethodik hat ferner den Vorteil, dass die Gleich- und Wechselkomponente des so erzeugten Mischfelds voneinander unabhängig und rückwirkungsfrei gewählt werden können. Im Gegensatz zur Anordnung mit getrennten Wechselspannungs- und Gleichspannungskreisen entfällt mit diesem Ansatz auch das Problem der Einkopplung eines DC-Ionenstroms in den Wechselspannungsteil, welcher zu erhöhten Geräuschemissionen der Wechselspannungsquelle führen könnte, welche ihrerseits im Rahmen der Hintergrundgeräuschkorrektur gesonderte Berücksichtigung finden müsste. Die Erzeugung einer AC/DC-Mischspannung im hochspannungstechnischen Maßstab präsentiert sich in diesem Zusammenhang allerdings als eine gewisse Herausforderung.

Während zur Erzeugung einer mit einem AC-Rippel U_{AC} überlagerten Gleichspannung U_{DC} mehrere einfache Schaltungskonzepte⁴⁶ existieren, sind für den umgekehrten Fall in der Literatur keine geeigneten Trickschaltungen überliefert. Allerdings besteht zur Erzeugung einer Mischspannung stets die grundsätzliche Möglichkeit, Gleich- und Wechselspannungsquellen mithilfe geeigneter Koppel- und Schutzelemente miteinander zu verschalten. Allgemeine Hinweise zu diesem Vorgehen liefert IEC 60060-1, wobei der dort abgebildete Prüfkreis für beliebige Spannungsombinationen Gültigkeit besitzt (Bild 9.5a) [Int10]. Kombinationen unterschiedlicher Spannungen, welche wie im vorliegenden Fall an einem Prüflingsanschluss gemeinsam wirken, werden in dieser Norm als „zusammengesetzte Spannung“ bezeichnet⁴⁷. Die in [Int10] bzw. Bild 9.5a nicht näher spezifizierten Koppel- und Schutzelemente sind für die Betriebssicherheit der Schaltung von entscheidender Relevanz und müssen an die beabsichtigte Spannungsombination angepasst werden. Im vorliegenden Fall einer AC/DC-Kombination wird die Wechselspannungsquelle idealerweise durch einen Schutzkondensator C_{Schutz} vor Einwirkungen durch die DC-Quelle geschützt (Bild 9.5b). Um unzulässig hohe Wechselspannungskreisströme zu vermeiden, wird das Schutzelement der Gleichspannungsquelle üblicherweise als Widerstand R_{Schutz} ausgeführt.

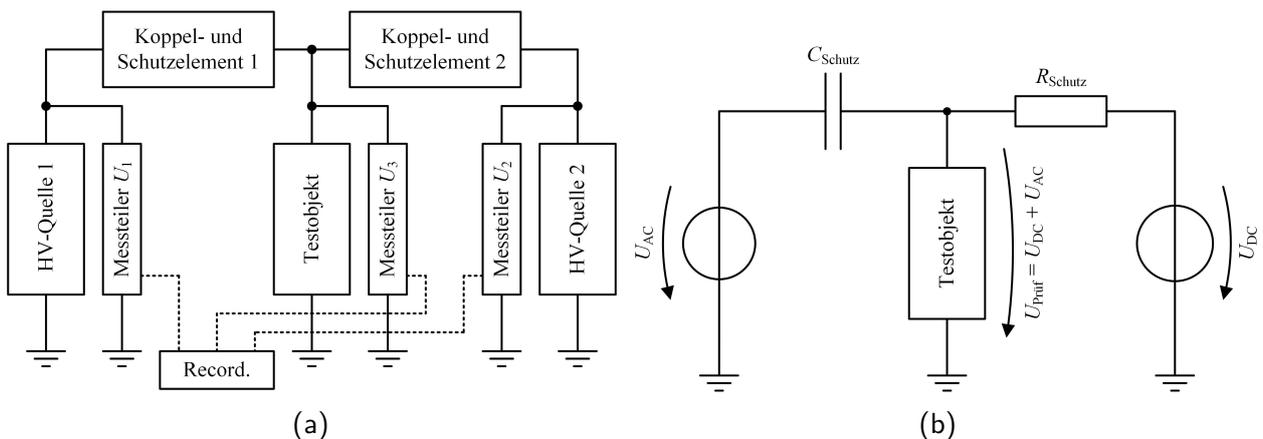


Bild 9.5: (a) Prüfkreis für zusammengesetzte Spannungen nach IEC 60060-1, (b) Prüfkreis zur Erzeugung einer AC/DC-Mischspannung mit den entsprechenden Schutzelementen

⁴⁶SADAATI et al. nutzen zur Erzeugung einer Gleichspannung mit überlagertem AC-Rippel beispielsweise eine modifizierte Einweggleichrichterschaltung [Saa+16], während KNAUEL et al. auf ein Kaskadenkonzept zurückgreifen [Kna+14]. Keine dieser beiden Schaltungsvarianten gestattet jedoch im Allgemeinen eine wechselseitig unabhängige Einstellung der Gleich- und Wechselkomponente. Ist dies vonnöten, kann auf die modifizierte Greinacherkaskade zurückgegriffen werden [Els+83; Pis+18a].

⁴⁷An Prüflingen mit mehreren Anschlüssen (z. B. Schaltgeräte) können Mischfeldbeanspruchungen durch Anlegen verschiedener Spannungsquellen an die unterschiedlichen Anschlüsse erzielt werden. Derartige Spannungen werden als „kombinierte Spannung“ bezeichnet [Int10]. Im gegenständlichen Fall wäre hierzu der Einsatz eines Koronakäfigs denkbar (siehe auch [Leu+10]).

9.5 Versuchsaufbau

Die im vorangegangenen Kapitel beschriebene Schaltung zur Mischspannungserzeugung wurde mithilfe der 1500-kV-Wechselspannungskaskade des Typs HighVolt WP 1500/1500, welche bereits aus Kapitel 7.1.2 bekannt ist, und einer 1500-kV-DC-Greinacherkaskade des Typs HighVolt GP 1500 realisiert. Als Koppel- und Schutzelemente dienen wechselspannungsseitig ein 100-nF-Kondensator und gleichspannungsseitig ein 15-M Ω -Widerstand (Bild 9.6). Als einzige weitere Modifikation musste dem Anlagenregler der Gleichspannungskaskade ein Tiefpassfilter vorgeschaltet werden, da der erzeugte AC-Rippel U_{AC} beinahe unverändert am ohmschen 1-G Ω -Messteiler der Gleichspannungskaskade anliegt und dieser das Regelverhalten nachteilig beeinflusst. Ansonsten entspricht der gesamte Messaufbau, auch hinsichtlich der geometrischen Abstände, exakt jenem aus Kapitel 7.1.2 (Bild 9.7). Analog dazu wurden die nachfolgend beschriebenen Versuche nach dem Versuchsablauf gemäß Kapitel 7.2 durchgeführt. Der einzige Unterschied in dieser Hinsicht ist, dass die einzelnen Versuchsschritte nun mehrfach durchgeführt wurden, um unterschiedliche Überlagerungsanteile zu realisieren. Beispielsweise wurden mehrere AC-Spannungsfahrten durchgeführt, während denen zwar die Wechselspannung U_{AC} stufenweise erhöht wurde, die Gleichspannungskomponente U_{DC} jedoch konstant blieb. Die Berechnung der längenbezogenen Schalleistungspegel $A' = f(E_{DC}, E_{AC})$ erfolgt in weiterer Folge wie in Kapitel 7.3 geschildert. Da es einerseits keine Rückwirkung der DC-Kaskade auf die AC-Quelle gibt und die DC-Kaskade ihrerseits angesichts der geringen Auslastung keine signifikanten Geräuschpegel produziert, können dabei auch dieselben Hintergrundgeräuschdaten in Ansatz gebracht werden.

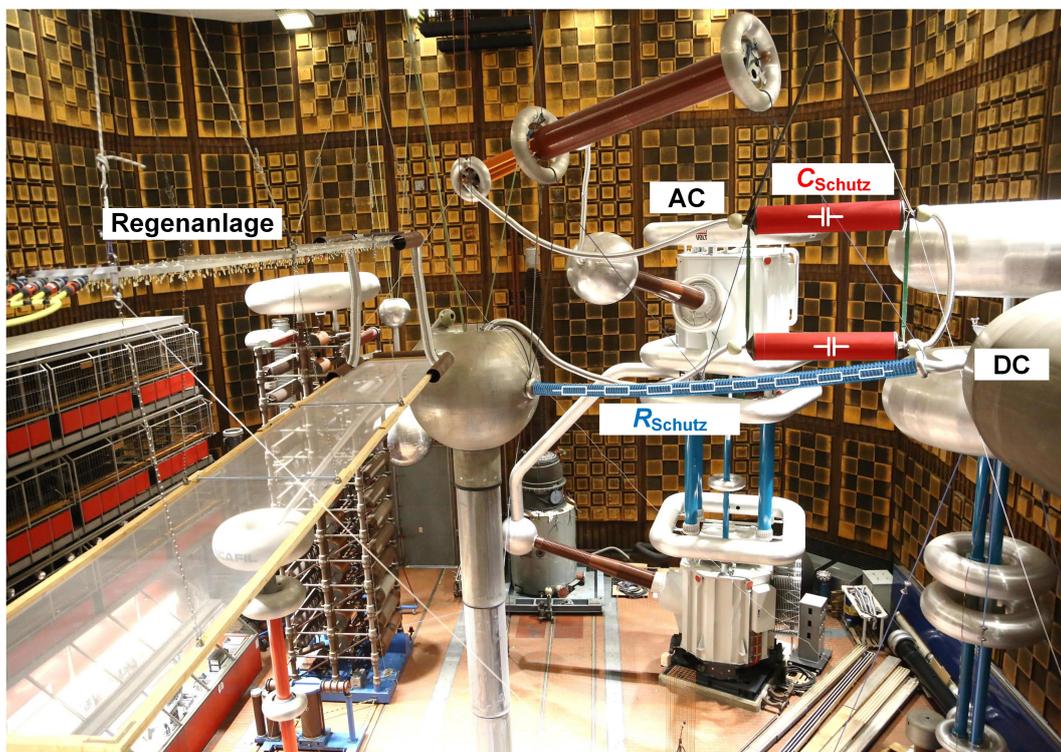


Bild 9.6: Versuchsaufbau mit Koppel- und Schutzelementen (Blick von oben)

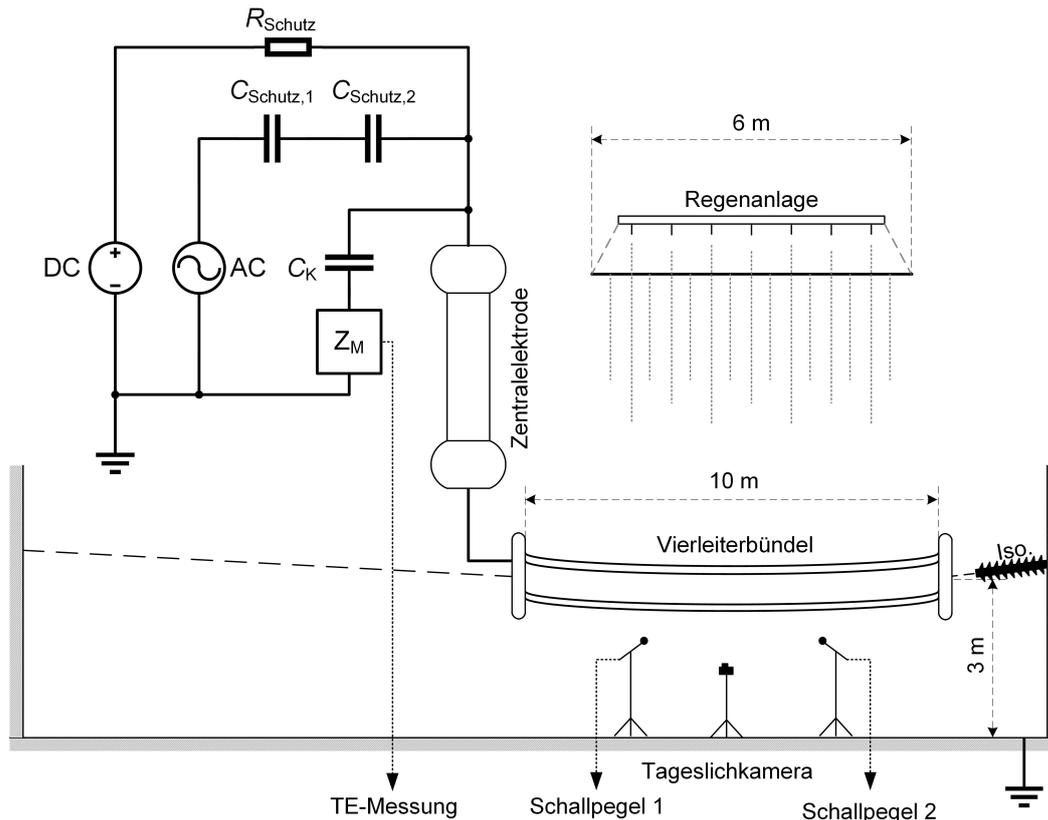


Bild 9.7: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus

9.6 Besonderheiten

Während sich der in den vorangegangenen Kapiteln beschriebene Versuchsaufbau grundsätzlich auch zur Untersuchung des Geräuschemissionsverhaltens von Gleichspannungsleitung unter Einfluss eines AC-Rippels eignen würde, wird nachfolgend auf die Diskussion dieser Variante verzichtet und der Fokus auf den Fall der Wechselspannungskorona mit DC-Bias gelegt. Diese Entscheidung wird mit der typischen Emissionscharakteristik einer Gleichspannungsleitung begründet. Gemäß den an bereits anderen Stellen veröffentlichten Vorstudien [Ibr+19; Pra+19], liegen die von einer berechneten Gleichspannungsleitungen (ungeachtet eines vorhandenen AC-Rippels) erzeugten Geräuschemissionen deutlich unter jenen der korrespondierenden Wechselspannungsleitung, sodass aus akustischer Sicht der Gleichspannungsteil einer Hybridleitung im berechneten Zustand beinahe keine Rolle spielt (Kapitel 10.6).

Im trockenen Zustand wäre eine Gleichspannungsleitung nicht nur die einzige, sondern auch eine Geräuschquelle signifikanter Leistung. Allerdings eignet sich der vorgestellte Versuchsaufbau angesichts der Beschränkung der Bündellänge auf $\ell = 10$ m und unter Berücksichtigung der in Kapitel 4.2.2 diskutierten Partikeldichten nicht für Versuche im trockenen Zustand, da die Anzahl der Störstellen zur Anwendung des Konzepts der akustischen Linienquelle nicht ausreicht.

Hinsichtlich des AC-Geräuschemissionsverhaltens unter Beregnung und unter Einwirkung eines DC-Bias gilt es grundsätzlich, den Einfluss des letztgenannten auf das feldstärkeabhängige Geräuschemissionsverhalten zu untersuchen. Zwar sind hierzu, wie in Kapitel 9.3 diskutiert, einige wenige Ergebnisse dokumentiert, welche jedoch nicht an Bündelleitern gesammelt wurden. Angesichts der bisher beibehaltenen Unterscheidung zwischen Standardleiterseilen und hydrophilen Leiterseilen liegt es natürlich auf der Hand, die Untersuchungen zum Geräuschemissionsverhalten unter Mischfeldbeanspruchung ebenfalls an diesen beiden Oberflächentypen durchzuführen. In diesem Zusammenhang soll auch der Einfluss der Regenrate auf eventuell auftretende Effekte untersucht werden. Hinsichtlich der Geräuschemissionsprognose realer Freileitung wird auch für den Fall der Mischfeldbeanspruchung eine Formalisierung der Ergebnisse angestrebt, welche deren Übertragung auf beliebige Anordnungen gestattet.

Angesichts der Tatsache, dass die Raumladungsdichte im Nahbereich eines AC-Leiters bei Einwirkung eines monopolen DC-Ionenstroms in den beiden Spannungshalbwellen unterschiedlich ist, stellt sich die Frage, inwieweit sich das Vorhandensein eines DC-Bias E_{DC} , neben der Beeinflussung des A-bewerteten Summenpegels L_A bzw. A'_A , auf tonale Komponenten im Geräuschspektrum auswirkt. Ausgehend von den theoretischen Hintergründen, wonach eine ausgeglichene Ladungsbilanz vorrangig zur Ausprägung einer tonalen $2f$ -Komponente (100 Hz) führt ([Str07], Kapitel 3.2.3.2), ist im vorliegenden Fall mit dem Auftreten einer 50-Hz-Komponente ($1f$) zu rechnen. Nachfolgend soll daher der Analyse der tieffrequenten Terzbänder gesonderte Beachtung zukommen.

9.7 Ergebnisse

9.7.1 Prüflinge

Um einen Bezug zu dem in Kapitel 9.1 vorgestellten Ultramet-Projekt herzustellen, welches die Umrüstung bestehender Freileitungsinfrastruktur auf eine Hybridfreileitung vorsieht, werden nachfolgend Ergebnisse vorgestellt, welche an derselben Bündelleitergeometrie ermittelt wurden, die gegenwärtig auch in der Ultramet-Trasse verwendet wird. Im Detail handelt es sich hierbei um ein Vierleiterbündel ($n = 4$) mit einem Teilleiterabstand von $a = 400$ mm, in welchem Leiterseile mit einem Durchmesser von $d = 22$ mm zur Anwendung kommen.

Vor dem Hintergrund des Grundgedankens der Nutzung einer bestehenden Freileitung dient in diesem Fall ein Leiterseil, welches nach einer Nutzungsdauer von 20 Jahren aus dem Netz entnommen wurde, als hydrophiler Prüfling. Es ist davon auszugehen, dass ein neues, jedoch oberflächenbehandeltes Leiterseil dieselben Emissionseigenschaften zeigen würde. Als Standardleiterseil diente ein aus laufender Fertigung entnommener blanker Prüfling, dessen Durchmesser d und Aufbau jenem des Altseils gleicht.

9.7.2 Summenpegel

9.7.2.1 Grundsätzliche Geräuschemissionscharakteristik

Mit der Ausnahme von Vergleichsdiagrammen werden in diesem und den nachfolgenden Ergebniskapiteln ausschließlich die Ergebnisdarstellungen für das Standardleiterseil bei einer Regenrate von $RR = 6 \text{ mm/h}$ gezeigt. Die korrespondierenden Diagramme für den hydrophilen Seiltyp bzw. weitere Regenraten sind dem Anhang J zu entnehmen (Bild J.1 – Bild J.6).

Im Sinne einer Plausibilisierung der erzielten Ergebnisse ist eingangs festzuhalten, dass sowohl im Falle des Standardleiterseils (Bild 9.8) als auch im Falle des hydrophilen Leiterseils (Bild J.3) ohne überlagerten Gleichanteil (E_{DC}) innerhalb einer Toleranz von $\pm 1 \text{ dB(A)}$, dieselben Schallleistungspegel A'_A erzielt wurden, wie in den in Kapitel 8.3.2 vorgestellten Versuchen, in denen eine identische Bündelgeometrie untersucht wurde. Dies zeigt zum einen, dass der modifizierte Versuchsaufbau zur Mischfelderzeugung keine Rückwirkung auf das Geräuschemissionsverhalten hat. Zum anderen illustriert diese Beobachtung die erzielbare Reproduzierbarkeit⁴⁸.

Hinsichtlich des Einflusses einer Mischfeldbelastung auf das koronainduzierte Geräuschemissionsverhalten bei Beregnung führte **ein positiver Gleichanteil** der Randfeldstärke in allen Fällen zu einer deutlichen Anhebung der generierten Schallleistung A'_A . Hierzu ist zum einen festzuhalten, dass der beobachtete Effekt zwar mit steigender DC-Komponente E_{DC} ansteigt, dafür mit zunehmender AC-Randfeldstärke E_{AC} maskiert wird. Im Falle des Standardleiterseils bei einer Regenrate von $RR = 6 \text{ mm/h}$ bewirkt eine DC-Komponente von $E_{DC} = 7,1 \text{ kV/cm}$ beispielsweise eine Herabsetzung der Geräuschemissionseinsatzfeldstärke von $E_{AC} \approx 10,5 \text{ kV/cm}$ bei $E_{DC} = 0 \text{ kV/cm}$ auf $E_{AC} \approx 6,5 \text{ kV/cm}$ bei $E_{DC} = 7,1 \text{ kV/cm}$ (Bild 9.8). Wie in entsprechenden Simulationen in Kapitel 10.4 noch gezeigt wird, ist ein DC-Bias von $E_{DC} = 7,1 \text{ kV/cm}$ dabei keineswegs als exzessiv anzusehen. Im Bereich der Geräuschemissionseinsatzfeldstärke bei $E_{AC} = 10,5 \text{ kV/cm}$ für $E_{DC} = 0 \text{ kV/cm}$ bewirkt der DC-Bias von $E_{DC} = 7,1 \text{ kV/cm}$ eine Pegelanhebung um ca. $\Delta A'_A \approx 10 \text{ dB(A)}$. Bei einer Randfeldstärke von $E_{AC} = 14 \text{ kV/cm}$ beträgt die Pegelerhöhung $\Delta A'_A \leq 1 \text{ dB(A)}$ (Bild 9.9). Für eine Randfeldstärke von $E_{AC} = 16 \text{ kV/cm}$ liegt der Effekt bereits an der Nachweisgrenze.

Hinsichtlich des Einflusses **eines negativen DC-Bias** E_{DC} ist festzuhalten, dass das Vorhandensein eines solchen im Allgemeinen zu ähnlichen Effekten führte, wie ein positiver Gleichanteil. Wie in Bild 9.8 am Beispiel des blanken Leiterseilprüflings illustriert, bewirkt ein negativer Gleichanteil ebenfalls eine Anhebung des Emissionspegels A'_A , welche sich wiederum auf den AC-Feldstärkebereich E_{AC} zwischen der Geräuschemissionseinsatzrandfeldstärke und $E_{AC} \approx 16 \text{ dB(A)}$ erstreckt. Die verursachte Pegelanhebung $\Delta A'_A$ fällt jedoch deutlich geringer aus als bei Applikation eines korrespondierenden Gleichfelds positiver Polarität Bild 9.9.

⁴⁸Hierzu sei ergänzend ausgeführt, dass in den gegenständlichen Messungen zum Geräuschemissionsverhalten von Hybridleitungen eine neuere Charge Leiterseile verwendet wurde, als bei den in Kapitel 8.3.2 diskutierten Messungen, welche zum Zeitpunkt der in diesem Abschnitt beschriebenen Versuche bereits über ein Jahr zurücklagen.

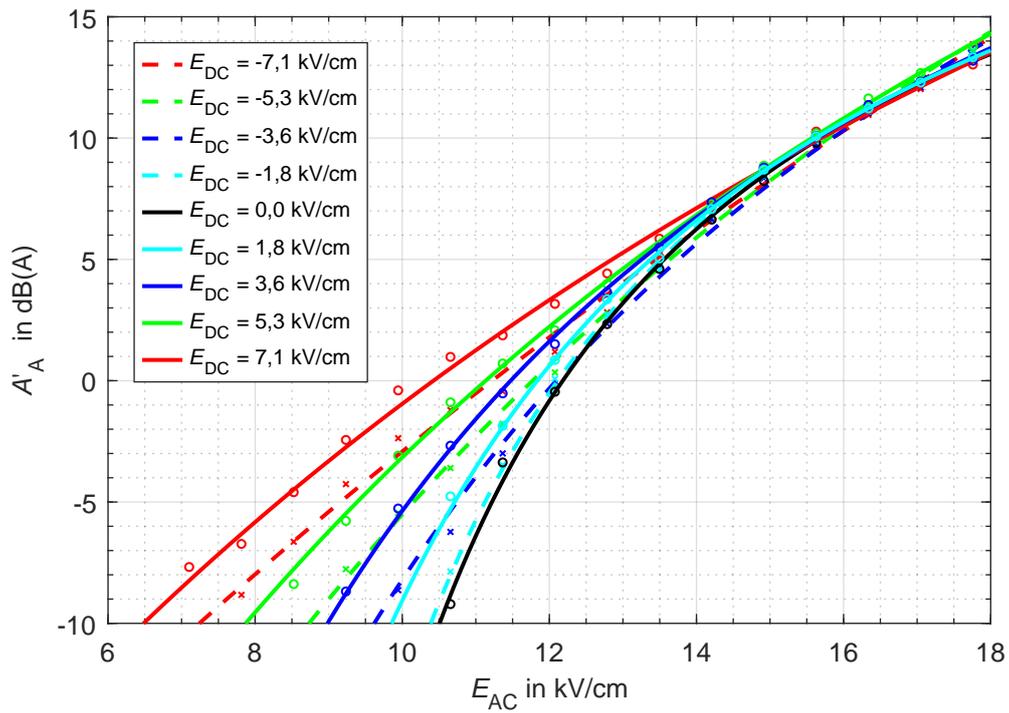


Bild 9.8: Einfluss eines DC-Bias auf das feldstärkeabhängige Geräuschemissionsverhalten $A'_A = f(E_{AC}, E_{DC})$ des blanken Leiterseilprüflings (6 mm/h)

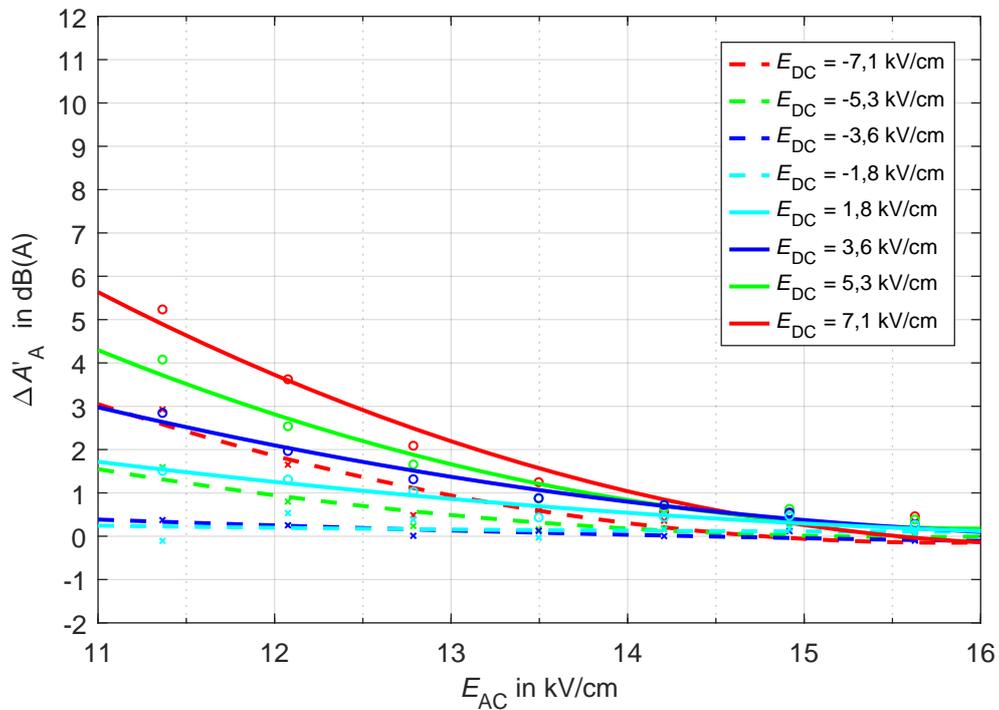


Bild 9.9: Infolge eines DC-Bias an dem blanken Prüfling auftretende Pegelanhebung $\Delta A'_A$ bezogen auf den Fall $E_{DC} = 0$ kV/cm

9.7.2.2 Einfluss der Leiterseiloberfläche

Hinsichtlich der feldstärkeabhängigen Emissionscharakteristik des hydrophilen Leiterseilprüflings unter Mischfeldbeanspruchung können insbesondere die Vergleichsdarstellungen zur korrespondierenden Pegelanhebung $\Delta A'_A$ den Schluss nahelegen, dass das hydrophile Versuchsmuster eine höhere Beeinflussbarkeit durch einen DC-Bias aufweist als das blanke Versuchsmuster (Bild J.4 bzw. Bild J.6⁴⁹ verglichen mit Bild 9.9 bzw. Bild J.2). In diesem Zusammenhang ist jedoch zu beachten, dass sich die Emissionscharakteristiken beider Oberflächenvarianten insbesondere hinsichtlich ihrer Geräuschemissionseinsatzfeldstärken unterscheiden. Wie im vorangegangenen Kapitel beschrieben, treten im Falle des blanken Prüflings bei einer Regenrate von $RR = 6 \text{ mm/h}$ ab einer AC-Feldstärke von $E_{AC} \approx 10,5 \text{ kV/cm}$ ohne zusätzlichem DC-Bias ($E_{DC} = 0 \text{ kV/cm}$) nachweisbare Geräuschemissionen auf (Bild 9.8). Im Fall des hydrophilen Prüflings beträgt die Geräuschemissionseinsatzfeldstärke bei gleichen Randbedingungen $E_{AC} \approx 12,5 \text{ kV/cm}$ (Bild J.3). Wie in Bild 9.9 illustriert, ist der Einfluss des DC-Bias E_{DC} bei dieser AC-Randfeldstärke E_{AC} jedoch bereits stark zurückgegangen. Insgesamt erscheint ein an der AC-Randfeldstärke gemessener Vergleich somit wenig sinnvoll.

Wird die Geräuschemissionseinsatzfeldstärke als Kriterium herangezogen, so kann festgestellt werden, dass die Pegelanhebung A'_A für $E_{DC} = 7,1 \text{ kV/cm}$ im Bereich des Geräuscheinsetzes im Falle des blanken Prüflings $A'_A \approx 10 \text{ dB(A)}$ beträgt (Kapitel 9.7.2.1), während es im Falle des hydrophilen Prüflings nur $A'_A \approx 7 \text{ dB(A)}$ (Bild 9.9) sind. Die am hydrophilen Leiterseil infolge eines DC-Bias von $E_{DC} = 7,1 \text{ kV/cm}$ festgestellte Reduktion der Einsatzfeldstärke beträgt mit $\Delta E_{AC} \approx 2 \text{ kV/cm}$ in etwa die Hälfte von jener des blanken Prüflings. Insgesamt kann dem hydrophilen Prüfling somit eine im Vergleich zum Standardleiterseil geringere Beeinflussbarkeit durch einen DC-Bias E_{DC} attestiert werden.

Die Frage, inwieweit ein DC-Bias E_{DC} die geräuschreduzierende Wirkung hydrophiler Oberflächen beeinflusst, ist nun vor demselben Hintergrund zu diskutieren, wie die eben durchgeführten Betrachtungen zur generellen Beeinflussbarkeit der beiden Oberflächentypen durch einen DC-Bias E_{DC} . Entsprechende feldstärkeabhängige Vergleichsdarstellungen, welche auf stumpfer Differenzbildung basieren, legen wiederum nahe, dass die geräuschreduzierende Wirkung hydrophiler Leiterseiloberflächen infolge eines Gleichfeldanteils E_{DC} mit steigender AC-Randfeldstärke E_{AC} überproportional abnimmt (Bild 9.10 bzw. Bild J.7). Der bei vorherrschendem DC-Bias E_{DC} festzustellende Schwund an geräuschreduzierender Wirkung (bezogen auf $E_{DC} = 0 \text{ kV/cm}$), ist letztendlich auf die durch denselben DC-Bias E_{DC} am hydrophilen Prüfling hervorgerufene Pegelanhebung zurückzuführen.

⁴⁹Während der in den genannten Diagrammen dargestellte AC-Feldstärkebereich von $E_{AC} = 11 - 16 \text{ kV/cm}$ über der Geräuscheinsetzfeldstärke des blanken Prüflings liegt und somit der entsprechende Vergleich problemlos angestellt werden kann, ist dies für den hydrophilen Prüfling nicht der Fall. Um trotz der vergleichsweise hohen Einsatzfeldstärke von $E_{AC} \approx 12,5 \text{ kV/cm}$ sinnvolle Vergleich anstellen zu können, wird in diesem Sonderfall der Geräuschemissionsverlauf für $A'_A < -10 \text{ dB(A)}$ mitberücksichtigt.

Die Frage nach der Beeinflussung der geräuschreduzierenden Wirkung hydrophiler Oberfläche infolge eines Gleichfeldanteils ist somit nicht befriedigend zu beantworten, da die Geräuschemissionscharakteristiken $A'_A = f(E_{AC}, E_{DC})$ dieser beiden Oberflächen grundlegend unterschiedlich sind. Dies ist jedoch in Einklang mit den Erkenntnissen aus Kapitel 8.3.1, wo zu dem Wirkungsmechanismus hydrophiler Oberflächen ausgeführt wurde, dass dieser strenggenommen auf eine im Vergleich zu blanken Leiterseilen erhöhte Einsatzfeldstärke zurückzuführen ist. Im gegenständlichen Fall ergibt sich diesbezüglich eine zusätzliche Einwirkung durch die Gleichfeldkomponente E_{DC} .

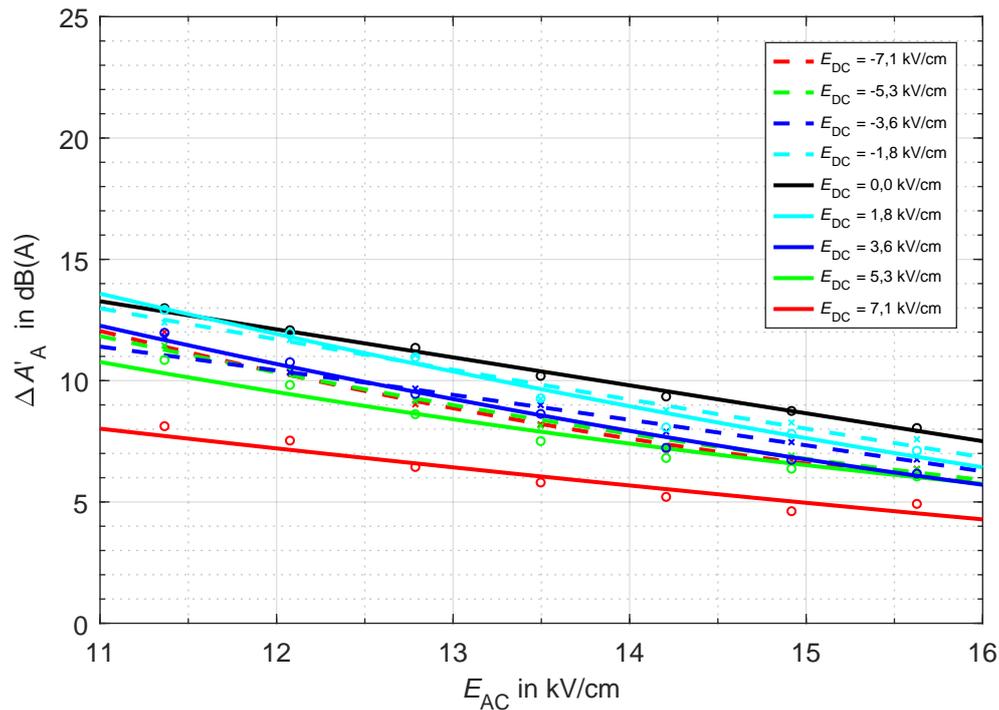


Bild 9.10: Durch den Einsatz hydrophiler Leiterseiloberflächen zu erzielende Pegelreduktion $\Delta A'_A = f(E_{AC}, E_{DC})$ für $RR = 6 \text{ mm/h}$ ($\Delta A'_A = A'_{A\text{-blank}} - A'_{A\text{-hydrophil}}$)

9.7.2.3 Einfluss der Regenrate

Um den Einfluss der Niederschlagsmenge RR auf die Auswirkungen eines zusätzlichen Gleichfeldanteils E_{DC} zu untersuchen, wurden ergänzend zum Mischfeld-Geräuschemissionsverhalten bei einer Regenrate von $RR = 6 \text{ mm/h}$ alle bisher beschriebenen Versuche auch bei einer Niederschlagsmenge von $RR = 1 \text{ mm/h}$ durchgeführt. Im nachfolgenden Kapitel wird eine ganzheitliche Möglichkeit zur Darstellung des Einflusses von Oberflächenzustand und Niederschlagsmenge vorgestellt.

Hinsichtlich des Einflusses der Niederschlagsmenge wurde für den Fall des blanken Standardleiterseils festgestellt, dass bei reiner Wechselfeldbelastung die Reduktion der Regenrate eine geringfügige Erhöhung der Geräuscheintrittsfeldstärke bewirkt. Dies führt insgesamt zu einer Verschiebung der Emissionslinie in Richtung größerer Feldstärken E_{AC} (Bild 9.8 und Bild J.1).

Die beschriebene Beeinflussbarkeit und die damit assoziierte Verschiebung der Emissionslinien nimmt jedoch mit steigender DC-Komponente E_{DC} ab. Während die Emissionscharakteristik $A' = f(E_{AC}, E_{DC})$ somit für höhere Gleichfeldanteile (z. B. für $E_{DC} = 7,1 \text{ kV/cm}$) beinahe unverändert bleibt, führt die stärkere Beeinflussbarkeit der Bezugspegel für $E_{DC} = 0 \text{ kV/cm}$ zu einer Vergrößerung der Pegeldifferenz $\Delta A'_A$ (Bild 9.9 und Bild J.2).

Im Gegensatz zum gerade diskutierten blanken Leiterseilmuster verursacht eine Erhöhung bzw. Reduktion der Regenrate RR am hydrophilen Prüflings auch bei hohen Gleichanteilen E_{DC} eine signifikante Änderung des Emissionspegels A'_A . Diese entspricht zumindest bei positivem Bias im Wesentlichen der Pegeldifferenz, welche die jeweilige Regenratenänderung für den Fall der reinen Wechselfeldbeanspruchung (E_{DC}) hervorruft (Bild J.3 und Bild J.5). Rückwirkungen zwischen der Regenrate und dem Geräuschemissionsverhalten bei Mischfeldbeanspruchung mit positivem DC-Bias können für den hydrophilen Prüfling somit ausgeschlossen werden (Bild J.4 und Bild J.6). Bei Applikation eines negativen Gleichfeldanteils E_{DC} konnte die bei einer Regenrate von $RR = 6 \text{ mm/h}$ zu beobachtende Anhebung des Geräuschemissionspegels A'_A allerdings nicht nachgewiesen werden. Im Falle sehr geringer negativer Gleichfeldanteile wurde sogar teilweise eine Pegelreduktion beobachtet, wodurch die Geräuschemissionen bei negativem Bias geringer wurden, als jene, die ohne Gleichfeldanteil beobachtet wurden. Angesichts der im Falle des hydrophilen Leiterseils ohnehin sehr geringen Auswirkungen des negativen Bias, liegt der beschriebene Effekt mit $\Delta A'_A < 1 \text{ dB(A)}$ an der Nachweisgrenze.

9.7.2.4 Emissionsmodell

Nachdem nun alle Effekte, die den A-bewerteten Emissionssummenpegel einer Wechselspannungsleitung bei Mischfeldbeanspruchung betreffen, bekannt sind, stellt sich die Frage, wie diese im Sinne eines generalisierten Emissionsmodells, welches sich auch zur Geräuschprognose eignet, erfasst werden können. In diesem Zusammenhang erscheint es sinnvoll, etwaige durch einen DC-Bias E_{DC} verursachte Pegeländerungen $\Delta A'_A$ auf den Betriebszustand ohne zusätzlichen Gleichfeldanteil, welcher durch traditionelle AC-Emissionsmodelle gut erfasst ist, zu beziehen. Es gelte:

$$A'_A(E_{AC}, E_{DC}) = A'_A(E_{AC}, E_{DC} = 0) + \Delta A'_A(E_{AC}, E_{DC}) \quad (9.4)$$

Auf Basis der in den vorangegangenen Kapiteln vorgestellten Erkenntnisse kann zur generalisierten Darstellung der ermittelten Ergebnisse für die Pegeländerungen $\Delta A'_A$, welche sowohl von der AC- als auch der DC-Feldstärke abhängig ist, ein linearer Zusammenhang in Ansatz gebracht werden:

$$\Delta A'_A(E_{AC}, E_{DC}) = k_{DC}(E_{AC}) \cdot E_{DC} \quad (9.5)$$

$$A'_A(E_{AC}, E_{DC}) = A'_A(E_{AC}, E_{DC} = 0) + k_{DC}(E_{AC}) \cdot E_{DC} \quad (9.6)$$

Der Steigungsfaktor k_{DC} , welcher naturgemäß eine Abhängigkeit von der AC-Randfeldstärke aufweist, ist für eine konkrete Bündelgeometrie, Regenrate und Leiterseiloberfläche empirisch zu bestimmen. Für den gegenständlichen Fall des Vierleiterbündels in blanker und hydrophiler Ausführung werden die entsprechenden Verläufe in Bild 9.11 bzw. Bild 9.12 gezeigt. Berechnungsgrundlage waren in diesem Fall die Ausgleichsfunktionen aus den Darstellungen der doppelt feldstärkeabhängigen Pegeländerungskurven $\Delta A'_A$, welche durch numerische Optimierung an Gleichung (9.5) angepasst wurden. An dieser Stelle ist einzuräumen, dass diese Form der Darstellung, abgesehen von der vereinfachten Möglichkeit der Interpolation für beliebige Wechsel- und Gleichfeldkomponenten, keine zusätzliche Information bietet. Allerdings hat diese Form der Darstellung den Vorteil, alle durch die AC- und DC-Randfeldstärken beeinflussten und von der Polarität und der Regenrate RR abhängigen Effekte übersichtlich darzustellen, wodurch auch die Eigenschaften der beiden untersuchten Oberflächen leichter vergleichbar werden.

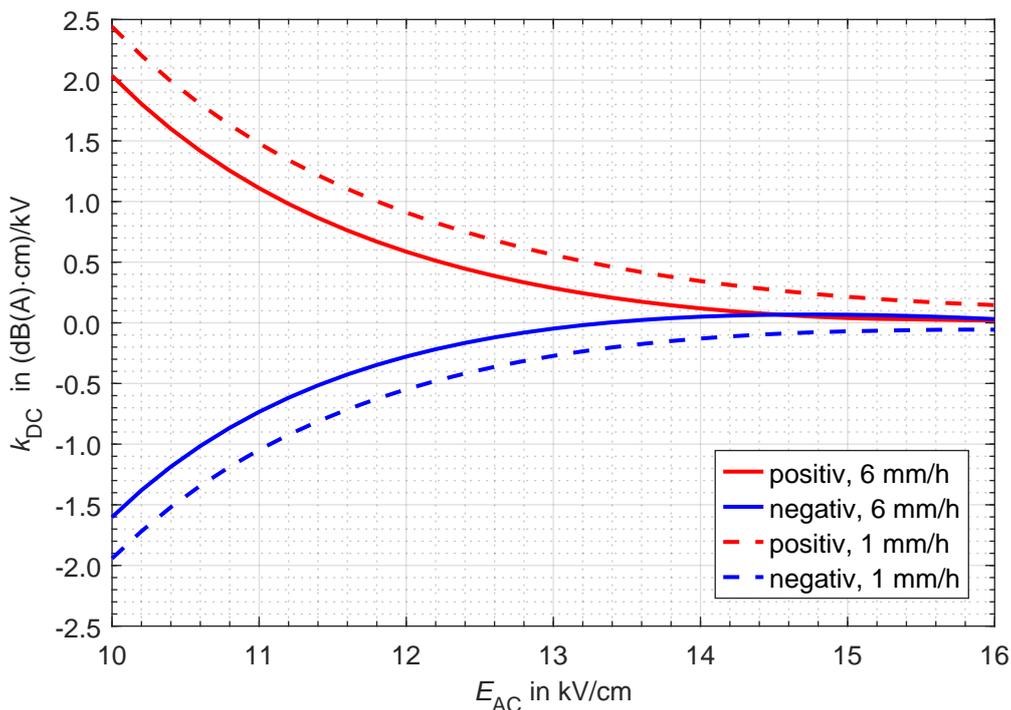


Bild 9.11: Steigungsfaktor k_{DC} zur Bestimmung der infolge einer Mischfeldbelastung am untersuchten blanken Vierleiterbündel auftretenden Pegeländerungen $\Delta A'_A$

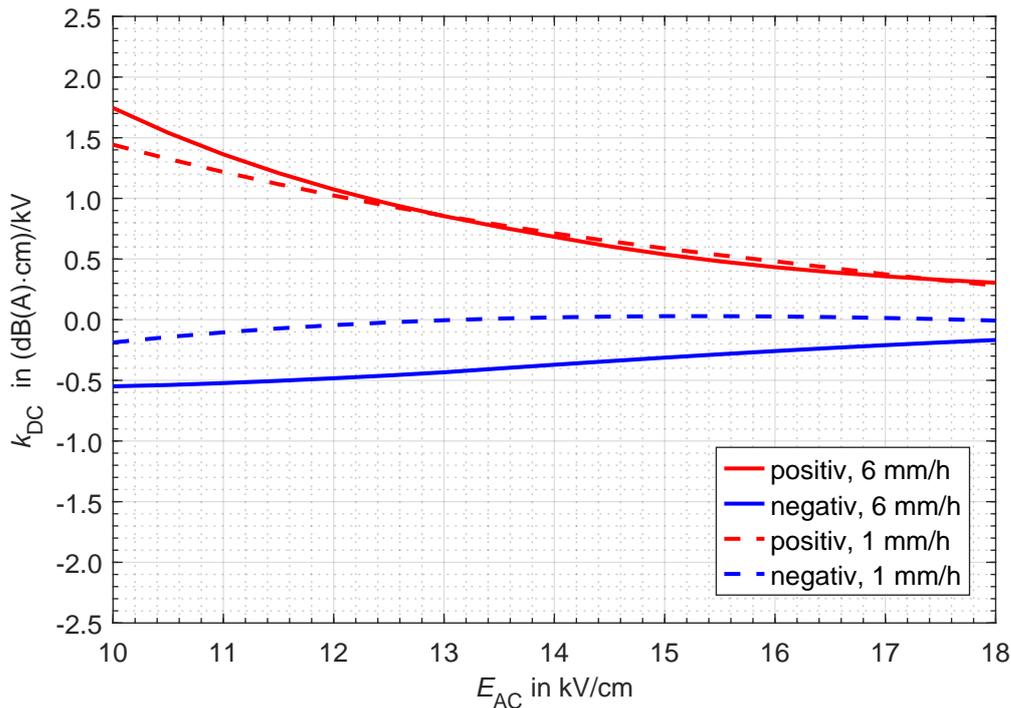


Bild 9.12: Steigungsfaktor k_{DC} zur Bestimmung der infolge einer Mischfeldbelastung am untersuchten hydrophilen Vierleiterbündel auftretenden Pegeländerungen $\Delta A'_A$

9.7.3 Tonale Anteile

Da koronainduzierte Geräusche bei Wechselspannung typischerweise markante tonale Komponenten im Bereich der doppelten Netzfrequenz aufweisen ($2f$), erfolgte neben der Untersuchung des Einflusses eines DC-Bias E_{DC} auf den A-bewerteten Summen-Emissionspegel A'_A eine gesonderte Analyse der tieffrequenten Terzbänder im Bereich der Vielfachen der Netzfrequenz⁵⁰. Die relevanten Terzbänder sind zwar grundsätzlich in den in den vorangegangenen Kapiteln gezeigten Summenpegelverläufen ($A'_A = f(E_{AC}, E_{DC})$) enthalten, haben auf diese aber aufgrund der hohen Abschläge⁵¹ der A-Bewertung keinen signifikanten Einfluss. Die Betrachtungen erfolgen sowohl für den Fall des blanken Standardseils, als auch für den Fall des hydrophilen Altseils. Da die entsprechenden Effekte ohnehin an der Nachweisgrenze liegen und das feldstärkeabhängige Verhalten der Terzbandpegel deutlich erratic ist, als jenes des Summenpegels, muss nachfolgend allerdings auf Ausführungen zum Regenrateneinfluss verzichtet werden.

Die für Wechselspannungsfreileitungen typische 100-Hz-Komponente $A'_{100\text{Hz}}$ ist grundsätzlich in allen untersuchten Fällen zu beobachten (Bild 9.13 und Bild J.8). Die AC-Randfeldstärken E_{AC} , ab jenen sich die $2f$ -Komponente vom Hintergrundgeräusch abzusetzen beginnt, korrelieren dabei mit den Einsatzfeldstärken des bereits diskutierten Summenpegels A'_A (Bild 9.8 und Bild J.3).

⁵⁰Dass die Netzfrequenz $f = 50$ Hz und deren erste Oberschwingung $2 \cdot f = 100$ Hz mit den Mittenfrequenten standardisierter Terzbänder koinzidieren, ist dabei purer Zufall.

⁵¹Für $f = 50$ Hz: $\Lambda(f) \approx -30$ dB, für $f = 100$ Hz: $\Lambda(f) \approx -19$ dB (Kapitel 5.5).

Mit steigender AC-Randfeldstärke E_{AC} kann dabei eine deutliche Zunahme der $2f$ -Komponente beobachtet werden, welche jedoch dem bereits diskutierten und für Wechselspannungsleitungen typischen Verlauf des Summenpegels entspricht. Eine Abhängigkeit vom Gleichfeldanteil konnte dabei allerdings nicht festgestellt werden.

Die Charakteristik der $1f$ -Komponente bei $f = 50$ Hz unterscheidet sich grundlegend von jener der $2f$ -Komponente (Bild 9.14 und Bild J.9). Ohne zusätzliche Gleichfeldkomponente ist über den gesamten untersuchten AC-Randfeldstärkenbereich kein signifikanter Beitrag in diesem Terzband festzustellen. Bei Applikation eines DC-Bias kann jedoch ein deutlicher tonaler Anteil beobachtet werden. Jenseits der Einsatzfeldstärke steigt dieser mit der AC-Randfeldstärke E_{AC} deutlich an. Die auftretenden Pegel sind dabei umso ausgeprägter, je höher der Gleichfeldanteil ist. Dieser Effekt ist unabhängig von der Polarität des DC-Bias E_{DC} ⁵².

9.7.4 Diskussion

Die in den vorangegangenen Kapiteln vorgestellten Ergebnisse zeigen grundsätzlich, dass die von Wechselspannungsleitungen emittierten Koronageräusche durch einen DC-Bias signifikant beeinflusst werden können. Die den Geräuschemissionssummenpegel betreffenden Effekte gehen allerdings mit steigender AC-Randfeldstärke zurück und sind im Bereich des Geräuscheinsatzes am deutlichsten beobachtbar.

In Übereinstimmung mit den verfügbaren Literaturquellen führt ein positiver DC-Bias dabei stets zu einer Anhebung der Geräuschemissionen [Cha+81b; Hed+16]. Die auftretenden Pegelanhebungen überschreiten hierbei häufig $\Delta A'_A = 2$ dB(A), wodurch die entsprechenden Phänomene jedenfalls über der menschlichen Wahrnehmungsgrenze liegen und nicht mehr, wie von manchen Autoren angedeutet, vernachlässigbar sind [Cla+89]. Entsprechend der Beschreibung durch HEDTKE et al., ist der Effekt der Geräuschpegelanhebung bei positivem DC-Bias auf eine Erhöhung der elektrischen Randfeldstärke während der positiven Wechselspannungshalbwelle zurückzuführen [Hed+19]. Wie in einer gemeinsamen Publikation diskutiert, führt die beschriebene Felderhöhung dabei zu einer Intensivierung der mit dieser Polarität assoziierten Streamerentladungen, welche sich zum einen durch Entladungsimpulse größerer scheinbarer Ladungen manifestiert, welche zum anderen mit einer höheren Wiederholrate auftreten (Bild 9.15) [Pis+19]. Im Falle eines negativen DC-Bias wurde ebenfalls eine Anhebung der Geräuschemissionen beobachtet, welche jedoch in allen Fällen geringer ausfiel, als jene, die durch einen positiven DC-Bias gleicher Größe verursacht wurde. Der in anderen Veröffentlichungen diskutierte Effekt der Pegelreduktion konnte im gegenständlichen Fall allenfalls für den Fall des hydrophilen Leiters bei geringer Regenrate und hoher AC-Randfeldstärke reproduziert werden [Cha+81b; Hed+19].

⁵²Der Spreizung der Emissionslinien für positive und negative Polarität bei $E_{DC} = 1,8$ kV/cm in Bild 9.14 wird angesichts eines diametralen Effekts in Bild J.9 keine Signifikanz beigemessen.

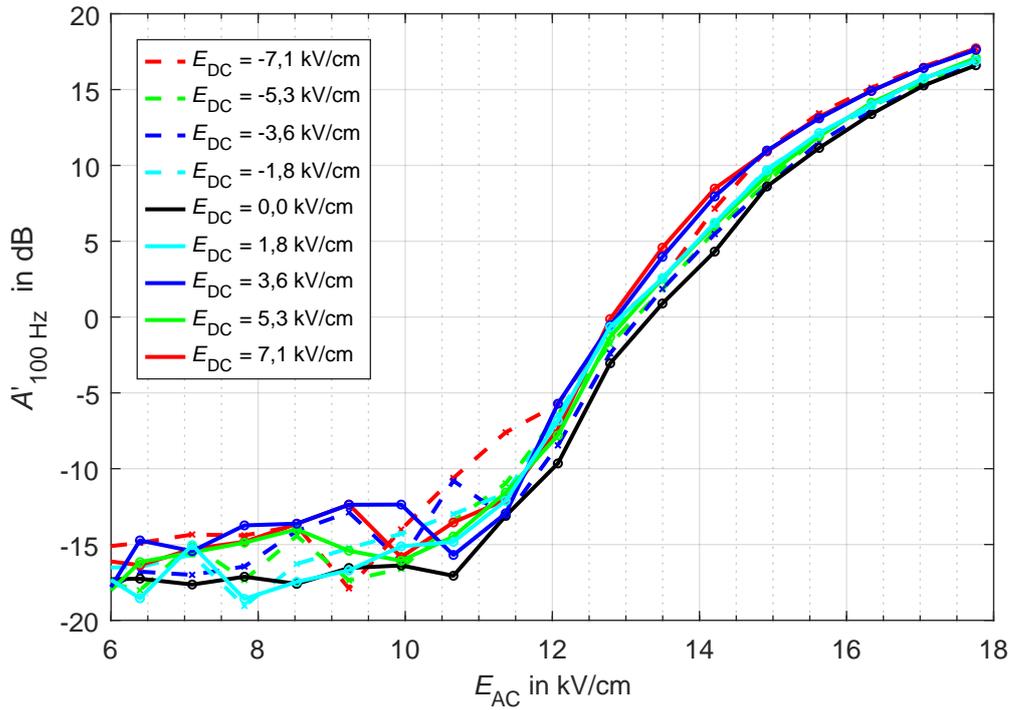


Bild 9.13: Feldstärkeabhängiger Verlauf der 100-Hz-Komponente $A'_{100\text{Hz}} = f(E_{AC}, E_{DC})$ für das blanke Standardseil bei einer Regenrate von $RR = 6 \text{ mm/h}$

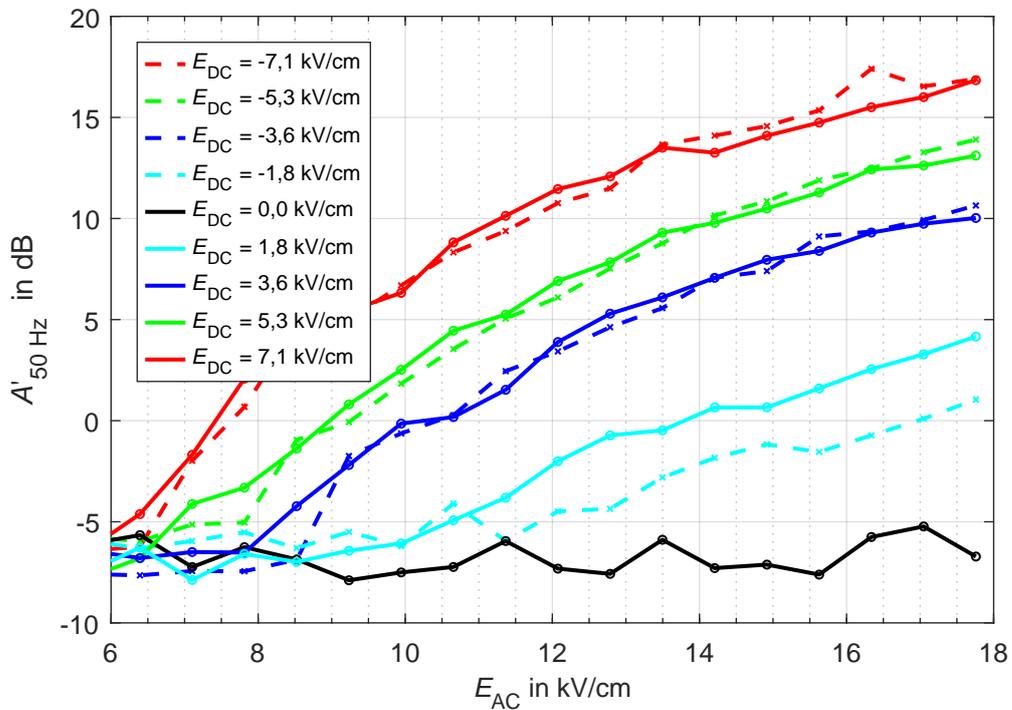


Bild 9.14: Feldstärkeabhängiger Verlauf der 50-Hz-Komponente $A'_{50\text{Hz}} = f(E_{AC}, E_{DC})$ für das blanke Standardseil bei einer Regenrate von $RR = 6 \text{ mm/h}$

Diese ist jedoch nicht als signifikant einzustufen. Als Ursache für die Pegelanhebung kann wiederum die Beeinflussung des polaritätsabhängigen Teilentladungsgeschehens gelten. Hierbei kann eine Reduktion der Teilentladungsaktivität in der positiven Halbwelle und eine Intensivierung der Teilentladungsaktivität in der negativen Halbwelle beobachtet werden⁵³ (Bild 9.15).

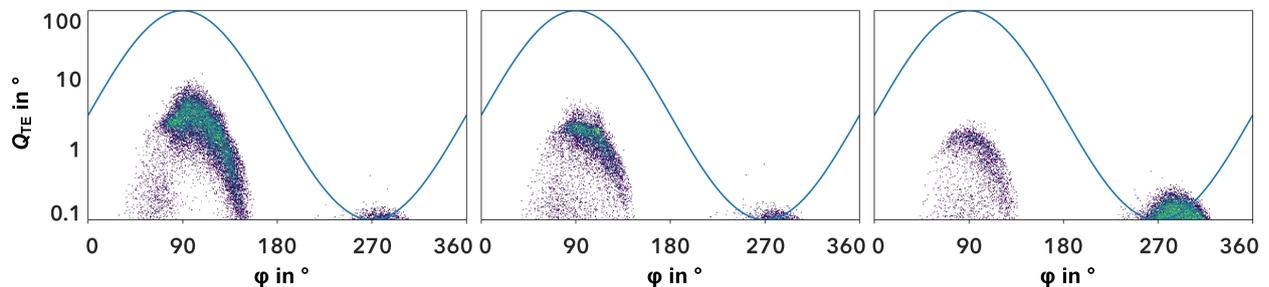


Bild 9.15: Phasenaufgelöstes Teilentladungsmuster [Pis+19]
links: positiver Bias, mitte: ohne Bias, rechts: negativer Bias

Zur Frage, inwieweit ein DC-Bias die geräuschreduzierende Wirkung hydrophiler Leiterseiloberflächen beeinflusst, konnten die durchgeführten Versuche keine definitive Antwort liefern. Dies liegt daran, dass die Geräuschemissionen am hydrophilen Leiter erst bei einer AC-Randfeldstärke einsetzen, bei der am blanken Standardleiter nur noch eine sehr geringe Beeinflussung infolge des DC-Bias festgestellt werden kann. Ein aufschlussreicher Vergleich der unterschiedlichen Oberflächen bei unterschiedlichen Gleichfeldanteilen ist somit schlicht nicht möglich. Gemessen an der aus einem DC-Bias resultierenden Verschiebung der Geräuscheintrittfeldstärke und der bei dieser zwischen den beiden Oberflächenvarianten auftretenden Pegeldifferenzen, zeigte das hydrophile Versuchsmuster jedoch eine tendenziell geringere Beeinflussbarkeit durch einen DC-Bias. Aufgrund dieser Tatsache und vor dem Hintergrund der deutlichen Anhebung der Geräuscheintrittfeldstärke, woraus eine signifikante Geräuschreduktion resultiert, erscheint der Einsatz hydrophiler Spezialseile auch auf Hybridfreileitungen sinnvoll.

Auch bei den Betrachtungen zum Einfluss der Regenrate erwies sich die Wahl der Bezugsgröße als essenziell. Bezogen auf die Emissionskurve des jeweiligen Gleichanteils, wurde eine mit dem DC-Bias abnehmende Beeinflussbarkeit durch die Regenrate beobachtet. Diese manifestierte sich im Falle der geringeren Regenrate durch eine Pegelreduktion und eine geringfügige Erhöhung der Einsatzfeldstärke. Es ist ebendiese Erhöhung der Einsatzfeldstärke, welche beim Bezug der relativen Änderung auf den Fall der reinen Wechselfeldbelastung zu Trugschlüssen führen könnte.

⁵³TONG diskutiert die Applikation eines negativen DC-Bias als Methode zur Koronageräuschreduktion [Ton75]. Er berichtet hierbei, dass die Intensivierung der mit der negativen Halbwelle assoziierten Trichelentladungen, denen er eine starke Neigung zur Generation von Raumladungen zuschreibt, zur Akkumulation einer negativen Raumladungswolke im Nahbereich der Leitung führen kann, welche den Effekt des negativen Bias zunichte machen kann. Er berichtet ferner von Versuchen bei schlechtem Wetter, bei denen kein reduzierender Effekt festgestellt wurde, und von Versuchen im Rahmen des *Project UHV*, bei denen erhöhte Geräuschpegel auftraten.

Neben den Auswirkungen auf den A-bewerteten Summenpegel wurde auch das Verhalten der tonalen Komponenten der Geräuschemissionsspektren bei Vorhandensein eines DC-Bias untersucht. Während die bekannte 100-Hz-Komponente keinerlei Abhängigkeit vom überlagerten Gleichanteil aufwies, wurde nun auch eine markante 50-Hz-Komponente beobachtet. Diese steigt mit der AC-Randfeldstärke an und fällt umso intensiver aus, desto größer der DC-Bias ist. Eine Abhängigkeit von der Polarität des überlagerten Gleichfelds konnte jedoch nicht gefunden werden. Als Ursache kann ein ähnlicher Entstehungsmechanismus wie jener der $2f$ -Emission bei 100 Hz gelten. Diese ist auf periodische Bewegungen der Raumladungen infolge der alternierenden Bewegung kraft des elektrischen Wechselfelds zurückzuführen. Angesichts der in beiden Halbwellen äquivalenten Ladungsdichten sind auch die assoziierten Kräfte und thermischen Energien ausgeglichen. Kommt es nun infolge der Einwirkung eines DC-Bias zu einer Verlagerung der Raumladungen, fällt die Ladungsbewegung in einer Halbwelle deutlich stärker aus als in der anderen, wodurch es, wie in [Hed+16; Str+11] diskutiert, zur Ausbildung einer tonalen Komponente im Bereich der anregenden Netzfrequenz kommt.

10 Geräuschemissionsprognose

10.1 Einführung

Um die praktische Relevanz der bisher vorgestellten Erkenntnisse und Ergebnisse zu illustrieren, werden nachfolgend drei Fallbeispiele zur Geräuschemissionsprognose von realitätsnahen Freileitungsanwendungen gezeigt. Es handelt sich dabei um eine Fallstudie zur Geräuschemissionsprognose im Zuge eines Upratingprojekts, eine Betrachtung zur Wahl der optimalen Beseilung in einem geräuschsensitiven Bereich und eine Abschätzung der Geräuschemissionen einer Hybridfreileitung.

10.2 Fallstudie 1 - Geräuschreduktion für Upratingmaßnahme

Wie bereits in Kapitel 8.5.3 diskutiert, stellt die Anhebung der Betriebsspannung einer Leitung eine wirkungsvolle Upratingmaßnahme zur Erhöhung der übertragbaren Leistung dar. In [Sch+16a] wird die Umsetzung eines solchen Projekts beschrieben, welches initiiert wurde, um Erfahrungen mit den entsprechenden Herausforderungen zu sammeln und um gleichzeitig weitere innovative Konzepte des modernen Leitungsbaus zu erproben. Die Betrachtungen dieses Abschnitts lehnen sich an dieses Projekt an. Hinsichtlich des Spannungsupratings wurde die Erhöhung der Betriebsspannung von $U = 220 \text{ kV}$ auf das nächste Spannungsniveau von $U = 380 \text{ kV}$ angestrebt. Um die hierfür nötigen Schlagweiten und Mindestabstände einhalten zu können, wurden die bestehenden Stahlgittertraversen in Fachwerkbauweise durch Isolierausleger ersetzt. Aufgrund der eingesparten Tragketten wird neben einer Reduktion der Ausschwingneigung der Leiterbündel auch eine moderate Kompaktierung des Leitungszugs erreicht. Während diese Kompaktierung zwar zur optischen Gefälligkeit der Leitung beiträgt, bewirken die reduzierten Phasenabstände eine Anhebung der elektrischen Randfeldstärken E , wodurch die aus der Spannungsanhebung zu erwartende Geräuschproblematik verschärft wird.

In der ursprünglichen Variante kommt eine Beseilung mit Zweileiterbündel mit einem Teilleiterdurchmesser von $d = 32 \text{ mm}$ bei einem Teilleiterabstand von $a = 400 \text{ mm}$ zum Einsatz. Zur Umgehung der sich abzeichnenden Koronageräuschproblematik ist jedoch eine Umbeseilung auf ein hydrophiles Spezialseil mit $d = 39 \text{ mm}$ bei unveränderter Bündelgeometrie angedacht⁵⁴. Als Erdseil kommt in beiden Fällen dasselbe LWL-Leiterseil (OPGW) mit $d = 27 \text{ mm}$ zur Anwendung.

⁵⁴Zwar unterscheidet sich die Bündelausrichtung der beiden Varianten, dies sei aber nicht weiter von Belang.

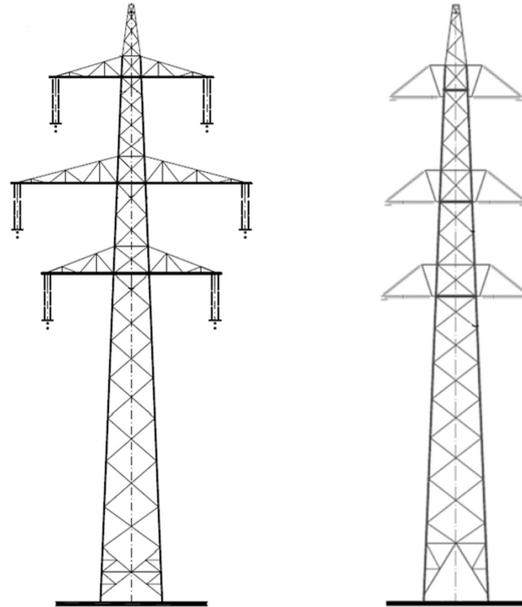


Bild 10.1: Mastbild vor und nach der Upratingmaßnahme
(links: Stahlgittertraversen, rechts: Isolierausleger) [Sch+16a]

Zur Abschätzung der von den einzelnen Phasenleitern emittierten Schallleistungspegel, wurden zunächst die mittleren maximalen Leiterrandfeldstärken aller Leiterbündel bestimmt. Hierzu kam die in Kapitel 6.4.2.1 vorgestellte CS-Berechnungssoftware zur Anwendung, wobei die Phasenabstände gemäß der Mastkopfgeometrien gewählt wurden und der Bodenabstand $2/3$ des maximalen Durchhangs entspricht. Die Ergebnisse der Feldrechnung zeigen, dass in der ursprünglichen Beseilungsvariante selbst bei einer im Sinne einer Worst-Case-Betrachtung um den Faktor 1,1 erhöhten Betriebsspannung ($U_{\text{Simulation}} = 139,7 \text{ kV}$) nur sehr geringe Randfeldstärken E auftreten (Tabelle 10.1). Auch bei Verwendung eines blanken Standardseils, wären die bei einer Regenrate von 6 mm/h auftretenden Schallleistungspegel A'_A nicht ausreichend, um nennenswerte Geräuschemissionspegel L_A zu erzeugen. Um dies zu illustrieren, wird in Bild 10.2 das feldstärkeabhängige Emissionsverhalten der erwähnten Bündelvarianten bei Ausführung als Standardleiter bzw. hydrophile Leiterseile gezeigt. Die entsprechenden Werte entstammen dem generalisierten Emissionsmodell (Tabelle 8.2, Gleichung (8.2)). Da Messungen an einem Leiterbündel durchgeführt wurden, welche der Beseilungsvariante vor dem Umbau entsprechen, wurde die gemessene Kurve ebenfalls eingezeichnet (siehe auch Bild C.6).

Die im Falle der Verwendung eines Standardleiters bei der ursprünglichen Betriebsspannung U zu erwartenden Emissionspegel sind dabei dem Bereich A zugeordnet (Bild 10.2). Die bestimmten Schallleistungspegel können anschließend zur Berechnung des Geräuschemissionsprofil $L_A = f(D)$ in Abhängigkeit des lateralen Bodenabstands D herangezogen werden, wobei die angegebenen Immissionspegel L_A im gegenständlichen und auch in den nachfolgenden Fällen für eine Bezugshöhe von $h = 1,5 \text{ m}$ berechnet wurden. Die entfernungsabhängigen Geräuschbeiträge werden dabei nach dem Emissionsmodell entsprechend Gleichung (5.16) berechnet, wobei die in Anhang I genannten Standard-Umweltbedingungen verwendet werden.

Da die betrachtete laterale Entfernung auf $D = 100$ m beschränkt ist, wird keine entfernungsabhängige Luftdämpfung berücksichtigt (Gleichung (5.19) bzw. Gleichung (5.20)). Nach Berechnung der individuellen Beiträge der einzelnen Phasen sind diese nur noch energetisch gemäß Gleichung (5.18) aufzusummieren. Da davon ausgegangen werden kann, dass das Geräuschemissionsprofil $L_A = f(R)$ links und rechts einer Leitung näherungsweise symmetrisch ist, ist der in Bild 10.3 dargestellte Bereich auf $D > 0$ m beschränkt.

Bei Verwendung eines hydrophilen Leiterseils (wie beispielsweise dem vorhandenen gealterten Leiterseil) liegen die bei der ursprünglichen Betriebsspannung zu erwartenden Geräuschemissionen an der Nachweisgrenze von $A'_A \leq -10$ dB(A) (Bereich B fehlt daher in Bild 10.2). Würde die ursprüngliche Beseilung nun aber bei $U = 380$ kV eingesetzt werden, hätte dies eine signifikante Anhebung des Geräuschpegels zur Folge. Die Arbeitspunkte auf den Geräuschemissionslinien lägen dann knapp an der Konvergenzfeldstärke dieser Bündelgeometrie (Bereiche C und D in Bild 10.2).

Bei Einsatz der mit $d = 39$ mm deutlich dickeren Leiterseile bleiben die resultierenden Randfeldstärken jedoch in einem unkritischen Bereich (Tabelle 10.2). Zwar wird auch diese Bündelvariante am oberen Ende ihrer geräuschtechnischen Leistungsfähigkeit betrieben (Bereiche E und F in Bild 10.2), insgesamt wird jedoch trotz der Leitungskompaktierung ein akzeptables Emissionsverhalten erzielt, wobei der Summenpegel L_A für $D = 100$ m unter 50 dB(A) liegt.

Wären noch geringere Emissionspegel gewünscht, ist unter Verweis auf das in Kapitel 6.4.1.1 diskutierte Verhalten, wonach die Leiterrandfeldstärke für $d > 30$ mm nur noch unterproportional abnimmt, eher eine Erhöhung der Teilleiteranzahl n indiziert. Wie im nachfolgenden Beispiel gezeigt, können mit einem Dreileiterbündel selbst mit vergleichsweise dünnen Leiterseilen signifikante Geräuschreduktionen realisiert werden.

Tabelle 10.1: Leitrandfeldstärken E und längenbezogene Schallleistungspegel A'_A vor der Upratingmaßnahme

Phase	x	y	d	$U = 1,1 \cdot 220 \text{ kV}$ (Bereiche A, B)			$U = 1,1 \cdot 380 \text{ kV}$ (Bereiche C, D)		
				E	standard	hydrophil	E	standard	hydrophil
					A'_A	A'_A		A'_A	A'_A
				m	m	mm	kV/cm	dB(A)	dB(A)
R1	-7,5	27,5	32	9,6	≤ -10	≤ -10	16,6	13,6	11,4
S1	-8,3	10,0	32	10,0	-7,0	≤ -10	17,3	14,4	13,5
T1	-11,3	18,0	32	10,1	-6,8	≤ -10	17,4	14,5	13,6
R2	8,3	10,0	32	10,1	-6,5	≤ -10	17,5	14,6	13,8
S2	7,5	27,5	32	9,5	≤ -10	≤ -10	16,5	13,4	10,9
T2	11,3	18,0	32	10,1	-6,5	≤ -10	17,4	14,5	13,8
GND	0,0	48,9	27	1,8	≤ -10	≤ -10	2,3	≤ -10	≤ -10

Tabelle 10.2: Leitrandfeldstärken E und längenbezogene Schallleistungspegel A'_A nach der Upratingmaßnahme

Phase	x	y	d	$U = 1,1 \cdot 380 \text{ kV}$ (Bereiche E und F)		
				E	standard	hydrophil
					A'_A	A'_A
				m	m	mm
R1	-5,7	27,8	39	14,8	14,1	9,7
S1	-6,4	10,0	39	14,9	14,2	10,0
T1	-6,1	19,1	39	14,6	13,6	8,7
R2	6,4	10,0	39	15,0	14,4	10,5
S2	5,7	27,8	39	14,7	13,8	9,2
T2	6,1	19,1	39	14,5	13,5	8,6
GND	0,0	48,9	27	2,7	≤ -10	≤ -10

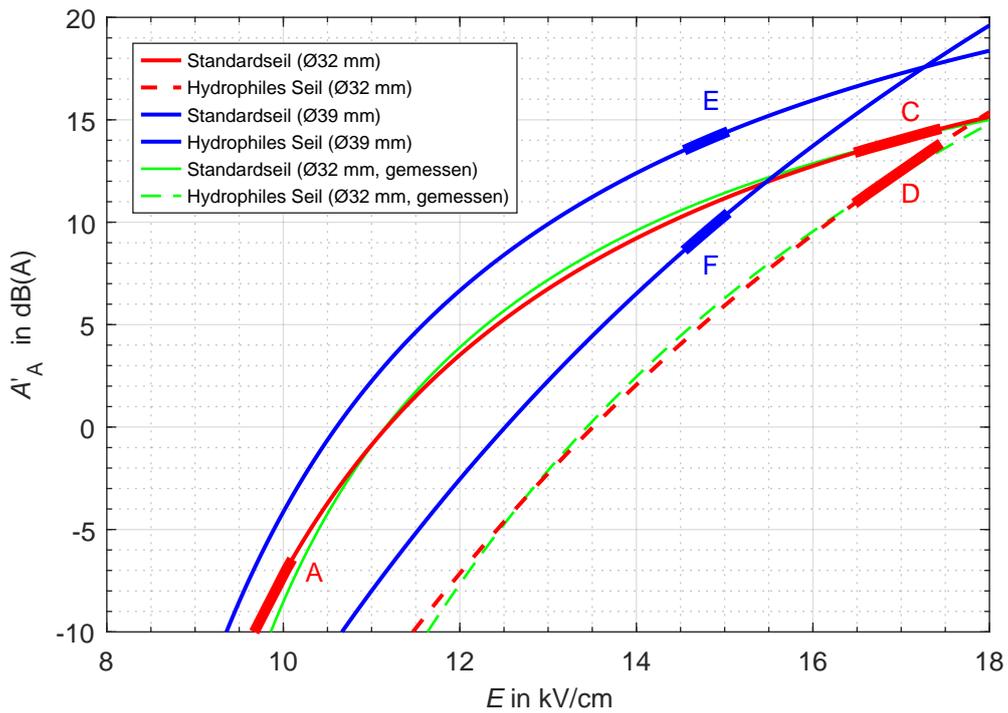


Bild 10.2: Feldstärkeabhängiges Emissionsverhalten aller diskutierten Beseilungsvarianten für $U = 380$ kV ($RR = 6$ mm/h)

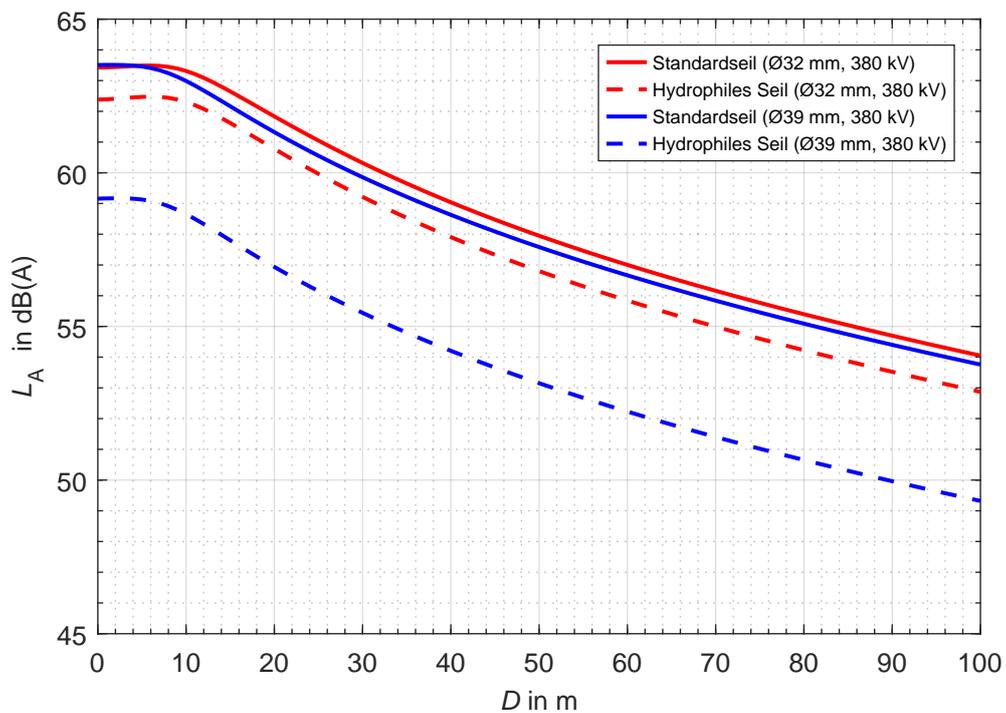


Bild 10.3: Laterale Geräuschimmissionsprofile ($RR = 6$ mm/h)

10.3 Fallstudie 2 - Leiterauswahl

Ein Übertragungsnetzbetreiber musste feststellen, dass an einer neuerrichteten 380-kV-Leitung bei feuchtem Wetter häufig störende Geräusche auftreten. Die Phasenleiter waren dabei als Zweileiterbündel mit einem Teilleiterabstand von $a = 400$ mm ausgeführt, wobei der Teilleiterdurchmesser $d = 29$ mm und der Erdseildurchmesser $d = 21$ mm betrug. Da schnell klar wurde, dass es sich hierbei um Koronageräusche handelte, wurde zunächst entschieden, den Leiterseilen 6 Monate Zeit zu geben, um über Alterungseffekte hydrophile bzw. geräuschreduzierende Eigenschaften zu entwickeln. Nach Ablauf dieser Frist konnte aber keine nennenswerte Besserung der Situation beobachtet werden. In der Hoffnung auf diese Weise schnell Abhilfe schaffen zu können, wurde daraufhin der Entschluss gefasst, die bestehenden Leiterseile in geräuschsensitiven Bereichen durch hydrophile Spezialseile gleichen Durchmessers, welche bereits bei anderen Netzbetreibern mit Erfolg eingesetzt werden, zu ersetzen. Diese Maßnahme verfehlte ihren Zweck jedoch insofern völlig, als dass nun teilweise höhere Immissionspegel verzeichnet wurden, als vor der Umbeseilungsmaßnahme.

Die Analyse der bei der verwendeten Bündelgeometrie auftretenden Feldstärken E bzw. feldstärkeabhängigen Schallleistungspegel A'_A zeigte schließlich, dass das beschriebene Verhalten keineswegs überraschend ist. Die Berechnung der mittleren maximalen elektrischen Leiterrandfeldstärken erfolgte gemäß der durch die Mastkopfgeometrien vorgegebenen Phasenabstände und bei einem Bodenabstand, welcher $2/3$ des maximalen Durchhangs entspricht. Die Bezugsspannung wurde mit $U = 400$ kV gewählt.

Wie die in Tabelle 10.3 dargestellten Berechnungsergebnisse illustrieren, ist die ursprüngliche Beseilungsvariante mit Randfeldstärken im Bereich $E \approx 18$ kV/cm elektrisch stark belastet. Bestärkt wird diese Einschätzung durch eine Analyse der korrespondierenden Geräuschemissionskurven A'_A (Tabelle 8.2, Gleichung (8.2)), welche zeigen, dass die Arbeitspunkte auf der Geräuschemissionslinie der ursprünglichen Beseilungsvariante sehr nahe an der Konvergenzfeldstärke liegen, weshalb weder die alterungsbedingte Abwitterung noch der Tausch gegen ein hydrophiles Spezialseil die gewünschte Wirkung zeigte (Bereiche A und B in Bild 10.4).

Diese Erkenntnis führte letztlich zum Entschluss, die gesamte Bündelgeometrie zu ändern und einen weiteren Seiltausch durchzuführen. Die Wahl der neuen Bündelgeometrie wurde allerdings durch mehrere Faktoren beschränkt. Zum einen ist in dem geographischen Gebiet, durch welches die Freileitung führt, mit erhöhten Wind- bzw. Eislasten zu rechnen, weshalb der Verwendung von Leiterseilen größeren Durchmessers trotz vorhandener mechanischer Reserven Grenzen gesetzt sind. Zum anderen beschränken Richtlinien des Assetmanagements und der Ersatzteilkhaltung die einsetzbaren Bündelvarianten. Schlussendlich standen in der Form eines Zweileiterbündels mit einem Teilleiterdurchmesser von $d = 33$ mm und in Form eines Dreileiterbündels mit $d = 25$ mm nur zwei verschiedene Bündelgeometrien als Alternativen zur Verfügung. Eine Reduktion des Teilleiterabstands stand nicht zur Debatte.

Während an beiden angedachten Alternativen mit ähnlichen Leiterrandfeldstärken zu rechnen ist (Tabelle 10.3 bzw. Tabelle 10.4), bewirken diese am zur Verfügung stehenden Dreileiterbündel um $\Delta A'_A \approx 2 \text{ dB(A)}$ geringere Geräuschemissionspegel als sie im Falle des angedachten Zweileiterbündels auftreten würden (Bereiche E und F bzw C und D in Bild 10.4).

Bei Verwendung eines Dreileiterbündels mit Teilleitern hydrophiler Ausführung und Durchmessern von $d = 25 \text{ mm}$ kann somit im lateralen Geräuschmissionsprofil eine Pegelreduktion um $\Delta L_A = 4,5 \text{ dB(A)}$ bezogen auf die ursprüngliche Beseilungsvariante erzielt werden (Bild 10.5).

Tabelle 10.3: Leiterrandfeldstärken E und längenbezogene Schallleistungspegel A'_A bei Verwendung der ursprünglichen Zweileiterbündel ($d = 29 \text{ mm}$) und bei Verwendung der angedachten Zweileiterbündel größeren Durchmessers ($d = 33 \text{ mm}$)

Phase	x	y	$d = 29 \text{ mm}, n = 2$ (Bereiche A, B)			$d = 33 \text{ mm}, n = 2$ (Bereiche C, D)		
			E	standard	hydrophil	E	standard	hydrophil
				A'_A	A'_A		A'_A	A'_A
			m	m	kV/cm	dB(A)	dB(A)	kV/cm
R1	-5,9	29,4	17,8	13,2	12,3	15,9	13,1	9,7
S1	-8,5	20,0	18,1	13,4	13,0	16,1	13,4	10,5
T1	-6,7	12,0	18,2	13,5	13,3	16,2	13,5	10,8
R2	6,7	12,0	18,3	13,7	13,6	16,3	13,7	11,1
S2	8,5	20,0	18,2	13,5	13,2	16,2	13,5	10,7
T2	5,9	29,4	17,7	13,0	11,8	15,7	12,9	9,2
GND	0,0	37,7	2,4	≤ -10	≤ -10	2,4	≤ -10	≤ -10

Tabelle 10.4: Leiterrandfeldstärken E und längenbezogene Schallleistungspegel A'_A bei Verwendung der angedachten Dreileiterbündel ($d = 25$ mm)

Phase	x	y	$d = 25$ mm, $n = 3$ (Bereiche E, F)		
			E	standard	hydrophil
				A'_A	A'_A
			m	m	kV/cm
R1	-5,9	29,4	16,1	11,3	8,2
S1	-8,5	20,0	16,4	11,8	9,0
T1	-6,7	12,0	16,5	12,0	9,3
R2	6,7	12,0	16,6	12,1	9,5
S2	8,5	20,0	16,5	12,0	9,2
T2	5,9	29,4	15,9	11,1	7,7
GND	0,0	37,7	2,5	≤ -10	≤ -10

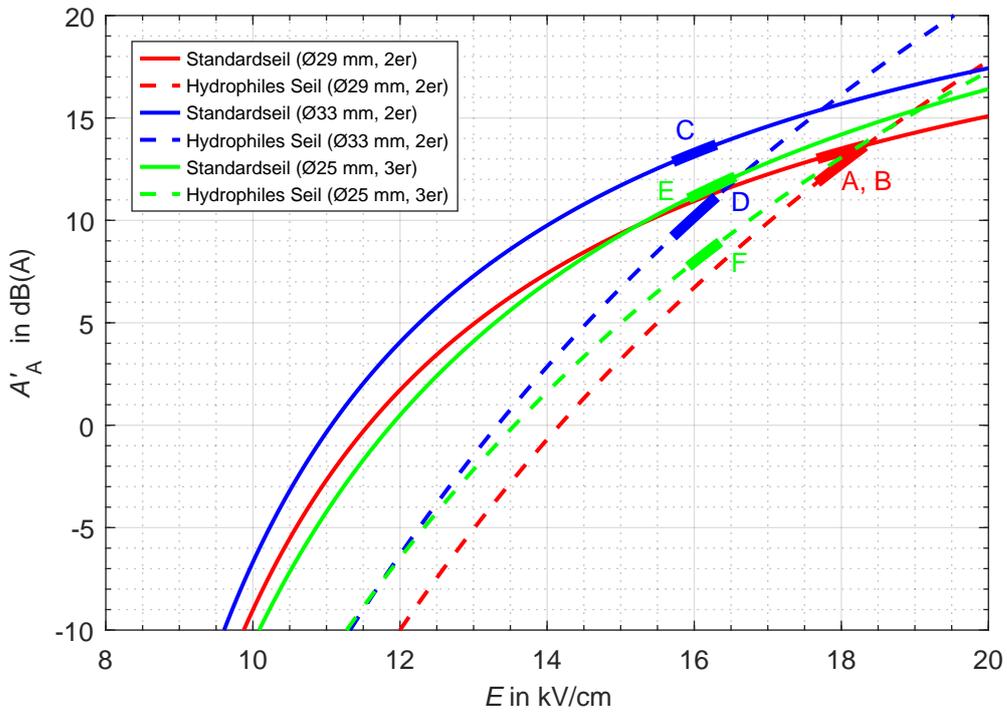


Bild 10.4: Feldstärkeabhängiges Emissionsverhalten der drei Beseilungsvarianten ($RR = 6$ mm/h)

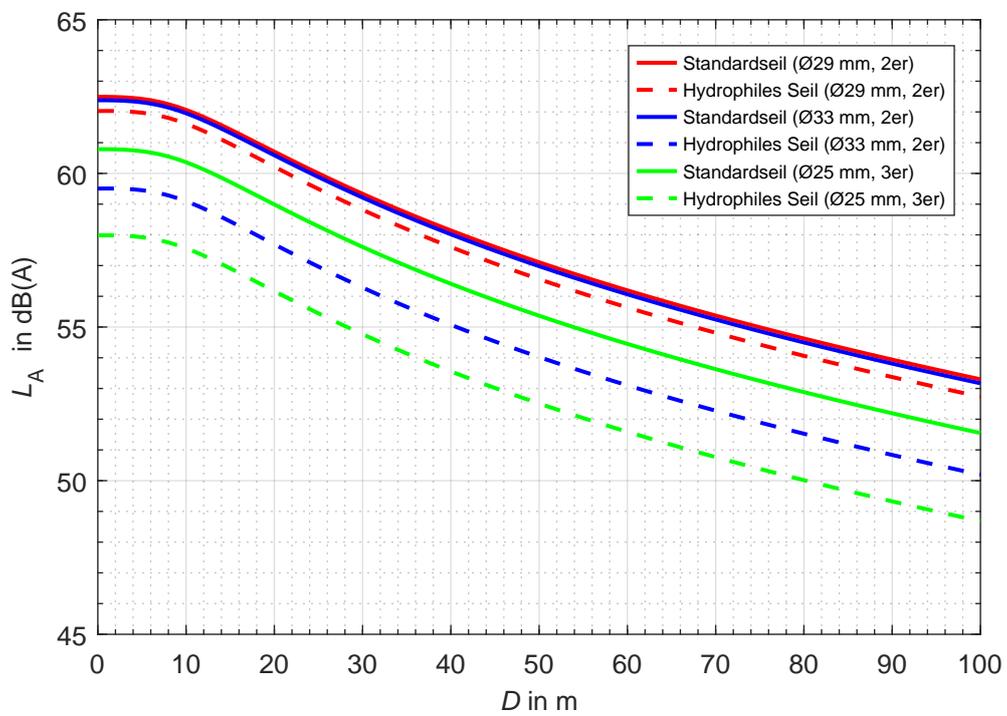


Bild 10.5: Laterale Geräuschimmissionsprofile ($RR = 6 \text{ mm/h}$)

10.4 Fallstudie 3 - Hybridfreileitung

Im letzten Fallbeispiel soll untersucht werden, wie sich die im Sinne des Hybridfreileitungs-Konzepts durchgeführte Umrüstung eines Stromkreises einer bestehenden viersystemigen Freileitung auf Gleichspannungsbetrieb auf das Geräuschemissionsprofil der gesamten Freileitung auswirkt. Die zugrundeliegenden Untersuchungen und Feldberechnungen wurden gemeinsam mit Forschern der ETH Zürich durchgeführt und in [Pis+19] veröffentlicht.

Die Hybridkonversion betrifft hierbei Stromkreis Nr. 4 im linken oberen Bereich des Mastkopfs (Bild 10.6). Die Phasenleiter sind als Vierleiterbündel mit einem Teilleiterabstand von $a = 400$ mm und einem Teilleiterdurchmesser von $d = 22$ mm ausgeführt. Auch das Erdseil weist einen Durchmesser von $d = 22$ mm auf. Für alle nachfolgenden Simulationen betrage der Spannungseffektivwert aller AC-Stromkreise $U_{AC} = 420$ kV. Für den DC-Stromkreis gelte ebenfalls $U_{DC} = \pm 420$ kV.

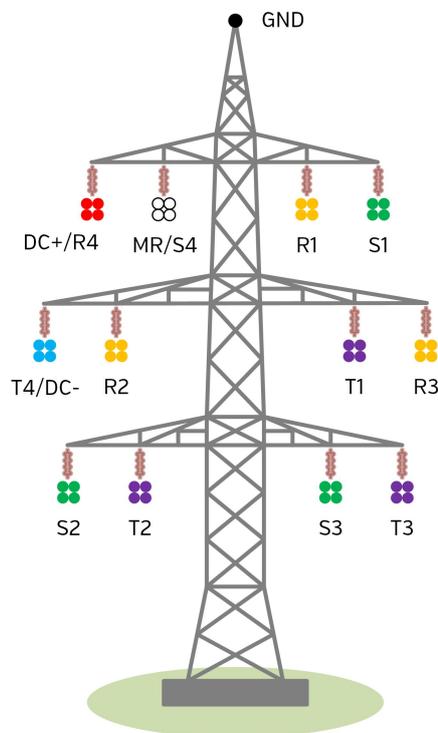


Bild 10.6: Skizze der untersuchten Hybridfreileitung

Wie auch in den vorangegangenen Feldstärkeberechnungen können die vor der Hybridkonversion auftretenden elektrischen Randfeldstärken E mithilfe der CS-Methode berechnet werden (Tabelle 10.5). Im Gegensatz zu den bisher untersuchten Fällen sind die an der gegenständlichen Freileitung auftretenden Randfeldstärken E jedoch als vergleichsweise moderat einzustufen. Dieser Umstand manifestiert sich auch in der guten akustischen Ausnutzung des eingesetzten Leiterbündels (Tabelle 8.2, Gleichung (8.2)). In der entsprechenden Darstellung des feldstärkeabhängigen Emissionsverhaltens $A'_A = f(E_{AC})$ sind Pegeldifferenzen von $\Delta A_A \geq 6$ dB(A) zwischen der Variante der Ausführung als Standardleiterseil und der Variante als hydrophiles Leiterseil zu beobachten (Bereiche A und B in Bild 10.7).

Da bei der Umrüstung auf eine Hybridfreileitung die möglichst ausgeprägte Nutzung bestehender Infrastrukturkomponenten im Vordergrund steht, mag der Fall des Standardleiterseils tendenziell von wenig Belang sein. Nachfolgend werden jedoch immer beide Varianten untersucht.

Zur Bestimmung der nach der Hybridkonversion auftretenden Randfeldstärken E ist nun den Mechanismen der kapazitiven Kopplung und der Ionenkopplung Rechnung zu tragen. Während die kapazitive Kopplung in der CS-Simulation inhärent berücksichtigt wird, bedarf die Berechnung des Beitrags der Ionenkopplung besonderer Berücksichtigung. Im vorliegenden Fall geschah dies mithilfe der von der ETH Zürich entwickelten IMOC-Software [Gui+14] (Kapitel 9.2.4). Basierend auf Erkenntnissen aus [Pfe+15a] wird die DC-Koronaanzfeldstärke hierzu im Sinne einer Worst-Case-Betrachtung auf $E_{DC} = 16 \text{ kV/cm}$ abgeschätzt.

Infolge der geringen räumlichen Distanzen übt das eingebrachte DC-System den größten Einfluss auf AC-System Nr. 2 aus. Infolge dieser Beeinflussung erfährt Phasenleiter R2, aufgrund der Einwirkung des benachbarten negativen DC-Pols, eine Anhebung der elektrischen Randfeldstärke um $E_{DC} = 6,8 \text{ kV/cm}$. Bezogen auf den Spitzenwert der resultierenden Mischfeldbeanspruchung entspricht dies einem Gleichanteil von ca. 30%. Mit $E_{DC} = 6,1 \text{ kV/cm}$ bzw. $E_{DC} = 3,4 \text{ kV/cm}$ treten auch an den beiden anderen Phasen des AC-Systems Nr. 2 signifikante Gleichanteile auf. Bei alleiniger Anwendung des CS-Verfahrens würden die Gleichanteile hierbei um ca. 10 - 17% unterschätzt werden. Wie von DROGI et al. angegeben, entspricht dies einer absoluten Abweichung um ca. das 2- bis 3-fache.

Es stellt sich nun die Frage, inwieweit der DC-Bias das Geräuschimmissionsprofil der gesamten Leitung beeinflusst. Hierzu kann das Modell aus Gleichung (9.5) verwendet werden, wobei der Faktor k_{DC} Bild 9.11 bzw. Bild 9.12 entnommen werden kann, da diese Darstellungen für dieselbe Bündelgeometrie ermittelt wurden. Im Falle des Standardleiterseils sind die in der vorliegenden Konfiguration auftretenden AC-Randfeldstärken E_{AC} jedoch zu groß, als dass der vorhandene DC-Bias zu einer Pegelanhebung $\Delta A'_A$ führen könnte. Für das Standardleiterseil gilt folglich $k_{DC} \rightarrow 0$, wodurch sich $\Delta A'_A = 0$ bzw. $A'_A = A'_{A-Hybrid}$ ergibt. Für das hydrophile Leiterseil kann jedoch sehr wohl eine Beeinflussung festgestellt werden. Die entsprechenden Steigungsfaktoren liegen dabei im Bereich $k_{DC} = 0,2 - 0,45 \text{ (dB(A)·cm)/kV}$. Im Falle des am stärksten betroffenen Phasenleiters R2 beträgt die resultierende Pegelanhebung somit $A'_A = 3,1 \text{ dB(A)}$ (Tabelle 10.6).

Abschließend stellt sich die Frage, welche Auswirkungen der vorhandene DC-Bias auf das laterale Geräuschimmissionsprofil der Leitung hat. Für alle Hybrid-Konfigurationen wird der Beitrag der beiden DC-Bündel hierzu basierend auf den in [Pis+19] veröffentlichten Daten und im Sinne einer absoluten Worst-Case-Betrachtung auf $A'_{A-DC} = 0 \text{ dB(A)}$ abgeschätzt.

Für den Fall des Standardleiterseils im Hybridbetrieb ist im lateralen Geräuschimmissionsprofil eine geringfügige Pegelreduktion in der Höhe von $\Delta L_A \approx 1,2 \text{ dB(A)}$ zu beobachten (Bild 10.8). Angesichts des vergleichsweise geringen Schallleistungsbeitrags der DC-Phasen ist dieser Umstand einerseits auf die Reduktion des Leistungseintrags durch Entfernung des AC-Systems Nr. 4 zurückzuführen. Andererseits übt der vorhandene DC-Bias im Falle des Standardleiters keinen Einfluss auf das Geräuschemissionsverhalten aus, wodurch es auch zu keiner etwaigen Pegelanhebung kommt. Für das hydrophile Leiterseil wurde jedoch sehr wohl eine Beeinflussung durch den vorhandenen Gleichanteil festgestellt, welcher sich auch in einer signifikanten Schallleistungspegelanhebung, welche vor allem AC-System Nr. 2 betrifft, manifestiert. Die Reduktion des Leistungseintrags im Bereich des AC-Systems Nr. 4, welches durch das DC-System ersetzt wurde, führt jedoch hinsichtlich der Umrüstung auf eine Hybridfreileitung zu einer marginalen Pegelreduktion von $\Delta L_A \approx 0,6 \text{ dB(A)}$ gegenüber dem Fall der reinen Drehstrom-Freileitung (Bild 10.8). Die Auswirkungen des DC-Bias E_{DC} bewirken im Summenpegel L_{DC} insgesamt eine Erhöhung von $\Delta L_A \approx 0,8 \text{ dB(A)}$. Um dies zu illustrieren, wurde in Bild 10.8 auch jenes Profil L_A eingezeichnet, welches resultiert, wenn der aus der zusätzlichen DC-Belastung resultierende Zuschlag $\Delta A'_A$ nicht in Ansatz gebracht wird („Hybrid ohne DC-Einfluss“ in Bild 10.8).

Tabelle 10.5: Elektrische Randfeldstärken E und Schallleistungspegel A'_A vor der Hybridkonversion

Phase	x	y	E	standard	hydrophil
	m	m		A'_A	A'_A
			kV/cm	dB(A)	dB(A)
R1	7,0	35,0	15,7	10,2	1,8
S1	13,0	35,0	16,8	12,0	5,2
T1	10,5	24,5	17,0	12,2	5,6
R2	-10,5	24,5	16,4	11,3	3,9
S2	-14,0	14,0	17,2	12,5	6,2
T2	-8,0	14,0	16,0	10,8	2,8
R3	16,5	24,5	16,5	11,6	4,3
S3	8,0	14,0	17,4	12,8	6,8
T3	14,0	14,0	15,3	9,5	0,7
R4	-13,0	35,0	14,5	7,9	-2,0
S4	-7,0	35,0	17,3	12,7	6,6
T4	-16,5	24,5	16,9	12,2	5,5
GND	0,0	50,0	5,4	≤ -10	≤ -10

Tabelle 10.6: Elektrische Randfeldstärken E , Schallleistungspegel A'_A und Schalleistungspegelanhebungen $\Delta A'_A$ nach der Hybridkonversion

Phase	x	y	E_{AC}	E_{DC-CSM}	$E_{DC-IMOC}$	standard			hydrophil		
						A_A	A_{A-AC}	k_{DC}	$\Delta A'_A$	$A_{A-Hybrid}$	
	m	m	kV/cm	kV/cm	kV/cm	dB(A)	dB(A)	(dB(A)·cm)/kV	dB(A)	dB(A)	dB(A)
R1	7,0	35,0	15,3	-0,7	-2,4	9,5	0,6	-0,30	0,7	1,3	
S1	13,0	35,0	17,0	-0,4	-1,6	12,3	5,7	-0,20	0,3	6,0	
T1	10,5	24,5	16,7	-0,1	-0,4	11,9	4,9	-0,20	0,1	5,0	
R2	-10,5	24,5	15,5	3,3	6,8	9,9	1,2	0,45	3,1	4,3	
S2	-14,0	14,0	16,2	2,3	6,1	11,1	3,4	0,40	2,4	5,8	
T2	-8,0	14,0	16,5	1,0	3,4	11,5	4,3	0,40	1,4	5,7	
R3	16,5	24,5	16,6	-0,1	-0,5	11,7	4,6	-0,20	0,1	4,7	
S3	8,0	14,0	17,2	0,0	0,5	12,6	6,3	0,35	0,2	6,5	
T3	14,0	14,0	15,2	0,0	-0,1	9,3	0,3	-0,30	0,0	0,3	
DC+	-13,0	35,0	1,6	26,3	15,6	0	n. a.	n. a.	n. a.	0	
MR	-7,0	35,0	2,2	-3,4	-10,0	0	n. a.	n. a.	n. a.	0	
DC-	-16,5	24,5	2,3	-26,8	-15,6	0	n. a.	n. a.	n. a.	0	
GND	0,0	50,0	3,0	-3,4	-12,6	≤ -10	n. a.	n. a.	n. a.	≤ -10	

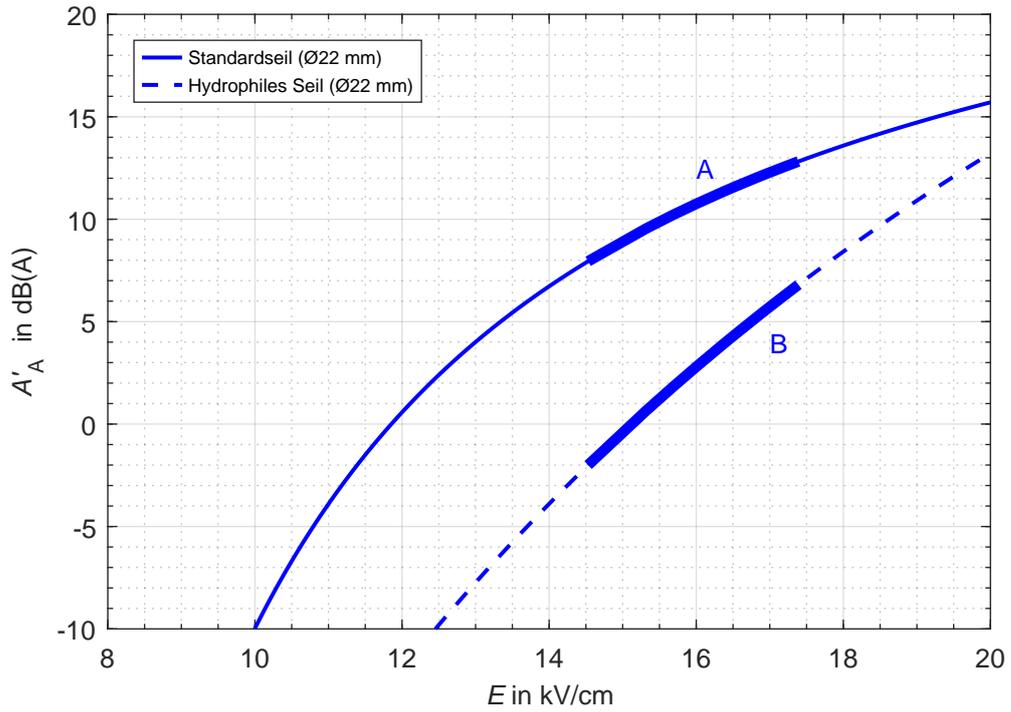


Bild 10.7: Feldstärkeabhängiges Emissionsverhalten des in der Hybridfreileitung eingesetzten Vierleiterbündels ($RR = 6$ mm/h)

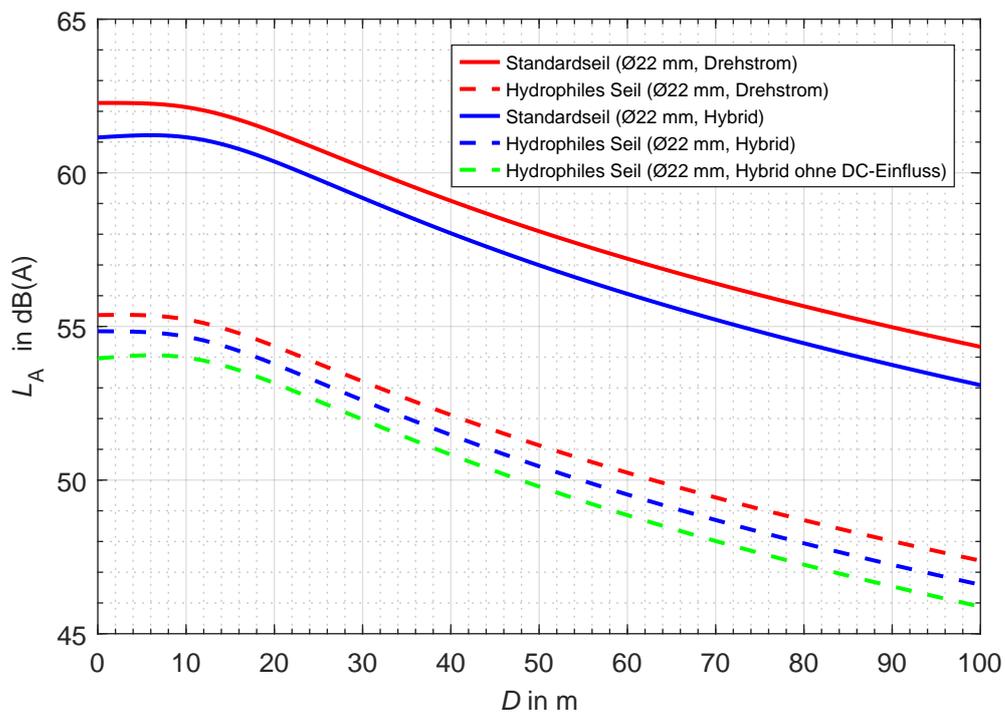


Bild 10.8: Laterale Geräuschemissionsprofile der untersuchten Hybridfreileitung ($RR = 6$ mm/h)

10.5 Ausgewählte Vergleich mit dem EPRI-Prognosemodell

In Kapitel 8.5.1 erfolgte ein Vergleich des im Rahmen der vorliegenden Arbeit entwickelten Geräuschemissionsmodells mit dem EPRI-Prognosemodell (Gleichung (8.3)). In Ergänzung zu den in Kapitel 8.5.1 gezeigten Falschfarbendarstellungen erfolgt in diesem Abschnitt noch eine Gegenüberstellung der in den drei vorangegangenen Kapiteln (Kapitel 10.2 - 10.4) genutzten Emissionsfunktionen $A'_A = f(E)$, welche anhand des entwickelten Modells (Gleichung (8.3)) berechnet wurden, mit den korrespondierenden Schallleistungsfunktionen, die nach dem EPRI-Prognosemodell bestimmt wurden. Bild 10.9 zeigt hierbei die Vergleiche für die diskutierten Zweileiterbündel, während in Bild 10.10 die entsprechenden Darstellungen für Drei- und Vierleiterbündel zu finden sind. Da das EPRI-Prognosemodell für moderat gealterte - und somit hydrophile - Leiterseile Gültigkeit besitzt [EPR05], sind die nachfolgenden Darstellungen auf diesen Oberflächentyp beschränkt.

Wie auch schon in Kapitel 8.5.1 diskutiert, weisen die nach dem selbst entwickelten Geräuschemissionsmodell bestimmten Schallleistungsfunktionen eine gute Übereinstimmung mit den korrespondierenden feldstärkeabhängigen Geräuschemissionsverläufen auf, die nach dem EPRI-Modell berechnet wurden. Insbesondere das Kreuzungsverhalten der Geräuschemissionslinien der untersuchten Zweileiterbündel (Bild 10.9) legt dabei den Schluss nahe, dass die Leiterseile, welche den EPRI-Prognoseformeln zugrunde liegen, möglicherweise keine optimalen hydrophilen Eigenschaften aufwiesen (Kapitel 8.3.3).

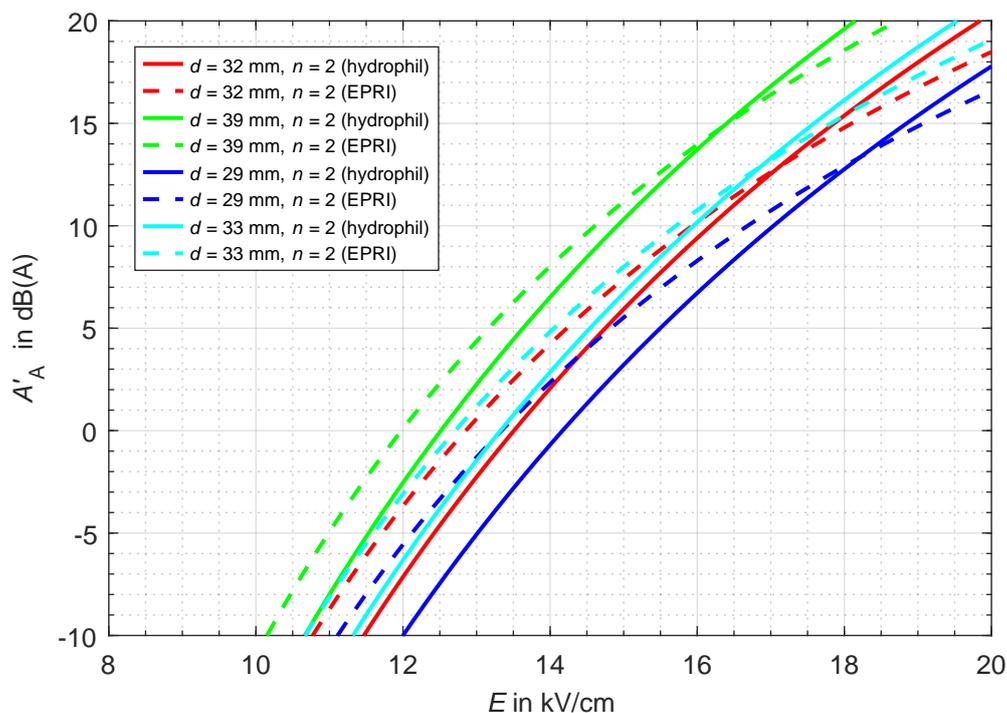


Bild 10.9: Vergleich der in den Kapiteln 10.2 und 10.3 genutzten Schallleistungsfunktionen mit dem EPRI-Emissionsmodell

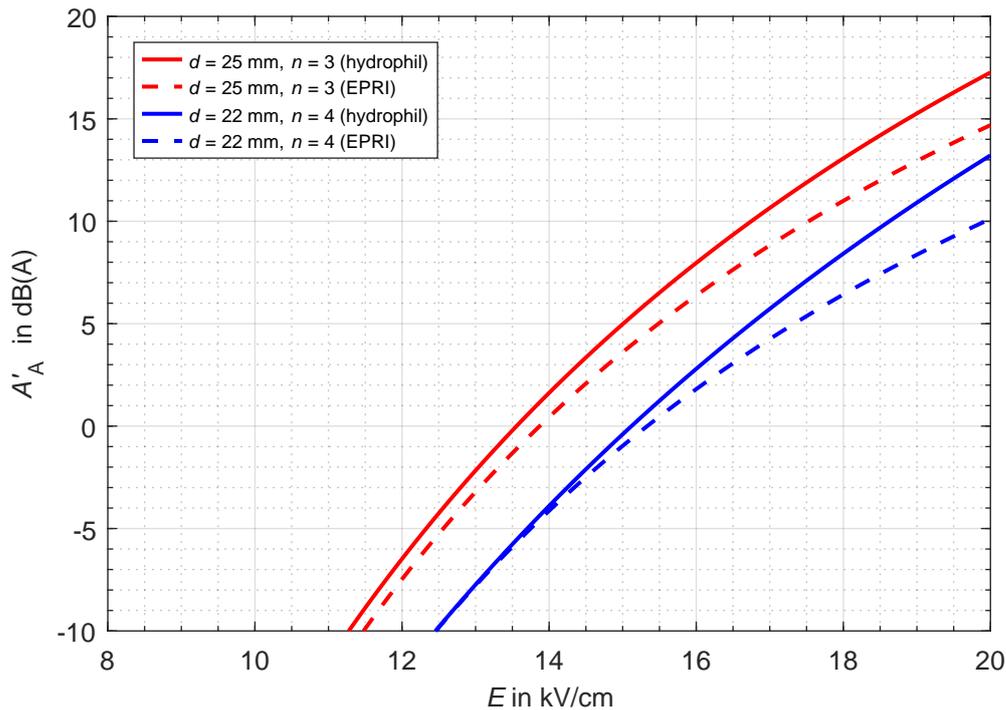


Bild 10.10: Vergleich der in den Kapiteln 10.3 und 10.4 genutzten Schallleistungsfunktionen mit dem EPRI-Emissionsmodell

10.6 Abschließende Betrachtungen zum DC-Einfluss an Hybridfreileitungen

Wie in Kapitel 10.4 illustriert, hängt der Umstand, inwieweit die Umrüstung einer bestehenden Drehstromfreileitung auf eine Hybridfreileitung letztlich zu einer Anhebung oder einer Reduktion eines beliebigen Immissionspegels L_A führt, davon ab, ob die aus der Konversion eines AC-Systems zu einem DC-System resultierende Pegelminderung oder die aus dem DC-Einfluss hervorgehende Pegelanhebung überwiegt. Hierzu wird angenommen, dass der Geräuschbeitrag des neu eingebrachten DC-Systems vernachlässigbar klein ist.

Hinsichtlich der Pegelanhebung sind Freileitungen mit hydrophilen Leiterseilen bzw. geringen Leiterrandfeldstärken gewissermaßen im Nachteil, da sich ein vorhandener DC-Anteil hier stärker auswirken kann. An dieser Stelle ist natürlich einzuräumen, dass die Ausgangspegel in den beiden genannten Fällen generell geringer sind, wodurch dieses Problem insbesondere bei relativem Bezug oder bei Anwendungen, in denen der bestehende Immissionspegel nicht überschritten werden soll, tragend wird.

Zu der aus der Hybridkonversion resultierenden Pegelreduktion ist auszuführen, dass diese umso größer ausfällt, desto geringer die Anzahl der vorhandenen Stromkreise N ist. Dies kann anhand der in Kapitel 8.5.2 hergeleiteten Beziehung illustriert werden, welche die Anzahl der Stromkreise N und den resultierenden Summenpegel L_O in Relation setzt.

Hierzu leiste jede Phase denselben Leistungsbeitrag A'_A und der Beobachtungspunkt \mathcal{O} sei soweit entfernt, dass die Positionierung der einzelnen Phasen vernachlässigbar ist. Insgesamt beträgt der von jeder Phase am Immissionsort \mathcal{O} hervorgerufene Schalldruckpegel somit L'_O . Wie in Gleichung (8.7) gezeigt, gilt somit für den Summenpegel L_O :

$$L_O = 10 \cdot \lg(3 \cdot N) + L'_O \quad (10.1)$$

Bei vernachlässigbarem Beitrag des DC-Stromkreises reduziert sich die Anzahl der Stromkreise um $N_{\text{neu}} = N_{\text{alt}} - 1$. Für die Pegeldifferenz ΔL_O vor und nach der Hybridkonversion folgt:

$$\Delta L_O = \Delta L_{O-\text{neu}} - \Delta L_{O-\text{alt}} = 10 \cdot \lg\left(\frac{3 \cdot (N_{\text{alt}} - 1)}{3 \cdot N_{\text{alt}}}\right) \quad (10.2)$$

Während somit bei Konversion einer doppelsystemigen Freileitung mit einer Pegelreduktion in der Höhe von $\Delta L_O \approx 3 \text{ dB(A)}$ zu rechnen ist, fällt diese mit $\Delta L_O \approx 1,2 \text{ dB(A)}$ im Falle einer viersystemigen Freileitung deutlich geringer aus.

Um das skizzierte Zusammenspiel aus Pegelreduktion und Pegelanhebung zu optimieren, wäre es in der Praxis denkbar, die Hybridkonversion am AC-System der höchsten elektrischen Belastung durchzuführen, um eine möglichst ausgeprägte Pegelreduktion zu erreichen. Zur Minimierung der aus dem DC-Bias resultierenden Pegelanhebung wird in der Literatur auf die Relevanz der Positionierung des negativen DC-Pols hingewiesen [Cla+89]. Angesichts der durch ihn verursachten Feldstärkeanhebung sollte dieser idealerweise einen möglichst großen Abstand zu benachbarten AC-Phasen aufweisen. Sofern ein DC-System mit metallischem Rückleiter gewählt wurde, kann dieser durch geeignete Positionierung zusätzlich zur Abschirmung beitragen.

11 Zusammenfassung und Ausblick

Die vorliegende Arbeit befasst sich mit den durch Koronaentladungen hervorgerufenen Geräuschemissionen von Bündelleiter bei Wechsellastbeanspruchung in Drehstrom- und AC/DC-Hybridfreileitungen. Der zentrale wissenschaftliche Beitrag liegt hierbei in der erstmaligen Differenzierung zwischen den Emissionseigenschaften von Standardleiterseilen und hydrophilen Leiterseilen. In praktischer Hinsicht ermöglichen die ermittelten Erkenntnisse eine optimierte Nutzung hydrophiler Leiterseile und eine detaillierte Geräuschemissionsprognose, wodurch ein Beitrag zum Emissions- und Umweltschutz geleistet wird. Der Großteil der präsentierten Erkenntnisse stammt aus Laborexperimenten, deren Fokus auf dem feldstärkeabhängigen Emissionsverhalten lag.

Nach der Diskussion des gegenwärtigen Stands von Wissenschaft und Technik zu den Entstehungsmechanismen, beeinflussenden Faktoren und Reduktionskonzepten koronainduzierter Geräuschemissionen in den Kapiteln 3 und 4, widmen sich Kapitel 5 und Kapitel 6 den Hintergründen zur Bestimmung der beiden zentralen physikalischen Größen der vorliegenden Arbeit, dem längenbezogenen Schalleistungspegel und der Leiterrandfeldstärke.

Bestimmung des längenbezogenen Schalleistungspegels

In Kapitel 5 werden zunächst die physikalischen bzw. akustischen Hintergründe zur Relation zwischen der von einem Leiterbündel emittierten Schalleistung und dem dadurch an einem Immissionspunkt hervorgerufenen Schalldruckpegel hergeleitet. Als Berechnungsprinzip zur Bestimmung der in Laborversuchen generierten Schalleistung wird ein Hüllflächen-Verfahren in Anlehnung an ISO 3744 vorgestellt, welches auch raumakustischen Einflüssen Rechnung trägt.

Die gezeigten Zusammenhänge werden in weiterer Folge dazu verwendet, die von den untersuchten Leiterbündeln generierten Schalleistungen zu quantifizieren. Da die physikalische Größe des Schalleistungspegels, im Gegensatz zu der von anderen Autoren gewählten Ergebnisdarstellung in Form des beobachteten Schalldruckpegels, eine universelle Beschreibung der Geräuschemissionseigenschaften gestattet, können die ermittelten Ergebnisse in weiterer Folge auch als Basis für Geräuschemissions- bzw. Geräuschimmissionsprognosen dienen. Dies stellt einen der zentralen Beiträge zur praktischen Nutzbarkeit der vorliegenden Arbeit dar.

Leiterrandfeldstärke

Nach der Diskussion der Definition der Leiterrandfeldstärke für Bündelleiteranordnungen und der mit ihrer Bestimmung assoziierten Herausforderungen (Kapitel 6), wird die CS-Methode (*Charge Simulation*) als Ansatz zur Berechnung der Leiterrandfeldstärke vorgestellt.

Zur Konversion zwischen Prüfspannungspegel U und den korrespondierenden Leiterrandfeldstärken E , wurde der lineare Proportionalitätsfaktor der bezogenen Leiterrandfeldstärke E' eingeführt. Diese wurde für Einfachseile und Zwei- bis Vierleiterbündel mit Teilleiterdurchmessern im Bereich von $d = 20 - 50$ mm berechnet. Um die damit verbundenen Geräuschreduktionspotenziale abzuschätzen, wurde das entwickelte CS-Framework in weiterer Folge dazu genutzt, die Einflüsse der Bündelgeometrieparameter auf die Leiterrandfeldstärke zu untersuchen.

- Hinsichtlich der aus einer Erhöhung des Teilleiterdurchmessers d resultierenden Feldstärkere-
duktion, konnte gezeigt werden dass diese bei relativer Betrachtung für alle untersuchten
Teilleiteranzahlen n ähnlich ist.
- Die relative Betrachtung konnte auch illustrieren, dass die aus der Erhöhung des Teilleiter-
durchmessers d resultierende Feldstärkeminderung mit zunehmendem Durchmesser abnimmt.
Beispielsweise geht die aus der Änderung um $\Delta d = 1$ mm resultierende Feldstärkeänderung
von $\Delta E' \approx 4\%$ für $d = 20$ mm auf $\Delta E' \approx 2,5\%$ für $d = 30$ mm zurück.
- Wie auch experimentell bewiesen wurde, erscheint eine Erhöhung des Teilleiterdurchmessers
 d zur Geräuschreduktion allenfalls für Bündelleiter erhöhter Teilleiteranzahl (Vierleiterbündel)
sinnvoll, in welchen üblicherweise auch Leiter des Durchmesserbereichs, in welchem diese
Maßnahme sinnvoll ist, zum Einsatz kommen.
- Als Grenze, bis zu welcher eine Erhöhung des Teilleiterdurchmessers d noch signifikante
Änderungen bewirkt, kann $d = 30$ mm angegeben werden.

Die Berechnungen, die zur Feldstärke- bzw. Geräuschminderung durch Verkleinerung des Teillei-
terabstands durchgeführt wurden, führten zu ähnlichen Ergebnissen wie die zuvor beschriebenen
Untersuchungen zum Teilleiterdurchmesser.

- Wie aus der Literatur bekannt, konnten die Berechnungen zeigen, dass die Leiterrand-
feldstärke eines Leiterbündels für einen Teilleiterabstand von $a \approx 200$ mm minimal wird.
- Dieser Effekt ist jedoch nur für kleine Teilleiterdurchmesser d und höhere Teilleiteranzahlen
 n deutlich prononciert. So bewirkt die Reduktion des Teilleiterabstands von $a = 500$ mm
auf $a = 300$ mm im Falle eines Vierleiterbündels mit Leitern des Durchmessers $d = 22$ mm
eine relative Feldstärkeänderung von $\Delta E \approx 5,5\%$. Für ein Zweileiterbündel mit $d = 30$ mm
beträgt die korrespondierende Feldstärkere-
duktion lediglich $\Delta E \approx 2,5\%$.

Betrachtungen zur Versuchsdurchführung (Kapitel 7) gelten einerseits der eingesetzten Versuchsme-
thodik und andererseits den raumakustischen Eigenschaften des verwendeten Hochspannungslabors,
wobei hinsichtlich des in Kapitel 5 vorgestellten Verfahrens zur Schallleistungsbestimmung auf die
Fremdgeräusch-, Hintergrundgeräusch- und Umgebungskorrektur eingegangen wird.

Emissionsverhalten von hydrophilen Leiterseilen und Standardleiterseilen

Kapitel 8 widmet sich den Ergebnissen der Laborversuche zum Geräuschemissionsverhalten von hydrophilen Leiterseilen und Standardleiterseilen. Hierzu wurden 28 unterschiedliche Bündelleiteranordnungen untersucht. Hinsichtlich der charakteristischen Unterschiede zum Geräuschemissionsverhalten bei Beregnung wurden folgende Erkenntnisse ermittelt:

- Die unterschiedlichen Oberflächentypen führen zu signifikanten Unterschieden im feldstärkeabhängigen Emissionsverhalten. Hierbei ist die im Vergleich zu Standardleiterseilen signifikant erhöhte Geräuschemissionseinsatzfeldstärke hydrophiler Leiterseile der offensichtlichste Unterschied zwischen den beiden Oberflächentypen.
- Diese Verschiebung der Emissionslinien $A'_A = f(E)$ führt zu einem feldstärkeabhängigen Differenzpegel zwischen den beiden Oberflächentypen, welcher in weiterer Folge als Geräuschreduktion interpretiert und genutzt werden kann.
- Die feldstärkeabhängigen Emissionsverläufe flachen infolge nicht näher untersuchter Sättigungsmechanismen mit zunehmender Randfeldstärke ab. Da dieses Verhalten im Falle hydrophiler Leiterseiloberflächen jedoch schwächer ausgeprägt ist, nimmt das aus der Verwendung hydrophiler Leiterseile resultierende Geräuschreduktionspotenzial monoton ab.
- Es ist somit festzuhalten, dass für hydrophile Leiterseile kein optimaler Betriebsbereich existiert und aus derartigen Leiterseilen der größte Nutzen gezogen werden kann, wenn sie bei möglichst geringen Randfeldstärken betrieben werden.
- Für jene Feldstärke E , bei welcher sich die Emissionslinie eines Standardleiterseils mit der des korrespondierenden hydrophilen Leiterseils schneidet und das Geräuschreduktionspotenzial auf $\Delta A'_A = 0$ dB(A) zurückgegangen ist, wurde der Begriff der Konvergenzfeldstärke E_K eingeführt. Für Bündelleiter konnte in den durchgeführten Versuchen zwar keine Abhängigkeit der Konvergenzfeldstärke E_K von der Teilleiteranzahl n , jedoch eine näherungsweise hyperbolische Abnahme mit steigendem Leiterseildurchmesser d beobachtet werden.
- Zur Quantifizierung des Tropfenanlagerungsverhaltens an Standardleiterseilen und hydrophilen Leiterseilen wurden die mit den jeweiligen Leiterseilytphen assoziierten Unebenheitsfaktoren m untersucht. Für Standardleiterseile wurden ein Unebenheitsfaktoren von $m = 0,38$ (PEEK) bzw. $m = 0,36$ (ZAENGL) bestimmt. Für hydrophile Leiterseile lagen die Unebenheitsfaktoren um $\Delta m = 0,06$ höher (PEEK: $m = 0,44$, ZAENGL: $m = 0,42$).

Zur Formalisierung des feldstärkeabhängigen Geräuschemissionsverhaltens wurde eine Beschreibung mithilfe einer Hyperbelfunktion eingeführt, welche sowohl für hydrophile Leiterseile als auch für Standardleiterseile die Charakterisierung des Verlaufs des Schalleistungspegels A'_A über den gesamten betriebsrelevanten Feldstärkebereich gestattet. Die für die untersuchten Leiterbündel ermittelten Emissionsdaten wurden zur Erstellung eines generalisiertes Emissionsmodell genutzt.

Aus praktischer Sicht ist dies eine der zentralen Leistungen der vorliegenden Arbeit, da es hierdurch erstmals möglich wird, die aus der Nutzung eines hydrophilen Leiterseils für eine bestimmte Freileitungsanwendung resultierende Pegelreduktion bzw. die generelle Sinnhaftigkeit der Nutzung eines solchen Leiterseiltyps abzuschätzen. Da hierbei die Bereiche üblicher Teilleiteranzahlen und -durchmesser abgedeckt werden, können detaillierte Betrachtungen zum Einfluss bzw. der Optimierung der Bündelgeometrie angestellt werden. Außerdem gestattet das erstellte Modell, Aussagen zur Pegelreduktion infolge der Nachalterung eines blanken Leiterseils zu treffen. Zur Validierung des Modells angestellte Vergleiche mit dem etablierten EPRI-Emissionsmodells zeigten für den Fall hydrophiler Leiterseile gute Übereinstimmung über den gesamten Parameterbereich.

In Ergänzung zu den bei der Bezugsregenrate von $RR = 6 \text{ mm/h}$ und den für Europa üblichen Teilleiterabstand von $a = 400 \text{ mm}$ durchgeführten Experimente wurden Versuche zum Einfluss der Regenrate RR und des Teilleiterabstands a auf das Geräuschemissionsverhalten durchgeführt.

Einfluss der Regenrate

Bei den Untersuchungen zum Einfluss der Regenrate (Kapitel 8.6) wurden grundsätzlich jene Effekte beobachtet, welche schon ansatzweise aus der Literatur bekannt sind. So wurde bei Feldstärken E unterhalb der jeweiligen Konvergenzfeldstärke E_K eine Anhebung des Geräuschemissionspegels A'_A mit steigender Regenrate RR beobachtet. Die inkrementelle Zunahme nimmt jedoch mit steigender Regenrate RR ab und geht für Regenraten im Bereich $RR \approx 6 - 10 \text{ mm/h}$ in Sättigung. Die Beeinflussbarkeit des feldstärkeabhängigen Emissionspegels A'_A durch die Regenrate RR nimmt mit steigender Randfeldstärke E bis hin zur Konvergenzfeldstärke E_K auf $\Delta A_A = 0 \text{ dB(A)}$ ab. Jenseits der Konvergenzfeldstärke E_K kommt es in Verbindung mit einem Kreuzungseffekt zu einer erneuten Divergenz in Abhängigkeit der Regenrate RR , wobei bei geringen Regenraten RR die höchsten Emissionspegel A'_A auftreten. Der Konvergenzfeldstärke E_K kommt folglich eine Doppelrolle zur Charakterisierung des oberflächen- und des regenratenabhängigen Emissionsverhaltens zu.

Um das regenratenabhängige Emissionsverhalten zu formalisieren, wurde ein lineares Emissionsmodell vorgestellt, welches das feldstärkeabhängige Verhalten des Schalleistungspegels $A'_A = f(E)$ bei einer unterschiedlichen Regenrate mithilfe eines konstanten Steigungsfaktors k_{RR} und bezogen auf die Konvergenzfeldstärke E_K approximieren kann. Für Standardleiterseile wurde ein mittlerer Steigungsfaktor von $k_{RR} = 0,5 \text{ dB(A)/(kV/cm)}$ ermittelt. Mit $k_{RR} = 1,1 \text{ dB(A)/(kV/cm)}$ zeigten hydrophile Leiterseile eine etwa doppelt so hohe Beeinflussbarkeit durch die Regenrate. Eine Abhängigkeit vom Teilleiterdurchmesser d wurde nicht beobachtet.

Die höchsten Geräuschemissionen treten somit im Falle eines hydrophilen Leiterseils bei Feldstärken E jenseits der Konvergenzfeldstärke E_K und in Verbindung mit geringen Regenraten RR auf.

Einfluss des Teilleiterabstands

Die experimentellen Untersuchungen zum Einfluss des Teilleiterabstands a auf das Geräuschemissionsverhalten (Kapitel 8.7) bestätigten die Tendenzen der beschriebenen Feldrechnungen:

- Es konnte grundsätzlich gezeigt werden, dass der Emissionspegel A'_A für einen Teilleiterabstand $a \approx 200$ mm minimal wird. Eine weitere Reduktion des Teilleiterabstands a führt zu einer deutlichen Anhebung des Emissionspegels A'_A .
- Anhand von Versuchen an unterschiedlichen Bündelanordnungen konnte ebenfalls bestätigt werden, dass der Effekt der Abstandsreduktion umso größer ausfällt, desto geringer der Teilleiterdurchmesser d bzw. desto höher die Teilleiteranzahl n ist. Als Richtwert für die Feldstärkereduktion, welche eine Abstandsverkleinerung von $a = 500$ mm auf $a = 300$ mm erzielen muss, um eine messbare Geräuschreduktion zu bewirken, wurde $\Delta E \approx 4\%$ bestimmt.
- Angesichts der in der 400-kV-Ebene üblichen Leiterseildurchmesser d erscheint eine Verkleinerung des Teilleiterabstands a nur im Falle von Vierleiterbündeln, welche üblicherweise mit Leiterseilen mit $d < 30$ mm ausgeführt werden, sinnvoll. Im Falle eines Vierleiterbündels mit Teilleiterdurchmesser $d = 22$ mm lag die durch Reduktion des Teilleiterabstands von $a = 400$ mm auf $a = 300$ mm erzielbare Pegelminderung dabei im Bereich $\Delta A = 2 - 3$ dB(A).

Neben den Experimenten zum feldstärkeabhängigen Emissionsverhalten wurden auch Versuche durchgeführt, um die Unterschiede im zeitabhängigen Abtrocknungsverhalten von Standardleiterseilen und hydrophilen Leiterseilen zu untersuchen.

Einfluss der Leiterhydrophilie auf das zeitabhängige Abklingverhalten

Experimente zum Abtrocknungsverhalten von Leiterseilen (Kapitel 8.8) zeigten, dass hydrophile Leiterseile bei moderaten Betriebsrandfeldstärken ein im Vergleich zu Standardleiterseilen vorteilhafteres Abtrocknungsverhalten aufweisen. Dies liegt einerseits darin begründet, dass hydrophile Leiterseile einen geringeren Ausgangspegel aufweisen. Andererseits wurde an hydrophilen Leiterseilen auch ein schnellerer Geräuschrückgang $\Delta A'_A$ festgestellt.

Allerdings wurde eine Abhängigkeit des zeitlichen Geräuschrückgangs $\Delta A'_A$ von der Leiterrandfeldstärke E beobachtet. Die mittlere Geräuschabnahme der untersuchten Standardleiterseile betrug bei einer Randfeldstärke von $E = 10$ kV/cm $\Delta A'_A = -0,8$ dB(A)/min. Bei $E = 20$ kV/cm war mit $\Delta A'_A \approx 0$ dB(A)/min während $t = 15$ min jedoch kein signifikanter Geräuschrückgang zu beobachten. Im erwähnten Randfeldstärkebereich wiesen die untersuchten hydrophilen Leiterseile mit einem mittleren Geräuschrückgang von $\Delta A'_A = -0,6$ dB(A)/min eine geringere Abhängigkeit von der Leiterrandfeldstärke auf. Ähnlich der bei geringeren Regenraten RR und Feldstärken E jenseits der Konvergenzfeldstärke E_K beobachteten Pegelanhebung, wurde im Falle hoher Feldstärken eine generelle Verlängerung des Abtrocknungsvorgangs und das Auftreten zeitweiliger Erhöhungen des Geräuschemissionspegels beobachtet.

Geräuschemissionen des Wechselspannungsteils von Hybridfreileitungen

Zur Untersuchung von Koronageräuschphänomenen bei Hybridfreileitungen wurde in Kapitel 9 zunächst das Konzept der Mischspannungsbeanspruchung als Ansatz zur Erzeugung der für diese Freileitungsart typischen Mischfeldbelastung vorgestellt.

Die Betrachtungen zum Geräuschemissionsverhalten beschränkten sich in weiterer Folge auf den Wechsellspannungsteil von Hybridfreileitungen, wobei die Erforschung der Auswirkungen des im AC-Teil herrschenden DC-Randfeldstärke-Bias E_{DC} auf die Geräuschemissionen von Standardleiterseilen und hydrophilen Leiterseile im Fokus stand. Ferner wurde untersucht, inwieweit ein überlagerter Gleichfeldanteil das Auftreten tonaler Emissionskomponenten verändert. Im Sinne einer praktischen Nutzbarkeit der Ergebnisse wurden alle Experimente an Vierleiterbündeln durchgeführt.

- Beim Vorhandensein eines Gleichfeldanteils E_{DC} wurde grundsätzlich in allen untersuchten Fällen eine Anhebung des Emissionspegels $A'_A = f(E_{AC})$ beobachtet. Diese war bei einem Gleichanteil positiver Polarität stets größer als bei negativer Polarität und im Bereich des Koronaeinsatzes am deutlichsten ausgeprägt. Die Geräuschzunahme betrug im Falle des blanken Standardleiterseils im Bereich des Koronaeinsatzes bei $E_{AC} = 10,5 \text{ kV/cm}$ infolge eines Gleichfeldanteils von $E_{DC} = 7,1 \text{ kV/cm}$ $\Delta A'_A \approx 10 \text{ dB(A)}$. Ab einer Randfeldstärke von $E_{AC} \approx 16 \text{ kV/cm}$ konnten keine Auswirkungen nachgewiesen werden.
- Gemessen an der Verschiebung der Geräuscheintrittsfeldstärke und auftretenden Pegelanhebung zeigten hydrophile Leiterseile eine geringere Beeinflussbarkeit durch einen DC-Bias.
- Da sich die Feldstärkebereiche der beiden Oberflächentypen, in denen koronainduzierte Geräusche auftreten bzw. in denen ein Gleichfeldanteil E_{DC} einen Einfluss auf das Geräuschemissionsverhalten ausübt, nicht überlappen, erübrigt sich die Frage, inwieweit sich ein DC-Bias E_{DC} auf die geräuschreduzierende Wirkung hydrophiler Oberflächen auswirkt.
- Zum Einfluss der Regenrate RR auf das feldstärkeabhängige Emissionsverhalten $A_A = f(E_{AC}, E_{DC})$ wurde festgestellt, dass eine Reduktion der Regenrate auf $RR = 1 \text{ mm/h}$ zu einer geringfügigen Anhebung der AC-Geräuscheintrittsfeldstärke führt. Während dieser Effekt im Falle des hydrophilen Leiterseils auch bei hohen DC-Gleichanteilen E_{DC} auftrat, war dies beim blanken Standardleiterseils nicht der Fall. Bezogen auf den Fall ohne DC-Bias ($E_{DC} = 0 \text{ kV/cm}$) wies die Geräuschemissionscharakteristik des Standardleiterseils somit eine erhöhte Abhängigkeit von der Regenrate RR auf.
- Bei Vorhandensein eines Gleichfeldanteils E_{DC} wurde ferner eine tonale 50-Hz-Komponente beobachtet, deren Ausprägung mit steigendem Gleichanteil E_{DC} zunimmt, jedoch nicht von dessen Polarität abhängt. Eine Beeinflussung der bei Wechsellspannungsbeanspruchung standardmäßig auftretenden $2f$ -Komponente (100 Hz) wurde dahingegen nicht festgestellt.

Zur ganzheitlichen Erfassung der beschriebenen Interaktionsmechanismen zwischen AC-, DC-Feldstärke und Regenrate wurde ein empirisches Emissionsmodell vorgestellt. Dieses berücksichtigt den Einfluss der DC-Feldstärke über einen Differenzterm $\Delta A'_A$, welcher dem Emissionsverlauf $A'_A = f(E_{AC}, E_{DC} = 0 \text{ kV/cm})$ zugeschlagen wird.

Hierzu wurde der lineare Steigungsfaktor k_{DC} eingeführt, welcher aus den ermittelten Versuchsergebnissen abgeleitet wurde. Als Ursache für die beschriebene Pegelanhebung und das Auftreten tonaler Komponenten wurde die durch einen DC-Bias E_{DC} beeinflusste Teilentladungsaktivität in den beiden Halbwellen der AC-Randfeldstärke diskutiert.

Geräuschemissionsprognose

Um einerseits die praktische Nutzbarkeit der vorgestellten Emissionsmodelle zu illustrieren und andererseits einen Überblick der bei Freileitungsanwendungen typischen Randfeldstärken zu geben, wurden in Kapitel 10 drei Fallstudien zur Geräuschemissionsprognose von Freileitungen diskutiert.

In der ersten Fallstudie wurde unter Verwendung des generalisierten Emissionsmodells gezeigt, wie die moderate Vergrößerung des Teilleiterdurchmessers d dazu beitragen kann, die im Falle eines Spannungs-Uprating-Projekts zu erwartenden Geräuschemissionen auf ein akzeptables Niveau zu begrenzen. In der zweiten Fallstudie wurde zunächst anhand des jeweiligen feldstärkeabhängigen Geräuschemissionsverlaufs diskutiert, aus welchem Grund die Nachalterung eines nahe der Konvergenzfeldstärke E_K betriebenen Leiterbündels keine signifikante Geräuschreduktion bewirkte. Anschließend wurde demonstriert, wie aus mehreren verfügbaren Beseilungsvarianten die für diesen Anwendungszweck vorteilhafteste Bündelgeometrie ausgewählt werden kann. Im dritten Fallbeispiel wurde der Fall einer Hybridkonversion aufgegriffen. In der zugehörigen Feldrechnung wurde ein Überblick über die in einem solchen Fall zu erwartenden Feldstärken E gegeben. Hinsichtlich der für die Hybridkonversion zu erwartende Änderung der Immissionspegel konnte für den gegenständlichen Fall gezeigt werden, dass die Konversion eines Wechselspannungssystems zwar zu einer geringfügigen Erhöhung des Emissionspegels des benachbarten Wechselspannungssystems führt, diese Anhebung jedoch durch den Wegfall des Wechselspannungssystems ausgeglichen wird.

Ausblick

Während in der vorliegenden Arbeit die Unterschiede im Geräuschemissionsverhalten zwischen hydrophilen Leiterseilen und Standardleiterseilen aufgezeigt wurden, steht die Erprobung der ermittelten Erkenntnisse für reale Freileitungsanwendungen noch aus. Hinsichtlich der ermittelten Geräuschreduktionen ist seitens der Leiterseilhersteller der Beweis der Alterungsstabilität der erzeugten Oberflächen zu erbringen. Um eine gemeinsame Basis für Netzbetreiber, Leiterseilhersteller und Genehmigungsbehörden zu schaffen, ist es anzustreben, eine Norm für hydrophile Oberflächen zu realisieren. Ein solcher Standard sollte neben einem Testverfahren zur Bestimmung des feldstärkeabhängigen Schalleistungspegels auch eine Anleitung für einen Hydrophilie-Schnelltest enthalten. Um das Verständnis der Sättigungserscheinungen im feldstärkeabhängigen Geräuschemissionsverhalten auszubauen, sollten Untersuchungen zu den raumladungsbedingten Mechanismen der Selbstlimitierung von Koronaentladungen durchgeführt werden. Außerdem bedarf es zur Entwicklung eines umfassenden Geräuschemissions-Prognosemodells für Hybridfreileitungen weiterer Versuche. Angesichts der für erhöhte Teilleiterdurchmesser und geringe Teilleiteranzahlen beobachteten Effekte ist hierbei eine umfangreiche Variation der Bündelgeometrie anzustreben.

Literatur

- [Abe58] P. A. Abetti: „Project EHV“, *Electrical Engineering*, Vol. 77, No. 8, S. 669–674, 1958
- [Abo+69] M. Abou-Seada, E. Nasser: „Digital Computer Calculation of the Potential and Its Gradient of a Twin Cylindrical Conductor“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 88, No. 12, S. 1802–1814, 1969
- [Abo+71] M. Abou-Seada, F. Nasser: „Calculation of the Potential Gradient of Twin-Cylindrical Bipolar Conductors with Various Geometrical Parameters“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 90, No. 4, S. 1822–1829, 1971
- [All15] H. Allmer: „Verbundbetrieb in Europa“, Vorlesungsskriptum, Institut für Elektrische Anlagen und Netze, Technische Universität Graz, 2015
- [Amo+91] V. Amoroso, F. Lattarulo: „Accurate Extension of Peek's Law to Stranded Conductors“, *European Transactions on Electrical Power*, Vol. 1, No. 1, S. 15–20, 1991
- [And+72a] J. G. Anderson, J. R. Doyle, E. J. O'Brien: „Project UHV - Construction and Technical Plan“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 91, No. 1, S. 204–211, 1972
- [And+72b] J. G. Anderson, L. E. Zaffanella: „Project UHV Test Line Research on the Corona Performance of a Bundle Conductor at 1000 kV“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 91, No. 1, S. 223–232, 1972
- [Bab+98] G. Babusci, G. Pirovano, F. Tavano: „Short-Circuit Uprating of Rigid Busbar Systems and of Flexible Bundled Conductors Connections Between Components“, CIGRE Report SC 23-108, 1998
- [Bag+78] E. Bagala, F. Galli, C. Malaguti, L. Paris, M. Sforzini, M. Valtorta: „Italian 1000 kV Project and Related Test Facilities“, *Cigre Session Paris*, Report 31-16, Paris, Frankreich, 1978
- [Bak+75] A. C. Baker, M. G. Comber, K. E. Ottosen: „Investigation of the Corona Performance of Conductor Bundles for 800 kV Transmission“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 94, No. 4, S. 1117–1130, 1975
- [Bal+72] G. Balderston, J. M. Schamberger, G. W. Juette, L. E. Zafanella: „UHV AC Transmission Line Design Based on Project UHV Test Results“, *Cigre Session Paris*, Report 31-12, Paris, Frankreich, 1972
- [Bar+72] P. B. Barber, J. M. Cranmer, E. M. Dembinski, J. S. T. Looms: „Measurement of Acoustic and Radio-Noise from U.K. Transmission Lines“, *Cigre Session Paris*, Report 36-05, Paris, Frankreich, 1972
- [Bar+84] R. Bartnikas, E. J. McMahon: „Engineering Dielectrics: Corona Measurement and Interpretation - STP 669“, 1. Ausgabe, American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, Vereinigte Staaten, 1984
- [Bec+14] M. Becan, M. Babuder, S. Vizintin, I. Kobal: „Corona Performance of 400 kV Bundle Conductors and Insulator Strings“, *Cigre Session Paris*, Report B2-112, Paris, Frankreich, 2014

- [Bel+13] M. Beltle, M. Siegel, M. Gnädig, S. Tenbohlen, U. Sundermann, F. Schatzl: „Beeinflussung von Leistungstransformatoren in Hybridnetzen“, *Internationaler ETG-Kongress*, Berlin, Deutschland, 2013
- [Bey+86] M. Beyer, W. Boeck, L. Möller, W. S. Zaengl: „Hochspannungstechnik: Theoretische und praktische Grundlagen“, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, Deutschland, 1986
- [Bia+10] X. Bian, X. Zhao, J. Cao, L. Gu, L. Wang, Z. Guan: „Aging Effects of Conductor Surface Conditions on AC Corona Discharge“, *Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena*, West Lafayette, Vereinigte Staaten, 2010
- [Bia+11] X. Bian, D. Yu, L. Chen, J. M. K. MacAlpine, L. Wang, Z. Guan, F. Chen: „Influence of Aged Conductor Surface Conditions on AC Corona Discharge with a Corona Cage“, *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, Vol. 18, No. 3, S. 809–818, 2011
- [Bia+12a] X. Bian, L. Chen, D. Yu, J. M. K. MacAlpine, L. Wang, Z. Guan, F. Chen, W. Yao, S. Zhao: „Influence of Aged Conductor Surface Conditions on AC Corona Generated Audible Noise with a Corona Cage“, *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, Vol. 19, No. 6, S. 2037–2043, 2012
- [Bia+12b] X. Bian, L. Chen, D. Yu, L. Wang, Z. Guan: „Impact of Surface Roughness on Corona Discharge for 30-year Operating Conductors in 500 kV AC Power Transmission Line“, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 27, No. 3, S. 1693–1695, 2012
- [Bia+15] X. Bian, Y. Wang, L. Wang, Z. Guan, S. Wan, L. Chen, F. Chen, X. Zhao: „The Effect of Surface Roughness on Corona Generated Electromagnetic Interference for Long-Term Operating Conductors“, *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*, Vol. 22, No. 2, S. 879–887, 2015
- [Boo86] J. R. Booker: „Natural Aging of Non-Energized Aluminum Conductors“, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 1, No. 4, S. 269–274, 1986
- [Bou+64] L. Boulet, B. J. Jakubczyk: „A-C Corona in Foul Weather I - Above Freezing Point“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 83, No. 5, S. 508-512, 1964
- [Bou+66] L. Boulet, L. Cahill, B. J. Jakubczyk: „Alternating Current Corona in Foul Weather II - Below Freezing Point“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 85, No. 6, S. 649–656, 1966
- [Bun08] Bundesministerium für Wirtschaft und Arbeit: „Verordnung Lärm und Vibrationen – VOLV sowie Änderung der Bauarbeiterschutzverordnung und der Verordnung über die Gesundheitsüberwachung am Arbeitsplatz“, <https://www.ris.bka.gv.at/GeltendeFassung.wxeAbfrage=Bundesnormen&Gesetzesnummer=20004576>, abgerufen am: 01.09.2020, 2008
- [Bun17] Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und nukleare Sicherheit: „Sechste Allgemeine Verwaltungsvorschrift zum Bundes-Immissionsschutzgesetz – Technische Anleitung zum Schutz gegen Lärm“, http://gaa.baden-wuerttemberg.de/servlet/is/16507/4_1_1.pdf, abgerufen am: 01.09.2020, 2017

- [Bun19] Bundesministerium für Justiz und für Verbraucherschutz: „Gesetz zum Schutz vor schädlichen Umwelteinwirkungen durch Luftverunreinigungen, Geräusche, Erschütterungen und ähnliche Vorgängen – Bundes-Immissionsschutzgesetz“, <http://www.gesetze-im-internet.de/bimschg/BImSchG.pdf>, abgerufen am: 01.09.2020, 2019
- [Bur22] O. Burger: „Betrachtungen der Kopplung von Großkraftwerken in elektrischer Hinsicht“, *Siemens-Zeitschrift*, Vol. 5, No. 6, S. 248–261, 1922
- [CEN01] CENELEC: „EN 50182: Conductors for Overhead Lines - Round Wire Concentric Lay Stranded Conductors“, 2001
- [Cha+81a] V. L. Chartier, R. Stearns: „Formulas for Predicting Audible Noise from Overhead High Voltage AC and DC Lines“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 100, No. 1, S. 121–130, 1981
- [Cha+81b] V. L. Chartier, S. H. Sarkinen, R. D. Stearns, A. L. Burns: „Investigation of Corona and Field Effects of AC/DC Hybrid Transmission Lines“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 100, No. 1, S. 72–80, 1981
- [Cha+94] V. L. Chartier, D. E. Blair, R. D. Stearns, D. J. Lamb: „Effect of Bundle Orientation on Transmission Line Audible and Radio Noise“, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 9, No. 3, S. 1538–1544, 1994
- [CIG08] CIGRE WG B2.13: „Guidelines For Increased Utilization of Existing Overhead Transmission Lines“, *Technical Brochure 353*, 2008
- [CIG11] CIGRE Joint Working Group B4/C3/B2.50: „Electric Field and Ion Current Environment of HVDC Overhead Transmission Lines“, *Technical Brochure 473*, 2011
- [CIG14] CIGRE Working Group B2.41: „Guide to the Conversion of Existing AC Lines to DC Operation“, *Technical Brochure 583*, 2014
- [Cig14] CIGRE: „CIGRE Green Book: Overhead Lines“, 1. Ausgabe, 2014
- [CIG14] CIGRE Working Group B2.41: „Guide to the Conversion of Existing AC Lines to DC Operation“, *Technical Brochure 583*, 2014
- [CIG97] CIGRE WG 36.01: „Addendum to CIGRE Document No. 20 (1974): Interferences Produced by Corona Effect of Electric Systems“, *Technical Brochure 61*, 1997
- [Cla+89] B. A. Clairmont, G. B. Johnson, L. E. Zaffanella: „The Effect of HVAC-HVDC Line Separation in a Hybrid Corridor“, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 4, No. 2, S. 1338–1350, 1989
- [Com+73] M. C. Comber, L. E. Zaffanella: „Audible-Noise Reduction by Bundle Geometry Optimization“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 92, No. 5, S. 1782–1791, 1973
- [Com+74] M. G. Comber, L. E. Zaffanella: „The Use of Single-Phase Overhead Test Lines and Test Cages to Evaluate the Corona Effects of EHV and UHV Transmission Lines“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 93, No.1, S. 81–90, 1974

- [Com76a] M. G. Comber, R. Cortina: „Audible Noise Generation of Individual Subconductors of Transmission Line Conductor Bundles“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 95, No. 2, S. 525–535, 1976
- [Com76b] M. G. Comber, R. J. Nigbor: „Audible Noise Performance of the First Three-Phase Ultra-High Voltage Transmission Test Line at EPRI’s Project UHV“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 95, No. 4, S. 1105–1114, 1976
- [Com+79] M. G. Comber, R. J. Nigbor: „Audible Noise Performance of Regular and Asymmetric Bundles and Effect of Conductor Aging on Project UHV’s Three-Phase Test Line“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 98, No. 2, S. 561–572, 1972
- [Coq+72] A. Coquard, C. Gary: „Audible Noise Produced by Electrical Power Transmission Lines at Very High Voltage“, *Cigre Session Paris*, Report 36-03, Paris, Frankreich, 1972
- [Cor+80] R. Cortina, F. De Michelis, F. Rosa, K. Yamaguti: „Results of Measurements of Corona Effects (Loss, Radio Interference, Audible Noise) on Large Conductor Bundles and Large-Diameter Tubes“, *Cigre Session Paris*, Report 36-06, Paris, Frankreich, 1980
- [Daw70] G. A. Dawson: „Electrical Corona from Water Drop Surfaces“, *Journal of Geophysical Research*, Vol. 75, No. 12, S. 2153–2158, 1970
- [Dep36] Department of Scientific and Industrial Research: „Stephen Gray: The First Copley Medallist“, *Nature*, Vol. 137, No. 3460, S. 299–300, 1936
- [Deu33] W. Deutsch: „Über die Dichteverteilung unipolarer Ionenströme“, *Annalen der Physik*, Vol. 408, No. 5, S. 588–612, 1933
- [DIN14] DIN EN 61672-1:2014-07: Elektroakustik - Schallpegelmesser - Teil 1: Anforderungen, 2014
- [DIN97] DIN EN ISO 266:1997-08: Akustik - Normfrequenzen, 1997
- [Dru+76] A. Drutskoy, M. Riez: „Aerodynamic Characteristics of New Conductors for Long Overhead Spans“, *Cigre Session Paris*, Report 22-06, Paris, Frankreich, 1976
- [Eid10] Eidgenössische Materialprüfungs- und Forschungsanstalt, Abteilung Akustik: „Untersuchungsbericht Nr. 452’574, Aufarbeitung der CONOR Forschungsergebnisse für den Vollzug“, http://www.cerclebruit.ch/enforcement/6/642_BAFU-EMPA_Hochspannung1_Laerm-CO-NOR-Ergebnisse.pdf, abgerufen am: 01.09.2020, 2010
- [Ele04] Electrical World and Engineer: „Institute Meeting on Air and Circuits Under High Voltages“, *The Electrical World and Engineer*, Vol. 43, S. 471–473, 1904
- [Els+83] G. Elstner, H. Frank, W. Schrader, J. Spiegelberg: „Powerful DC and Mixed Voltage Testing Equipment up to 2,25 MV for Outdoor Installation“, *Fourth International Symposium on High Voltage Engineering (ISH)*, Report 51.04, Athen, Griechenland, 1983
- [Eng+10] J. Engelen, K. Fischer, C. Hettig, K. G. Krapf, R. Kurz, K. Meyer, M. Ruttloff, U. Straumann, W. Tausend, S. Völlmecke, C. Weidemann: „Ermittlung und Beurteilung von Koronageräuschen an Höchstspannungsfreileitungen“, *Lärmbekämpfung*, Vol. 6, No. 4, S. 166–182, 2010

- [EPR79] Electric Power Research Institute: „EPRI Transmission Line Reference Book 345 kV and Above“, 1. Auflage, Palo Alto, Vereinigte Staaten, 1979
- [EPR82] Electric Power Research Institute: „EPRI Transmission Line Reference Book 345 kV and Above“, 2. Auflage, Palo Alto, Vereinigte Staaten, 1982
- [EPR05] Electric Power Research Institute: „EPRI EPRI AC Transmission Line Reference Book - 200 kV and Above“, 3. Auflage, Palo Alto, Vereinigte Staaten, 2005
- [Fac16] G. Faccioli: „Means for Preventing Corona Losses“, Patentschrift, No. US1190135A, Vereinigte Staaten, <https://patents.google.com/patent/US1190135>, abgerufen am 01.09.2020, 1916
- [Fin90] B. Finn: „A Continent Bound by Wire (Telegraph System)“, *IEEE Spectrum*, Vol. 27, No. 8, S. 58–59, 1990
- [Gru+76] F. Grum, L. F. Costa: „Spectral Emission of Corona Discharges“, *Applied Optics*, Vol. 15, No. 1, S. 76–79, 1976
- [Gua13a] M. Guarnieri: „The Beginning of Electric Energy Transmission: Part One“, *IEEE Industrial Electronics Magazine*, Vol. 7, No. 1, S. 50–52, 2013
- [Gua13b] M. Guarnieri: „The Beginning of Electric Energy Transmission: Part Two“, *IEEE Industrial Electronics Magazine*, Vol. 7, No. 2, S. 52–59, 2013
- [Gui+14] T. Guillod, M. Pfeiffer, C. M. Franck: „Improved Coupled Ion-Flow Field Calculation Method for AC/DC Hybrid Overhead Power Lines“, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 29, No. 6, S. 2493–2501, 2014
- [Hal20] B. Haller: „Versorgungssicherheit in Deutschland“, https://www.dlr.de/tt/Portaldata/41/Resources/dokumente/ess_2013/ESS2013_DLR_Versorgungssicherheit_in_Deutschland_Haller_Bundesnetzagentur.pdf, abgerufen am: 01.09.2020, 2020
- [Har+81] M. Hara, M. Akazaki: „Onset Mechanism and Development of Corona Discharge on Water Drops Dripping from a Conductor Under High Direct Voltage“, *Journal of Electrostatics*, Vol. 9, No. 4, S. 339–353, 1981
- [Hau+84] W. Hauschild, W. Mosch: „Statistik für Elektrotechniker“, 1. Auflage, VEB Verlag, Berlin, Deutsche Demokratische Republik, 1984
- [Hed+16] S. Hedtke, M. D. Pfeiffer, A. Gaillard, C. M. Franck: „Effect of Electrostatic Induction and Space Charges on the Audible Noise Corona Noise of Hybrid AC/DC Transmission Lines“, *CIGRE-IEC Colloquium*, Montreal, Kanada, 2016
- [Hed+18a] S. Hedtke, M. D. Pfeiffer, C. M. Franck, C. Dermont, I. Stadelmann, J. Jullier: „HVDC and Hybrid HVAC/HVDC Overhead Line Conversion: An Acceptance Case Study“, *Cigre Session Paris*, Report B2-302, Paris, Frankreich, 2018
- [Hed+18b] S. Hedtke, M. D. Pfeiffer, M. Gobeli, P. Bleuler, R. H. Bräunlich, C. M. Franck: „Setup of an Outdoor Hybrid AC/DC Test Line for Corona Measurements“, *VDE-Fachtagung Hochspannungstechnik*, Berlin, Deutschland, 2018

- [Hed+19] S. Hedtke, M. D. Pfeiffer, C. M. Franck: „Corona Discharge Pulse Pattern and Audible Noise on Hybrid AC/DC Transmission Lines Under Electric Field Bias, Ripple and Ion Coupling“, *Journal of Electrostatics*, Vol. 102, 2019
- [Hed19] S. Hedtke: „Corona Characteristics and Audible Noise of Hybrid AC/DC Transmission Lines“, Dissertation, ETH Zürich, Zürich, Schweiz 2019
- [Hen+08] H. Henn, G. R. Sinambari, M. Fallen: „Ingenieurakustik“, 4. Auflage, Springer Fachmedien, Wiesbaden, Deutschland, 2008
- [Her+82] P. Heroux, P. S. Maruvada, N. G. Trinh: „High Voltage AC Transmission Lines: Reduction of Corona Under Foul Weather“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 101, No. 9, S. 3009–3017, 1982
- [Her60] W. Hermstein: „Die Stromfaden-Entladung und ihr Übergang in das Glimmen“, *Archiv für Elektrotechnik*, Vol. 45, No. 3, S. 209–224, 1960
- [Hig+06] S. Higuchi, K. Miyajima, M. Furuya, Y. Kobayashi, H. Kawamura K. Tanabe: „Evaluations of Super-Hydrophilic Titanium Oxide Compound Fabricated by Plasma Thermal Spray Coating“, *IEEJ Transactions on Fundamentals and Materials*, Vol. 126, No. 8, S. 857–862, 2006
- [Hob+75] J. F. Hoburg, J. R. Melcher: „Current-Driven, Corona-Terminated Water Jets as Sources of Charged Droplets and Audible Noise“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 94, No. 1, S. 128–136, 1975
- [Hou+93] R. G. Houlgate, A. M. Clark, R. A. Stone: „Method for Assessing the Community Response to Overhead Line Noise“, <https://infrastructure.planninginspectorate.gov.uk/wp-content/ipc/uploads/projects/EN020015>, abgerufen am: 01.09.2020, 1993
- [Ian+74] F. Ianna, G. L. Wilson, D. J. Bosack: „Spectral Characteristics of Acoustic Noise from Metallic Protrusions and Water Droplets in High Electric Fields“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 93, No. 6, S. 1787–1796, 1975
- [Ibr+19] K. R. Ibrahim, Suwarno, O. Pischler, U. Schichler: „Audible Noise and Corona Losses of DC Circuits on Hybrid Overhead Lines“, *54th International Universities Power Engineering Conference (UPEC)*, Bukarest, Rumänien, 2019
- [IEE18] IEEE 656-2018: „IEEE Standard for the Measurement of Audible Noise from Overhead Transmission Lines“, 2018
- [Int10] International Electrotechnical Commission: „IEC 60060-1:2010: High Voltage Test Techniques - Part 1: General Definitions and Test Requirements“, 2010.
- [Int13] International Electrotechnical Commission: „IEC 61672-1:2013: Electroacoustics - Sound Level Meters - Part 1: Specifications“, 2013
- [Int97] International Electrotechnical Commission: „IEC 61284:1997: Overhead Lines - Requirements and Tests for Fittings“, 1997
- [Jam18] J. Jamnani: „Power Transmission Capacity Enhancement of EHV AC Double Circuit U Transmission Lines by Increasing Surge Impedance Loading Level Considering Corona

- Loss Effect“, *European Journal of Advances in Engineering and Technology*, Vol. 5, No. 1, S. 55–60, 2018
- [Jon+78] D. M. A. Jones, A. L. Sims: „Climatology of Instantaneous Rainfall Rates“, *Journal of Applied Meteorology*, Vol. 17, No. 8, S. 1135–1140 1978
- [Jue+70] G. Juette, L. E. Zaffanella: „Radio Noise, Audible Noise, and Corona Loss of EHV and UHV Transmission Lines Under Rain: Predetermination Based on Cage Tests“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 89, No. 6, S. 1168–1178, 1970
- [Kas+93] D. G. Kasten, S. A. Sebo, T. Zhao, L. E. Zaffanella, B. A. Clairmont: „Corona Tests on Reduced-Scale Two-Conductor Hybrid Lines“, *Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena (CEIDP)*, S. 624–629, Pocono Manor, Vereinigte Staaten, 1993
- [Ker10] T. Kern: „Ultra High Voltage Übertragungssysteme zur Übertragung großer elektrischer Energiemengen über weite Distanzen - Ein technischer Vergleich“, *11. Symposium Energieinnovation*, Graz, Österreich, 2010
- [Kie+01] F. Kießling, P. Nefzger, U. Kaintzyk: „Freileitungen - Planung, Berechnung, Ausführung“, 5. Auflage, Springer Verlag Berlin, Berlin, Deutschland, 2001
- [Kir+07] M. Kirschner, H. Lugschitz, W. Panosch: „Freileitungen – Vorschriftenlage, Leitungsplanung, technische Neuerungen“, *e & i Elektrotechnik und Informationstechnik*, Vol. 124, No. 3, S. 40–50, 2007
- [Kir+83a] H. Kirkham, W. Gajda: „A Mathematical Model of Transmission Line Audible Noise Part 1: Background and Model Development“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 102, No. 3, S. 710–717, 1983
- [Kir+83b] H. Kirkham, W. Gajda: „A Mathematical Model of Transmission Line Audible Noise Part 2: Comparison with Experiment“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 102, No. 3, S. 718–728, 1983
- [Kir80] H. Kirkham: „Instantaneous Rainfall Rate: Its Measurement and Its Influence on High-Voltage Transmission Lines“, *Journal of Applied Meteorology*, Vol. 19, No. 1, S. 35–40, 1980
- [Kiz+09] M. Kizilcay, A. Agdemir, M. Lösing: „Interaction of a HVDC System with 400 kV AC Systems on the Same Tower“, *International Conference on Power Systems Transients (IPST)*, Kyoto, Japan, 2009
- [Kle17] H. Klengel: „Leitungsseile und Leitungsseil-Armaturen für Starkstrom-Freileitungen“, 1. Auflage, Andersseitig-Verlag, Radebeul, Deutschland, 2017
- [Kna+14] J. Knauel, A. Wagner, R. Puffer, J. M. Seifert, S. Liu, M. Brueckner, B. Rusek, S. Steevens, A. Gravelmann, K. Kleinekorte: „Behaviour of Insulators Under Hybrid Electrical AC/DC Field Stress“, *Cigre Session Paris*, Report D1-101, Paris, Frankreich, 2014
- [Kol+69] N. Kolcio, V. Caleca, S. Marmaroff, W. Gregory: „Radio-Influence and Corona-Loss Aspects of AEP 765 kV Lines“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 88, No. 9, S. 1343–1355, 1969

- [Kol+74] N. Kolcio, B. J. Ware, R. L. Zagier, V. L. Chartier, F. M. Dietrich: „The Apple Grove 750 kV Project Statistical Analysis of Audible Noise Performance of Conductors at 775 kV“, *Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 93, No. 3, S. 831–840, 1974
- [Kuf+08] E. Kuffel, W. S. Zaengl, J. Kuffel: „High Voltage Engineering - Fundamentals“, 2. Auflage, Newnes Elsevier, Amsterdam, Niederlande, 2008
- [Kur+18] I. Kurniawan, Suwarno, O. Pischler, U. Schichler: „Audible Noise Calculation for Different Overhead Transmission Lines“, *53rd International Universities Power Engineering Conference (UPEC)*, Glasgow, Vereinigtes Königreich, 2018
- [Laf+62] J. J. Laforest, E. A. Whepley: „Radio Noise Aging Characteristics of Small Aluminum Conductors“, *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers, Part III: Power Apparatus and Systems*, Vol. 81, No. 3, S. 424–427, 1962
- [Laf68] J. J. Laforest: „Seasonal Variation of Fair-Weather Radio Noise“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 87, No. 4, S. 928–931, 1968
- [Lar+88] C. Larsson, B. Hallberg, S. Israelsson: „Long-Term Audible Noise and Radio Noise Performance from an Operating 400 kV Transmission Line“, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol 3, No. 4, S. 1842–1846, 1988
- [Lar+89a] E. V. Larsen, D. H. Baker, J. C. McIver: „Low-Order Harmonic Interactions on AC/DC Systems“, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol 4, No. 1, S. 493–501, 1989
- [Lar+89b] E. V. Larsen, R. A. Walling, C. J. Bridenbaugh: „Parallel AC/DC Transmission Lines Steady-State Induction Issues“, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 4, No. 1, S. 667–674, 1989
- [Lee89] J. M. Lee: „Electrical and Biological Effects of Transmission Lines: A Review“, https://digital.library.unt.edu/ark:/67531/metadc1092738/m2/1/high_res_d/5712107.pdf, abgerufen am: 01.09.2020, 1989
- [Leu+10] C. Leu, K. Eisenhuth: „Realisierung einer Mischspannungsbeanspruchung bis 550 kV“, *ETG-Fachtagung Isoliersysteme bei Gleich- und Mischfeldbeanspruchung*, Report 4.4, Köln, Deutschland, 2010
- [Li+13] Q. Li, R. Shuttleworth, G. Zhang, I. Dupere, S. M. Rowland: „Acoustic Noise Evaluation for Overhead Line Conductors“, *IEEE Electrical Insulation Conference (EIC)*, S. 119–123, Ottawa, Kanada, 2013
- [Li+17] Q. Li, S. M. Rowland, I. Dupere, R. Shuttleworth: „Acoustic Noise Evaluation for Overhead Line Conductors Using an Anechoic Chamber“, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 32, No. 4, S. 1835–1843, 2017
- [Li13] Q. Li: „Acoustic Noise Emitted from Overhead Line Conductors“, Dissertation, University of Manchester, Manchester, Vereinigtes Königreich, 2013
- [Loe65] L. B. Loeb: „Electrical Coronas, Their Basic Physical Mechanisms“, 1. Auflage, University of California Press, Berkeley, Vereinigte Staaten, 1965

- [LUM20] Lumpi-Berndorf Draht- und Seilwerk GmbH: „Spezialseile - Lösungen für sensible Umweltbereiche und kombinierte Energie- und Datenübertragung“, https://www.lumpi-berndorf.at/fileadmin/downloads/Broschueren_2016/2031032016.pdf, abgerufen am: 01.09.2020, 2020
- [Lun+09] J. Lundkvist, I. Gutman, L. Weimers: „Feasibility Study for Converting 380 kV AC Lines to Hybrid AC/DC Lines“, *EPRI's High-Voltage Direct Current & Flexible AC Transmission Systems Conference*, Westminster, Vereinigte Staaten, 2009
- [Lun84] J. Lundquist: „Methods for Predicting AC Transmission Line Audible Noise by Short-Term Single-Phase Tests“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 103, No. 2, S. 283–293, 1984
- [Lun90] J. Lundquist: „Results from AC transmission Line Audible Noise Studies at the Anneberg EHV Test Station“, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 5, No. 1, S. 317–323, 1990
- [Mac+69] D. Maccarthy, J. Doyle: „New Method of Simulating Rainfall in High-Voltage Testing“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 88, No. 2, S. 126–133, 1969
- [Man42] W. Mangoldt: „Bündelleitungen: SGO Nr. 4520/1.1043“, Siemens Schuckertwerke, S. 1–40, Berlin, Deutschland, 1942
- [Mar+32] G. Markt, B. Mengele: „Drehstromfernübertragung mit Bündelleitern“, *Elektrotechnik und Maschinenbau*, Vol. 50, No. 20, S. 293–298, 1932
- [Mar+88] P. S. Maruvada, S. Drogi: „Field and Ion Interactions of Hybrid AC/DC Transmission Lines“, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 3, No.3, S. 1165–1172, 1988
- [Meg+20] V. Megala, P. C. Sugumaran: „Enhancement of Corona Onset Voltage Using PI/MWCNT Nanocomposite on HV Conductor“, *IEEE Transactions on Plasma Science*, Vol. 48, No. 4, S. 1122–1129, 2020
- [Meh+16] B. Mehraban, R. Dolan, C. Casablanca, L. Barthold, D. Woodford, R. Adapa: „Prospective DC Conversion of a Major 345 kV AC Line“, *Cigre Session Paris*, Report B2-103, Paris, Frankreich, 2016
- [Met02] I. A. Metwally: „Influence of Conductor Coating and Bundling on Corona Phenomenon of Hybrid AC/DC Transmission Lines“, *European Transactions on Electrical Power*, Vol. 12, No. 4, S. 291–299, 2002
- [Met98] I. A. Metwally: „A Study of Corona Phenomenon on Hybrid AC/DC Transmission Lines“, *European Transactions on Electrical Power* Vol 8, No. 6, S. 461–468, 1998
- [Miy+01] K. Miyajima, K. Tanabe: „Reduction of Audible Noise by Super-Water-Repellent Treatment of Transmission Line Surfaces“, *IEEJ Transactions on Power and Energy*, Vol. 121, No. 1, S. 136–137, 2001
- [Miy+07] K. Miyajima, K. Tanabe: „Evaluation of Audible Noise from Surface Processing Conductors for AC Overhead Transmission Line“, *Electrical Engineering in Japan*, Vol. 159, No. 3, S. 19–25, 2007

- [Miy04] K. Miyajima: „Development of Low-Noise Spiral-Wires for HVAC Transmission Lines and Evaluation of Weather-Proof Characteristics“, *CRIEPI Annual Research Report 2008*, CRIEPI Report T03021, 2004
- [Mol+78] J. Molino, G. Zerdy, N. Lerner, D. L. Harwood, S. Tremaine: „Initial Psychoacoustic Experiments on the Human Response to Transmission Line Audible Noise“, <https://www.osti.gov/servlets/purl/5824363>, abgerufen am: 01.09.2020, 1978
- [Mol+79a] J. A. Molino, G. A. Zerdy, N. D. Lerner, D. L. Harwood: „Psychoacoustic Evaluation of the Audible Noise From EHV Power Lines“, *IEEE/PES Transmission and Distribution Conference and Exposition*, S. 95–98, Atlanta, Vereinigte Staaten, 1979
- [Mol+79b] J. A. Molino, G. A. Zerdy, S. G. Tremaine: „Psychoacoustic Evaluation of Transmission Line Audible Noise: Building Attenuation Effects, Methodology Comparison, and Field Study Feasibility“, *U. S. Department of Energy, Assistant Secretary for Energy Technology, Division of Electric Energy Systems*, <https://www.osti.gov/servlets/purl/5824363>, abgerufen am: 01.09. 2020, 1979
- [Mol+79c] J. A. Molino, G. A. Zerdy, N. D. Lerner, D. L. Harwood: „Use of the Acoustic Menu in Assessing Human Response to Audible (Corona) Noise from Electric Transmission Lines“, *The Journal of the Acoustical Society of America*, Vol. 66, No. 5, S. 1435–1445, 1979
- [Mol+81] J. A. Molino, G. Zerdy, N. D. Lerner, D. Harwood: „Modification of Transmission Line Audible Noise Spectra to Reduce Environmental Impact“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 100, No. 4, S. 2120–2126, 1981
- [New+67] H. Newell, T.-W. Liao, F. Warburton: „Corona and RI Caused by Particles On or Near EHV Conductors: I - Fair Weather“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 86, No. 11, S. 1375–1383, 1967
- [Nex99] Nexans Benelux N. V. S.: „Aero-Z: The Solution for Future-Orientated Power Lines, <https://p1.nexans.com/France/family/doc/en/aero1.pdf>, abgerufen am: 01.09.2020, 1999
- [Nig+61] O. Nigol, J. G. Cassan: „Corona Loss Research at Ontario Hydro Coldwater Project“, *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers, Part III: Power Apparatus and Systems*, Vol 80, No. 3, S. 304–312, 1961
- [Nou78] G. R. Nourse: „Development and Trial Installation of an Aluminum Tubing Audible Noise Suppressor for 765 kV Lines“, *IEEE Power Engineering Society Text of A-Papers from the Winter Meeting*, New York, Vereinigte Staaten, 1978
- [NTi20] NTi Audio AG: „Audio- und Akustik-Analysator XL2“, <https://www.nti-audio.com/de/produkte/schallpegelmesser-xl2>, abgerufen am: 01.09.2020, 2020
- [Oed+11] D. Oeding, B. R. Oswald: „Elektrische Kraftwerke und Netze“, 7. Auflage, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, Deutschland, 2011
- [Oes20] Oesterreichische Trinkwasserdatenbank, Holding Graz Kommunale Dienstleistungen GmbH: „Trinkwasseranlage M3459194R0“, <https://www.trinkwasserinfo.at/datenbank/steiermark/8020/M3459194R0/>, abgerufen am: 01.09.2020, 2020

- [ONO10] ÖNORM S 5021: „Schalltechnische Grundlagen für die örtliche und überörtliche Raumplanung und -ordnung“, 2010
- [OVE06] OVE/ÖNORM EN 50341: „Freileitungen über AC 45 kV“, 2006
- [Pee15] F. W. Peek: „Dielectric Phenomena in High Voltage Engineering“, 3. Ausgabe, McGraw-Hill Book Company, New York, Vereinigte Staaten, 1915
- [Per72] D. E. Perry : „An Analysis of Transmission, Line Audible Noise Levels Based Upon Field and Three-Phase Test Line Measurements“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 91, No. 3, S. 857–865, 1972
- [Pfe+15a] M. D. Pfeiffer, C. M. Franck, A. Gravelmann, B. Rusek, S. Steevens, K. Kleinekorte: „Field Measurements and Simulations of Ion Currents in Grounded Conductors Close to Coronating DC Lines“, *CIGRE Symposium Kapstadt*, Report 84, Kapstadt, Südafrika, 2015
- [Pfe+15b] M. D. Pfeiffer, C. M. Franck, J. Schmutz: „DC Ion-Currents in AC Conductors in Hybrid AC/DC Transmission Systems“, *11th IET International Conference*, Birmingham, Vereinigtes Königreich, 2015
- [Pfe+16] M. D. Pfeiffer, T. Schultz, S. Hedtke, C. M. Franck: „Explaining the Impact of Conductor Surface Type on Wet Weather HVDC Corona Characteristics“, *Journal of Electrostatics*, Vol. 79, S. 45–55, 2016
- [Pfe+18] M. D. Pfeiffer, S. Hedtke, C. M. Franck: „Corona Current Coupling in Bipolar HVDC and Hybrid HVAC/HVDC Overhead Lines“, *IEEE Transactions on Power Delivery*, Vol. 33, No. 1, S. 393–40, 2018
- [Pfe17] M. D. Pfeiffer: „Ion-Flow Environment of HVDC and Hybrid AC/DC Overhead Lines“, Dissertation, ETH Zürich, Zürich, Schweiz, 2017
- [Pir72] P. Pirotte: „Audible Noise Produced by Corona Effect on AC and DC Overhead Lines“, *Cigre Session Paris*, Report 36-02, Paris, Frankreich, 1972
- [Pis+17a] O. Pischler, U. Schichler: „Bundle Conductor Geometry Optimization for Reducing Audible Noise of Overhead Power Lines“, *20th International Symposium on High Voltage Engineering (ISH)*, Buenos Aires, Argentinien, 2017
- [Pis+17b] O. Pischler, U. Schichler: „Influence of the Conductor Surface on OHL Audible Noise Under Foul Weather Conditions“, *20th International Symposium on High Voltage Engineering (ISH)*, Buenos Aires, Argentinien, 2017
- [Pis+18a] O. Pischler, A. Pirker, U. Schichler: „Erzeugung von Mischspannungen mit einer modifizierten Greinacherkaskade“, *VDE-Fachtagung Hochspannungstechnik*, Berlin, Deutschland, 2018
- [Pis+18b] O. Pischler, U. Schichler: „Influence of Hydrophilic Conductor Surface Treatments on OHL Audible Noise“, *12th International Conference on the Properties and Applications of Dielectric Materials (ICPADM)*, S. 78–81, 2018
- [Pis+18c] O. Pischler, U. Schichler, N. Hadinger, K. Reich, M. Leonhardsberger, O. Oberzaucher: „Corona Noise Reduction in the Austrian Transmission Grid“, *Second South East European Regional CIGRE Conference (SEERC)*, Report 3-113, Kiew, Ukraine, 2018

- [Pis+19] O. Pischler, U. Schichler, S. Hedtke, P. Bleuler, C. M. Franck: „Corona Effects of Overhead Lines under Mixed AC/DC Stresses“, *CIGRE Symposium Chengdu*, Report PS1-95, Chengdu, Volksrepublik China, 2019
- [Pis+20] O. Pischler, U. Schichler, B. Zhang: „Interaction of Surface Gradient, Precipitation Rate and Conductor Surface Treatment on Corona Induced Audible Noise of AC Overhead Transmission Lines“, *IEEE International Conference on High Voltage Engineering and Application (ICHVE)*, 2020
- [Pok+72] W. C. Pokorny, R. H. Schlomann, C. J. Miller, H. C. Barnes: „Investigation of Corona Effects from Wet Bundle Conductions for Application to UHV Configurations“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 91, No. 1, S. 211–222, 1972
- [Pra+19] A. R. Pratama, Suwarno, O. Pischler, U. Schichler: „Corona Effects on AC Circuits on an Indonesian 500 kV Hybrid Overhead Line“, *54th International Universities Power Engineering Conference (UPEC)*, Bukarest, Rumänien, 2019
- [Pro+78] J. H. Provanzana, T. Adielson, E. J. Hatfield, A. Keeler, K. Klybas: „AEP-ASEA UHV Research Project – Test Line and Station Design“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 97, No. 5, S. 1853–1861, 1978
- [Ran+20] J. Raniga, M. Walker, R. Urban, A. Laphorn, S. Hardie: „Audible Noise Management of Newly Reconductered Transmission Lines“, *Cigre Session Paris*, Report B2-305, Paris, Frankreich, 2020
- [Reg+00] T. Regmi, A. L. Thompson: „Rainfall Simulator for Laboratory Studies“, *Applied Engineering in Agriculture*, Vol. 16, No. 6, S. 641–647, 1998
- [Reg+98] O. Regis, S. Cavalcanti, A. Pessoa Neto, L. Cabral Domingues, F. Chaves Dart, M. Albuquerque Maia: „Expanded Bundle Technique: The Application of HSIL TL Concept to Increase the Capacity of Overhead Lines“, *Cigre Session Paris*, Report 22-207, Paris, Frankreich, 1998
- [Rib+18] J.-R. Riba, W. Larzelere, J. Rickmann: „Voltage Correction Factors for Air-Insulated Transmission Lines Operating in High-Altitude Regions to Limit Corona Activity: A Review“, *Energies*, Vol. 11, No. 7, 2018
- [Riz+14] F. A. M. Rizk, G. N. Trinh: „High Voltage Engineering“, 1. Auflage, CRC Press, Boca Raton, Vereinigte Staaten, 2014
- [Roz+16] I. Rozman, M. Becan, M. Babuder: „Corona Noise Comparison of the Standard and Surface Treated Conductors Obtained with Monitoring of the Newly Erected 400 kV Line and with Corona Testing in High Voltage Laboratory“, *Cigre Session Paris*, Report B2-313, Paris, Frankreich, 2016
- [Rus+13] B. Rusek, C. Neumann, S. Steevens, U. Sundermann, K. Kleinekorte, J. Wulff, F. Jenau, K. H. Weck: „Ohmic Coupling Between AC and DC circuits on Hybrid Overhead Lines“, *CIGRE Symposium Auckland*, Auckland, Neuseeland, 2013
- [Rya04] H. J. Ryan: „The Conductivity of the Atmosphere at High Voltages“, *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers XXIII*, S. 101–134, 1904

- [Saa+16] H. Saadati, J. Seifert, P. Werle, E. Gockenbach: „Investigation on the Partial Discharge Behaviour in GFRP Under AC and Combined AC/DC Field Stress“, *ETG-Symposium*, Frankfurt am Main, Deutschland, 2016
- [Sam+15] P. Sames, M. Goossens: „Messtechnische Felduntersuchungen zu Koronageräuschen“, *Umwelt und Geologie Lärmschutz in Hessen*, Heft Nr. 5, 2015
- [San+14] B. Sander, J. Lundquist, I. Gutman, C. Neumann, B. Rusek, K. H. Weck: „Conversion of AC Multi-Circuit Lines to AC-DC Hybrid Lines with Respect to the Environmental Impact“, *Cigre Session Paris*, Report B2-105, Paris, Frankreich, 2014
- [Sch+16a] U. Schichler, N. Hadinger, W. Troppauer, M. Babuder, S. Vizintin, K. Reich, M. Leonhardsberger, F. Schmuck, E. Husmann: „Innovation-Section: Test-Run for Uprating a 220 kV OHL to 380 kV Using Insulated Cross-Arms and Coated Conductors“, *Cigre Session Paris*, Report B2-301, Paris, Frankreich, 2016
- [Sch+16b] U. Schichler, R. Woschitz, A. Pirker, K. Reich, M. Leonhardsberger, O. Oberzaucher: „Audible Noise Performance of OHL Conductor Bundles“, *First South East European Regional CIGRE Conference (SEERC)*, Report 4-13, Portoroz, Slowenien, 2016
- [Sch+16c] B. Schröder, S. Möllenbeck: „Zur neuen DIN SPEC 8987 Koronageräusche von Hochspannungsfreileitungen I - Theoretischer Teil“, *42. Jahrestagung für Akustik (DAGA)*, Aachen, Deutschland, 2016
- [Sch+18] U. Schichler, B. Fischer, T. Heine, W. Troppauer, K. Reich, M. Leonhardsberger, O. Oberzaucher: „Development of an Innovative Measurement System for Audible Noise Monitoring of OHL“, *Cigre Session Paris*, Report B2-303, Paris, Frankreich, 2018
- [Sch16] J. Schindler: „Elektromagnetische Kopplungen hybrider AC-DC-Leitungen“, 1. Auflage, Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden, Deutschland, 2016
- [Sch23] W. O. Schumann: „Elektrische Durchbruchfeldstärke von Gasen“, 1. Auflage, Springer Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, 1923
- [Seb+93] S. Sebo, D. G. Kasten, T. Zhao, L. E. Zaffanella, B. Clairmont, S. Zhelinger: „Development of Reduced-Scale Line Modeling for the Study of Hybrid Corona“, *IEEE Conference on Electrical Insulation and Dielectric Phenomena*, Pocono Manor, Vereinigte Staaten, 1993
- [Sfo+75] M. Sforzini, R. Cortina, G. Sacerdote, R. Piazza: „Acoustic Noise Caused by AC Corona on Conductors: Results of an Experimental Investigation in the Anechoic Chamber“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 94, No. 2, S. 591–601, 1975
- [Sim93] K. Simonyi: „Theoretische Elektrotechnik“, 10. Auflage, Johann Ambrosius Barth, Edition Deutscher Verlag der Wissenschaft, Leipzig, Deutschland, 1993
- [Sin+74] H. Singer, H. Steinbigler, P. Weiss: „A Charge Simulation Method for the Calculation of High Voltage Fields“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 93, No. 5, S. 1660–1668, 1974

- [Sta+19] O. Stanojev, J. Garrison, S. Hedtke, C. M. Franck, T. Demiray: „Benefit Analysis of a Hybrid HVAC/HVDC Transmission Line: A Swiss Case Study“, *IEEE Milano PowerTech Conference*, Mailand, Italien, 2019
- [Str+10] U. Straumann, H.-J. Weber: „Potential Reduction of Audible Noise from New and Aged Overhead Transmission Line Conductors by Increasing their Hydrophilicity“, *Cigre Session Paris*, Report B2-113, Paris, Frankreich, 2010
- [Str+11] U. Straumann, C. M. Franck: „Discussion of Converting a Double Circuit AC Overhead Line to an AC/DC Hybrid Line with Regard to Audible Noise“, *CIGRE Symposium Bologna*, Bologna, Italien, 2011
- [Str07] U. Straumann: „Berechnung und Reduktion der tonalen Geräuschemission von Hochspannungsfreileitungen“, Dissertation, ETH Zürich, Zürich, Schweiz, 2007
- [Str11] U. Straumann: „Mechanism of the Tonal Emission from AC High Voltage Overhead Transmission Lines“, *Journal of Physics D: Applied Physics*, Vol. 44, No. 7, 2011
- [Sug+01] T. Sugimoto, K. Asano, Y. Higashiyama: „Negative Corona Discharge at a Tip of a Water Cone Deformed Under DC Field“, *Journal of Electrostatics*, Vol. 53, No. 1, S. 25–38, 2001
- [Tas81] Task Force of the Corona and Field Effects Subcommittee: „Measurement of Audible Noise from Transmission Lines“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 100, No. 3, S. 1440–1452, 1981
- [Tas82] Task Force of the Corona and Field Effects Subcommittee: „A Comparison of Methods for Calculating Audible Noise of High Voltage Transmission Lines“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 101, No. 10, S. 4090–4099, 1982
- [Tay+65] E. R. Taylor, W. E. Pakala, N. Kolcio: „The Apple Grove 750 kV Project - 515 kV Radio Influence and Corona Loss Investigations“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 84, No. 7, S. 561–573, 1965
- [Tay+69] E. R. Taylor, V. L. Chartier, D. N. Rice: „Audible Noise and Visual Corona from HV and EHV Transmission Lines and Substation Conductors - Laboratory Tests“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 88, No. 5, S. 666–679, 1969
- [Tay64] G. I. Taylor: „Disintegration of Water Drops in an Electric Field“, *Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences*, Vol. 280, No. 1382, S. 383–397, 1964
- [Tei+02a] T. H. Teich, H.-J. Weber: „Origin and Abatement of Tonal Emission from High Voltage Transmission Lines“, *e & i Elektrotechnik und Informationstechnik*, Vol. 119, No. 1, S. 22–27, 2002
- [Tei+02b] T. H. Teich, H.-J. Weber: „Tonal Emissions from High Voltage Lines“, *Proceedings of the XIV International Conference on Gas Discharges*, S. 259–262, Liverpool, Vereinigtes Königreich, 2002
- [Tho09] P. H. Thomas: „Output and Regulation in Long-Distance Lines“, *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers*, Vol. 28, No. 1, S. 615–640, 1909

- [Tin+16] J. N. Tinsley, M. I. Molodtsov, R. Prevedel, D. Wartmann, J. Espigule-Pons, M. Lauwers, A. Vaziri: „Direct Detection of a Single Photon by Humans“, *Nature communications* 7, Vol. 12172, 2016
- [Ton+75] D. W. Tong, G. L. Wilson, I. Johansen: „Effects of Surface Wettability on Audible Noise and Capillary Absorption as a Noise Reduction Scheme“, *IEEE Power Engineering Society Conference, Papers from the Summer Meeting*, Report 75 CH1034-8-PWR, San Francisco, Vereinigte Staaten, 1975
- [Ton75] D. W. Tong: „Capillary Absorption as an Audible Noise Reduction Scheme for UHV Transmission Lines“, Dissertation, Massachusetts Institute of Technology, Massachusetts, Vereinigte Staaten, 1975
- [Tra20] Transpower NZ Ltd.: *Noise performance of new conductors in Waikanae*, <https://www.transpower.co.nz/noise-performance-new-conductors-waikanae>, abgerufen am 01.09.2020, 2020
- [Tre20] Trefinasa S.A de C.V: „Overhead Conductors“, <https://www.trefinasa.com/overhead-conductors/>, abgerufen am: 01.09.2020, 2020
- [Tri+68] G. N. Trinh, J. B. Jan: „Modes of Corona Discharges in Air“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 87, No. 5, S. 1207–1215, 1968
- [Tri+70] G. N. Trinh, J. B. Jan: „Trichel Streamers and Their Transition into the Pulseless Glow Discharge“, *Journal of Applied Physics*, Vol. 41, No. 10, S. 3991–3999, 1970
- [Tri+72] G. N. Trinh, P. S. Maruvada: „A Semi-Empirical Formula for Evaluation of Audible Noise from Line Corona“, *Canadian Communications & EHV Conference*, S. 166–167, Montreal, Canada, 1972
- [Tri+74] G. N. Trinh, P. S. Maruvada, B. Poirier: „A Comparative Study of the Corona Performance of Conductor Bundles for 1200 KV Transmission Lines“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 93, No. 3, S. 940–949, 1974
- [Tri+77] G. N. Trinh, P.S. Maruvada: „A Method of Predicting the Corona Performance of Conductor Bundles Based on Cage Test Results“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 96, No. 1, S. 312–325, 1977
- [Tri+82] G. N. Trinh, P. S. Maruvada, J. F. Amand, J. R. Valotaire: „A Study of the Corona Performance of Hydro-Quebec’s 735 kV Lines“, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. 101, No. 3, S. 681–690, 1982
- [Tri38] G. W. Trichel: „The Mechanism of the Negative Point to Plane Corona Near Onset“, *Physical Review*, Vol. 54, No. 12, S. 1078–1084, 1938
- [Tri75] G. N. Trinh: „Analysis of the Second Harmonic (120 Hz) Audible Noise Generated by Line Coronas“, *IEEE Power and Energy Society Summer Meeting*, Paper A 75 501-7, Michigan, Vereinigte Staaten, 1975
- [Tri95] G. N. Trinh: „Partial Discharge XIX: Discharge in Air Part I: Physical Mechanisms“, *IEEE Electrical Insulation Magazine*, Vol. 11, No. 2, S. 23–29, 1995

- [TUE19] TÜV Technische Überwachung Hessen GmbH: „Zur Nachhallzeit in der Prüfhalle Tesla des Instituts für Hochspannungstechnik und Systemmanagement an der TU Graz“, Gutachten Nr. L 8065-2, 2019
- [Uhl54] C. A. E. Uhlig: „Untersuchungen über die Ultrakorona-Entladung“, Dissertation, ETH Zürich, Zürich, Schweiz, 1954
- [Uhl56] C. A. E. Uhlig: „The Ultra Corona Discharge, a New Discharge Phenomenon Occurring on Thin Wires“, *High Voltage Symposium*, S. 15-1-16–11, Ottawa, Canada, 1956
- [Uni61] United Engineering Center: „Apple Grove Test Line Energized“, *Electrical Engineering*, Vol. 80, No. 8, S. 579–581, 1961
- [VDI93] VDI 3723-1:1993: „Anwendung statistischer Methoden bei der Kennzeichnung schwankender Geräuschmissionen“, Normenausschuss Akustik, Lärminderung und Schwingungstechnik (NALS), 1993
- [Vos+06] W. L. Vosloo, R. Stephen, P. Naidoo, I. Gutman, D. Muftic, N. Ijumba: „External Insulation Functional Specification for the Upgrade of a 400 kV DC AC Transmission Line to 500 kV DC“, *Meeting the Power Challenges of the Future using HVDC Technology*, <http://212.85.76.103/wwwpublic/DrWLVosloo400%20kVact0500kVdc-1.pdf>, abgerufen am: 01.09.2020, 2006
- [Wan+17] B. Wan, W. He, C. Pei, X. Wu, Y. Chen, Y. Zhang, L. Lan: „Audible Noise Performance of Conductor Bundles Based on Cage Test Results and Comparison with Long Term Data“, *Energies*, Vol. 10, No. 7, 2017
- [Wel74] R. J. Wells: „Subjective Analysis of the Noise from High Voltage Transmission Lines“, *IEEE PES Workshop on Power Line Noise as Related to Psychoacoustics*, New York, Vereinigte Staaten, 1974
- [Wen36] R. N. Wenzel: „Resistance of Solid Surfaces to Wetting by Water“, *Industrial & Engineering Chemistry*, Vol. 28, No.8, S. 988–994, 1936
- [Whi13] J. B. Whitehead: „System of Electrical Transmission“, Patentschrift, No. US1078711A, Vereinigte Staaten, <https://patents.google.com/patent/US1078711A>, abgerufen am: 01.09.2020, 1913
- [Wik06] Wikimedia Commons: „Kontaktwinkel an der Phasengrenze“, https://commons.wikimedia.org/wiki/File:Contact_angle.svg, abgerufen am: 01.09.2020, 2006
- [Wik14] Wikimedia Commons: „Flüssigkeitszustände bei zunehmender Feinstrukturierung“, <https://commons.wikimedia.org/w/index.php?curid=32432553>, abgerufen am: 01.09.2020, 2014
- [Wik18] Wikimedia Commons: „HVAC Overhead Power Lines at Industrial Area in Mejillones, Antofagasta Province, Chile“, https://commons.wikimedia.org/wiki/File:Overhead_power_lines_Mejillones_CL_2018_A.jpg, abgerufen am: 01.09.2020, 2018
- [Wik20] Wikimedia Commons: „Karte BBPIG-Vorhaben“, https://upload.wikimedia.org/wikipedia/commons/d/d2/Karte_BBPIG-Vorhaben.png, abgerufen am: 01.09.2020, 2020

- [Wro+02] L. C. Wrobel, M. H. Aliabadi: „The Boundary Element Method“, 1. Auflage, Wiley, Chichester, Vereinigtes Königreich, 2002
- [Xu+17a] P. Xu, B. Zhang, Z. Wang, S. Chen, J. He: „Dynamic Characteristics of Corona Discharge Generated Under Rainfall Condition on AC Charged Conductors“, *Journal of Physics D: Applied Physics*, Vol. 50, No. 50, 2017
- [Xu+17b] P. Xu, B. Zhang, Z. Wang, S. Chen, J. He: „Dynamic Corona Characteristics of Water Droplets on Charged Conductor Surface“, *Journal of Physics D: Applied Physics*, Vol. 50, No. 8, 2017
- [Xu+20] P. Xu, S. Hedtke, B. Zhang, M. Pfeiffer, C. M. Franck, J. He: „HVAC Corona Current Characteristics and Audible Noise During Rain“, *IEEE Transactions on Power Delivery*, early access, 2020
- [You05] T. Young: „An Essay on the Cohesion of Fluids“, *Philosophical Transactions of the Royal Society of London*, Vol. 95, S. 65–87, 1805
- [Zae+74] W. S. Zaengl, H. U. Nyffenegger: „Critical Field Strength for Cylindrical Conductors in Air: An Extension of Peek's Formula“, *Proceedings of the 3rd International Conference on Gas Discharges*, S. 302–305, London, Vereinigtes Königreich, 1974
- [Zha+94] T. Zhao, J. Illan, J. M. Cohol, R. D. Hinton, S. A. Sebo, D. G. Kasten: „Design, Construction and Utilization of a New Reduced-Scale Model for the Study of Hybrid (AC and DC) Line Corona“, *IEEE/PES Transmission and Distribution Conference*, S. 239–245, Chicago, Vereinigte Staaten, 1994

Anhang

- Anhang A:** Leiterseile
- Anhang B:** Randfeldstärken im einphasigen Versuchsaufbau
- Anhang C:** Ergebnisse der experimentell bestimmten Schallleistungspegel
- Anhang D:** Diagramme zum Vergleich des Emissionsmodells mit dem EPRI-Modell
- Anhang E:** Diagramme zum feldstärkeabhängigen Reduktionspotenzial
- Anhang F:** Diagramme zum Einfluss des Teilleiterabstands
- Anhang G:** Diagramme zum zeitabhängigen Abklingverhalten
- Anhang H:** Mikroskopaufnahmen
- Anhang I:** Vergleich der Methoden zur Bestimmung des Schallleistungspegels
- Anhang I:** Diagramme zum Geräuschemissionsverhalten von Hybridleitungen

A Leiterseile

Die Bilder A.1–A.8 zeigen eine Auswahl jener Leiterseile, die in den in Kapitel 8 beschriebenen Versuchen zum Einsatz kamen.



Bild A.1: Stark gealtertes Leiterseil ($d = 22$ mm)



Bild A.2: Stark gealtertes Leiterseil ($d = 29$ mm)



Bild A.3: Stark gealtertes Leiterseil ($d = 36$ mm)



Bild A.4: Blankes, unbehandeltes Leiterseil ($d = 22$ mm)



Bild A.5: Blankes, unbehandeltes Leiterseil ($d = 25$ mm)



Bild A.6: Glasperlgestrahltes Leiterseil ($d = 27$ mm)



Bild A.7: Glasperlgestrahltes Leiterseil ($d = 50$ mm)



Bild A.8: Leiterseil mit hydrophiler Farbbeschichtung ($d = 50$ mm)

B Randfeldstärken im einphasigen Versuchsaufbau

Die Diagramme in den Bildern B.1–B.3 illustrieren den Einfluss des Teilleiterabstands a auf die bezogene Randfeldstärke E' der jeweiligen Leiterbündel im einphasigen Versuchsaufbau (Kapitel 6.4.1.2).

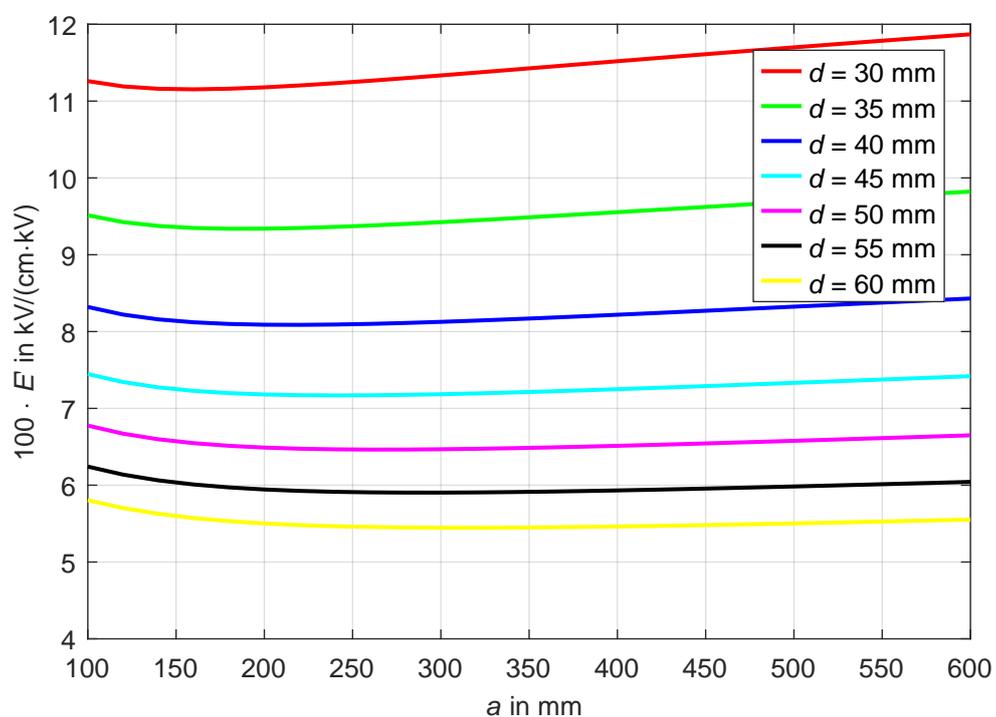


Bild B.1: Leiterrandfeldstärke E' in Abhängigkeit des Teilleiterabstands a bei unterschiedlichen Teilleiterdurchmessern d für Zweileiterbündel ($n = 2$)

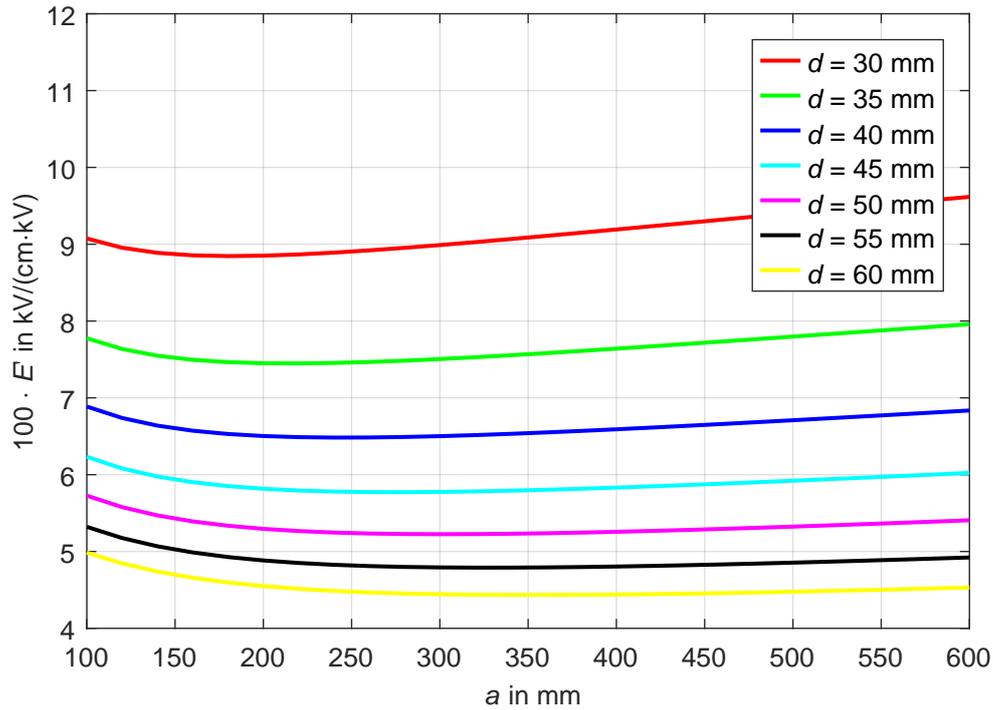


Bild B.2: Leiterrandfeldstärke E' in Abhängigkeit des Teilleiterabstands a bei unterschiedlichen Teilleiterdurchmessern d für Dreileiterbündel ($n = 3$)

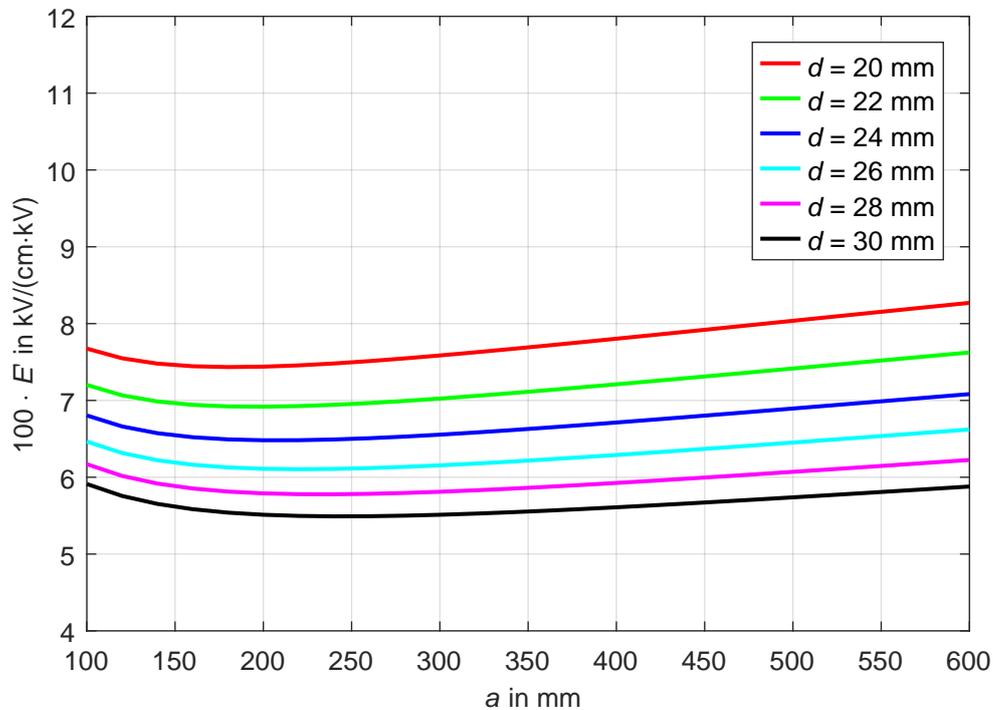


Bild B.3: Leiterrandfeldstärke E' in Abhängigkeit des Teilleiterabstands a bei unterschiedlichen Teilleiterdurchmessern d für Vierleiterbündel ($n = 4$)

C Ergebnisse der experimentell bestimmten Schalleistungspegel

C.1 Schalleistungspegel in Abhängigkeit des Prüfspannungspegels

Die in den Bildern C.1–C.4 gezeigten Diagramme stellen die den Betrachtungen aus Kapitel 8 zugrundeliegenden Rohdaten dar. Es handelt sich hierbei um die für unterschiedliche Bündelkonfigurationen bestimmten Schalleistungspegel A'_A , welche mithilfe des in Kapitel 5.3.2 beschriebenen Verfahrens aus den gemessenen Immissionspegeln berechnet wurden. An dieser Stelle erfolgt die Darstellung noch in Abhängigkeit der Prüfspannung U . Die eingezeichneten Interpolanten entsprechen der generalisierten Darstellung gemäß Gleichung (8.1) und wurden mithilfe des LEVENBERG-MARQUARDT-Algorithmus an die vorliegenden Daten angepasst.

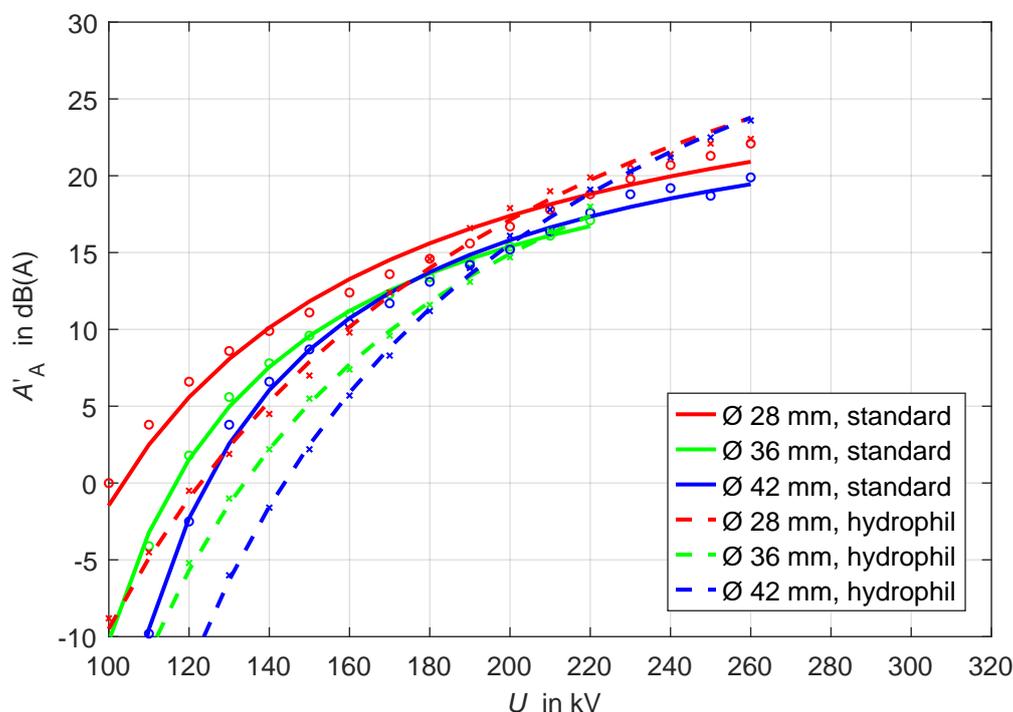


Bild C.1: Längenbezogene Schalleistungspegel A'_A der untersuchten Einfachseile in Abhängigkeit der Prüfspannung U für $RR = 6$ mm/h

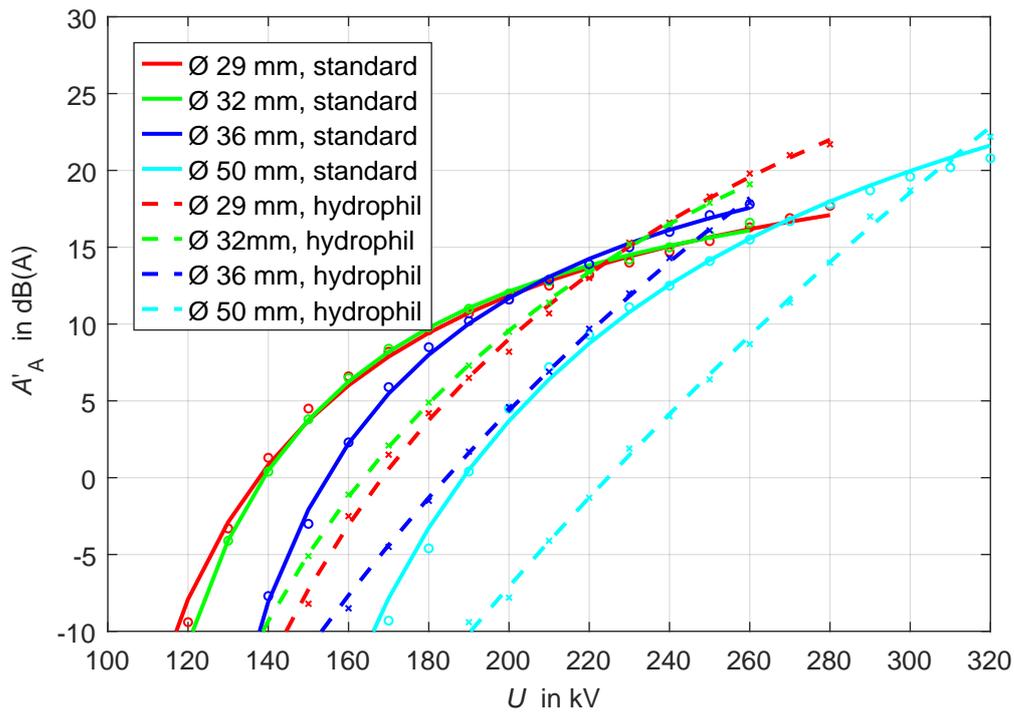


Bild C.2: Längenbezogene Schalleistungspegel A'_A der untersuchten Zweileiterbündel horizontaler Anordnung ($a = 400 \text{ mm}$) in Abhängigkeit der Prüfspannung U für $RR = 6 \text{ mm/h}$

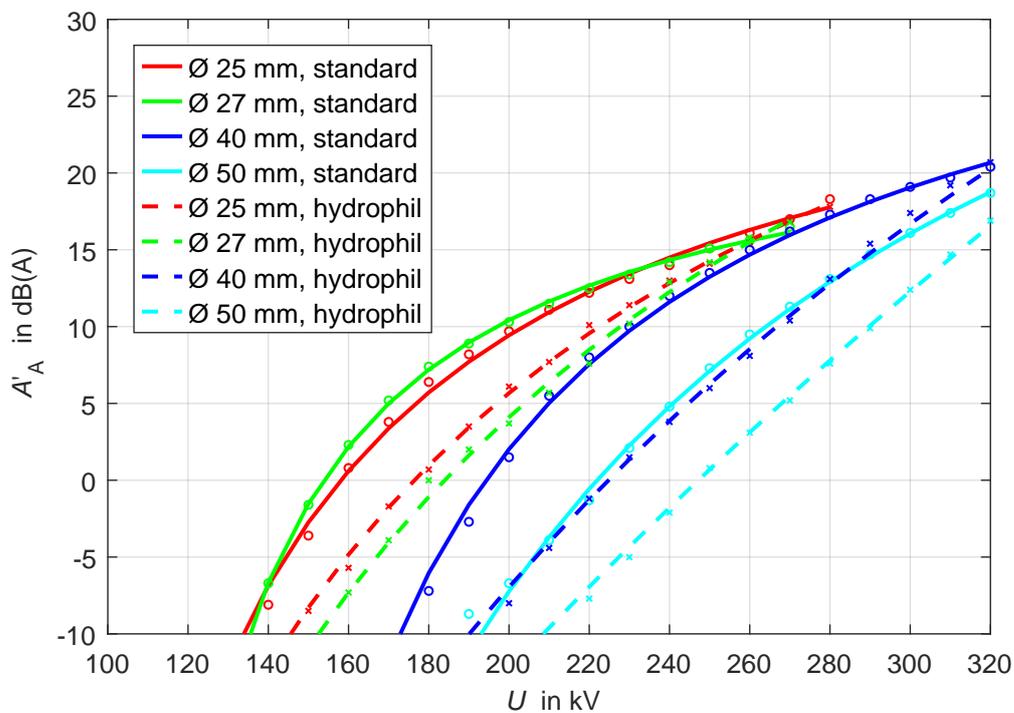


Bild C.3: Längenbezogene Schalleistungspegel A'_A der untersuchten Dreileiterbündel in V-Ausrichtung ($a = 400 \text{ mm}$) in Abhängigkeit der Prüfspannung U für $RR = 6 \text{ mm/h}$

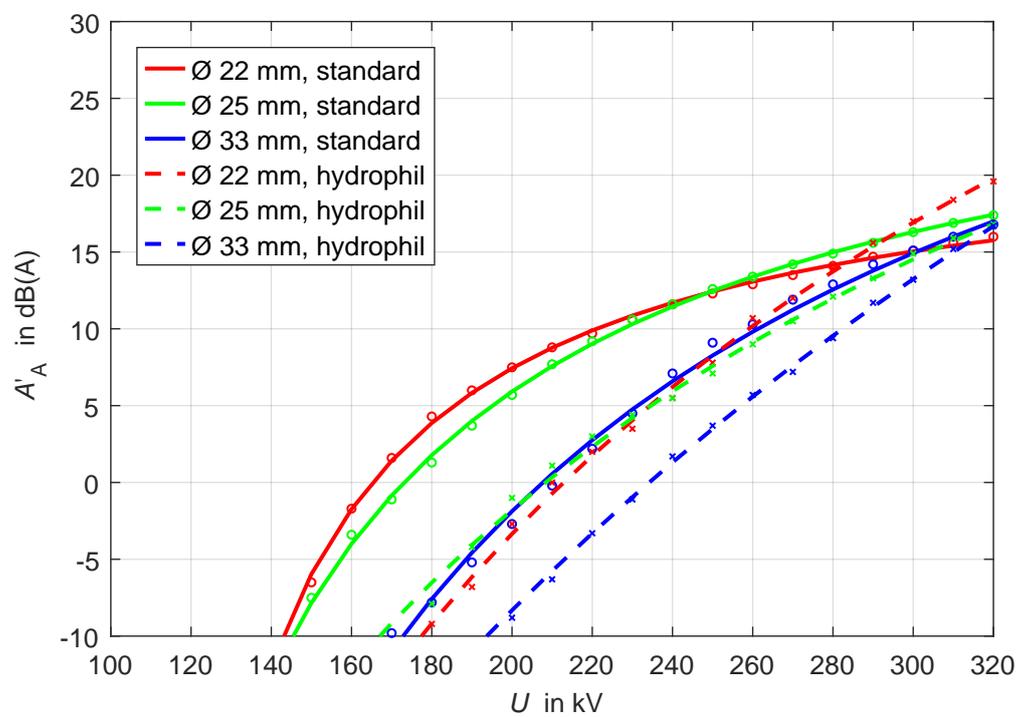


Bild C.4: Längenbezogene Schalleistungspegel A'_A der untersuchten Vierleiterbündel ($a = 400$ mm) in Abhängigkeit der Prüfspannung U für $RR = 6$ mm/h

C.2 Schalleistungspegel in Abhängigkeit der Leiterrandfeldstärke

Die in den nachfolgenden Bildern C.5–C.8 dargestellten Schalleistungsverläufe unterscheiden sich insofern von jenen des vorangegangenen Kapitels, als dass die Darstellung nun in Abhängigkeit der jeweiligen Leiterrandfeldstärke E erfolgt. Die Koeffizienten der eingezeichneten Interpolanten können dem nachfolgenden Kapitel entnommen werden (Kapitel C.3).

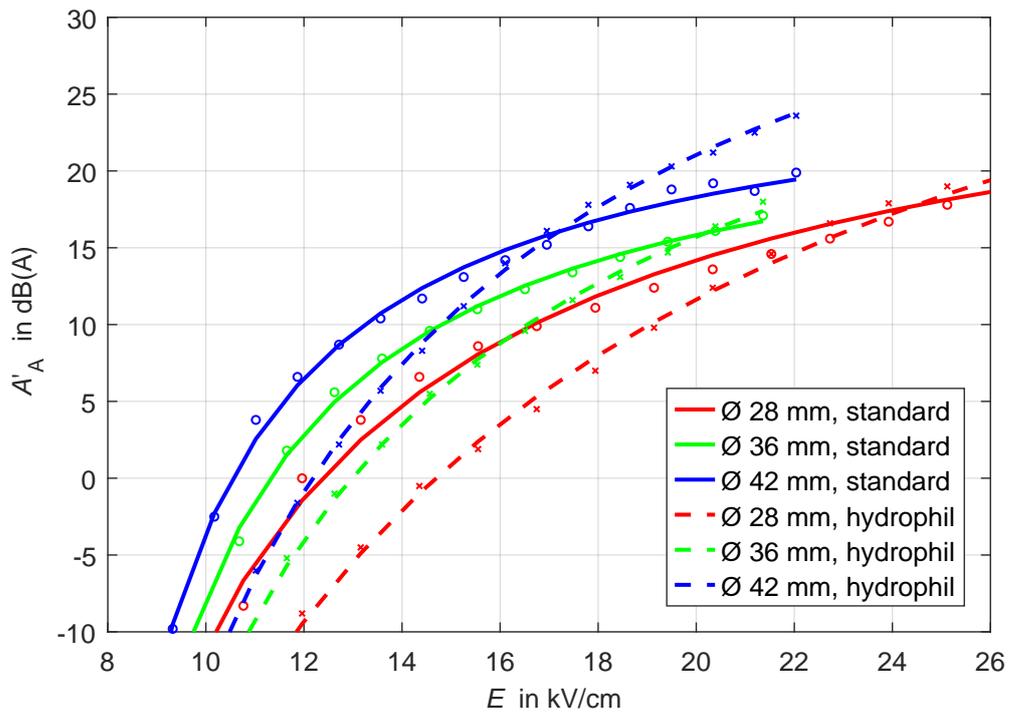


Bild C.5: Längenbezogene Schalleistungspegel A'_A der untersuchten Einfachseile in Abhängigkeit der der Leiterrandfeldstärke E für $RR = 6 \text{ mm/h}$

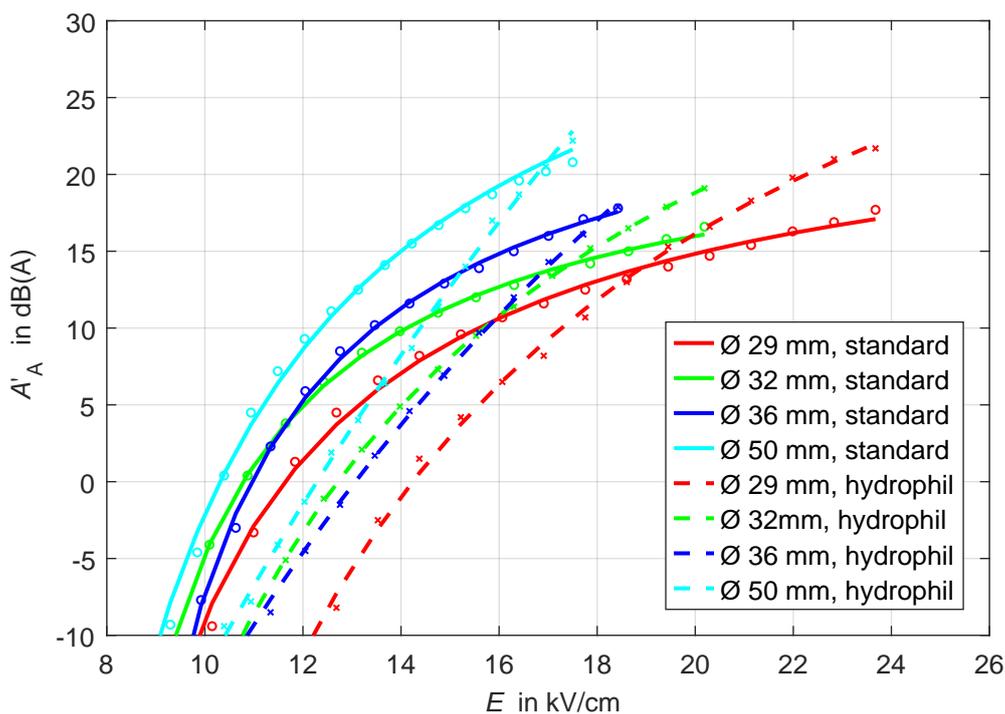


Bild C.6: Längenbezogene SchalleLeistungspegel A'_A der untersuchten Zweileiterbündel horizontaler Anordnung ($a = 400 \text{ mm}$) in Abhängigkeit der Leiterrandfeldstärke E für $RR = 6 \text{ mm/h}$

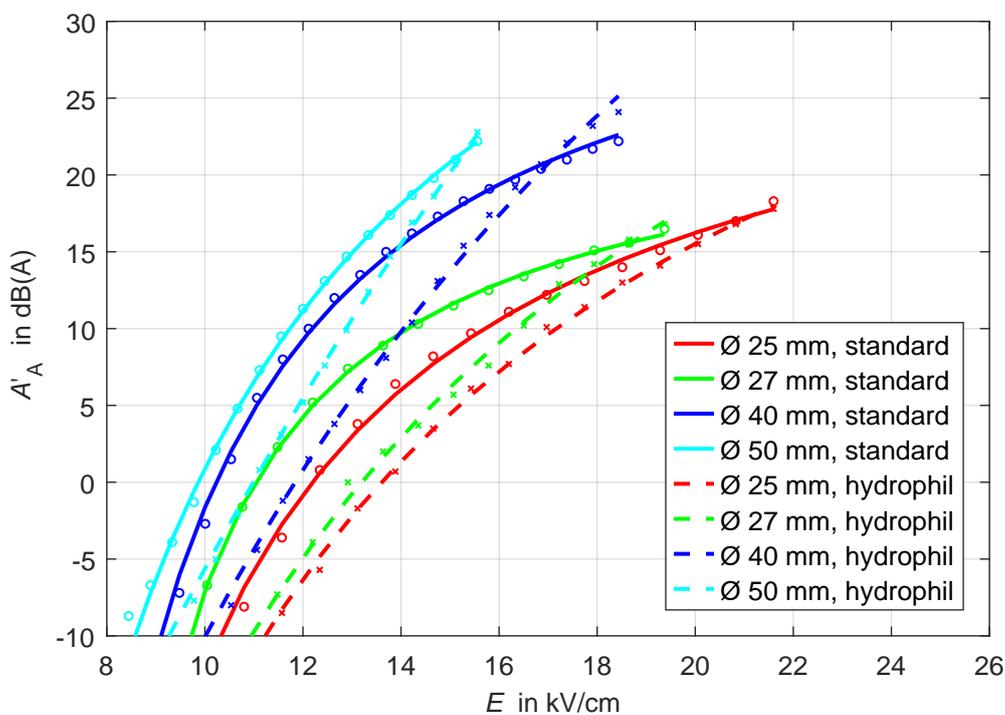


Bild C.7: Längenbezogene SchalleLeistungspegel A'_A der untersuchten Dreileiterbündel in V-Ausrichtung ($a = 400 \text{ mm}$) in Abhängigkeit der Leiterrandfeldstärke E für $RR = 6 \text{ mm/h}$

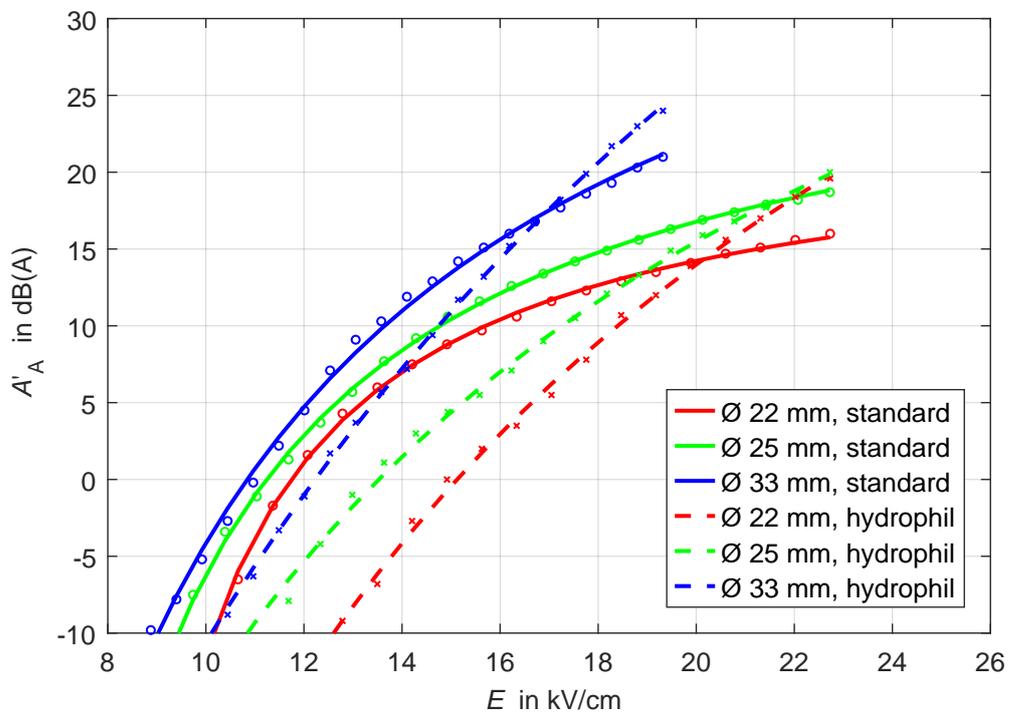


Bild C.8: Längenbezogene Schalleleistungspegel A'_A der untersuchten Vierleiterbündel ($a = 400 \text{ mm}$) in Abhängigkeit der Leiterrandfeldstärke E für $RR = 6 \text{ mm/h}$

C.3 Koeffiziententabellen für unterschiedliche Teileiteranzahlen

Die nachfolgenden Tabellen C.1 – C.4 geben eine Übersicht über die Fittingparameter, welche den Interpolanten der Diagramme des vorangegangenen Abschnitts zugrunde liegen und in weiterer Folge auch für das generalisierte Emissionsmodell herangezogen wurden (Kapitel 8.4).

Tabelle C.1: Koeffizienten für das Emissionsmodell nach Gleichung (8.1) für Einfachseile bei $RR = 6 \text{ mm/h}$

d	E'	Oberfläche	A_∞	k	E_0	R^2
mm	kV/(cm·kV)		dB(A)	dB(A)·kV/cm	kV/cm	
28	0,1196	standard	31	281	3,3	0,986
		hydrophil	47	776	-1,7	0,995
36	0,0971	standard	26	146	5,7	0,998
		hydrophil	39	400	2,7	0,998
42	0,0848	standard	27	129	5,8	0,995
		hydrophil	47	464	2,4	0,999

Tabelle C.2: Koeffizienten für das Emissionsmodell nach Gleichung (8.1) für Zweileiterbündel horizontaler Ausrichtung ($a = 0,4 \text{ m}$) bei $RR = 6 \text{ mm/h}$

d	E'	Oberfläche	A_∞	k	E_0	R^2
mm	kV/(cm·kV)		dB(A)	dB(A)·kV/cm	kV/cm	
29	0,0846	standard	26	166	5,3	0,996
		hydrophil	51	632	1,8	0,998
32	0,0776	standard	25	114	6,6	0,999
		hydrophil	50	542	2,6	1,000
36	0,0709	standard	28	132	6,3	0,998
		hydrophil	104	2600	-12,0	0,998
50	0,0547	standard	40	251	4,1	0,994
		hydrophil	171	5808	-21,6	0,998

Tabelle C.3: Koeffizienten für das Emissionsmodell nach Gleichung (8.1) für Dreileiterbündel in V-Orientierung ($a = 0,4$ m) bei $RR = 6$ mm/h

d	E'	Oberfläche	A_∞	k	E_0	R^2
mm	kV/(cm·kV)		dB(A)	dB(A)·kV/cm	kV/cm	
25	0,0771	standard	33	269	4,1	0,996
		hydrophil	51	728	-0,8	0,999
27	0,0718	standard	25	120	6,3	0,999
		hydrophil	61	977	-2,8	0,996
40	0,0527	standard	37	201	4,9	0,997
		hydrophil	106	2228	-9,3	0,998
50	0,0444	standard	55	455	1,5	0,999
		hydrophil	210	7955	-26,9	0,997

Tabelle C.4: Koeffizienten für das Emissionsmodell nach Gleichung (8.1) für Vierleiterbündel ($a = 0,4$ m) bei $RR = 6$ mm/h

d	E'	Oberfläche	A_∞	k	E_0	R^2
mm	kV/(cm·kV)		dB(A)	dB(A)·kV/cm	kV/cm	
22	0,0710	standard	23	124	6,4	0,999
		hydrophil	76	1661	-6,6	0,998
25	0,0649	standard	31	229	3,8	0,999
		hydrophil	61	1168	-5,6	0,993
33	0,0522	standard	47	491	0,4	0,997
		hydrophil	115	3065	-14,3	0,999

D Diagramme zum Vergleich des Emissionsmodells mit dem EPRI-Modell

D.1 Standardleiterseile

Die Diagramme in den Bildern D.1–D.3 stellen einen Vergleich des in Kapitel 8.4 vorgestellten Emissionsmodells mit dem EPRI-Emissionsmodell für unbehandelte Standardleiterseile dar.

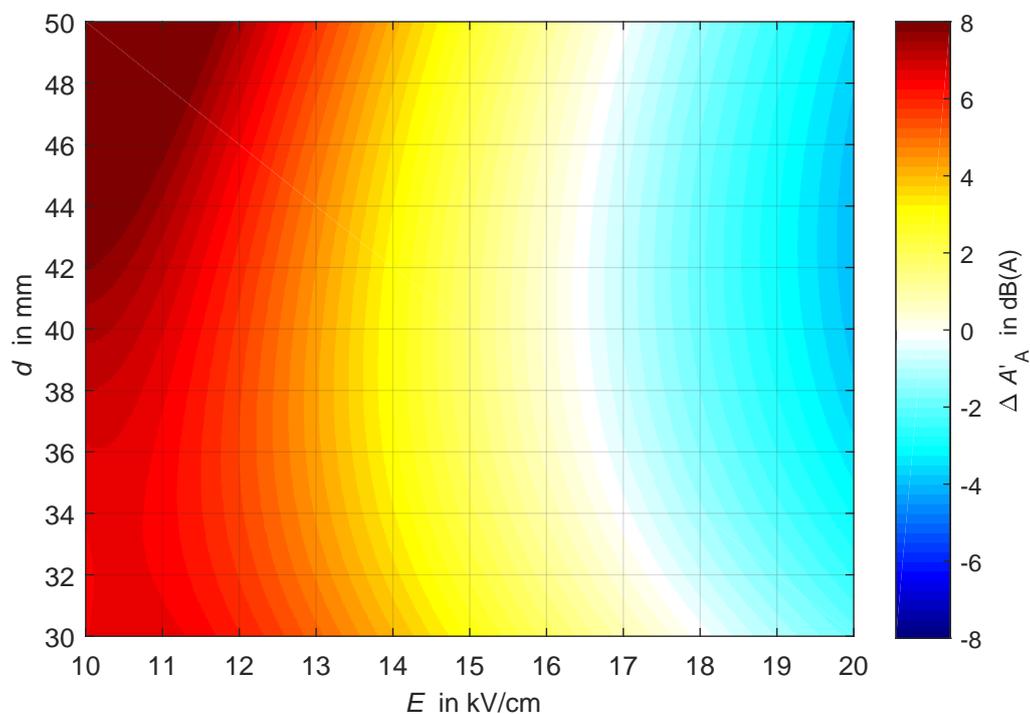


Bild D.1: Pegeldifferenz $\Delta A'_A = A'_{A\text{-Modell}} - A'_{A\text{-EPRI}}$ zwischen dem neu entwickelten und dem EPRI-Emissionsmodell für Standardleiterseile in Einfachseilanordnung ($n = 1$)

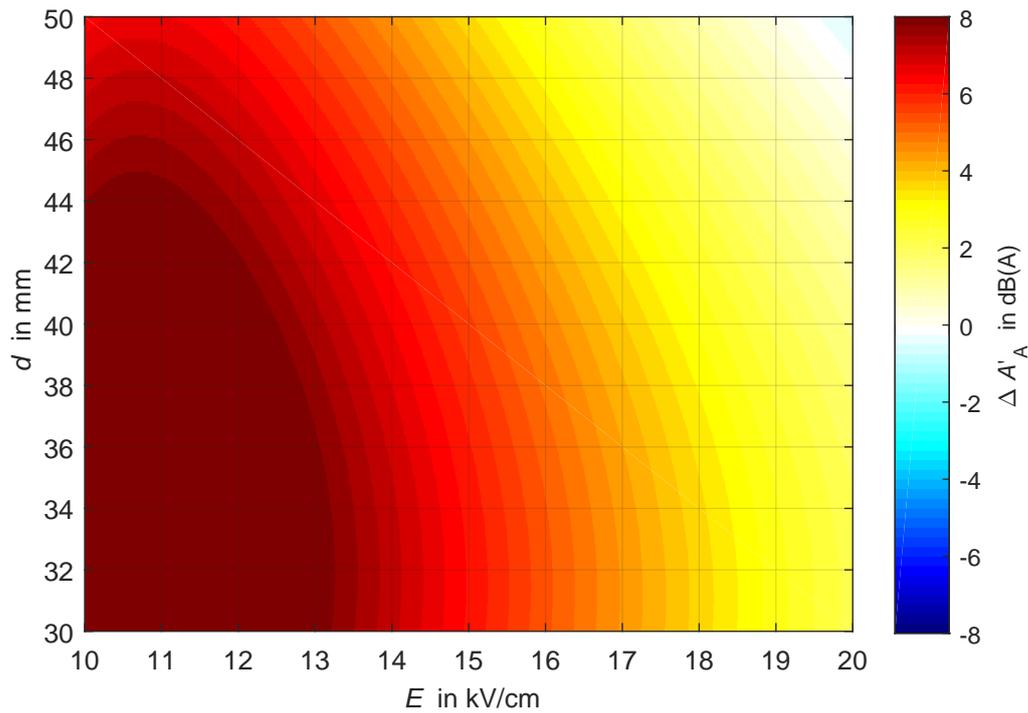


Bild D.2: Pegeldifferenz $\Delta A'_A = A'_{A\text{-Modell}} - A'_{A\text{-EPRI}}$ zwischen dem neu entwickelten und dem EPRI-Emissionsmodell für Standardleiterseile in Anordnung als Dreileiterbündel ($n = 3$)

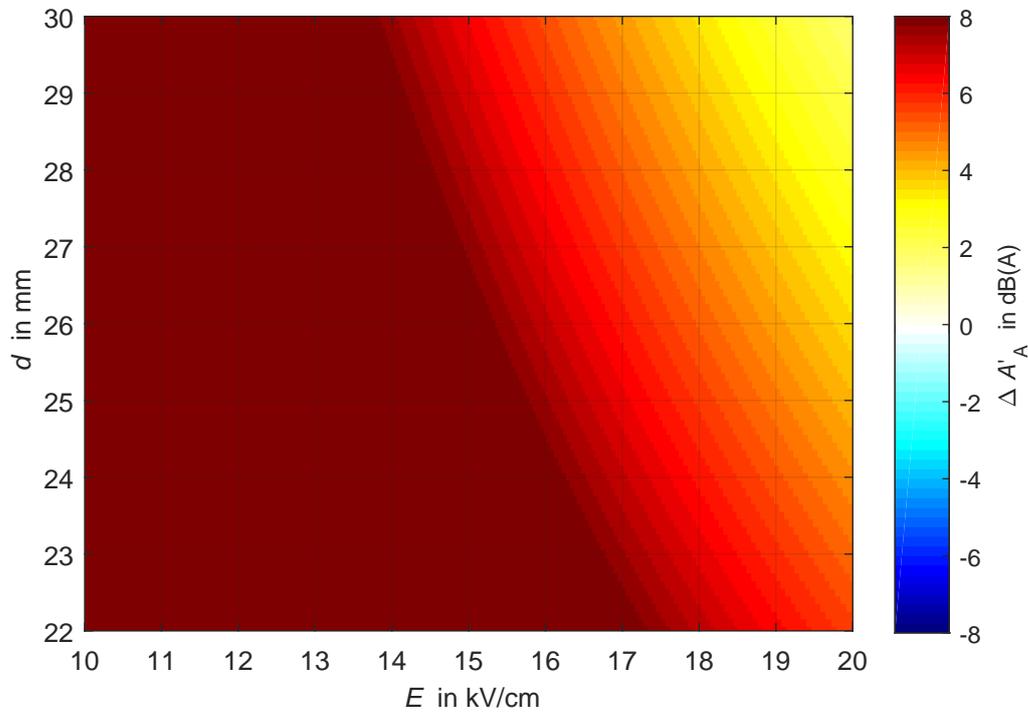


Bild D.3: Pegeldifferenz $\Delta A'_A = A'_{A\text{-Modell}} - A'_{A\text{-EPRI}}$ zwischen dem neu entwickelten und dem EPRI-Emissionsmodell für Standardleiterseile in Anordnung als Vierleiterbündel ($n = 4$)

D.2 Hydrophile Leiterseile

Die Diagramme in den Bildern D.4–D.6 stellen einen Vergleich des in Kapitel 8.4 vorgestellten Emissionsmodells mit dem EPRI-Emissionsmodell für den Fall hydrophiler Leiterseile dar.

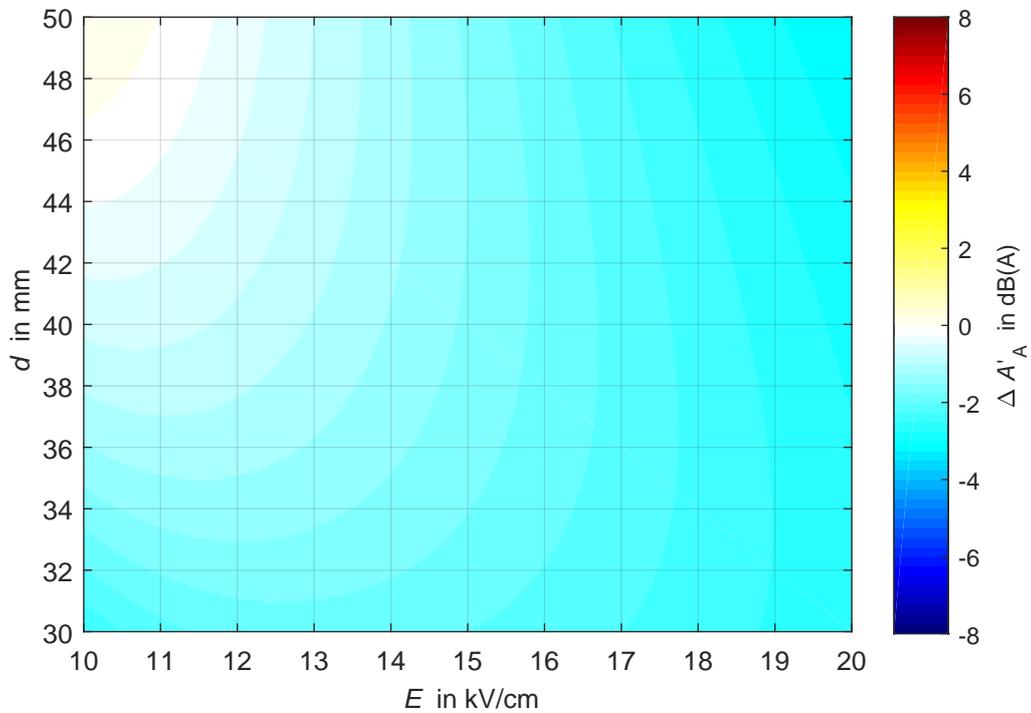


Bild D.4: Pegeldifferenz $\Delta A'_A = A'_{A\text{-Modell}} - A'_{A\text{-EPRI}}$ zwischen dem neu entwickelten und dem EPRI-Emissionsmodell für hydrophile Leiterseile in Einfachseilanordnung ($n = 1$)

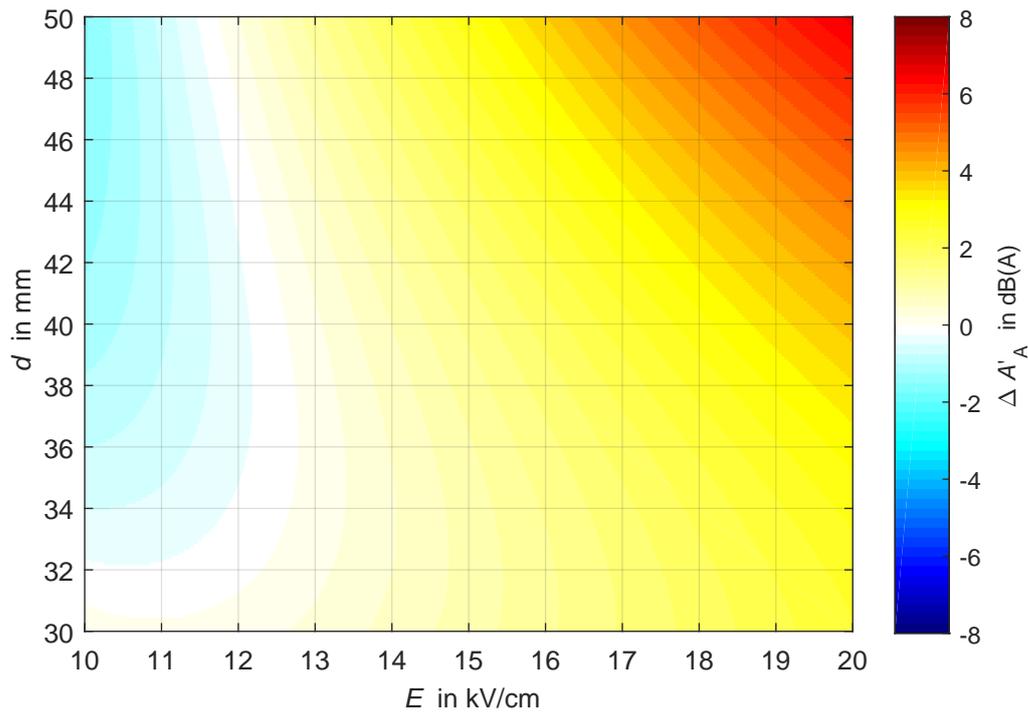


Bild D.5: Pegeldifferenz $\Delta A'_A = A'_{A\text{-Modell}} - A'_{A\text{-EPRI}}$ zwischen dem neu entwickelten und dem EPRI-Emissionsmodell für hydrophile Leiterseile in Anordnung als Dreileiterbündel ($n=3$)

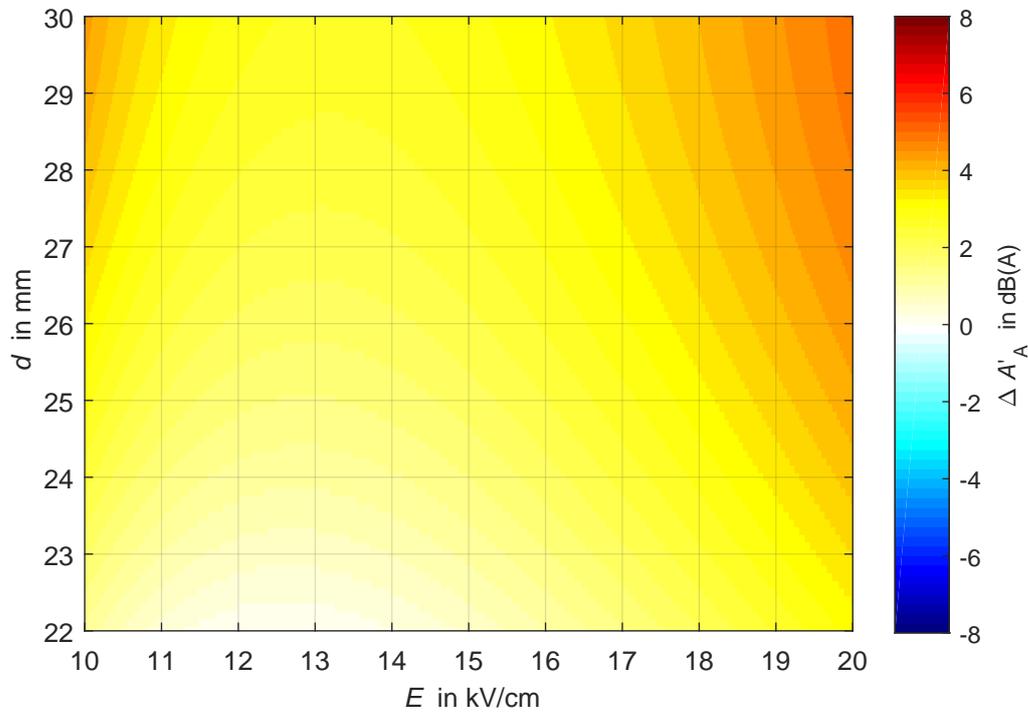


Bild D.6: Pegeldifferenz $\Delta A'_A = A'_{A\text{-Modell}} - A'_{A\text{-EPRI}}$ zwischen dem neu entwickelten und dem EPRI-Emissionsmodell für hydrophile Leiterseile in Anordnung als Vierleiterbündel ($n=4$)

E Diagramme zum feldstärkeabhängigen Reduktionspotenzial

E.1 Darstellungen in Abhängigkeit der Leiterrandfeldstärke

Die in den nachfolgenden Bildern E.1–E.3 gezeigten Falschfarbendarstellungen illustrieren das nach dem generalisierten Emissionsmodell (Kapitel 8.4) berechnete Reduktionspotenzial $\Delta A'_A$ in Abhängigkeit der elektrischen Randfeldstärke E und des Teilleiterdurchmessers d .

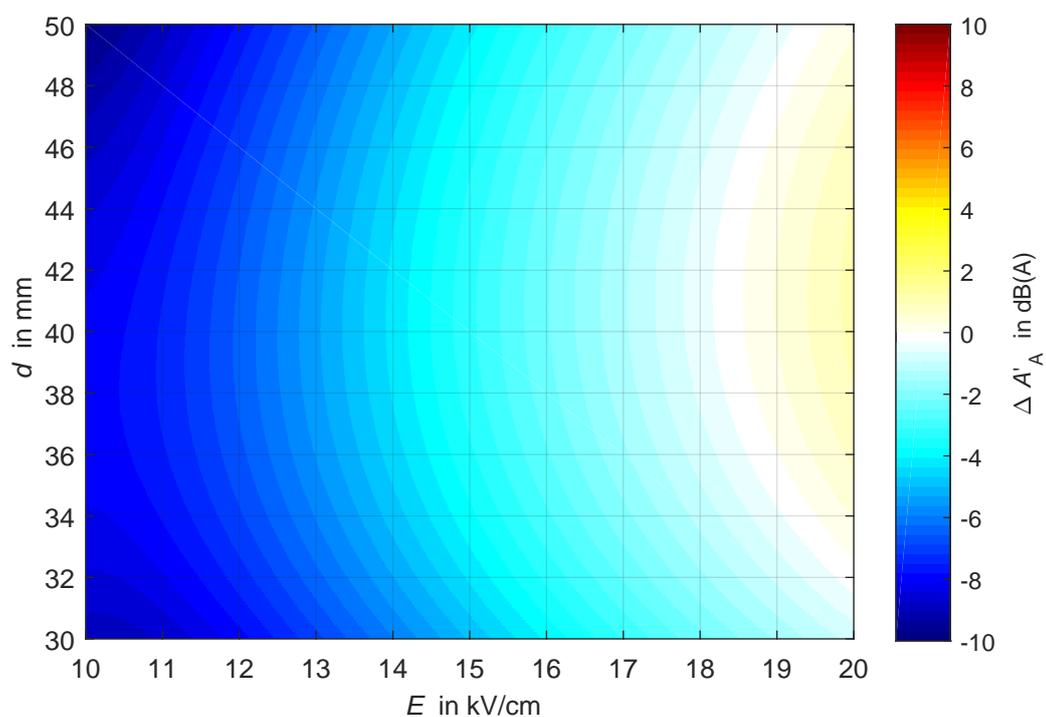


Bild E.1: Feldstärkeabhängiges Reduktionspotenzial $\Delta A'_A = A'_{A\text{-hydrophil}} - A'_{A\text{-standard}}$ für Einfachseilanordnung ($n = 1$)

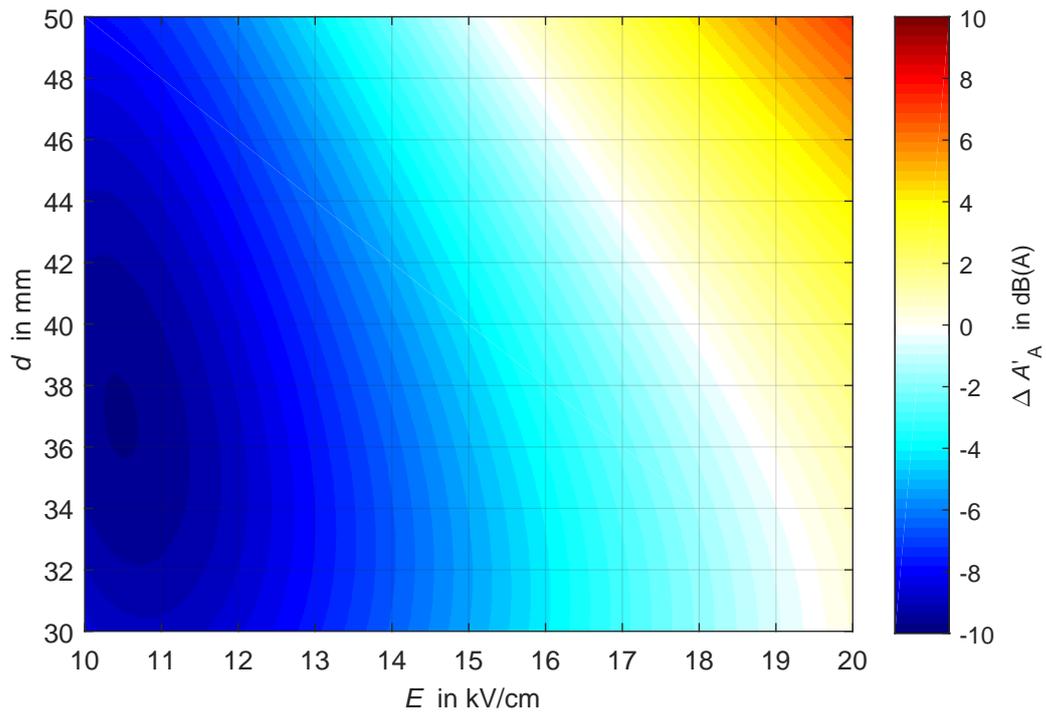


Bild E.2: Feldstärkeabhängiges Reduktionspotenzial $\Delta A'_A = A'_{A\text{-hydrophil}} - A'_{A\text{-standard}}$ für Dreileiterbündel ($n = 3$)

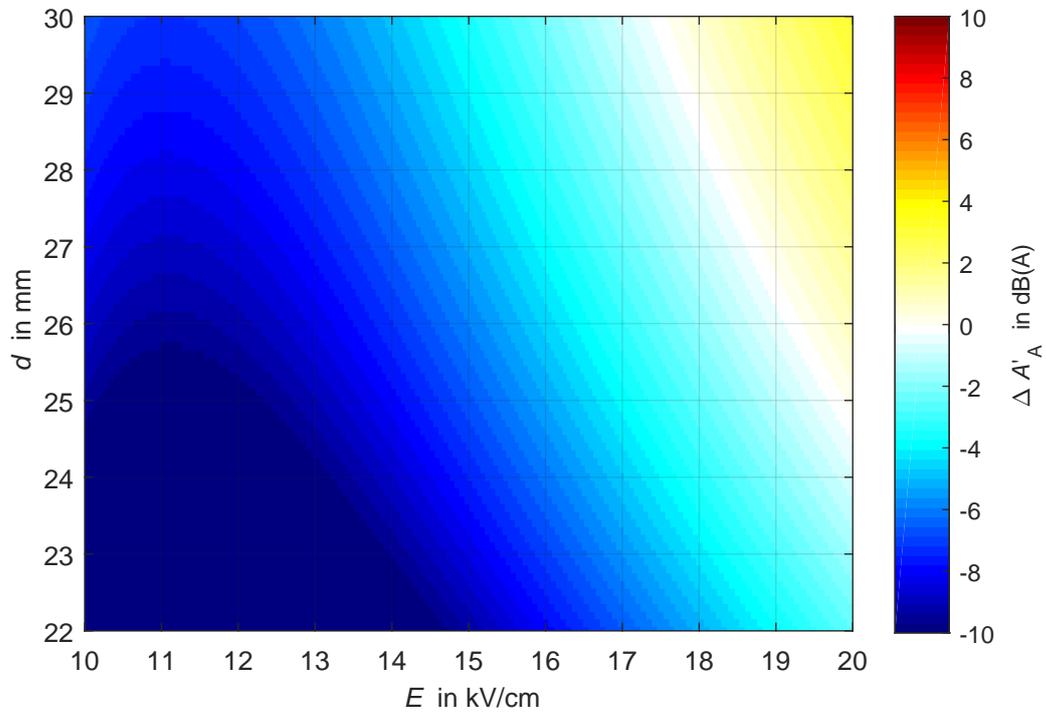


Bild E.3: Feldstärkeabhängiges Reduktionspotenzial $\Delta A'_A = A'_{A\text{-hydrophil}} - A'_{A\text{-standard}}$ für Vierleiterbündel ($n = 4$)

E.2 Darstellungen in Abhängigkeit der Spannung

Die in den nachfolgenden Bildern E.4–E.7 gezeigten Falschfarbendarstellungen illustrieren das nach dem generalisierten Emissionsmodell (Kapitel 8.4) berechnete Reduktionspotenzial $\Delta A'_A$ in Abhängigkeit der Prüfspannung U (bezogen auf den einphasigen Prüfaufbau) und des Teilleiterdurchmessers d .

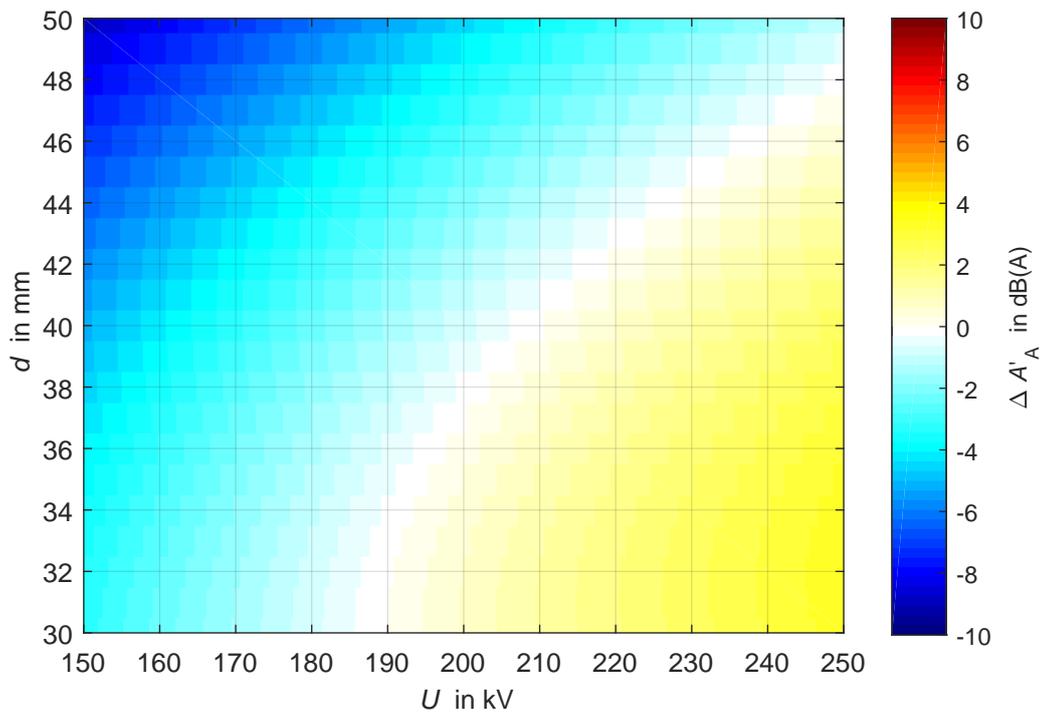


Bild E.4: Spannungsabhängiges Reduktionspotenzial $\Delta A'_A = A'_{A\text{-hydrophil}} - A'_{A\text{-standard}}$ für Einfachseilanordnung ($n = 1$)

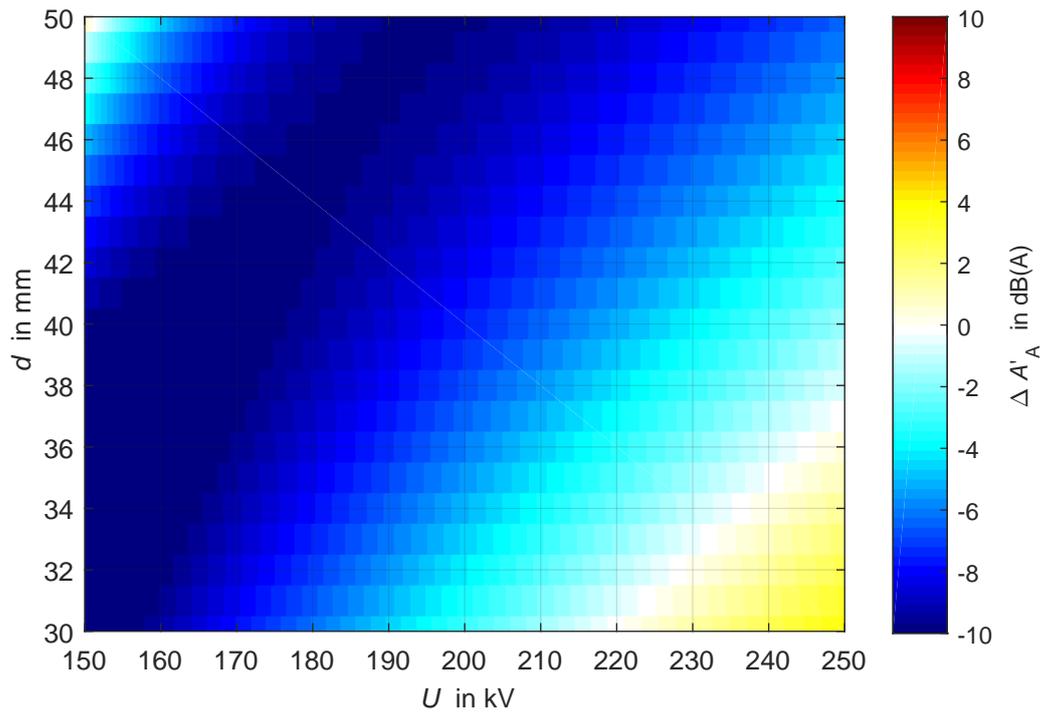


Bild E.5: Spannungsabhängiges Reduktionspotenzial $\Delta A'_A = A'_{A\text{-hydrophil}} - A'_{A\text{-standard}}$ für Zweileiterbündel ($n=2$)

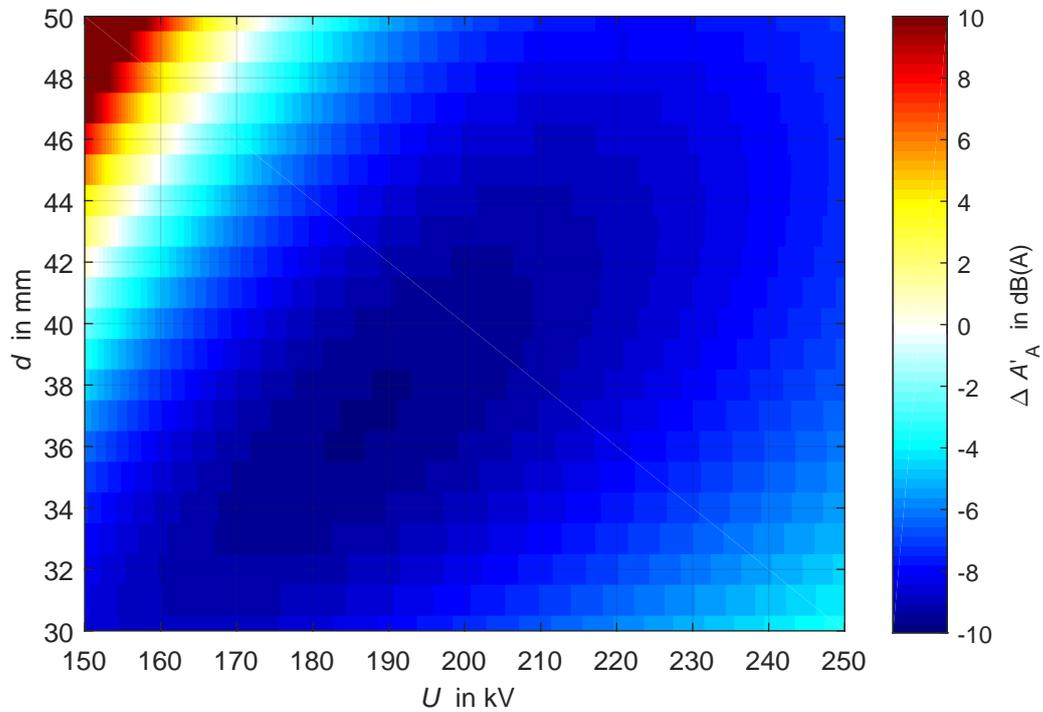


Bild E.6: Spannungsabhängiges Reduktionspotenzial $\Delta A'_A = A'_{A\text{-hydrophil}} - A'_{A\text{-standard}}$ für Dreileiterbündel ($n=3$)

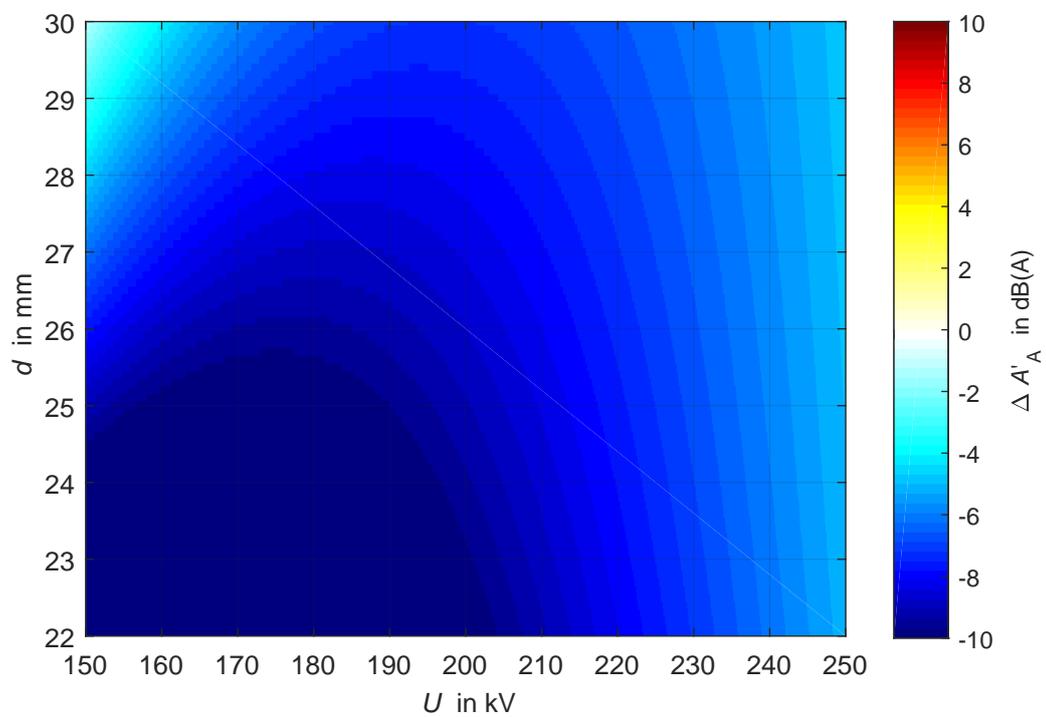


Bild E.7: Spannungsabhängiges Reduktionspotenzial $\Delta A'_A = A'_{A\text{-hydrophil}} - A'_{A\text{-standard}}$ für Vierleiterbündel ($n = 4$)

F Diagramme zum Einfluss des Teilleiterabstands

Die Diagramme in den Bildern F.1 – F.8 stellen die Rohdaten der Untersuchungen zum Einfluss des Teilleiterabstands a auf die generierte Schalleistung A'_A dar, welche in Kapitel 8.7 diskutiert werden. Die zugrundeliegenden Feldstärkewerte E wurden mithilfe von FEM-Simulationen bestimmt.

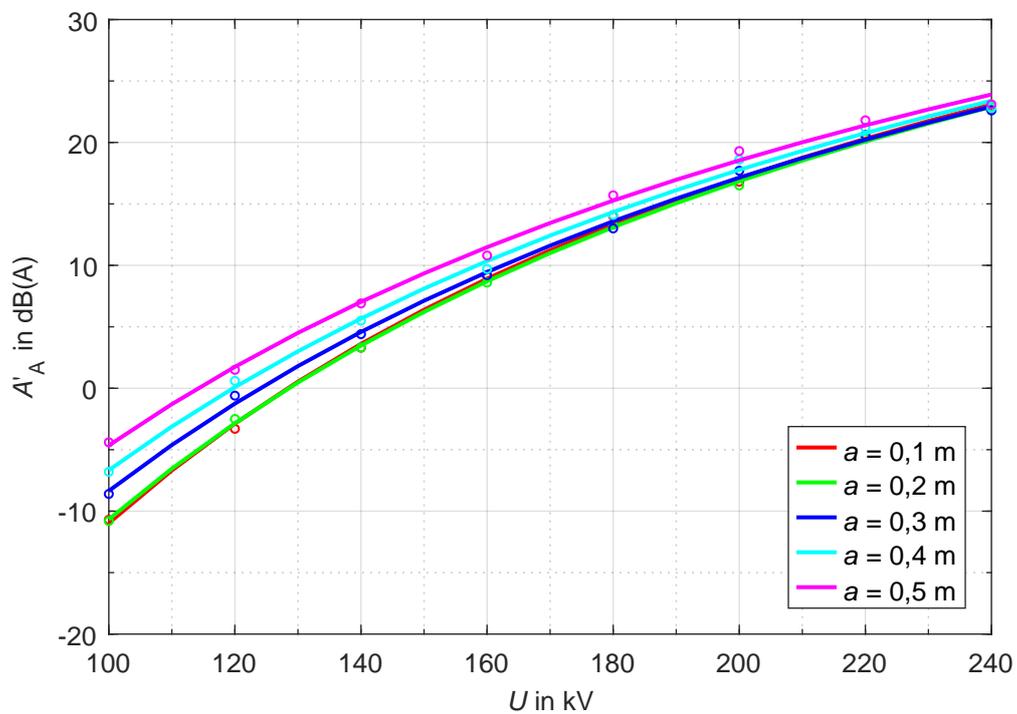


Bild F.1: Einfluss des Teilleiterabstands a auf den von einem Dreileiterbündel ($d = 22 \text{ mm}$) emittierten Schalleistungspegel A'_A in Abhängigkeit des Prüfspannungspegels U ($RR = 6 \text{ mm/h}$)

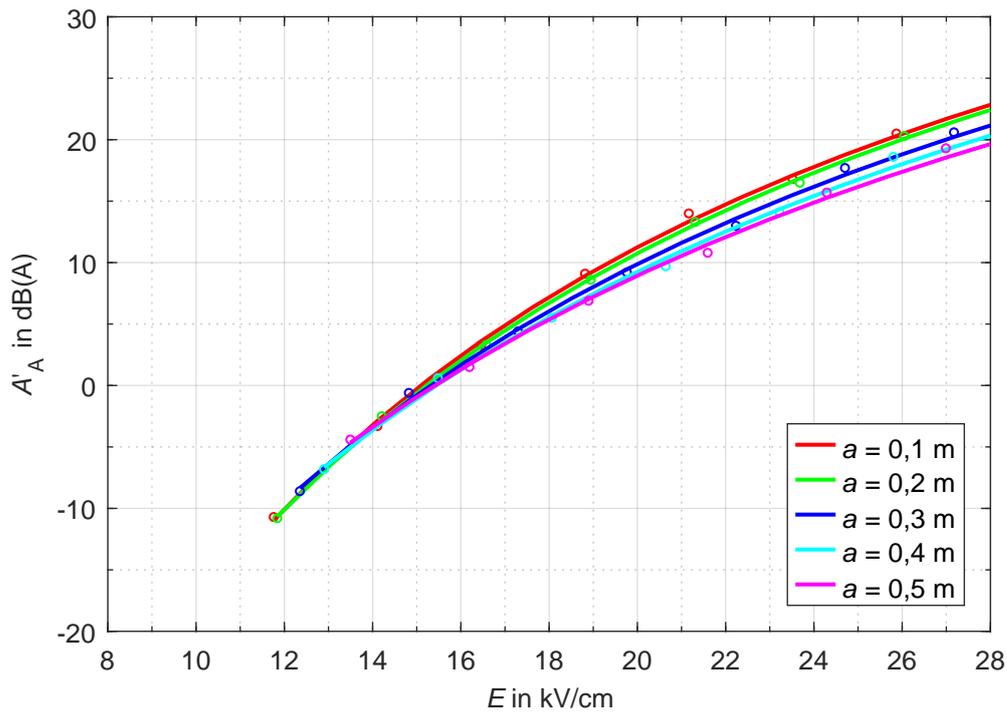


Bild F.2: Einfluss des Teilleiterabstands a auf den von einem Dreileiterbündel ($d = 22$ mm) emittierten Schallleistungspegel A'_A in Abhängigkeit der Leiterrandfeldstärke E ($RR = 6$ mm/h)

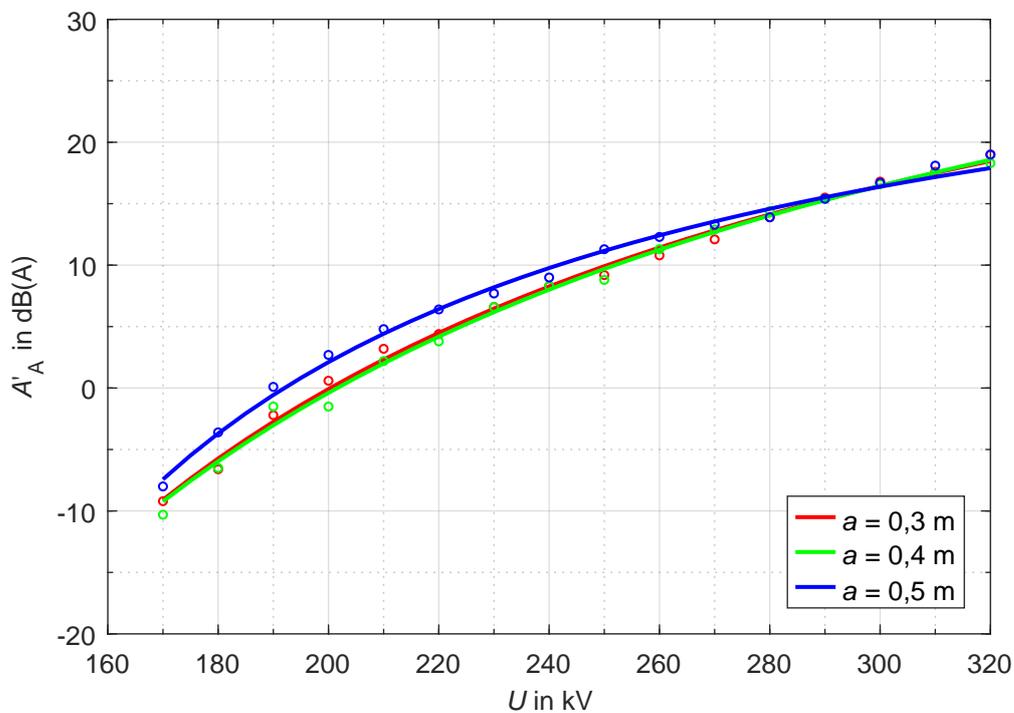


Bild F.3: Einfluss des Teilleiterabstands a auf den von einem Dreileiterbündel ($d = 32$ mm) emittierten Schallleistungspegel A'_A in Abhängigkeit des Prüfspannungspegels U ($RR = 6$ mm/h)

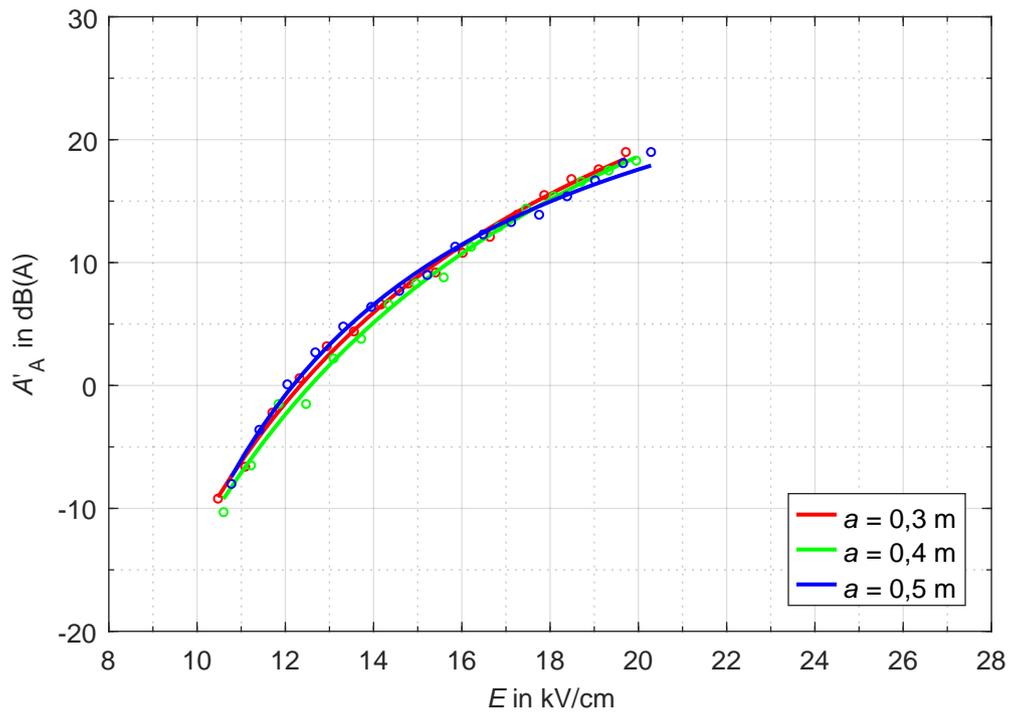


Bild F.4: Einfluss des Teilleiterabstands a auf den von einem Dreileiterbündel ($d = 32 \text{ mm}$) emittierten Schalleistungspegel A'_A in Abhängigkeit der Leiterrandfeldstärke E ($RR = 6 \text{ mm/h}$)

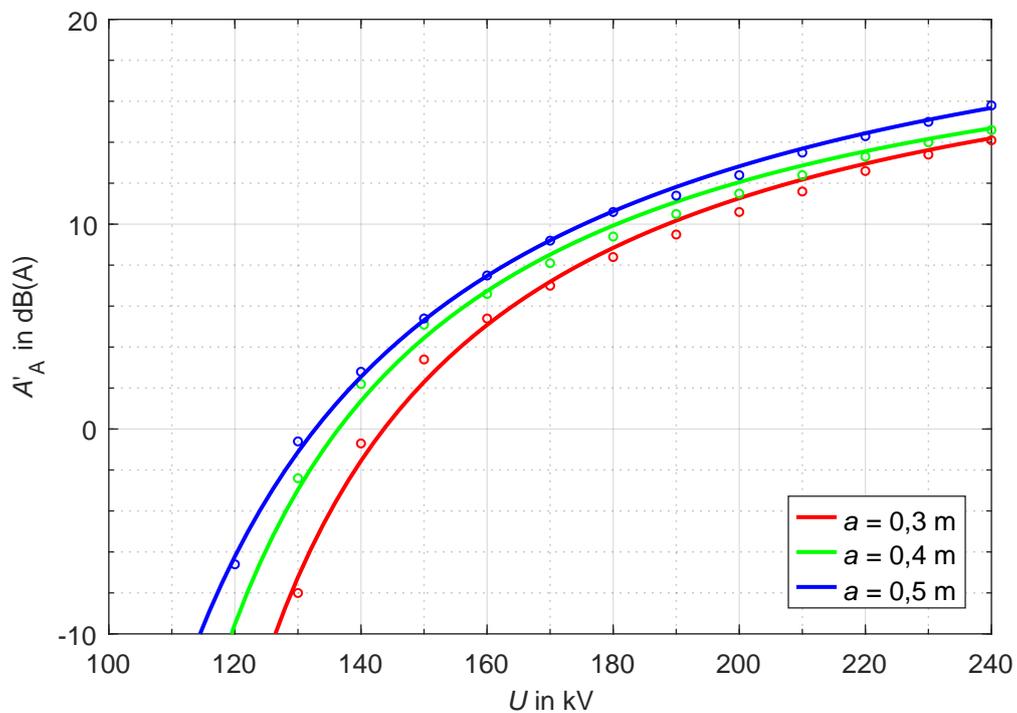


Bild F.5: Einfluss des Teilleiterabstands a auf den von einem Zweileiterbündel ($d = 29 \text{ mm}$) emittierten Schalleistungspegel A'_A in Abhängigkeit des Prüfspannungspegels U ($RR = 6 \text{ mm/h}$)

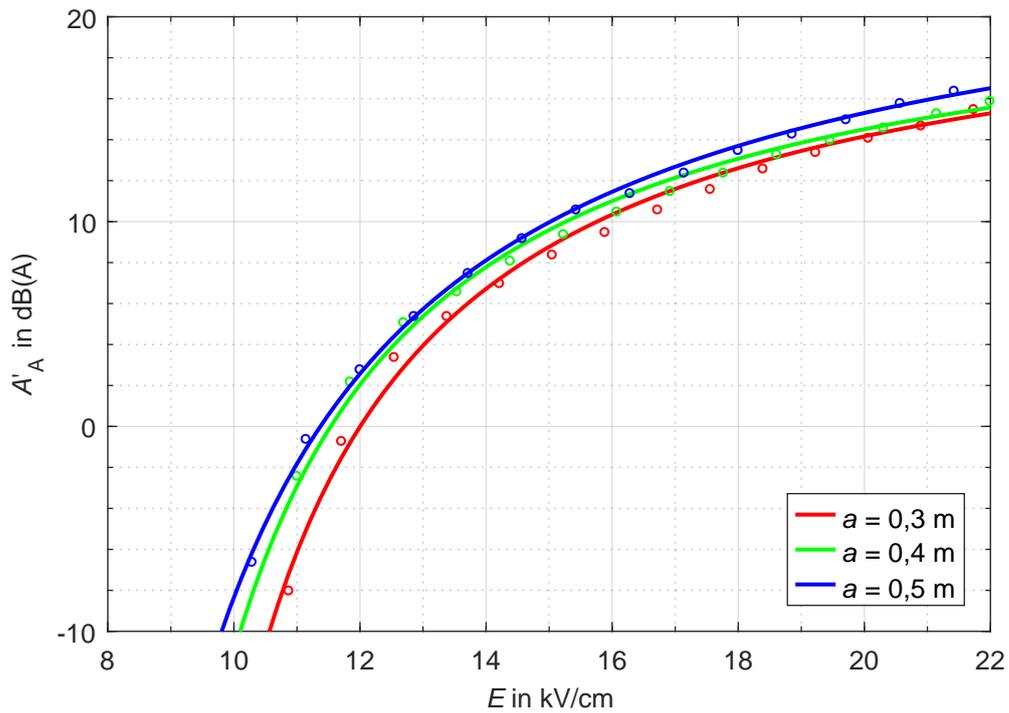


Bild F.6: Einfluss des Teilleiterabstands a auf den von einem Zweileiterbündel ($d = 29$ mm) emittierten Schallleistungspegel A'_A in Abhängigkeit der Leiterrandfeldstärke E ($RR = 6$ mm/h)

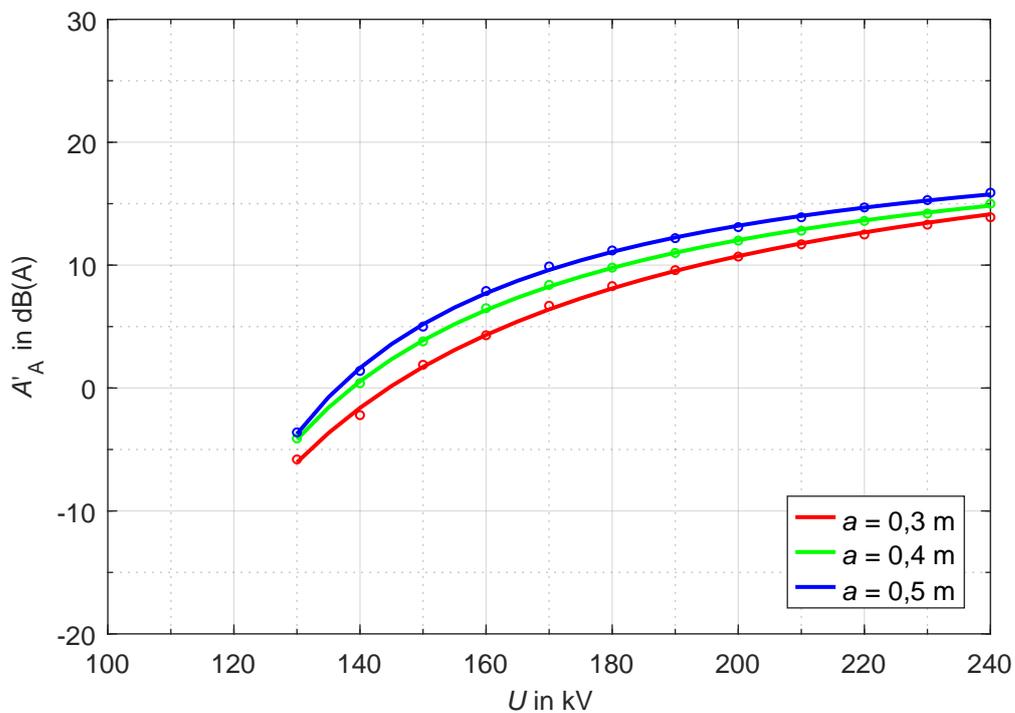


Bild F.7: Einfluss des Teilleiterabstands a auf den von einem Zweileiterbündel ($d = 32$ mm) emittierten Schallleistungspegel A'_A in Abhängigkeit des Prüfspannungspegels U ($RR = 6$ mm/h)

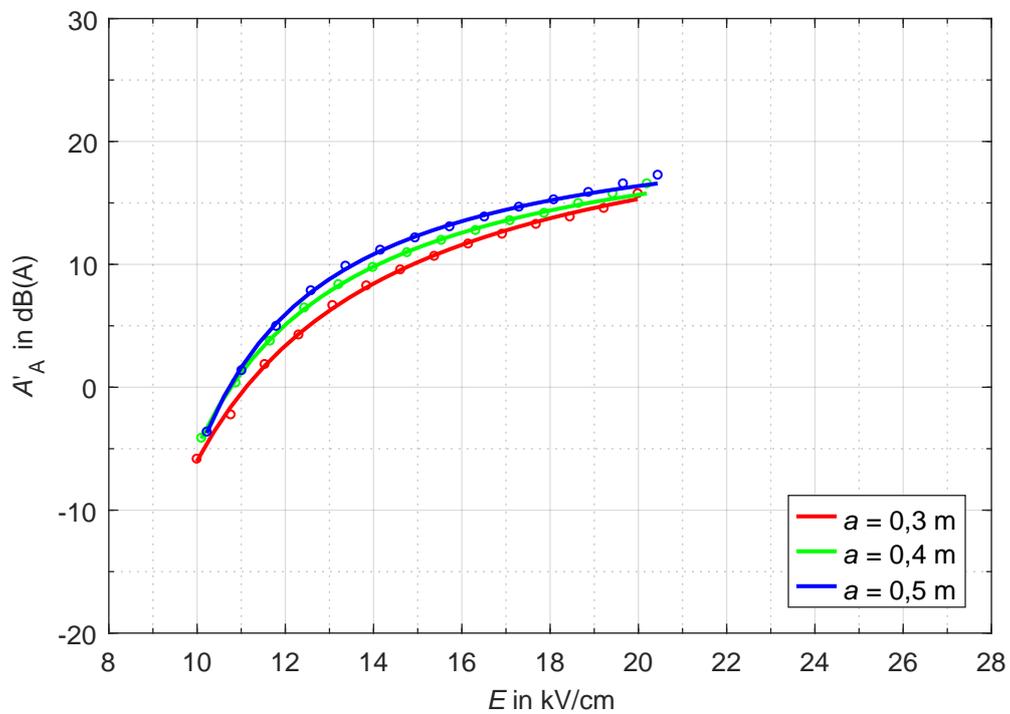


Bild F.8: Einfluss des Teilleiterabstands a auf den von einem Zweileiterbündel ($d = 32 \text{ mm}$) emittierten Schalleistungspegel A'_A in Abhängigkeit der Leiterrandfeldstärke E ($RR = 6 \text{ mm/h}$)

G Diagramme zum zeitabhängigen Abklingverhalten

Die Diagramme in den Bildern G.1–G.4 enthalten die Rohdaten und weiterführenden Auswertungen der Untersuchungen zum Abtrocknungsverhalten $A'_A = f(t)$ aus Kapitel 8.6.

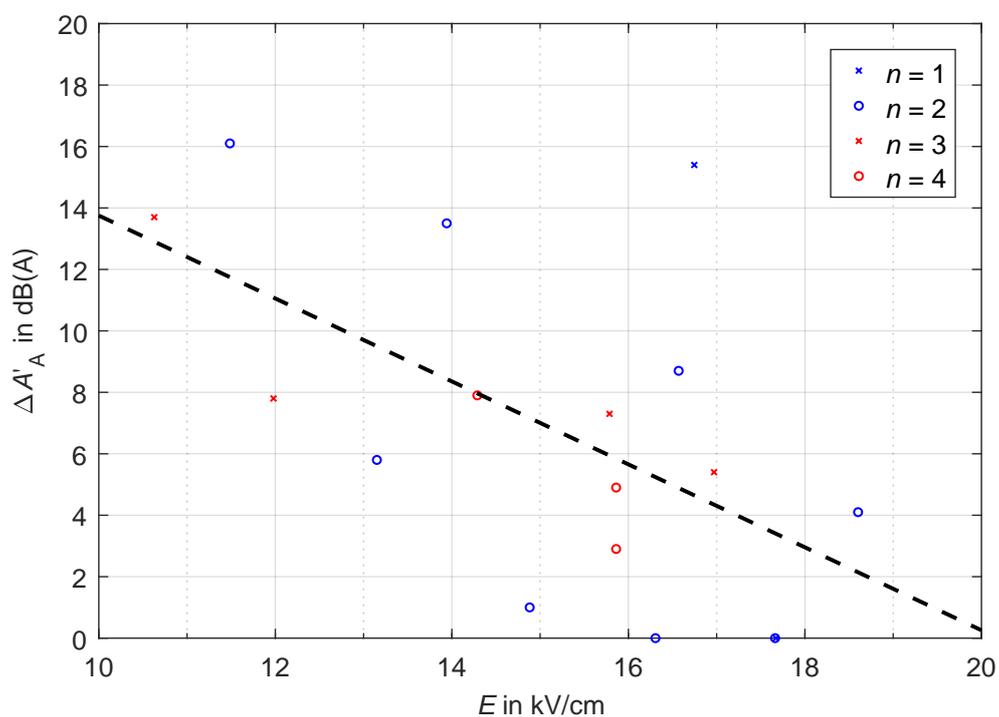


Bild G.1: Pegeldifferenz $\Delta A'_A$, die bei Standardleiterseilen in einer 15-minütigen Messung in Abhängigkeit der Leiterrandfeldstärke E zwischen Anfangs- und Endpegel erzielt werden kann

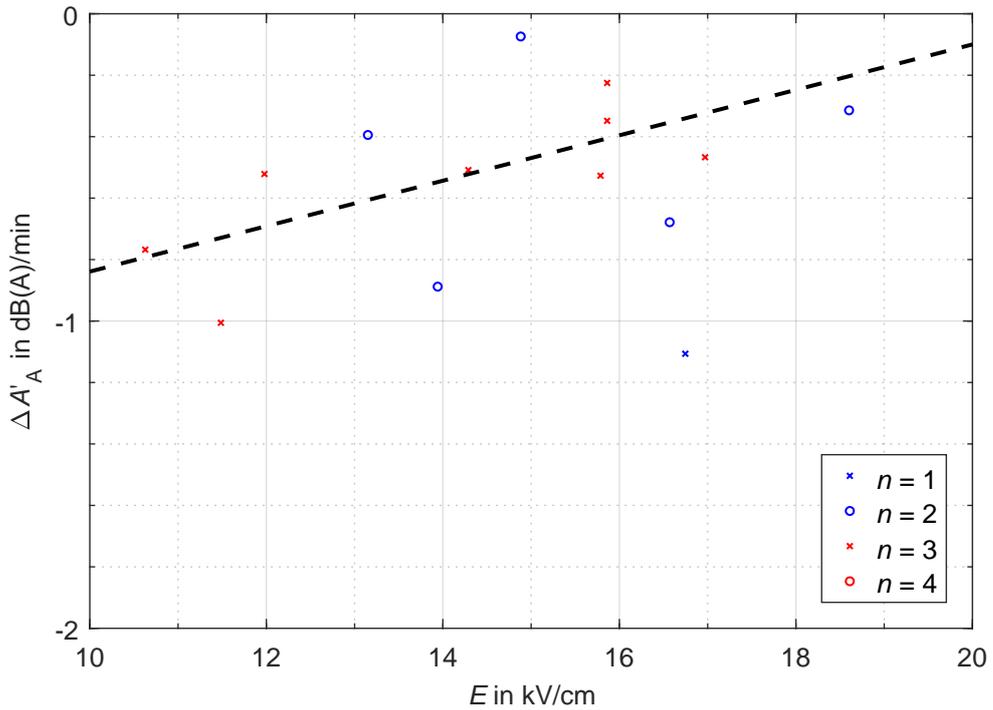


Bild G.2: Mittlere Steigung $\Delta A'_A$, die bei Standardleiterseilen in einer 15-minütigen Messung in Abhängigkeit der Leiterrandfeldstärke E zwischen Anfangs- und Endpegel auftritt

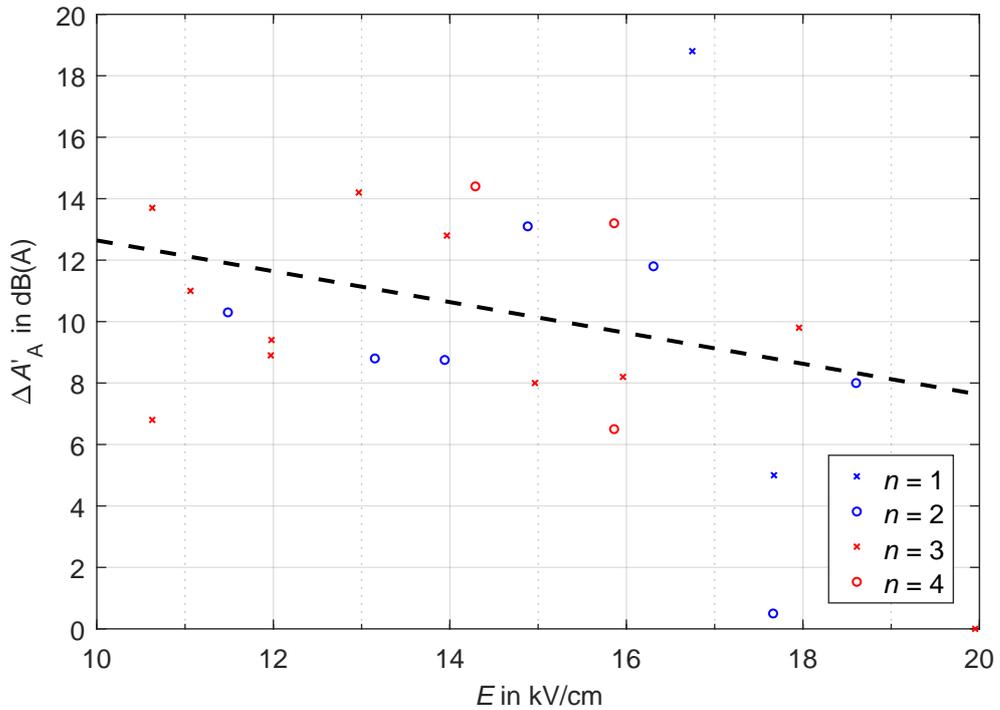


Bild G.3: Pegeldifferenz $\Delta A'_A$, die bei hydrophilen Leiterseilen in einer 15-minütigen Messung in Abhängigkeit der Leiterrandfeldstärke E zwischen Anfangs- und Endpegel erzielt werden kann

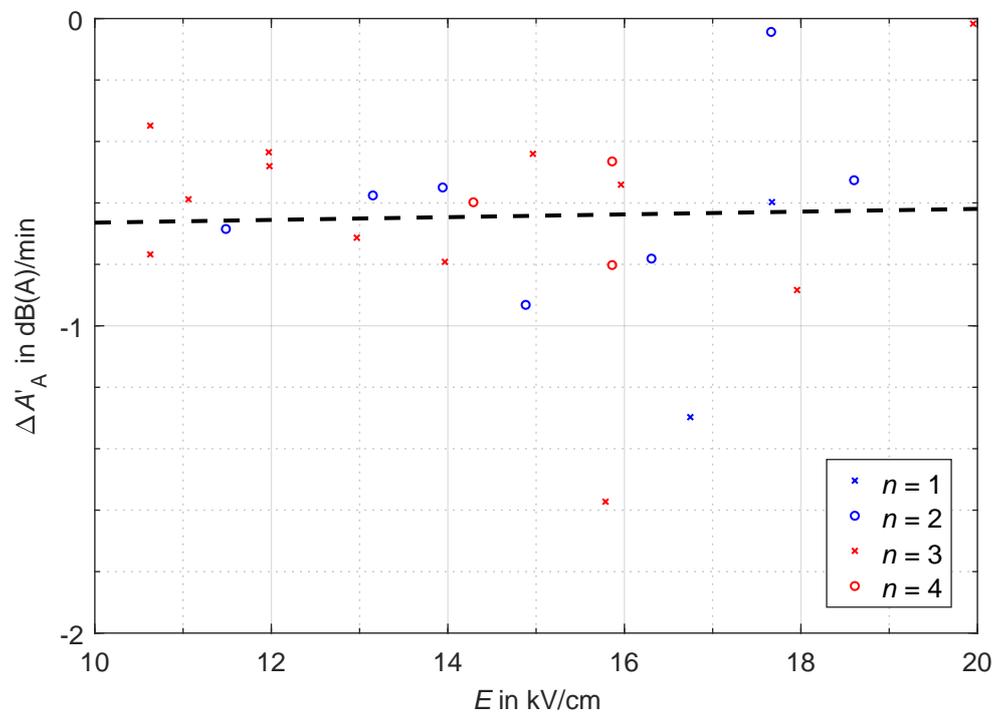


Bild G.4: Mittlere Steigung $\Delta A'_A$, die bei hydrophilen Leiterseilen in einer 15-minütigen Messung in Abhängigkeit der Leiterrandfeldstärke E zwischen Anfangs- und Endpegel auftritt

H Mikroskopaufnahmen

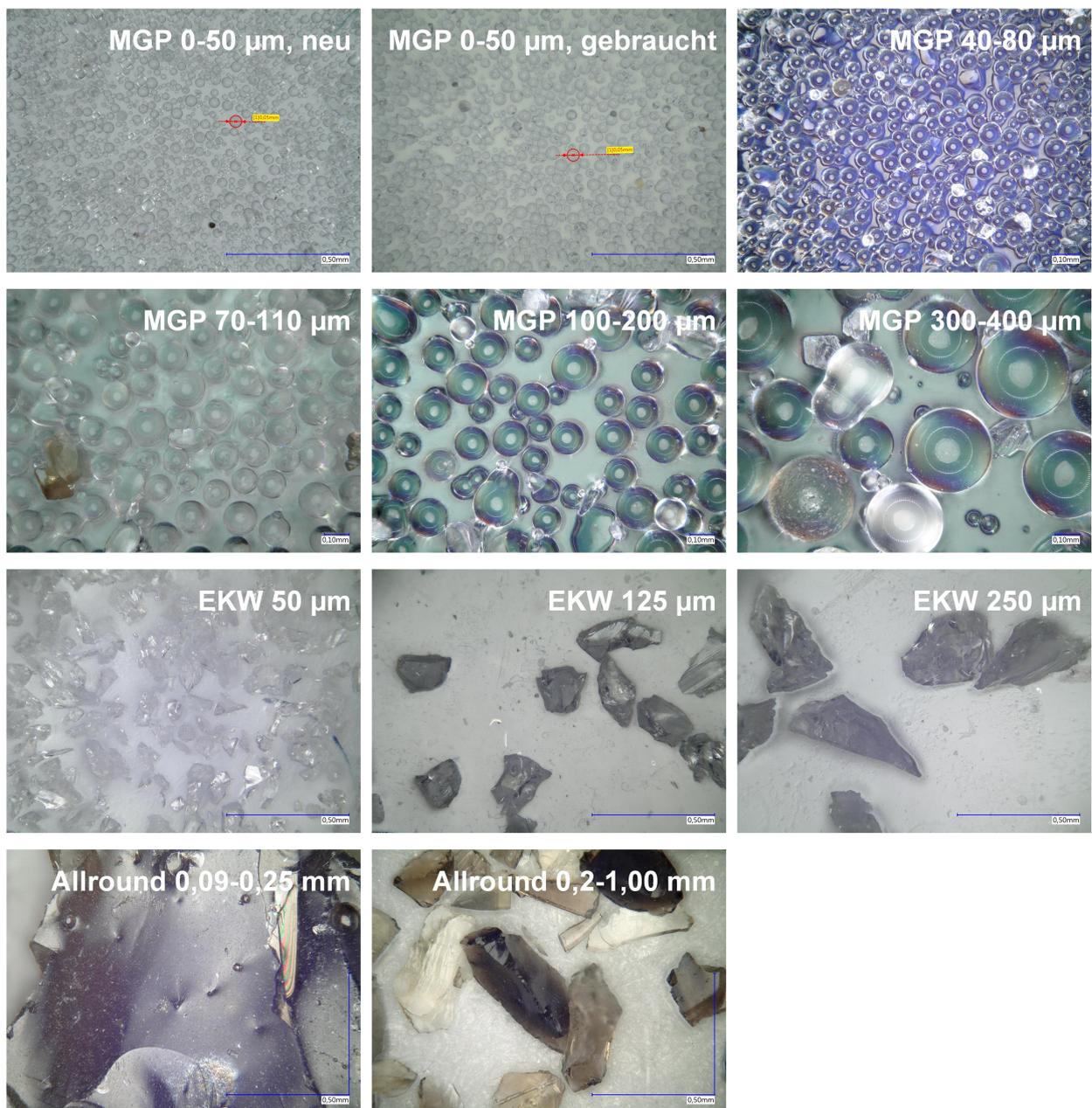


Bild H.1: Mikroskopaufnahmen der in eigenen Versuchen verwendeten Strahlmittel unterschiedlicher Korngrößen bei 250-facher Vergrößerung. MGP... Mikroglasperlen, EKW... Edelkorund, Allround... nichtsilikogenes Strahlmittel aus mineralischer Schlacke

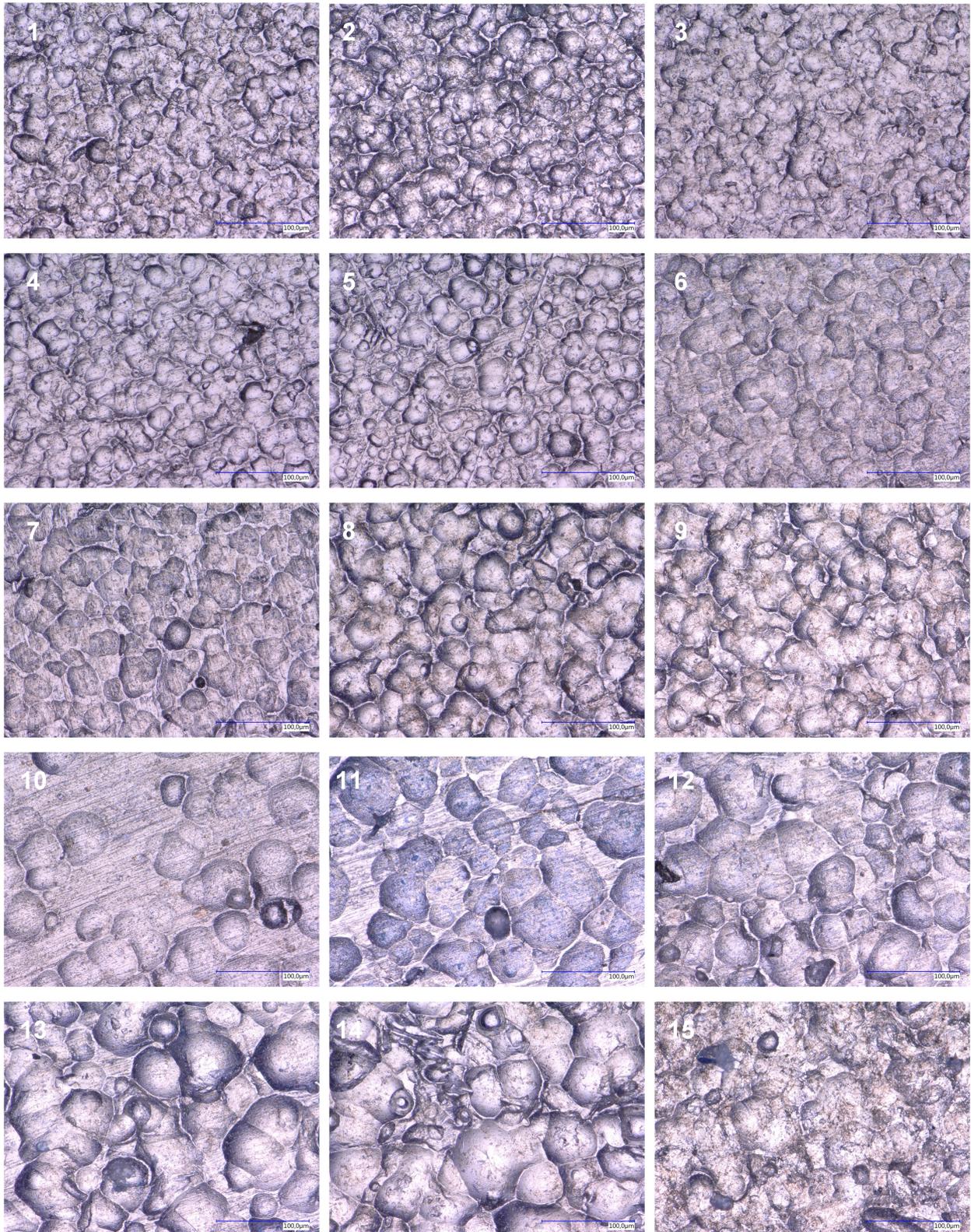


Bild H.2: Mikroskopaufnahmen von unterschiedlich bestrahlten Leiterseilen (AL1) bei 1000-facher Vergrößerung. 1 – 5: MGP 40 – 80 μm , 6 – 9: MGP 70 – 110 μm , 10 – 15: MGP 100 – 200 μm

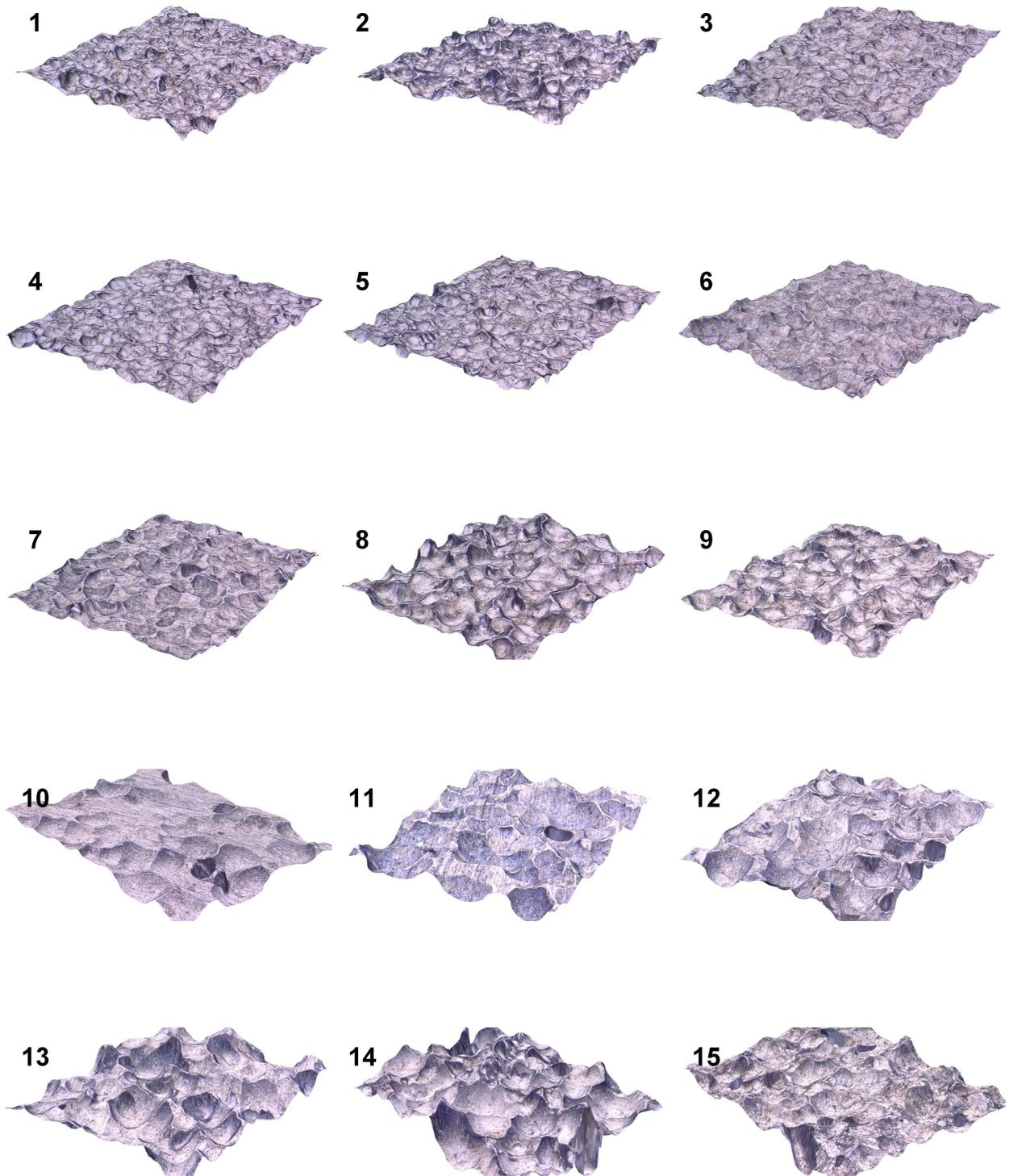


Bild H.3: 3D-Aufnahmen der Ausschnitte aus Bild H.2 bei 2000-facher Vergrößerung
(z-Maßstab: 400 %)

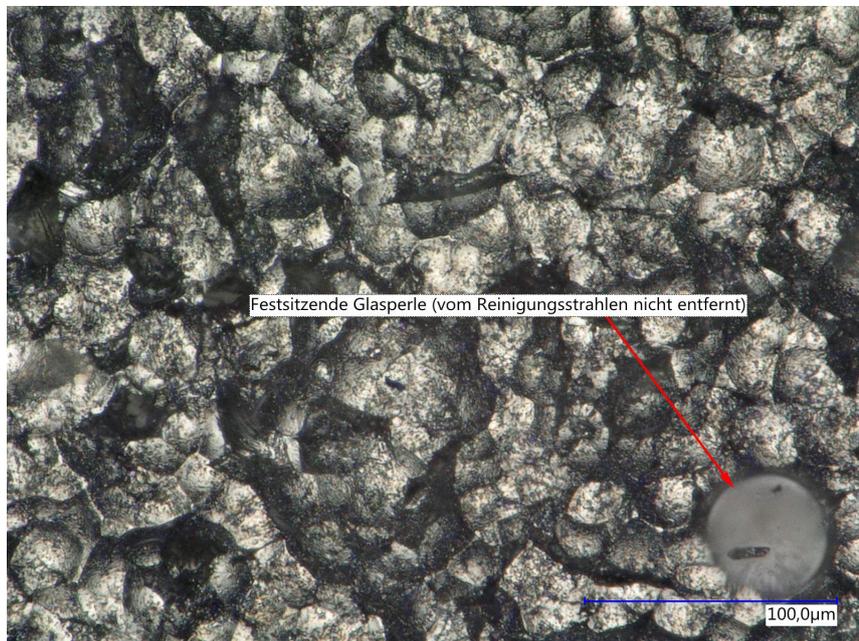


Bild H.4: Auf gestrahlter Oberfläche festsitzende Mikroglasperle (MGP 40 – 80 µm)

I Vergleich der Methoden zur Bestimmung des Schalleistungspegels

Wie in Kapitel 7.3 diskutiert, wurden in Kapitel 5.1 zwei verschiedene Ansätze zur immissionsbasierten Bestimmung des längenbezogenen Schalleistungspegels A'_A erarbeitet. An dieser Stelle soll eine Vergleichsrechnung zu Kontrollzwecken skizziert werden. Hierzu sei \tilde{k} der Konversionsfaktor zur Umrechnung zwischen dem gemessenen (mittleren) Schalldruckpegel L_A und dem zu bestimmenden längenbezogenen Schalleistungspegel A'_A :

$$A' = L + \tilde{k} \quad (1.1)$$

Gemäß der allgemeinen Herleitung zu den akustischen Zusammenhängen einer Linienquelle der Länge ℓ gilt für den Konversionsfaktor \tilde{k} gemäß Gleichung (5.15):

$$\begin{aligned} \tilde{k}_1 = -10 \cdot \lg \left(\frac{\rho \cdot c}{4} \right) + 10 \cdot \lg (R) - 10 \cdot \lg \left(\frac{2}{\pi} \cdot \arctan \left(\frac{\ell}{2 \cdot R} \right) \right) \\ + 20 \cdot \lg (p_0) + 10 \cdot \lg \left(\frac{1 \text{ W}}{P_0} \right) \quad (1.2) \end{aligned}$$

Mit einer Bezugsleistung von $P_0 = 1 \mu\text{W}$, einer Luftdichte von $\rho = 1,2041 \text{ kg/m}^3$ und einer Schallgeschwindigkeit von $c = 343 \text{ m/s}$:

$$\begin{aligned} \tilde{k}_1 = -10 \cdot \lg \left(\frac{1,2041 \cdot 343}{4} \right) + 10 \cdot \lg (6,2) - 10 \cdot \lg \left(\frac{2}{\pi} \cdot \arctan \left(\frac{6}{2 \cdot 6,2} \right) \right) \\ + 20 \cdot \lg (20 \mu\text{Pa}) + 10 \cdot \lg \left(\frac{1}{1 \cdot 10^{-6}} \right) \quad (1.3) \end{aligned}$$

$$\tilde{k}_1 = -40,76 \text{ dB(A)} \quad (1.4)$$

Für die gegenständlichen Untersuchungen erfolgte die Bestimmung des längenbezogenen Schalleistungspegels A'_A jedoch gemäß ISO 3744. Ausgehend vom fremdgeräusch-, hintergrundgeräusch- und umgebungskorrigierten mittleren Immissionspegel L_{pf} erfolgt die Umrechnung gemäß Gleichung (5.31) und Gleichung (5.32). Es gilt:

$$\tilde{k}_2 = 10 \cdot \lg\left(\frac{S}{S_0}\right) - 10 \cdot \lg\left(\frac{\ell}{\ell_0}\right) \quad (1.5)$$

Mit $S = 233,73 \text{ m}^2$, $S_0 = 1 \text{ m}^2$, $\ell = 6 \text{ m}$, $\ell_0 = 1 \text{ m}$ und unter Berücksichtigung des Umstands, dass die in ISO 3744 verwendete Bezugsleistung $P_0 = 1 \text{ pW}$ beträgt, gilt für den Konversionsfaktor \tilde{k} bei $P_0 = 1 \mu\text{W}$:

$$\tilde{k}_2 = 10 \cdot \lg(233,73) - 10 \cdot \lg(6) + 10 \cdot \lg\left(\frac{10^{-12}}{10^{-6}}\right) \quad (1.6)$$

$$\tilde{k}_2 = -44,1 \text{ dB(A)} \quad (1.7)$$

Es zeigt sich somit, dass die nach den beiden unterschiedlichen Verfahren berechneten Konversionsfaktoren \tilde{k}_1 und \tilde{k}_2 gut übereinstimmen. Eine geringer Unterschied war zu erwarten, da \tilde{k}_1 einem Berechnungsverfahren entstammt, welches keine raumakustischen Einflüsse berücksichtigt, wohingegen dies bei \tilde{k}_2 explizit der Fall ist. An dieser Stelle sei der Vollständigkeit halber angemerkt, dass \tilde{k}_1 auf den Summenpegel L_A anzuwenden ist. Der Konversionsfaktor \tilde{k}_2 ist in der zugrundeliegenden Berechnungsvorschrift bei jedem Terzband separat in Ansatz zu bringen.

J Diagramme zum Geräuschemissionsverhalten von Hybridleitungen

J.1 Blanker Leiterseilprüfung

Die Ergebnisdiagramme in Bild J.1 und Bild J.2 liegen den Ausführungen zum Geräuschemissionsverhalten blanker, unbehandelter Leiterseile bei Mischfeldbelastung zugrunde (Kapitel 9.7.2.1).

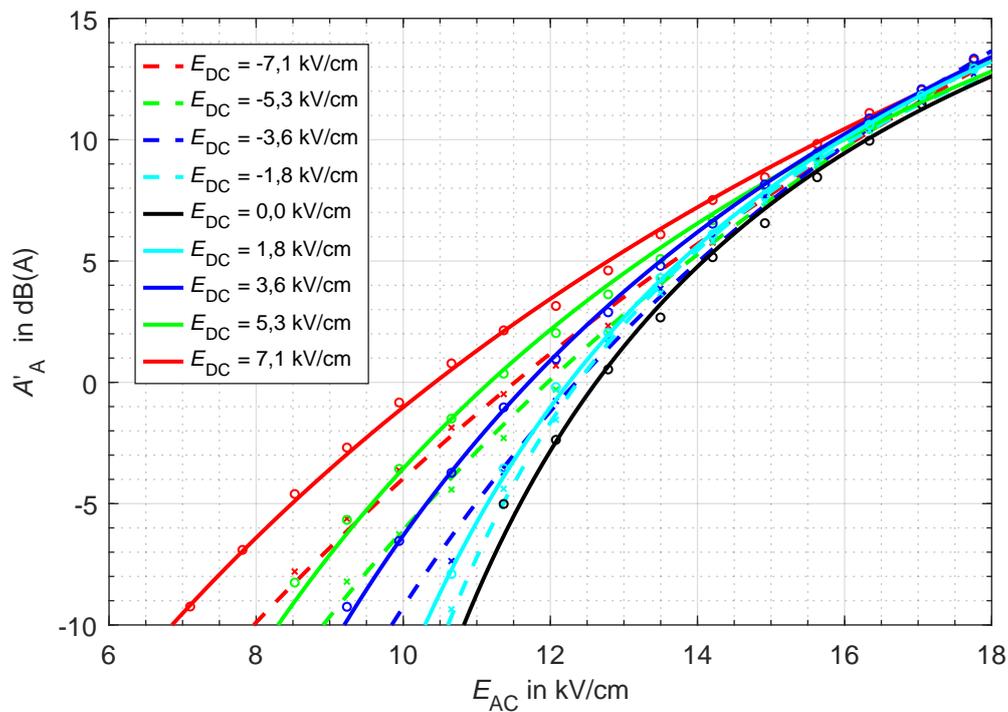


Bild J.1: Einfluss eines DC-Bias auf das feldstärkeabhängige Geräuschemissionsverhalten $A'_A = f(E_{AC}, E_{DC})$ des blanken Leiterseilprüflings (1 mm/h)

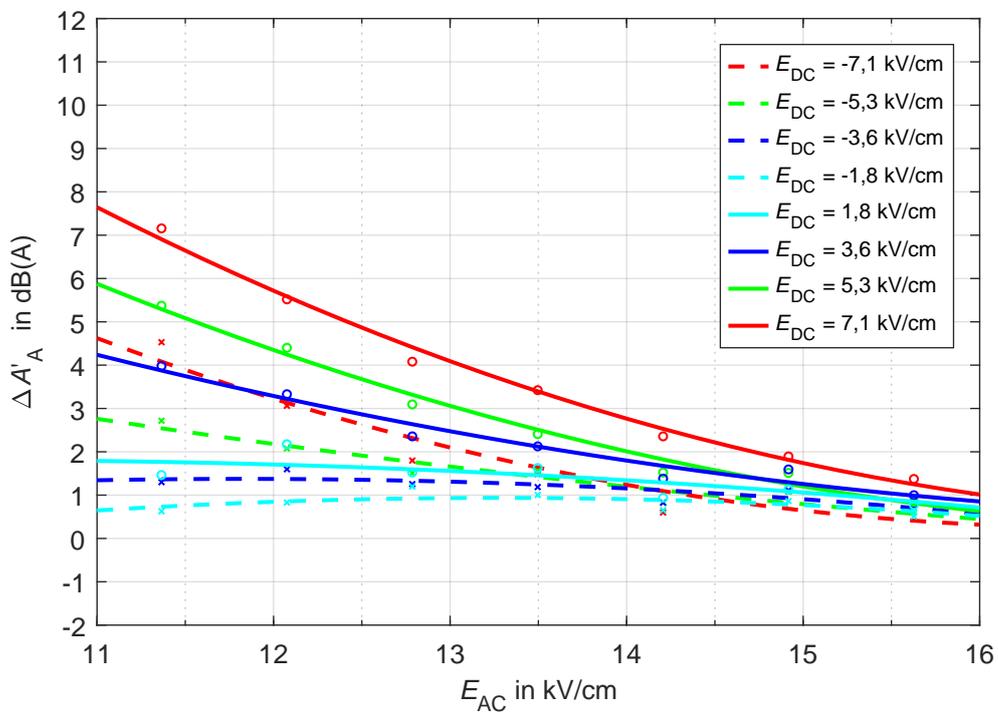


Bild J.2: Infolge eines DC-Bias an dem blanken Prüfling auftretende Pegelanhebung $\Delta A'_A$ bezogen auf den Fall $E_{DC} = 0$ kV/cm (1 mm/h)

J.2 Hydrophiler Leiterseilprüfung

Die Ergebnisdiagramme in den Bildern J.3 - J.6 liegen den Ausführungen zum Geräuschemissionsverhalten hydrophiler (alter) Leiterseile bei Mischfeldbelastung zugrunde (Kapitel 9.7.2.1).

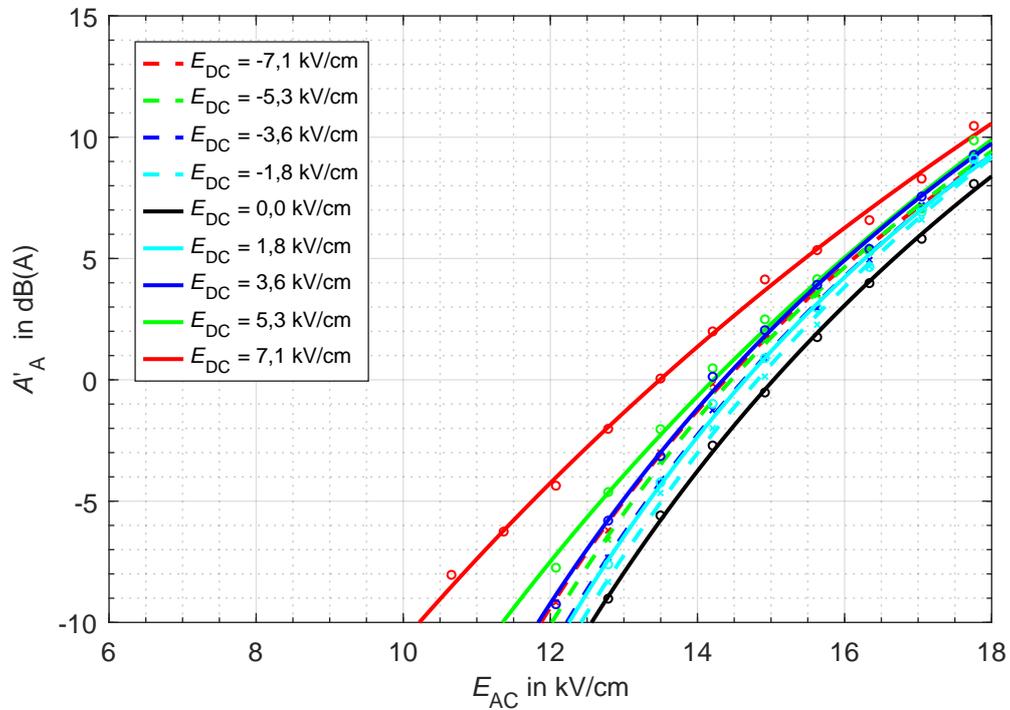


Bild J.3: Einfluss eines DC-Bias auf das feldstärkeabhängige Geräuschemissionsverhalten $A'_A = f(E_{AC}, E_{DC})$ des hydrophilen Leiterseilprüflings (6 mm/h)

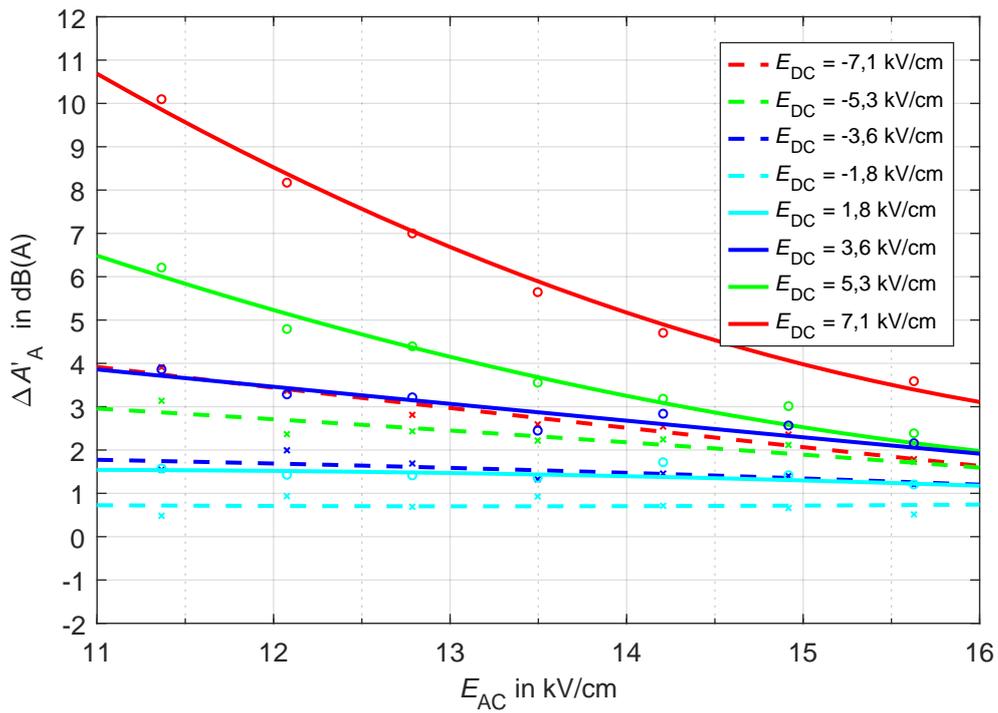


Bild J.4: Infolge eines DC-Bias an dem hydrophilen Prüfling auftretende Pegelanhebung $\Delta A'_A$ bezogen auf den Fall $E_{DC} = 0$ kV/cm (6 mm/h)

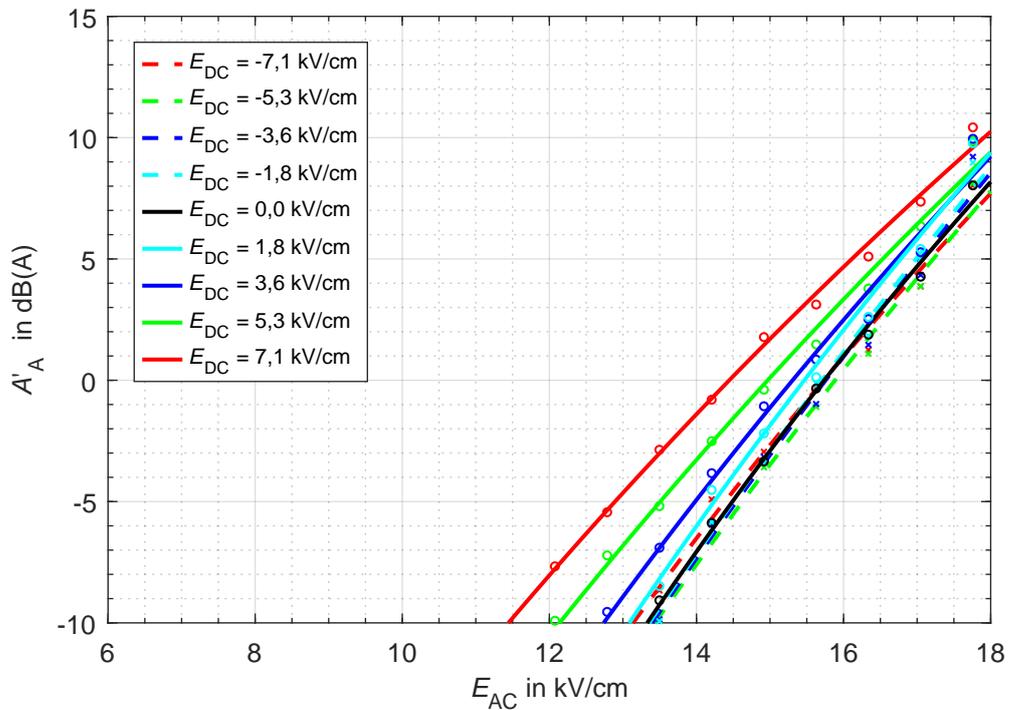


Bild J.5: Einfluss eines DC-Bias auf das feldstärkeabhängige Geräuschemissionsverhalten $A'_A = f(E_{AC}, E_{DC})$ des hydrophilen Leiterseilprüflings (1 mm/h)

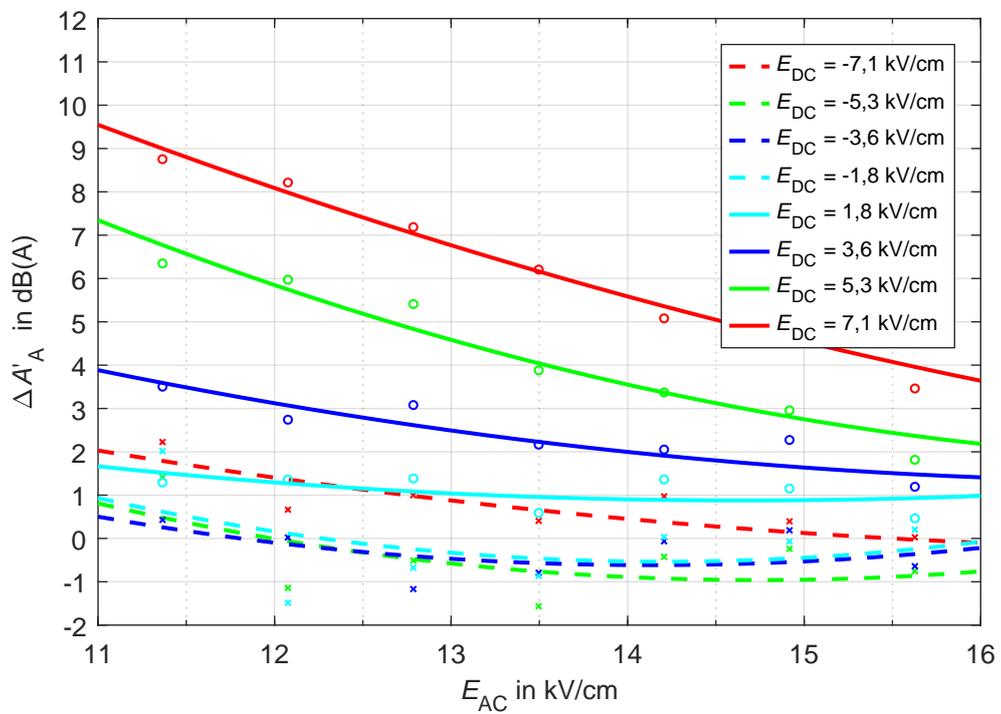


Bild J.6: Infolge eines DC-Bias an dem hydrophilen Prüfling auftretende Pegelanhebung $\Delta A'_A$ bezogen auf den Fall $E_{DC} = 0$ kV/cm (1 mm/h)

J.3 Einfluss der Leiterseiloberfläche

Bild J.7 illustriert den in Kapitel 9.7.2.2 diskutierten Einfluss der Leiterseiloberfläche auf das Geräuschemissionsverhalten bei Mischfeldbelastung.

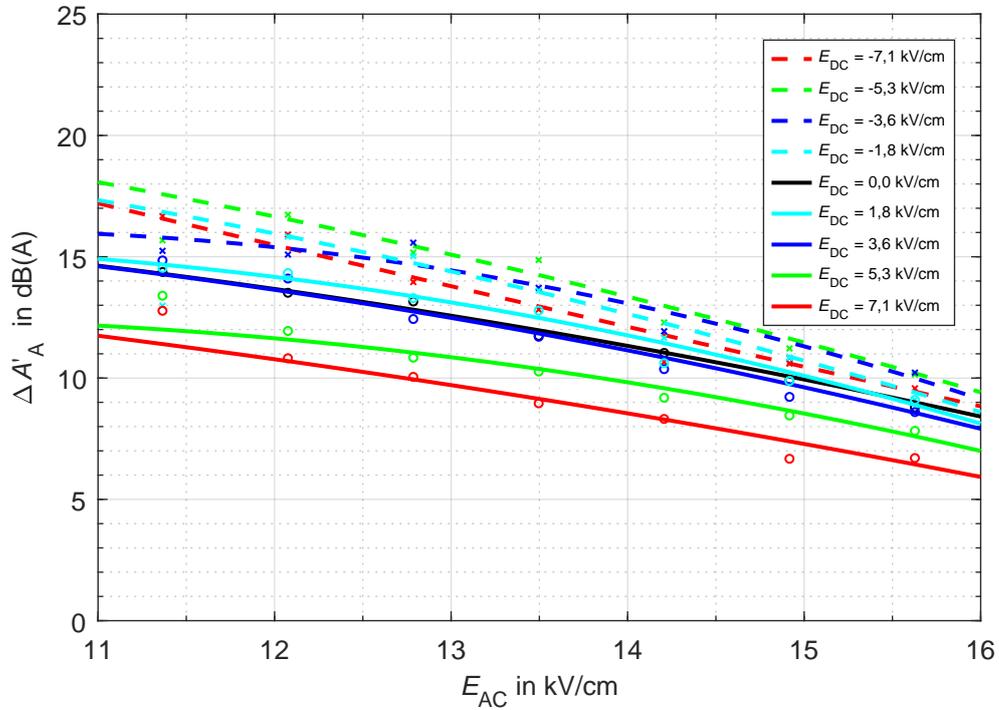


Bild J.7: Durch den Einsatz hydrophiler Leiterseiloberflächen zu erzielende Pegelreduktion $\Delta A'_A = f(E_{AC}, E_{DC})$ für $RR = 1$ mm/h ($\Delta A'_A = A_{A\text{-blank}} - A'_{A\text{-hydrophil}}$)

J.4 Tonale Anteile

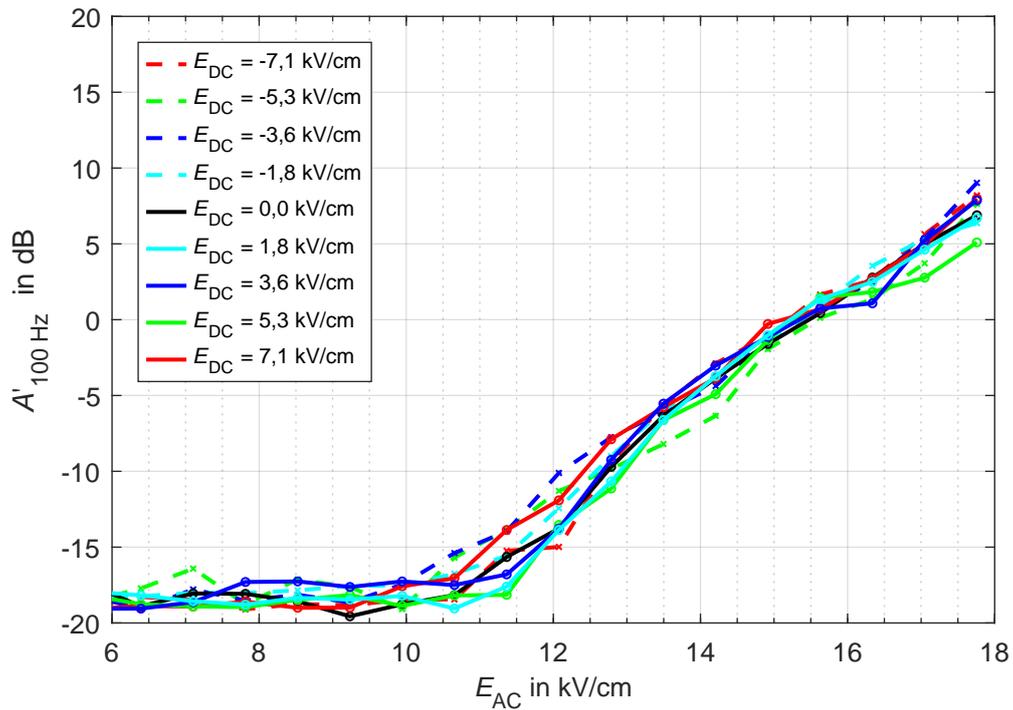


Bild J.8: Feldstärkeabhängiger Verlauf der 100-Hz-Komponente $A'_{100\text{Hz}} = f(E_{AC}, E_{DC})$ für das hydrophile Altseil bei einer Regenrate von $RR = 6 \text{ mm/h}$

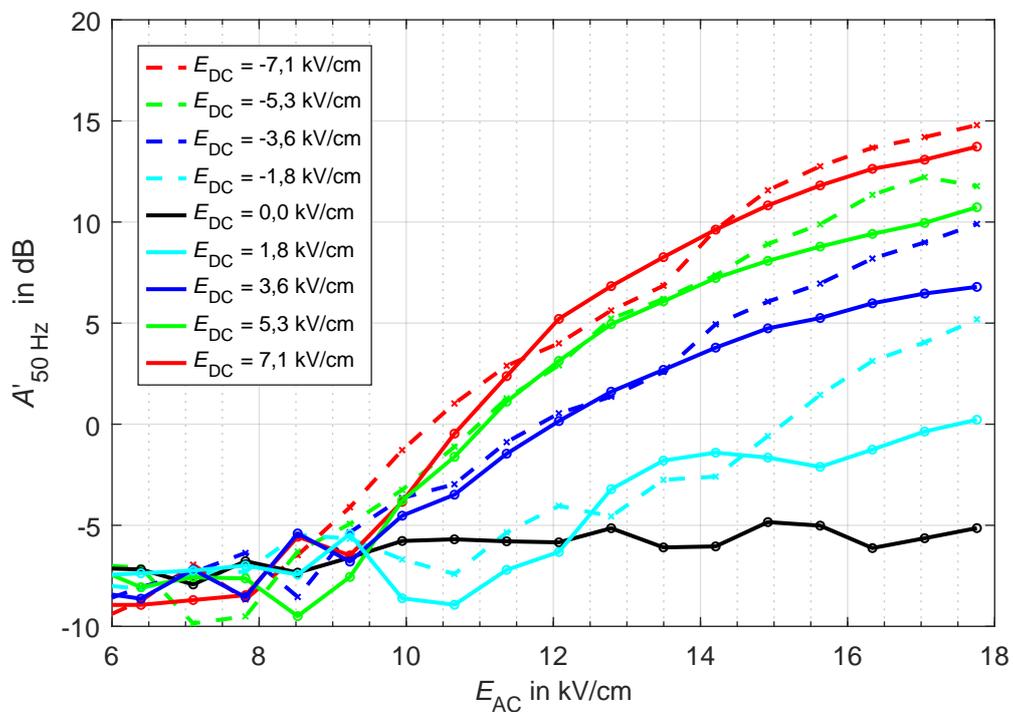


Bild J.9: Feldstärkeabhängiger Verlauf der 50-Hz-Komponente $A'_{50\text{Hz}} = f(E_{AC}, E_{DC})$ für das hydrophile Altseil bei einer Regenrate von $RR = 6 \text{ mm/h}$