



TECHNISCHE UNIVERSITÄT ILMENAU  
Fakultät für Elektrotechnik und Informationstechnik

## Dissertation

Zur Erlangung des akademischen Grades  
Doktoringenieur (Dr.-Ing.)

# Blitzstromverteilung und Überspannungsschutz in Windenergieanlagen

---

vorgelegt von:	M.Sc. Eduard Shulzhenko
Tag der Einreichung:	08. 06. 2020
Tag der wissenschaftlichen Aussprache:	11. 12. 2020
Anfertigung im Fachgebiet:	Blitz- und Überspannungsschutz
Gutachter:	Prof. Dr.-Ing. Michael Rock Prof. Dr.-Ing. Fridolin Heidler Prof. Dr.-Ing. Alexander Kern

urn:nbn:de:gby:ilm1-2020000684







## **Vorwort und Danksagung**

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter im Fachgebiet „Blitz- und Überspannungsschutz“ an der Fakultät für Elektrotechnik und Informationstechnik der Technischen Universität Ilmenau und in Kooperation mit der Firma DEHN SE + Co KG.

Zu aufrichtigem Dank bin ich verpflichtet

Herrn Prof. Dr.-Ing. Michael Rock

für die Betreuung, großzügige Unterstützung und Begleitung, viele fachliche und anregende Diskussionen und hilfreiche, aus eigener Erfahrung bezogene Anregungen,

Herrn Prof. Dr.-Ing. Fridolin Heidler und

Herrn Prof. Dr.-Ing. Alexander Kern

für wertvolle Ratschläge, fachliche Diskussionen und Anregungen und für die Bewertung dieser Arbeit,

Herrn Dipl.-Ing. Josef Birkl

für die wertvollen Empfehlungen und für viele anregende Projekte, die zum Fortgang dieser Arbeit beigetragen haben, für zahlreiche Verbindungen zu Kollegen in dem Wissenschaftsgebiet,

Herrn Prof. Kazuo Yamamoto

für die technischen Angaben- und Messdaten aus der Messkampagne am Standort Nyuzen, für die hervorragende Unterstützung und wertvollen Kommentare zu meiner Arbeit und für die Ermöglichung der Besichtigung des Standorts während der Messkampagne.

## Kurzfassung

In der vorliegenden Arbeit werden die Beanspruchungsgrößen Strom und Spannung, die infolge eines direkten Blitzeinschlages in eine Windenergieanlage entstehen, ermittelt und darauf aufbauend der Überspannungsschutz für Windenergieanlagen betrachtet.

Dies wird anhand eines Netzwerkmodells in EMTP-ATP untersucht, das eine konkrete Windenergieanlage auf Basis ihrer geometrischen und materialspezifischen Daten komplett abbildet. Das Modell berücksichtigt bei steilen Blitzstoßströmen Wanderwelleneffekte, die höhenabhängige Wellenimpedanz, die frequenzabhängige Dämpfung und die magnetische Kopplung innerhalb der Windenergieanlage. Jede einzelne Komponente Rotorblatt, Gondel, Turm, Erdung der Windenergieanlage im Blitzstromhauptpfad wird jeweils mit einem spezifischen Modell dargestellt und das komplette Netzwerkmodell wird mit energietechnischen Anlagen, Energiekabeln und angeschlossenem NS-/MS-Netz erweitert. Das Netzwerkmodell wird mit Messdaten validiert. Durch transiente Netzwerkberechnungen werden die Blitzstromverteilung und die auftretenden Überspannungen innerhalb der Windenergieanlage bei unterschiedlichen Blitzströmen ohne und mit Überspannungsschutzkonzept ermittelt. Auf Basis der gewonnenen Berechnungsergebnisse werden Anforderungen für ein leistungsfähiges Überspannungsschutzkonzept abgeleitet.

Darüber hinaus werden die wichtigsten Anforderungen an Blitzstrommesssysteme für Windenergieanlagen werden außerdem beschrieben. Im Rahmen dieser Arbeit wurde ein Blitzstrommesssystem entwickelt und an Windenergieanlagen installiert, mit dem alle Blitzstromverläufe bzw. -komponenten erfasst werden können.

## Abstract

The lightning current distribution and overvoltages within a wind turbine as a result of a direct lightning strike are investigated in the following thesis. Based on this analysis, the overvoltage protection for wind turbines is considered.

The electromagnetic transient simulation program EMTP-ATP is used to develop an adequate network model for the analysis. Relevant components for the lightning current path in wind turbine are rotor blades, nacelle, tower and earth termination system which are all represented with corresponding network models. The models are based on geometric and material-specific data of the wind turbine which consider travelling wave effects, height-dependent surge impedances and magnetic coupling inside the wind turbine. Furthermore, the electrical power system on the MV and LV side is considered. The developed network model is validated by measurement data. The lightning current distribution and overvoltages within the wind turbine are calculated for different lightning currents for both without and with consideration of overvoltage protection devices in the wind turbine. Based on the results of this analysis, requirements for an effective surge protection concept are derived and proposed.

Furthermore, a lightning current measuring system was developed within the scope of this work and installed on wind turbines. The developed lightning current measuring system is capable of recording all lightning current components striking wind turbines. This resulted in a description of the most important requirements that should be considered in the design phase of the measuring system.

# Inhaltsverzeichnis

<b>Abkürzungen</b>	<b>x</b>
<b>Symbolverzeichnis</b>	<b>xii</b>
<b>1 Einführung</b>	<b>1</b>
1.1 Motivation . . . . .	2
1.2 Zielstellungen und Überblick zum Inhalt . . . . .	2
<b>2 Blitzortungsdaten von Windenergieanlagen</b>	<b>4</b>
2.1 Daten von Ortungssystemen . . . . .	4
2.2 Untersuchungsverfahren . . . . .	5
2.3 Zusammenfassung der Blitzortungsdaten . . . . .	7
<b>3 Auswertung von NEDO-Messkampagne</b>	<b>13</b>
3.1 Zusammenfassung der erfassten Blitzparameter an WEA . . . . .	13
3.1.1 Ladungstransfer . . . . .	14
3.1.2 Akkumulierte Ladung . . . . .	15
3.1.3 Spezifische Energie . . . . .	16
3.1.4 Vergleich mit Daten vom Blitzortungssystem in Deutschland . .	16
3.2 Zusammenfassung zur NEDO-Messkampagne . . . . .	18
<b>4 Messsystem für Blitzströme in Windenergieanlagen</b>	<b>19</b>
4.1 Anforderungen an Blitzstrommesssysteme für WEA . . . . .	20
4.2 Erweiterung des Messbereichs . . . . .	23
4.3 Besonderheiten der Blitzlangzeitstrommessung . . . . .	24
4.4 Zusammenfassung zum Blitzstrommesssystem . . . . .	25
<b>5 Berechnungsverfahren für vertikale Komponenten</b>	<b>26</b>
5.1 Vertikaler Draht über Erde . . . . .	26
5.1.1 FDTD-Berechnung für dünnen vertikalen Draht . . . . .	31
5.2 Rotorblätter . . . . .	33
5.3 Turm . . . . .	36
5.3.1 FDTD-Berechnung für Turm . . . . .	43
5.4 Berücksichtigung des Blitzkanals und der Reflexionen . . . . .	45
5.5 Zusammenfassung und Ableitung eines vereinfachten Modells . . . . .	48
<b>6 Modell für Windenergieanlage zur numerischen Berechnung</b>	<b>50</b>
6.1 Ausgewählte Windenergieanlage . . . . .	50
6.1.1 Konstruktiver Aufbau . . . . .	51
6.1.2 Äußerer Blitzschutz der Windenergieanlage . . . . .	51
6.2 Netzwerkmodelle der Komponenten der WEA . . . . .	53
6.2.1 Gondel . . . . .	53
6.2.2 Erdungsanlage . . . . .	54
6.2.3 Energietechnische Anlagen . . . . .	57
6.2.4 Potentialausgleich . . . . .	59

6.2.5	Überspannungsschutz . . . . .	60
6.2.6	MS-Netz und HS-Netz . . . . .	61
6.2.7	Elektrisches Gesamt-Modell der Windenergieanlage . . . . .	62
6.2.8	Stoßspannungsfestigkeit und Stoßstromfestigkeit . . . . .	64
6.3	Validierung des Modells für die numerische Berechnung . . . . .	66
6.3.1	Messungen an WEA in Nyuzen . . . . .	66
6.3.1.1	Messung an der Erdungsanlage . . . . .	66
6.3.1.2	Konstruktive Verbesserung der Erdungsanlage unter Berücksichtigung der Impulseffektivfläche . . . . .	68
6.3.1.3	Messung der Blitzstromverteilung . . . . .	69
6.3.2	Messungen an hohen Masten . . . . .	74
6.4	Zusammenfassung zum Modell für die Windenergieanlage . . . . .	84
<b>7</b>	<b>Blitzstromaufteilung und Überspannungen</b>	<b>86</b>
7.1	Angewendete Blitzströme . . . . .	88
7.2	Stromverteilung und Überspannungen ohne Einsatz von SPDs . . . . .	90
7.2.1	Positiver Erstblitzstoßstrom – Stromverteilung . . . . .	90
7.2.2	Positiver Erstblitzstoßstrom – Überspannungen . . . . .	92
7.2.3	Negativer Erstblitzstoßstrom . . . . .	94
7.2.4	Negativer Folgeblitzstoßstrom . . . . .	96
7.2.5	Blitzlangzeitstrom . . . . .	99
7.2.6	Zusammenfassung zu Stromaufteilung und Überspannungen ohne Einsatz von SPDs . . . . .	99
7.3	Überspannungsschutz in Gondel . . . . .	100
7.4	Überspannungsschutz im Turmfuß . . . . .	102
7.5	Überspannungsschutz in Gondel und im Turmfuß . . . . .	104
7.5.1	Bei positivem Erstblitzstoßstrom . . . . .	104
7.5.2	Bei negativem Erstblitzstoßstrom . . . . .	107
7.5.3	Bei negativem Folgeblitzstoßstrom . . . . .	109
7.5.4	Bei Stoßstrom mit Blitzlangzeitstrom . . . . .	111
7.6	Berechnung mit DFIG und aktivem Umrichter . . . . .	112
7.6.1	Berechnung ohne Überspannungsschutzeinrichtungen . . . . .	112
7.6.2	Berechnung mit Überspannungsschutzeinrichtungen . . . . .	114
7.7	Zusammenfassung zu Blitzstromverteilung und Überspannungen . . . . .	117
<b>8</b>	<b>Innerer Blitzschutz</b>	<b>120</b>
8.1	Schutzmaßnahmen gegen leitungsgebundene Störgrößen . . . . .	122
8.2	Schutzmaßnahmen gegen feldgebundene Störgrößen . . . . .	122
8.3	Zusammenfassung zum Inneren Blitzschutz . . . . .	125
<b>9</b>	<b>Zusammenfassung</b>	<b>126</b>
9.1	Übertragung der gewonnenen Ergebnisse auf andere WEA . . . . .	130
9.2	Anwendung des Berechnungsverfahrens für andere WEA . . . . .	133
	<b>Literatur</b>	<b>136</b>
	<b>Anhang A Onshore- und Offshore Windparks</b>	<b>144</b>

---

<b>Anhang B</b>	<b>Häufigkeiten von Blitzeinschlägen in Windenergieanlage</b>	<b>147</b>
<b>Anhang C</b>	<b>Onshore-Windparks in NEDO-Messkampagne in Japan</b>	<b>152</b>
<b>Anhang D</b>	<b>Blitzstoßströme und ihre Funktionen</b>	<b>153</b>
<b>Anhang E</b>	<b>Frequenzbereich von Blitzströmen</b>	<b>155</b>
<b>Anhang F</b>	<b>Numerische Modelle für vertikale Anordnungen</b>	<b>158</b>
F.1	FastCap-Modell . . . . .	158
F.2	FEM-Modell für vertikalen Draht über Erde . . . . .	159
F.3	FEM-Berechnung der Turmsegmentskapazitäten . . . . .	160
<b>Anhang G</b>	<b>Nachbildung des Turms mit Netzwerkmodell</b>	<b>161</b>
G.1	Grundlegender Fall . . . . .	161
G.2	Fall mit Erdoberfläche . . . . .	167
<b>Anhang H</b>	<b>Impedanz für Aufstiegsleiter und Kabeltrasse</b>	<b>171</b>
<b>Anhang I</b>	<b>Modell für Generator und gesteuerten Umrichter</b>	<b>174</b>
I.1	Nachbildung der Asynchronmaschine in EMTP-ATP . . . . .	174
I.2	Anfangswerte des Asynchrongenerators . . . . .	175
I.3	DFIG-Steuerung . . . . .	178
I.4	Netzwerkmodell mit PWM-gesteuertem DFIG . . . . .	179
I.5	TOV bei Netzfehlern und Beanspruchung durch Mischspannung . . . . .	180
<b>Anhang J</b>	<b>SPD-Modell für Niederspannung</b>	<b>183</b>
<b>Anhang K</b>	<b>FEM-Modell für Gondel</b>	<b>185</b>

## Abkürzungen

ACB	Air Circuit Breaker – Leistungsschalter
BLIDS	<b>BL</b> itz <b>I</b> nformations <b>D</b> ienst von <b>S</b> iemens
DE	Detection Efficiency – Detektionseffizienz der Blitzortung
DFIG	Doubly-Fed Induction Generator – doppelt-gespeiste Asynchronmaschine
DFT	Diskrete Fourier-Transformation
EL	Energieleitungen bzw. Energiekabel
EMTP-ATP	<b>E</b> lectro <b>M</b> agnetic <b>T</b> ransients <b>P</b> rogram, <b>A</b> lternative <b>T</b> ransients <b>P</b> rogram – Netzwerkanalyse-Programm für elektrische Energiesysteme
ETS	Earth Termination System – Erdungsanlage
EUCLID	<b>E</b> Uropean <b>C</b> ooperation for <b>L</b> ightning <b>D</b> etection
FDTD	Finite Difference Time Domain – Finite-Differenzen-Methode im Zeitbereich
FEM	Finite-Elemente-Methode
FS	Funkenstrecke
GE	General Electric
GSP	Sternpunkt des Generators
ICC	Initial Continuous Current – Einleitender Langzeitstrom
ICC-Only	Einleitender Langzeitstrom ohne überlagerte oder nachfolgende Blitzstoßströme
LCC	LCC-Subroutine-Komponente (Line Cable Component) im Netzwerkanalyseprogramm EMTP-ATP zur Nachbildung eines Stahlrohrturms mit inneren Kabeln
LLS	Lightning Location System – Blitzortungssystem
LPL	Lightning Protection Level – Blitzgefährdungspegel
LPS	Lightning Protection System – Blitzschutzsystem
LPZ	Lightning Protection Zone – Blitzschutzzone
LW	Langwellen (30–300 kHz)
MOA	Metalloxidableiter
NEB	Negativer Erstblitzstoßstrom
NEDO	New Energy and Industrial Technology Development Organization
NFB	Negativer Folgeblitzstoßstrom
NSU	Netzseitiger Umrichter

---

PAS	Potentialausgleichsschiene
PE	Schutzleiter
PEB	Positiver Erstblitzstoßstrom
PEC	Perfect Electrical Conductor – idealer elektrischer Leiter
PWM	Pulsweitenmodulation
RBS	Radio Base Station – Funkbasisstation
RRU	Remote Radio Unit – abgesetzte Funkeinheit
RS	Rogowski-Spule
RSU	Rotorseitiger Umrichter
SPD	Surge Protective Device – Überspannungsschutzeinrichtung
SS	Steuer- oder Schaltschrank
TGPR	Transient Ground Potential Rise – Spannungserhöhung an der Erdungsanlage
TOA	Time-of-Arrival – Ankunftszeit einer elektromagnetischen Welle
TPF	Tiefpassfilter
TSP	Sternpunkt des Transformators
TW	Thin Wire – Dünndrahtleiter
WEA	Windenergieanlage
WP	Windpark
ZK	Zwischenkreis

# Symbolverzeichnis

## Naturkonstanten

$c$	Lichtgeschwindigkeit im Vakuum	300 m/ $\mu$ s
$\epsilon_0$	elektrische Feldkonstante	$1/(\mu_0 c^2) = 8,854 \text{ pF/m}$
$\mu_0$	magnetische Feldkonstante	$0,4 \pi \cdot 10^{-6} \text{ Vs/(Am)} = 1,257 \text{ } \mu\text{H/m}$

## Formelzeichen

$a_s$	Schirmdämpfungsfaktor
$C$	Kapazität, allgemein
$C_{D-i}$	partielle Kapazität des i-ten Segments eines vertikalen Drahtes über Erde
$C_{D-\Sigma}$	höhenabhängige Gesamtkapazität eines vertikalen Drahtes über Erde
$C_E$	Noda's parallel angeschlossene Erdkapazität zum Turm
$C_{FL}$	verteilte Kapazität der Freileitung
$C_{MOA}$	Varistorkapazität eines Metalloxidableiters
$C_{OU}$	Ober- zu Unterspannungskapazität des Transformators pro Phase
$C_T$	Gesamtkapazität des Turms
$C_{T-i}$	partielle Kapazität des i-ten Segments des Turms
$C_{UE}; C_{OE}$	Unter- und Oberspannungsseitige Erdkapazität des Transformators pro Phase
$E_0$	Einsatzfeldstärke
$f_{\text{äq}}$	mittlere Stirnfrequenz eines Stoßstromes oder Äquivalenzfrequenz
$f_{B1 \rightarrow B2}$	Steilheitsverhältnis zwischen Blitzstoßstrom 1 und Blitzstoßstrom 2, z.B. $f_{PEB \rightarrow NFB} = 10$
$f_h$	höchste interessierende Frequenz des Spektrums eines Impulses
$f_s$	Ständer- bzw. Netzfrequenz
$h_D$	Gesamthöhe des dünnen Drahtes
$h_{MS}$	Höhe der betrachteten Windenergieanlage über Meeresspiegel
$h_M; h_T$	Gesamthöhe des Mastes oder des Turms
$h_{T-i}$	Höhe des i-ten Segments des Turms über Erde
$i; \hat{I}; (di/dt)$	Strom, Stromscheitelwert, Stromänderung, allgemein
$i_B$	eingepprägter Blitzstoßstrom; Analytische Darstellung der Blitzstromfunktion mit Heidler-Funktion $i_B^H(t)$ und mit doppelt-exponentieller Funktion $i_B^{d-e}(t)$
$I_c$	Kollektor-Dauergleichstrom eines IGBTs
$i_{cc}$	Langzeitstrom
$i_{C-UE}; i_{C-OE}$	Blitzteilstrom über unter- oder oberspannungsseitige Erdkapazität des Transformators in einer Phase
$i_{DC}$	Nach ITU-T-Empfehlung K.97 berechneter Blitzteilstrom über DC-Kabel (Feeder-Kabel) im Turm der Funkbasisstation
$i_{DFIG}$	Blitzteilstrom am Eingang des DFIGs
$i_{EL}$	Blitzteilstrom über Energiekabel im Turm
$i_{ETS}$	Strom über Erdungsanlage

$i_F$	gemessener Blitzteilstrom über Feeder-Kabel im Turm der Funkbasisstation; besteht aus dem Strom über -Ader $i_A$ - und Schirmung $i_S$
$i_G$	Blitzstrom über die Gondel
$i_{GB}$	am Turm getriggert und gemessener Blitzstrom
$I_{K,US}; I_{K,OS}$	Kurzschlussstrom auf der Unter- bzw. Oberspannungsseite
$\hat{I}_{LPL}$	Scheitelwert des Blitzstromes nach dem entsprechenden Gefährdungspegel LPL, z.B. $\hat{I}_{LPL I} = 200 \text{ kA}$
$i_{MOA1(2)}$	Blitzteilstrom über Mittelspannungsableiter, (1) direkt am Ausgang des Transformators im Turmfuß, (2) am Freileitungsmast
$i_N$	in das Netz eingespeister Blitzteilstrom
$i_{NSU}; i_{RSU}$	Blitzteilstrom über netzseitigen und rotorseitigen Umrichter
$I_{n,US}; I_{n,OS}$	Nennstrom auf der Unter- bzw. Oberspannungsseite
$i_{PE}$	Blitzteilstrom über Schutzleiter im Turm
$i_S$	eingepägter Sprungstrom
$\hat{I}_{sc}$	Stoßstrom-Grenzwert eines IGBTs
$i_{SPD-O(U)}$	Blitzteilstrom über Überspannungsschutzeinrichtungen in der Gondel (O) und im Turmfuß (U)
$i_{T-O}; i_{T-U}$	Strom im Turm oben (O) oder unten (U)
$i_{Tr-NS}$	Blitzteilstrom über unterspannungsseitige Wicklung des Transformators
$i_{TSP}$	Blitzteilstrom zwischen Transformator-Sternpunkt und Erdungsanlage
$i_{ZK}$	Blitzteilstrom über Zwischenkreis-Kondensator
$L$	Induktivität, allgemein
$L_A; L_S$	Induktivität Innenaders (A) oder Schirmung (S) des Feeder-Kabels
$L_D$	Gesamtinduktivität des dünnen Drahtes
$L_{D-i}$	partielle Induktivität des i-ten Segments eines vertikalen Drahtes über Erde
$\ell_{D-S}$	Segmentlänge eines vertikalen Drahtes über Erde
$L_{D-\Sigma}$	höhenabhängige Gesamtinduktivität eines vertikalen Drahtes über Erde
$L_G$	berechnete Gesamtinduktivität der Gondel
$L_m$	Magnetisierungsinduktivität
$L_M; L_T$	Gesamtinduktivität des Mastes oder des Turms
$L_r; L_s$	Rotor- und Ständerinduktivität
$\ell_{RB}$	Länge der Blitzableitung im Rotorblatt
$\ell_{RB-S}$	Segmentlänge der Blitzableitung im Rotorblatt
$L_{\sigma r}; L_{\sigma s}$	Rotor- und Ständerstreuinduktivität
$L_{T-i}$	partielle Induktivität des i-ten Segments des Turms
$\ell_{T-S}$	Länge eines vertikalen Turmsegments über Erde
$L_{US}; L_{OS}$	unter- und oberspannungsseitige Induktivität
$M$	Gegeninduktivität, allgemein
$M_{M-A}; M_{M-S}$	Gegeninduktivität zwischen Mast und Innenader (M-A) des Feeder-Kabels und Turm und Schirmung (M-S)
$n$	Steilheitsfaktor in der Blitzstromfunktion
$p$	Polpaarzahl der Asynchronmaschine

$Q$	geflossene Ladung, allgemein
$R_1; R_2$	Außenradius der Einfang- oder Referenzfläche eines Windparks
$r_1; r_2$	Außenradius des Stahlrohrturmes der betrachteten Windenergieanlage am oberen Turmkranz und am Turmfuß
$R_{\text{äq}}$	angenommener äquivalenter Radius für Einfangfläche eines Windparks
$R_A; R_S$	Widerstand Innenaders oder Schirms des Feeder-Kabels
$r_D$	Radius eines vertikalen Drahtes über Erde
$R_{D-i}$	Widerstand des $i$ -ten Segments eines vertikalen Drahtes über Erde
$R_{E-LF}$	gemessener niederfrequenter (stationärer) Erdungswiderstand der betrachteten Windenergieanlage
$R_G$	berechneter Gesamtwiderstand der Gondel
$R_{GSP}$	Widerstand zwischen dem Sternpunkt des Generators und dem lokalen Bezugspotential PAS-O in Gondel
$R_K$	Widerstand zwischen dem Kühlkörper und der PAS-O in der Gondel
$R_M; R_T$	Widerstand des Mastes oder des Turms
$R_Q$	Innenwiderstand vom Hochspannungsnetz
$r_{RB}$	Radius einer Blitzableitung im Rotorblatt
$R_r; R_s$	Rotor- und Ständerwiderstand
$r_{T-\text{äq}}$	äquivalenter Außenradius für hohlkegelförmigen Turm
$R_{T-i}$	Widerstand des $i$ -ten Segments des Turms
$r_{T-i}$	Außenradius des $i$ -ten Segments des Turms
$s$	Nennschlupf der Asynchronmaschine
$S_{G-n}; S_{T-n}$	Bemessungsscheinleistung des Generators und Transformators
$T_1; T_2$	Stirn- und Rückenhalbwertzeit eines Blitzstoßstromes
$u; \hat{U}$	Spannung, Spannungsscheitelwert, allgemein
$U_B$	Bemessungsspannung eines Mittelspannungsableiters
$u_{D-O}(t)$	transiente Spannungsantwort am dünnen Draht oben
$u_{EL-O(U)}$	Differenzspannung zwischen Energiekabel am DFIG-Eingang oben (O) oder am Transformatoreingang unten (U) und dem lokalen Bezugspotential (PAS)
$u_{ETS}$	Spannungsabfall über Erdungsanlage
$u_{GSP}$	Spannung zwischen Sternpunkt des Generators und dem lokalen Bezugspotential PAS-O in Gondel
$u_{\text{Ind}}$	Differenzspannung zwischen dem Turm und einem Innenleiter oben
$u_k$	relative Kurzschlussspannung
$u_{kk}$	Spannung zwischen dem Kühlkörper und dem lokalen Bezugspotential an PAS-O in Gondel
$u_{M-A}; u_{M-S}$	berechnete Überspannungen am Mast der Funkbasisstation oben zwischen Mast (Bezugspotential oben) und Ader des Feeder-Kabels (M-A) und zwischen Mast und Schirmung (M-S)
$u_{MS}$	Spannung am Ausgang des Transformators gegen Bezugspotential an PAS-U in Turmfuß (Erdungsanlage)
$u_{NS-MS}$	Spannung zwischen Unter- und Oberspannungswicklung des Transformators
$U_p$	Schutzpegel

$u_{\text{PAS-O(U)}}$	Spannung an Potentialausgleichsschiene (Bezugspotential) in Gondel (O) und in Turmfuß bzw. an Erdungsanlage (U) gegen ferne Erde
$\hat{U}_{\text{TB}}$	Scheitelwert der Bemessungs-Blitzstoßspannung (1,2/50 $\mu\text{s}$ ) auf der Mittelspannungsseite
$u_{\text{RBR}}$	Spannung am Rotorblattsternpunkt (Nabe, Ableitungsring)
$u_{\text{REZ}}$	Spannung am Rezeptor der Rotorblattspitze
$u_{\text{T-O}}(t)$	transiente Spannungsantwort am Turm oben
$U_{\text{US}}; U_{\text{OS}}$	Bemessungsspannung der Unter- Oberspannungsseite des Transformators
$u_{\text{ZK}}$	Differenzspannung über Zwischenkreiskondensator
$W$	Energieumsatz in einem Varistor
$W/R$	Spezifische Energie (allgemein), Grenzlastintegral des IGBTs
$w_{\text{T-i}}$	Wandstärke des i-ten Segments des Turms
$X_{\text{Q}}$	Innenreaktanz vom Hochspannungsnetz
$Z_{\text{BK}}$	Wellenimpedanz des Blitzkanals
$Z_{\text{D-}\Sigma}$	höhenabhängige Gesamtimpedanz eines vertikalen Drahtes über Erde
$Z_{\text{E}}$	Impedanz der Erdungsanlage
$Z_{\text{M}}; Z_{\text{T}}$	Gesamtwellenimpedanz des Gittermastes oder des Turms
$Z_{\text{Netz}}$	Innenimpedanz vom Hochspannungsnetz
$Z_{\text{RB}}^{\text{h}}; Z_{\text{RB}}^{\text{v}}$	Gesamtwellenimpedanz der Blitzableitung im Rotorblatt bei horizontaler (h) und vertikaler (v) Ausrichtung zur Erde
$z_{\text{T}}(t)$	zeitlichveränderliche Wellenimpedanz des Turms
$Z_{\text{T-i}}$	partielle Wellenimpedanz des i-ten Segments des Turms

### Griechische Symbole

$\alpha_{\text{S}}$	Schirmfaktor für das im Turm verlegte Kabel
$\Delta$	Abweichung, allgemein
$\eta$	Scheitelkorrekturfaktor bei Blitzstoßströmen
$\mu_{\text{a}}$	absolute Permeabilität ( $\mu_{\text{a}} = \mu_0 \cdot \mu_{\text{r}}$ )
$\mu_{\text{r}}$	relative Permeabilität
$\mu_{\text{T-a}}; \mu_{\text{T-r}}$	absolute und relative Permeabilität des Turmmaterials
$\omega$	Kreisfrequenz
$\Psi$	magnetischer Fluss, allgemein
$\rho$	spezifischer Bodenwiderstand, allgemein
$\rho_1; \rho_2; \rho_3$	gemessener spezifischer Bodenwiderstand für drei Schichten am Standort der Windenergieanlage
$\rho_{\text{T-O}}; \rho_{\text{T-U}}$	Stromreflexionsfaktor oben am Turm und unten am Turmfuß
$\sigma; \sigma_{\text{RB}}; \sigma_{\text{T}}$	Leitfähigkeit (allgemein), Leitfähigkeit einer Blitzableitung im Rotorblatt; Leitfähigkeit des Turmmaterials
$\sigma_{\text{D}}$	Leitfähigkeit eines vertikalen Drahtes über Erde
$\tau_1; \tau_2$	Stirn- und Rückenzeitkonstante
$\tau_{\text{D}}; \tau_{\text{T}}$	einfache Laufzeit der Blitzstromwelle über dem Draht oder dem Turm ( $\tau_{2\text{D}}$ oder $\tau_{2\text{T}}$ entsprechend bis zur Rückkehr der Welle)

# 1. Einführung

Die Windenergieerzeugung ist weltweit über die letzten 15 Jahre stark ausgebaut worden. In Europa ist Deutschland Vorreiter und erreichte 2019 eine installierte Windenergieleistung von über 61 GW [1]. In Europa (EU-28) wurde in 2019 eine gesamte Windenergieleistung von über 192 GW (89% Onshore und 11% Offshore) erreicht, was 15% des Elektrizitätsbedarfs der EU entspricht (26% in Deutschland). Die Windenergieleistung in der EU steigt kontinuierlich und in 2013 überholte sie bereits die Atomenergie (als viertgrößte Form der Stromerzeugung in Europa), in 2015 die Elektroenergieerzeugung aus Wasserkraft (als drittgrößte Form der Stromerzeugung), in 2016 die Elektroenergieerzeugung aus Kohle (als zweitgrößte Form der Stromerzeugung) und mit gleichem Tempo werden bald auch die Erdgasanlagen, die eine Gesamtleistung von etwa 195 GW haben, überholt.

Standard-Windenergieanlagen (WEA) besitzen heute Nennleistungen von 2 MW und 7,5 MW (im Mittel 2,8 MW in Deutschland). Um die Stromgewinnung aus dem Wind zu maximieren, sind Windturbinen mit hohen Türmen und langen Flügeln ausgestattet. Die Gesamthöhe moderner Windenergieanlagen liegt heute über 150 m und erreicht in Deutschland bereits 200 m (ENERCON E-126). Windenergieanlagen sind deswegen sowie aufgrund ihrer schlanken hohen Bauweise und der Errichtung in ungeschützter Umgebung, oft auf Bergrücken, für Blitzentladungen sehr exponierte Bauwerke. Solche erhöhten Stellen haben keine natürliche Abschirmung und sind daher direkten Blitzeinschlägen ausgesetzt.

Multimegawatt-Windenergieanlagen sind deswegen Bauwerke, die mit einer höheren Wahrscheinlichkeit von den häufigen negativen Wolke-Erde-Blitzen (Abwärtsblitze) getroffen werden als ihre Umgebung [2]. Wenn hohe Bauwerke (Türme, WEA) sich mehr als 100 m über ihre Umgebung erheben [3], werden sie außerdem starken lokalen elektrischen Feldern unter Gewitterwolken ausgesetzt und das elektrische Feld kann derart überhöht sein, dass die für das Auslösen einer Blitzentladung notwendige Feldstärke erreicht wird. Damit kann sich vom Turm ein Entladungskanal zur Gewitterwolke empor bilden. Dieser Blitztyp wird als Erde-Wolke-Blitz (Aufwärtsblitz) bezeichnet [4].

Bis vor kurzem basierte die Risikoabschätzung für die Auslegung des Blitzschutzsystems (Lightning Protection System, LPS) für die WEA ausschließlich auf Grundlage der Abwärtsblitze. In der letzten Ausgabe der Blitzschutznorm für die WEA IEC 61400-24 Ed.2 [5] werden jedoch die Aufwärtsblitze durch einen Standortfaktor berücksichtigt, da diese bei einigen WEA häufiger auftreten können als die Abwärtsblitze. Der Standortfaktor berücksichtigt in dem Zusammenhang das Auftreten von Wintergewittern, die Komplexität des lokalen Geländes und die Höhe über dem Meeresspiegel.

Die Aufwärtsblitze unterscheiden sich außerdem von den Abwärtsblitzen in Bezug auf ihre Detektierbarkeit durch Blitzortungssysteme. Für die hohen Bauwerke (Türme, WEA) beträgt die Detektionseffizienz der Blitzortung nur etwa 43% [6], da nicht alle Aufwärtsblitze vom Blitzortungssystem erfasst werden können. Dies muss bei der Verwendung der Blitzortungsdaten bei der Untersuchung der Schäden an betroffenen WEA berücksichtigt werden.

Durch die Installation von Messsystemen direkt an WEA, die für die Erfassung der Abwärts- sowie auch der Aufwärtsblitze ausgelegt sind, kann eine umfassende Information über das Blitzgeschehen und die Blitzstromparameter an WEA gewonnen werden.

Es besteht ein großer Bedarf, die Beanspruchungsgrößen (Strom und Spannung), die infolge eines Blitzeinschlages innerhalb einer konkreten WEA auftreten können, näher zu bestimmen und bisher angewendete Überspannungsschutzkonzepte für die elektrischen und elektronischen Systeme zu überprüfen. Dafür kann eine WEA komplett durch ein Netzwerkmodell dargestellt werden, um die Beanspruchungsgrößen zu bestimmen. Später kann das Netzwerkmodell anschließend für Untersuchungen zum Einsatz und zur Optimierung eines Überspannungsschutzkonzeptes verwendet werden. Dieses Verfahren kann außerdem aufwändige und kostenintensive Laboruntersuchungen ersetzen.

## 1.1 Motivation

Wie bereits erwähnt, sind Windenergieanlagen (WEA) einer erhöhten Blitzgefährdung ausgesetzt und den Maßnahmen zu ihrem Blitz- und Überspannungsschutz kommt daher eine hohe Bedeutung zu. Eine ausführliche Information über Maßnahmen zum kompletten Blitzschutz der WEA ist im neuen Standard IEC 61400-24 Ed.2 zu finden [5]. Zum Schutz der informations- und energietechnischen Einrichtungen innerhalb beliebiger WEA vor den Auswirkungen des elektromagnetischen Blitzimpulses (LEMP) wird dort die Anwendung des sogenannten Blitzschutzkonzeptes empfohlen. Die Ausgestaltung des Blitzschutzkonzeptes für konkrete WEA bereitet jedoch immer wieder Schwierigkeiten.

Bei der Umsetzung eines Blitz- und Überspannungsschutzkonzeptes für eine konkrete WEA treten bei vielen Windenergieanlagenherstellern Fragen auf, wie, welche Überspannungsschutzgeräte und an welchen Stellen innerhalb der WEA installiert werden müssen. Für die Auslegung eines zuverlässigen Überspannungsschutzkonzeptes für WEA müssen die Beanspruchungsgrößen (Blitzstoßstromverteilung, induzierte Stoßströme und Überspannungen) innerhalb der Anlage bekannt sein.

Daher werden in der vorliegenden Arbeit diese Beanspruchungsgrößen (Strom und Spannung an definierten Stellen) innerhalb einer konkreten WEA bestimmt, die während eines Blitzeinschlages entstehen. Die gewonnene Information hilft bei der Untersuchung zum Einsatz von Überspannungsschutzeinrichtungen. Dabei werden die grundsätzlichen Fragen beantwortet: 1) Welche Blitzströme treten an WEA auf? Davon werden auch die wichtigsten Anforderungen zu Blitzstrommesssystemen für WEA abgeleitet. 2) Wie kann eine komplette WEA numerisch für die Berechnungen der transienten Beanspruchungsgrößen dargestellt werden und wie kann die Validierung der Berechnungsergebnisse erfolgen?

## 1.2 Zielstellungen und Überblick zum Inhalt

Das Hauptziel der vorliegenden Arbeit ist die Ermittlung der Beanspruchungsgrößen (Stoßstrom und Stoßspannung), die infolge eines direkten Blitzeinschlages in einer konkreten WEA auftreten, und auf Basis davon die Anforderungen an das Blitz- und Überspannungsschutzkonzept festzulegen. Bei einem Blitzeinschlag werden am Einschlagort energiereiche Blitzströme eingepreßt, die sich anschließend über die WEA in Richtung Erdungsanlage ausbreiten und dabei die Beanspruchungsgrößen erzeugen.

Hierbei ist wichtig, die Untersuchung mit den Blitzströmen durchzuführen, die tatsächlich an den WEA auftreten. Dafür werden zunächst die Messdaten von einem Blitzortungssystem für Onshore- und Offshore-Windparks gesammelt und analysiert (Kapitel 2). Zusätzlich werden auch die Daten aus direkten Messungen an WEA in Japan für die Untersuchung miteinbezogen (Kapitel 3).

Auf Basis der gewonnenen Messdaten werden die wichtigsten Forderungen an Messsysteme zur direkten Erfassung aller Blitzstromkomponenten an WEA in Kapitel 4 zusammengefasst. Ein solches Messsystem wurde für die betrachtete WEA am Standort Nyuzen in Japan auf Basis dieser Anforderungen aufgebaut.

Die Untersuchung der Blitzstromverteilung innerhalb der WEA und dabei entstehender Überspannungen ohne und mit Überspannungsschutzeinrichtungen an unterschiedlichen Stellen wird anhand transientscher Netzwerkberechnungen durchgeführt. Auf Basis von theoretischen Überlegungen werden die einzelnen Komponenten der betrachteten WEA im Netzwerkmodell mit Impedanzmodellen abgebildet, um die leitungsgebundenen Störgrößen realistisch simulieren zu können. Dafür müssen die höhenabhängige Wellenimpedanz, Wanderwelleneffekte (Kapitel 5), das frequenzabhängige Verhalten der Erdungsanlage, die frequenzabhängige Dämpfung und die Kopplung innerhalb des Turmes (Kapitel 6) im Modell berücksichtigt werden. Das Netzwerkmodell wird mit verfügbaren Messdaten aus zwei Messkampagnen validiert (Kapitel 6.3.1.3 und Kapitel 6.3.2).

Das resultierende Netzwerkmodell der gesamten WEA wurde für die Untersuchung zur Blitzstromaufteilung und zu den Überspannungen eingesetzt (Kapitel 7). Die wichtigste Forderung, die transiente Simulation mit unterschiedlichen Blitzströmen durchzuführen, wodurch die Überspannungsschutzeinrichtungen unterschiedlich beansprucht werden, wird dadurch pragmatisch erfüllt. Die Untersuchung wurde zunächst ohne Überspannungsschutzeinrichtungen durchgeführt, um alle kritischen Stellen hinsichtlich transienter Überspannungen in der WEA zu bestimmen. Anschließend wurden die Berechnungen mit in der Anlage eingesetzten Überspannungsschutzeinrichtungen durchgeführt, wobei das Blitzschutzkonzept berücksichtigt wurde. Bei der Berechnung wurden unterschiedliche Einsatzorte der Überspannungsschutzeinrichtungen analysiert: nur in der Gondel, nur im Turmfuß sowie in der Gondel und im Turmfuß.

Die feldgebundenen Störgrößen in der betrachteten WEA bei einem Blitzstoßstrom werden anhand von einem FEM-Modell in Kapitel 8 untersucht und mit Erwartungen vom Blitzschutzkonzept verglichen.

Als Ergebnis der durchgeführten Untersuchungen können Aussagen zur Blitzstromverteilung und zu auftretenden Überspannungen innerhalb der WEA während der direkten Blitzeinwirkung gemacht werden. Anschließend können Schlussfolgerungen zu Einsatzorten von Überspannungsschutzeinrichtungen innerhalb der Windenergieanlage gezogen werden und welche Typen von Überspannungsschutzeinrichtungen dafür zu empfehlen sind.

## 2. Blitzortungsdaten von Windenergieanlagen

### 2.1 Daten von Ortungssystemen

Eine erste und umfangreiche statistische Auswertung von Blitzortungsdaten der Blitzortungssysteme (LLS) wurde mit dem **BL**itz **I**nformations**D**ienst von **S**iemens (BLIDS) [7] für Onshore-Windparks (WP) in Deutschland und mit dem **E**Uropean **C**ooperation for **L**ightning **D**etection (EUCLID) [8] für ausgewählte Offshore-WPs in der Nordsee Deutschlands, der Nordsee Großbritanniens und der Ostsee durchgeführt. Wesentliche Eigenschaften dieser Ortungssysteme sind:

- 1) Gegenwärtig 34 Messstationen in Deutschland und 166 in Europa;
- 2) Anwendung des Time-of-Arrival – Ankunftszeit einer elektromagnetischen Welle (TOA) Prinzips für die Erfassung der Blitzereignisse;
- 3) Die Zeiterfassung der Ereignisse ist so genau, dass Teilblitze (Erstblitz und Folgeblitze) von multiplen Entladungen ermittelt werden, wobei diese jedoch zu einem Blitz nicht gruppiert wurde [9]<sup>1</sup>;
- 4) Die LLS können nicht nach den Richtungen der Erd-Blitze unterscheiden, also ob es sich um einen Abwärtsblitz oder um einen Aufwärtsblitz handelt;
- 5) Die LLS können zwischen Erd-Blitzen und Wolke-Blitzen unterscheiden, wobei für die vorliegende Untersuchung nur die Erd-Blitze ausgewertet wurden;
- 6) Die geografischen Koordinaten von Blitzeinschlägen werden mit einer mittleren Ortungsgenauigkeit von 200 m bis 700 m bei einem Wert der Detektionseffizienz der Blitzortung (DE) zwischen 94% und 99% ermittelt [7].

Es muss erwähnt werden, dass die oft für die LLS angegebene Effizienz (DE) nicht für alle Blitze gilt. Die DE von LLS kann für Erde-Wolke-Blitze (Aufwärtsblitze, Ground-to-Cloud, GC) gegenüber Wolke-Erde-Blitzen (Abwärtsblitzen, Cloud-to-Ground, CG) reduziert sein [6]. Aufwärtsblitze treten an hohen Objekten (ab ca. 100 m), wie Windenergieanlage (WEA), mit einer nicht zu vernachlässigenden Häufigkeit auf und bergen zugleich ein hohes Schadenspotential [11]. Aufwärtsblitze unterscheiden sich von Abwärtsblitzen im Wesentlichen nur dadurch, dass die erste Stromkomponente bei den Aufwärtsblitzen stets ein Langzeitstrom (initial continuous current) und beim Abwärtsblitz stets ein Stoßstrom (return stroke, RS) ist und sich die nachfolgenden Komponenten nicht unterscheiden, d.h. es können beliebig viele Stoßströme auftreten. Für die Blitzortung ist lediglich eine Mindestblitzstromamplitude von etwa 3 kA erforderlich. Die Aufwärtsblitze weisen manchmal keinen einzigen Stoßstrom auf und werden deshalb mit dem LLS nicht geortet. In diesem Fall beginnt und endet ein Aufwärtsblitz mit dem einleitenden Blitzlangzeitstrom (Initial Continuous Current Only, ICC-Only), der unter 3 kA und somit unter der Erfassungsschwelle des LLS liegt. Dabei wird ein sehr geringeres elektromagnetisches Feld in die Umgebung abgegeben, das für die Ortung mit mindestens 4 oder mehr Antennen des LLS nicht ausreichend ist. Eine DE von Null wurde für die ICC-Only in [6] genannt. Genau 338 (ca. 47%) von allen 715 am Gaisberg direkt mit dem Blitzstrommesswiderstand gemessenen Blitzereignissen wurden nicht mit dem LLS detektiert [6]. Daraus folgt ein Gesamtwert der DE von 43%, der durch die Vergleichsmessungen am Gaisberg ermittelt wurde [6] und durch diese speziellen, an hohen Objekten entstehenden Erde-Wolke-Blitze sehr stark reduziert ist. Der Aufwärtsblitz mit einem Stoßstrom (ICC-RS) ist dagegen mit LLS gut detektierbar (DE von ca. 96% [6]).

---

<sup>1</sup>Dies wäre durch einen dafür entwickelten Algorithmus in der Zukunft möglich, wenn man ein Interstroke-Interval von z.B. 60 ms festlegt [10].

Es wird auch über eine andere Art von Erde-Wolke-Blitzen in [6] berichtet: ICC-Pulse, die zwar die untere Erfassungsschwelle des LLS mit ihren Blitzstromamplituden von 20 – 30 kA oft überschritten haben, wurden aber aufgrund ihres langsamen Anstieges nicht erfasst. Für diese ICC-Pulse wurde eine DE von 58% genannt. Über die gleiche Art von Blitzen, die ICC-Pulse, die an WEA gemessen wurden, wird auch im NEDO-Bericht berichtet [12].

Aus diesem Grund wird davon ausgegangen, dass bei der Auswertung der LLS-Daten für einen bestimmten Windpark (WP) etwa die gleiche reduzierte DE berücksichtigt werden muss, weil die Aufwärtsblitze oft von den LLS nicht geortet werden können. Die unten vorgestellte Studie berücksichtigt deswegen nicht vollständig die Aufwärtsblitze an WEA.

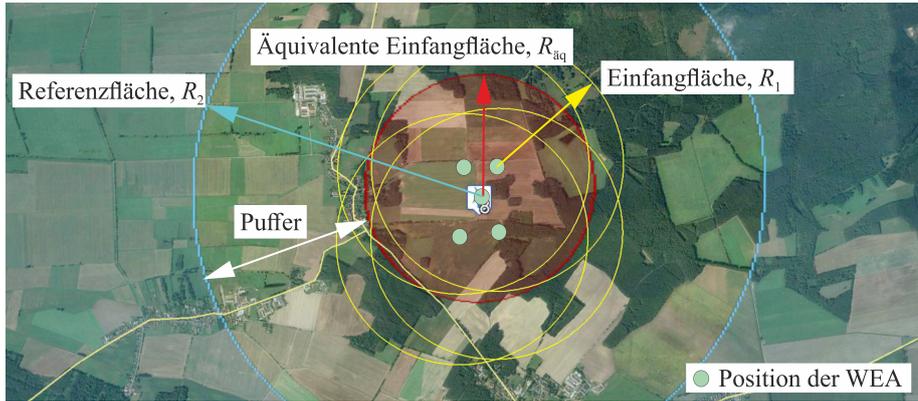
Ziel dieser Untersuchung war es, den Einfluss der exponierten WEA auf die lokale Blitzhäufigkeit und die Blitzstromamplituden zu ermitteln. Die Untersuchung wurde für Erdblitz durchgeföhrt, d.h. in der Mehrzahl sind die erfassten Wolke-Erde-Blitze enthalten. An 47 Standorten von Onshore-WPs und an 13 Offshore-WPs (siehe **Anhang A**) konnten für 5 Jahre vor Errichtung und für 5 Jahre nach Errichtung die Blitzdaten hinsichtlich Anzahl der Erdblitz, Polarität der Blitze und Amplituden der Blitzströme ausgewertet werden. In diesem Kapitel werden jedoch nur die neuen Erkenntnisse der Untersuchung genannt. Eine vollständige Beschreibung der umfangreichen Untersuchung ist in [13–15] zu finden.

## 2.2 Untersuchungsverfahren

Die angewandte Methode basiert sich auf einer Betrachtung der Änderung der Blitzaktivität und der Blitzstromamplituden innerhalb der Einfang- und Referenzflächen vor und nach der Einrichtung der Onshore- und Offshore-WPs. In IEC 61400-24 ist für den Blitzschutz von WEA [5] eine Definition der Einfangfläche für eine einzelne WEA (in **Abb. 2.1** mit  $R_1$  begrenzt) sowie für einen gesamten WP angegeben. Bei einem WP wird die Einfangfläche aus der Schnittmenge von jeder einzelne Einfangfläche der WEA geformt [5] (in **Abb. 2.1** ist die Einfangfläche jeder, am Rand stehenden WEA mit einem gelben Kreis eingezeichnet; der Radius jeder Fläche wird nach IEC 61400-24 berechnet). Zur Vereinfachung der Auswertung der Messdaten aus LLS wird die reale Einfangfläche jedes WPs mit ihrer komplizierten Form jedoch durch eine vereinfachte kreisförmige Einfangfläche mit einem äquivalenten Radius von  $R_{\text{äq}} = 1$  km ersetzt, die im Windparkzentrum platziert wurde (roter Kreis). Alle Blitzereignisse innerhalb der tatsächlichen Einfangfläche von allen WEA (alle diese Blitzereignisse können als durch WEA beeinflusst betrachtet werden) liegen immer innerhalb von nur zwei Flächen: äquivalente Einfangfläche mit  $R_{\text{äq}} = 1$  km und Pufferfläche (die Fläche zwischen Einfang- und Referenzfläche,  $R_2 - R_{\text{äq}}$ ). Diese Flächen überschreiten die Referenzfläche mit  $R_2 = 2,5 - 5$  km nicht, sogar im Fall des größten Onshore-WPs (aufgrund der konzentrischen Anordnung aller WEA im WP). Die Ereignisse in der Pufferfläche wurden nicht berücksichtigt.

Die Referenzfläche ermöglicht es, eine lokale, natürliche Änderung der Blitzaktivität bzw. der Blitzstromamplituden im unbeeinflussten Außenbereich zu erfassen und bei der Auswertung die Daten aus der Einfangfläche mit zu berücksichtigen. Damit werden natürliche (lokale) Blitzparameteränderung in der Einfangfläche ausgeschlossen.

Alle Blitzereignisse sind von diesen beiden Flächen von 2005 bis 2015 von der Datenbank des LLS EUCLID für Onshore- und Offshore-WPs abgerufen worden. Da die Betrachtung mit dem LLS zeitlich bis 2005 begrenzt war, sind diejenige WPs ausgewählt worden, die im Zeitraum von 2009 bis 2011 errichtet bzw. in Betrieb genommen wurden. Das erlaubt, die Blitzaktivität und die Blitzstromamplituden über 5 Jahre vor der Errichtung mit der Blitzaktivität und den Blitzstromamplituden über die folgenden 5 Jahre nach der Errichtung am Standort eines WPs zu vergleichen.



**Abb. 2.1** *Einfang- und Referenzfläche eines Windparks (Windpark № 8 Hillmersdorf mit 5 Windenergieanlagen)*

Bei den großen Offshore-WPs ist der oben ausgewählte Radius  $R_{\text{äq}}$  von 1 km für die äquivalente Einfangfläche zu gering. Bei den Betrachtung wird hier auf die Dimension eines jeden WPs zurückgegriffen. Damit variiert der Radius der äquivalenten Einfangfläche von 4 km bis 14 km.

Die Anzahländerung der Blitzeinschläge (Blitzhäufigkeit) wurde ermittelt, indem die Anzahländerung der Blitzeinschläge in der Referenzfläche von der in der Einfangfläche abgezogen werden, um die natürliche lokale Schwankung aus der Betrachtung auszuschließen. Damit nehmen außerordentliche Wetterereignisse keinen Einfluss auf die Änderungsrate. In diesem Fall wird die verursachte Anzahländerung der Blitzeinschläge in einem WP  $Q_{\text{WP}}$  als Differenz zwischen den Anzahländerungen in Einfang- und Referenzfläche bestimmt:

$$Q_{\text{WP}} = Q_{\text{E}} - Q_{\text{R}} \quad (2.1)$$

$Q_{\text{E}}$  – Anzahländerung in der Einfangfläche,

$Q_{\text{R}}$  – Anzahländerung in der Referenzfläche.

Die Anzahländerung in einer Einfangfläche ( $Q_{\text{E}}$ ) bzw. in einer Referenzfläche ( $Q_{\text{R}}$ ) selbst wird durch die Differenz zwischen der Anzahl der Blitzereignisse vor ( $Q_{\text{E1}}$  und  $Q_{\text{R1}}$ ) und nach ( $Q_{\text{E2}}$  und  $Q_{\text{R2}}$ ) Errichtung des WPs definiert:

$$Q_{\text{E}} = \frac{Q_{\text{E2}} - Q_{\text{E1}}}{Q_{\text{E1}}} \cdot 100\% \quad \text{und} \quad Q_{\text{R}} = \frac{Q_{\text{R2}} - Q_{\text{R1}}}{Q_{\text{R1}}} \cdot 100\% \quad (2.2)$$

Die logarithmisch normalverteilten Überschreitungswahrscheinlichkeiten (CDF: cumulative distribution function) der Blitzstromamplituden sind mit Formel (2.3) beschrieben und werden folgend angegeben.

$$P(I, \mu_{\ln I}, \sigma_{\ln I}) = \frac{1}{I\sqrt{2}\sigma_{\ln I}} \cdot \exp \left[ \frac{(\ln(I) - \mu_{\ln I})^2}{2\sigma_{\ln I}^2} \right] \quad (2.3)$$

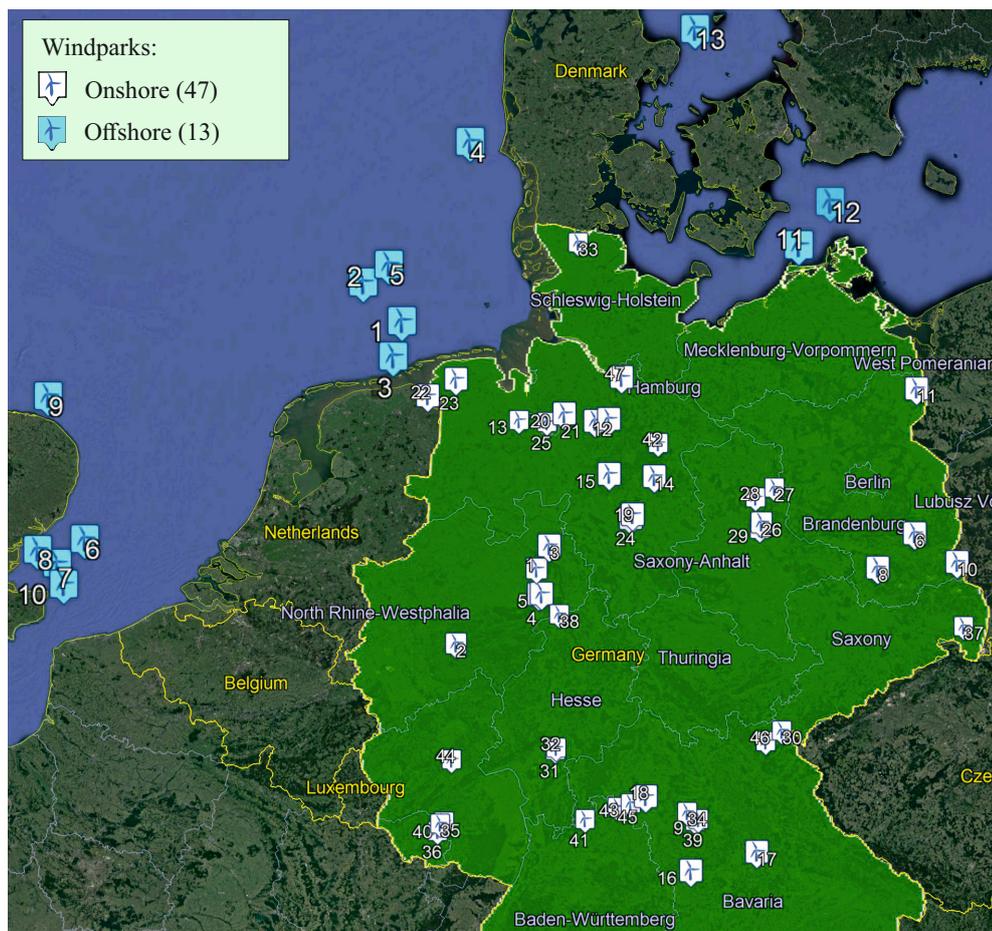
wobei  $\mu_I$ ,  $\sigma_I$  Mittelwert und Standardabweichung sind,  $V_I$  ist die Varianz ( $V_I = \sigma_I^2$ ) und  $\mu_{\ln I}$ ,  $\sigma_{\ln I}$  sind entsprechend der logarithmische Mittelwert und die logarithmische Standardabweichung:

$$\sigma_{\ln I} = \sqrt{\ln\left(1 + \frac{V_I}{\mu_I^2}\right)}, \quad \mu_{\ln I} = \ln(\mu_I) - \frac{1}{2} \cdot \sigma_{\ln I}^2 \quad (2.4)$$

### 2.3 Zusammenfassung der Blitzortungsdaten

Der Einfluss von Windparks (WPs) auf die lokale Blitzaktivität wurde mit den Blitzdaten von Blitzortungssystemen (LLS) untersucht. Dafür wurde die Änderung der Blitzhäufigkeit und der Blitzstromamplitudenwerte vor und nach Errichtung der WPs ausgewertet, unter Berücksichtigung der natürlichen Schwankungen der Blitzparameter mit Hilfe von Referenzflächen.

Mit LLS können keine einleitenden Langzeitströme von Aufwärtsblitzen ohne überlagerte Stoßströme erfasst werden. Aussagen zur Häufigkeit dieser Blitzlangzeitkomponente an WEA bzw. an WPs konnten deshalb in dieser Untersuchung nicht abgeleitet werden. In der **Tab. 2.1** ist die allgemeine Information über die untersuchten WPs angegeben und ihre Standorte sind in **Abb. 2.2** gezeigt.



**Abb. 2.2** Untersuchte Onshore- und Offshore-Windparks

**Tab. 2.1** Allgemeine Information zu On- und Offshore-WPs

Parameter	Onshore-WPs	Offshore-WPs
Anzahl der untersuchten WPs	47	13
Anzahl der WEA im WP	von 2 bis 21	von 21 bis 175
Ausgangsleistung eines WPs, MW	von 2 bis 44	von 48 bis 630
Gesamthöhe der WEA, m	von 150 bis 200	von 113 bis 159

Folgende Aussagen für Onshore-WPs lassen sich ableiten [13]:

1. Auswertung von insgesamt über 56.000 Erdblitzereignissen im Zeitbereich zwischen 2005 bis 2015, jeweils 5 Jahre vor und 5 Jahre nach Errichtung der WEA an 47 Onshore-WPs in Deutschland.
2. Die Untersuchung der Auswirkung von WPs mit Berücksichtigung der Referenzfläche ergab folgende Werte (siehe auch Wahrscheinlichkeitsdiagramme in **Abb. 2.3**).

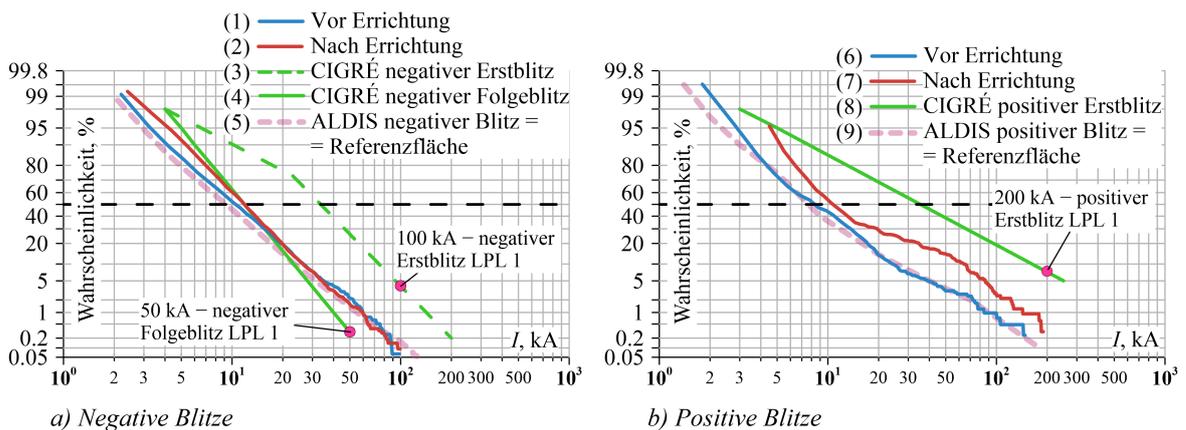
**Tab. 2.2** Änderungen der Blitzhäufigkeit und der Blitzstromamplituden an Onshore-WPs

Parameter	Negative Blitze	Positive Blitze
Blitzhäufigkeit (Durchschnittswert)	+71%	+24%
Amplitudenänderung (50%), kA	-10,7 → -12,2	+8,7 → +10,8
Amplitudenänderung (99%), kA	-60 → -60	+105 → +144

Die Blitzhäufigkeit steigt innerhalb der Einfangfläche der WPs deutlich, um ca. 50% im Vergleich zum „unbeeinflussten“ Außenbereich (Referenzfläche). Auf die Blitzhäufigkeit hat sowohl die Gesamthöhe der WEA als auch der hohe Standort über dem Meeresspiegel (Faktor  $C_{DH}$ , siehe **Anhang B**) einen Einfluss. Die Blitzstromamplituden für positive Blitzstoßströme steigen nach Errichtung der WPs deutlich an.

3. Die Wahrscheinlichkeitsdiagramme in **Abb. 2.3** zeigen, dass:
  - die Kurven (5) und (9) der Referenzflächen bei negativen und positiven Blitzen eine gute Übereinstimmung mit den ALDIS-Kurven haben und sich damit eine ähnliche Stromamplitudenverteilung der Blitze in Österreich und in Deutschland bestätigt;
  - für die negativen und positiven Blitze in den Referenzflächen zwischen den Zeiträumen vor und nach Errichtung der WPs keine wesentliche Änderung der Blitzstromamplituden oder der Häufigkeit festgestellt werden kann. Damit ist die deutliche Änderung der Blitzstromamplituden in den Einfangflächen tatsächlich auf den Einfluss der WPs zurückzuführen.
  - ein Vergleich der Blitzaktivität in der Einfangfläche zur Referenzfläche keine Amplitudenänderung bei negativen Blitzen (**Abb. 2.3 a**), Kurve (1) und (2) ) ergibt, jedoch höhere Stromamplitudenwerte mit größerer Wahrscheinlichkeit bei positiven Blitzen nach Errichtung der WEA auftreten (**Abb. 2.3 b**), Kurve (6) und (7) ).

- bei negativen Blitzen die Überlappung mit der CIGRÉ-Kurve (4) für negative Folgeblitze nur bis etwa 20 kA reicht und darüber hinaus eine Verschiebung in Richtung größerer Amplituden auftritt. Die Abweichung der Verteilungskurven (1) und (2) von (4) ist damit zu erklären, dass Erst- und Folgeblitze in den Daten von LLS zusammengefasst sind. Deshalb tendieren die Kurven (1) und (2) für höhere Amplituden zur CIGRÉ-Kurve (3) der negativen Erstblitze.
- bei positiven Blitzen die Verteilungskurven vor (6) und nach (7) Errichtung unter der CIGRÉ-Kurve (8) der positiven Erstblitze liegen.



**Abb. 2.3** Überschreitungswahrscheinlichkeiten der Blitzströme (zum Vergleich wurde die gemeinsame Darstellung mit den Überschreitungswahrscheinlichkeiten von CIGRÉ [10], ALDIS 2010-2012 [16] und den Werten für LPL I aus IEC 62305-1 [17] vorgenommen)

Eine ähnliche Untersuchung wurde auch für Offshore-WPs mit Hilfe vom Blitzortungssystem EUCLID [8] durchgeführt. Da keine Angaben über Häufigkeit, Amplituden und Überschreitungswahrscheinlichkeiten für Offshore-WPs bekannt sind, ist diese Untersuchung für die Auslegung von Blitzschutzsystemen (Lightning Protection System, LPS) für Offshore-WPs von großem Interesse. Laut der Norm EN 61400-24 Ed.2 [5] ist der Blitzschutz von Offshore-WEA nach den gleichen Blitzstromparametern auszulegen, wie bei Onshore-WEA.

Folgende Aussagen für Offshore-WPs wurden abgeleitet [15]:

1. Die Betrachtung von insgesamt über 37.000 Erdblitzereignissen für 5 Jahre vor und 5 Jahre nach Errichtung der Windenergieanlagen an wurde 13 Offshore-WPs in der Nordsee Deutschlands, der Nordsee Großbritanniens und der Ostsee Deutschlands (**Abb. 2.2**) durchgeführt.
2. Insgesamt sind die Blitzstromamplituden auf der See höher als auf dem Land.
3. Die WP-Gruppe in der Nordsee Deutschlands (WPs 1 – 5 in **Abb. 2.2**) ist in einer Gegend mit niedriger Wintergewittertätigkeit errichtet (siehe **Abb. B.2** in **Anhang B**) und damit muss mit einer mittleren Anzahl von Aufwärtsblitzen von 20 – 50% [5] gerechnet werden, die mit Blitzortungssystemen nicht immer erfassbar sind. Die WP-Gruppen in der Nordsee Großbritanniens (WPs 6 – 10) und in der Ostsee Deutschlands (WPs 11 – 13) befinden sich in Gegenden ohne Wintergewittertätigkeit. Trotz dessen muss mit bis zu 10 – 40% Aufwärtsblitzen gerechnet werden.

4. Die Untersuchung der Auswirkung von WPs mit Berücksichtigung entsprechender Referenzflächen ergab folgende Werte.

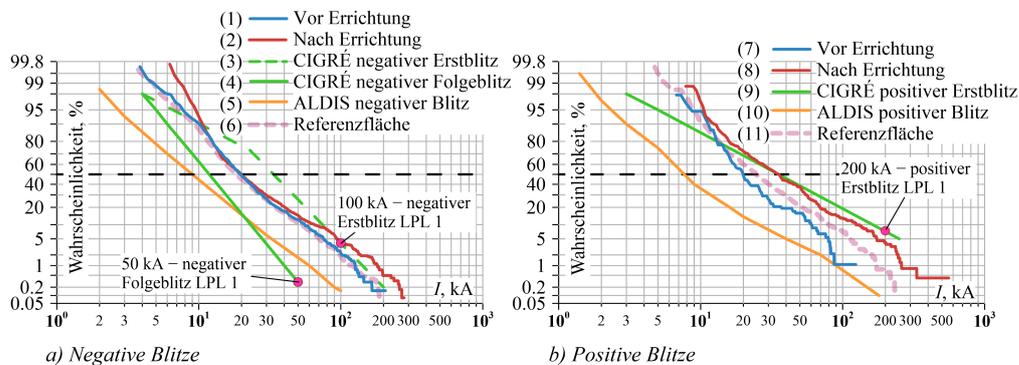
**Tab. 2.3** Änderung der Blitzhäufigkeit und der Blitzstromamplituden an am weitesten von der Küste entfernten Offshore-WPs in der Nordsee Deutschlands (WPs 1 – 5)

Parameter	Negative Blitze	Positive Blitze
Blitzhäufigkeit (Durchschnittswert)	+51%	+63%
Amplitudenänderung (50%), kA	-19,3 → -20	+20 → +36
Amplitudenänderung (99%), kA	-126 → -181	+128 → +260

Eine enorme Steigerung der Anzahl der negativen und positiven Blitze wird an den am weitesten von Küsten entfernten Offshore-WPs ( $> 40$  km) festgestellt [15]. Bei positiven Blitzen hat die Steigerung bei 11 Offshore-WPs stattgefunden, bei negativen nur bei 6 WPs. Eine enorme Erhöhung der Blitzstromamplituden wird ebenso bei positiven und negativen Blitzstoßströmen festgestellt.

5. Die Wahrscheinlichkeitsdiagramme in **Abb. 2.4** zeigen, dass:

- die Wahrscheinlichkeitskurven für die Offshore-WPs sich deutlich vom Verlauf der Kurven von ALDIS abheben, die auf Messungen auf dem Land beruhen, und höhere Überschreitungswahrscheinlichkeiten als bei Onshore-WPs ergeben (**Abb. 2.3**).
- die Wahrscheinlichkeitskurve (1) vor Errichtung in der Einfangfläche bei negativen Blitzen gut mit der Kurve (6) in der Referenzfläche übereinstimmt, während bei positiven Blitzen vor Errichtung in der Referenzfläche (Kurve (11)) geringere Blitzstromamplituden registriert wurden (die Anzahl der positiven Blitze über die gleiche Beobachtungsperiode ist viel niedriger als die Anzahl der negativen Blitzen, weil diese seltener auftreten).
- nach Errichtung die Blitzstromamplituden sowohl bei negativen als auch bei positiven Blitzen (Kurve (2) und (8)) ansteigen (deutlicher bei positiven Blitzen, genauso wie bei Onshore-WPs). Die Verteilungskurve (8) für positive Blitze entspricht jetzt sogar größtenteils der Verteilungskurve (9) von CIGRÉ für positive Erstblitze.



**Abb. 2.4** Überschreitungswahrscheinlichkeiten der Blitzströme (zum Vergleich wurde die gemeinsame Darstellung mit den Überschreitungswahrscheinlichkeiten von CIGRÉ [10], ALDIS 2010-2012 [16] und den Werten für LPL I aus IEC 62305-1 [17] vorgenommen)

Für die Auslegung der Komponenten der Blitzschutzsysteme von Offshore-WPs sind die maximalen Blitzstromamplituden in Höhe von 100 kA für negative und 200 kA für positive Blitze festgelegt (Blitzgefährdungspegel, Lightning Protection Level LPLI) und diese orientieren sich an den auf dem Land gemessenen Werten (IEC 61400-24 [5]). Diese Werte werden jedoch mit maximal 181 kA für negative und maximal 260 kA für positive Blitze überschritten (siehe 99%-Werte in **Tab. 2.3**). In der Norm IEC 61400-24 [5] wird davon ausgegangen, dass sich die Parameter auf dem Meer nicht signifikant von denen auf dem Land unterscheiden. Die in dieser Untersuchung festgestellten Werte überschreiten die bisherigen Blitzstromamplituden jedoch signifikant.

#### Anmerkungen zur Genauigkeit und Effektivität der Ortungssysteme auf dem Land und auf dem Meer

1. LLS-Daten sind bislang nur für negative Blitzstromamplituden kleiner als 40 kA validiert worden [18] (bei NLDN bis 60 kA [19]). Für den gesamten Blitzamplitudenbereich bis über 100 kA (auch für positive Blitze) wird allgemein angenommen, dass eine lineare Erweiterung gilt [20].
2. Aufgrund der hohen Variabilität der Einflussparameter, wie z.B. Geschwindigkeit der Hauptentladung (return stroke)  $v_{rs}$  [21] oder Ausbreitungseffekte der elektromagnetischen Wellen, können die Blitzstromamplituden auf dem Land aus den gemessenen elektrischen bzw. magnetischen Fernfeldern nicht genau ermittelt werden, selbst wenn das Blitzortungssystem nach vielen Jahren Bewertung präzise kalibriert wurde [21]. Es wird allerdings durch vielfältige Untersuchungen gezeigt, dass die LLS-Daten für statische Auswertungen geeignet sind [22], d.h. für die Ermittlung von Mittelwerten und Standardabweichungen, für die Erstellung von Blitzdichte-Karten oder für Kurven der Überschreitungswahrscheinlichkeit, welche ebenso im Rahmen dieser Arbeit untersucht worden sind.
3. Bei einem einzelnen durch LLS erfassten Blitzereignis treten immer eine Abweichung bzw. Streuung auf. Für eine reale Blitzstromamplitude  $\hat{I}_r$ , die z.B. am Gaisberg mit einem Messwiderstand präzise gemessen wurde, kann der Bereich der Streuung für ein LLS wie folgt definiert werden<sup>2</sup>:

$$\hat{I}_{LLS-\min} = 0,5 \hat{I}_r \quad \text{und} \quad \hat{I}_{LLS-\max} = 1,5 \hat{I}_r \quad (2.5)$$

Nach dieser Abschätzung liegt der Bereich der LLS-Streuung für eine reale Blitzamplitude  $\hat{I}_r$  von 300 kA zwischen 150 kA und 450 kA.

4. Nach Abschätzungen von Cooray und Rakov können Blitzstromamplituden von 300 kA tatsächlich auftreten, wenn von einer maximalen Hintergrundfeldstärke von 150 kV/m ausgegangen wird, jedoch kaum 450 kA oder mehr [23]. In der Realität ist diese Feldstärke unter einer Gewitterwolke auf Grund von unterschiedlichen Gegebenheiten auf dem Land (z.B. Korona-Entladungen auf dem Boden bzw. Aufwärtsblitze von hohen Objekten) schwer zu erreichen. Es ist jedoch gut vorstellbar, dass diese maximale Feldstärke auf See, über dem Meer, erreichbar ist und damit können hohe Blitzstromamplituden auf See auftreten [24–26].

---

<sup>2</sup>Unter der Annahme, dass die Geschwindigkeit der Hauptentladung zwischen  $0,6 \cdot 10^8$  m/s und  $1,8 \cdot 10^8$  m/s bzw.  $0,2c - 0,6c$  variiert [18].

5. Auch können unterschiedliche Blitzentstehungsmechanismen das elektromagnetische Feld über dem Meer deutlich verstärken [26]. Zum Beispiel könnte eine erhöhte Geschwindigkeit der Hauptentladung aufgrund der hohen Leitfähigkeit des Salzwassers auftreten oder mehrere nacheinander auftretende Impulse, die im E-Feld vor kurzem auf See gemessen worden sind (etwa 37% der Wellenformen des elektrischen Feldes von Erstblitzstoßströmen auf See enthalten mehrere Peaks in  $dE/dt$  innerhalb von  $1 \mu\text{s}$ ) und können auch Blitzstromamplituden beeinflussen.
6. Eine einzige Vergleichsmessung zur Ausbreitung der elektromagnetischen Wellen auf dem Land und über dem Ontariosee (Süßwasser) wurde durchgeführt [27]. Es stellte sich heraus, dass die Dämpfung des Feldes für eine längere Strecke von 50,9 km über die Wasseroberfläche geringer ist als für eine kürzere Strecke von 16,8 km über einer Stadt. Das heißt, ein für die auf dem Land zu messenden Blitze abgestimmtes Blitzortungssystem liefert etwas höhere Werte für die Blitzstromamplituden auf dem Meer.
7. Derzeit sind einige Offshore-WEA an unterschiedlichen Standorten mit Blitzstrommesseinrichtungen ausgestattet, um in Zukunft den Vergleich zwischen direkt gemessenen und georteten Blitzen durchführen zu können. Bislang sind noch keine Messergebnisse vorhanden.

Es muss darauf hingewiesen werden, dass ein Großteil der Blitzlangzeitströme, insbesondere von Aufwärtsblitzen ohne Stoßströme (sogenannte ICC-Only) aber oft mit großen Ladungsmengen, mit heutigen Blitzortungssystemen nicht erfassbar sind. Diese Blitzlangzeitströme treten bei bis zu 50% aller Aufwärtsblitze an hohen Objekten auf (43% am Gaisberg [6] oder 66% an WEA aus NEDO-Bericht, siehe nächstes Kapitel) und mit ihren hohen abfließenden Ladungen werden sie für massive thermische Schäden an Windenergieanlagen [11], insbesondere an den Rotorblättern, verantwortlich gemacht. Diese spezielle Blitzentladung konnte in dieser Untersuchung aufgrund der abschließlichen Nutzung von Blitzortungsdaten nicht unmittelbar berücksichtigt werden.

Diese Aufwärtsblitze werden seit kurzem in der Norm IEC 61400-24 [5] für den Blitzschutz von Windenergieanlagen bei der Risikoabschätzung und für die zuverlässige Auslegung des LPS berücksichtigt. Dafür ist allerdings eine spezielle Blitzdichte-Karte notwendig, die direkt aus Blitzortungsdaten gewonnen wird. Des Weiteren wurde neben der Einfangfläche der betrachteten WEA oder des betrachteten WPs noch ein sogenannter Standortfaktor eingeführt. Dieser Faktor berücksichtigt die Komplexität des lokalen Geländes, die Höhe über dem Meeresspiegel und das Auftreten von Wintergewittern, um die Aktivität der Erde-Wolke-Blitze zu beschreiben. In Deutschland besteht überwiegend keine Wintergewitteraktivität, allerdings muss bei allen in Deutschland installierten WEA mit einem Anteil an Aufwärtsblitzen von bis zu 40% gerechnet. Eine Abschätzung nach dieser Norm wird für eine konkrete WEA in Deutschland in **Anhang B** angegeben, wobei eine Wintergewitterkarte für Europa anhand von Google-Tools erstellt wurde.

Im folgenden Abschnitt werden nun die an den WEA direkt gemessenen Blitzereignisse ausgewertet und mit den LLS-Daten verglichen. Der direkte Vergleich zeigt einen klaren Unterschied im Bereich kleiner Blitzstromamplituden.

### 3. Auswertung von NEDO-Messkampagne

Aufgrund der häufigen Ausfälle von WEA während Wintergewittern seit Ende der 1990er Jahre bis zu den frühen 2000er Jahren in Japan, die sich nicht mit dem Blitzortungssystem (JLDN – Japanese Lightning Detection Network) nachweisen ließen, führten einige Unternehmen, wie Mitsubishi Heavy Industries (MHI), J-POWER u.a., eigenständige Untersuchungen an WEA durch [28, 29]. Die Untersuchungsergebnisse haben damals gezeigt, dass sich die Parameter der Wintergewitter entlang der Küste deutlich von den in den Normen festgelegten Parametern für Blitzschutzsysteme unterscheiden. Eine landesweite Blitzbetrachtung war erforderlich, um die Wintergewitter genauer zu beurteilen.

Die staatliche Entwicklungsorganisation für Neue Energien und Industrietechnik (New Energy and Industrial Technology Development Organization, NEDO) in Japan untersuchte seit 2004 die landesweiten Störungsmeldungen an WEA [30]. Ein ausführlicher Bericht wurde durch NEDO über die erste umfassende Messkampagne an WEA in Japan für den Zeitraum von 2008 bis 2013 [12] erstellt. In diesem Zeitraum wurden insgesamt 832 Blitzereignisse registriert, davon 687 Ereignisse mit Blitzstromparametern. 674 Blitze (also 98%) sind in den Wintermonaten, von Oktober bis Anfang April, aufgenommen worden. Während der Messkampagne waren es insgesamt 27 WEA, die mit Blitzmesseinrichtungen ausgerüstet waren. An 22 WEA davon (**Abb. 3.1**), die sich überwiegend (21) in Gebieten mit hoher Wintergewitteraktivität befinden, wo mit hoher Anzahl von Aufwärtsblitzen (80–99%, [5]) zu rechnen ist, wurden Blitzereignisse gemessen.

Das für die NEDO-Kampagne verwendete Messsystem besteht aus Rogowski-Spulen (RS), die am Turmfuß der WEA installiert waren [31]. Die untere Erfassungsschwelle des Messsystems ist deutlich niedriger als die Erfassungsschwelle der Ortungssysteme. Aufgrund der kurzen Gesamtaufzeichnungsdauer sind jedoch viele Aufzeichnungen mit Blitzlangzeitströmen nicht komplett (44 Blitzereignisse von 513 mit Blitzlangzeitströmen, also nur 9%).

Die Messdaten der NEDO-Messkampagne wurden detailliert untersucht, und die Ergebnisse sind im nächsten Abschnitt zusammengefasst.

#### 3.1 Zusammenfassung der erfassten Blitzparameter an WEA

Die erste NEDO-Messkampagne hat insgesamt 687 Blitzereignisse mit verfügbaren Blitzstromparametern ( $\hat{I}, Q, W/R$ ) geliefert. 513 Ereignisse (also 75%) davon können eindeutig als Aufwärtsblitze mit einleitendem Langzeitstrom (ICC) klassifiziert werden. Genau 451 (66%) Blitze von diesen 513 können als ICC-Only betrachtet werden, die mit dem Blitzortungssystem (LLS) nicht erfasst wurden ( $\hat{I} < 3 \text{ kA}$  – untere Erfassungsschwelle des LLS). Die NEDO-Messkampagne erlaubt es, solche Blitzentladungen an WEA genauer zu untersuchen. Die bearbeiteten Messergebnisse vom NEDO-Bericht werden im **Anhang C** aufgeführt.

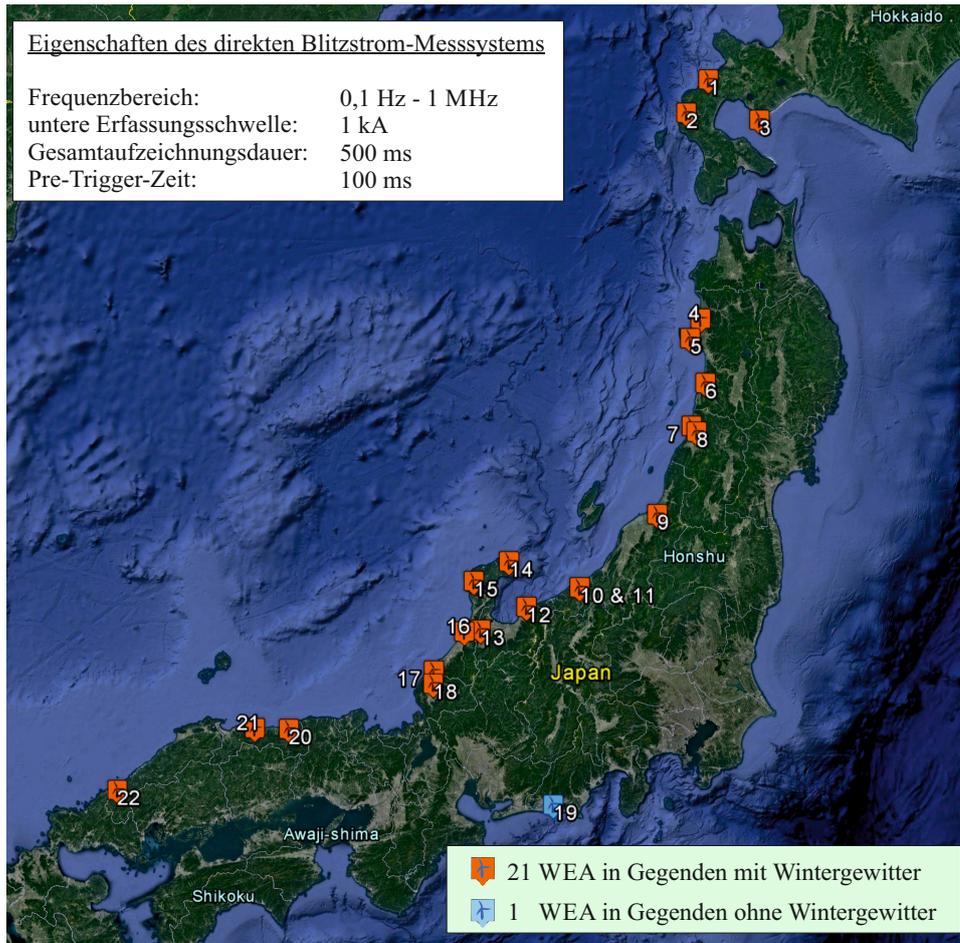


Abb. 3.1 Standorte von 22 in der NEDO-Messkampagne untersuchten WEA

### 3.1.1 Ladungstransfer

Die WEA, die in Japan in Gegenden mit hoher Wintergewittertätigkeit errichtet wurden, sind einer hohen Anzahl von Aufwärtsblitzen ausgesetzt, für die die in der Blitzschutznorm IEC 62305-1 [17] für den Blitzgefährdungspegel LPL I festgelegte Gesamtladung eines Blitzes von  $Q_{\text{flash}} = 300 \text{ C}$  (dieser und andere Kennwerte sind in die Norm IEC61400-24 [5] für WEA eingeflossen) übertroffen werden kann. **Tab. 3.1** fasst die Gesamtladung aller 513 Erde-Wolke-Blitze mit ICC-Strömen zusammen. Ungefähr 1% dieser aufgezeichneten Blitze weist eine Gesamtladung von mehr als 600 C auf. Auf Basis von diesen Ergebnissen und anderen in Japan durchgeführten Messungen (z.B. von Goto und Narita [32]), wurde in der japanischen Blitzschutznorm JIS C 1400-24 [33] für WEA ein neuer Blitzgefährdungspegel LPL W (für Winter) eingefügt (siehe Anhang JA.3 in japanischer Norm JIS C 1400-24). Darin sind die Wintergewitter berücksichtigt und die maximalen, für Blitzgefährdungspegel LPL I festgelegten, Werte erhöht, die Ladung eines Blitzes  $Q_{\text{flash}}$  ist verdoppelt auf  $Q_{\text{flash}} = 600 \text{ C}$ .

Die registrierten maximal geflossenen Ladungen lagen bei 1.012 C mit 39 kA an einer WEA in Masuda (22) (bipolarer Blitz siehe **Anhang C**) und bei 1.272 C mit 33,5 kA an einer WEA in Oyabe (13) (positiver Blitz). Dabei hat die Gesamtaufzeichnungsdauer des Messsystems für die vollständige Aufnahme dieser Blitzereignisse nicht ausgereicht.

**Tab. 3.1** Ladungstransfer der untersuchten Erde-Wolke-Blitze mit ICC-Strömen während der NEDO-Messkampagne

Prozentualer Anteil der geflossenen Ladung größer als	Anzahl	Prozentualer Anteil an Gesamtanzahl (513)
100 C	162	31,6
200 C	43	8,4
300 C	26*	5
600 C	4**	0,8

\* bei 10 unterschiedlichen Standorten und \*\* bei 4 Standorten wurden höhere Werte gemessen

### 3.1.2 Akkumulierte Ladung

Ein weiterer Bedrohungsparameter für WEA ist die akkumulierte Ladung – die übertragene Gesamtladung aus mehreren Blitzeinschlägen. Mit diesem Parameter kann die Oberflächenerosion der Fangeinrichtungen (Materialabtrag am Lichtbogen-Fußpunkt) aufgrund der akkumulierten geflossenen Ladung eingeschätzt werden, da es ein additiver Effekt ist. In der Norm IEC 61400-24 [5] wurde dieser Parameter im Abschnitt zu Hochstromtests bereits eingefügt.

Die Messdaten von der NEDO-Messkampagne wurden ebenfalls hinsichtlich der akkumulierten Ladung an den WEA, die in Gegenden mit hoher Wintergewittertätigkeit errichtet sind, untersucht. In der **Tab. 3.2** ist die Auswertung für die akkumulierte Ladung für zwei Betrachtungszeiträume dargestellt: für den gesamten Zeitraum der NEDO-Messkampagne und durchschnittlich für ein Jahr. An 4 von 22 WEA wurde bereits nach einem Jahr der in der Norm IEC 61400-24 [5] festgelegte Maximalwert für die akkumulierte Ladung (fett markiert), der bei den Laborprüfungen der Blitzschutzkomponenten (Fangeinrichtungen) nach Blitzgefährdungspegel LPLI angewendet werden soll, erreicht. Aus diesem Grund wird in der neuen IEC 61400-24 Ed.2 ein höherer Prüflevel für Hochstromtests der Komponenten von WEA für Gegenden mit hoher Wintergewittertätigkeit vorgesehen.

**Tab. 3.2** Akkumulierte Ladung (aufsteigend nach Ladungsmenge sortiert)

ID	WEA	Akkumulierte Ladung für einzelne WEA, C	
		Gesamter Beobachtungszeitraum (von 12.2008 bis 02.2013)	Durchschnittlich pro ein Jahr
19	Iwata*	8	2
3	Muroran	62	15
2	Setana	304	71
1	Suttsu	332	78
9	Shibata	430	101
7	Sakata	632	150
18	Fukui	1.031	243
15	Shiga	1.321	311
22	Masuda	1.374	323
14	Suzu	1.402	330
4	Mitane	1.573	370
10	Joetsu Unit 1	1.873	441
16	Uchinada	1.903	448
21	Hokuei	2.132	502
8	Shonai	2.656	625
17	Awara	3.000	706

**Tab. 3.2** *Akkumulierte Ladung (Fortsetzung)*

ID	WEA	Akkumulierte Ladung für einzelne WEA, C	
		gesamter Beobachtungszeitraum von 12.2008 bis 02.2013	durchschnittlich pro Jahr
6	Yurihonjo	3.100	730
11	Joetsu Unit 3	3.108	731
20	Tottori	4.000	<b>941</b>
12	Nyuzen	6.710	<b>1.580</b>
13	Oyabe	6.835	<b>1.608</b>
5	Oga	8.740	<b>2.056</b>
Durchschnitt		562 C/Jahr	

\* Standort in Gegend ohne Wintergewitter

Die Festlegung des Wertes für die akkumulierte Ladung für Hochstromtests erlaubt es, das Inspektionsintervall und die Häufigkeit des Austauschs von Komponenten bei konkreten WEA zu definieren.

Die genauer betrachtete WEA am Standort Nyuzen war einer sehr hohen akkumulierten Ladung ausgesetzt wurde, wie **Tab. 3.2** zeigt (ID:12). Da die Rotorblätter am häufigsten vom Blitz getroffen werden und die Wahrscheinlichkeit von Blitzeinschlagpunkten mit Annäherung an die Blattspitze steigt [5], müssen die Fangeinrichtungen mit einem höheren Prüfpegel bei der Hochstromprüfung nach IEC 61400-24 geprüft werden, wenn die WEA für Gebiete mit hoher Wintergewitteraktivität vorgesehen ist.

### 3.1.3 Spezifische Energie

Während der gesamten NEDO-Messkampagne sind nur zwei Blitzereignisse gemessen worden, die den in der Norm IEC 62305-1 [17] für den Blitzgefährdungspegel LPLI festgelegten Wert der spezifischen Energie  $W/R$  des positiven Erstblitzstoßstromes mit 200 kA von 10 MJ/Ω übersteigen. Dies ergibt 0,3% von allen registrierten Blitzstoßströmen (ungefähr 1% aller aufgezeichneten Blitze weist eine spezifische Energie von nur 2,8 MJ/Ω auf). Es geht um zwei Blitzereignisse, in Masuda (22) und in Oyabe (13), bei denen bereits eine extrem hohe geflossene Ladungen nachgewiesen wurde (Abschnitt 3.1.1).

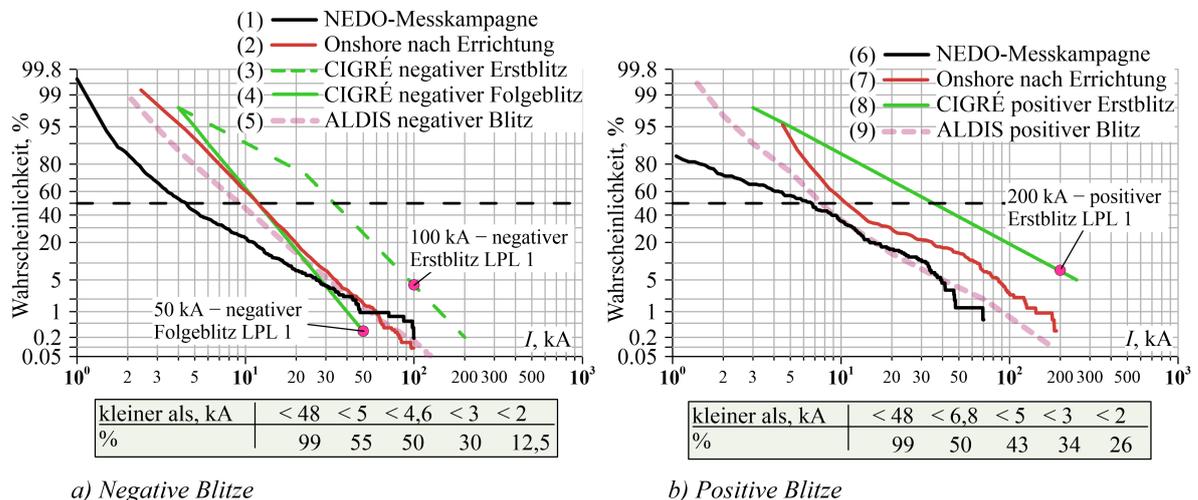
In der oben erwähnten japanischen Blitzschutznorm JIS C 1400-24 [33] sind mit dem neu eingeführten Blitzgefährdungspegel LPLW die Wintergewitter berücksichtigt. Parallel zum verdoppelten Wert für die Ladung eines Blitzes ( $Q_{\text{flash}}$  von 300 C auf 600 C, Abschnitt 3.1.2) ist auch der Wert für die spezifische Energie  $W/R$  des Erstblitzstoßstromes verdoppelt worden (siehe Anhang JA.3 in JIS C 1400-24). Der Wert für die spezifische Energie für den positiven Erstblitzstoßstrom liegt jetzt bei  $W/R = 20 \text{ MJ}/\Omega$  und entspricht einem Scheitelwert von 282 kA bei der zugeordneten Blitzstromform 10/350 μs.

### 3.1.4 Vergleich mit Daten vom Blitzortungssystem in Deutschland

Das verwendete Messsystem bei der ersten NEDO-Messkampagne hatte einen Messbereich bis zu 100 kA. Es sind nur 3 Blitzereignisse aufgetreten, die diesen Bereich überschritten haben. Um die erhaltenen Messdaten besser analysieren zu können, wurden Überschreitungswahrscheinlichkeits-Verteilungen für positive und negative Blitze erstellt. Außerdem werden diese Verteilungen mit entsprechenden Verteilungen für die Onshore-WPs in Deutschland aus dem Kapitel 2 verglichen.

Beide Verteilungskurven für negative und positive Blitze an WEA aus der NEDO-Messkampagne (**Abb. 3.2**, Kurven (1) und (6) ) liegen deutlich unterhalb den entsprechenden Onshore-Kurven für WEA in Deutschland, die auf Basis von LLS-Daten erstellt wurden (**Abb. 3.2**, Kurven (2) und (7) und auch unterhalb die ALDIS-Kurven (5) und (9) ). Das bedeutet, dass an WEA deutlich mehr Blitzereignisse mit geringeren Blitzstromamplituden auftreten, als mit LLS geortet werden können.

Der 50%-Wert bei den Onshore-WPs für negative Blitze in Deutschland vor und nach der Errichtung beträgt entsprechend 10,7 kA und 12,2 kA (**Tab. 2.2** in Abschnitt 2.3) und übersteigt den 50%-Wert, der für die WEA aus der NEDO-Messkampagne erhalten wurde, welcher bei 4,6 kA (**Abb. 3.2**) liegt – ein klarer Unterschied der Blitzstromamplituden von mehr als dem Doppelten. Das betrifft auch den 50%-Wert für die positiven Blitze: bei den Onshore-WPs liegt der Wert vor und nach der Errichtung bei 8,7 kA und 10,8 kA (**Tab. 2.2** in Abschnitt 2.3), diese Werte wiederum übersteigen den 50%-Wert aus der NEDO-Messkampagne von 6,8 kA. Ein Grund dafür könnte sein, dass die beiden Messsysteme unterschiedliche untere Erfassungsschwellen besitzen.



**Abb. 3.2** Vergleich der Überschreitungswahrscheinlichkeits-Verteilungen von NEDO-Messkampagne in Japan und BLIDS für Onshore-WPs in Deutschland (zum Vergleich wurde die gemeinsame Darstellung mit den Überschreitungswahrscheinlichkeiten von CIGRÉ [10], ALDIS 2010-2012 [16] und den Werten für LPL I aus IEC 62305-1 [17] vorgenommen)

Die beiden 50%-Werte für negative und positive Blitze aus der NEDO-Messkampagne liegen bei ca. 5 kA. Die unterste Erfassungsschwelle der Blitzortungssysteme liegt gerade im Bereich 3–5 kA. Damit kann man behaupten, dass fast 50% von allen, während der NEDO-Messkampagne gemessenen Blitzen an den WEA, mit den Blitzortungssystemen nicht erfassbar sind.

Die 99%-Werte bei positiven und negativen Blitzen liegen bei den NEDO-Messdaten beim gleichen Amplitudenwert von 48 kA, was durch die obere Erfassungsschwelle von 100 kA des für NEDO-Messkampagne angewendeten Messsystems bedingt sein kann. Bei Onshore-WPs in Deutschland liegt der 99%-Wert deutlich höher. Es sind 60 kA bei negativen Blitzen und mehr als doppelt so hoch, also 140 kA, bei positiven Blitzen.

### 3.2 Zusammenfassung zur NEDO-Messkampagne

Die erste umfassende, durch NEDO (New Energy and Industrial Technology Development Organization) organisierte, Messkampagne in Japan liefert direkte Blitzmessungen für 5 Wintersaisonen an zahlreichen WEA. Im Vergleich zu Blitzortungssystemen lag die untere Erfassungsschwelle beim in der NEDO-Messkampagne verwendeten Messsystem bei ungefähr 1 kA, obwohl selbst ICC-Only-Ströme mit nur 100 A mitgemessen werden konnten.

In der vorliegenden Arbeit wurden die Messdaten von 687 Blitzereignissen ausgewertet und im Detail analysiert, wobei 98% davon Blitzeinschläge in Wintermonaten sind. Die betrachteten WEA befanden sich überwiegend an der Westküste Japans, also in Gegenden mit hoher Wintergewittertätigkeit. Dadurch müssen 80–99% von allen Blitzen sogenannte Aufwärtsblitze sein. Die Charakteristiken und Parameter der Aufwärtsblitze, die bei hohen Türmen im Winter auftreten, unterscheiden sich von den Abwärtsblitzen, die im Sommer beobachtet werden und von denen die Parameter für die Blitzschutznormen abgeleitet wurden. Das Blitzortungssystem JLDN in Japan zeigt allein, dass die erfassten Blitze im Winter deutlich höhere Stromamplituden als im Sommer aufweisen [34]. Nur 1% der gemessenen Blitze im Winter weisen Amplitudenwerte von mehr als 230 kA auf und im Sommer übersteigen 1% aller erfassten Blitze den Amplitudenwert 75 kA.

Die Detektionseffizienz (DE) des neben den direkten Messungen betriebenen Blitzortungssystems ist allerdings sehr niedrig für die Aufwärtsblitze. Während der NEDO-Messkampagne sind an zahlreichen WEA nur drei Blitzereignisse gemessen worden (0,4%), die über 100 kA lagen – dies ist die obere Erfassungsschwelle des Messsystems. Außerdem wurde der Höchstwert für die spezifische Energie von 10 MJ/Ω nur bei zwei Blitzereignissen (0,3%) überschritten.

Allerdings weisen die NEDO-Messdaten auf erhebliche Werte für die geflossene Gesamtladung hin, die mit 5% den in der Blitzschutznorm IEC 62305-1 [17] für den Blitzgefährdungspegel LPL I festgelegten Wert für einen Blitz  $Q_{\text{flash}} = 300 \text{ C}$  überschreiten. Der 1%-Wert liegt bei ungefähr 600 C. Auch erreichte die akkumulierte Ladung an den betrachteten WEA relativ schnell den Höchstwert, der in der Norm IEC 61400-24 [5] ebenfalls für den Blitzgefährdungspegel LPL I festgelegt wurde: in einem Jahr bei 4 von 22 WEA und nach 5 Wintersaisonen bei bereits 16 WEA. Auf Basis von diesen neuen Höchstwerten wurde in der japanischen Blitzschutznorm JIS C 1400-24 [33] für WEA ein neuer Blitzgefährdungspegel LPL W für Winter eingeführt.

## 4. Messsystem für Blitzströme in Windenergieanlagen

Für Messungen an Windenergieanlagen (WEA) wurde ein Blitzstrommesssystem auf Basis von Rogowski-Spulen (RS) entwickelt, das in der Lage ist, alle Blitzstromkomponenten an WEA zu erfassen.

Die Erfassung schnell veränderlicher, transients elektrischer Ströme durch magnetische Spannungsmesser, sogenannte Rogowski-Spulen, ist ein in der Praxis bekanntes und bewährtes Verfahren [35, 36]. Aufgrund der mechanischen Robustheit der RS, des weiten Strommessbereichs, der Potentialtrennung zwischen dem stromdurchflossenen Primärkreis (z.B. Blitzableitung) und dem empfindlichen Messkreis (Auswerteschaltung) sowie der relativ einfachen Möglichkeit der Anpassung an unterschiedliche Geometrien (blitz-)stromführender Leitungen (z.B. den Turm einer WEA) wurde sie für die Erfassung der Blitzströme an WEA ausgewählt. Außerdem benötigt die RS keine galvanische Verbindung, um einen Blitzstrom zu messen, so dass sie ohne Eingriff in die Installation des Blitzschutzsystems (LPS) installiert werden kann.

Dabei ist die Berücksichtigung der Blitzstromparameter von realen Blitzereignissen an WEA wichtig für die Auslegung, den Aufbau und die Kalibrierung eines Blitzstrommesssystems. Dafür wurden die Daten von mehreren Messkampagnen (vor allem aus der NEDO-Messkampagne, Kapitel 3) ausgewertet und die Ergebnisse in die allgemeinen Anforderungen an das Messsystem im Abschnitt 4.1 eingebracht. In den folgenden Abschnitten werden für das Blitzstrommesssystem auf Basis von RS noch weitere Parameter aus Messungen gewonnen, insbesondere der Blitzstromsteilheitsbereich für alle Blitzstromkomponenten und der zu berücksichtigende Frequenzbereich.

Eine besondere Herausforderung ist die Erfassung der Blitzlangzeitströme mit einem Blitzstrommesssystem auf Basis von RS. Hierzu muss der Bereich der Stromsteilheit der realen Blitzlangzeitströme berücksichtigt werden, der bisher nicht näher bekannt ist und deshalb in den folgenden Abschnitten auf Basis von zahlreichen Messungen abgeleitet wird. Für die richtige Auslegung des Integrierers (für die Festlegung seiner Zeitkonstante oder des maximal zuverlässigen Leckstrom) muss außerdem der Bereich der realen Dauer der Blitzlangzeitströme berücksichtigt werden.

Des Weiteren muss der Frequenzbereich für alle Blitzstromkomponenten definiert werden, um das Blitzstrommesssystem genau abstimmen zu können. Dabei ist zu beachten, dass sich die Resonanzfrequenz einer RS mit insbesondere großem Umfang immer im Frequenzbereich von Blitzstoßströmen befindet.

Bei der Entwicklung und bei Messungen der Blitzströme mit RS ist immer auf zwei wesentliche Schwierigkeiten einzugehen, nämlich auf die Breite des Stoßstrommessbereiches (Abschnitt 4.2) und auf die Erfassung der Blitzlangzeitströme (Abschnitt 4.3). Das entwickelte Blitzstrommesssystem wird auf Basis einer elektronischen Schaltung realisiert, um Blitzstoß- und Blitzlangzeitströme erfassen und bearbeiten zu können. Bei Verwendung von Mikrocontrollern werden A/D- und D/A-Wandler die wesentliche Begrenzung gegenüber einer Anlogschaltung sein, die gleichzeitig eine einfache Realisierung des Blitzstrommesssystems bietet und die eine relativ hohe Immunität gegen Störungen besitzt.

## 4.1 Anforderungen an Blitzstrommesssysteme für WEA

Aus zahlreichen Messungen an WEA können folgende wichtige Anforderungen an ein Blitzstrommesssystem zusammengestellt werden [11, 37].

**1) Gesamtaufzeichnungsdauer:** Ein Hinweis auf die Blitzlangzeitstromdauer ( $> 3$  ms) ist in der technischen Broschüre No. 549 von CIGRÉ [10] zu finden. Dort wird für die Blitzlangzeitstromdauer eine Überschreitungswahrscheinlichkeit für die negativen und positiven Abwärtsblitze angegeben, wobei die Blitzlangzeitstromdauer bei positiven Abwärtsblitzen deutlich länger ist. Die maximale gemessene Blitzlangzeitstromdauer bei negativen Abwärtsblitzen ist 714 ms. Aus der Überschreitungswahrscheinlichkeit folgt, dass ungefähr 0,3% von allen gemessenen negativen Blitzlangzeitströmen eine Dauer von 500 ms übersteigt, bei positiven Blitzlangzeitströmen sind das etwa 6%. Auf der anderen Seite zeigt die NEDO-Messkampagne an WEA, die mit einer Gesamtaufzeichnungsdauer des Messsystems von 500 ms ausgestattet waren (siehe Abschnitt 3), dass ungefähr 9% von allen Blitzereignissen mit vorhandenem Blitzlangzeitstrom nicht komplett aufgenommen worden sind. Während der Messkampagne am Telekommunikationsturm Gaisberg wurden von 2000 bis 2013 zwei Blitzereignisse (von 765 Ereignissen, entspricht 0,3%) registriert, die die Gesamtaufzeichnungsdauer des Messsystems von 800 ms übertroffen haben [6]. Der Standort Gaisberg hat eine niedrige Wintergewittertätigkeit (siehe **Abb. B.2** in **Anhang B**) und damit ist, im Vergleich zur NEDO-Messkampagne in Japan, mit einer niedrigen Anzahl an Aufwärtsblitzen zu rechnen (20 – 50%).

Aus diesen Untersuchungen folgt, dass die Blitzstrommesseinrichtungen für WEA eine Gesamtaufzeichnungsdauer von mindestens 1 Sekunde haben müssen.

**2) Gesamtladung:** Die Auswertung der NEDO-Messkampagne zeigt, dass 1% der Erde-Wolke-Blitze ICC-Ströme mit mehr als 600 C Gesamtladung aufweisen (siehe Abschnitt 3.1.1). Auch am Peißenberg wurde ermittelt, dass 5% von allen registrierten Langzeitströmen eine geflossene Ladung von 500 C aufweisen und 1% mindestens 1.000 C [38] (im Vergleich zu Japan ist der Peißenberg in einer Gegend ohne Wintergewittertätigkeit). Wenn ein Messsystem nur die integralen Werte eines Blitzstromverlaufs erfassen soll, dann muss das System bei einer Blitzentladung mit einem Blitzlangzeitstrom in der Lage sein, eine Gesamtladung von mindestens 600 C aufzunehmen. Hierzu muss bei der Zeitintegration wiederum die oben festgelegte Gesamtaufzeichnungsdauer berücksichtigt werden.

**3) Akkumulierte Ladung:** Beim Aufbau eines einfachen Messsystems für WEA, das nur die integralen Endwerte liefern soll, kann ein Parameter wie die akkumulierte Ladung (übertragene Gesamtladung) auch von großem Interesse sein, um z.B. das Inspektionsintervall bzw. die Häufigkeit des Austausches der Fangeinrichtungen festzulegen. Die Messdaten aus der NEDO-Messkampagne in Japan (siehe Abschnitt 3.1.2) zeigen, dass in Gegenden mit hoher Wintergewittertätigkeit ein hoher Wert der akkumulierten Ladung in kurzer Zeit erreicht werden kann (bis zu 2.000 C in einem Jahr oder bis zu 10.000 C über 5 Wintersaisonen).

Messungen am Telekommunikationsturm Gaisberg zeigen ebenfalls, dass in kurzer Zeit eine hohe akkumulierte Gesamtladung erreicht werden kann (während einer Nacht wurden 20 Blitzeinschläge registriert, die eine akkumulierte Gesamtladung von über 1.800 C ergaben [39]). Eine Blitzstrommesseinrichtung muss in der Lage sein, die Information über die akkumulierte Gesamtladung zu liefern, die jedoch stark vom Standort abhängig ist. In Gegenden mit hoher Wintergewitteraktivität sollte ein der Bereich bis zu 10.000 C berücksichtigt sein.

4) Scheitelwert: Die höchsten bisher gemessenen Blitzstromamplituden, welche die Werte in der Blitzschutznorm übersteigen, sind ebenfalls in Japan während der Wintersaison gemessen worden. Da das Messsystem, das bei der NEDO-Messkampagne verwendet wurde, nur für bis zu 100 kA ausgelegt war, wurden andere Messungen an Türmen mit einer Gesamthöhe von 150 m und mehr in Betracht gezogen [32]. Dabei handelt es sich um drei positive Blitzenladungen (2% von 145 gemessenen Blitzen) mit jeweils 340 kA (330 C), 320 kA (180 C) und mit 280 kA (400 C). Auch zeigen die Daten vom japanischen Blitzortungssystem JLDN, dass der 1%-Wert bei 230 kA für Wintergewitter [34] liegt. Die Untersuchungen an Offshore-WEA mit dem Blitzortungssystem EUCLID in Gegenden mit niedriger Wintergewitteraktivität (Nordsee Deutschlands) ergeben den 1%-Wert bei 260 kA (Abschnitt 2.3, **Tab. 2.3**). Nach der oben erwähnten japanischen Blitzschutznorm JIS C 1400-24 [33] wird nicht nur der Wert der Ladung eines Blitzes, sondern auch der Wert der spezifischen Energie des positiven Erstblitzstoßstromes für den Blitzgefährdungspegel LPLW verdoppelt (Abschnitt 3.2). Dies entspricht einem Stromscheitelwert von 282 kA.

Blitzstrommesssysteme für WEA müssen in der Lage sein, mindestens die maximalen Blitzströme positiver Abwärtsblitze, d.h. bis  $200 \text{ kA}^1$  zu erfassen, nach denen die Blitzschutzanlagen für die WEA entsprechend Blitzgefährdungspegel LPLI ausgelegt und geprüft werden. In Gegenden mit Wintergewitteraktivität kann es durchaus möglich sein, dass Blitze mit höheren Scheitelwerten auftreten. Deshalb müssen Blitzstrommesssysteme dort in der Lage sein, Blitzströme bis zu 300 kA aufzuzeichnen.

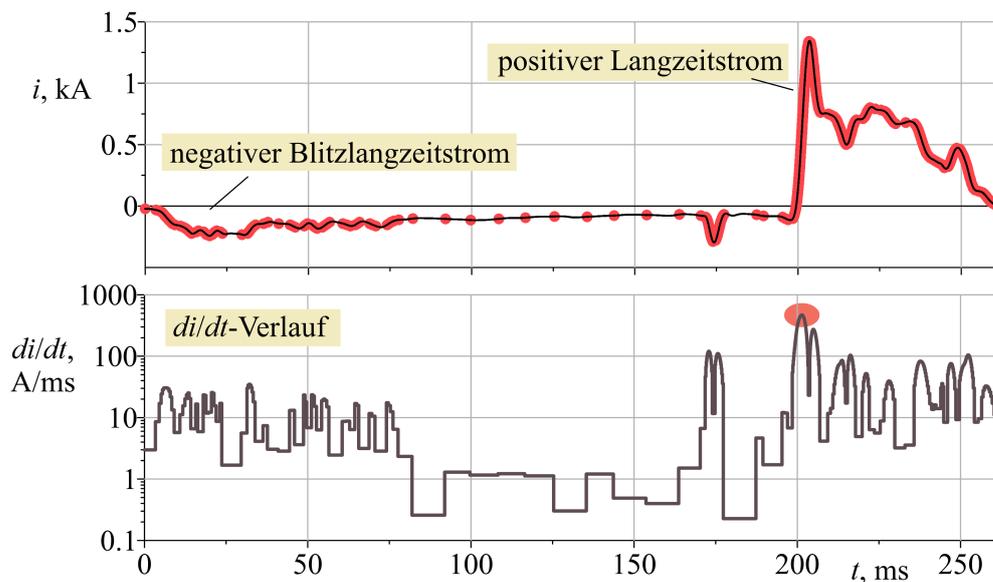
5) Spezifische Energie: Wenn es um ein einfaches Messsystem geht, das nur die integralen Werte liefern soll, darunter auch den Wert für die spezifische Energie, dann kann der Wert für Blitzgefährdungspegel LPLW von  $W/R = 20 \text{ MJ}/\Omega$  als oberer Maximalwert angenommen werden.

<sup>1</sup>Oft werden die RS bei Herstellern mit einem sinusförmigen Wechselstrom im Frequenzbereich von 50 Hz bis 1 kHz für einen gewünschten Blitzstromamplitudenwert  $\hat{I}$  kalibriert. Dabei ist zu beachten, dass die RS nur die Stromänderung erfasst und nicht den Strom selbst. Für eine Abschätzung der maximalen Stoßstromsteilheit kann die Formel aus **Anhang D, Tab. D.2** angewendet werden:  $(di/dt)_{\max}^B = k \cdot \hat{I}/T_1$ . Für PEB mit  $\hat{I} = 200 \text{ kA}$  beträgt die maximale Stoßstromsteilheit  $(di/dt)_{\max}^B = 27,3 \text{ kA}/\mu\text{s}$ . Beim sinusförmigen Wechselstrom mit der gleichen Stromamplitude  $\hat{I} = 200 \text{ kA}$  kann die maximale Stromsteilheit mit der folgenden Formel berechnet werden:  $(di/dt)_{\max}^{\text{sin}} = \hat{I} \cdot 2 \cdot \pi \cdot f \cdot \cos(0) = 0,063 \text{ kA}/\mu\text{s}$ . Daraus folgt, dass bei natürlichen Blitzströmen deutlich höhere Stromsteilheiten auftreten als bei sinusförmigen Wechselströmen mit gleicher Stromamplitude und damit wird die Auswerteschaltung einer viel höheren Ausgangsspannung aus der RS ausgesetzt. Deswegen muss neben der Stromamplitude bei der Entwicklung und Kalibrierung der Messeinheit noch der Blitzstromsteilheitsbereich berücksichtigt werden, der unten angegeben wird.

6) Frequenzbereich: Zahlreiche Labormessungen haben gezeigt, dass für die Erfassung der Blitzlangzeitströme ein Frequenzbereich von 0,1 Hz bis 10 kHz (Grenzfrequenzen für RS-Messsystem) vollkommen ausreichend ist [40]. Für die Erfassung der Blitzstoßströme ist die höchste interessierende Frequenz  $f_h$  zu berücksichtigen (siehe **Anhang E, Tab. E.4**), wobei die untere Grenzfrequenz bei 10 Hz liegen kann. Der Frequenzbereich eines Blitzstromes bis zu dieser Frequenz  $f_h$  sollte mit der Messeinheit ohne Verfälschung erfasst werden. Für die Erfassung eines negativen Folgeblitzes muss der Frequenzbereich bis auf 2 MHz ausgedehnt werden ( $f_h = 1,6$  MHz, **Anhang E, Tab. E.4**).

7) **Blitzstromsteilheitsbereich**: Die RS „sieht“ oder detektiert nicht den umschlossenen Strom selbst, sondern die zeitliche Änderung des Stromes, d.h. seine Steilheit ( $di/dt$  in A/s). Mit anderen Worten, die Ausgangsspannung einer RS ist proportional der ersten zeitlichen Ableitung  $di/dt$  des Stromes ( $U_i = M \cdot \frac{di}{dt}$ ). Deswegen muss für den Aufbau einer präzisen Messeinheit auf Basis von RS für die Erfassung von Blitzströmen ihr Stromsteilheitsbereich sehr gut bekannt sein.

Um diesen Bereich für die Blitzlangzeitströme festlegen zu können, wurden die aufgezeichneten Blitzlangzeitströme vom Telekommunikationsturm Gaisberg in Österreich im Zeitraum von 2007 bis 2009 analysiert. Ein Beispiel der Daten-Auswertung wird für einen bipolaren Blitz in **Abb. 4.1** demonstriert. Insgesamt wurden 19 Blitzlangzeitstromereignisse analysiert, die einem Stromsteilheitsbereich von bis zu 1 kA/ms ergaben<sup>2</sup>.



**Abb. 4.1** Auswertung des Stromsteilheitsbereichs von Gaisberg-Daten (Beispiel: bipolarer Blitz vom 10.08.2009)

Bei Blitzstoßströmen ist die Steilheit deutlich höher. Der Grenzwert der Stoßstromsteilheit für den Blitzgefährdungspegel LPLI liegt bei einem negativen Folgeblitzstoßstrom (NFB) bei 200 kA/ $\mu$ s (siehe NFB in **Anhang D, Tab. D.2**). Das ist fast  $2 \times 10^5$  Mal höher als die maximale Steilheit bei den Blitzlangzeitströmen.

<sup>2</sup>Für die Entwicklung und Test kann im Labor die natürliche Steilheit für Blitzlangzeitströme mittels einer Drossel mit entsprechender Induktivität eingestellt werden. Mit der richtigen Steilheit kann die Verstärkung der Auswerteschaltung (z.B. Instrumentenverstärker) genau eingestellt werden bzw. kann geprüft werden, ob die Empfindlichkeit der RS ausreicht [40].

Auf Grund dessen müssen mindestens zwei RS verwendet werden, um einen solchen breiten Bereich der Blitzstromsteilheit abdecken zu können. Der 1%-Wert der Steilheit für die Messdaten [41] in Japan an Türmen während der Wintersaison liegt bei  $100 \text{ kA}/\mu\text{s}$ . Bei den oben erwähnten Blitzen mit den höchsten gemessenen Scheitelwerten an Türmen mit  $340 \text{ kA}$ ,  $320 \text{ kA}$  und  $280 \text{ kA}$  beträgt die maximale Steilheit dabei nur etwa  $10 \text{ kA}/\mu\text{s}$  [32]. Die Messkampagne an einer Funkbasisstation in Brasilien (siehe nachfolgendes Kapitel 6.3.2) mit getriggerten Blitzen zeigte einen Medianwert der Blitzstromsteilheit von  $40 \text{ kA}/\mu\text{s}$  und einen Maximumwert von  $270 \text{ kA}/\mu\text{s}$  [42]. Bei getriggerten Blitzen wird von einem maximalen Wert für die Steilheit von  $411 \text{ kA}/\mu\text{s}$  berichtet (John-F.-Kennedy-Weltraumzentrum, Florida [43]). Es ist allgemein bekannt, dass die Charakteristiken der getriggerten Blitze der Charakteristik der natürlichen Folgeblitzstoßströme sehr ähnlich sind [44].

Zusammenfassend, die Messeinheit zur Erfassung der negativen Folgeblitze muss bis zu mindestens  $200 \text{ kA}/\mu\text{s}$  ausgelegt werden und für Blitzlangzeitströme bis zu  $0,001 \text{ kA}/\mu\text{s}$ , wobei der untere Wert für Blitzlangzeitströme bei etwa  $1 \text{ A/ms}$  liegt (**Abb. 4.1**).

Andere wichtige Aspekte beim Aufbau der Messeinheit auf Basis RS sind EMV-Maßnahmen. Neben dem Schutz der Messschaltung gegen magnetische Felder (z.B. auch netzfrequent  $50 \text{ Hz}$ ) muss ein Schutz der RS selbst gegen elektrische Felder vorgesehen werden. Außerdem ist zu beachten, dass die Parameter der steilen Blitzstoßströme, die oben an den Rotorblättern gemessen werden, sich aufgrund von Reflexionen von denen Parametern am Turmfuß unterscheiden (siehe Abschnitt 5.4).

## 4.2 Erweiterung des Messbereichs

Für eine erfolgreiche Messung der Blitzströme mit einer RS spielt die Erweiterung des Messbereiches eine große Rolle. Allein ein Blitzstoßstrom ohne spezielle Einrichtungen kann mit einer RS nicht direkt gemessen werden, da Anstieg und Rücken eines Stoßstromes hinsichtlich der Steilheit sehr weit auseinander liegen. Ohne spezielle Lösungen kann die an der RS angeschlossene Schaltung beschädigt werden oder das Signal abgeschnitten werden. Das Problem lässt sich mit unterschiedlichen Methoden lösen. Für die Messung der Blitzstoßströme haben sich folgende Ansätze gut bewährt:

- 1) Aufteilung des Messbereichs auf mehrere Kanäle;
- 2) Verwendung eines logarithmischen Verstärkers;
- 3) mehrstufige Zeitintegration.

Im Rahmen dieser Arbeit wird bei der Messeinrichtung in Japan für die Haupt-RS mit großen Umfang (siehe Abschnitt 6.3.1.3) die mehrstufige Zeitintegrations-Methode angewendet. Die Grundidee dieser Methode liegt in der Ausnutzung des Selbstintegrationseffekts der RS, deren Frequenzbereich mit weiteren Integrieren erweitert wird ( $RC$  passiv und aktivem Integrator für niedrige Frequenzen bis zu  $0,1 \text{ Hz}$ ), wobei die Zeitkonstanten aller Integrierer übereinstimmen müssen [45–47].

Die Funktionsweise aller Integrierer wird bei der Labormessung mit einem Stoßstrom  $4,5/350 \mu\text{s}$  demonstriert (**Abb. 4.2**). Bei der Selbstintegration der RS wird nur der Frequenzbereich bis zur Grenzfrequenz  $f_1$  berücksichtigt (roter Verlauf) und der Scheitelwert der Ausgangsspannung erreicht  $10 \text{ V}$ , was für die Messschaltung keine Gefährdung darstellt. Der nach der ersten Stufe erhaltene Verlauf bildet den Stoßstromverlauf nicht nach. Bei der weiteren Grenzfrequenz  $f_2$  ( $f_2 < f_1$ ) wird die Stirn des Stoßstromes besser abgebildet (Verlauf in Orange).

Für den Rücken ist der niedrige Frequenzbereich von Bedeutung und wird mit einem Operationsverstärker entsprechend erweitert. Erst wenn sich  $f_3$  unter 10 Hz befindet ( $f_3 < f_2 < f_1$ ), erhält man den ursprünglichen Stoßstromverlauf (grün gestrichelt).

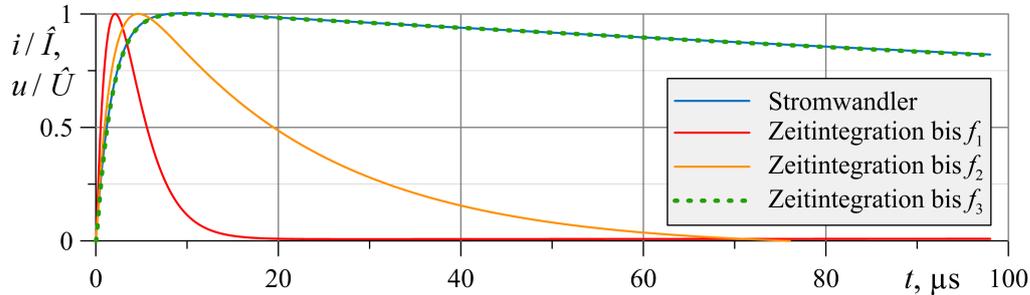


Abb. 4.2 Normierte Signalverläufe von unterschiedlichen Integrationsstufen

### 4.3 Besonderheiten der Blitzlangzeitstrommessung

Die Entwicklung einer Messeinheit auf Basis von RS für die Erfassung der Blitzlangzeitströme umfasst ein breites Spektrum an Herausforderungen, die bewältigt wurden. Die Wichtigsten unter ihnen sind:

- 1) Bei der Auslegung der RS mit großen Umfang (Spulenlänge) muss ein Kompromiss zwischen ausreichender Empfindlichkeit der RS und ihrer Resonanzfrequenz (bzw. Messbereich) gefunden werden. Für die Erreichung der notwendigen Empfindlichkeit der RS zur Erfassung der Blitzlangzeitströme sind viele Spulenwindungen notwendig. Ihre Resonanzfrequenz sinkt mit Erhöhung der Windungszahl. Bei RS mit großem Umfang kann dazu kommen, dass sich Resonanzfrequenz im Frequenzbereich der Blitzströme befindet, was z.B. durch geeignete Bedämpfung behandelt werden kann [40]. Alternativ wäre denkbar, bei der symmetrischen Stromaufteilung (Stahlrohrturn, Blitzableitung) die erhöhte Windungszahl nur in einem Bereich der größeren RS zu konzentrieren bzw. eine geöffnete RS zu nutzen.
- 2) Die richtige Auslegung des spezifischen Zeitintegrationsverfahrens ist bei einem Blitzlangzeitstrom wichtig, da die RS nur Stromänderungen erfasst, also im Wesentlichen nur Anfang und Ende des Langzeitstromes erfasst werden. Zwischen Anfang und Ende können mehrere 100 Millisekunden liegen, während deren kaum Stromänderungen auftreten und der Integrierer sich nicht selbständig (durch Leckströme) entladen darf [48].
- 3) Die Unterdrückung der überlagerten Blitzstoßströme muss dafür sorgen, dass keine hohe Ausgangsspannung der RS während eines Stoßstromes den Langzeitstromverlauf signifikant verformt. Dies würde die Auswertung der Parameter des tatsächlichen Langzeitstromes (Ladung, Amplitude, Dauer usw.) erschweren. Das Problem kann nicht mit einem Tiefpass-Filter oder mit schnellen Z-Diode gelöst werden. Aufgrund dessen wurde eine Schaltung für die Unterdrückung der Stoßströme im Langzeitstromkanal entwickelt und ihr Funktionsprinzip ist in [48] bereits detailliert beschrieben. Ein Beispiel zur Verifizierung der Schaltung im Labor bei einer Kombination aus Langzeitstrom 80 ms 175 A und Stoßstrom 8/20  $\mu$ s 5 kA ist in **Abb. 4.3a** gezeigt.

Der Analogschalter IC, der den Langzeitstromkanal im Moment des Stoßstromes von der RS abtrennt, funktioniert schnell genug und das Abbild des Langzeitstromes wird damit nicht verformt. Das Steuersignal  $u_s$  (Abb. 4.3b) fällt beim Stoßstrom auf null und schaltet sofort den Analogschalter aus. Dadurch kann die Impulsspannung und das nachfolgende Einschwingen der RS  $u_1$  den Integrierer nicht erreichen. (Da die RS für Langzeitströme einwickelt wurde, erzeugt sie immer eine Schwingung bei Anregung durch einen Stoßstrom.) Nach ca. 1,2 ms verbindet der Analogschalter die RS wieder mit dem Integrierer.

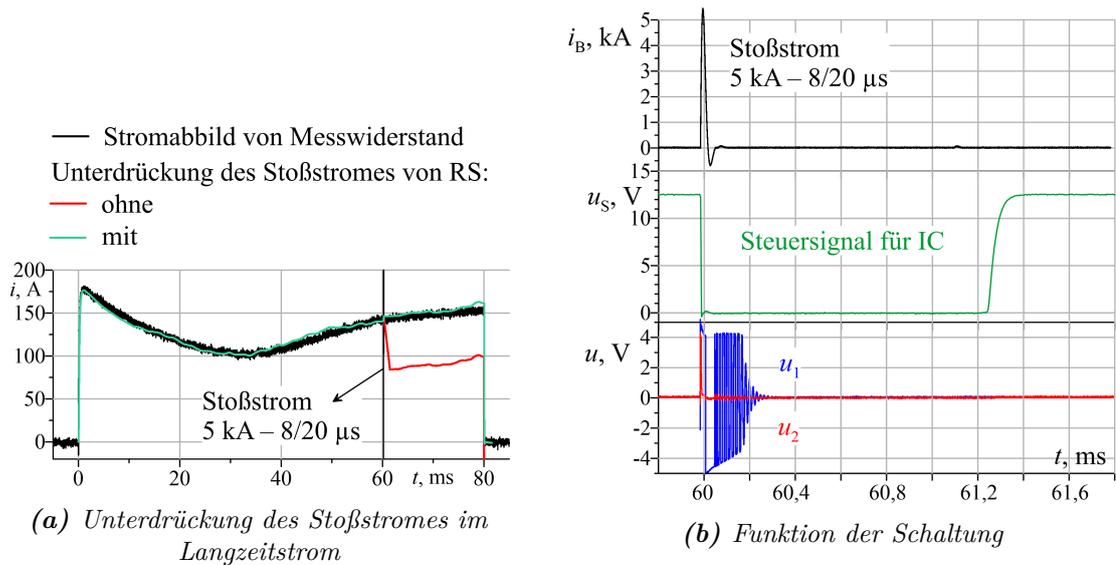


Abb. 4.3 Labormessung bei Kombination aus Langzeitstrom und Stoßstrom

## 4.4 Zusammenfassung zum Blitzstrommesssystem

In diesem Kapitel wird über ein Blitzstrommesssystem für Windenergieanlagen (WEA) berichtet, das auf Basis von Rogowski-Spulen (RS) entwickelt wurde. Während des gesamten Entwicklungsprozesses des Blitzstrommesssystems wurden die Parameter von natürlichen Blitzentladungen, die an WEA auftreten können, berücksichtigt<sup>3</sup>. Dies ist die Basis für ein effizientes und zuverlässiges Messsystem. Mit den Daten der zahlreichen Messkampagnen wurden die wichtigsten Anforderungen bereits in Abschnitt 4.1 vorgestellt, die bisher nicht jedes am Markt verfügbare kommerzielle Blitzstrommesssystem erfüllen kann. Ausgehend von den Anforderungen wurde ein eigenständiges Messsystem zur Erfassung der Zeitverläufe von Blitzstoß- und Blitzlangzeitströmen sowie der (integralen) Blitzstromparameter für WEA aufgebaut.

<sup>3</sup>Es muss betont werden, dass im Gegensatz zum statischen Turm die WEA mit den rotierenden Rotorblättern tendenziell eine höhere Neigung haben, Aufwärtsblitze mit Blitzlangzeitströmen auszulösen [2, 49]. Diese Aussage wurde vor kurzem mit Messungen anhand von LMA (Lightning Mapping Array) innerhalb eines Windparks bekräftigt [50]. Der Effekt kann durch die Raumladungen erklärt werden, die an den Rotorblattspitzen unter der Gewitterwolke entstehen und die Feldstärke an den Spitzen verringern. Bei der Rotation werden die erzeugten Raumladung von den Rotorblattspitzen abgelöst und damit sind die Spitzen deutlich stärkeren lokalen elektrischen Feldern ausgesetzt (ähnlicher Effekt wie beim Experiment mit Raketen-getriggerten Blitzen).

## 5. Berechnungsverfahren für vertikale Komponenten

Bevor mit einer vollständigen numerischen Nachbildung einer Windenergieanlage (WEA) begonnen werden kann, wird in diesem Kapitel zunächst eine grundsätzliche Frage beantwortet. Wie kann der Blitzstromhauptpfad einer WEA mit einem Netzwerkmodell abgebildet werden, wenn eine vertikale Leitungsanordnung über dem Erdboden zu berücksichtigen ist, an der sich die Wellenimpedanz über der Höhe ändert.

Um die Charakteristik vertikaler Komponenten, wie die Ableitungen in Rotorblättern oder der Turm der WEA, besser beschreiben zu können, wird zunächst eine vereinfachte Anordnung betrachtet – ein dünner vertikaler Draht über Erde. Dafür wird der Draht zunächst in kleine Segmente aufgeteilt, für jedes Segment die Induktivität und die Kapazität zur Erde und daraus Wellenimpedanzen analytisch berechnet. Die Ergebnisse werden mit Formeln aus der Fachliteratur verglichen sowie mit Ergebnissen der Berechnung mit Finite-Elemente-Methode (FEM) und Finite-Differenzen-Methode im Zeitbereich (FDTD) zusammengestellt.

Das Hauptziel dieser Betrachtung ist es, eine vereinfachte Darstellung von Abschnitten des kompletten Blitzstromhauptpfads für ein Netzwerkmodell zu schaffen, um das Blitzstromwellenverhalten und dabei entstehende Überspannungen entlang des Pfades korrekt abzubilden. Dies ist von großer Bedeutung für die Berechnung der induzierten Spannungen und der Blitzteilströme innerhalb einer WEA. Durch die Reflexionen des Blitzstoßstromes an Stellen mit großer Änderung der Wellenimpedanz steigen beispielsweise die Spannungen an den Energiekabeln und damit werden die Überspannungsschutzeinrichtungen energetisch höher beansprucht. Außerdem sind an den Blitzstromhauptpfad die Potentialausgleichsschienen (PAS) in der Gondel und im Turmfuß direkt angeschlossen, wo auch die Überspannungsschutzeinrichtungen installiert werden.

### 5.1 Vertikaler Draht über Erde

Für die Untersuchung wird zunächst ein grundlegender Fall betrachtet: ein 100 m langer Runddraht mit dem Radius  $r_D = 4$  mm senkrecht zur Erdoberfläche und mit der Erdoberfläche verbunden. Dabei werden folgende Annahmen getroffen:

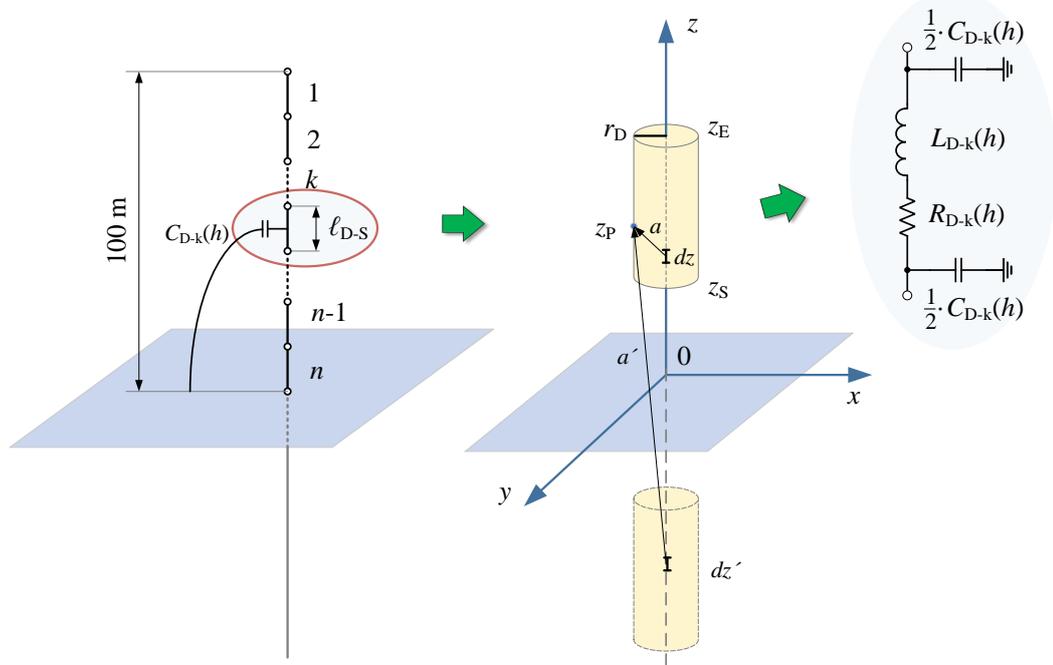
- 1) Leiter (Runddraht) und Erdboden haben unendlich hohe Leitfähigkeit;
- 2) der Korona-Effekt wird vernachlässigt;
- 3) ein Strom wird oben in den Rundleiter eingepreßt;
- 4) die Stromwelle breitet sich mit Lichtgeschwindigkeit  $c$  über den Draht aus.

Zur Durchführung der transienten Analyse wird der Draht in eine geeignete Anzahl Segmente aufgeteilt (**Abb. 5.1**), wobei die Segmentlänge  $\ell_{D-S}$  folgende Bedingung erfüllen muss:

$$\ell_{D-S} < \frac{1}{10} \cdot \frac{c}{f_h} \quad (5.1)$$

$f_h$  – höchste interessierende Frequenz des Spektrums eines Impulses (siehe **Anhang E, Tab. E.4**) und  $c$  – Lichtgeschwindigkeit.

Jedes Segment wird mit einer Pi-Grundschialtung aus  $R_{D-i}$ ,  $L_{D-i}$  und  $C_{D-i}$  Elementen dargestellt, wobei die partielle Induktivität  $L_{D-i}$  und die partielle Kapazität  $C_{D-i}$  höhenabhängig sind. Ausgehend von dieser Pi-Grundschialtung wird die allgemeine Kettenleiterstruktur des vollständigen Drahts, durch Anfügen weiterer Pi-Grundschialtung, nachgebildet.



**Abb. 5.1** Zum Spiegelladungsverfahren für vertikalen Leiter und Pi-Ersatzschaltung für  $k$ -tes Segment

Der ohmsche Widerstand eines Segments wird bei dieser Betrachtung vernachlässigt. Allerdings kann der frequenzabhängige Widerstand für weitere Betrachtungen (z.B. Blitzableitung im Rotorblatt) unter Berücksichtigung des Skin-Effekts bei einer spezifischen Frequenz  $f$  wie folgt berechnet werden [51]:

$$R_{D-k} = \frac{\sqrt{\mu_a \cdot f}}{2 \cdot r_D \cdot \sqrt{\pi \cdot \sigma_D}} \cdot \ell_{D-S} \quad (5.2)$$

- $\mu_a$  – absolute Permeabilität (z.B. für Kupfer  $\mu_a = \mu_r \cdot \mu_0 = 1 \cdot \mu_0$ )
- $\mu_0$  – magnetische Feldkonstante  $4\pi \cdot 10^{-7} \text{ Vs}/(\text{Am})$
- $\sigma_D$  – Leitfähigkeit des Drahtmaterials (für Kupfer  $\sigma_D = 5,8 \times 10^7 \text{ S/m}$ )
- $r_D$  – Radius des Drahts

Die partielle Kapazität jedes vertikalen Segments des Drahts  $C_{D-k}$  wird nach Zhang's Methode [52] auf Grundlage der Spiegelladungsmethode in Kombination mit der Methode des mittleren Potentials [53] (ein Segment hat ein Potential) berechnet. Die **Abb. 5.1** illustriert ein vertikales Segment des Drahts über einer geerdeten Platte und dessen Spiegelsegment.

Die partielle Kapazität des  $k$ -ten Segmentes wird dabei wie folgt berechnet:

$$C_{D-k} = \frac{\tau_k \cdot \ell_{D-S}^2}{\varphi_{Mk}} = \frac{4\pi\epsilon_0 \ell_{D-S}^2}{F_k - F'_k} \quad (5.3)$$

- $\tau_k$  – längenbezogene elektrische Ladung des k-ten Segments  
 $\varphi_{Mk}$  – mittleres Potential des k-ten Segments  
 $\epsilon_0$  – elektrische Feldkonstante  $8,854 \pi \cdot 10^{-12}$  As/Vm

In Formel (5.3) sind  $F_k$  und  $F'_k$  folgende Doppelintegrale:

$$F_k = \int_{z_S}^{z_E} \int_{z_S}^{z_E} \frac{dz_k dz_P}{s_k} = r_D \left[ g \left( \frac{z_E - z_S}{r_D} \right) + g \left( -\frac{z_E - z_S}{r_D} \right) + 2 \right] \quad (5.4)$$

$$F'_k = \int_{z_S}^{z_E} \int_{-z_S}^{-z_E} \frac{dz_k dz_P}{s_k} = r_D \left[ g \left( -\frac{2z_S}{r_D} \right) + g \left( -\frac{2z_E}{r_D} \right) - 2g \left( \frac{z_S + z_E}{r_D} \right) \right] \quad (5.5)$$

$$g(x) = x \cdot \operatorname{arsinh}(x) - \sqrt{1 + x^2}. \quad (5.6)$$

Die Induktivität des k-ten Segments wird mit Neumann's Formel berechnet [54] in Kombination mit Formel (5.4) und (5.5) bzw. (5.3):

$$L_{D-k} = \frac{\mu_0}{4\pi} \cdot (F_k - F'_k) = \frac{\ell_{D-S}^2}{v_D^2 \cdot C_{D-k}} \quad (5.7)$$

$v_D$  – Ausbreitungsgeschwindigkeit der elektromagnetischen Welle über dem Draht  
 Die relative Permeabilität  $\mu_r$  des Drahts (z.B. für Kupfer) und den umgebenden Materialien beträgt 1 und die Ausbreitungsgeschwindigkeit ist somit gleich der Lichtgeschwindigkeit  $v_D \approx c \approx 300 \text{ m}/\mu\text{s}$ .

Die Wellenimpedanz des k-ten Segments berechnet sich damit zu:

$$Z_{D-k} = \sqrt{\frac{L_{D-k}}{C_{D-k}}} = \frac{(F_k - F'_k)}{4\pi \ell_{D-S}} \cdot \sqrt{\frac{\mu_0}{\epsilon_0}}. \quad (5.8)$$

Für die Verifizierung der Berechnungsmethode wird für den Draht seine höhenabhängige Gesamtwellenimpedanz  $Z_{D-\Sigma}(h)$  bestimmt und mit Formeln aus der Literatur sowie mit Ergebnissen einer FEM-Berechnung oder mit FastFieldSolvers [55] verglichen. Dafür wird zunächst die Gesamtkapazität  $C_{D-\Sigma}(h)$  und die Gesamtinduktivität  $L_{D-\Sigma}(h)$  des vertikalen Drahts ermittelt, entsprechend der Länge bzw. Gesamthöhe (siehe **Abb. 5.2** und **Abb. 5.3**). Die Gesamtkapazität wird mit der Formel (5.3) auf Basis der Spiegelladungsmethode bestimmt. Bei der betrachteten Anordnung wird die Gesamtkapazität außerdem mit folgenden einfachen Formeln berechnet:

1) Ernst Weber [56, 57], wenn  $h \gg d$ :

$$C_{D-\Sigma}^w(h) = \frac{2\pi\epsilon_0 h}{\ln \left( \frac{h}{\sqrt{3}r_D} \right)} \quad (5.9)$$

2) Yuriy Iossel [58]:

$$C_{D-\Sigma}^I(h) = \frac{2\pi\epsilon_0 h}{\ln \left( \frac{h}{r_D} \right) - D} \quad (5.10)$$

$h$  – Gesamthöhe des Drahts und

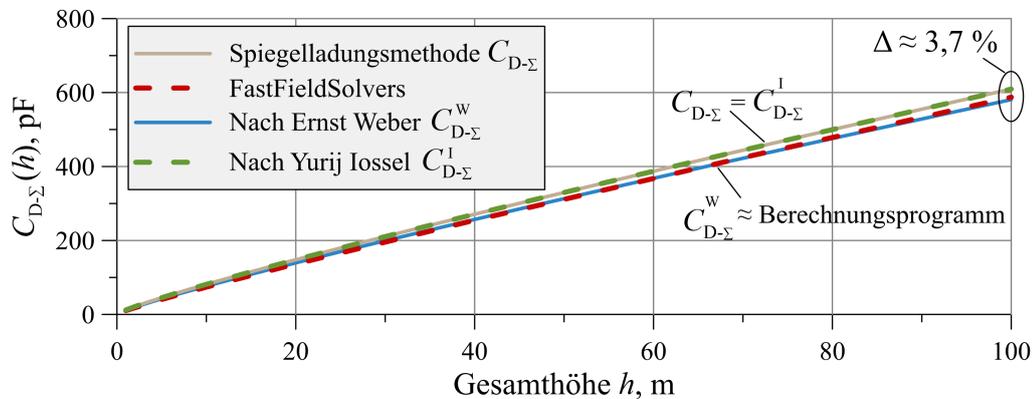
$d$  – Abstand zwischen Draht und Erdoberfläche

$D$  – Faktor, für  $d/h \ll 1$  durch folgende Beziehung definiert:

$$D(d, h) = 1 + \frac{d}{h} \cdot \ln \left( \frac{4 \cdot d}{h} \right) + \left( 1 + \frac{d}{h} \right) \cdot \ln \left( 1 - \frac{d}{h} \right) - \left( 1 + \frac{2 \cdot d}{h} \right) \cdot \ln \left( 1 + \frac{2 \cdot d}{h} \right)$$

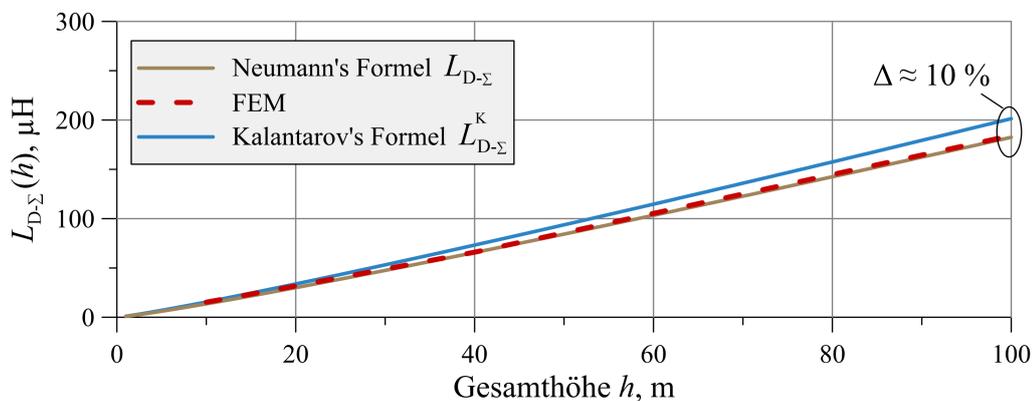
Bei der betrachteten Anordnung ist  $d = 0$  (Draht beginnt auf der Erdoberfläche), also  $\lim_{d \rightarrow 0} D(d, h) = 1$ .

Die Formel von Iossel (5.10) stimmt sehr gut mit der Spiegelladungsmethode überein (**Abb. 5.2**,  $C_{D-\Sigma} = C_{D-\Sigma}^I$ ) und die vom Berechnungsprogramm FastFieldSolvers (siehe **Anhang F.1**) erhaltene Verteilung zeigt ihrerseits eine gute Übereinstimmung mit Weber's Formel (5.9). Die Abweichung  $\Delta$ , die bei der Gesamthöhe von 100 m (**Abb. 5.2**) zwischen den unterschiedlichen Berechnungsmethoden auftritt, beträgt lediglich 3,7%.



**Abb. 5.2** Gesamtkapazität für vertikalen Draht auf Erde

Die höhenabhängige Gesamtinduktivität des Drahts wird mit der oben angegebenen Formel (5.7) von Neumann berechnet (**Abb. 5.3**,  $L_{D-\Sigma}(h)$ ). Der erhaltene Verlauf konnte sehr gut mit einem FEM-Modell validiert werden, wobei die Induktivität hier über die magnetische Energie in der Umgebung des Drahtes berechnet wird (siehe **Anhang F.2**). Zum Vergleich wird noch ein Verlauf für den Rundleiter im Diagramm dargestellt, der ohne Berücksichtigung der geerdeten Platte nach Kalantarov's Formel (5.11) berechnet wird [54]. Dabei beträgt die Abweichung  $\Delta$  bei 100 m zwischen dieser Formel und Neumann's Formel bzw. der FEM-Berechnung etwa 10%.



**Abb. 5.3** Gesamtinduktivität für vertikalen Draht auf Erde

$$L_{D-\Sigma}^K(h) = \frac{\mu_0 \cdot h}{2\pi} \cdot \left[ \ln \left( \frac{2h}{r_D} \right) - \frac{3}{4} \right] \quad (5.11)$$

Nach Freileitungstheorie kann jetzt die Gesamtwellenimpedanz des Drahts wie folgt berechnet werden (**Abb. 5.4**):

$$Z_{D-\Sigma}(h) = \sqrt{\frac{L_{D-\Sigma}(h)}{C_{D-\Sigma}(h)}} \quad (5.12)$$

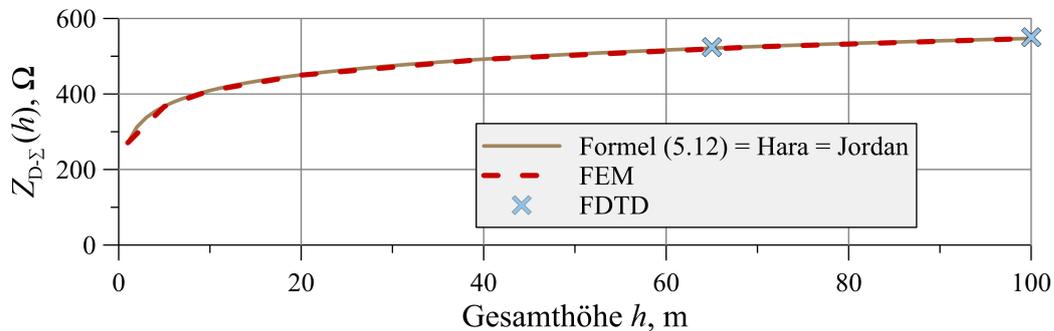
Nach dieser Formel wurde der Verlauf in **Abb. 5.4** für die höhenabhängige Gesamtwellenimpedanz mit dem FEM-Modell erfolgreich verifiziert (Beschreibung zum FEM-Modell siehe **Anhang F.2**). Außerdem stimmt der erhaltene Verlauf sehr gut mit weiteren in der Literatur verbreiteten Formeln für die Berechnung der höhenabhängigen von Hara [59]:

$$Z^H(t) = \frac{\mu_0 \cdot c}{2\pi} \left[ \ln \left( \sqrt{2} \frac{ct}{r_D} \right) - 2 \right] \quad (5.13)$$

Bei einem eingepprägten rechteckförmigen Strom<sup>1</sup> wird die maximale Spannung am Draht oben zum Zeitpunkt  $t = 2 \times \tau_D = 2h/c = \tau_{2D}$  erreicht ( $\tau_D$  – Laufzeit der Stromwelle über dem Draht):

$$Z_{D-\Sigma}^H(h) = 60 \cdot \left[ \ln \left( \frac{2\sqrt{2}h}{r_D} \right) - 2 \right], \Omega \quad (5.14)$$

Außerdem, die originale Formel von Jordan, die auf dem Hert‘zschen Vektor beruht [61], stimmt sehr gut mit der FEM-Berechnung für den Draht, mit der Formel von Hara und mit der vorgeschlagenen Berechnungsmethode, die mit den Formeln (5.3), (5.7) und (5.12) beschrieben ist, überein (**Abb. 5.4**). Zusätzlich wurde eine transiente Berechnung für zwei ausgewählte Höhen (65 m und 100 m) des Drahts auf Erde mit der FDTD-Methode durchgeführt (**Abb. 5.4**) und in dem nächsten Abschnitt 5.1.1 detailliert beschrieben.



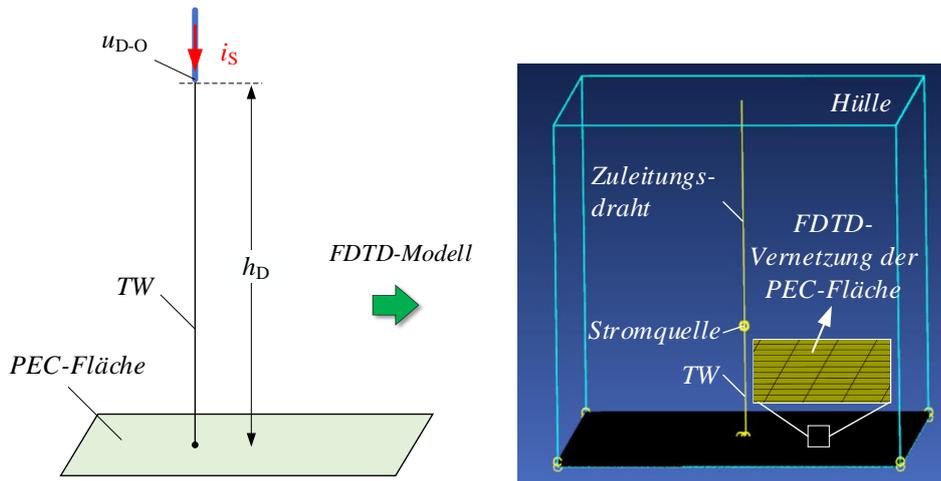
**Abb. 5.4** Gesamtwellenimpedanz des vertikalen Drahts auf Erde

<sup>1</sup>Die Stirnzeit eines eingepprägten Stromes beeinflusst die Wellenimpedanz. Dies manifestiert sich durch den zeitlichen (transienten) Anstieg der Wellenimpedanz über der Zeit. Die Wellenimpedanz steigt mit der Zeit deutlich schneller bei steilen Strömen. Jedoch nähern sich die zeitlichen Verläufe der Wellenimpedanz bei unterschiedlichen Stirnzeiten des Stromes nach einer bestimmten Zeit an [60].

Es ist interessant zu erwähnen, dass sich die Gesamtkapazität  $C_{D-\Sigma}$  (Formel (5.3), **Abb. 5.2**) und die Gesamtinduktivität  $L_{D-\Sigma}$  (Formel (5.7), **Abb. 5.3**) über der Höhe näherungsweise linear ansteigen, während die Gesamtwellenimpedanz  $Z_{D-\Sigma}$  (Formel (5.12) bzw. (5.14), **Abb. 5.4**) logarithmisch zunimmt.

### 5.1.1 FDTD-Berechnung für dünnen vertikalen Draht

Die **Abb. 5.5** zeigt das FDTD-Modell eines dünnen Drahtes vertikal über Erde, der bereits in Abschnitt 5.1 untersucht wurde. Mit dieser FDTD-Feldberechnung kann zusätzlich die Wellenimpedanz transient numerisch ermittelt und validiert werden. Die FDTD-Methode ist sehr gut für Berechnungen mit steilen Blitzstoßströmen in kleinen bzw. dünnen Leiterstrukturen innerhalb einer großen Umgebung geeignet [62, 63]. Dank der intern eingebauten Algorithmen für die Darstellung eines dünnen Drahtes muss der Draht selbst und seine Umgebung nicht sehr fein vernetzt werden (z.B. für die Berücksichtigung des Skin-Effekts oder für die präzise Abbildung des Feldes an der Drahtoberfläche [64]).



**Abb. 5.5** FDTD-Modell für vertikalen dünnen Draht über Erde

Die Wellenimpedanz oben am Draht (D) wird als Zeitfunktion wie folgt berechnet:

$$z_D(t) = \frac{u_{D-O}(t)}{i_S(t)} \quad (5.15)$$

wobei:  $u_{D-O}(t)$  die Spannung oben am betrachteten Draht ist und  $i_S(t)$  ein eingespeister Sprungstrom ist, der hier mit einer Exponential-Stromfunktion mit kurzer Anstiegszeit angenähert wird ( $\tau_1 = 10$  ns):

$$i_S(t) = 1A \cdot \left[ 1 - \exp\left(-\frac{t}{\tau_1}\right) \right] \quad (5.16)$$

Bei der FDTD-Methode sind folgende Abkürzungen verbreitet: TW – Thin Wire (dünner Draht) und PEC – Perfect Electrical Conductor (idealer elektrischer Leiter). Der Dünndrahtleiter (TW, **Abb. 5.5**) ist unten mit der Erdoberfläche direkt verbunden, die im Modell als PEC-Fläche nachgebildet wurde. In diesem Fall beträgt der Reflexionsfaktor für die von oben ankommende Stromwelle +1.

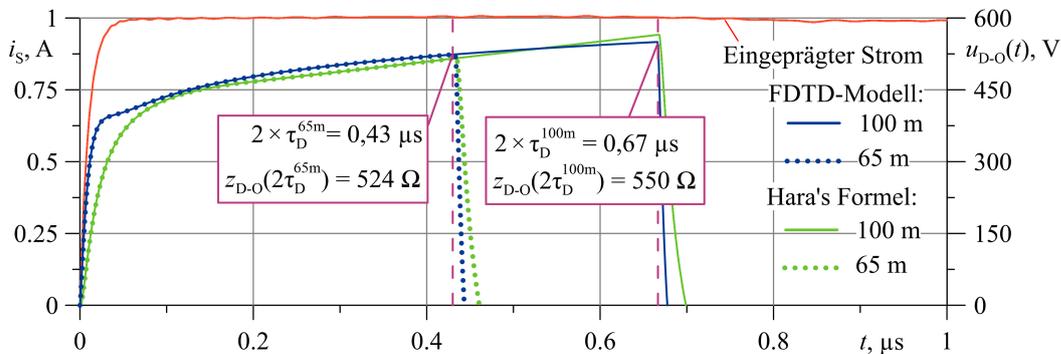
Dabei wird der Draht mit zwei Höhen  $h_D$  angenommen:  $h_{D1} = 65$  m und  $h_{D2} = 100$  m. Der Draht wird weiterhin mit folgenden Parametern betrachtet:  $r_D = 4$  mm,  $\sigma_D = 5,8 \times 10^7$  S/m. Der Zuleitungsdraht, der ebenso mit einem TW mit doppelter Drahtlänge dargestellt wird, wird zwar für die Berechnung benötigt, ist aber für die Betrachtung im Zeitraum bis die Stromwelle von unten nach oben zurückgekehrt ist ( $t \leq \tau_{2D}$ ), irrelevant. Für spätere Untersuchungen kann der Zuleitungsdraht als Blitzkanal betrachtet werden.

Die **Abb. 5.6** zeigt den eingprägten Sprungstrom  $i_S(t)$  und die transiente Spannungsantwort am Draht oben  $u_{D-O}(t)$ . Das transiente Antwortverhalten bis zu dem Zeitpunkt  $t = \tau_{2D}$  erfasst die Wellenimpedanz des Drahtes. Nach dem kompletten Hin- und Rücklauf der Stromwelle über dem Draht ( $t > \tau_{2D}$ ) wird eine negative Spannungswelle von der PEC-Fläche unten reflektiert und damit sinkt die Spannung am Draht oben.

Die mit der FDTD-Methode erhaltenen Spannungsverläufe können sehr gut mit der empirischen Formel von Hara validiert werden ([59],  $t < \tau_{2D}$ ):

$$u_{D-O}(t) = \frac{d}{dt} \int_0^t Z^H(t - \tau) i_S(\tau) d\tau \quad (5.17)$$

wobei  $Z^H(t - \tau)$  mit der Formel (5.13) berechnet wird. Aus **Abb. 5.6** ist zu erkennen, dass sich die Spannungsverläufe für unterschiedliche Höhen überlappen und ihre maximalen Werte zu dem Zeitpunkt erreichen, wenn die Stromwelle einen kompletten Hin- und Rücklauf über den Draht beendet hat ( $t = \tau_{2D}$ ). Ein ähnliches Verhalten der Wellenimpedanz ist bei Messungen in Stoßstromlaboren zu erkennen (z.B. Hara [59], Yamamoto [65]), sowie aus den Ergebnissen mit anderen Berechnungsprogrammen (PEEC oder NEC2 [60]).



**Abb. 5.6** Berechnete transiente Spannungsantworten am oberen Ende des dünnen Drahts über Erde

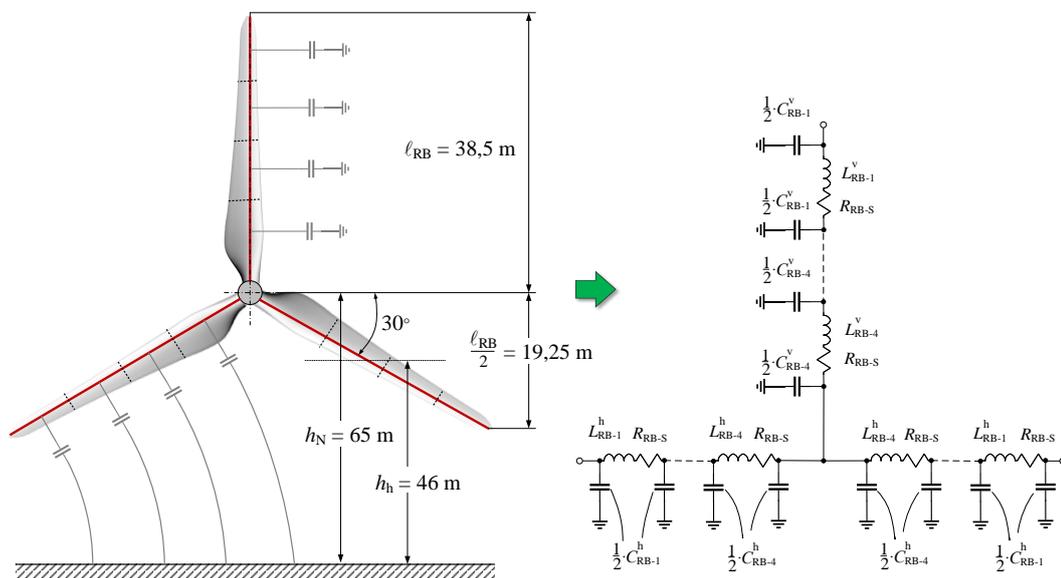
Die mit dem FDTD-Programm ermittelten Verläufe können recht gut mit Hara's Formel (5.17) abgebildet werden. Die zeitlichen Verläufe zeigen, wie die Wellenimpedanz eines Drahtes von der Höhe abhängig ist. Die hier bei der FDTD-Berechnung erhaltenen maximalen Werte der Spannungen für die Höhen 65 m und 100 m werden über die Formel (5.15) auf die Wellenimpedanz umgerechnet und sind in der **Abb. 5.4** im Abschnitt 5.1 eingetragen. Sie liegen perfekt auf dem Verlauf für die Wellenimpedanz, die mit der FEM-Berechnung sowie mit Hara's Formel (5.13), und mit der Formel (5.12) auf Basis der Spiegelladungsmethode (5.3) und mit Neumann's Formel (5.7) bestimmt wurden. Damit wurde der oben beschriebene Berechnungsansatz zusätzlich mit FDTD-Berechnungen validiert.

## 5.2 Rotorblätter

Für den Schutz der Rotorblätter von WEA vor den Auswirkungen des Blitzstromes werden definierte Einschlagpunkte durch das LPS bereit gestellt, von denen der Blitzstrom über Ableitungen weiter in Richtung Gondel sicher abgeführt wird.

Der Blitzschutz in einem Rotorblatt der betrachteten WEA setzt sich aus einer Aluminiumgussblattspitze und einer Ableitung zusammen. Die Blitzableitung im Rotorblatt ist  $\ell_{\text{RB}} = 38,5 \text{ m}$  lang, hat einen Querschnitt von  $50 \text{ mm}^2$  für die Beherrschung vom Blitzgefährdungspegel LPLI [5] und ist als Kupferleiter ( $\sigma_{\text{RB}} = 5,8 \times 10^7 \text{ S/m}$ ) ausgeführt.

Für die Betrachtung werden zwei Ausrichtungen des Rotorblatts zur Erde untersucht (**Abb. 5.7**): vertikale (v) und horizontale (h) Stellung<sup>2</sup>. Außerdem ist die Berücksichtigung aller drei Rotorblätter wichtig für die genaue Berechnung des Reflexionsverhaltens an der Nabe<sup>3</sup>. Deswegen werden die Netzwerkberechnungen immer mit allen drei Rotorblättern durchgeführt.



**Abb. 5.7** Ersatzschaltung mit Pi-Topologie für die Rotorblätter

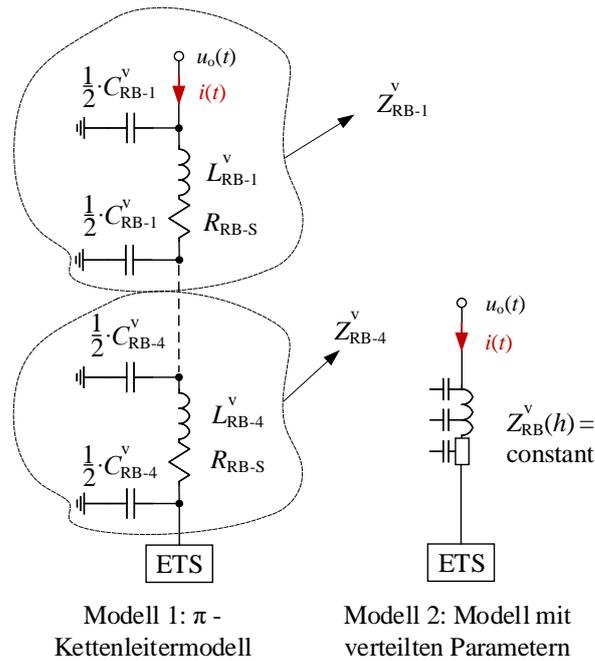
Zunächst wird nach einem geeigneten Netzwerkmodell für die Darstellung des Rotorblatts in der vertikalen Position gesucht. Dafür werden zwei Modelle miteinander verglichen (**Abb. 5.8**):

- 1) Pi-Kettenleitermodell und
- 2) Leitungsmodell mit verteilten Parametern.

Für das erste Modell wird das Rotorblatt in vier Segmente mit einer Segmentlänge  $\ell_{\text{RB-S}}$  von  $9,63 \text{ m}$  unterteilt (Formel (5.1):  $f_h = 2 \text{ MHz}$ ). Die höhenabhängigen partiellen Kapazitäten  $C_{\text{RB-i}}^v$  und partiellen Induktivitäten  $L_{\text{RB-i}}^v$  sind mit den Formeln (5.3) und (5.7) aus der vorherigen Betrachtung zum vertikalen Draht über Erde berechnet worden und diese Werte sind in **Tab. 5.1** zusammengefasst.

<sup>2</sup>Die horizontale Ausrichtung des Rotorblatts zur Erde wird oft für die Berechnungen der transienten Vorgänge beim Blitzschlag ins Rotorblatt betrachtet [66]. Jedoch werden Rotorblätter bei vertikaler Ausrichtung öfter vom Blitz getroffen.

<sup>3</sup>Bei der betrachteten WEA und für die betrachtete Anordnung der Rotorblätter zur Erdoberfläche (**Abb. 5.7**) ist der Einfluss der beiden anderen Rotorblätter auf die Amplitudenwerte (Strom und Spannung an den Reflexionsstellen) gering.



**Abb. 5.8** Untersuchte Ersatzschaltungen für ein Rotorblatt in vertikaler Position

Aus den Berechnungen ist zu sehen, dass sich die Wellenimpedanz  $Z_{RB-i}^v$  über alle vier Segmente kaum ändert und für die weitere Betrachtung kann deshalb ein konstanter Wert über die betrachtete Höhe entlang des Rotorblatts (also ab 65 m über der Erdoberfläche) angenommen werden. Diese Tendenz ist auch bei dem oben betrachteten Draht zu erkennen (**Abb. 5.4**), ab einer Höhe von ca. 60 m ändern sich die Werte der Gesamtwellenimpedanz mit ansteigender Höhe nicht mehr wesentlich. Der Widerstandswert  $R_{RB-i}$  bleibt für alle Segmente konstant und kann mit der Formel (5.2) für die entsprechende äquivalente Frequenz eines angenommenen Blitzstoßstromes berechnet werden (siehe **Anhang E, Tab. E.4**:  $f_{\text{äq}}$ ).

**Tab. 5.1** Berechnete Parameter für Pi-Kettenleitermodell für ein Rotorblatt in vertikaler Position

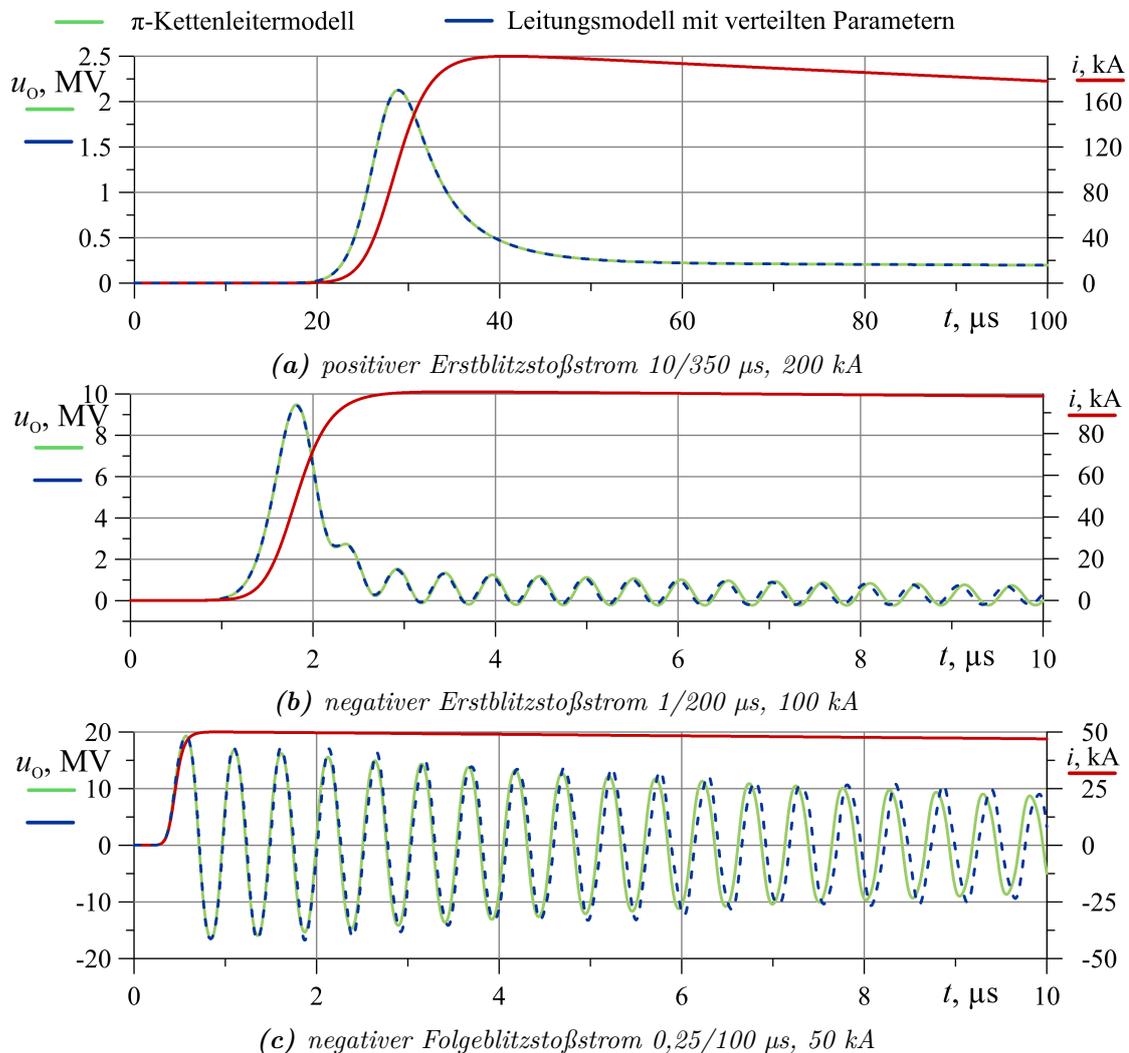
Segment i	$C_{RB-i}^v$ , pF	$L_{RB-i}^v$ , $\mu\text{H}$	$Z_{RB-i}^v$ , $\Omega$	$R_{RB-i}$ , m $\Omega$ für $f_{\text{äq}} =$		
				25 kHz	250 kHz	1 MHz
1	71,83	14,351*	447,0			
2	71,85	14,346	446,8			
3	71,88	14,339	446,6	17	51	101
4	71,92	14,331	446,4			

\* Die berechneten Induktivitäten erhält man nicht mit der vereinfachten Abschätzung  $1 \mu\text{H}/\text{m}$  für die betrachtete Segmentlänge (9,63 m). Auch ergibt die Formel für den Runddraht (siehe **Anhang G.1**, Formel (G.1)) aufgrund der logarithmischen Abhängigkeit der Induktivität von der Länge einen Wert von ca.  $15 \mu\text{H}$ .

Das zweite Modell ist ein Leitungsmodell mit verteilten Parametern, dass in EMTP-ATP (Netzwerk-Analyseprogramm für elektrische Energiesysteme) mit einer verfügbaren Komponente nachgebildet und mit der Wellenimpedanz und der Ausbreitungsgeschwindigkeit parametrisiert werden kann. Dabei bleibt der Wert der Wellenimpedanz unverändert entlang des Rotorblattes.

Die zwei oben beschriebenen Modelle für die Darstellung des Rotorblatts<sup>4</sup> wurden im Berechnungsprogramm EMTP-ATP aufgebaut und mit drei unterschiedlichen Blitzstoßströmen (siehe Abschnitt 7.1) untersucht. Um das Reflexionsverhalten realitätsnah reproduzieren zu können, werden die zwei Modelle direkt an die Erdungsanlage (ETS) der betrachteten WEA angeschlossen (**Abb. 5.8**). Die Ersatzschaltung der Erdungsanlage wird detailliert in Abschnitt 6.2.2 beschrieben.

In **Abb. 5.9** sind die Simulationsergebnisse von EMTP-ATP für die zwei Modelle zusammengestellt. Bei allen eingespeisten Blitzstoßströmen mit unterschiedlichen Formen sind die Spannungsantworten an der Rotorblattspitze  $u_o(t)$  für die zwei Modelle identisch. Daraus folgt, dass die transiente Analyse der Blitzstoßströme im Rotorblatt mit einem Leitungsmodell mit verteilten Parametern, das nur mit einem konstanten Wert der Wellenimpedanz parametrisiert wird (z.B. Mittelwert aus **Tab. 5.1**:  $Z_{RB}^v = \sum Z_{RB-i}^v/4 = 446,7\Omega$ ), durchgeführt werden kann.



**Abb. 5.9** Spannungsantwort an Rotorblattspitze bei unterschiedlichen Blitzstoßströmen an vertikalem Rotorblatt

<sup>4</sup>Der Einfluss der Kunststoffumhüllung (Rotorblätter aus GFK) um die Blitzableitung mit Hinblick auf die Kapazität ist gering und wird nicht berücksichtigt. Wenn die Rotorblätter noch zusätzlich mit einem de-icing-System mit elektrisch leitendem Kunststoffelement ausgestattet sind, besteht ein Einfluss, der bei der Kapazitätsberechnung berücksichtigt werden muss.

Die weiteren zwei Rotorblätter können näherungsweise als horizontal (h) zur Erdoberfläche ausgerichtet betrachtet werden und sich auf einer Höhe von  $h_h = 46$  m befinden (siehe **Abb. 5.7**). Dabei kann jetzt die Formel angesetzt, die in der Literatur oft für die Abschätzung der Wellenimpedanz für ein Rotorblatt verwendet wird [67]:

$$Z_{\text{RB}}^h = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{\mu_0}{\epsilon_0}} \cdot \ln \left( \frac{2 \cdot h_h}{r_{\text{RB}}} \right) = 60 \cdot \ln \left( \frac{2 \cdot h_h}{r_{\text{RB}}} \right), \quad \Omega \quad (5.18)$$

$h_h$  – angenommene mittlere Höhe der horizontalen Leitung über Erde

$r_{\text{RB}}$  – Radius der Ableitung im Rotorblatt ( $r_{\text{RB}} = 4$  mm)

Nach dieser Formel beträgt die Wellenimpedanz  $Z_{\text{RB}}^h = 600 \Omega$ . Der Wert ist höher als bei der vertikal ausgerichteten Ableitung.

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass die Rotorblätter von WEA bei vertikaler oder horizontaler Ausrichtung in Netzwerk-Analyseprogrammen in guter Näherung mit einem vereinfachten Leitungsmodell mit verteilten Parametern, jedoch mit einem konstanten Wert der Wellenimpedanz, abgebildet werden können.

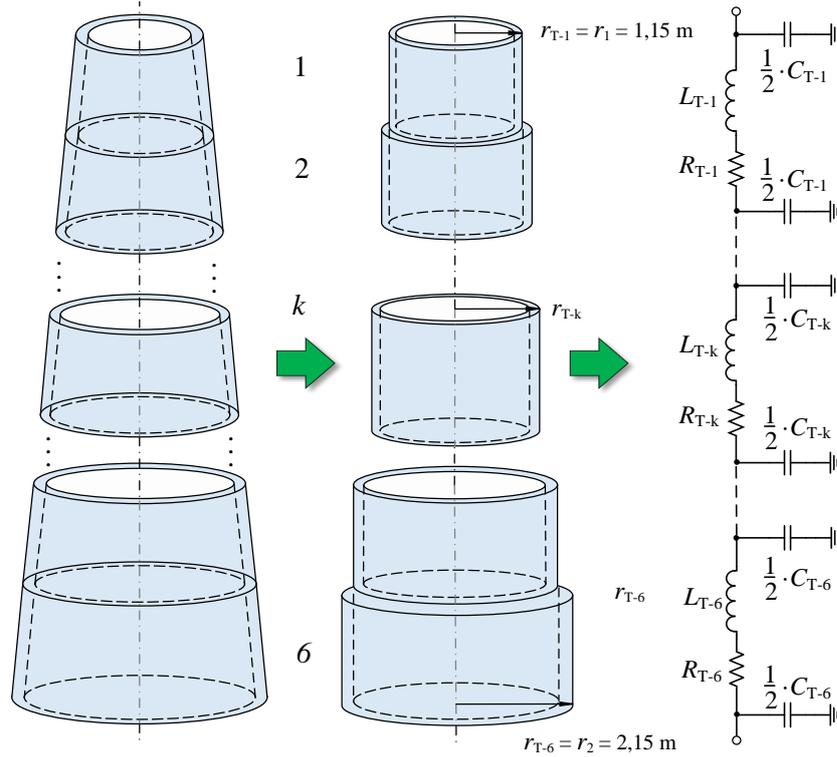
### 5.3 Turm

Der Turm der betrachteten WEA hat eine Gesamthöhe von  $h_M$ ;  $h_T = 63$  m und ist aus Stahlrohr-Segmenten zusammengesetzt, die miteinander verschweißt sind. Der Außenradius beträgt am oberen Turmkranz  $r_1 = 1,15$  m und am Turmfuß  $r_2 = 2,15$  m (**Abb. 5.10**). Um die Änderung der Wellenimpedanz über der Höhe des Turms besser nachvollziehen zu können, wird der Turm ebenfalls wie die Rotorblätter in mehrere Segmente unterteilt. Im betrachteten Fall wird der Turm in sechs Segmente aufgeteilt (**Abb. 5.10**), mit einer Segmentlänge  $\ell_{\text{T-S}} = 10,83$  m. Jedes Segment kann ebenso mit einem Pi-Kettenleiter im Netzwerkmodell dargestellt werden. Dabei ist zu beachten, dass der tatsächliche Turm die Form eines Hohlkegels besitzt und bei der Segmentierung jedes k-te Segment in der Näherung als Hohlzylinder mit konstantem Außenradius  $r_{\text{T-k}}$  angenommen wird (**Abb. 5.10**). Dies erlaubt es, die oben beschriebene Methode für die Berechnung der partiellen Kapazitäten und partiellen Induktivitäten und schließlich der partiellen Wellenimpedanz eines jeden Segments des Turms anzuwenden. Dabei wird für die Berechnung der partiellen Größen jedes Segments nur die äußere Mantelfläche benötigt. Durch diese Annahme kann die partielle Kapazität jedes Segments nach Gleichung (5.3) berechnet werden (**Tab. 5.2**). Alternativ kann die partielle Kapazität jedes vertikalen Segments für die betrachteten Segmentradien  $r_{\text{T-i}}$  mit Weber's Formel berechnet werden [56]:

$$C_{\text{T-i}} = \frac{2\pi\epsilon_0\ell_{\text{T-S}}}{\ln \left( \frac{\ell_{\text{T-S}}}{r_{\text{T-i}}} \cdot \sqrt{\frac{4h_{\text{T-i}} + \ell_{\text{T-S}}}{4h_{\text{T-i}} + 3\ell_{\text{T-S}}}} \right)} \quad (5.19)$$

$h_{\text{T-i}}$  – Abstand des i-ten Segments von der Erdoberfläche

$\ell_{\text{T-S}}$  – Segmentlänge, wobei  $\ell_{\text{T-S}} \gg r_{\text{T-i}}$



**Abb. 5.10** Segmentierung und Pi-Kettenleitermodell für vertikalen Turm

Die partielle Induktivität  $L_{T-i}$  jedes Segments wurde mit der Formel (5.7)<sup>5</sup> und die partielle Wellenimpedanz  $Z_{T-i}$  mit der Formel (5.12) (**Tab. 5.2**) berechnet. Die Berechnungsergebnisse zeigen, dass im Gegensatz zum Rotorblatt der Turm den Blitzwellen eine veränderliche Wellenimpedanz darbietet, die über der Höhe vom Turmkranz oben zur Erde erheblich abnimmt. Im **Anhang F.3** werden die in der **Tab. 5.2** angegebenen partiellen Kapazitäten mit dem FEM-Programm für jedes Turmsegment validiert.

Der Widerstand jedes Segments  $R_{T-i}$ , der vom Außenradius  $r_{T-i}$  und der Wandstärke  $w_{T-i}$  abhängig ist, kann mit Dwight's Formel unter Berücksichtigung des Skin-Effekts berechnet werden [68, 69]:

$$R_{T-i} = m \cdot \frac{(r_{T-i}^2 - (r_{T-i} - w_{T-i})^2)}{2\sqrt{2}r_{T-i}} \times \left[ 1 + \frac{1}{\sqrt{2}mr_{T-i}} + \frac{3}{8(mr_{T-i})^2} + \dots \right] \cdot R_{T-i}^{\text{dc}} \quad (5.20)$$

- $m$  – Parameter,  $m = \sqrt{2\pi f \mu_{T-a} \sigma_T(T)}$
- $\mu_{T-a}$  – absolute Permeabilität des Turms (Annahme nach [70, 71]  
 $\mu_{T-a} = \mu_{T-r}(I, f, \sigma, T) \cdot \mu_0 = 200 \cdot \mu_0$ )
- $\sigma_T(T)$  – Leitfähigkeit des Turmmaterials (Baustahl  $\sigma_T(20^\circ\text{C}) = 4 \cdot 10^6 \text{ S/m}$ )
- $w_{T-i}$  – Wandstärke von  $i$ -tem Segment des Turms (**Tab. 5.2**)
- $R_{T-i}^{\text{dc}}$  – Gleichstromwiderstand des  $i$ -ten Segments:

$$R_{T-i}^{\text{dc}} = \frac{\ell_{T-S}}{\pi \sigma_T(T) \cdot [r_{T-i}^2 - (r_{T-i} - w_T)^2]} \quad (5.21)$$

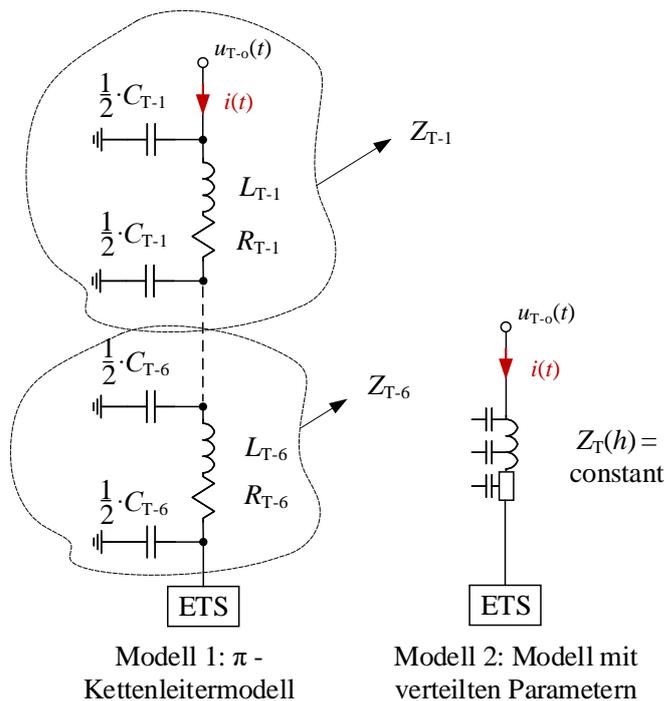
<sup>5</sup>Für  $\mu_{T-r} \geq 1$  muss die erhöhte innere Induktivität des Turms berücksichtigt werden (siehe **Anhang G**).

Die mit der Formel (5.20) für die Frequenzen 25 kHz, 250 kHz und 1 MHz (äquivalente Frequenzen  $f_{\text{äq}}$  der Blitzstoßströme, siehe **Anhang E, Tab. E.4**) berechneten Widerstände wurden mit dem Impedanzextraktions-Programm ANSYS Q3D Extractor [72] validiert. Dabei lag die maximale Abweichung bei 14%<sup>6</sup> gegenüber den Werten von Formel (5.20). Als Beispiel sind in der **Tab. 5.2** die Werte für 1 MHz für das Pi-Kettenleitermodell eingetragen. Für ein Leitungsmodell mit verteilten Parametern wurde der Gesamtwiderstand mit Berücksichtigung des Skin-Effekts automatisch in EMTP-ATP aus der eingegebenen Geometrie des Turms frequenzabhängig berechnet.

**Tab. 5.2** Berechnete Parameter für Pi-Kettenleitermodell des Turms

Segment i	$r_{T-i}$ , m	$w_{T-i}$ , mm	$R_{T-i}$ (1 MHz), m $\Omega$	$C_{T-i}$ , pF	$L_{T-i}$ , $\mu$ H	$Z_{T-i}^*$ , $\Omega$
1	1,15	15	21	302	4,32	120
2	1,35	15	18	327	4	110
3	1,55	15	16	354	3,7	102
4	1,75	20	14	384	3,4	94
5	1,95	20	12	427	3,06	85
6	2,15	25	11	671	1,95	54

\* Der Effekt der Reduzierung der Wellenimpedanz bei Annäherung an die Erdoberfläche wird zusätzlich durch die Aufweitung des Turmumfangs verstärkt.



**Abb. 5.11** Untersuchte Ersatzschaltungen für den Turm der WEA

Für die transiente Berechnung im Netzwerkanalyseprogramm ist es wichtig, die mit der Höhe sich deutlich ändernde Wellenimpedanz möglichst genau darzustellen. In zahlreichen Publikationen werden dafür einfache Pi-Kettenleitermodelle verwendet (z.B. in [52, 75], **Abb. 5.11**, Modell 1). Diese Modellierung hat jedoch Einschränkungen.

<sup>6</sup>Andere Formeln, z.B. von Morgan [73], Arnold [74] oder die Formel aus der Norm IEC 60287-1-1, sind nur für Netzfrequenz anwendbar, werden aber in einigen Beiträgen für die Abschätzung des Widerstands eines Stahlturmes bei Blitzstoßströmen eingesetzt.

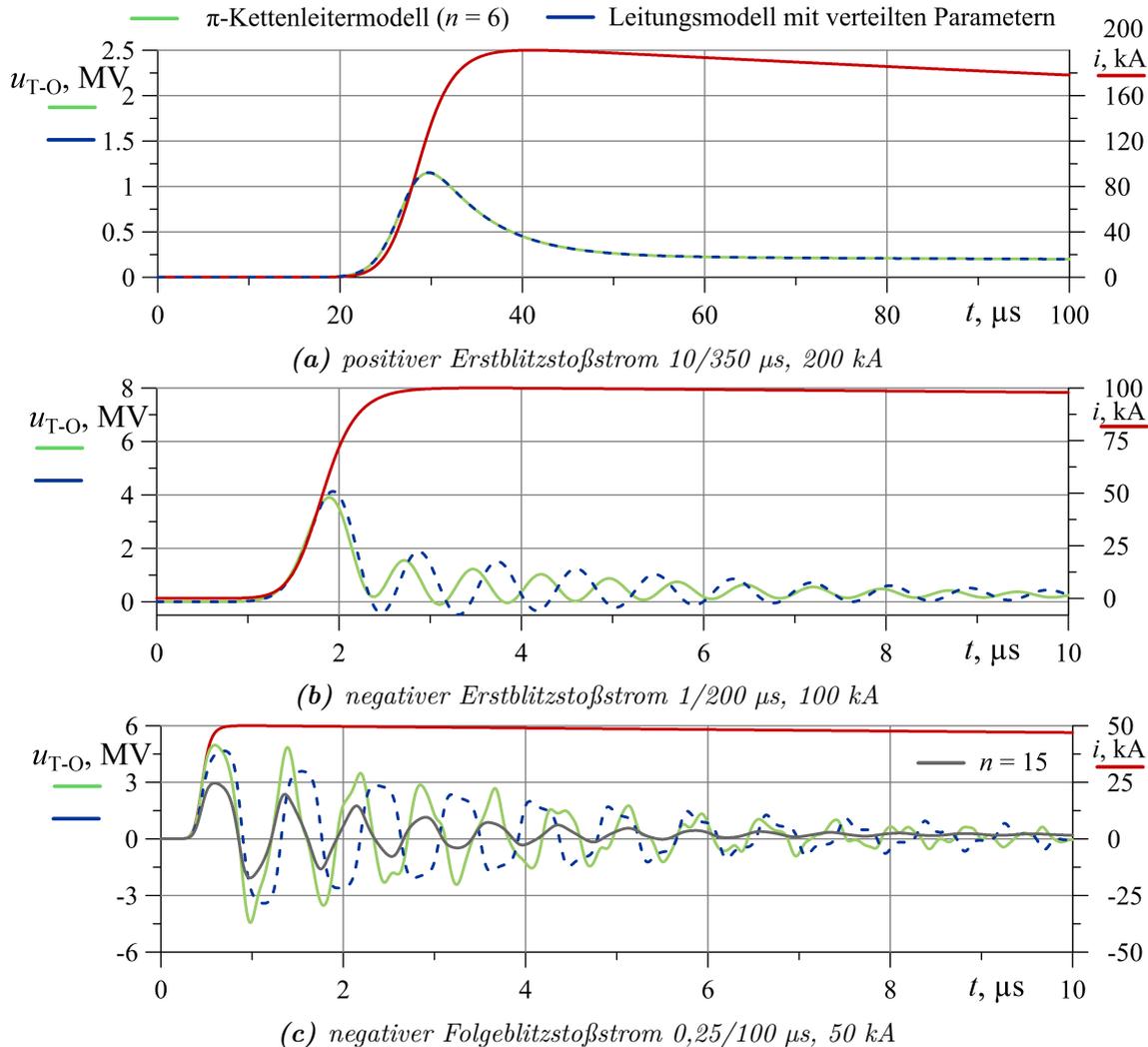
Das elektromagnetische Feld um einen Turm, der vom Blitz getroffen ist, ändert sich dynamisch, während eine elektromagnetische Welle mehrere Laufzeitvorgänge zwischen dem Einschlagpunkt und der Erdungsanlage durchläuft. Diese zeitabhängige Charakteristik des Turms (die z.B. sehr gut mit der FDTD-Methode reproduzierbar ist, siehe Abschnitt 5.3.1, **Abb. 5.16**) kann nicht mit einer einfachen verlustfreien homogenen Leitung abgebildet werden, die mit einem niederohmigen Erdungswiderstand abgeschlossen ist. Das elektromagnetische Feld dehnt sich mit der Zeit rund um den Turm sphärisch aus und daher kann die transiente Turmcharakteristik durch eine einfache Leitung nicht ausreichend genau dargestellt werden [76, 77]. Es sei denn, die Anstiegszeit eines Blitzstroms ist viel länger als die einfache Laufzeit einer Blitzstromwelle zwischen den Enden des Turms.

Bei dem Pi-Kettenleitermodell (**Abb. 5.11**, Modell 1) wird jedes Pi-Glied der Schaltung mit den in **Tab. 5.2** angegebenen Werten parametrisiert. Es ist allerdings wünschenswert, dass bei der weiteren aufwendigen Betrachtung des Turms mit innen verlegten Energiekabeln mit einem vereinfachten Leitungsmodell mit verteilten Parametern (**Abb. 5.11**, Modell 2) gearbeitet werden kann, das sich mit einem konstanten Wellenimpedanzwert beschreiben lässt. Im betrachteten Fall wird dafür ein Mittelwert angenommen:

$$Z_T = \bar{Z}_T = \frac{\sum_{i=1}^{n=6} Z_{T-i}}{n} = 95 \Omega \quad (5.22)$$

$n$  – Anzahl der Segmente ( $n = 6$ , siehe **Tab. 5.2**).

Die zwei Netzwerkmodelle für den Turm (Pi-Kettenleitermodell und Leitungsmodell mit verteilten Parametern, **Abb. 5.11**) sind nach dem gleichen Prinzip erstellt und untersucht worden, wie die Ableitung im Rotorblatt. Die Netzwerkmodelle wurden unten an die Erdungsanlage (ETS) angeschlossen und mit drei unterschiedlichen Blitzstoßströmen beansprucht (**Abb. 5.12**). Zunächst ist es zu erkennen, dass bei einem positiven Erstblitzstoßstrom die beiden Netzwerke eine identische Spannungsantwort oben am Turm liefern, wobei keine Blitzwellenreflexion auftritt. Bei den steilen negativen Blitzstoßströmen tritt die Blitzstromwellenreflexion an den Enden des Turms in beiden Netzwerkmodellen auf. Die Frequenz, mit welcher die Stromwelle einen kompletten Hin- und Rücklauf schafft  $f_0 = 1/(2\tau_T) = 2,3 \text{ MHz}$ , konnte mit dem Leitungsmodell mit verteilten Parametern reproduziert werden (**Abb. 5.12c**). Beim Pi-Kettenleitermodell, das mit den berechneten Parametern in **Tab. 5.2** dargestellt wird, tritt mit etwa 2,8 MHz eine höhere Frequenz auf. Diese Erhöhung entsteht aufgrund der höheren Eigenfrequenzen, die innerhalb des Pi-Kettenleitermodells vorliegen und damit wird die Grundfrequenz bzw. die niedrigste Schwingungsfrequenz  $f_0$  mit der Zeit verändert. Unabhängig davon, wie viele Pi-Glieder für die Darstellung der Leitung verwendet werden, schwingt das Netzwerk während des Blitzstoßstromes und die Anzahl der Schwingungsfrequenzen entspricht der Anzahl der Pi-Glieder und die höchste Schwingungsfrequenz steigt mit der Anzahl der Pi-Glieder. Über diese Schwierigkeiten der Darstellung von Freileitungen mit Kettenleitermodellen wird in [78] berichtet. Aufgrund dessen kann das Pi-Kettenleitermodell für die Verifikation des Leitungsmodells mit verteilten Parametern bei steilen Blitzstoßströmen nicht direkt verwendet werden, eine FDTD-Berechnung ist hierfür geeignet.



**Abb. 5.12** Spannungsantwort am Turmkranz oben bei unterschiedlichen Blitzstoßströmen

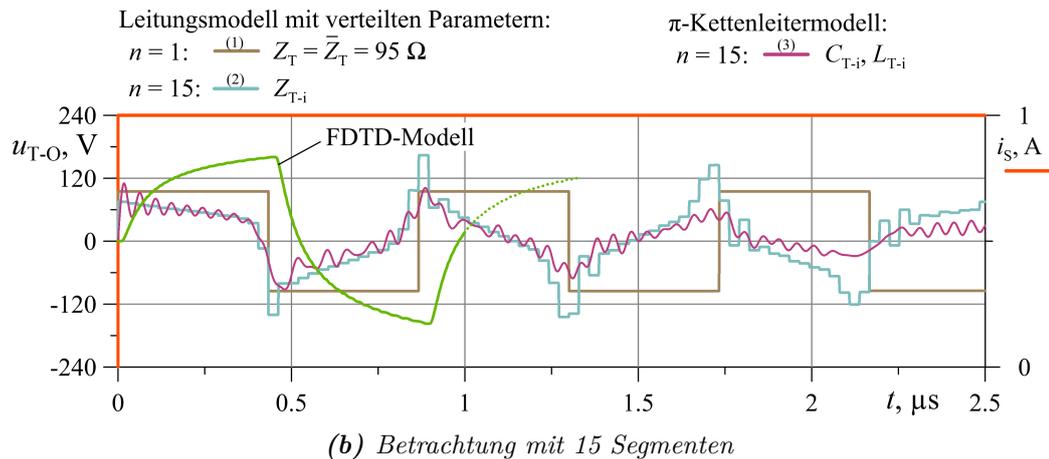
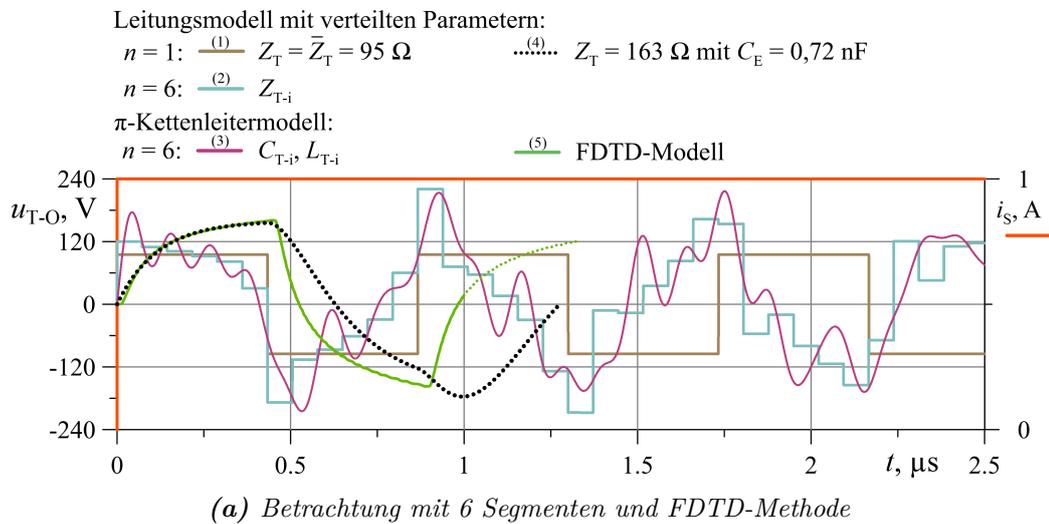
Trotzdem erreichen beide Netzwerke bei allen betrachteten Blitzstoßströmen etwa identische maximale Überspannungen oben am Turm. Dies kann dadurch erklärt werden, dass gleich das erste Segment des Pi-Kettenleitermodells (**Tab. 5.2**) bei der verwendeten Segmentierung ( $n = 6$ ) eine hohe Wellenimpedanz annimmt ( $Z_{T-1} = 120 \Omega$ ), die fast dem für das Leitungsmodell mit verteilten Parametern ausgewählten Mittelwert entspricht ( $Z_T = \bar{Z}_T = 95 \Omega$ ).

Bei feinerer Segmentierung sinkt die Wellenimpedanz am oberen Turmsegment und damit auch die Spannungsantwort oben am Turm. Dies ist noch ein Grund, weshalb das Pi-Kettenleitermodell beim Turm mit seiner sich stark ändernden Wellenimpedanz und bei steilen Stoßströmen nicht anwendbar ist<sup>7</sup> (**Abb. 5.12c**,  $n = 15$ ). Dieses Verhalten wird mit einem Sprungstrom  $i_S$  von 1 A in **Abb. 5.13** im Vergleich unterschiedlicher Modelle veranschaulicht. In **Abb. 5.13a** wird als Vergleichsmodell ein Leitungsmodell mit verteilten Parametern angenommen, das mit einem konstanten Wellenimpedanzwert beschrieben wird (Mittelwert  $Z_T = 95 \Omega$ , Kurve (1)).

<sup>7</sup>Der Quotient aus partieller Kapazität und partieller Induktivität, der bei der Berechnung der Wellenimpedanz in Formel (5.8) eingeht, bleibt beim vertikal ausgerichteten Leiter oder Turm nicht konstant, entgegen dem Falle bei einer horizontalen Freileitung. Das bedeutet, dieser Quotient ist von der Länge des Segments und von dessen Höhe abhängig.

Zum Vergleich wurde noch ein weiteres Netzwerkmodell aus 6 kurzen Leitungsmodellen mit verteilten Parametern erstellt, wobei jedes Segment  $\ell_{T-S} = 10,83$  m lang und mit den Werten  $Z_{T-i}$  aus der **Tab. 5.2** parametrisiert ist ( Kurve (2) ). Zusätzlich treten dabei Reflexionen zwischen den Turmsegmenten mit unterschiedlichen Wellenimpedanzen innerhalb des Turms selbst auf, die für den betrachteten Stahlrohrturm nicht realistisch sind. Mit der Abbildung des gesamten Turms als Pi-Kettenleitermodell treten die bereits oben erwähnten Schwingungen (siehe Kurve (3) ) auf, wodurch die Spannung verzerrt ist.

In **Abb. 5.13a** wird aus dem unten folgenden Abschnitt 5.3.1 zum Vergleich eine realistische, mit FDTD-Methode berechnete, Spannungsantwort des betrachteten Turms mit zeitveränderlicher Wellenimpedanz  $z_T(t) = u_{T-O}(t)/i_S(t)$  beim Sprungstrom dargestellt ( Kurve (5) ). Dieses realistische Wellenverhalten kann mit allen betrachteten Netzwerkmodellen ohne zusätzliche Ansätze nicht abgebildet werden.



**Abb. 5.13** Spannungsantwort des Turms mit unterschiedlichen Berechnungsmodellen bei Sprungstromeinspeisung

Die transiente Turmcharakteristik kann beispielsweise durch eine Semlyen-Leitungsmodell in EMTP-ATP dargestellt werden, allerdings sind die dafür benötigten Koeffizienten zunächst über FDTD oder über andere Berechnungsmethoden zu gewinnen [79]. Noda hat vorgeschlagen, eine Erdkapazität  $C_E$  oben am Turm anzuschließen, um den allmählichen Anstieg der Spannung beim Sprungstrom (oder steilen Blitzstoßströmen) nachbilden zu können [80].

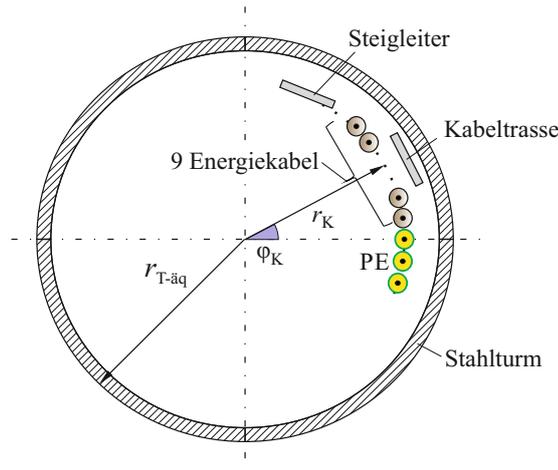
Dafür muss allerdings ebenfalls zunächst eine FDTD-Berechnung durchgeführt werden, um die Größe dieser Erdkapazität  $C_E$  zu erhalten (alternativ wäre eine vereinfachte analytische Berechnung über die oben angegebene Formel von Hara (5.17) möglich). Der Wert von  $C_E$  wird über die bereits berechnete Wellenimpedanz  $Z_T$  und die Zeit  $\tau_{63\%}$  berechnet, welche die Spannung benötigt, um von Null bis zum 63%-Wert der maximalen Wellenimpedanz anzusteigen (betrachteter Fall im Abschnitt 5.3.1, **Abb. 5.16**:  $\tau_{63\%} = 0,12 \mu\text{s}$ ,  $Z_T = 163 \Omega$  ergibt  $C_E = \tau_{63\%}/Z_T = 0,72 \text{ nF}$ ). In diesem Fall kann das Leitungsmodell mit verteilten Parametern und der Erdkapazität  $C_E$  den Anstieg der Spannung, der mit FDTD ermittelt wurde, tatsächlich nachbilden (**Abb. 5.13a**, Kurve (4) ), allerdings wird der Wanderwellenverlauf im Turm etwas verzögert.

In **Abb. 5.13b** sind ein Netzwerkmodell aus 15 kurzen Leitungen mit verteilten Parametern für den betrachteten Turm erstellt ( $\ell_{T-S} = 4,3 \text{ m}$ , Kurve (2) ) und ein Pi-Kettenleitermodell mit 15 Gliedern ( Kurve (3) ) verglichen worden. Die Berechnungen mit feinerer Segmentierung zeigen explizit, dass:

- 1) die Wellenimpedanz und entsprechend die Spannung oben am Turm mit Erhöhung der Segmentanzahl sinkt;
- 2) die höchste Schwingungsfrequenz mit steigender Anzahl Pi-Glieder zunimmt, während die Spannungsamplitude sinkt;
- 3) Schwingungen beim Pi-Kettenleitermodell mit beliebiger Segmentanzahl immer auftreten werden.

Für weitere Betrachtungen wird der Stahlrohrturm deshalb einfach mit einem Leitungsmodell mit verteilten Parametern dargestellt, das sich im Netzwerk-Analyseprogramm EMTP-ATP über die LCC-Subroutine (Line Cable Component, LCC) implementieren lässt. Der hohlkegelförmige Turm selbst wird als Rohr mit dem äquivalenten Außenradius  $r_{T-\ddot{a}q} = 1,65 \text{ m}$  dargestellt (**Abb. 5.14**). Die Gesamtwellenimpedanz des Turms entspricht dabei dem Mittelwert der Wellenimpedanz für einen hohlkegelförmigen vertikalen Turm, die mit der Formel (5.22) bestimmt wurde ( $Z_T = 95 \Omega$ ). Die LCC-Subroutine berücksichtigt neben dem Wanderwelleneffekt auch die frequenzabhängige Dämpfung des Turmrohres und der Innenleiter mit Hilfe der 2D-Querschnittsgeometrie (**Abb. 5.14**) und den Materialkennwerten. Die Kabel im Turm sind mit dem Abstand von der Mitte des Turmrohres  $r_K = 1,41 \text{ m}$  und dem Winkel  $\varphi_K$  angeordnet worden. Insgesamt sind  $3 \times 3$  Energiekabel plus drei PE-Leiter jeweils mit  $300 \text{ mm}^2$  Querschnitt vorhanden. Die PE-Leiter und Energiekabel sind mit einer Isolierung umhüllt, nicht geschirmt und werden an der Turmwand mittels einer Kabeltrasse gehalten. Das Medium innerhalb und außerhalb des Turmrohres ist Luft.

Im Turm fließt der Blitzstrom überwiegend über die Turmwandung, über die PE- und Energiekabel sowie über die Aufstiegsleiter und die Kabeltrasse. Bei dieser Untersuchung werden die Daten- und Steuerleitungen und das IT-System, welche ebenfalls im Turm verläuft, nicht berücksichtigt. Die Aufstiegsleiter und die Kabeltrasse an der Turmwand befestigt (siehe **Anhang H, Abb. H.2**), sind sehr aufwendig im Leitungsmodell zu berücksichtigen. Die in **Anhang H** berechnete Stromverteilung im Turm zeigt, dass über die Aufstiegsleiter und die Kabeltrasse deutlich geringere Stromanteile fließen und sie daher im Leitungsmodell vernachlässigt werden können.

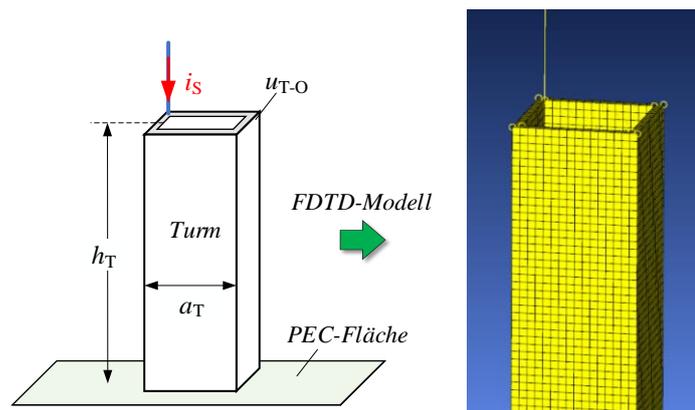


**Abb. 5.14** Netzwerkmodell für Stahlrohrturm der GE 1,5sle mit Kabeln

Für die Abbildung des elektrischen Leitungsverhaltens wird das JMarti-Modell in der LCC-Subroutine in EMTP-ATP verwendet. Dies erlaubt es, Wanderwelleneffekte, die frequenzabhängige Dämpfung und die magnetische Kopplung innerhalb des Turmes zu berücksichtigen. Ein Vorteil bei der Nutzung dieses Modells liegt darin, dass alle elektrischen Koppelparameter, wie zum Beispiel die Gegeninduktivitäten und Gegenkapazitäten innerhalb des Turms zwischen allen Leitungen und auch der Skin-Effekt automatisch mit dem Programm eingerechnet werden. Der Turm wird über die Erdungsanlage mit Erde verbunden.

### 5.3.1 FDTD-Berechnung für Turm

Das FDTD-Modell des Turms wird mit einer quaderförmigen Struktur zur Vereinfachung der Vernetzung nachgebildet (**Abb. 5.15**)<sup>8</sup>. Dabei muss das Kriterium der gleichen Mantelflächen für die Höhe erfüllt werden. Aus  $2\pi r h = 4a_T h$  folgt  $a_T = \frac{1}{2}\pi r$  für die Seitenlänge für des Quaders (**Abb. 5.15**). Für den betrachteten Turm mit  $r = r_{T-äq} = 1,65$  m ergibt sich  $a_T = 2,59$  m.



**Abb. 5.15** FDTD-Modell des betrachteten Turms

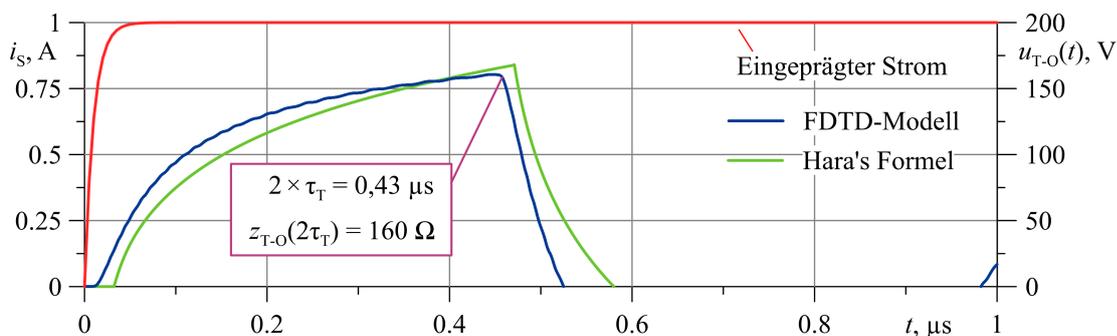
<sup>8</sup>Für die Nachbildung eines hohen Stahlrohrturms mit kreisförmigem Querschnitt wird mehr Elementen für die Vernetzung und die Rechenzeit benötigt. In erster Näherung und für die Vereinfachung des Modells wird ein Stahlrohrturm mit quadratischem Querschnitt nachgebildet. Dabei sind die Betrachtung der Wellenimpedanz die Kapazität und Induktivität wichtig, die von Mantelfläche abhängig sind.

Das Berechnungsmodell wurde auf die gleiche Weise aufgebaut wie das Modell für den Dünndrahtleiter (Abschnitt 5.1.1, **Abb. 5.5**), nur jetzt als Hohlleiter mit quadratischem Querschnitt (**Abb. 5.15**). Die Spannungsantwort  $u_{T-O}(t)$  oben am Turm wird beim eingepprägten Sprungstrom  $i_S(t)$  abgegriffen und die Wellenimpedanz über die Formel (5.15) berechnet. Die komplette Laufzeit der Stromwelle über dem Turm von oben nach unten und zurück beträgt  $2\tau_T = \tau_{2T} = 2h_T/c = 0,43 \mu\text{s}$ . Laut der FDTD-Berechnung (**Abb. 5.16**) erreicht die Wellenimpedanz zu diesem Zeitpunkt ihren maximalen Wert von  $z_T(\tau_{2T}) = 160 \Omega$ . Exakt den gleichen Wert ergibt die Formel (5.14) von Hara, wenn der Turm über seinen äquivalenten Radius dargestellt wird:  $Z_T^H(h_T, r_{T-\text{äq}}) = 163 \Omega$ .

Den gleichen Wert liefert auch die in Abschnitt 5.1 beschriebene Berechnungsmethode für den vertikalen Draht über Erde. Die Formel (5.3) bzw. die Formel (5.19) für die Bestimmung der Gesamtkapazität  $C_T$ , die Formel (5.7) für die Gesamtinduktivität  $L_M; L_T$ , und die Formel (5.12) für die Bestimmung der Gesamtwellenimpedanz ergeben übereinstimmende Werte, wenn der gesamte Turm als ein Segment mit dem äquivalenten Radius  $r_{T-\text{äq}}$  betrachtet wird. Dabei liegt die Gesamtkapazität bei  $C_T = 1.330 \text{ pF}$  und die Gesamtinduktivität bei  $L_M; L_T = 35 \mu\text{H}$ , woraus  $Z_T(h_T) = \sqrt{L_T/C_T} = 163 \Omega$  folgt. Exakt der gleiche Wert wurde auch mittels FEM in **Anhang G.2** ermittelt.

In Allgemeinen zeigen die über FDTD-Methode oder über Hara's Formel (5.17) kontinuierlich ansteigenden Spannungsverläufe, dass sowohl für einen Dünndrahtleiter (**Abb. 5.6**) als auch für einen Turm (**Abb. 5.16**) bei einem Sprungstrom der maximale Wert bereits nach etwa  $0,05 \mu\text{s}$  erreicht wird. Dieser Anstieg der Spannung bzw. der Wellenimpedanz wird durch die von der Erde reflektierte Spannungswelle unterbrochen. Daraus folgt, dass bei dem gleichen Durchmesser des dünnen Drahtes bzw. bei dem gleichen Querschnitt des Turms die Wellenimpedanz dadurch bestimmt wird, wie schnell die Rückwelle den Einspeisepunkt oben erreicht und damit wie groß die Höhe der Anordnung ist.

Zusammenfassend kann daher zu der mit FDTD untersuchten Draht- bzw. Turmwellenimpedanz gesagt werden, dass diese von der Leitergeometrie (Durchmesser, Höhe) und von der Stromform (Stirnzeit, siehe Formel (5.17) ) abhängig ist. Die Berechnungen mit FDTD-Methode haben erfolgreich die in Abschnitt 5.1 beschriebenen Ansätze zur Berechnung der Gesamtwellenimpedanz validiert. Darunter sind die beiden Formeln von Hara, Formel (5.14) zur Berechnung der maximalen Gesamtwellenimpedanz und Formel (5.17) zur Berechnung der transienten Wellenimpedanz.



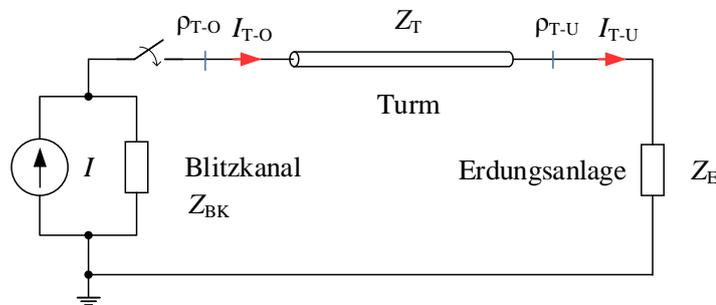
**Abb. 5.16** Berechnete transiente Wellenimpedanz des Turms

## 5.4 Berücksichtigung des Blitzkanals und der Reflexionen

Aus den vorigen Betrachtungen mit Netzwerkmodellen folgt, dass die Komponenten der WEA im Blitzstromhauptpfad auf einfache Weise durch Leitungsmodelle mit entsprechenden Wellenimpedanzwerten dargestellt werden können [81]. Die vereinfachte Ersatzschaltung dafür ist in **Abb. 5.17** gezeigt (Schalter stellt Blitzfußpunkt dar).

Bei den vorherigen Berechnungen waren die Netzwerkmodelle direkt an eine ideale Blitzstromquelle angeschlossen, die einen unendlich hohen Innenwiderstand besitzt. Demzufolge ist die Wellenimpedanz des Blitzkanals  $Z_{\text{BK}} \gg Z_{\text{T}}$  und der Stromreflexionsfaktor oben am Turm beträgt  $\rho_{\text{T-O}} = -1$ .

$$\rho_{\text{T-O}} = \frac{Z_{\text{T}} - Z_{\text{BK}}}{Z_{\text{T}} + Z_{\text{BK}}} \quad (5.23)$$



**Abb. 5.17** Äquivalente Schaltung für Blitzeinschlag in hohen geerdeten Turm

In Wirklichkeit ist die Wellenimpedanz eines Blitzkanals nicht unendlich groß und hat eine Auswirkung auf die Blitzstromamplituden und muss deswegen bei den Berechnungen sowie auch bei den Messungen berücksichtigt werden. Diverse Messkampagne an Türmen zeigen, dass die Wellenimpedanz eines Blitzkanals  $Z_{\text{BK}}$  durchschnittlich 3 Mal so groß ist wie die Wellenimpedanz des Turmes selbst. Demzufolge ist der Reflexionsfaktor für eine Blitzstromwelle oben am Turm negativ und Durchschnittlich  $\rho_{\text{T-O}} = -0,5$  (Ostankino  $\rho_{\text{T-O}} = -0,3... - 0,78$  [82], Peißenberg  $\rho_{\text{T-O}} = -0,39... - 0,68$  [83]). Die Erdungsimpedanz ist im Gegensatz dazu geringer als die Wellenimpedanz des Turms und der Blitzstromreflexionsfaktor unten am Turmfuß  $\rho_{\text{T-U}}$  kann  $+1$  bei  $Z_{\text{E}} \approx 0$  erreichen (Ostankino:  $\rho_{\text{T-U}} \approx +0,99$  [82], Peißenberg  $\rho_{\text{T-U}} = +0,64... + 0,81$  [83]):

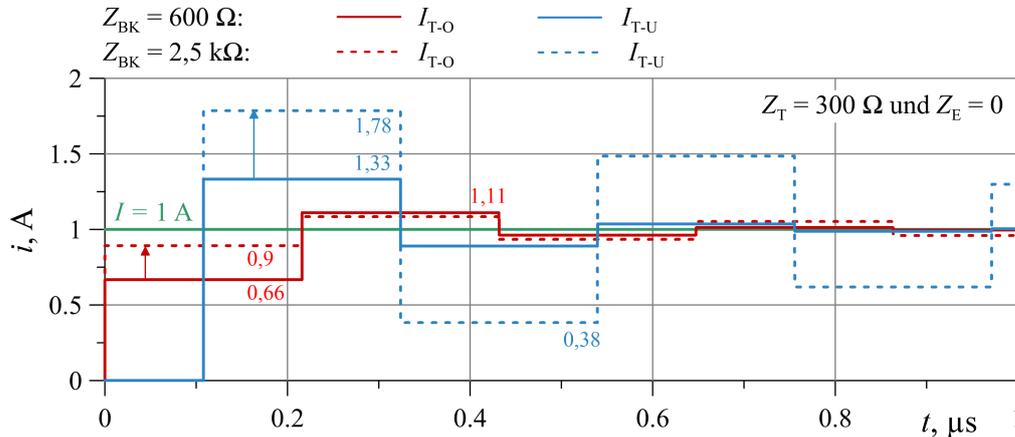
$$\rho_{\text{T-U}} = \frac{Z_{\text{T}} - Z_{\text{E}}}{Z_{\text{T}} + Z_{\text{E}}} \quad (5.24)$$

Nach Abschätzungen kann die Wellenimpedanz eines Blitzkanals im Bereich von  $Z_{\text{BK}} = 600 \Omega$  bis  $2,500 \Omega$  liegen [82] (am Funkturm Skytree [84]  $L'_{\text{BK}} = 6 \mu\text{H}/\text{m}$ , nach Formel (5.7) folgt  $C'_{\text{BK}} = 7,4 \text{ pF}/\text{m}$  und nach (5.8) folgt  $Z_{\text{BK}} = 900 \Omega$ ). Diese Werte wurden für einen Turm mit  $Z_{\text{T}} = 300 \Omega$  und  $h_{\text{T}} = 30 \text{ m}$  (siehe **Abb. 5.17**) und eine Erdungsanlage mit  $Z_{\text{E}} = 0$  berechnet. Die Auswirkung der Wellenimpedanzänderung auf die Stromverläufe oben  $I_{\text{T-O}}$  sowie unten  $I_{\text{T-U}}$  am Turm ist in **Abb. 5.18** dargestellt.

Aus den Berechnungen folgt, dass

1) der Scheitelwert des Blitzstromes oben am Turm nicht wesentlich durch die Reflexionen an den Turmenden beeinflusst wird bzw. deutlich weniger an der Turmspitze beeinflusst wird als am Turmfuß;

2) sich bei hohem Wert der Wellenimpedanz des Blitzkanals der Blitz als Stromquelle verhält und damit der Scheitelwert des Blitzstromes oben weniger beeinflusst wird ( $I \approx I_{T-O}$ , wenn  $Z_{BK} \gg Z_T$ ). Damit wird am Turmfuß ein höherer Strom ankommen und bei einem Blitzstromreflexionsfaktor von  $\rho_{T-U} \approx 1$  entsprechend ein höherer Strom reflektiert. Demzufolge wird der Scheitelwert des ursprünglichen Blitzstromes unten am Turmfuß deutlich erhöht.



**Abb. 5.18** Stromverläufe oben und unten am Turm bei eingespeistem Sprungstrom

Diese Berechnung zeigt, inwieweit der tatsächliche Stromwert innerhalb eines Turmes beeinflusst sein kann. Oben am Turm ändert sich der Scheitelwert  $I_{T-O}$  im Bereich von 0,66 bis 1,11 vom ursprünglichen Blitzstromwert während im Turmfuß diese Änderung von 0,38 bis 1,78 von Blitzstromwert stärker erkennbar ist. Aus diesem Grund ist es empfehlenswert (vor allem für steile Blitzstoßströme), die Messeinheiten für eine genaue Erfassung der Blitzströme möglichst nah an den Blitzeinschlagpunkt, also bei Masten oder Türmen ganz oben und bei WEA an den Rotorblättern, zu platzieren. Die zahlreichen Messungen, die bereits an Türmen bzw. auch an WEA im Turmfuß durchgeführt worden sind, weisen höhere Amplituden auf und müssen möglicherweise überarbeitet werden. Dies trifft allerdings nicht auf alle Blitzströme zu, sondern nur auf diejenigen, die für Wanderwelleneffekte steil genug sind.

Eine wichtige Frage ist dabei, bei welchen Stirnzeiten des Blitzstoßstromes bei bestimmten Türmen mit Reflexionen gerechnet werden muss. Um diese Frage beantworten zu können, wird die Schaltung in **Abb. 5.17** mit unterschiedlichen Stromsteilheiten untersucht. Eine Stromquelle  $I$  mit rampenförmigen Stromverlauf wird eingesetzt. Dies ermöglicht es, die Ströme mit bestimmter Steilheit oben am Turm einzuspeisen. Die volle Wanderwellenlaufzeit einer Blitzstromwelle über den Turm beträgt  $\tau_{2T} = 2\tau_T = 2h_T/c$  (Ausbreitung mit Lichtgeschwindigkeit  $c$  angenommen, für  $h_T = 30$  m folgt  $\tau_{2T} = 0,2$  µs). Wenn die Blitzstrom-Stirnzeit  $T_1 = \tau_{2T}$  ist (**Abb. 5.19**), gibt es einen Wendepunkt zwischen der „vollen“ Reflexion der Blitzstromwelle am Turmfuß, wenn der Stromreflexionsfaktor  $\rho_{T-U}$  nach der Formel (5.24) berechnet werden kann ( $T_1 \leq \tau_{2T}$ ) und einer Teilreflexion ( $T_1 > \tau_{2T}$ ), wenn der Stromreflexionsfaktor  $\rho_{T-U}$  gegen Null tendiert. Es kann angenommen werden, dass wenn die Blitzstrom-Stirnzeit 10 Mal größer als die volle Laufzeit der Blitzstromwelle über dem Turm ist ( $T_1 > 10\tau_{2T}$ ), Reflexionen vernachlässigt werden können:

$$T_1 > 10\tau_{2T} = 10 \cdot \frac{2h_T}{c} \quad (5.25)$$

Im betrachteten Fall ( $Z_E = 0$ ) liegt die Reflexion am Turmfuß bei  $T_1 = 10 \tau_{2T}$  unter 5% ( $\hat{I}_{T-U} = 1,05$  A). In der Realität ist die Impedanz einer Erdungsanlage  $Z_E > 0$  und damit wird die Reflexion unten im Turmfuß noch geringer sein.

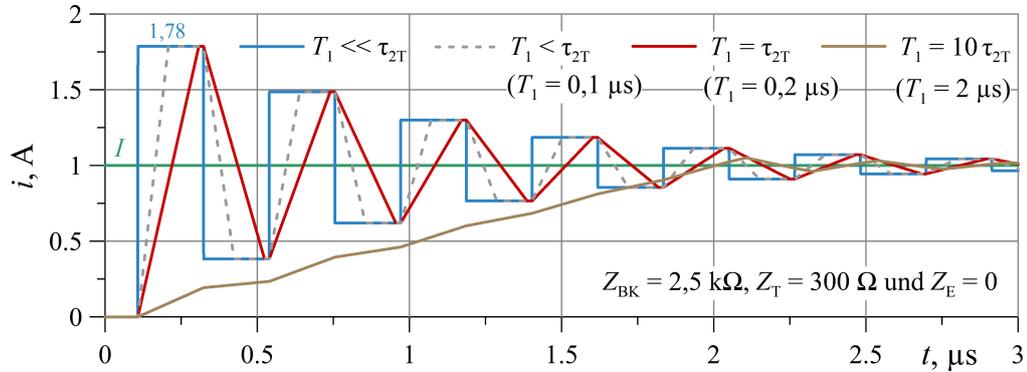


Abb. 5.19 Auswirkung der Blitzstrom-Stirnzeit auf die Reflexion am Turmfuß

Auf diese Weise kann das Reflexionsverhalten am Turmfuß abhängig von der Turmhöhe und von der Blitzstrom-Stirnzeit in drei Bereiche unterteilt werden (Abb. 5.20, von oben nach unten):

- 1) Bereich ohne Reflexion ( $\rho \approx 0$ ), wenn Blitzstrom-Stirnzeit  $T_1 > 10 \tau_{2T}$ ;
- 2) Bereich  $\tau_{2T} > T_1 > 10 \tau_{2T}$ , innerhalb dessen der Reflexionsfaktor am Turmfuß im Bereich  $0 < \rho < \rho_{T-U}$  liegt;
- 3) Bereich mit vollständiger Reflexion  $\rho = \rho_{T-U}$ , wenn  $T_1 < \tau_{2T}$ .

Bei einer Turmhöhe von  $h_T = 65$  m werden alle Blitzstoßströme mit einer Blitzstrom-Stirnzeit  $T_1 > 4 \mu\text{s}$  keine Reflexion am Turmfuß hervorrufen (positiver Erstblitzstoßstrom bzw. Langzeitstrom reflexionsfrei auf diesem Pfad). Bei der Blitzstrom-Stirnzeit  $T_1 < 4 \mu\text{s}$  muss mit Reflexionen gerechnet werden. Bei  $T_1 < 0,4 \mu\text{s}$  wird eine vollständige Reflexion mit Stromreflexionsfaktor  $\rho_{T-U}$  nach Formel (5.25) stattfinden. Mit dieser Abschätzung kann beurteilt werden, einzuschätzen, wie zuverlässig die Messungen am Turmfuß bei bestimmten WEA und bestimmten Blitzstrom-Steilheiten tatsächlich sind.

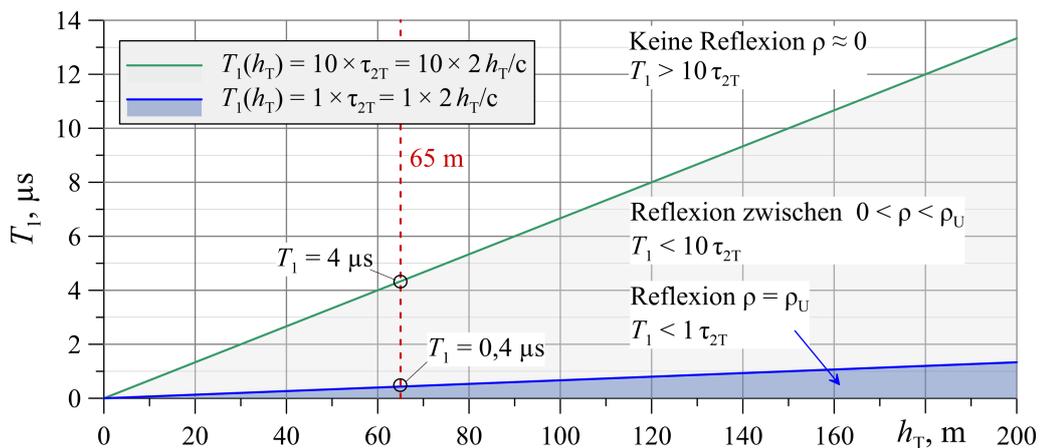


Abb. 5.20 Abhängigkeit der Reflexion von Turmhöhe und Blitzstrom-Stirnzeit

Die Abb. 5.20 kann auch für die Abschätzung der Reflexionen am Rotorblatt benutzt werden. In der WEA finden auch Reflexionen zwischen dem Rotorblatt und der Gondel bzw. dem Turm statt. Diese Reflexion erhöht den Blitzstrom, der in Richtung zur Erdungsanlage weiter über den Turm fließt ( $Z_{RB} > Z_T$ ).

Die **Abb. 5.18** zeigt einen Extremfall bei einem hohen Wellenimpedanzwert des Blitzkanals, wobei hohe Stromwerte am Turmfuß auftreten, die zu hohen Stromsteilheiten und hohen induzierten Überspannungen führen können. Deswegen wird bei den weiteren Betrachtungen mit Berechnungsmodellen der Fall mit hohem Wellenimpedanzwert, d.h. mit  $Z_{BK} = 2,5 \text{ k}\Omega$ , angenommen.

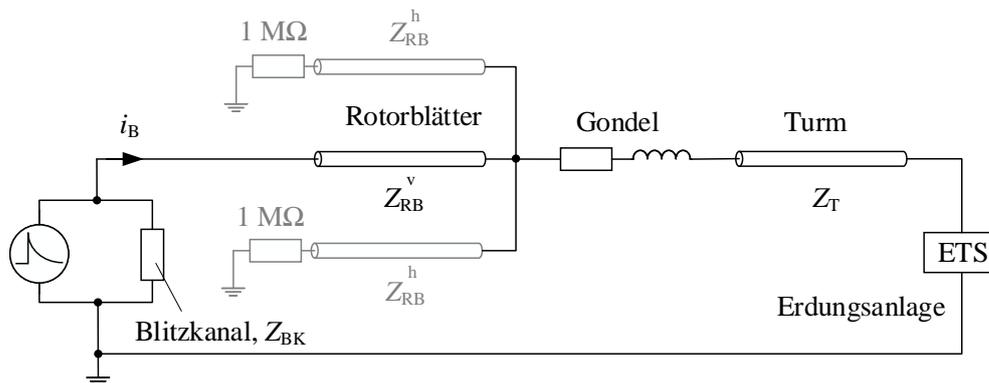
Es muss noch angedeutet werden, dass die erste Reflexion bei der in **Abb. 5.17** betrachteten Schaltung nicht am Blitzeinschlagpunkt auftritt, sondern am Turmfuß (Blitzkanal als diskreter Widerstand  $R_{BK} = Z_{BK}$ ). Allerdings weicht der Strom oben am Turm  $I_{T-O}$  im ersten Moment (**Abb. 5.18**,  $0,66 \text{ A}$  bzw.  $0,9 \text{ A}$ ) aufgrund der Stromaufteilung zwischen zwei Zweigen ( $Z_{BK}$  und  $Z_T$ ) ab und d.h.  $I \neq I_{T-O}$ . Der Scheitelwert der Blitzstromquelle  $I$  (**Abb. 5.17**) kann mit folgender Formel für einen bestimmten Stromscheitelwert  $I_B$  errechnet werden:

$$I = \frac{I_B (Z_{BK} + Z_T)}{Z_{BK}} \quad (5.26)$$

Im Falle einer WEA muss  $Z_T$  durch  $Z_{RB}$  ersetzt werden und beim Gefährdungspegel LPLI ist  $I_B = 200 \text{ kA}$  (PEB) oder  $100 \text{ kA}$  (NEB) oder  $50 \text{ kA}$  (NFB).

## 5.5 Zusammenfassung und Ableitung eines vereinfachten Modells

Das Ziel dieses Kapitels war es, zunächst die Änderung der Wellenimpedanz entlang des Blitzstromhauptpfads auf der WEA genauer zu untersuchen und analytisch zu beschreiben. Erhaltene Ergebnisse wurden erfolgreich mit Formeln aus der Fachliteratur (Hara, Jordan) und mit numerischen Verfahren (FEM, FDTD und FastFieldSolvers) validiert. Anhand dieser gewonnenen Erkenntnisse wurde nach einer geeigneten Darstellung im Netzwerkanalyseprogramm gesucht, um den Blitzstromhauptpfad in guter Näherung nachbilden zu können (**Abb. 5.21**).



**Abb. 5.21** Vereinfachtes Netzwerkmodell für Blitzstromhauptpfad

Zusammenfassend kann Folgendes festgehalten werden:

- 1) Die Wellenimpedanz der Ableitung des vertikal ausgerichteten Rotorblatts bleibt über der Höhe konstant. Für die eher horizontal ausgerichteten Rotorblätter kann ohne ausführliche Betrachtung eine konstante Wellenimpedanz angegeben werden.
- 2) Beim Turm ändert sich die Wellenimpedanz von oben nach unten jedoch stark.

- 3) Für eine genaue Abbildung des Reflexionsverhaltens auf dem Blitzstromhauptpfad müssen alle drei Rotorblätter berücksichtigt werden, auch wenn der Strom nur über ein Rotorblatt eingespeist wird, da an der Nabe der WEA die Parallelschaltung von Leitungskomponenten mit verschiedenen Wellenimpedanzen vorliegt. Ebenso sind das frequenzabhängige Verhalten der Erdungsanlage und Wanderwelleneffekte bei steilen Blitzstoßströmen im Turm und in den Rotorblättern zu berücksichtigen. Dies ist wichtig für die Berechnung der energetischen Beanspruchung der Überspannungsschutzeinrichtungen, da diese direkt über den Potentialausgleich (PAS) an den Blitzstromhauptpfad angeschlossen sind.
- 4) Der Turm und die Ableitung im Rotorblatt können durch Leitungsmodelle mit verteilten Parametern abgebildet werden, wobei diese nur mit einer konstanten Wellenimpedanz, der Leitungslänge und der konstanten Ausbreitungsgeschwindigkeit ( $300 \text{ m}/\mu\text{s}$ ) beschrieben werden. Beim Turm mit seiner stark höhenabhängigen Wellenimpedanz wird ein Mittelwert empfohlen. Ein allmählicher Anstieg der Spannungs- bzw. Stromwelle bei steilen Blitzstoßströmen kann durch eine zusätzliche Erdkapazität im Modell erreicht werden, die oben an dem Turm angeschlossen wird.
- 5) Der Blitzkanal wird vereinfacht mit einem festen konzentrierten Widerstand nachgebildet, der parallel zur Blitzstromquelle angeschlossen wird.
- 6) Die Wellenimpedanz eines Blitzkanals liegt im Bereich von  $600$  bis  $2.500 \Omega$ , die Wellenimpedanz der Ableitung im Rotorblatt ist ungefähr  $500 - 600 \Omega$  und die Wellenimpedanz des Turms ungefähr  $100 - 200 \Omega$  bei Stahltürmen und  $300 - 400 \Omega$  bei Betontürmen. Die Erdungsanlage bietet für die ankommende Blitzstromwelle eine niedrige Impedanz von wenigen Ohm. Auf diese Weise stellt eine WEA für eine Blitzstromwelle einen Pfad mit stufenweiser Reduzierung der Wellenimpedanz dar. Damit wird sich die Amplitude der oben eingespeisten Stromwelle an unterschiedlichen Stellen der WEA (Blitzkanal-Rotorblatt-Turm-Erdungsanlage) erhöhen. Nachdem die Blitzstromwelle die Erdungsanlage erreicht hat und zurückreflektiert wird, folgt ein umgekehrter Effekt entlang der WEA bis zum Blitzkanal. Daraus folgt, dass sich die rücklaufende Stromwelle stufenweise reduziert und dabei gedämpft wird.
- 7) Ein Blitzstromerfassungssystem muss möglichst weit oben in der WEA, an den Rotorblättern, installiert werden, um den Zeitverlauf primär eingespeister steiler Blitzstoßströme genau (frei von den Reflexionen) aufzeichnen zu können.

## 6. Modell für Windenergieanlage zur numerischen Berechnung

In Kapitel 5 wurden bereits die Netzwerkmodelle für das Rotorblatt, den Turm und für den Blitzkanal abgeleitet und für die betrachtete Windenergieanlage (WEA) realisiert. Damit wird der Blitzstromhauptpfad abgedeckt. In diesem Kapitel wird das Netzwerkmodell um energietechnische Anlagen (Umrichter, Generator, Transformator), Energiekabel, Erdungsanlage und Mittelspannungsnetz erweitert.

Für die Untersuchung werden zwei Netzwerkmodelle erstellt. Das erste Modell wird stark vereinfacht, indem die leistungselektronischen Schalter (IGBT) im Umrichter nur einen festen Schaltzustand nachbilden sowie kein Generator (nur Impedanzmodell) in der WEA und keine Spannungsquelle für das Netz eingesetzt werden. Die zweite Variante des Modells wird mit einer voll funktionierenden doppelt gespeisten Asynchronmaschine (DFIG) mit gesteuertem Umrichter ergänzt, um einen realistischen Leistungsfluss in der Energieleitungen und netzfrequente Spannungen im System nachzubilden (**Anhang I**). Damit werden z.B. realistische Netzfolgeströme über die Überspannungsschutzeinrichtungen auftreten. Im Folgenden werden diese zwei Varianten des Netzwerkmodells miteinander verglichen.

### 6.1 Ausgewählte Windenergieanlage

Für die Untersuchung wurde die Onshore-WEA General Electric (GE) Wind Energy 1,5sle mit einer elektrischen Leistung des Generators  $S_{G-n}$  von 1,5 MVA ausgewählt. Die Anlage befindet sich im Wintergewittergebiet an der Küste der Toyama Präfektur in Japan (**Abb. 6.1**). Hier wurde ein Messsystem auf Basis von Rogowski-Spulen installiert, um die Blitzstromverteilung in der WEA ermitteln zu können. Die Netzwerkmodelle wurden auf Basis der technischen Daten dieser Anlage aufgebaut.



(a) Betrachtete WEA

(b) Standort in Japan, Toyama Präfektur

**Abb. 6.1** Für Untersuchung ausgewählte 1.500 kVA-Windenergieanlage in Nyuzen, Japan

### 6.1.1 Konstruktiver Aufbau

Der allgemeine Aufbau der GE Wind Energy 1,5sle Anlage [85] ist in **Abb. 6.2** dargestellt. Dieser Typ WEA wird bei GE oft als „classic workhorse“ bezeichnet und wurde 2004 am Markt vorgestellt.

Die Rotorblätter sind an der Gusseisen-Nabe verankert, die mit der Rotorwelle verbunden ist (siehe Abschnitt 6.2.1, **Abb. 6.3**). Die Anlage ist für den Bereich zwischen 10 und 20,4 Umdrehungen pro Minute (rpm) ausgelegt und bei einer Windgeschwindigkeit von 3,5 m/s nimmt sie ihre Arbeit auf. Die Abschaltwindgeschwindigkeit ist bei 25 m/s, bei der die Rotorblätter aus dem Wind gedreht und festgestellt werden. Die Rotorblätter sind aus Epoxidharz-getränktem Fiberglas gefertigt. Bei dem Generator setzt GE auf DFIG (Abschnitt 6.2.3), der in der Gondel auf einem Grundrahmen (**Abb. 6.3**) platziert wird. Die Nenndrehzahl des Generators liegt bei 1.500 U/min und die Nennspannung beträgt 575 V bei der Netzfrequenz 60 Hz. Bei der Bauart des Turms setzt GE auf den Stahlrohrturm, der sich aus drei vorgefertigten Segmenten zusammensetzt (**Abb. 6.2**).

Im Turmfuß befindet sich ein Transformator (Abschnitt 6.2.3), der die elektrische Leistung in das vorgelagerte 6,6-kV-Mittelspannungsnetz (MS-Netz) einspeist. Die gesamte Anlage steht auf einem Betonfundament (Abschnitt 6.2.2), das alle statischen und dynamischen Lasten der WEA aufnimmt. Das Fundament enthält eine Erdungsanlage, die zum Einleiten der Blitzströme und der Kurzschlussströme in die Erde dient.

### 6.1.2 Äußerer Blitzschutz der Windenergieanlage

Die primäre Aufgabe des äußeren Blitzschutzes liegt darin, Blitzen definierte Einschlagpunkte an der WEA zur Verfügung zu stellen und den Blitzstrom ausgehend vom Einschlagpunkt sicher in die Erde abzuleiten.

Bei der betrachteten WEA werden zum Einfangen der Blitze Fangeinrichtungen und natürliche Bestandteile (Rotornabe, Stahlrohrturm, Gondel mit Metallrahmen und oben aufliegendem Stahlgitter) verwendet. Die Rotorblätter, die am häufigsten vom Blitz getroffen werden, sind an der Blattspitze mit einem Blitzrezeptor ausgestattet (**Abb. 6.2**), der Blitze bei einem Einschlag aufnimmt und den Blitzstrom direkt in die Blitzableitung innerhalb vom Rotorblatt führt. Die Rotorblätter besitzen keine weiteren Rezeptoren verteilt über der Länge auf der Oberfläche. Die Aufbauten auf der Gondel (Anemometer und Windfahnen) sind mit einer weiteren Fangeinrichtung in Form einer Fangstange geschützt.

Zur Anordnung der Fangeinrichtungen beschreibt die Norm IEC 61400-24 [5] das Blitzkugelverfahren, nach dem alle potentiellen Einschlagpunkte an einer WEA ermittelt werden<sup>1</sup>: potentielle Einschlagpunkte stellen alle Orte dar, an denen die Blitzkugel die Teile der WEA berührt. Demzufolge können nach **Abb. 6.2** die Blitze das Rotorblatt, die Gondel mit Aufbauten, die Rotornabe und den Stahlturm treffen.

---

<sup>1</sup>Da WEA nach Blitzgefährdungspegel LPLI geschützt werden müssen (IEC 61400-24 [5]), ist ein Blitzkugelradius von 20 m anzuwenden.

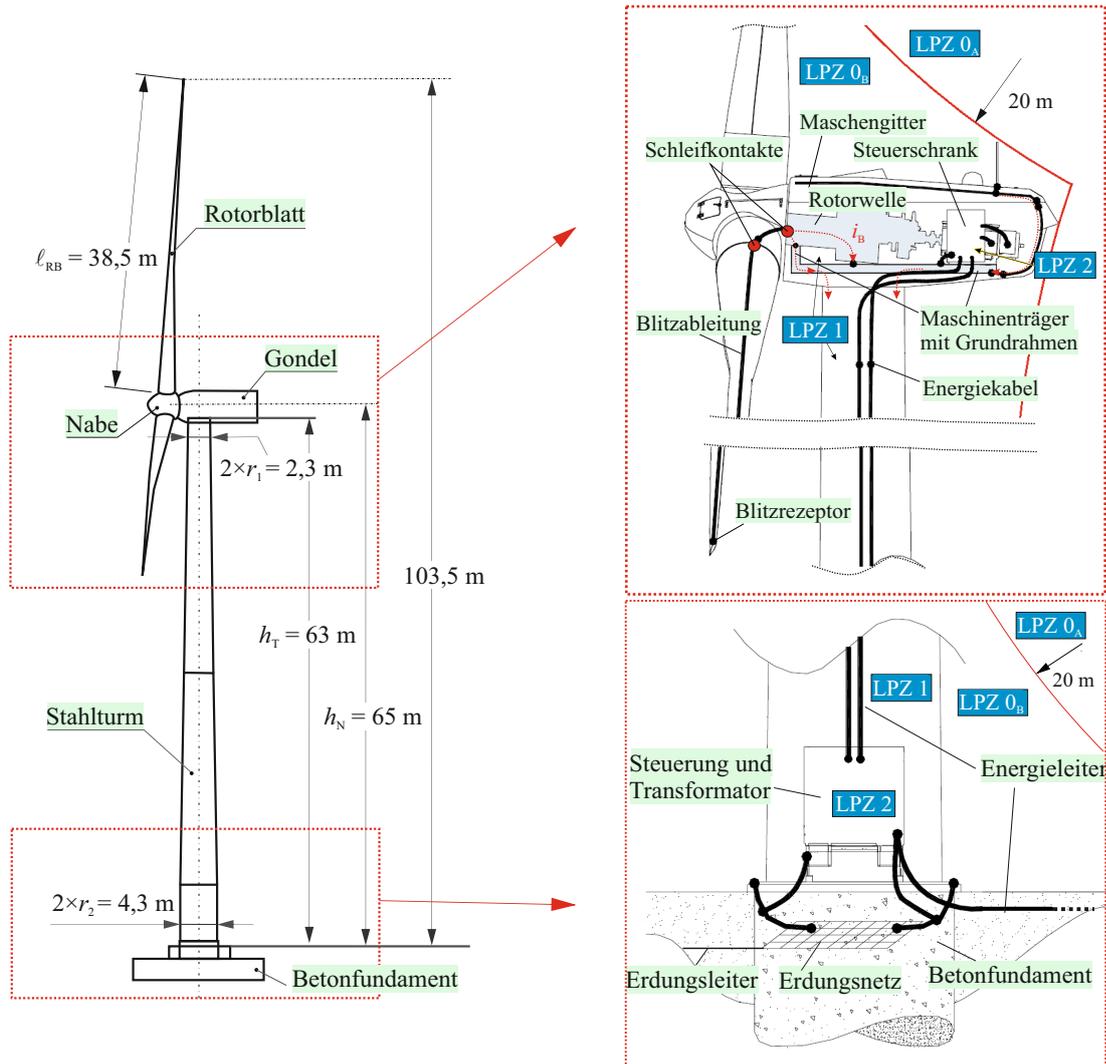


Abb. 6.2 Allgemeiner Aufbau der GE 1,5sle WEA

Zur Ableitung des Blitzstromes werden die Ableitungseinrichtungen und, wo möglich, die natürlichen Bestandteile der WEA eingesetzt. Blitzableitungen befinden sich bei der betrachteten WEA in den Rotorblättern (Abb. 6.2). Vom Ableitungsring in der Blattwurzel von Ableitungsring fließt der Blitzstrom über mehrere Schleifkontakte in Kombination mit parallel angeschlossenen Funkenstrecken (FS) weiter zur Gondel (siehe detaillierte Darstellung in Abschnitt 6.2.1). In der Gondel teilt sich der Blitzstrom auf Maschinenträger und Rotorwelle auf, wobei ein wesentlicher Anteil über den Maschinenträger abfließt. Für den Stahlrohrturm sind keine Blitzableitungen erforderlich, da dieser selbst als natürliche Ableitung fungiert und bietet außerdem für den unten installierten Transformator und die Steuerung einen guten Schutz.

Die Erdungsanlage zur Verteilung des Blitzstromes besteht aus drei Bestandteilen (siehe Abschnitt 6.2.2): dem Betonfundament mit Fundamenterde, einem Erdungsnetz und einem horizontalen Erdungsleiter. Der Erdungsleiter wurde am Standort der betrachteten WEA verlegt, um den geforderten Erdungswiderstand von weniger als  $2 \Omega$  zu gewährleisten.

Damit wird hier der Blitzstromhauptpfad mit jeder Komponente der betrachteten WEA kurz dargestellt, in den nächsten Abschnitten detaillierter beschrieben und komplett im Netzwerkmodell nachgebildet.

Die Auslegung der gestaffeltem Überspannungsschutz wird auf Basis des Blitzschutz-zonen(LPZ)-Konzepts ausgelegt. Die zu schützende WEA wird dazu in Schutzzonen (Lightning Protection Zones LPZ) unterteilt (**Abb. 6.2**), was detailliert in Kapitel 8 behandelt wird.

## 6.2 Netzwerkmodelle der Komponenten der WEA

In diesem Abschnitt wird zunächst jede einzelne Komponente der WEA aus dem Blitzstromhauptpfad behandelt und jeweils mit einem Netzwerkmodell in EMTP-ATP dargestellt. Als nächstes wird das Netzwerkmodell mit energietechnischen Anlagen, Energieleitern und dem MS-Netz erweitert. Dieser Ansatz wurde bereits für eine andere WEA in [86] und in [87] zum ersten Mal verwendet und beschrieben. Die Netzwerkmodelle für die Rotorblätter und für den Stahlrohrturm der betrachteten WEA sind bereits in Kapitel 5 abgeleitet.

### 6.2.1 Gondel

Der Blitzstrom  $i_B$  fließt von der Blitzableitung des Rotorblatts über den Ableitungsring der Blattwurzel weiter zur Rotornabe über den Schleifkontakt mit Kohlebürsten in Kombination mit Funkenstrecken (FS), um die Lager vor punktuellen Aufschmelzungen oder vor Kontaktflächen-Erosion zu schützen (**Abb. 6.3**)<sup>2</sup>. Von der Rotornabe fließt der Blitzstrom über einen weiteren Ableitungsring und Schleifkontakte, die direkt am Maschinenträger von beiden Seiten montiert sind, zum Turmkranz. Weitere Schleifkontakte gewährleisten die Verbindung mit dem Metallrahmen der Haube (konstruktive Darstellung des Rahmens in Abschnitt 8.2, **Abb. 8.2a**). In der Gondel selbst fließt der Strom im Wesentlichen über den Maschinenträger (massiv aus Stahlguss), der großflächig mit dem Stahlrohrturm galvanisch in Kontakt steht. Für den Blitzstromübergang sind hier weitere Schleifkontakte vorgesehen. Ein geringer Anteil des Blitzstromes fließt über die Rotorwelle und verteilt sich weiter über Getriebe und Generator, deren Gehäuse mit dem Maschinenträger galvanisch verbunden sind.

Das Gehäuse der Gondel besteht aus elektrisch isolierenden Kunststoffen, die mit einem Stahl-Metallrahmen verstärkt sind und oben darauf ist zusätzlich ein Stahl-Maschengitter gelegt. Der Metallrahmen ist mit dem Grundrahmen elektrisch verbunden. Für die Vermeidung gefährlicher Potentialdifferenzen zwischen allen Geräten, Anlagen und getrennten metallenen Komponenten müssen alle leitfähigen Teile miteinander und mit dem Grundrahmen galvanisch verbunden sein (Realisierung des Blitzschutz-Potentialausgleichs, Abschnitt 8). An den Grundrahmen ist auch die Potentialausgleichschiene (PAS) der Gondel angeschlossen (PAS-O, siehe Abschnitt 6.2.4).

Die exakte Blitzstromaufteilung innerhalb der Gondel bedarf einer umfangreichen Analyse, die in der vorliegenden Arbeit basierend auf Netzwerkmodellen erfolgt. Die Nachbildung der Gondel wird durch die Reihenschaltung einer Induktivität  $L_G$  und eines ohmschen Widerstands  $R_G$  realisiert.

---

<sup>2</sup>Die Kombination der Schleifkontakte mit Funkenstrecken gewährleistet einen besseren Schutz der Lager, wobei der Blitzstromfluss über die Lager komplett vermieden werden kann. Die Schleifkontakte führen den Strom bis die Funkenstrecken zünden, dann werden die Schleifkontakte entlastet und damit vor Schädigung geschützt.

Die entsprechenden Werte wurden anhand eines Impedanzextraktions-Programms bestimmt: Induktivität der Gondel  $L_G \approx 7 \mu\text{H}$  (Länge der Gondel 15 m,  $\mu_{G-r} = 1$ ,  $\rho_G = 9 \cdot 10^{-7} \Omega \cdot \text{m}$ ) und Widerstand:

$f_{\text{äq}}$	DC	25 kHz	250 kHz	1 MHz
$R_G, \text{m}\Omega$	0,1	2,8	9,2	20

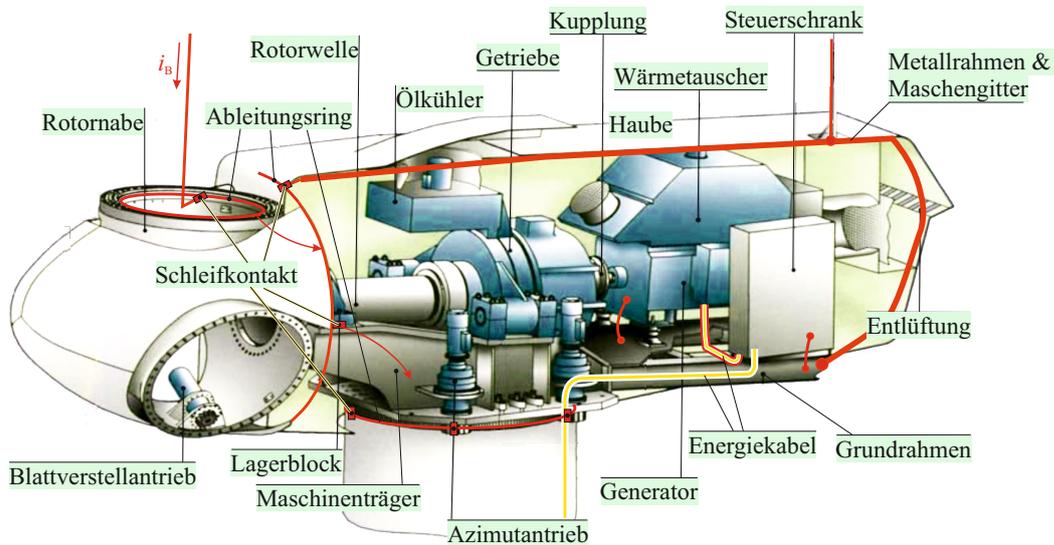


Abb. 6.3 Gondel der GE 1,5sle WEA [85]

Der Schleifkontakt mit Kohlebürsten kann mit einem Widerstand [88] dargestellt werden, der parallel zu einer Kapazität angeschlossen wird, die wiederum das Lager darstellt (gemessene Kapazität für Hauptrotorwellenlager, das in einer kommerziellen 1,6-MW-WEA verwendet wird, beträgt 8–9 nF [89]).

Die Energiekabel sind ungeschirmt und verlaufen zunächst aus dem Generator über eine kurze geschlossene Kabeltrasse zum metallenen Steuer-Schaltschrank. Aus dem Schrank verlaufen die Energiekabel über den metallenen Grundrahmen zum Turm.

## 6.2.2 Erdungsanlage

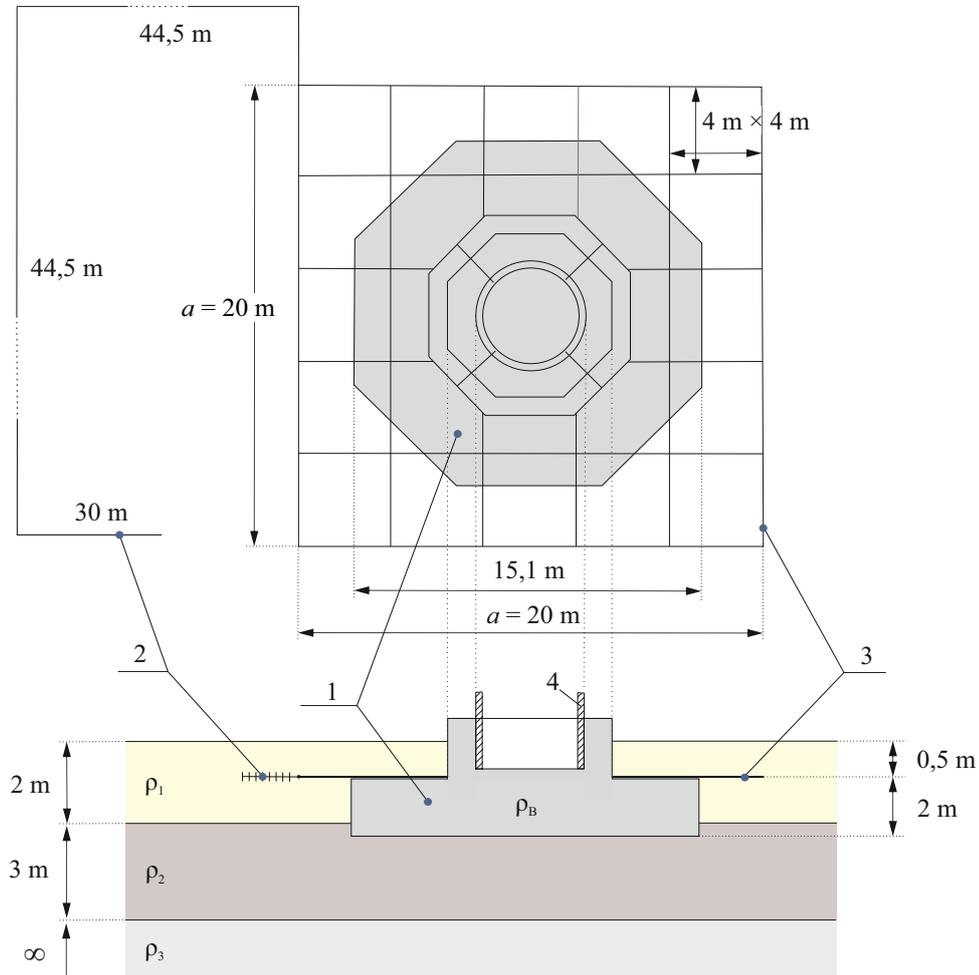
Die Erdungsanlage (ETS) der betrachteten WEA besteht aus drei wesentlichen Komponenten (Abb. 6.4):

- 1) Betonfundament in Form eines Oktogons,
- 2) Erdungsgitter und
- 3) horizontaler Strahlenerder.

Im Beton sind Bewehrungseisen und der Fundamenterder aus Stahl eingebettet und diese liegen bis 2,5 m Tiefe ausgehend von der Erdoberfläche. Zusätzlich liegt ein Erdungsgitter auf der Betonfundamentoberfläche. Die Seitenlänge des Erdungsgitters  $a$  beträgt 20 m und die Maschenweite ist  $4 \text{ m} \times 4 \text{ m}$ . Der Stahlrohrturm ist mit dem Fundament elektrisch verbunden. Der Fundamenterder und die Bewehrung im Fundament sind miteinander galvanisch verbunden.

Am Standort der WEA in Nyuzen wurden zahlreiche Messungen des Bodens und an der Erdungsanlage durchgeführt, um diese möglichst genau mit numerischen Modellen, vor allem mit Netzwerkmodellen, nachbilden zu können.

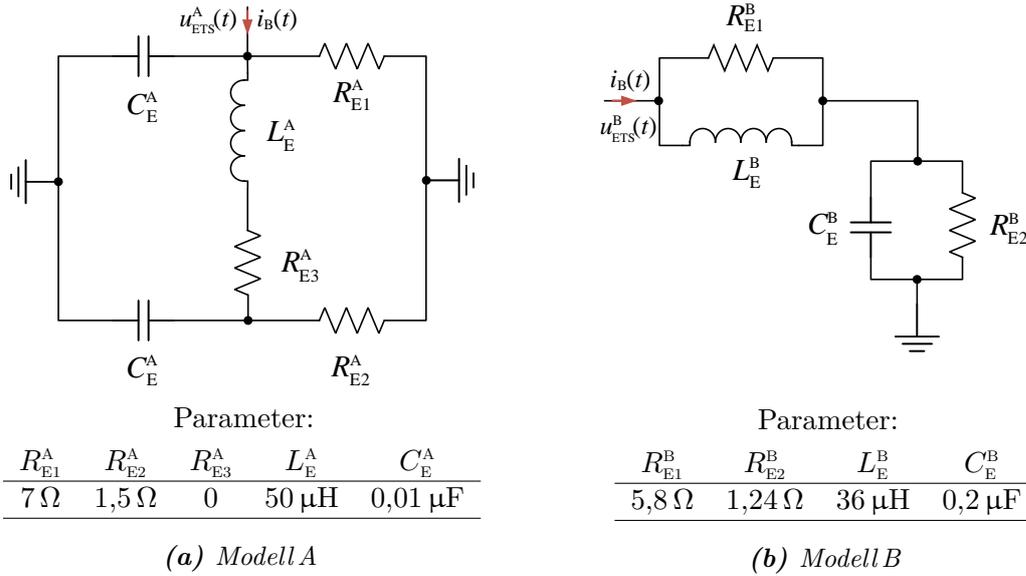
Der Bodenwiderstand wurde mit der Wenner-Methode gemessen. Dabei wurden drei Schichten des Bodens (**Abb. 6.4**) angenommen mit  $\rho_1 = 300 \Omega \cdot \text{m}$ ,  $\rho_2 = 1.500 \Omega \cdot \text{m}$  und  $\rho_3 = 160 \Omega \cdot \text{m}$ . Der niederfrequente (stationäre) Erdungswiderstand der WEA beträgt dabei  $R_{E-LF} = 1,2 \Omega$  für kleine Stromwerte.



**Abb. 6.4** Erdungsanlage der betrachteten WEA in Nyuzen: 1 – Betonfundament, 2 – horizontaler Strahlenerder, 3 – Erdungsgitter, 4 – Turm

Auch wurde eine Spannungsantwort der Erdungsanlage bei einem, aus einem mobilen Stoßstromgenerator, eingespeisten Stoßstrom aufgenommen. Die Messergebnisse sind für den Nachbau der Erdungsanlage mit Netzwerkmodellen verwendet worden (siehe Abschnitt 6.3.1.1). Dabei wurden zwei Netzwerkmodelle abgeleitet, die die Messergebnisse in guter Näherung wiedergeben.

Das erste Modell (Modell A, **Abb. 6.5a**) der Erdungsanlage wird mit einer Pi-Vierpol-Ersatzschaltung dargestellt, die ursprünglich für Tiefererder eingesetzt wird [90, 91]. Im Gegensatz zur Anwendung in der Fachliteratur besitzen die Querwiderstände  $R_{E1}^A$  und  $R_{E2}^A$  unterschiedliche Werte bei der Erdungsanlage für die WEA. Das zweite Modell (Modell B, **Abb. 6.5b**) wurde von Prof. Yamamoto für die Erdungsanlage der WEA vorgeschlagen [92]. In der **Abb. 6.6** sind die Parameter für die betrachteten Ersatzschaltungen zu finden. Beide Netzwerkmodelle für die Erdungsanlage wurden in Abschnitt 6.3.1.1 anhand von Messungen erfolgreich validiert.



**Abb. 6.6** Netzwerkmodelle für die Erdungsanlage (ETS) der WEA

Bei Maschengittern bzw. bei bewehrten Betonfundamenten sind die Ionisationseffekte in der Regel gering und können vernachlässigt werden [93]. Bei typischen Erdungsanlagen für WEA (Kombination aus Fundamenterder und Erdungsgitter) werden bei relativ geringem spezifischen Widerstand des Bodens ( $\rho = 100 \Omega \cdot \text{m}$ ) die Ionisationseffekte sogar bei sehr hohen Scheitelwerten von Stoßströmen (5/50  $\mu\text{s}$ , 200 kA, [94]) kaum auftreten (angenommene Einsatzfeldstärke  $E_0 = 3 \text{ kV/cm}$ ). Bei höherem spezifischen Widerstand des Bodens ( $\rho = 1.000 \Omega \cdot \text{m}$ ) kann der Ionisationseffekt bei Stoßströmen bis zu 30 kA vollständig vernachlässigt werden. Bei Stoßströmen im Bereich von 100 kA bis 150 kA ist der Ionisationseffekt nur unmittelbar an den Elektroden bzw. an den Erdungsgittern zu erwarten. Erst ab 150 kA weitet sich der Ionisationseffekt in das große, halbkugelförmige Volumen im Boden aus, wo bei der Erdwiderstand dann fast den spezifischen Elektrodenwiderstand erreicht (Widerstand der Erdungsanlage sinkt). Für diese Situation wird eine vereinfachte Formel für den Widerstand der Erdungsanlage mit nichtlinearer Abhängigkeit vom eingprägten Stoßstrom von CIGRÉ [95] und der IEEE Working Group [96] empfohlen (siehe auch [97]):

$$R(t) = \frac{R_{E-LF}}{\sqrt{1 + i_B(t)/I_g}}, \quad I_g = \frac{\rho E_0}{2\pi R_{E-LF}^2} \quad (6.1)$$

$R_{E-LF}$  – niederfrequenter, bei geringeren Stromwerten gemessener Erdungswiderstand

$i_B(t)$  – eingprägter Blitzstoßstrom

$\rho$  – spezifischer Bodenwiderstand

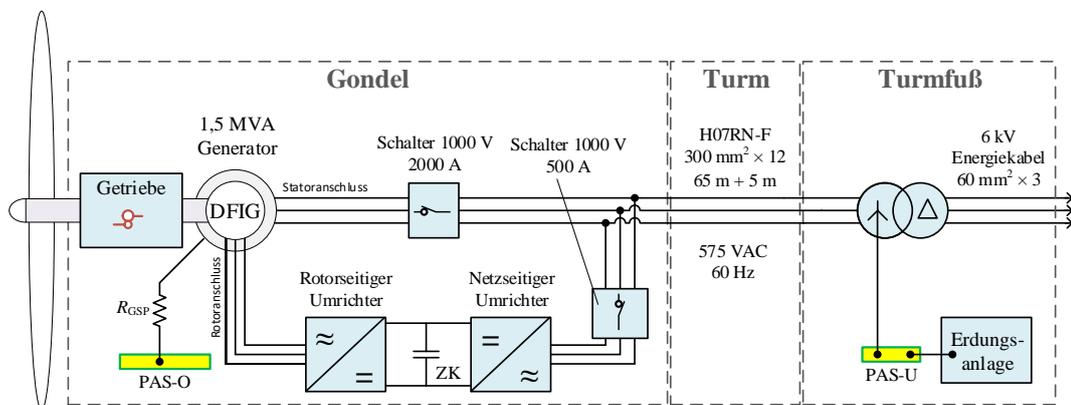
$E_0$  – Einsatzfeldstärke für Ionisation im Boden

Für den oben betrachteten Fall mit der typischen Erdungsanlage der WEA, die in [94] betrachtet wurde, prognostiziert die Formel (6.1) eine Reduzierung des Widerstandswerts der Erdungsanlage um 50%.

Da sich die betrachtete Erdungsanlage zum größten Teil in der ersten Schicht mit relativ geringerem spezifischen Bodenwiderstand  $\rho_1 = 300 \Omega \cdot \text{m}$  befindet, kann angenommen werden, dass die Ionisationseffekte bei Blitzstoßströmen gering sind und diese deswegen in den Berechnungsmodellen vernachlässigt werden können.

### 6.2.3 Energietechnische Anlagen

Der Gesamtaufbau der energetischen Anlagen der GE 1,5sle WEA ist in **Abb. 6.7** dargestellt. Für die elektromechanische Leistungswandlung wird ein Asynchronegenerator mit DFIG-Konzept eingesetzt. Die Statorwicklung ist direkt mit dem Netz verbunden und die Rotorwicklung wird über einen bidirektionalen Stromrichter versorgt, welcher ebenfalls direkt mit dem Netz (ohne Transformator) verbunden ist. Dank der Vektorregelungstechnik sichert der bidirektionale Stromrichter die Energieerzeugung mit Nennfrequenz des Netzes und mit Nennspannung unabhängig von der Rotorgeschwindigkeit.



**Abb. 6.7** Energietechnische Anlage der WEA

Die Rotornabe treibt den Generator über ein Getriebe an. Die elektrische Ausgangsnennleistung des Generators beträgt 1,5 MVA und die Nennspannung 575 V bei der Netzfrequenz 60 Hz. Der Sternpunkt der in Stern geschalteten Generatorwicklung ist isoliert und im Netzwerkmodell über den Widerstand  $R_{GSP}=1 \text{ M}\Omega$  an die PAS-O der Gondel angeschlossen. Die wichtigsten Parameter des 1,5 MVA-DFIG-Generators, die für den Aufbau des Berechnungsmodells angenommen wurden, sind in der **Tab. 6.1** zusammengestellt.

Die Wicklungen des Läufers sind nicht kurzgeschlossen wie bei den normalen Asynchronmaschinen, sondern über Schleifringe von außen anzuschließen. Das heißt, dass sowohl Rotor als auch Stator gleichzeitig elektrisch versorgt werden müssen. Daher kommt der Name der Maschine „doppelt gespeister“ Asynchrongenerator oder doubly fed induction generator (DFIG). Der Rotor wird über einen Frequenzumrichter (back-to-back AC/DC/AC converter) an das Netz angekoppelt. Der rotorseitige Umrichter (RSU) kontrolliert dabei den Strom in den Rotorwicklungen für die Optimierung der Stromerzeugung und verbessert die Stabilität. Der netzseitige Umrichter (NSU) sorgt dafür, dass die Spannung im Zwischenkreis (ZK) konstant bleibt. Der ZK-Kondensator mit einer großen Kapazität (1 – 10 mF) kann als Energiespeicher betrachtet werden und hilft zusätzlich bei der Bedämpfung der Welligkeit der Spannung, die durch den Umrichter entsteht. Außerdem werden schnelle transiente Spannungsänderungen gut unterdrückt, die z.B. bei Blitzstoßströmen auftreten können.

Der Vorteil des DFIG-Systems liegt darin, dass die leistungselektronischen Komponenten nicht mit voller Leistung aus dem Generator belastet sind, sondern nur mit 20 – 30% der Gesamtleistung. Dies gilt auch für die über den Umrichter fließenden Blitzteilströme, die die empfindlichen Komponenten des Umrichters beanspruchen.

**Tab. 6.1** Parameter für 1,5 MVA DFIG-Generator [98]

Parameter	Bezeichnung	Wert	Einheit
Nennscheinleistung	$S_{G-n}$	1.500	kVA
Nennspannung des Stators	$U_s$	575	V
Netzfrequenz	$f_s$	60	Hz
Ständerwiderstand	$R_s$	2,65	m $\Omega$
Ständerstreuinduktivität	$L_{\sigma s}$	0,1687	mH
Rotorwiderstand	$R_r$	2,63	m $\Omega$
Rotorstreuinduktivität	$L_{\sigma r}$	0,1337	mH
Magnetisierungsinduktivität	$L_m$	5,4749	mH
Nennschlupf	$s$	-0,1667	
Polpaarzahl	$p$	2	

Gesamtinduktivität des Ständers  $L_s = L_{\sigma s} + L_m$  und des Läufers  $L_r = L_{\sigma r} + L_m$

Der Kühlkörper des Umrichters, wo alle IGBTs angeschraubt sind, ist elektrisch isoliert und liegt auf einem schwebenden Potential. Für die Berechnung wird dieser wiederum über einen Widerstand  $R_K=1\text{ M}\Omega$  (**Abb. 6.9**) an die PAS-O der Gondel angeschlossen. Obwohl der Umrichter mit Leistungsschaltern (ACB – Air Circuit Breaker) auf der Rotorseite und auf der Netzseite vorgesehen ist, können diese aufgrund ihres Schaltverhaltens (50–100 ms) gegen bei Blitzströmen auftretende Überspannungen nicht schützen und werden bei den Berechnungen als geschlossen angenommen.

Die Energie aus dem Generator wird über 9 Niederspannungskabel (3 Leiter pro Phase, Kabeltyp H07RN-F) nach unten abgeführt, ergänzt um 3 Schutzleiter (PE). Ein zusätzlicher Kabelabschnitt von 5 m (65 m + 5 m in **Abb. 6.7**) ist erforderlich, um die Windrichtungsnachführung der Gondel zu ermöglichen. Der Transformator befindet sich im Turmfuß und speist die Leistung in das Mittelspannungsnetz über drei Energiekabel ein. Die Nennscheinleistung des Transformators  $S_{T-n}$  beträgt 1.800 kVA und die Schaltgruppe ist Dyn11, wobei die Niederspannungsseite in Stern und die Mittelspannungsseite in Dreieck verschaltet sind. Der Sternpunkt der Niederspannungsseite ist an der Potentialausgleichsschiene PAS-U direkt angeschlossen. Die wichtigsten Parameter für das Netzwerkmodell sind in der **Tab. 6.2** zusammengefasst.

Die Asynchronmaschine der betrachteten WEA wird mit einer Universalmaschine im Programm EMTP-ATP dargestellt. Dieses Asynchronmaschinenmodell ist mit einer Läuferwicklung vorgesehen und ermöglicht damit die Realisierung des DFIG-Konzepts. Das Modell benötigt als Eingabeparameter zusätzlich zu den maschineneigenen Parametern (siehe **Tab. 6.1**) die Spannungen der Stator- und Läuferwicklungen und das mechanische Drehmoment  $M_m$ . Auf dieser Grundlage berechnet das Modell das elektromagnetische Drehmoment  $M_{em}$ , die Winkelgeschwindigkeit und den Winkel des Rotors. Auch berechnet das Modell interne Variablen, wie z. B. den magnetischen Fluss und die Ströme in allen Wicklungen. Eine Beschreibung zur Berechnung und Nachbildung der Asynchronmaschine in EMTP-ATP ist detailliert in **Anhang I.1** dargestellt.

**Tab. 6.2** Parameter des Mittelspannungstransformators 0,575/6,6 kV [99, 100]

Parameter	Bezeichnung	Wert	Einheit
Bemessungsscheinleistung	$S_{T-n}$	1.800	kVA
Bemessungsspannungen	$U_{US}/U_{OS}$	0,575/6,6	kV
Übersetzungsverhältnis	$\ddot{u} = \frac{U_{OS}}{U_{US}}$	11,5	-
Schaltgruppe	Dyn11		
Relative Kurzschlussspannung	$u_k$	6	%
Nennstrom auf der Unterspannungsseite	$I_{n,US}$	1,8	kA
Nennstrom auf der Oberspannungsseite	$I_{n,OS}$	157	A
Kurzschlussstrom auf der Unterspannungsseite	$I_{K,US} = \frac{I_{n,US}}{u_k}$	30	kA
Kurzschlussstrom auf der Oberspannungsseite	$I_{K,OS} = \frac{I_{n,OS}}{u_k}$	2,6	kA
Unterspannungsseitige Induktivität	$L_{US}$	14	$\mu\text{H}$
Oberspannungsseitige Induktivität	$L_{OS}$	1,8	mH
Ober- zu Unterspannungskapazität pro Phase	$C_{OU}$	1,2	nF
Unterspannungsseitige Erdkapazität pro Phase	$C_{UE}$	2	nF
Oberspannungsseitige Erdkapazität pro Phase	$C_{OE}$	1,4	nF

### 6.2.4 Potentialausgleich

Das Potentialausgleichssystem der WEA ist vereinfacht in **Abb. 6.8** dargestellt. In der Gondel befindet sich eine Potentialausgleichsschiene PAS-O, die galvanisch mit der Konstruktion der Gondel in Verbindung steht und ebenfalls mit dem Stahlrohrturm oben verbunden ist. Der Eingang des Umrichters kann hier mit Überspannungsschutzeinrichtungen (Surge Protective Device, SPD) SPD-O geschützt werden, die an die PAS-O angeschlossen werden. Der Sternpunkt des Generators (GSP) sowie die Kühlkörper, die sich im normalen Betrieb auf schwebendem Potential befinden, können hier zusätzlich mit weiteren SPDs geschützt werden, obwohl die am Eingang des DFIG installierten SPD-O einen ausreichenden Schutz bei Blitzströmen für die gesamte Generator-Umrichter-Anlage bieten (dies wird mit der Berechnung weiter unten gezeigt). Bei der Berechnung werden der GSP und die Kühlkörper mit hochohmigen Widerständen ( $R_{GSP}$  und  $R_K$ ) mit der PAS-O verbunden.

Im Turmfuß befindet sich eine weitere Potentialausgleichsschiene PAS-U, die an die Erdungsanlage (ETS) der WEA angeschlossen ist. Hier können Überspannungsschutzeinrichtungen am Eingang und am Ausgang des Transformators angeschlossen werden, entsprechend SPD-U für die Niederspannungsseite und Metalloxidableiter (MOA) für die Mittelspannungsseite. Die beiden Potentialausgleichsschienen in Gondel und im Turmfuß sind miteinander über die PE-Leiter im Turm, über die Aufstiegsleiter und über die Kabeltrasse galvanisch verbunden.

Die Potentialausgleichsschienen PAS werden im Netzwerkmodell als impedanzlose Knoten nachgebildet. Der Knoten der PAS-O in der Gondel ist mit dem Maschinenträger verbunden (siehe Abschnitt 6.2.1, **Abb. 6.3**). Die PAS-U verbindet die Erdungsanlage mit den PE-Leitern, der Aufstiegsleiter, der Kabeltrasse, dem Sternpunkt des Transformators (TSP) und dem Stahlrohrturm unten.

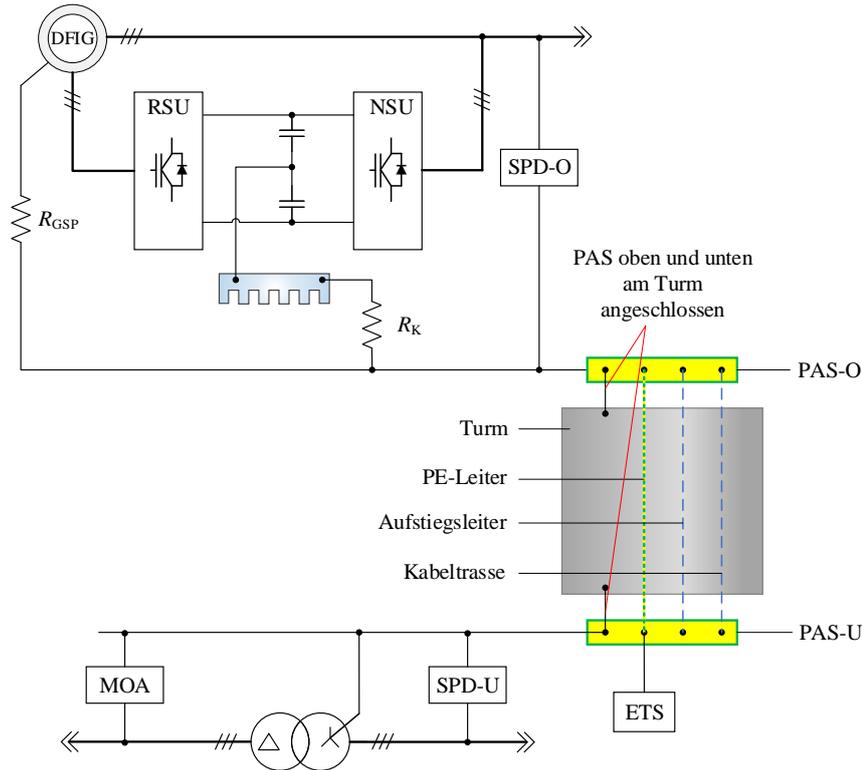


Abb. 6.8 Potentialausgleichssystem in der betrachteten WEA

### 6.2.5 Überspannungsschutz

Für das Überspannungsschutzkonzept der WEA werden SPDs eingesetzt. Diese sind an den zu schützenden energietechnischen Anlagen parallel zwischen den Energiekabeln (sowie den Daten- und Steuerleitungen) und dem lokalen Potentialausgleichspunkt (PAS) anzuschließen. Damit werden auch Anforderungen zum Blitzschutzkonzept erfüllt, indem beim Übertritt von einer Blitzschutzzone zur nächsten alle Leitungen mit SPDs an Zonengrenzen beschaltet sind, um die leitungsgebundenen Störgrößen zu reduzieren (siehe Kapitel 8).

Für die Unterspannungsseite ( $U_{US} = 575 \text{ V}$ , Scheitelwert der Leiter-Erde-Spannung  $470 \text{ V}$ ) wird in EMTP-ATP ein Netzwerkmodell für die Überspannungsschutzeinrichtungen (SPD-O und SPD-U) entwickelt, das auf Basis des koordinierten Einsatzes von SPDs Typs 1 und Typs 2 entstanden ist (siehe **Anhang J**). Damit wird ein Kombi-Ableiter Typ 1 eingesetzt, der einen festgelegten Mindestschutzpegel von  $1,5 \text{ kV}$  einhält (Abschnitt 6.2.8) und der nach dem Ansprechen bei einem Blitzstoßstrom und anschließendem Netzfolgestrom auch bei anliegender Netzspannung wieder in den hochohmigen isolierenden Zustand übergehen kann.

Auf der Mittelspannungsseite ( $U_{OS} = 6,6 \text{ kV}$ , Scheitelwert der Leiter-Erde-Spannung  $5,4 \text{ kV}$ ) werden Mittelspannungsableiter (MS-MOA) am Ausgang des Transformators eingesetzt (in **Abb. 6.8** MOA). Dabei sind für das Netz mit isoliertem Sternpunkt die MOA mit einer Bemessungsspannung von  $U_B = 9 \text{ kV}$ , einem Nenn-Ableitstoßstrom von  $10 \text{ kA}$  und einer  $10\text{-kA}$ -Restspannung  $U_{10\text{kA}} = 23,9 \text{ kV}$  ausgewählt worden. Für die Berücksichtigung des kapazitiven Leckstromes wird parallel zum spannungsabhängigen Widerstand  $R(U)$ , der die  $U$ - $I$ -Kennlinie des MS-MOA abbildet, noch eine Kapazität  $C_{MOA}$  angeschlossen.

Die Kapazität kann nach [101] abgeschätzt werden, zu  $C_{\text{MOA}} = 100 \cdot n/d = 730 \text{ pF}$ , wobei  $n = 1$  die Anzahl der parallelen Säulen des MOA und  $d = 0,137 \text{ m}$  die Höhe des Ableiters sind. Dabei fließt über die Kapazität etwa  $1,5 \text{ mA}$  Strom im stationären Normalbetrieb bei  $6,6\text{-kV}$ -Wechselspannung mit der Frequenz von  $60 \text{ Hz}$ . Die maximale Energieaufnahme des Mittelspannungsableiters  $W_{\text{max}}^{\text{MS-MOA}}$  wird aus der spezifischen Nenn-Energieaufnahmefähigkeit  $W'$  in Abhängigkeit von der Restspannung bei Stoßstrom, bezogen auf die Bemessungsspannung des Ableiters abgeleitet [102]. Für den Nennableitstoßstrom  $10 \text{ kA}$  liegt diese bei  $W' = 4 \text{ kJ/kV}$ . Daraus folgt:

$$W_{\text{max}}^{\text{MS-MOA}} = W' \cdot U_B = 4 \text{ kJ/kV} \cdot 9 \text{ kV} = 36 \text{ kJ}. \quad (6.2)$$

### 6.2.6 MS-Netz und HS-Netz

Die Mittelspannungsseite des Transformators der WEA wird an das Mittelspannungs(MS)-Netz angeschlossen. Dieses MS-Netz wird mit der Impedanz des Kabels und der Freileitung sowie mit der Innenimpedanz des vorgelagerten Netzes abgebildet. Für die Impedanz des Kabels wird ein Netzanschluss mit Einleiterkabeln mit dem Querschnitt  $60 \text{ mm}^2$  und einer Länge von  $230 \text{ m}$  angenommen. Die elektrischen Parameter der Nachbildung als gekoppelte Pi-Leitung im EMTP-ATP-Modell sind in **Tab. 6.3** aufgeführt.

**Tab. 6.3** Elektrische Parameter des MS-Kabels zum Netzanschluss

Länge	$R_K, \Omega$	$X_K, \Omega$ (60 Hz)	$L_K, \text{mH}$	$C_K, \mu\text{F}$
230 m für EMTP-ATP-Modell	0,075	0,035	0,093	0,06

Das Kabel geht auf eine Freileitung über. In EMTP-ATP wird die Freileitung mit einem geometriebasierten Leitungsmodell nachgebildet. Die Parameter für die  $10 \text{ km}$  lange Freileitung sind in der **Tab. 6.4** angegeben und wurden bei  $60 \text{ Hz}$  und dem spezifischen Bodenwiderstand  $\rho = 300 \Omega \cdot \text{m}$  abgeleitet. Diese Mittelspannungsfreileitung besitzt Einebenenmaste mit einer Traversenhöhe von  $10 \text{ m}$ . Dabei handelt es sich um drei Leiter (ein Leiter pro Phase) mit einem Widerstandsbelag von  $0,276 \Omega/\text{km}$ , einem mittlerem Leiterabstand  $0,5 \text{ m}$  und einer mittleren Leiterhöhe über Erde von  $7 \text{ m}$ .

**Tab. 6.4** Elektrische Parameter der 10-km-Freileitung

$R'_L, \Omega/\text{km}$	$X'_L, \Omega/\text{km}$ (60 Hz)	$L'_L, \text{mH}/\text{km}$	$C'_L, \mu\text{F}/\text{km}$
0,276	0,426	1,13	0,01

Nach  $10 \text{ km}$  wird die Freileitung über einen  $6,6/110\text{-kV}$ -Hochspannungstransformator mit einer Nennleistung von  $6,3 \text{ MVA}$  an das öffentliche Hochspannungsnetz angeschlossen. Die berechneten Parameter für den Hochspannungs-Leistungstransformator sind in der **Tab. 6.5** aufgelistet. Dabei wurden die Transformator-Kapazitäten vernachlässigt.

**Tab. 6.5** Parameter des Hochspannungsformators 6,6/110kV

Parameter	Bezeichnung	Wert	Einheit
Oberspannungsseite-Kurzschlussresistanz	$R_{TOS}$	7,7	$\Omega$
Unterspannungsseite-Kurzschlussresistanz	$R_{TUS}$	28	m $\Omega$
Oberspannungsseite-Kurzschlussreaktanzenz	$X_{TOS}$	68	$\Omega$
Unterspannungsseite-Kurzschlussreaktanzenz	$X_{TUS}$	0,246	$\Omega$
Eisenverlustwiderstand (primär bzw. Oberspannungsseite)	$R_{Fe}$	4,8	M $\Omega$
Flussscheitelwert (primär)	$\hat{\psi}$	238	Wb
Leerlaufstromscheitelwert (primär)	$\hat{I}_\mu$	0,374	A

Die Innenimpedanz  $Z_{\text{Netz}}$  des Netzes wird durch die Kurzschlussleistung  $S''_{kQ}$  und die Nennspannung ( $U_N = 110 \text{ kV}$ ) mit der Ersatzspannungsquellen-Methode nach Gleichung (6.3) bestimmt, wobei für die Kurzschlussleistung für Hochspannungsnetze ein Wert von 8 GVA angenommen wird [103].

$$Z_{\text{Netz}} = c_f \cdot \frac{U_N}{\sqrt{3} \cdot I''_{kQ}} = c_f \cdot \frac{U_N^2}{S''_{kQ}} = 1,664 \Omega \quad (6.3)$$

$c_f$  – Spannungsfaktor, für Hochspannungsnetz  $c_f = 1,10$ ;

$I''_{kQ}$  – dreipoliger subtransienter Anfangs-Kurzschlusswechselstrom ( $I''_{kQ} = 42 \text{ kA}$ ).

Der Innenwiderstand  $R_Q$  und die Innenreaktanzenz  $X_Q$  für das Hochspannungsnetz werden mit  $R_Q/X_Q = 0,1$  berechnet:

$$X_Q = 0,995 \cdot Z_{\text{Netz}} = 1,655 \Omega \quad R_Q = 0,0995 \cdot Z_{\text{Netz}} = 0,165 \Omega \quad (6.4)$$

Aus der Reaktanzenz  $X_Q$  wird schließlich eine Induktivität von 4,4 mH berechnet, die zusammen mit dem Widerstand  $R_Q$  eine Innenimpedanz des Netzes nachbilden.

## 6.2.7 Elektrisches Gesamt-Modell der Windenergieanlage

Das elektrische Gesamt-Modell der WEA GE 1,5 MVA ist in **Abb. 6.9** dargestellt und setzt sich aus den Impedanzmodellen der Komponenten von vorherigen Kapiteln zusammen.

Zur Vereinfachung der Berechnungen bilden die Schalter (IGBT) im Umrichter nur einen Schaltzustand nach. Diese Variante des Netzwerkmodells wird später mit einem Modell in Abschnitt 7.6 verglichen, das einen voll funktionierenden DFIG mit gesteuertem Umrichter enthält. In der Schaltung sind auch die Installationsorte in der Gondel und in der Turmfuß gezeigt, wo die Überspannungsschutzeinrichtungen bei den weiteren Betrachtungen platziert werden.

Im Kapitel 7 werden die Blitzteilströme und Überspannungen innerhalb der WEA für wichtige Strompfade und Knotenpunkte untersucht, die ebenso in **Abb. 6.9** dargestellt sind (orange Markierungen für die Ströme und blaue für die Spannungen). In **Tab. 6.6** sind die Strompfade zusammen mit den Knotenpunkten für die Untersuchung der Überspannungen innerhalb der WEA aufgeführt, die im Folgenden analysiert werden.

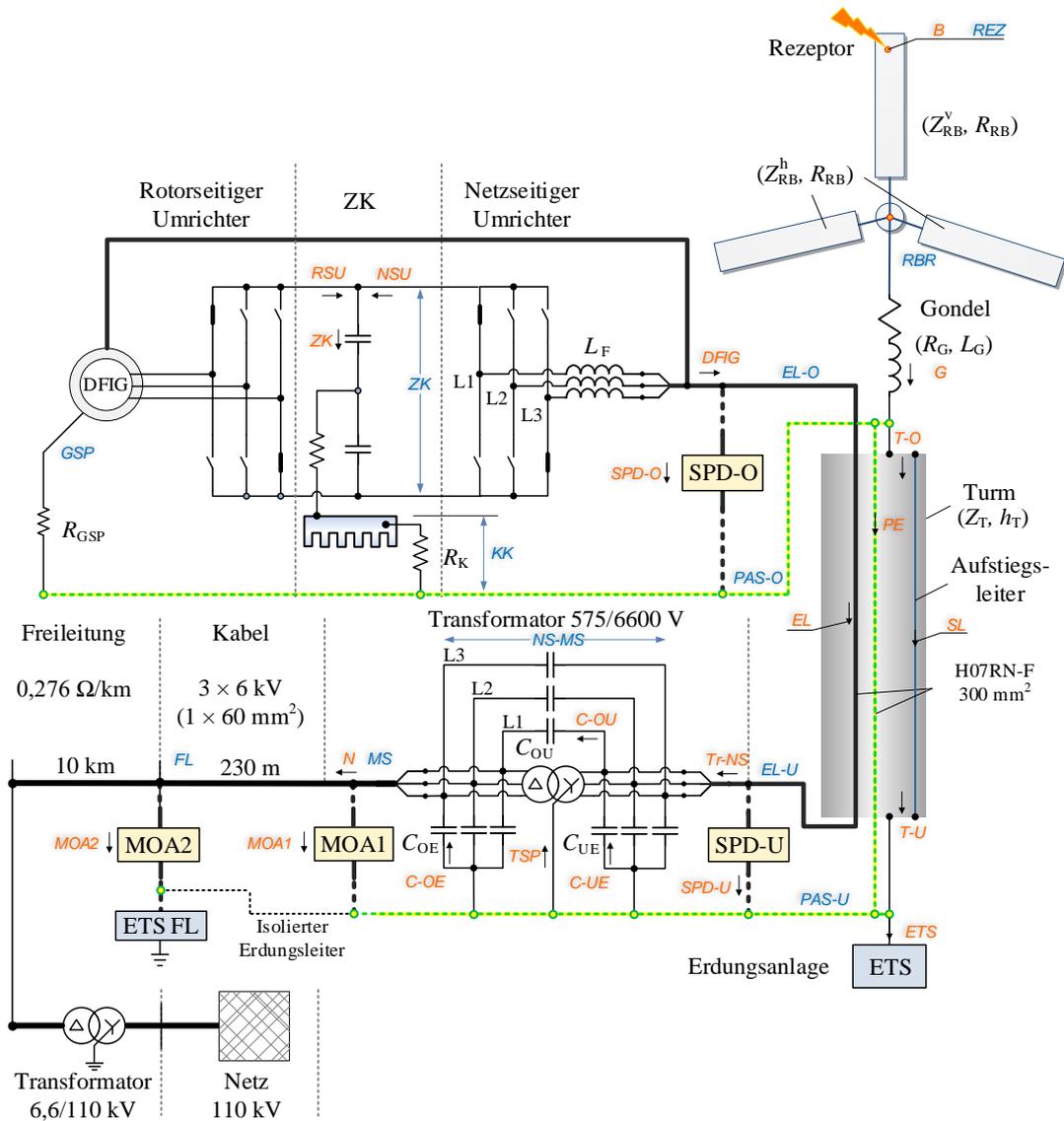


Abb. 6.9 Elektrisches Gesamt-Modell der WEA mit angeschlossenem Netz

Tab. 6.6 Strompfade und Knotenpunkte für Spannungen im Simulationsmodell

Pfad/Knoten	Beschreibung
<b>Ströme</b>	
$B$	Blitzimpuls – der in die WEA eingespeiste Blitzstrom
$C-OE$	zwischen Phase L1 und Erde in einer Phase der Transformator-Oberspannungs-Erdkapazität
$C-UE$	zwischen Phase L1 und Erde in einer Phase der Transformator-Unterspannungs-Erdkapazität
$C-OU$	in einer Phase L1 der Unterspannungs-Oberspannungs-Kapazität des Transformators
$DFIG$	am Eingang des DFIG
$EL$	über Energieleiter
$ETS$	über Erdungsanlage der WEA
$G$	aus Rotorring der Gondel fließender Strom
$MOA1$	über MS-MOA1 am Ausgang des Transformators
$MOA2$	über MS-MOA2 am Freileitungsmast
$N$	in das Netz eingespeister Strom
$NSU$	über netzseitigen Umrichter
$PE$	durch PE-Leiter

**Tab. 6.6** Strompfade und Knotenpunkte für Spannungen im Simulationsmodell (Fortsetzung)

Pfad/Knoten	Beschreibung
<i>RSU</i>	über rotorseitigen Umrichter
<i>SL</i>	durch Aufstiegsleiter
<i>SPD-O</i>	über SPDs oben im Turm am DFIG-Eingang
<i>SPD-U</i>	über SPDs unten im Turm am Transformatoreingang
<i>T-O</i>	Turm oben
<i>T-U</i>	Turm unten
<i>Tr-NS</i>	am Eingang des Transformators (Niederspannungsseite)
<i>TSP</i>	zwischen Transformator-Sternpunkt und Erdungsanlage
<i>ZK</i>	über Zwischenkreiskondensator
<b>Spannungen</b>	
<i>EL-O</i>	zwischen Energiekabel am DFIG-Eingang und <i>PAS-O</i>
<i>EL-U</i>	zwischen Energiekabel am Transformatoreingang und <i>PAS-U</i>
<i>FL</i>	am Freileitungsmast gegen lokale Erdungsanlage ETS-FL
<i>GSP≈KK</i>	zwischen dem GSP / Kühlkörper und <i>PAS-O</i>
<i>MS</i>	am Ausgang des Transformators gegen <i>PAS-U</i>
<i>NS-MS</i>	zwischen Unter- und Oberspannungswicklungen des Transformators
<i>PAS-O</i>	Potentialausgleichsschiene (lokales Bezugspotential) in Gondel
<i>PAS-U</i>	Potentialausgleichsschiene (Bezugspotential) in Turmfuß bzw. an Erdungsanlage
<i>RBR</i>	Rotorblattsternpunkt (Nabe, Ableitungsring)
<i>REZ</i>	Rotorblattspitze (Rezeptor)
<i>ZK</i>	über Zwischenkreiskondensator

### 6.2.8 Stoßspannungsfestigkeit und Stoßstromfestigkeit

Alle in der WEA vorhandenen elektrischen Betriebsmittel müssen eine festgelegte Bemessungs-Stoßspannung (Scheitelwert der Blitzstoßspannung  $1,2/50 \mu\text{s}$ ) aufweisen, die von der Nennspannung der Anlage und vom Einsatzort in der Anlage abhängig ist (siehe DIN EN 60664-1 [104], Anhang F, Tabelle F.1). Für ein Drehstromsystem zur 400/690 V-Versorgung beträgt die geforderte Bemessungs-Stoßspannung  $U_{\text{imp}} = 2,5 \text{ kV}$  (Überspannungskategorie II für Endgeräte). Das heißt, die eingesetzten Überspannungsschutzeinrichtungen müssen mindestens den Schutzpegel  $U_p \leq 1,5 \text{ kV}$  einhalten. Für die betrachtete WEA mit Drehstromsystem zur 330/575 V-Versorgung mit im Umrichter vorhandenen empfindlichen Halbleiterbauelementen oben in der Gondel wird ein Schutzpegel von  $U_p \leq 1,5 \text{ kV}$  in dieser Arbeit festgelegt. Anhand von Berechnungen mit Blitzstoßströmen wird unten gezeigt, dass eine hohe Spannung am parallelen zu schützenden Transformator über eine relativ lange Zeit bestehen bleiben kann (FS in SPDs Typ 1 sprechen nicht an, da Unterspannungsseite des Transformators direkt geerdet). Die Spannungs-Zeit-Integral kann hier für die Isolation des Transformators kritisch sein (aufgrund der Spannungs-Zeit-Kennlinie der Transformator-Isolierung). Dies ist ebenso ein Grund, weshalb ein Schutzpegel von  $U_p \leq 1,5 \text{ kV}$  ausgewählt wurde, obwohl der Schutzpegel von  $U_p \leq 2,5 \text{ kV}$  in der Realität (vor allem bei deutlich kleineren Blitzstoßstromamplituden als 200 kA, die bei den Berechnungen angesetzt wurden) ausreichen würde.

Während der Blitzstoßströme müssen die innerhalb der WEA auftretenden Überspannungen unterhalb des geforderten Schutzpegels  $U_p$  bleiben. Wenn dies nicht der Fall ist, muss die Überspannung mit (weiteren) Überspannungsschutzeinrichtungen herabgesetzt werden.

Die richtige Auswahl der Überspannungsschutzeinrichtungen und die koordinierte Installation sorgt dafür, dass die Rest-Überspannung geringer als die Bemessungs-Stehstoßspannung der Betriebsmittel ist. Der festgelegte Störfestigkeitspegel (ggf. Bemessungs-Stehstoßspannung) von Betriebsmitteln definiert in der zugeordneten LPZ den Schutzpegel, der an den LPZ-Zonengrenzen erzielt werden muss (siehe Kapitel 8).

Bei IGBT-Schaltern wird normalerweise nur die Kurzschlussfestigkeit geprüft und im Datenblatt als ein „Stoßstrom“-Grenzwert angegeben: entweder  $\hat{I}_{\text{TSM}}$  (surge on-state maximal current) oder  $\hat{I}_{\text{FSM}}$  (surge forward maximal current) oder einfach als Kurzschlussstrom  $\hat{I}_{\text{sc}}$ . Diese Grenzwerte gelten allerdings für einen einzelnen Stromimpuls in Form einer Sinushalbschwingung mit 50 Hz. Das Verhalten bei einem Stoßstrom  $8/20 \mu\text{s}$  oder bei einem Blitzstoßstrom  $10/350 \mu\text{s}$  bleibt bei IGBT-Schaltern zunächst unbekannt. In diesem Zusammenhang werden die Daten für den betrachteten Typ IGBT 2 ( $I_c = 1,2 \text{ kA}$ ,  $U = 4 \text{ kV}$ ) aus den Messungen an einem anderen Typ IGBT 1 ( $I_c = 550 \text{ A}$ ,  $U = 1,7 \text{ kV}$ ) abgeleitet ([105], **Tab. 6.7**). Es kann bei dem IGBT 1 festgestellt werden, dass der im Datenblatt angegebene Stoßstrom-Grenzwert  $\hat{I}_{\text{sc}}$  geringer ist, als bei einem Stoßstrom  $8/20 \mu\text{s}$  und einem Blitzstoßstrom  $10/350 \mu\text{s}$ . Die Grenzlastintegrale ( $I^2t$ -Werte)  $W/R_{8/20}$  und  $W/R_{10/350}$  sind aber um 46 bzw. um 7 Mal geringer als das Grenzlastintegral  $W/R_{\text{sc}}$  einer Sinushalbschwingung bei 50 Hz.

**Tab. 6.7** Ableitvermögen von IGBT

IGBT	$\hat{I}_{\text{sc}}$ , kA	$\hat{I}_{8/20}$ , kA	$\hat{I}_{10/350}$ , kA	$I^2t$ -Wert, $\text{A}^2\text{s}$		
				$W/R_{\text{sc}}$	$W/R_{8/20}$	$W/R_{10/350}$
IGBT 1 [105]: $U \leq 1,7 \text{ kV}$ , $I_c \leq 550 \text{ A}$	1,8	< 5	< 3	< 16.200	< 355 (46*)	< 2.300 (7**)
IGBT 2: $U \leq 4 \text{ kV}$ , $I_c = 1,2 \text{ kA}$	7	< 20	< 12	< 245.000	< 5.300 (46*)	< 35.000 (7**)

\* Verhältnis  $\frac{W/R_{\text{sc}}}{W/R_{8/20}}$ ; \*\*  $\frac{W/R_{\text{sc}}}{W/R_{10/350}}$ .

Auf dieser Grundlage werden die Grenzwerte für die Stoßströme für IGBT 2 berechnet. Zunächst wird ein typischer Wert für den Kurzschlussstrom von  $\hat{I}_{\text{sc}} = 7 \text{ kA}$  (bei diesem IGBT bis zu  $10 \text{ kA}$ ) mit dem Grenzlastintegral  $W/R_{\text{sc}} = 245.000 \text{ A}^2\text{s}$  angenommen. Mit den zuvor abgeleiteten Faktoren 46 und 7 sind entsprechend die Grenzlastintegrale für  $W/R_{8/20}$  und  $W/R_{10/350}$  ermittelt worden. Damit können die Scheitelwerte für den Stoßstrom  $8/20 \mu\text{s}$  und für den Blitzstoßstrom  $10/350 \mu\text{s}$  für den betrachteten Typ IGBT 2 abgeleitet werden (**Tab. 6.7**). Für den Umrichter ist hier allerdings eher der Stoßstrom mit der Stromform  $8/20 \mu\text{s}$  von Interesse (induzierter Strom).

Für den Transformator im Turmfuß wird der Kurzschlussstrom auf der Unterspannungsseite bei  $60 \text{ Hz}$   $I_{\text{K,US}} = 30 \text{ kA}$  (**Tab. 6.2**) als Stoßstromgrenzwert ( $8/20 \mu\text{s}$ ) angenommen. Die Mittelspannungsseite des Transformators ist in Dreieck verschaltet und damit wird kein bzw. nur ein sehr geringer Blitzteilstrom (über  $C_{\text{OE}}$ ) zur Erdungsanlage über die Wicklungen abfließen. Nach DIN EN 60071-1 (VDE 0111 Teil 1 [106]) sollte die Bemessungs-Blitzstoßspannung  $\hat{U}_{\text{rB}}$  ( $1,2/50 \mu\text{s}$ ) auf der Mittelspannungsseite im Bereich von  $40\text{--}60 \text{ kV}$  liegen (höchste Spannung für Betriebsmittel  $U_{\text{m}} = 7,2 \text{ kV}$  bei  $U_{\text{r}} = 6 \text{ kV}$ ).

### 6.3 Validierung des Modells für die numerische Berechnung

Für die Validierung des Netzwerkmodells werden die Messdaten aus den zwei Messkampagnen herangezogen. Die erste Messkampagne (Abschnitt 6.3.1) wurde direkt an der betrachteten WEA am Standort Nyuzen in Japan durchgeführt. Zur Vervollständigung der Validierung wurde eine weitere Messkampagne an einer Funkbasisstation in Brasilien herangezogen (Abschnitt 6.3.2). Die Messdaten aus dieser Messkampagne erlauben es, die Blitzstromaufteilung innerhalb des Turms bei vorhandenen Überspannungsschutzeinrichtungen (SPDs) zu verifizieren.

#### 6.3.1 Messungen an WEA in Nyuzen

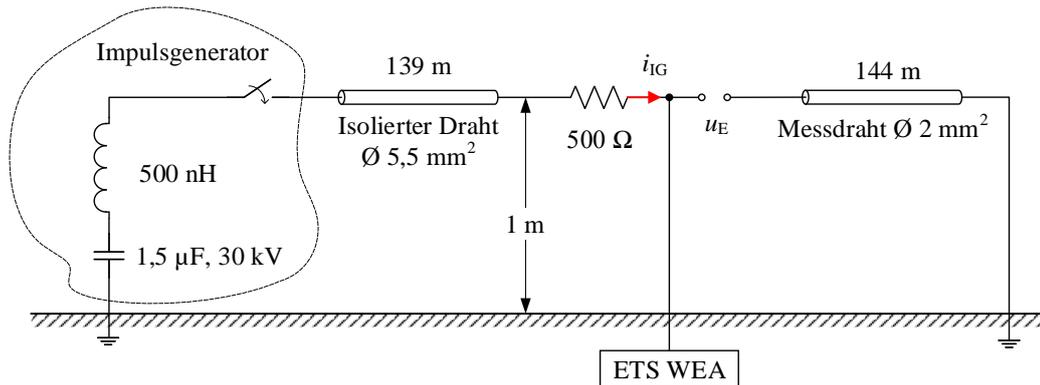
Für die Verifizierung der numerischen Modelle wurde eine Messkampagne unmittelbar am Standort der WEA durchgeführt, um im Wesentlichen zwei Ziele zu verfolgen. Zum einen wurden alle notwendigen Messungen an der Erdungsanlage (ETS) und dem umgebenden Boden am Standort durchgeführt. Zum anderen wurden durch Messungen erste Blitzstromverteilungen innerhalb der WEA gewonnen. Die gemessenen Blitzstromaufteilungen ermöglichen es, die volle Ersatzschaltung für die betrachtete WEA zu verifizieren (Abschnitt 6.2.7).

Im Abschnitt 6.2.2 sind bereits zum Teil die Messungen an der Erdungsanlage und dem umgebenden Boden nach Wenner-Methode dargestellt und Netzwerkmodelle (Modell A und B) für die Abbildung der gesamten Erdungsanlage vorgeschlagen worden. Im folgenden Abschnitt werden nun diese Modelle mit Messungen am Standort verifiziert.

Die verfügbaren Messungen aus der ersten Messkampagne in Nyuzen zur Blitzstromverteilung innerhalb der WEA zeigen, dass aufgrund der elektrischen Ausführung der WEA die Überspannungsschutzeinrichtungen auf der Niederspannungsseite nicht wirksam sind. Weitere Messungen bei höheren Blitzstromwerten sind notwendig, um die Blitzstromaufteilung auf der Niederspannungsseite beurteilen zu können und mit dem Netzwerkmodell zu vergleichen.

##### 6.3.1.1 Messung an der Erdungsanlage

Der Messaufbau für die Erdungsanlage [107] wird hier mit einer äquivalenten Ersatzschaltung dargestellt, die mit EMTP-ATP nachgebildet wurde (**Abb. 6.10**). Der Impulsgenerator hat eine Kapazität von  $1,5 \mu\text{F}$ , die bis auf  $30 \text{ kV}$  geladen wird, und eine innere Induktivität von ca.  $500 \text{ nH}$ . Ein isolierter Draht als Hinleiter mit einem Querschnitt von  $5,5 \text{ mm}^2$  war  $139 \text{ m}$  lang und auf  $1 \text{ m}$  Höhe verlegt. Der Draht wurde über einen (Vor)Widerstand von  $500 \Omega$  (deutlich größer als Erdungswiderstand) an die Erdungsanlage angeschlossen, damit sich der Impulsgenerator als Stromquelle verhält. Der Impulsgenerator selbst wurde über mehrere Tiefenerder mit  $1,5 \text{ m}$  Länge (Durchmesser  $20 \text{ mm}$ ) geerdet. Dies ergab einen netzfrequenten Erdungswiderstand von  $7,5 \Omega$ . Der Spannungsanstieg bzw. die Spannungsantwort der Erdungsanlage der WEA wurde als Spannungsdifferenz zwischen Oberkante Fundament und Spannungsmessdraht mit  $144 \text{ m}$  Länge (Querschnitt  $2 \text{ mm}^2$ ), der ebenfalls in der Höhe von  $1 \text{ m}$  verlegt wurde, gemessen. Am anderen Ende wurde der Messdraht über einen Tiefenerder (Länge  $0,5 \text{ m}$  und Durchmesser  $20 \text{ mm}$ ) geerdet. Dieser Tiefenerder hatte einen netzfrequenten Erdungswiderstand von  $260 \Omega$ . Die Wellenimpedanz des Messdrahts lag bei ungefähr  $400 \Omega$ .



**Abb. 6.10** Experimentalaufbau zur Messung der Impulsspannungsantwort an der Erdungsanlage (ETS) der WEA in Nyuzen

Der gemessene Stoßstrom  $i_{IG}$  am Ende des Zuleitungsdrahts hatte einen Scheitelwert von 38 A und eine Stirnzeit von 0,36  $\mu$ s. Der Stoßstrom wurde sehr gut mit einem Berechnungsmodell in EMTP-ATP reproduziert (**Abb. 6.11a**) sowie auch die resultierende Spannungsantwort von der Erdungsanlage, die mit beiden Modellen (Modell A und B, siehe Abschnitt 6.2.2, **Abb. 6.6**) nachgebildet wurde (**Abb. 6.11b**). Zugleich stimmt das frequenzabhängige Verhalten beide Modelle untereinander und mit dem Frequenzverhalten, das aus der Messung abgeleitet wurde, überein (**Abb. 6.11c**).

Das frequenzabhängige Verhalten bzw. die harmonische Impedanz  $Z_E(j\omega)$  ist im niederfrequenten (NF) Bereich, z.B. bei Netzfrequenz, überwiegend resistiv und entspricht dem Wert des Erdungswiderstandes  $R_{E-LF}$ , der bei Netzfrequenz am Standort gemessen wurde (Abschnitt 6.2.2). Bei höheren Frequenzen liegt eine größere oder kleinere Erdungsimpedanz vor. Die harmonische Impedanz hängt ausschließlich von der Geometrie und von der Bodenbeschaffenheit ab und nicht vom Erregerstrom und wird wie folgt definiert:

$$Z_E(j\omega) = \frac{U(j\omega)}{I(j\omega)} \quad (6.5)$$

wobei  $U(j\omega)$  und  $I(j\omega)$  über Diskrete Fourier-Transformation (DFT) aus dem gemessenen Stoßstrom  $i(t)$  nach **Abb. 6.11a** und der Spannungsantwort  $u(t)$  nach **Abb. 6.11b** berechnet wurden. Das in **Abb. 6.11c** erhaltene Frequenzverhalten der Erdungsanlage zeigt bei steigender Frequenz induktives Verhalten  $|Z_E(j\omega)| > R_{E-LF}$ , obwohl die eng vermaschten Bewehrungsstäbe im Betonfundament bereits dafür sorgen, dass die Gesamtinduktivität der Erdungsanlage bei höheren Frequenzen (etwa ab 100 kHz) relativ niedrig bleibt [94]. Ab etwa 500 kHz wird die Impedanz  $Z_E$  wieder kleiner, was auf kapazitives Verhalten der Erdungsanlage hinweist, der induktive Anteil überwiegt jedoch.

Die passenden elektrischen Parameter für die Schaltungen der Modelle A und B sind auf Basis von Anpassungen an die in **Abb. 6.11c** dargestellte Kurve für die harmonische Impedanz  $Z_E(j\omega)$  entstanden und bereits in Abschnitt 6.2.2 aufgelistet worden. Da mit diesen Parametern die vorgeschlagenen Netzwerkmodelle für die gesamte Erdungsanlage eine recht gute Übereinstimmung mit der entsprechenden Messung gezeigt haben, können sie für die transienten Untersuchungen weiter verwendet werden.

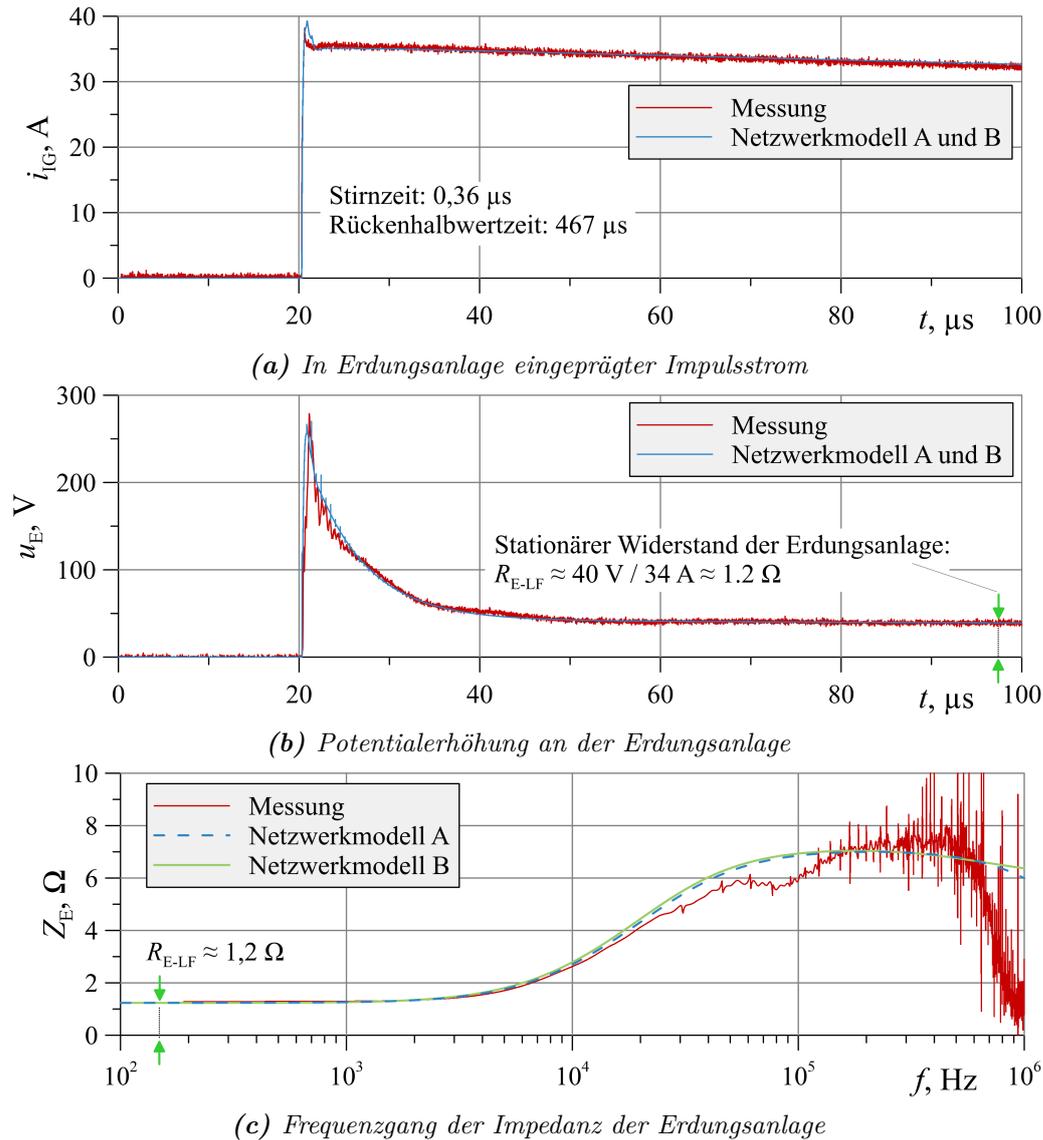


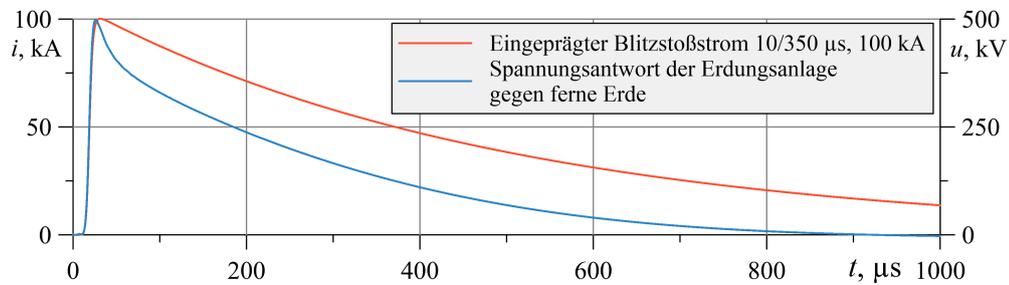
Abb. 6.11 Vergleich zwischen Messung und Berechnung der Erdungsanlage

### 6.3.1.2 Konstruktive Verbesserung der Erdungsanlage unter Berücksichtigung der Impulseffektivfläche

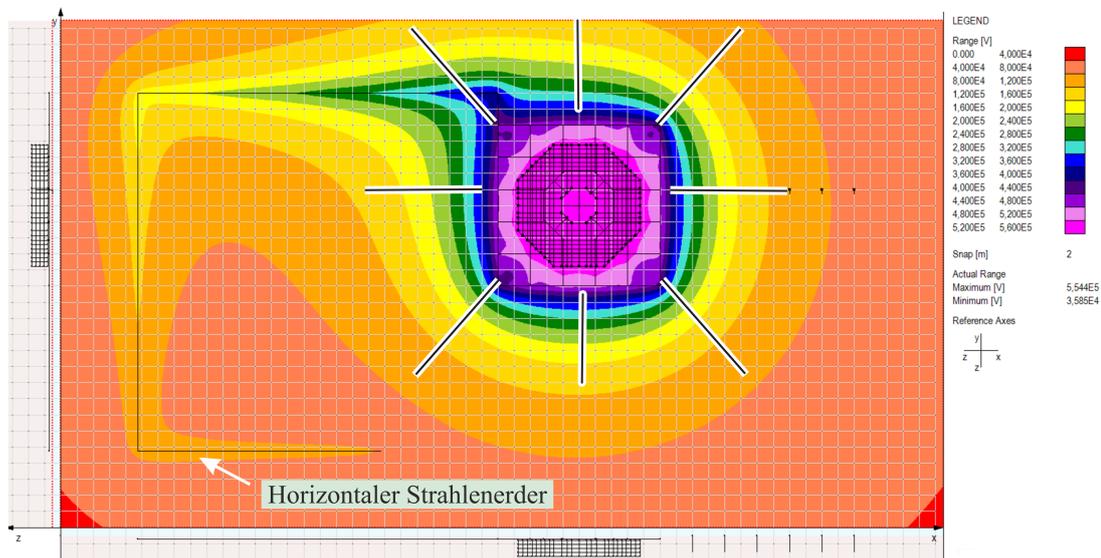
Am Standort der untersuchten WEA in Nyuzen wurde die Erdungsanlage mit einem horizontalen Strahlenerder erweitert, um einen geforderten Erdungswiderstand von weniger als  $2\ \Omega$  zu gewährleisten. Der gemessene niederfrequente Erdungswiderstand betrug  $R_{E-LF} = 1,2\ \Omega$  (Abschnitt 6.2.2). Die Messung mit einem Stoßstrom zeigt jedoch, dass die Impedanz bis auf  $8\ \Omega$  ansteigt (Abb. 6.11c) und deutlich über dem Wert  $R_{E-LF}$  liegt. Mit einer numerischen Nachbildung der kompletten Erdungsanlage (siehe Abschnitt 6.2.2, Abb. 6.4) im Berechnungsprogramm XGSLab [108] wird in Abb. 6.12 gezeigt, wie ineffektiv der horizontale Strahlenerder bei Blitzstoßströmen wirkt.

Für die konstruktive Optimierung der Erdungsanlage für Blitzstoßströme muss offensichtlich das Konzept mit dem horizontalen Erdungsleiter geändert werden. Dank des numerischen Modells in XGSLab kann die Spannungsantwort der Erdungsanlage bei unterschiedlichen Variationen der Geometrie untersucht werden.

Um die Impedanz der Erdungsanlage (oder den Transient Ground Potential Rise, TGPR) reduzieren zu können, muss ihre Impulseffektivfläche berücksichtigt werden [109], wobei eine größere Anzahl von Leitern innerhalb dieser definierten Impulseffektivfläche eingebracht werden sollte, z.B. durch Verwendung eines dichteren Erdungsgitters.



(a) Eingepägter Blitzstoßstrom und Impulsspannung an der Erdungsanlage (TGPR)



(b) „Effektive Ausnutzung“ der Erdungsanlage beim Blitzstoßstrom

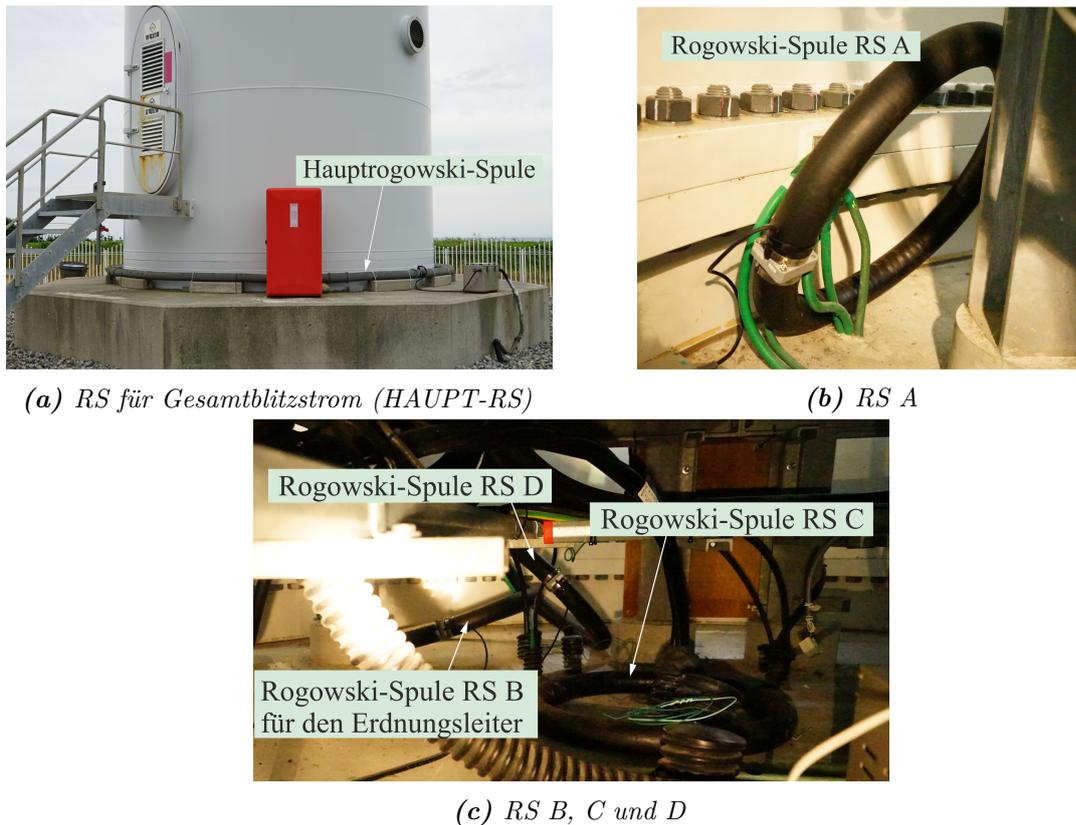
Abb. 6.12 Blitzstoßstrombeanspruchung der Erdungsanlage – Berechnung in XGSLab

Eine optimale, nieder-induktive Variante wäre es, horizontale Strahlenerder in Form eines Sterns zu positionieren (Abb. 6.12), um die gewünschte Reduzierung des TGPR zu erreichen.

### 6.3.1.3 Messung der Blitzstromverteilung

Bei der ersten Messkampagne in Nyuzen wurde das Messsystem zunächst unten im Turmfuß installiert, bestehend aus fünf Rogowski-Spulen (RS). Die Haupt-RS mit großem Umfang ( $\ell = 15$  m) umfasste den Turm unten und erfasst den Gesamtblitzstoßstrom  $i_{T-U}$  (siehe Abb. 6.13a). Weitere vier RS waren für Blitzteilströme ausgelegt und hatten einen Umfang von nur 1,5 m. Davon waren zwei RS für die Untersuchung der Stromaufteilung an der Erdungsanlage installiert: RS A (Abb. 6.13b) misst den Blitzteilstrom über einen von 5 Leitern, die den Turm mit dem engmaschigen Erdungsgitter verbinden; RS B (Abb. 6.13c) misst den Blitzteilstrom an dem Erdungsleiter, der die Erdungsanlage der WEA und die Erdung vom nächstgelegenen Freileitungsmast miteinander verbindet.

Weitere zwei RS waren an den die WEA verlassenden Energiekabeln installiert: RS C misst den Blitzteilstrom in den Energiekabeln auf der Mittelspannungsseite 6,6 kV und RS D misst den Blitzteilstrom über die 100 V-Energiekabel für die Beleuchtung der WEA (**Abb. 6.13c**). Die genauen Installationsorte der RS innerhalb der WEA in Nyuzen sind in **Abb. 6.14** schematisch gezeigt. Alle RS waren entsprechend den Forderungen ausgelegt, die in Kapitel 4 aufgelistet sind: Frequenzbandbreite von 0,1 Hz bis fast 1 MHz mit Gesamtaufzeichnungsdauer bis zu 2 s. Die Haupt-RS war auch für Blitzlangzeitströme ausgelegt.

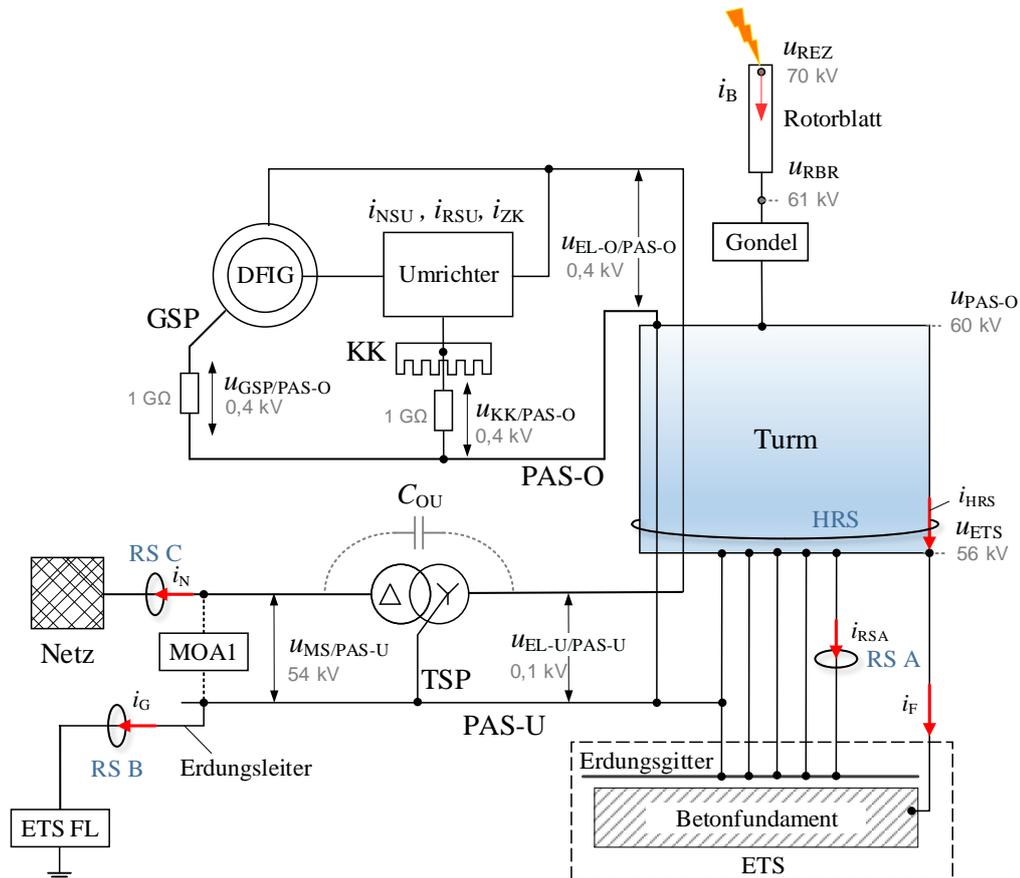


**Abb. 6.13** Rogowski-Spulen bei erster Messkampagne an WEA in Nyuzen

Die erste Messkampagne zwischen Januar und März 2016 war im Wesentlichen der Untersuchung der Blitzstromverteilung im Turmfuß gewidmet [110]. Während dieser Messkampagne sind sechs Blitzereignisse mit der großen Haupt-RS gemessen worden, wobei nur ein Blitzereignis (ID:4) vollständig mit allen RS erfasst wurde.

Bei dem Blitzereignis am 29. Februar 2016 (ID:4, **Tab. 6.8**) handelt es sich um einen bipolaren Blitz. Dieser Blitz übertrug zunächst negative Ladung und dann positive Ladung zur Erde. Am Anfang erreichte der einleitende Langzeitstrom (ICC) bis zu 2 kA und hatte eine Gesamtladung von 55 C. Dabei wurden auch sehr steile überlagerte Pulse mitgemessen, die bis zu 24 kA erreichten. Dann findet der Polaritätswechsel statt, allerdings langsam über eine Dauer von 190  $\mu$ s. Dabei wird ein Scheitelwert von 20 kA erreicht und der über ca. 30 ms abklingende Langzeitstrom besitzt eine Ladung von 160 C (siehe markierten Blitzstrombereich in **Abb. 6.15a**). Während dieses Polaritätswechsels wurden auch die andere RS getriggert und die Blitzteilströme über die Energiekabel gemessen. Aus diesem Grund wird dieser Blitzstromzeitbereich für die Verifizierung des im Abschnitt 6.2.7 dargestellten Netzwerkmodells verwendet.

Ungefähr ab 125 ms wurden weitere Teilblitze mit jeweils 12,5 kA und 11,5 kA mit den Ladungen 18 C und 57 C gemessen<sup>3</sup>. Die Stirnzeit dieser Teilblitze liegt bei 44  $\mu$ s und bei 366  $\mu$ s. Es wurde bereits in [111] berichtet, dass die positiven, im Winter gemessenen, Blitze in Japan wesentlich längere Stirnzeiten haben als die negative Blitze, und die Rückenzeiten mehreren Millisekunden betragen. Das gemessene Blitzereignis besitzt eine Gesamtladung von 285 C und eine spezifische Energie von 1,56 MJ/ $\Omega$  (**Tab. 6.8**).



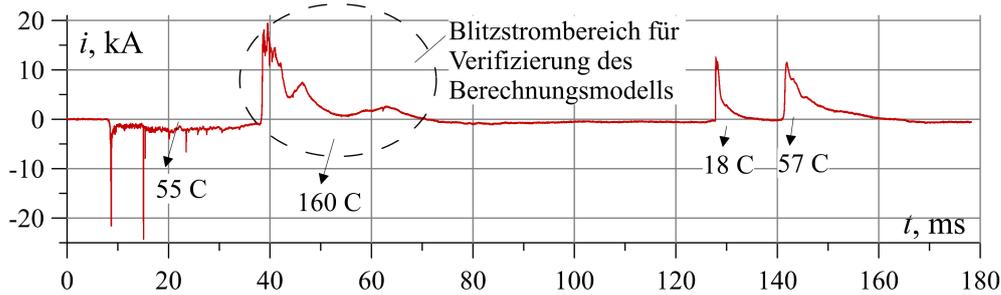
**Abb. 6.14** Installationsorte der Rogowski-Spulen (RS) an der WEA in Nyuzen

**Tab. 6.8** Betrachtetes Blitzereignis

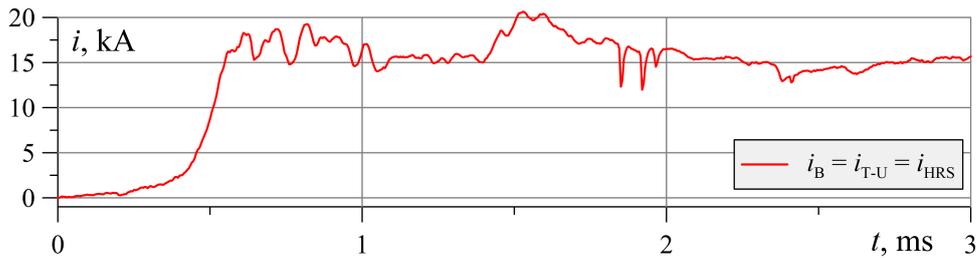
ID	Datum	Uhrzeit	Scheitelwert	Ladung	Spezifische Energie
4	29.02.2016	19:42:00	-24 kA	285 C	1,56 MJ/ $\Omega$

Für die Verifikation wird ein, bereits oben erwähnter, Blitzstrombereich aus der Aufnahme von der Haupt-RS ausgewählt (siehe **Abb. 6.15**) und im Netzwerkmodell oben in den Rezeptor eines Rotorblatts eingespeist (siehe Netzwerkmodell in Abschnitt 6.2.7, **Abb. 6.9**).

<sup>3</sup>Im Allgemeinen zeigen Wintergewitter keine Regelmäßigkeit und fallen in verschiedene Kategorien [32, 111, 44]. Der gemessene Blitz ID:4 hat zunächst einen ICC und dann kommen drei PRS (Positive Return Strokes) mit CC (Continuing Current), jeweils zusammen über 3 ms (bipolarer Aufwärtsblitz Typ 2 [44]). Die Stirnzeiten der PRS sind relativ lang (1:190  $\mu$ s, 2:44  $\mu$ s, 3:366  $\mu$ s). Falls es sich hier doch um einen reinen Blitzlangzeitstrom handelt, dann ist es ein bipolarer Aufwärtsblitz Typ 1 [44].



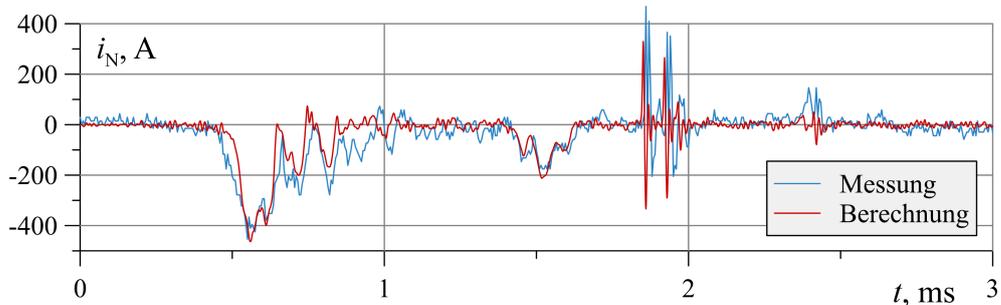
(a) Gesamtverlauf des Blitzstromes



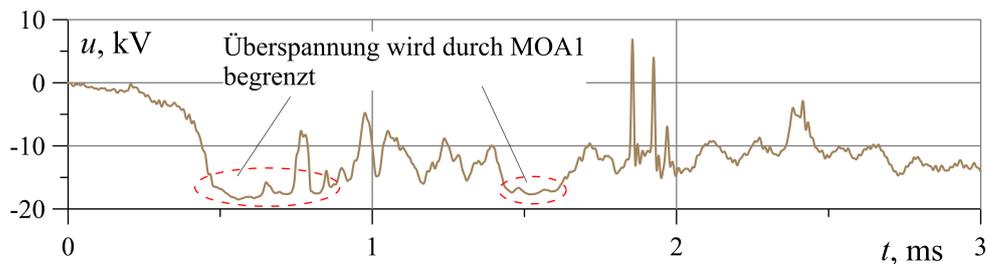
(b) Ausgewählter Blitzstrombereich für die Verifizierung (bei der Simulation startet der Strom von Null)

**Abb. 6.15** Mit Haupt-Rogowski-Spule gemessener Blitzstrom (ID:4)

Der Blitzstrom in diesem Abschnitt ist sehr langsam und erreicht eine maximale Steilheit in der Stirn  $(di/dt)_{max} = 186 \text{ A}/\mu\text{s}$  bei einer Stirnzeit von  $190 \mu\text{s}$ . Bei diesem Blitzstrom treten keine Reflexionen im Blitzstromhauptpfad der WEA auf (siehe Abschnitt 5.4:  $T_1 \gg 4 \mu\text{s}$ ) und deshalb kann für die Netzwerkberechnung der unten im Turmfuß gemessene Blitzstrom über die Haupt-RS oben am Rezeptor eines Rotorblatts ohne Änderung direkt eingespeist werden ( $i_{HRS}$  in **Abb. 6.17a**).



(a) Vergleich zwischen Messung und Berechnung



(b) Berechnete Spannung über MS-MOA 1 an einer Phase (L1)

**Abb. 6.16** In Netz eingespeister Blitzteilstrom  $i_N$  (in der Berechnung fließen über alle Phasen identische Blitzteilströme)

Eine Voruntersuchung mit dem Netzwerkmodell ohne Überspannungsschutzkonzept (siehe **Abb. 6.14**) zeigt, dass die Überspannungen auf der Niederspannungsseite (in der Gondel und im Turmfuß) sehr gering sind ( $< 1$  kV) und die hier installierten Überspannungsschutzeinrichtungen nicht ansprechen<sup>4</sup>. Auf der Mittelspannungsseite dagegen erreicht die Überspannung ca. 50 kV ohne Mittelspannung-Metalloxidableiter MS-MOA1 (siehe **Abb. 6.14**, MS-MOA1, Verbindung mit gestrichelter Linie). Mit MS-MOA1 würde sich diese Überspannung am Ausgang des Transformators reduzieren. Somit werden Blitzteilströme in den Energiekabeln  $i_N$  in Richtung des Netzes abfließen. In einer Phase L1 wurde ein solcher Blitzteilstrom mit der RSC gemessen. In **Abb. 6.16a** wird dieser gemessene Blitzteilstrom  $i_N$  zusammen mit dem berechneten Strom dargestellt und die Übereinstimmung ist sehr gut. In **Abb. 6.16b** wird die Spannung über MS-MOA1 an einer Phase L1 dargestellt. Dieser Blitzteilstrom tritt aufgrund der Begrenzung der Überspannung durch MS-MOA1 auf.

An der Erdungsanlage teilt sich der mit der Haupt-RS gemessene Blitzstrom  $i_{\text{HRS}}$  zwischen Erdungsgitter ( $i_M$ ) und Betonfundament ( $i_F$ ) fast gleichmäßig auf (siehe **Tab. 6.9** oder gemessene Blitzstromverläufe für  $i_M$  und  $i_F$  in **Abb. 6.17a**) und damit fließt über die Erdungsanlage der WEA fast 97% des Gesamtblitzstroms ab ( $i_{\text{HRS}} \approx i_{\text{ETS}} = i_M + i_F$ , **Abb. 6.17a**).

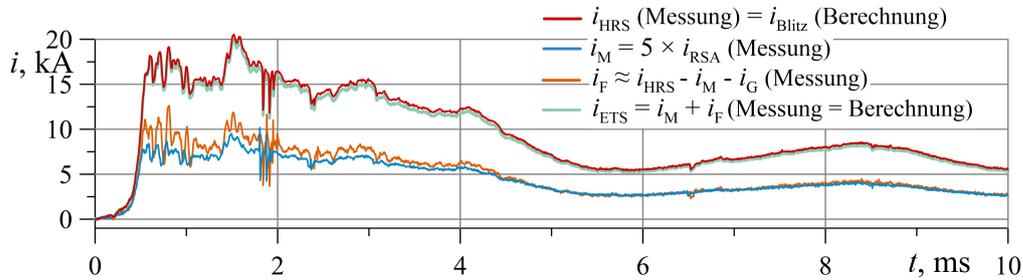
**Tab. 6.9** Parameter des ausgewählten Blitzstromzeitbereichs

Bezeichnung	Messung	$\hat{I}$ , kA	$Q$ , C	Prozentsatz von $Q$ , %
Gesamtstrom				
$i_{\text{HRS}}$ ( $i_{\text{T-U}}$ )	Haupt-RS	20,2	160	100
Strom über 5 Leiter zum Erdungsgitter				
$i_M$ ( $i_M = 5 \times i_{\text{RSA}}$ )	RS A	$1,9 \times 5 = 9,5$	75	47
Strom über Fundamentender				
$i_F$ ( $i_F = i_{\text{HRS}} - i_M - i_G$ )	-	10,1	81	50
Strom über Erdungsleiter zum Freileitungsmast				
$i_G$	RS B	0,6	5	3
Strom über gesamte Erdungsanlage der WEA				
$i_{\text{ETS}}$ ( $i_{\text{ETS}} = i_M + i_F$ )	-	20	156	97
Strom über Energiekabel				
$i_N$ (L1)	RSC	0,45	0,1	0,2 ( $3 \times \text{L1}$ )

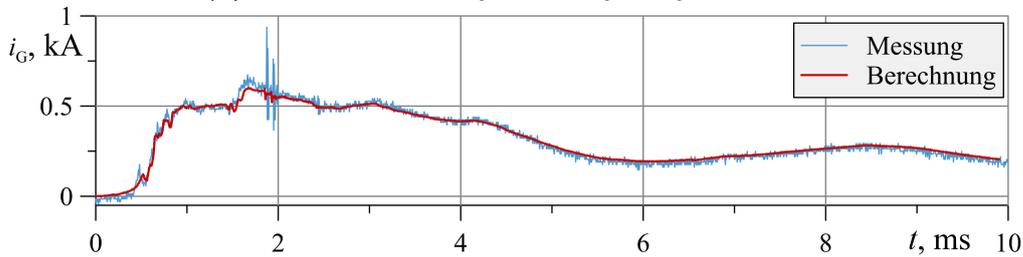
Der gleiche Blitzstromverlauf über die Erdungsanlage  $i_{\text{ETS}}$  wurde auch bei den Berechnungen erhalten, wobei das Verhalten der gesamten Erdungsanlage der WEA geeignet mit dem in Abschnitt 6.2.2 dargestellten Netzwerkmodell abgebildet wurde.

<sup>4</sup>Die maximale Steilheit des ausgewählten Blitzstromzeitbereichs liegt bei  $400 \text{ A}/\mu\text{s}$  und dies nicht während der Stirnzeit. Diese Stromsteilheit ist ca. 70-fach geringer als die maximale Steilheit eines positiven Erstblitzstoßstromes (PEB) mit  $\hat{I} = 200 \text{ kA}$  (siehe **Anhang D**). Später in Abschnitt 7.2.2 wird eine maximale Überspannung bei einem PEB in der Gondel zwischen den Energiekabeln und dem lokalen Potentialausgleich PAS-O von  $\hat{U}_{\text{EL-O/PAS-O}} = 35 \text{ kV}$  berechnet. Bei einem PEB treten noch keine Reflexionen im Blitzstromhauptpfad auf und damit kann die Überspannung in der Gondel linear abgeschätzt werden  $\hat{U}_{\text{EL-O/PAS-O}} = 35 \text{ kV}/70 = 0,43 \text{ kV}$  (**Abb. 6.14**). Daher konnten die Überspannungsschutzeinrichtungen auf der Niederspannungsseite nicht aktiv werden.

Der Rest des Blitzstromes fließt über den Erdungsleiter ( $i_G$ , etwa 3%<sup>5</sup>, **Tab. 6.9**) zur Erdung des Freileitungsmasts und von der Erdungsanlage der WEA über die drei Energiekabel in Richtung des Netzes ( $i_N$ , ca. 0,2%) ab. Der berechnete Stromverlauf über den Erdungsleiter  $i_G$  stimmt ebenfalls sehr gut mit der Messung von RS B überein (**Abb. 6.17b**).



(a) Blitzstromverteilung in Erdungsanlage der WEA



(b) Blitzeilstrom im Erdungsleiter zur Erdung der Freileitung

**Abb. 6.17** Blitzstromverteilung im Turmfuß

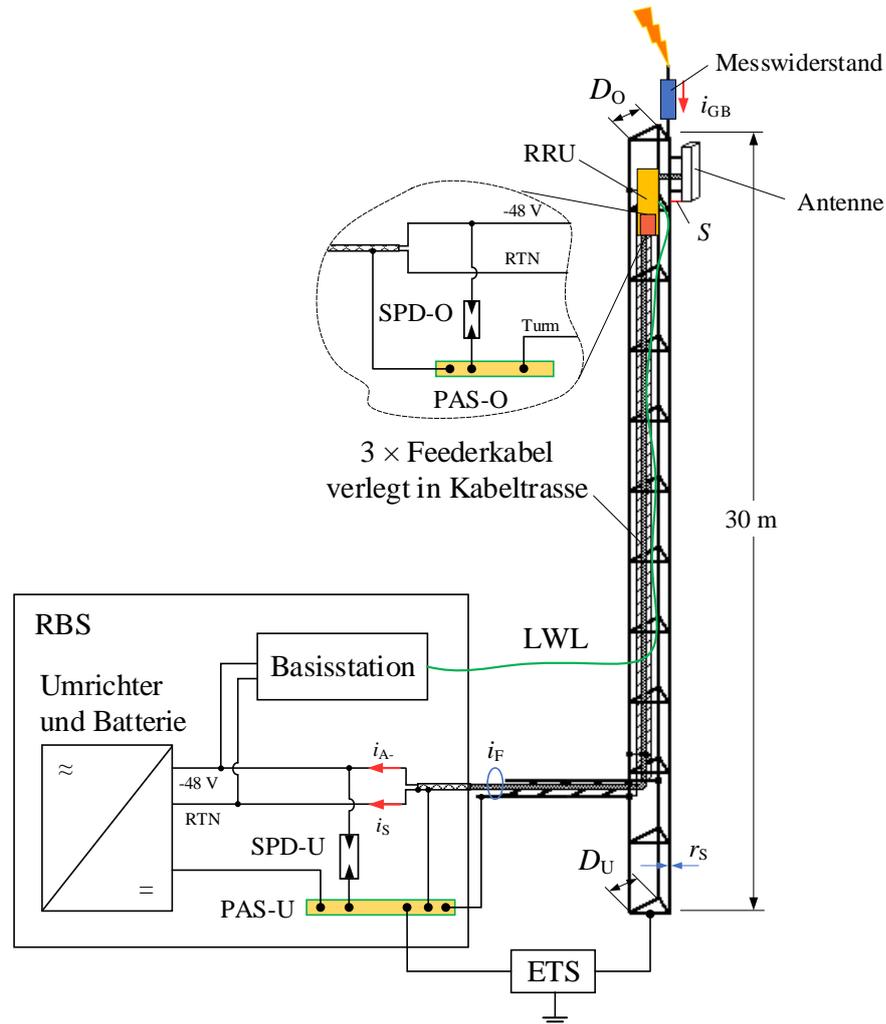
Zusammenfassend, mit der verfügbaren Messung aus der ersten Messkampagne an der WEA in Nyuzen, konnte das Netzwerkmodell für den Turmfuß und die Erdung erfolgreich verifiziert werden.

### 6.3.2 Messungen an hohen Masten

Da es gegenwärtig verfügbare Messergebnisse am Standort Nyuzen nicht erlauben, eine vollständige Blitzstromaufteilung in der WEA, vor allen auf der Niederspannungsseite zu untersuchen, wird eine andere Messkampagne an einem hohen Mast ausgewertet. Es geht um Messungen an einer Funkbasisstation (Radio Base Station, RBS) in Cachoeira Paulista in Brasilien, an der die Blitzstromaufteilung mittels getriggertter Blitze untersucht wurde [112, 113]. Ziel der Messkampagne war es dort, bei der Entwicklung der Dokumentation für die ITU-T-Empfehlungen (International Telecommunication Union Recommendation series K.56: „Protection of radio base stations against lightning discharges“ [42] bzw. später für die ITU-T Rec. K.97) zu unterstützen [114]. Im Vergleich zu den Messungen am Standort Nyuzen sprachen bei den Messungen an der Funkbasisstation in Brasilien die Überspannungsschutzeinrichtungen auf der Niederspannungsseite an. Dies erlaubt es nun, eine vollständige Blitzstromaufteilung innerhalb des Mastes zu untersuchen.

<sup>5</sup>Der Erdungsleiter dient dafür, um die MOA auf der Mittelspannungsseite zu entlasten. Bei vorhandenem Erdungsleiter beträgt die Energieaufnahme jedes MOA 1,38 kJ im betrachteten Blitzstrombereich. Ohne Erdungsleiter würde sich dieser Wert fast verdoppeln, von 1,38 kJ auf 2,64 kJ, wodurch eine Überlastung der MS-MOA möglich wäre.

Die Funkbasisstation wird vollständig mittels eines Netzwerkmodells auf die gleiche Weise wie die betrachtete WEA in Nyuzen (**Abb. 6.18**) nachgebildet. Der Mast selbst wird wiederum mit einem Leitungsmodell mit konstanter Wellenimpedanz dargestellt.



**Abb. 6.18** Vereinfachtes Ersatzschaltbild der Funkbasisstation auf der DC-Seite

Der Gittermast besteht aus drei Säulen. In diesem Fall kann die Wellenimpedanz  $Z_{3S}$  für ein Mehrsäulensystem nach Hara's Formel (5.14) berechnet werden [115], wobei in der Formel folgender äquivalenter Radius  $r_{\text{äq-3S}}$  eingesetzt wird:

$$r_{\text{äq-3S}} = \sqrt[3]{r_S} \cdot D^{2/3} = 0,55 \text{ m} \quad (6.6)$$

$r_S$  – Radius einer Säule des Mastes ( $r_S = 50 \text{ mm}$ )

$D$  – mittlerer Abstand zwischen zwei benachbarten Säulen; bei konischer Ausführung des Mastes:

$$D = \sqrt[3]{D_O \cdot D_U^2} \quad (6.7)$$

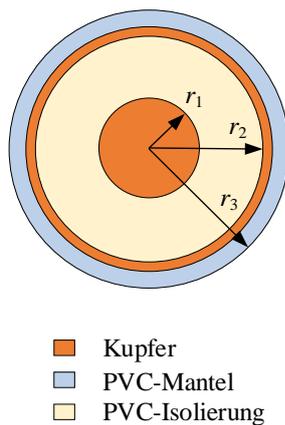
$D_O$  und  $D_U$  sind die Abstände zwischen zwei benachbarten Säulen oben und unten entsprechend **Abb. 6.18**  $D_O = 1,1 \text{ m}$  und  $D_U = 2,4 \text{ m}$ , woraus  $D = 1,85 \text{ m}$  folgt.

Die für die Dreisäulenordnung berechnete Wellenimpedanz beträgt:

$$Z_{3S} = 60 \cdot \left[ \ln \left( \sqrt{2} \cdot \frac{2 h_M}{r_{\text{äq-3S}}} \right) - 2 \right] = 180 \Omega \quad (6.8)$$

wobei  $h_M = 30 \text{ m}$  die Höhe des Mastes ist. Werden die Versteifungen zwischen den Säulen hinzugenommen, reduziert sich die Wellenimpedanz um ca. 15 – 20%. Die Wellenimpedanz für den Gittermast wird zu  $Z_M = 150 \Omega$  angenommen.

In dem Mast selbst sind laut RBS-Konfiguration drei identische geschirmte Feeder-DC-Kabel vom Typ Heliac LDF4-50A in einer Kabeltrasse verlegt und versorgen die Mobilfunkantenne (Remote Radio Unit, RRU) auf Basis eines  $U_{DC} = -48 \text{ V}$  Gleichspannungssystems. Die Gleichspannungsversorgung kommt aus einem Umrichter, der sich in der RBS befindet. Die Feeder-Kabel bestehen aus einer -Ader (-48 VDC, **Abb. 6.19**) und einem Schirm, der jeweils oben und unten mit der PAS galvanisch angebunden ist. An dem Schirm wird bei dieser Art der Versorgung ein RTN-Leiter (return line) angeschlossen. Die Überspannungsschutzeinrichtungen auf Basis von Funkenstrecken (FS) sind oben und unten jeweils zwischen -Ader und PAS installiert (**Abb. 6.18**).



Komponente	Eigenschaft
Ader	Aderquerschnitt: $18 \text{ mm}^2$ , $r_1 = 2,4 \text{ mm}$ Material: Kupfer
Isolierung	Außendurchmesser: $2 \times r_2 = 13 \text{ mm}$ Isoliermaterial: PVC
Schirm	Schirmquerschnitt: $21 \text{ mm}^2$ Wandstärke: $0,5 \text{ mm}$ Material: Kupfer
Mantel	Außendurchmesser: $2 \times r_3 = 15,8 \text{ mm}$ Wandstärke: $1 \text{ mm}$ Material: PVC

**Abb. 6.19** Aufbau des betrachteten 1-adrigen DC-Kabels mit Schirm

Die Abschussplattform für die Raketen oben ist vom metallenen Mast isoliert und der getriggerte Blitzstrom  $i_{GB}$  fließt zuerst über einen Strommesswiderstand [42]. Unten am Mastfuß wird die Kabeltrasse zusammen mit den Feeder-Kabeln horizontal in einer Höhe von 2,5 m über Erde in das Gebäude der Funkbasisstation geführt, wobei direkt am Eingang die Kabeltrasse und die Feeder-Kabel zur PAS-U niederinduktiv mit drei parallelen Kupfer-Leitern angeschlossen sind. Die Erdungsanlagen des Mastes und des Gebäudes der RBS sind zusammengeschlossen [42].

Für die Betrachtung wurde eine erfolgreiche Messung aus der Messkampagne ausgewählt (**Tab. 6.10** und **Abb. 6.20**, [113], ID:1). Der oben am Mast getriggerte und gemessene Blitzstrom  $i_{GB}$  kann analytisch mit einer Summe zweier „doppelt-exponentiellen“ Funktionen  $i_B^{\text{d-e}}$  entsprechend **Anhang D**, Formel (D.2) nachgebildet werden:

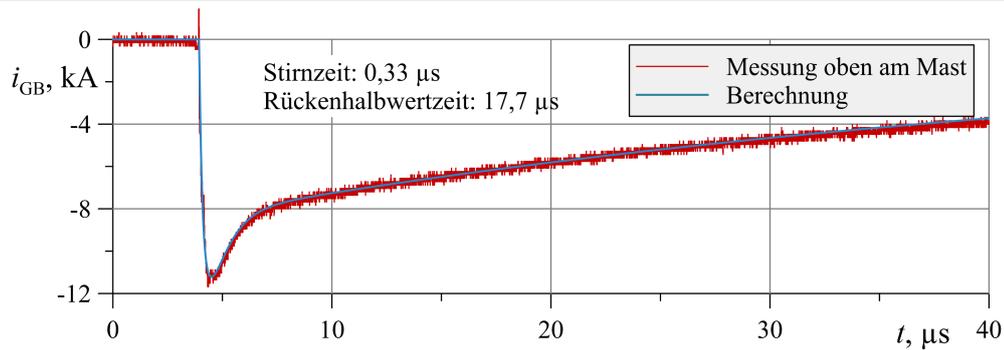
$$i_{GB} = i_{B1}^{\text{d-e}}(t, \frac{\hat{I}_{GB}}{\eta_1}, \tau_{11}, \tau_{12}) + i_{B2}^{\text{d-e}}(t, \frac{\hat{I}_{GB}}{\eta_2}, \tau_{21}, \tau_{22}) \quad (6.9)$$

wobei die Parameter  $\tau$  und  $\eta$  in **Tab. 6.10** zu finden sind.

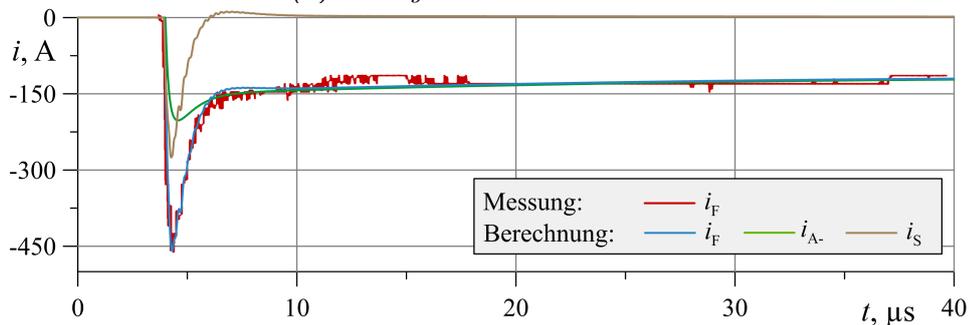
Unten wurde der Blitzteilstrom nur über ein Feeder-Kabel  $i_F$  kurz vor dem Eingang in das Gebäude der RBS (**Abb. 6.18**) mit einer Rogowski-Spule gemessen (**Abb. 6.20a**). Es ist zu betonen, dass der am Feeder-Kabel gemessene Blitzteilstrom (**Abb. 6.20b**) ein Gesamtstrom über -Ader und Schirm ( $i_F = i_{A-} + i_S$ ) ist.

**Tab. 6.10** Betrachtetes Blitzereignis am 4. Februar 2005

Stromform, $\mu\text{s}$	$\hat{I}_{\text{GB}},$ kA	$(di_{\text{GB}}/dt)_{\text{max}},$ kA/ $\mu\text{s}$	Analytische Darstellung mit Formel (6.9) ( $\tau$ in $\mu\text{s}$ )					
			$\tau_{11}$	$\tau_{12}$	$\eta_1$	$\tau_{21}$	$\tau_{22}$	$\eta_2$
0,33/17,7	-11,7	71	45	0,12	1,41	0,8	0,35	1,114



(a) Oben gemessener Blitzstrom



(b) Blitzteilstrom über Feeder-Kabel

**Abb. 6.20** Vergleich zwischen Messung und Berechnung

Der Mast mit den Feeder-Kabeln wurde mit einem Leitungsmodell mit verteilten Parametern im Netzwerkanalyseprogramm EMTP-ATP nachgebildet, wobei die Wellenimpedanz des Mastes dem oben ermittelten Wert von  $Z_M = 150 \Omega$  entspricht. Zusätzlich erlaubt es das Leitungsmodell dabei, die Reflexionen der Blitzstromwelle und die frequenzabhängige Dämpfung zu berücksichtigen (**Anhang G**). Ein 3D-Modell wurde im Impedanzextraktionsprogramm FastHenry [116] zur Berechnung der Impedanzen und Kopplungen innerhalb des Gittermastes erstellt (**Abb. 6.21**). In der **Tab. 6.11** sind die Berechnungsergebnisse für eine Frequenz von 250 kHz als Beispiel angegeben. Diese Parameter können direkt in ein entsprechendes Netzwerkmodell mit konzentrierten Parametern eingetragen werden.

Zunächst zeigen die Berechnungen ohne Überspannungsschutzeinrichtungen hohe Überspannungen zwischen dem Mast und den innen verlegten DC-Kabeln, wenn der Schirm des DC-Kabels am Mast oben und unten nicht angeschlossen ist (siehe **Abb. 6.22b**,  $u_{M-S}$  Spannung oben zwischen Mast und Schirm des DC-Kabels, und  $u_{M-A}$  Spannung oben zwischen Mast und innerer Kabelader).

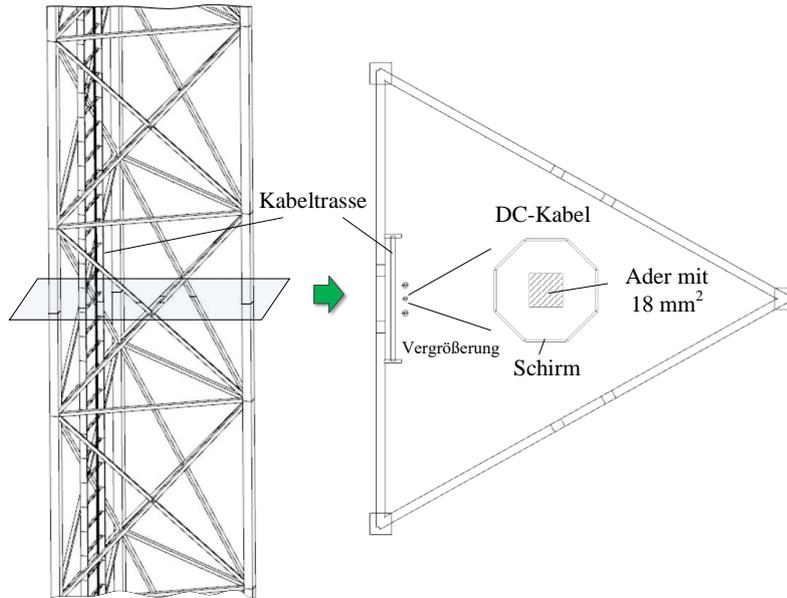


Abb. 6.21 Nachbildung des Gittermastes für die Impedanzextraktion

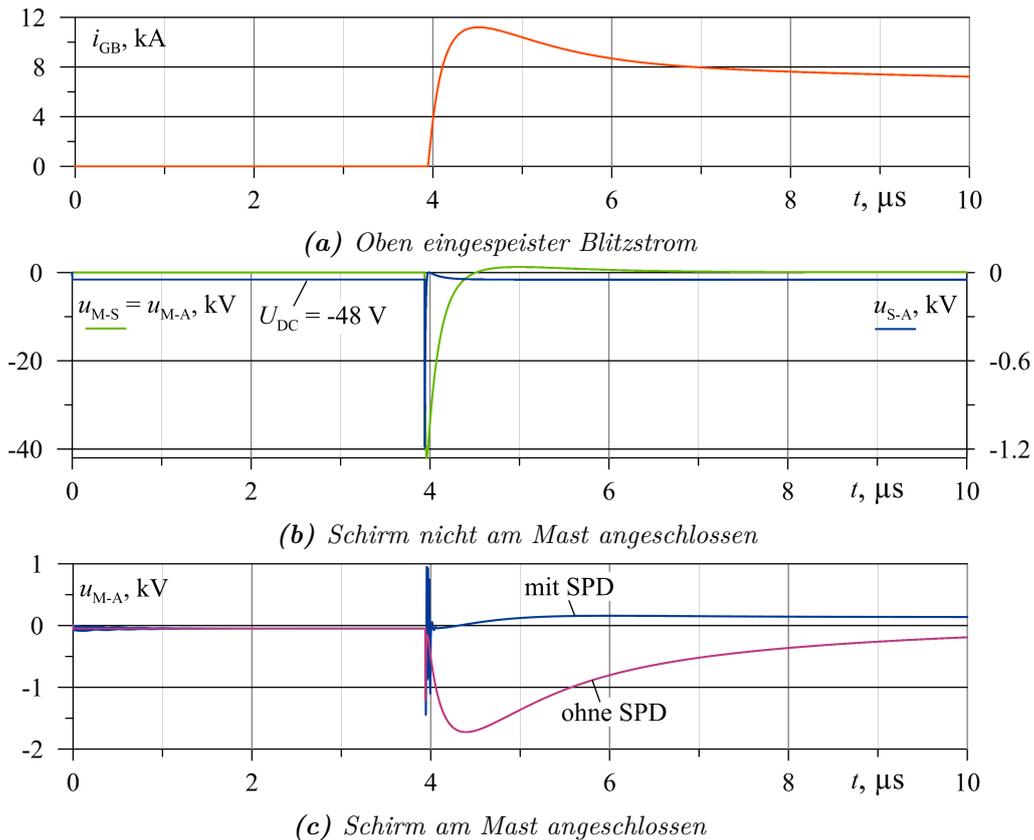


Abb. 6.22 Berechnete Spannungen an DC-Kabel bei steilem Blitzstrom an Funkmast

Aufgrund der guten Abschirmung magnetischer Felder im Inneren des Mastes (wie auch bei der betrachteten WEA in Nyuzen, **Anhang G**) nähern sich die Gegeninduktivitäten zwischen dem Mast und allen innen verlegten metallenen Leitern (Mast-Schirm  $M_{M-S}$ , Mast-Innenader des DC-Kabels  $M_{M-A}$ ) der Eigeninduktivität des Mastes  $L_M$  an und sie unterscheiden sich von einander nur geringfügig durch die innere Induktivität des Mastes ( $L_{M-intern} = 0,55 \mu\text{H}$  bei  $\mu_{M-r} = 1$ ).

Auf diese Weise erreicht die Überspannung zwischen dem Mast und dem Schirm des DC-Kabels  $u_{M-S}$  bzw. zwischen dem Mast und der Innenader  $u_{M-A}$  einen maximalen Wert von ungefähr 40 kV (mit  $(di/dt)_{\max} \cdot L_{M\text{-intern}} = 71 \text{ kA}/\mu\text{s} \cdot 0,55 \mu\text{H} = 39 \text{ kV}$ , **Abb. 6.22b**). Die Überspannung zwischen Schirm und Innenader des DC-Kabels  $u_{S-A}$  liegt jedoch nur bei ca. 1,2 kV.

**Tab. 6.11** In *FastHenry* berechnete Impedanzen bei 250 kHz für betrachteten Gittermast mit DC-Kabeln (*M* - Mast, *S* - Kabelschirm, *A* - Kabelader)

Eigen- und Gegeninduktivitäten, $\mu\text{H}$						Widerstände, $\text{m}\Omega$		
$L_M$	$M_{M-S}$	$M_{M-A}$	$L_S$	$M_{S-A}$	$L_A$	$R_M$	$R_S$	$R_A$
20,55	20	20	44,2	46,52	50,2	5	93	270

Beim Anschluss des Schirms des DC-Kabels oben und unten an den Mast bzw. an die PAS sinkt die Überspannung zwischen dem Mast und der Innenader  $u_{M-A}$  wesentlich bis auf 2 kV (**Abb. 6.22c**). Dabei fließt über den Schirm des DC-Kabels ein Blitzteilstrom von bis zu 250 A.

Die Überspannungsschutzeinrichtungen auf Basis von Funkenstrecken (FS) für das Gleichstromversorgungsnetz (SPD-O und SPD-U) sind in EMTP-ATP auf der Grundlage eines Netzwerkmodells von Basso [117, 118] nachgebildet und mit folgenden Parametern parametrisiert worden: Ansprechspannung der FS  $V_{\text{THRES}} = 1.000 \text{ V}$ ,  $V_{\text{ARC}} = 20 \text{ V}$  ist die Lichtbogenspannung unmittelbar nach Zündung der FS<sup>6</sup> und  $I_{\text{SUS}} = 0,5 \text{ A}$  der Strom bei dem der Lichtbogen löscht. Alle anderen Parameter wurden aus dem Basso-Modell [117] übernommen. Beim Einbau der SPDs in das Netzwerkmodell sinkt die Überspannung  $u_{M-A}$  zwischen dem Mast und der -Ader oben weiter (**Abb. 6.22c**), wobei eine konstante Spannungsdifferenz aufgrund der langsam abklingenden Flanke des Blitzstromes im Rückenbereich erzeugt wird. Diese Spannung ist verantwortlich für einen nahezu konstanten Blitzteilstrom über die -Ader in **Abb. 6.20b**. Ähnliche Ergebnisse wurden auch mit einer anderen Berechnungsmethode (PEEC – time-domain Partial Element Equivalent Circuit) für eine vergleichbare RBS in [119] festgestellt.

Der Blitzteilstrom über die Schirmung  $i_S$  ist aufgrund der niedrigen Induktivität im Anstiegsbereich des Blitzstromes relativ hoch. Dieser Stromimpuls wird im Mastfuß reflektiert, da der Schirm des DC-Kabels direkt an die PAS-U und damit an die niederohmige Erdungsanlage angeschlossen ist, und deshalb erhöht sich der Scheitelwert des Blitzteilstromes über den Schirm von 220 A bis auf ca. 300 A, der in **Abb. 6.20b** ebenfalls dargestellt wurde.

Die Ergebnisse dieser Messkampagne sind in die oben erwähnten ITU-T-Empfehlungen eingeflossen. Diese Empfehlungen können auch für WEA verwendet werden. Die ITU-T Rec. K.56 [42] gibt ein einfaches Bewertungsverfahren für den Schirmfaktor eines im Mast verlegten Kabels  $\alpha_S$  an:

$$\alpha_S = \alpha_M \cdot \alpha_F \quad (6.10)$$

- $\alpha_M$  – Schirmfaktor des Masts (für dreibeinigen Mast  $\alpha_M = 0,20$ , [42])
- $\alpha_F$  – Schirmfaktor der Kabeltrasse (für drei Feeder-Kabel  $\alpha_F = \frac{1}{n+3,5} = 0,154$ , wobei  $n = 3$  die Anzahl der vorhandenen Kabel in der Kabeltrasse ist)

<sup>6</sup>Im Netzwerkmodell wird die Lichtbogenspannung mit Zener-Dioden gesteuert, die jeweils mit dem Parameter  $V_{\text{ARC}}$  definiert sind.

In diesem Fall beträgt der Schirmfaktor  $\alpha_S = 0,03$ . Die Auswertung des entsprechenden Messergebnisses zeigt ein Verhältnis zwischen Blitzteilstrom im Feeder-Kabel  $i_F$  und Gesamtblitzstrom  $i_{GB}$  nach der Reflexionsphase (**Abb. 6.20**, bei  $10 \mu\text{s}$ ) von  $\hat{I}_F / \hat{I}_{GB} = 150 \text{ A} / 7 \text{ kA} = 0,021$ . Dieser Wert ist etwas kleiner als der oben abgeschätzte Wert des Schirmfaktors  $\alpha_S$ . Dies bedeutet, dass bei der Projektierung nach ITU-T Rec. K.56 der Überspannungsschutz für höhere Werte sicher ausgelegt wird.

Die Empfehlung ITU-T Rec. K.97 [120] gibt Formeln zur Abschätzungen des in Kabel eingekoppelten Blitzteilstromes und der Energieaufnahme für installierte SPDs an. Für den betrachteten Fall mit DC-Kabeln in der Kabeltrasse kann der Scheitelwert eines potentiellen Blitzteilstromes wie folgt abgeschätzt werden:

$$\hat{I}_{DC} = \hat{I}_{LPL} \cdot \alpha_S \quad (6.11)$$

wobei  $\hat{I}_{LPL}$  der Scheitelwert nach dem entsprechenden Gefährdungspegel (LPL) ist. Bei  $\hat{I}_{LPL} = 200 \text{ kA}$  (LPLI) liegt der Gesamtstrom im DC-Kabel, das im betrachteten Gittermast verlegt ist, bei  $\hat{I}_{DC} = 6,2 \text{ kA}$ . In der Empfehlung ITU-T Rec. K.97 wird angenommen, dass sich die Blitzteilströme gleichmäßig auf die Innenleiter der DC-Kabel verteilen. Bei zwei Leitern RTN und -Ader ( $m = 2$ ) ist dann der Innenleiterstrom  $\hat{I}_C = \hat{I}_{DC}/m = 3,1 \text{ kA}$ . Dieser Stromwert wird tatsächlich mit dem Netzwerkmodell bei einem positiven Erstblitzstoßstrom reproduziert. Nach den Berechnungen fließt über den -Ader ein Blitzteilstrom mit einem Scheitelwert von  $3,2 \text{ kA}$  mit der Blitzstoßstromform  $9,3/90 \mu\text{s}$ . Dabei beträgt die Energieaufnahme je einzelner SPD etwa  $700 \text{ J}$  (siehe **Abb. 6.23**)<sup>7</sup>.

Für den gemessenen Blitzstrom an der RBS (ID1, **Abb. 6.20a**) muss der Strombereich ohne Reflexion für die Formel (6.11) betrachtet werden, z.B. zum Zeitpunkt  $10 \mu\text{s}$   $i_{GB}(10 \mu\text{s}) = 7 \text{ kA}$  (**Abb. 6.20**) und  $\hat{I}_F = 150 \text{ A}$ . Der mit der Formel (6.11) berechnete Wert  $\hat{I}_{DC} = 210 \text{ A}$  für  $\hat{I}_{GB} = 7 \text{ kA}$  ist etwas höher als der gemessene Wert von  $150 \text{ A}$  bei  $10 \mu\text{s}$  im Feeder-Kabel. Die Formel in der ITU-T-Empfehlung sagt wiederum etwas höhere Werte vorher. Der Blitzteilstrom pro einer Ader beträgt mit  $m = 2$  etwa  $\hat{I}_C = \hat{I}_{DC}/m = 105 \text{ A}$  und die Energieaufnahme pro einem SPD laut der Berechnung mit dem Netzwerkmodell nur  $350 \text{ mJ}$ .

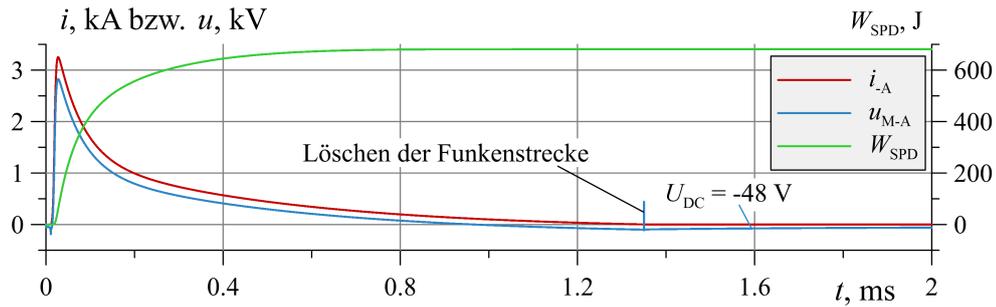
<sup>7</sup>Die Abschätzung der Energieaufnahme je SPD wird laut der ITU-T Rec. K.97 wie folgt durchgeführt:

$$W_{SPD} = \frac{1}{2} \cdot \hat{I}_C^2 \cdot L_S \quad (6.12)$$

wobei  $L_S$  die Induktivität der Schleife ist, die zwischen DC-Kabel und Kabeltrasse entsteht:

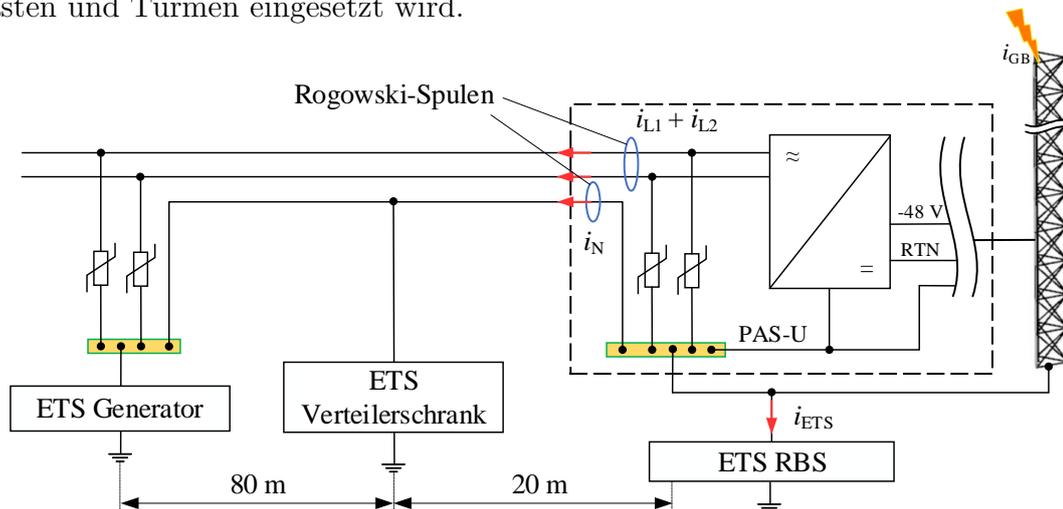
$$L_S = \frac{\mu_0}{2\pi} \cdot h_T \cdot \ln\left(\frac{b}{r_1}\right) \quad (6.13)$$

Hier ist  $b$  der Abstand zwischen der Aderachse und der Kabeltrasse ( $b = 100 \text{ mm}$ ). Für die betrachtete RBS liegt  $L_S$  bei  $22 \mu\text{H}$ . In **Anhang G** wird die Situation an einem Stahlrohrturm betrachtet, bei der kein magnetisches Feld im Inneren des Turms entstehen kann. Demzufolge wird auch keine Spannung in beliebige innere Schleifen induziert. Beim Gittermast wird das magnetische Feld zum Teil in das Innere des Mastes eindringen und deshalb müssen diese Schleifen mitberücksichtigt werden. Die maximale erwartete Energieaufnahme pro einem SPD für Gefährdungspegel LPLI beträgt dann nach der Formel (6.12) etwa  $W_{SPD} = 106 \text{ J}$ . Dieser Wert ist deutlich geringer als der mit dem Berechnungsmodell ermittelte Wert von  $700 \text{ J}$  (**Abb. 6.23**). Der Grund dafür ist, dass die Formel (6.12) nur induzierte Teilströme berücksichtigt. Über die SPDs fließen auch galvanisch eingespeiste Blitzteilströme und damit wird der Energieumsatz höher.



**Abb. 6.23** Energieaufnahme in einem SPD

Die Blitzstromverteilung im Mastfuß zwischen der Erdungsanlage (ETS) und von außen ins Gebäude eingeführtem Energieversorgungskabel (2-phasig mit L1, L2 und Neutralleiter, **Abb. 6.24**, AC-Seite) wurde mit einer vereinfachten Netzwerk-Ersatzschaltung bereits in [112] ermittelt. Diese Ersatzschaltung wurde in [121] weiter ausgebaut und verbessert, wobei die Erdungsanlage der RBS mit einem Netzwerkmodell aus der Norm IEC 60071-4 [122] dargestellt wurde, das oft für Erdungsanlagen von Masten und Türmen eingesetzt wird.



**Abb. 6.24** Vereinfachtes Ersatzschaltbild der Funkbasisstation auf der AC-Seite

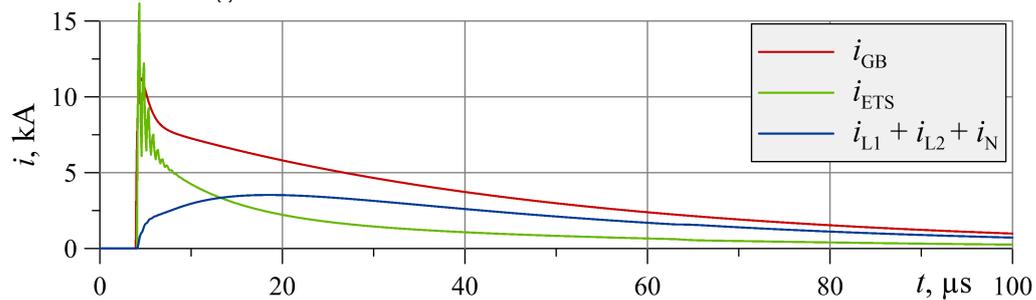
Dieses Netzwerkmodell wird im Rahmen dieser Arbeit noch mit einem Mast der Wellenimpedanz  $Z_M = 150 \Omega$  und einem Blitzkanal mit  $Z_{BK} = 1 \text{ k}\Omega$  erweitert, um die Reflexionen der Blitzstromwelle berücksichtigen zu können (**Abb. 6.24**). Auf der AC-Seite wurde die Blitzstromverteilung am Netzkabel mit zwei RS während der bereits oben erwähnten Messkampagne gemessen (**Abb. 6.24**: erste RS für Erfassung des Blitzteilstromes über den Neutralleiter  $i_N$  und zweite RS für Summenstrom über die Energieleiter L1 und L2,  $i_{L1} + i_{L2}$ ). Diese gemessene Blitzstromverteilung erlaubt es, das Netzwerkmodell auch für die AC-Seite zu verifizieren und das wurde in [121] erfolgreich durchgeführt (siehe **Abb. 6.25b** und **Abb. 6.25c**). In der **Abb. 6.25a** wird die berechnete Blitzstromaufteilung im Mastfuß zwischen Erdungsanlage ( $i_{ETS}$ ) und die ins Gebäude eingeführten Kabel (Summenstrom über Energieleiter L1, L2 und Neutralleiter N,  $i_{L1} + i_{L2} + i_N$ ) gezeigt, wobei der Blitzstrom am Mast unten  $i_{ETS}$  auf eine Reflexion hinweist.

Die ursprüngliche Form des Blitzstromes bzw. der Blitzteilstrome kann sich über die Strompfade ändern. Das wurde bereits oben auf der DC-Seite der RBS festgestellt (siehe **Abb. 6.20b**). Dies betrifft auch die Ströme im Mastfuß auf der AC-Seite (**Abb. 6.25a**).

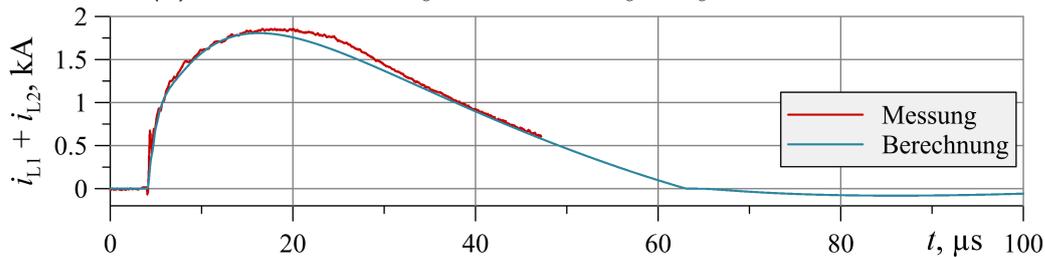
Diese Blitzstromänderung hängt von mehreren Parametern ab; die wichtigsten darunter sind:

- Konfiguration und Geometrie der Installation (Anzahl der Kabel entlang des Mastes, Höhe des Mastes usw.) und verwendete Kabelkonfiguration (Kabelquerschnitt, geschirmt oder ungeschirmt);
- Konfiguration des Überspannungsschutzkonzepts und eingesetzter Typ von SPDs;
- Reflexionsfaktoren für die Blitzstromwelle an den Stoßstellen.

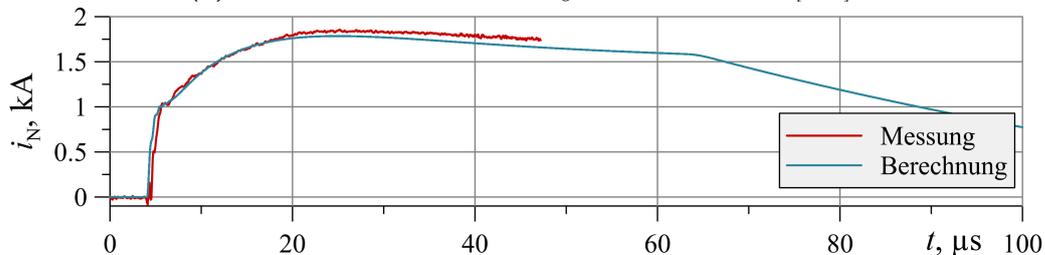
Die physikalische Ursache dafür ist, dass die Stromaufteilung durch induktive und galvanische Kopplung beeinflusst wird, wobei die galvanische Kopplung durch den Einsatz oder das Weglassen von SPDs mit bestimmt wird.



(a) Blitzstromverteilung zwischen Erdungsanlage und Netzkabel



(b) Blitzteilstrom über die Energieleiter L1 und L2 [121]



(c) Blitzteilstrom im Neutralleiter [121]

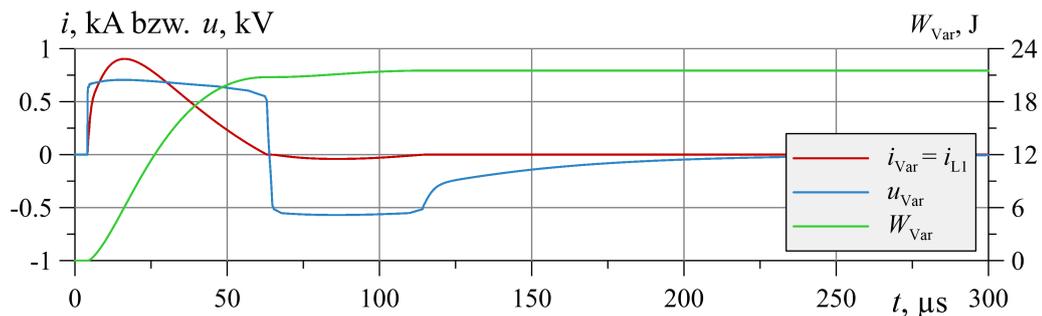
**Abb. 6.25** Vergleich zwischen Messung (ID 1) und Berechnung für die AC-Seite

Hierbei muss noch ein weiterer Parameter betrachtet werden, um die erhaltene Blitzstromverteilung besser beschreiben zu können – die geflossene Ladung  $Q$ . In der **Tab. 6.12** wird die Blitzstromverteilung bei der Messung ID 1 auf der AC-Seite mit den Scheitelwerten und geflossenen Ladungen angegeben und mit der Blitzstromverteilung bei einem positiven Erstblitz mit 200 kA (Gefährdungspegel LPLI) verglichen. Bei allen betrachteten Fällen ergibt nur die Summe der geflossenen Ladung  $\Sigma Q$  100% und nicht der Strom  $\Sigma \hat{I}$ . Im Allgemeinen bleibt die Blitzstromaufteilung unverändert: über die Erdungsanlage fließt 38% während über die Netzkabel etwa 62% abfließt. Mit etwas Verbesserung der Erdungsanlage kommt man auf das bekannte Verhältnis der Blitzstromaufteilung, 50% in die Erdungsanlage und 50% in die Netzkabel in Richtung zum Transformator. Diese Aufteilung des Blitzstoßstromes entspricht dem in der Norm IEC 62305-4 beschriebenen Szenario [123].

Die in der **Tab. 6.12** angegebenen Werte der Energieaufnahme für einzelne SPD sind aus den Berechnungen mittels Netzwerkmodell für den gemessenen Blitzstrom ermittelt worden, da die Messungen auf  $40\ \mu\text{s}$  begrenzt sind (siehe **Abb. 6.26**). Laut der Berechnung werden beim positiven Erstblitzstrom  $10/350\ \mu\text{s}$  mit  $200\ \text{kA}$  die auf der AC-Seite installierten SPDs Typ 2 mit ihrem maximalen Wert der Energieaufnahme von  $300\ \text{J}$  [112] schnell überlastet. Aufgrund dessen müssen an dieser Stelle SPD Typ 1 eingesetzt werden. Auch könnten zusätzliche Maßnahmen für Verringerung der Impedanz der Erdungsanlage durchgeführt werden.

**Tab. 6.12** Zur Blitzstromverteilung auf der AC-Seite (Prozentangaben in Klammern)

Blitzereignis	$\hat{I}$ , kA (%)			Q, C (%)			$W_{\text{Var}}$ , J
	$i_{\text{ETS}}$	$i_{\text{N}}$	$i_{\text{L1}} + i_{\text{L2}}$	$i_{\text{ETS}}$	$i_{\text{N}}$	$i_{\text{L1}} + i_{\text{L2}}$	
ID:1 ( $\hat{I} = 11,7\ \text{kA}$ , $Q = 0,37\ \text{C}$ )	16(144)	1,8(16)	1,8(16)	0,14(38)	0,17(45)	0,06(16)	21
10/350 $\mu\text{s}$ ( $\hat{I} = 200\ \text{kA}$ , $Q = 100\ \text{C}$ )	122(61)	58(29)	63(32)	37,5(38)	50(50)	11,6(12)	7.000



**Abb. 6.26** Energieaufnahme pro ein SPD Typ 2

Zusammenfassend kann daher zunächst zu dem angewendeten Netzwerkmodell zur Berechnung der Blitzstromverteilung innerhalb der betrachteten RBS gesagt werden, dass das Modell sehr präzise die Messungen abbildet. Es wird sowohl mittels Messungen als auch Berechnungen gezeigt, dass tatsächlich die Gegeninduktivität zwischen dem Mast und innen verlegten Leitungen sich der Eigeninduktivität des Mastes annähert (siehe dazu **Anhang G**). Als Ergebnis fließen über die DC-Kabel geringe Blitzteilströme. Im Extremfall, bei der Berücksichtigung eines positiven Erstblitzstoßstromes für Gefährdungspegel LPL I mit  $200\ \text{kA}$ , können die SPDs Typ 2 auf der DC-Seite der Belastung gerade standhalten. Es wird darauf hingewiesen, dass für eine vollständige Analyse der Blitzstromaufteilung innerhalb ähnlicher Strukturen mittels sowohl der Scheitelwerte als auch der geflossenen Ladungen durchgeführt werden muss, da sich die Blitzstromform aufgrund von vielen Faktoren verändern kann. Daraus folgt, dass die in den ITU-T-Empfehlungen erwähnten Berechnungsmethoden zur Stromaufteilung und zur Ermittlung der Energieaufnahme der SPDs, die sich auf die Scheitelwerte stützen, nicht immer zuverlässig sind und auf die Bedingungen ihrer Anwendung geachtet werden muss. Auf der AC-Seite der betrachteten RBS werden die vorhandenen SPD Typ 2 energetisch stark beansprucht und müssen durch SPD Typ 1 ersetzt werden. Das Netzwerkmodell ist damit erfolgreich verifiziert und kann für die WEA angewendet werden.

## 6.4 Zusammenfassung zum Modell für die Windenergieanlage

Ein numerisches Modell wurde für eine Onshore-Windenergieanlage (WEA) GE Wind Energy 1,5sle mit einer elektrischen Leistung von 1,5 MVA erstellt, wobei jede einzelne Komponente der WEA in diesem Kapitel behandelt und mit energietechnischen Anlagen, Energieleitern und Netz erweitert wurde. Die Messdaten aus Messkampagnen wurden verwendet, um das numerische Modell zu verifizieren.

### 1) Numerische Darstellung der gesamten WEA

Die gesamte WEA wurde vollständig mit einem Netzwerkmodell in EMTP-ATP abgebildet (Abschnitt 6.2), das die frequenzabhängige Dämpfung, Wanderwelleneffekte, die höhenabhängige Wellenimpedanz und die Kopplung innerhalb des Turmes berücksichtigt. Der Umrichter in der Gondel wurde in zwei Varianten aufgebaut. In der vereinfachten Variante wurde der Umrichter für einen konkreten Schaltzustand der Halbleiterschalter fixiert. Eine weitere Variante bildet ein vollständiges Konzept des Generators mit angeschlossenem PWM-gesteuertem Umrichter nach. In der betrachteten WEA wurde auf der Niederspannungsseite ein Schutzpegel von  $U_p \leq 1,5 \text{ kV}$  festgelegt (Abschnitt 6.2.8).

### 2) Validierung des Berechnungsverfahrens

Die Messdaten aus zwei Messkampagnen wurden gewonnen, um das Netzwerkmodell validieren zu können. Die erste Messkampagne (Abschnitt 6.3.1) wurde direkt am Standort der betrachteten WEA durchgeführt. Dadurch wurden alle notwendigen Daten zur Erdungsanlage gewonnen, um ihr Verhalten vollständig bei Blitzströmen mit einem Netzwerkmodell abbilden zu können. Die vorgeschlagenen Varianten des Erdungsmodells sind erfolgreich mit den Messungen abgeglichen worden. Zum anderen wurde bei dieser ersten Messkampagne die Blitzstromaufteilung im Turmfuß gemessen: der Gesamtblitzstoßstrom, Blitzteilströme über die Energieleiter, die die WEA verlassen, und die Blitzstromaufteilung zwischen zwei Erdungsanlagen von WEA und Freileitungsmast, die miteinander über einen Erdungsleiter verbunden sind. Insgesamt sind in dem betrachteten Zeitraum sechs direkte Blitzeinschläge in die WEA erfasst worden. Bei allen gemessenen Blitzereignissen haben die SPDs auf der Niederspannungsseite sowohl in der Gondel als auch im Turmfuß nicht angesprochen, da die Blitzstromamplituden sehr gering waren und die Energieleitungen sowie die energietechnische Anlage sehr gut geschirmt sind. Nur auf der Mittelspannungsseite waren die MS-MOA aktiv, über die Blitzteilströme in das Netz eingespeist wurden, wobei die Ableiter energetisch nicht überlastet wurden. Insgesamt fließt in das MS-Netz nur 0,2% des Gesamtblitzstoßstromes ab. Etwa 97% des Blitzstromes wurde in die Erdungsanlage der WEA eingeleitet und der Rest von 3% fließt über den Erdungsleiter zur Erdungsanlage des Freileitungsmastes. Diese Blitzstromverteilung im Turmfuß der WEA wurde sehr gut mit dem Netzwerkmodell reproduziert und so können weitere Berechnungen mit unterschiedlichen Blitzstoßströmen durchgeführt werden.

Um die Verteilung der Blitzströme jedoch innerhalb eines Turmes analysieren zu können, wurde eine weitere Messkampagne an einer Funkbasisstation (RBS) in Brasilien herangezogen (Abschnitt 6.3.2), bei der die SPDs an den Energieleitungen (Feeder) angesprochen haben. Wie die betrachtete WEA wurde die RBS mittels Netzwerkmodell vollständig nachgebildet.

Dabei wurde festgestellt, dass die Eigeninduktivität des Gittermastes und die Gegeninduktivität zwischen Gittermast und innen verlegten Energieleitern fast gleich sind. Deshalb ist die Differenzspannung oben am Turm zu den innen verlegten Leitungen sehr klein. Der Anschluss des Schirms der Energieleitungen oben und unten an den Turm verringert weiter diese Differenzspannung. Zusätzlich sichern die SPDs auf Funkenstrecken-Basis einen ausreichenden Schutz für die Endgeräte auf der DC-Seite (am Mast). Der gemessene Blitzteilstromverlauf über eine Energieleitung (entspricht der Summe der Blitzteilströme über Schirm und Ader der Energieleitung bzw. des Feeders) auf der DC-Seite wurde präzise mit dem Netzwerkmodell abgebildet und zeigt tatsächlich, dass die eingeleiteten Blitzteilströme sehr gering sind. Bei der Messung wurde festgestellt, dass der Blitzteilstrom über ein Feeder-Kabel im Mastfuß reflektiert wird, was mit dem Netzwerkmodell nachgebildet werden konnte.

Die Ergebnisse aus der Messkampagne an der RBS in Brasilien sind in die ITU-T-Empfehlungen eingeflossen (ITU-T Rec. K.97 [42] und ITU-T Rec. K.97 [114]) und können auch für WEA eingesetzt werden. Darunter ist vor allem die Berechnung eines Schirmfaktors  $\alpha_S$  zu nennen, ein Verhältnis zwischen dem Gesamtblitzstrom und dem in Feeder-Kabel oder in Energieleitungen eingeleitete Blitzteilströme. Weiter wird bei der betrachteten WEA für unterschiedliche Blitzstoßströme festgestellt, dass dieses Verfahren sehr gut für die Ermittlung der Blitzteilströme geeignet ist, solange keine Blitzstromwellenreflexion auftritt. Beim Gittermast in Brasilien mit einer Gesamthöhe von 30 m ist der Schirmfaktor gering  $\alpha_S = 0,03$  und bei der betrachteten WEA mit  $\alpha_S = 0,019$  ebenfalls. Deshalb fließen geringe Blitzteilströme über die Feeder-Kabel bei der Funkbasisstation bzw. über die Energieleiter im Fall der WEA. Bei einem für den Gefährdungspegel LPLI festgelegten Blitzstoßstrom von 200 kA erreicht der Blitzteilstrom etwa 6 kA pro Feeder-Kabel und etwa 3 kA pro Ader bzw. pro SPD. Nach Berechnungen und Abschätzungen liegt dabei die Energieaufnahme pro SPD unter 1 kJ. Dies bestätigt, dass SPD Typ 2 bei ähnlichen Ausführungen des Mastes mit guter Schirmung für den Gefährdungspegel LPLI eingesetzt werden können.

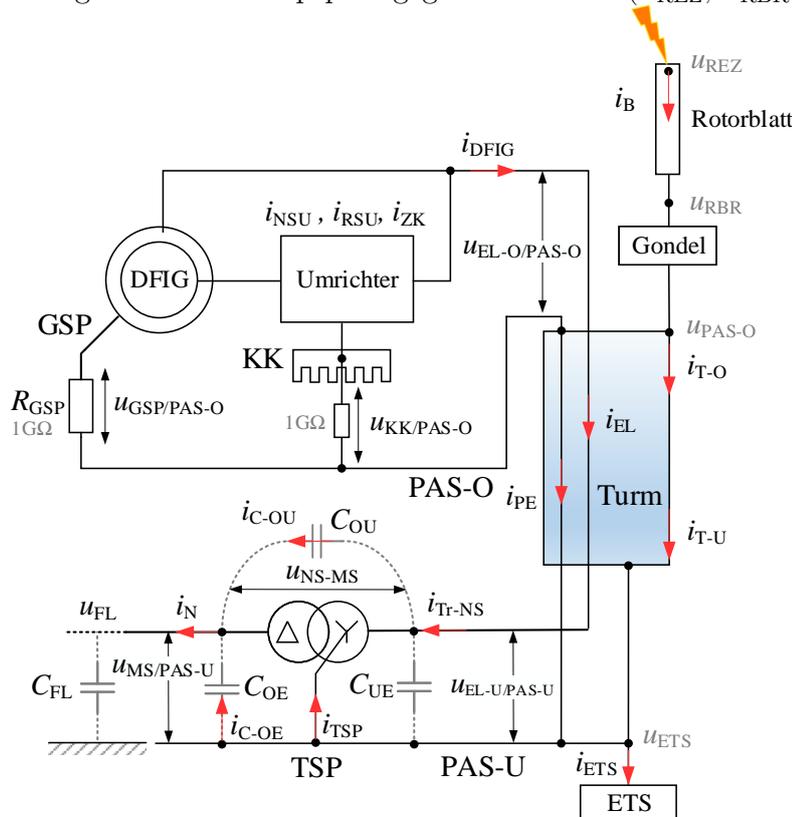
Im Mastfuß der RBS, auf der anderen Seite des Umrichters (AC-Seite), zeigen die Messungen, dass sich der Blitzstrom aufteilt und 40% über die Erdungsanlage und 60% über die Netzleitungen (L1, L2 und Neutralleiter) abfließen. Beim gemessenen Blitzstoßstrom von 11,7 kA (ID1, **Tab. 6.12**) werden die im Mastfuß installierten Varistoren nicht überlastet. Allerdings zeigt die Berechnung für den Gefährdungspegel LPLI mit einem Erstblitzstoßstrom von  $\hat{I}_{LPL} = 200$  kA, dass bei dieser Blitzstromaufteilung die Varistoren überlastet werden und deswegen müssen hier SPD Typ 1 eingesetzt werden.

Damit wurde der Ansatz mit dem Netzwerkmodell, einschließlich der Modelle für SPDs auf Funkenstrecken- und Varistor-Basis, mit Messergebnissen aus beiden Messkampagnen verifiziert und kann weiterhin für die betrachtete WEA eingesetzt werden.

## 7. Blitzstromaufteilung und Überspannungen

In diesem Kapitel werden die Blitzstromverteilung und transiente Überspannungen für die betrachtete Windenergieanlage (WEA, GE 1,5sle mit 1,5 MW) bei unterschiedlichen Blitzströmen anhand des oben beschriebenen Netzwerkmodells untersucht. Eine vollständige schematische Darstellung des Berechnungsmodells in **Abb. 6.9** wird für einen besseren Überblick in der **Abb. 7.1** vereinfacht dargestellt. Folgende elektrische Parameter werden betrachtet:

- Blitzteilströme in der Gondel (am Eingang des DFIG  $i_{DFIG}$ , Stromverteilung im Umrichter  $i_{NSU}$ ,  $i_{RSU}$  und  $i_{ZK}$ )
- Blitzteilströme im Turmfuß (am Niederspannungseingang des Transformators  $i_{Tr-NS}$  und am Mittelspannungsausgang in das Netz  $i_N$ )
- Blitzteilströme über Energiekabel  $i_{EL}$  und PE-Leiter  $i_{PE}$
- Blitzstrom auf Hauptpfad für Betrachtung des Reflexionsverhaltens ( $i_B$ ,  $i_{T-O}$ ,  $i_{T-U}$ ,  $i_{ETS}$ )
- Überspannungen in Gondel (am Eingang des DFIG  $u_{EL-O/PAS-O}$ , zwischen Kühlkörper und PAS-O  $u_{KK/PAS-O}$ , zwischen Sternpunkt des Generators und PAS-O  $u_{GSP/PAS-O}$ )
- Überspannungen im Turmfuß (am Niederspannungseingang  $u_{EL-U/PAS-U}$  und am Mittelspannungsausgang des Transformators  $u_{MS/PAS-U}$  gegen PAS-U)
- Überspannungen auf Blitzhauptpfad gegen ferne Erde ( $u_{REZ}$ ,  $u_{RBR}$ ,  $u_{PAS-O}$ ,  $u_{ETS}$ )



**Abb. 7.1** Ersatzschaltbild mit wichtigen Strömen und Spannungen für die Untersuchung

Die Ströme in den Energieleitern weisen bei steilen Blitzstoßströmen auch Reflexionen auf (TSP geerdet und Induktivität der Transformatorwicklung klein  $L_{US} = 14 \mu\text{H}$  pro Phase,  $i_{DFIG} \neq i_{Tr-NS}$ ).

Der Blitzteilstrom am Ausgang des Transformators  $i_N$ , der aus der Summe der Blitzteilströme über den Sternpunkt des Transformators  $i_{TSP}$  und über die überspannungsseitigen Kapazitäten  $i_{C-OE}$  besteht, ist in der Regel gering und fließt hauptsächlich über die verteilten Kapazitäten der angeschlossenen Freileitung  $C_{FL}$  ab (am anderen Ende der Freileitung ebenfalls isoliertes Netz).

Außerdem werden die Ströme auf dem Blitzstromhauptpfad Rotorblatt-Gondel-Turm-Erdungsanlage zur Analyse des Reflexionsverhaltens bei steilen Blitzstoßströmen betrachtet. Die WEA besitzt im Wesentlichen drei Übergangsstellen für steile Blitzstromwellen:

- 1) Blitzkanal – Rotorblatt;
- 2) Rotorblatt – Turm oben bzw. Rotorblatt – Gondel und
- 3) Turm – Erdungsanlage.

Die Reflexionsfaktoren an allen diesen Übergangsstellen für die nach unten laufende Blitzstromwelle sind positiv, d.h. die Blitzstromwelle wird auf dem Weg zur Erdungsanlage an allen Übergangsstellen ihre Amplitude erhöhen ( $Z_{BK} > Z_{RB} > Z_T > Z_{ETS}$ ). Damit erhöht sich zugleich die Steilheit des Blitzstoßstromes (vor allem im Turmfuß, siehe Abschnitt 5.4) und als Folge wird mehr Spannung in die Energieleitungen induziert bzw. über installierte Überspannungsschutzeinrichtungen (SPDs) fließt mehr Strom ab.

Für die Bewertung der in der WEA auftretenden Überspannungen werden diese an den energietechnischen Anlagen betrachtet (in der Gondel am DFIG und im Turmfuß am Transformator), dort, wo die SPDs installiert werden können. Die betrachtete Überspannung am Turm oben  $u_{EL-O/PAS-O}$  ist eine Differenzspannung zwischen den Energieleitern und dem lokalen Bezugspotential in der Gondel PAS-O. Diese Differenzspannung ist entscheidend bei der Untersuchung und entsteht bei steilen Blitzstoßströmen durch den Unterschied zwischen der Eigeninduktivität des Turms und der Gegeninduktivität zu den innen verlegten Leitern. Beim Stahlrohrturm ist dieser Unterschied gering und führt damit zu geringen Differenzüberspannungen, die in der Gondel bei einem Blitzstoßstrom entstehen. Der **Anhang G** beschreibt, wie diese Überspannung zustande kommt. In der Gondel sind weitere Überspannungen relevant: zwischen dem Kühlkörper des Umrichters und PAS-O sowie zwischen dem Generator-Sternpunkt und PAS-O. Nach Berechnungen mit dem Netzwerkmodell, das oben dargestellt wurde, sind alle diese Überspannungen nahezu identisch, also  $u_{EL-O/PAS-O} \approx u_{KK/PAS-O} \approx u_{GSP/PAS-O}$  und demzufolge werden diese Überspannungen nur mit  $u_{EL-O/PAS-O}$  bezeichnet. Der Mittelpunkt des Zwischenkreises (ZK) ist mit den Kühlkörpern aller IGBTs verbunden und liegt seinerseits auf einem schwebenden Potential. Dabei ist zu berücksichtigen, dass der Sternpunkt des Generators ebenfalls isoliert ist.

Im Turmfuß ist der Transformatorsternpunkt (TSP) an die PAS-U-Schiene direkt angeschlossen und damit ist zu erwarten, dass am niederspannungsseitigen Eingang des Transformators viel geringere Überspannungen  $u_{EL-U/PAS-U}$  auftreten, als am DFIG im Turm oben (wo es keine direkte Verbindung zur PAS gibt). Im Turmfuß entsteht die Überspannung im Wesentlichen durch den Fluss des Blitzteilstoßstromes über die nieder-induktive Transformatorwicklung  $L_{US}$ . Die Unter- zu Überspannungskapazität  $C_{OU}$  bildet zusammen mit der Kapazität der Freileitung  $C_{FL}$  einen kapazitiven Spannungsteiler. Ein geringer Spannungsabfall auf der Niederspannungsseite gegen PAS-U bedeutet, dass sich die Überspannung der Erdungsanlage  $u_{ETS}$  vollständig über diesen kapazitiven Spannungsteiler aufteilt, so dass in jedem Moment  $u_{NS-MS} + u_{FL} = u_{ETS}$  gilt.

Daraus folgt eine hohe Überspannung  $u_{FL}$  an der Mittelspannungsfreileitung. Im Rahmen dieser Untersuchung wird nur die Überspannung  $u_{MS/PAS-U} = -u_{NS-MS}$  unmittelbar am Ausgang der WEA gegen PAS-U betrachtet.

Für die Berechnung der Blitzstromaufteilung und der auftretenden Überspannungen wird das Netzwerkanalyseprogramm EMTP-ATP verwendet [124, 125]. Das Berechnungsmodell setzt sich aus den Impedanzen zusammen, die in den vorherigen Kapiteln beschrieben wurden. Die angenommenen Blitzströme für die Betrachtung werden im folgenden Kapitel vorgestellt.

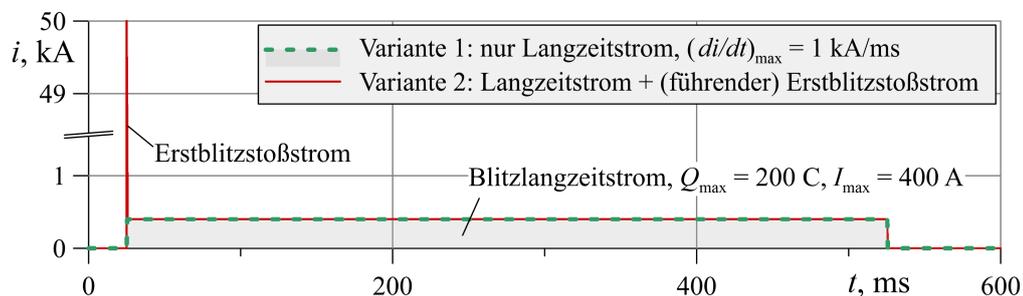
Zunächst werden die Berechnungen der Blitzstromverteilung und der Überspannungen innerhalb der ausgewählten WEA ohne Überspannungsschutzeinrichtungen durchgeführt. Dies erlaubt es, alle kritischen Stellen hinsichtlich Überspannungen in der WEA zu bestimmen und die Grundlagen für das Überspannungsschutzkonzept zu legen. Bei den weiteren Berechnungen werden dann unterschiedliche Einsatzorte von SPDs analysiert: nur in Gondel, nur im Turmfuß sowie in Gondel und im Turmfuß. Andere Einbauorte für SPDs in einer WEA sind unter technischen Gesichtspunkten kaum zu realisieren. Die Berechnung berücksichtigt nur einen Blitzeinschlagort – die Spitze des vertikalen Rotorblatts.

## 7.1 Angewendete Blitzströme

In der Blitzschutznorm DIN EN 62305-1 [17] sind die standardisierten Strom-Zeit-Verläufe für die Blitzströme festgelegt, welche ursprünglich aus den Messungen von Berger abgeleitet wurden [126, 127]. Für die Berechnungen werden die Blitzstoßströme entsprechend dieser Norm mit der Heidler-Funktion nachgebildet (siehe **Anhang D**, Formel (D.1)). Dabei wird zwischen einem positiven Erstblitzstoßstrom (PEB) mit der Impulsform  $T_1/T_2$  10/350  $\mu\text{s}$ , einem NEB mit der Impulsform 1/200  $\mu\text{s}$  und einem negativen Folgeblitzstoßstrom (NFB) mit der Impulsform 0,25/100  $\mu\text{s}$  differenziert.  $T_1$  ist die Stirnzeit und  $T_2$  die Rückenhalbwertszeit des Impulsstromes. Entsprechende Blitzstromformen werden mit den Zeitkonstanten  $\tau_1$ ,  $\tau_2$ , dem Scheitelwert  $\hat{I}$  und dem Scheitelfaktor  $\eta$  parametrisiert, die im **Anhang D** aufgelistet sind.

Der Blitzlangzeitstrom wird in der Norm DIN EN 62305-1 nur mit der Ladung (für LPLI 200 C) und mit der Dauer von 500 ms definiert. Bei der Entwicklung von Messsystemen sowie auch bei den Untersuchungen mit numerischen Modellen (z.B. bei der Untersuchung der induzierten Überspannungen) ist noch die Steilheit des Blitzlangzeitstromes von Bedeutung. Auf Basis von zahlreichen Messungen am Gaisberg (Abschnitt 4.1) konnte ein maximaler Wert der Steilheit von 1 kA/ms bestimmt werden (bei einem Stromwert von 400 A würde das einer Stirnzeit von 0,4 ms = 400  $\mu\text{s}$  entsprechen). Damit kann z.B. anhand von Berechnungen überprüft werden, ob SPDs bei nur auftretendem Blitzlangzeitstrom (ICC-Only) überhaupt zünden können. Außerdem wird die Variante eines Blitzstoßstromes betrachtet, an den ein Blitzlangzeitstrom angehängt ist (**Abb. 7.2**). Bei dieser Variante werden die SPDs vor dem Langzeitstrom zünden. Fraglich ist dann, ob die SPDs nach dem Blitzstoßstrom auch den Langzeitstrom ableiten. Bei den realen Messungen an Türmen und auch an der WEA in Japan wurde bei den Aufwärtsblitzen zunächst ein einleitender Langzeitstrom (ICC – initial continuous current) häufig mit überlagerten kleinen Stoßströmen (ICC pulses,  $\alpha$ -components, normalerweise < 5 kA) detektiert und danach kommen Folgeblitzstoßströme (return stroke pulses,  $\beta$ -components), > 5 kA) [44, 128, 12].

Die erwähnten Blitzstromkomponenten stellen unterschiedliche Bedrohungen dar und haben verschiedene Wirkungen innerhalb einer WEA. Bei Erstblitzstoßströmen treten die höchsten Maximalwerte des Stromes  $\hat{I}_B$  auf. Dies führt zum größten Spannungsabfall an unterschiedlichen Teilen der WEA, die mit der Wellenimpedanz in numerischen Modell dargestellt worden sind, zu Spannungsanhebung an der Erdungsanlage und zu größten Kraftwirkungen zwischen den Ableitungen. Letztere wird hier nicht betrachtet. Außerdem dauern die Erstblitzstoßströme relativ lang und haben relativ hohe spezifische Energien. Bei den Untersuchungen werden dabei entstehende thermische Wirkungen an den Ableitungen, Elektroinstallationen und Kontaktstellen nicht betrachtet (die Ableitungen sind selbstverständlich mit entsprechendem Querschnitt nachgebildet), sondern der Energieumsatz bzw. die energetische Beanspruchung in den ansprechenden SPDs. Bei den Folgeblitzstoßströmen entstehen aufgrund ihrer kleineren Scheitelwerte und Dauern deutlich kleinere spezifische Energien und damit treten nur vernachlässigbare thermische und mechanische Wirkungen gegenüber Erstblitzstoßströmen auf. Außerdem sind die Spannungsabfälle entlang (an unterschiedlichen Teilen/Standorten) der WEA deutlich geringer. Allerdings weisen die Folgeblitzstoßströme die höchsten Stromsteilheiten von bis zu  $300 \text{ kA}/\mu\text{s}$  auf (siehe Abschnitt 4.1 bzw. **Anhang D**). Dies induziert hohe Überspannungen in benachbarte Schleifen von Elektroinstallationen, Energie- und Signalleitungen. Dies vor allem über die lange Strecke entlang eines Betonturms; jedoch nicht in einem Stahlrohrturm, wo ein relativ geringeres magnetisches Feld innerhalb des Turms auftritt.



**Abb. 7.2** Berechnungsvariante Erstblitzstoßstrom mit angehängtem Langzeitstrom

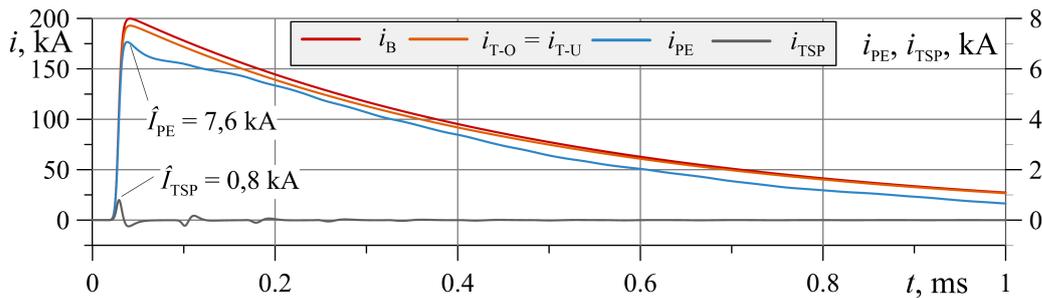
Blitzlangzeitströme bewirken vergleichsweise geringere thermische und dynamische Wirkungen in Leitungen, da die Stromwerte nur im Bereich von einigen 100 A liegen. Was bei Blitzlangzeitströmen beachtet werden muss, ist die Schmelzwirkung am Fußpunkt des Blitzstrom-Lichtbogens (am Einschlagpunkt) und an Kontaktstellen bzw. an Leiterübergängen (Materialerosion). Letzteres ist vor allem an den Rezeptoren der Rotorblätter [11] zu beachten. In der Arbeit werden mit dem numerischen Modell jedoch nur galvanische Wirkungen (ohmscher und induktiver Spannungsabfall, Potentialanhebung) und Induktionswirkungen der erwähnten Blitzstromkomponenten untersucht. Auch die energetische Beanspruchung der SPDs wird dabei mitbetrachtet.

## 7.2 Stromverteilung und Überspannungen ohne Einsatz von SPDs

In diesem Abschnitt werden die Blitzstromaufteilung und die auftretenden Überspannungen innerhalb der betrachteten WEA in Nyuzen mit dem aufgebauten Netzwerkmodell (**Abb. 7.1**) zuerst ohne Überspannungsschutzmaßnahmen, für alle, im Abschnitt 7.1 erwähnten Blitzstromkomponenten berechnet, wobei der Fall mit einem positiven Erstblitzstoßstrom (PEB) etwas detaillierter untersucht wird. Auf Basis der gewonnenen Information können erste Überlegungen zum Überspannungsschutzkonzept für die betrachtete WEA und ebenso allgemein für Windenergieanlagen gemacht werden. Das Berechnungsmodell kann auch bei der Untersuchung zum optimalen Einsatz von SPDs, zur Abschätzung der Trennungsabstände oder der Schirmfaktoren eingesetzt werden.

### 7.2.1 Positiver Erstblitzstoßstrom – Stromverteilung

In der **Abb. 7.3** sind die Blitzteilströme in der WEA für die Dauer von 1 ms dargestellt. Der an der Rotorblattspitze eingespeiste PEB steigt schnell gemäß den Beschreibungen in Abschnitt 7.1 auf 200 kA an und fällt dann langsam wieder ab.



**Abb. 7.3** PEB und Blitzteilströme in ausgewählten Komponenten der WEA

Der Blitzstrom teilt sich oben im Turm die PE-Leiter, auf die Aufstiegsleiter und die Kabeltrasse und das Turmrohr auf und fließt weiter mit nahezu unveränderter Stromform zum Turmfuß. Über den PE-Leiter fließt insgesamt 7–8 kA ( $i_{PE}$ , 3,5%, **Abb. 7.4**), der an die PAS-O in der Gondel und an der PAS-U im Turmfuß angeschlossen ist. Außerdem fließt ein geringerer Anteil des Blitzstromes (0,1 – 2%, siehe **Anhang H**) über die Aufstiegsleiter und über die Kabeltrasse ab, die etwa alle 2 m an der Wand des Turms befestigt sind. Der verbleibende Blitzstoßstrom (etwa 193 kA fast 96%, **Abb. 7.4**) fließt im Turm der WEA. Dabei tritt keine Reflexion der Blitzstromwelle auf dem Blitzstromhauptpfad auf ( $i_{T-O} = i_{T-U}$ ). Der gesamte Blitzstrom wird in die Erdungsanlage abgeführt.

Die Energiekabel im Turm bilden zusammen mit dem DFIG in der Gondel und mit dem Transformator im Turmfuß über den Turm und die PE-Leiter eine langgestreckte große Induktionsschleife, die allerdings durch eine gut geschirmte Umgebung (Stahlrohr-turm, Kabeltrasse, metallene Gehäuse der Betriebsmittel) verläuft. Aufgrund dessen und wegen der Betrachtung ohne SPDs sind die über die Energiekabel fließenden Blitzteilströme  $i_{EL}$  sehr gering (**Abb. 7.5**, 400 A – 0,2% von  $\hat{I}_B$ ). Diese Blitzteilströme fließen in der Gondel über die leitenden IGBTs, ihre RC-Schutzbeschaltungen (parallele turn-off snubber circuits) und Freilaufdioden, hauptsächlich jedoch über den mit IGBTs geschlossenen Kreis L1-ZK-L3 ( $i_{EL-L3} = i_{ZK} = -i_{EL-L1}$ ).

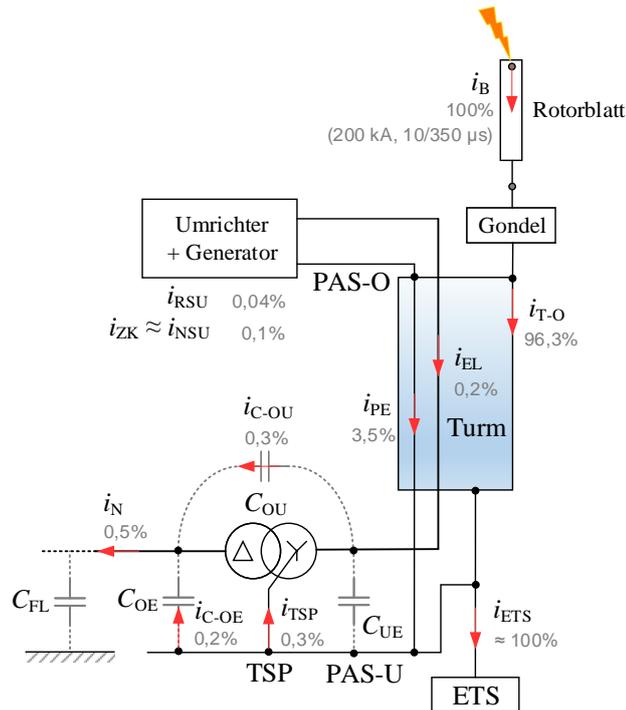


Abb. 7.4 Blitzteilstromverteilung in WEA bei positivem Erstblitzstoßstrom (PEB)

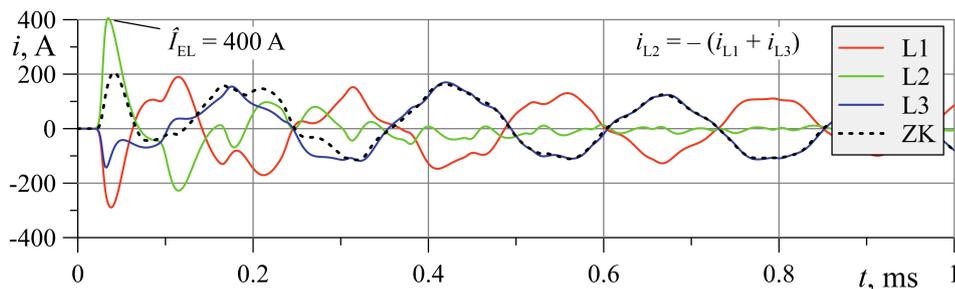


Abb. 7.5 Blitzteilströme über Energiekabel bei PEB

Im netzseitigen Umrichter fließt der größte Stromanteil mit  $\hat{I}_{NSU} = 210$  A (0,1%) und weiter über den Zwischenkreiskondensator ZK, da dieser Strompfad eine geringe Impedanz aufweist. Ein anderer Stromanteil wird über die Reaktanzen des Asynchrongenerators zunächst auf die Rotorwicklung und von dort über den rotorseitigen Umrichter auch auf den Zwischenkreiskondensator ZK geleitet. Die Impedanz dieses Strompfades ist größer, sodass der Stromfluss hier deutlich geringer ist und etwa  $\hat{I}_{RSU} = 70$  A (0,04%) im Maximum beträgt. Auf dieser Weise entspricht der Strom auf dem ZK der Summe der Blitzteilströme aus NSU und RSU (0,1%). Die Ströme  $i_{NSU}$  und  $i_{RSU}$  fließen über einzelne IGBTs des Umrichters und stellen für die eingesetzten IGBTs mit  $I_c = 1,2$  kA bei diesem Fall keine Gefahr dar.

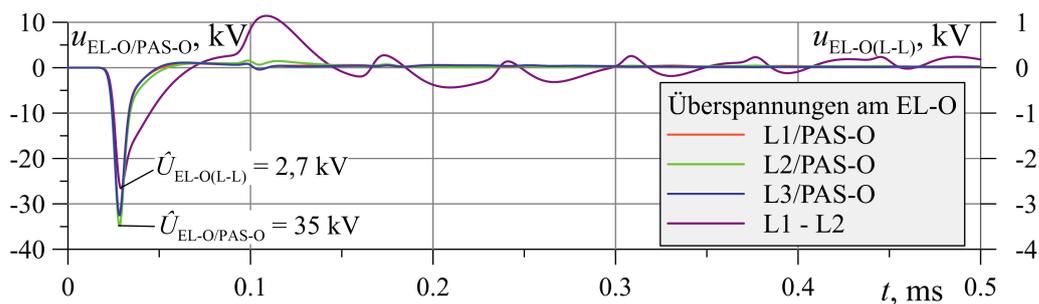
Im Turmfuß fließt ein viel kürzerer Stoßstrom mit ca. 1 kA (ungefähr 8/20  $\mu$ s, Abb. 7.3) aus der Erdungsanlage über den TSP ( $i_{TSP}$ ), über die Ober-/Unterspannungskapazitäten  $C_{OU}$  ( $i_{TSP} \approx i_{C-OU}$ ) und über die überspannungsseitigen Erdkapazitäten  $C_{OE}$  ( $i_{C-OE}$ ) in Richtung des MS-Netzes ( $i_N = i_{TSP} + i_{C-OE}$ , 0,5%, Abb. 7.4). Der Blitzteilstrom  $i_{C-UE}$  über die Erdkapazitäten  $C_{UE}$  auf der Unter-/Niederspannungsseite des Transformators ist sehr gering und liegt unter 5 A und der Strom über die magnetische Kopplung des Transformators liegt nur bei 35 A.

Damit ist der Stromanteil über die energietechnischen Anlagen im Allgemeinen sehr gering. Für eine vollständige Bewertung der Stromaufteilung müssen noch die Überspannungen in die Betrachtung einbezogen werden, die zu einem Isolationsfehler führen können. Dadurch würden deutlich höhere Blitzteilströme in die energietechnischen Anlagen eingeleitet.

Die Stromverläufe in den Energiekabeln weisen Schwingungen auf (z.B. **Abb. 7.5**), was auf das Laden und Entladen der Energiespeicher (Induktivität der Tiefpassfilter in den Umrichtern bzw. der Maschinen- und Transformatorwicklungen und Kapazität des Zwischenkreiskondensators) zurückzuführen ist. Da das Spektrum des positiven Erstblitzstoßstromes bis einige hundert Kilohertz umfasst (siehe **Anhang E**), regt dies die LC-Schwingkreise an, jede Eigenfrequenz die sich gerade im Frequenzbereich des Blitzstoßstromes befindet. Solche Schwingungen wurden auch bei realen Messungen mit einem Stoßstrom an einem einphasigen Wechselrichter (VSI) mit einer Eigenfrequenz des Wechselrichters von 12 kHz nachgewiesen [129].

### 7.2.2 Positiver Erstblitzstoßstrom – Überspannungen

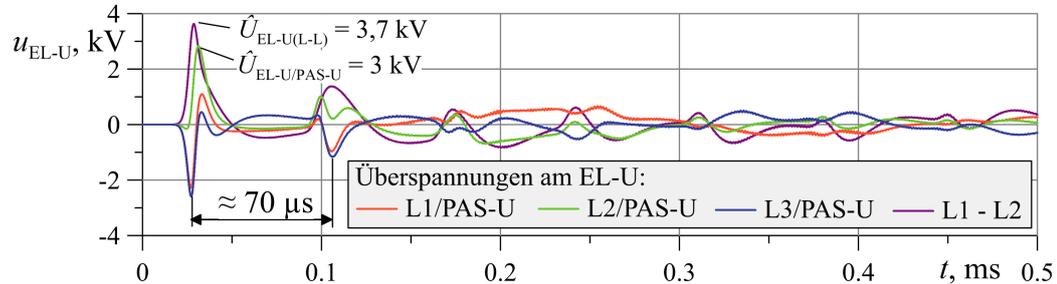
Zunächst sind die Überspannungen in der Gondel zwischen den energietechnischen Anlagen (Generator, Umrichter) und dem lokalen Erdpotential PAS-O in der Gondel ausgewertet worden. In **Abb. 7.6** sind die Phasen- (gegen PAS-O,  $u_{EL-O/PAS-O}$ ) und Leiter-Leiter-Spannungen ( $u_{EL-O/L-L}$ ) am Eingang des DFIG dargestellt. Die Überspannungen an den Phasen gegen PAS-O sind näherungsweise gleich und liegen bei etwa  $\hat{U}_{EL-O/PAS-O} = 35$  kV. Diese Spannung liegt gleichzeitig zwischen dem Kühlkörper ( $u_{KK/PAS-O}$ ) bzw. dem Sternpunkt des Generators ( $u_{GSP/PAS-O}$ ) und PAS-O an (**Abb. 7.8**). Der **Anhang G** gibt eine detaillierte Beschreibung der Herkunft dieser Differenzspannung  $u_{EL-O/PAS-O}$  an, die zwischen den Energieleitern und dem Turm oben bzw. der PAS-O auftritt. Die Leiter-Leiter-Spannungen in der Gondel  $\hat{U}_{EL-O(L-L)}$  haben einen maximalen Wert von 2,7 kV am Knoten EL-O (**Abb. 7.6**). Somit treten innerhalb der Gondel hohe Überspannungen ohne den Einsatz von Überspannungsschutzeinrichtungen auf. Die Differenzspannung am Zwischenkreiskondensator  $\hat{U}_{ZK}$  steigt dabei geringfügig auf nur 30 V.



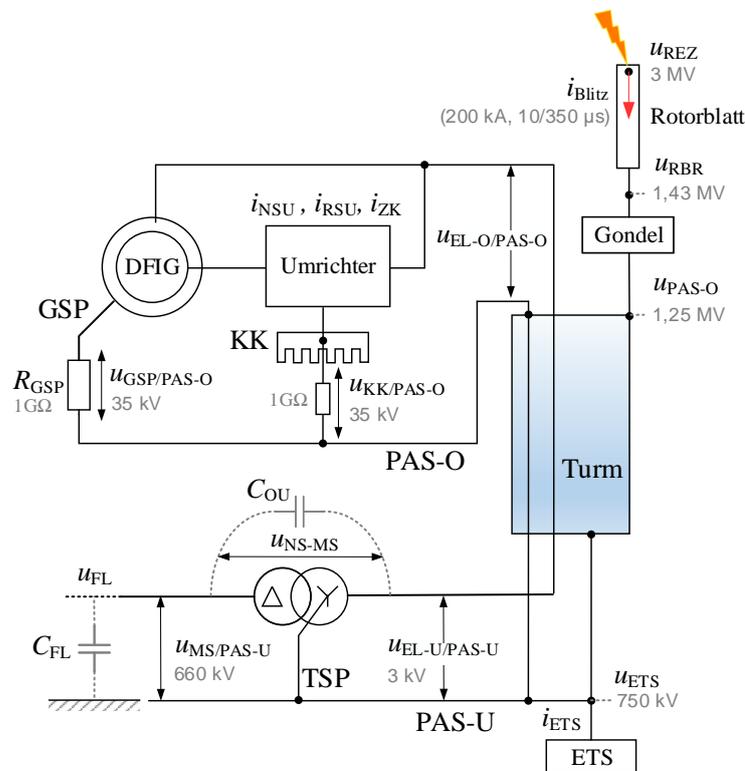
**Abb. 7.6** Überspannungen am Eingang des DFIG (EL-O)

Im Turmfuß, am niederspannungsseitigen Eingang des Transformators treten geringe Überspannungen gegen die PAS-U auf, da der TSP direkt an die Erdungsanlage angeschlossen ist. Die Spannung am niederspannungsseitigen Eingang  $\hat{U}_{EL-U/PAS-U}$  erreicht etwa 3 kV (**Abb. 7.7**,  $\approx 70$   $\mu$ s entspricht der Zeit bis zur Rückkehr der Spannungswelle über 10 km Freileitung) und kommt im Wesentlichen durch den steilen Blitzteilstrom aus der Erdungsanlage  $i_{TSP}$  zustande, der über die niederinduktiven Wicklungen des Transformators  $L_{US}$  fließt. Die Leiter-Leiter-Spannung  $\hat{U}_{EL-U(L-L)}$  erreicht etwa 3,7 kV.

Die Überspannung am Ausgang des Transformators  $u_{MS/PAS-U}$  bzw. die Überspannung an der Unterspannungs-Oberspannungs-Kapazität zwischen Nieder- und Mittelspannungsseite über dem Transformator  $u_{NS-MS}$  ( $u_{MS/PAS-U} = u_{NS-MS}$ ) nimmt mit bis zu 660 kV extrem hohe Werte an (**Abb. 7.8** und **Tab. 7.1**).



**Abb. 7.7** Überspannungen am Eingang des Transformators (EL-U) im Turmfuß



**Abb. 7.8** Überspannungen in energietechnischen Anlagen der WEA bei PEB

Die Spannungen, die an den Knotenpunkten des Blitzstromhauptpfads (Rotorblattspitze, Gondel, Erdungsanlage) gegen ferne Erde bzw. gegen PAS-O oder PAS-U entstehen, können auch mittels eines im Abschnitt 5.5 dargestellten, vereinfachten Netzwerkmodells für den Blitzstromhauptpfad berechnet werden, wobei bei einem PEB keine Reflexionen zu erwarten sind. Die maximal an der Rotorblattspitze auftretende Spannung gegen ferne Erde beträgt ca.  $\hat{U}_{REZ} = 3 \text{ MV}$  (**Tab. 7.2**). Das sind entsprechend 1,8 MV und 2,5 MV gegen die PAS-O und die PAS-U. Entlang des Blitzstrompfades fällt zunächst am Rotorblatt eine Spannung von fast 1,6 MV ab (Abschätzung:  $L_{RB}^y \cdot di_B/dt \approx 65 \mu\text{H}^1 \cdot 25 \text{ kA}/\mu\text{s} = 1,6 \text{ MV}$ ) und am Rotorblatatableitungsring beträgt die Spannung gegen ferne Erde nur noch ca. 1,4 MV.

<sup>1</sup>Der Wert wurde mit Formel (5.7) aus Abschnitt 5.1 berechnet. Die Formel (G.1) in **Anhang G.1** ergibt einen Wert von ca.  $70 \mu\text{H}$ .

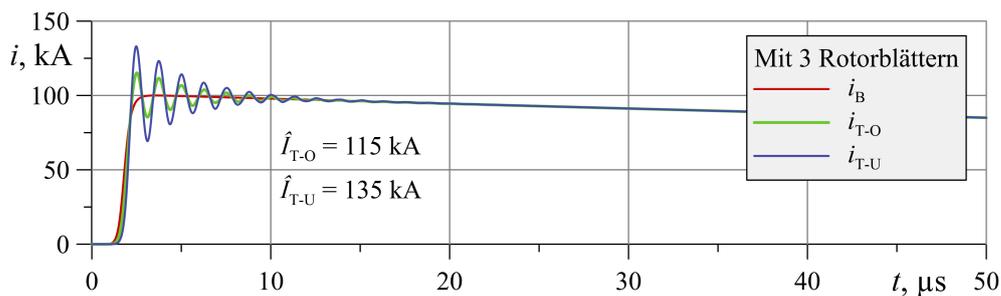
An der Gondel fällt die Spannung weiter um ca. 180 kV ( $L_G \cdot i_B/dt \approx 7,3 \mu\text{H} \cdot 25 \text{ kA}/\mu\text{s} = 180 \text{ kV}$ ). Oben am Turmkranz, wo das lokale Bezugspotential der Gondel an PAS-O vorhanden ist, erreicht die Spannung einen Wert von ca. 1,25 MV gegen ferne Erde. Der Spannungsfall über die Erdungsanlage beträgt noch etwa 750 kV im Maximum, dort wo die untere PAS-U zusammen mit dem TSP angeschlossen sind.

Die erhaltenen Differenzüberspannungen oben in der Gondel sind relativ gering und dies bestätigt, dass der Stahlrohrturm gegenüber z.B. Betontürmen (wo das magnetische Feld ins Innere des Turmes eindringt) eine gute Abschirmung für die Energieleitungen bietet und auch hinsichtlich des Einhaltens der Trennungsabstände vor allem oben in der Gondel günstig ist.

### 7.2.3 Negativer Erstblitzstoßstrom

Mit Erhöhung der Steilheit des Blitzstoßstromes steigen die Überspannungen innerhalb der WEA, obwohl ihre Dauer kürzer wird. Außerdem werden Reflexionen auf dem Blitzstromhauptpfad auftreten, die zusätzlich die Steilheit des Blitzstoßstromes erhöhen können.

Das Reflexionsverhalten auf dem Blitzstromhauptpfad kann mit der vereinfachten Schaltung aus dem Abschnitt 5.5 nachvollzogen werden (**Abb. 5.21**). Ein in das Rotorblatt eingespeister negativer Erstblitzstoßstrom wird von oben nach unten laufend zunächst an der Gondel bzw. am Turm oben (T-O) und dann an der Erdungsanlage bzw. am Turm unten (T-U) reflektiert, wobei sich die Blitzstromwelle an diesen Stellen erhöht: an der Gondel um ca. 15% und an der Erdungsanlage um ca. 35% (**Abb. 7.9**). Da die Stirnzeit des negativen Erstblitzstoßstromes (NEB)  $T_1 > 0,4 \mu\text{s}$  ist, tritt am Turmfuß noch keine vollständige Reflexion der Blitzstromwelle auf (siehe Abschnitt 5.4, **Abb. 5.20**, Abschätzung für die Länge des Turmes von 65 m). An der Gondel haben jetzt alle drei Rotorblätter eine Auswirkung auf den Reflexionsfaktor, obwohl der Blitzstoßstrom nur in ein Rotorblatt eingespeist wurde. Über die beiden anderen Rotorblätter fließt auch ein kleiner Blitzteilstrom als Wanderwelle bis zu Rotorblattspitzen, der dann an den beiden offenen Enden negativ reflektiert wird<sup>2</sup>.

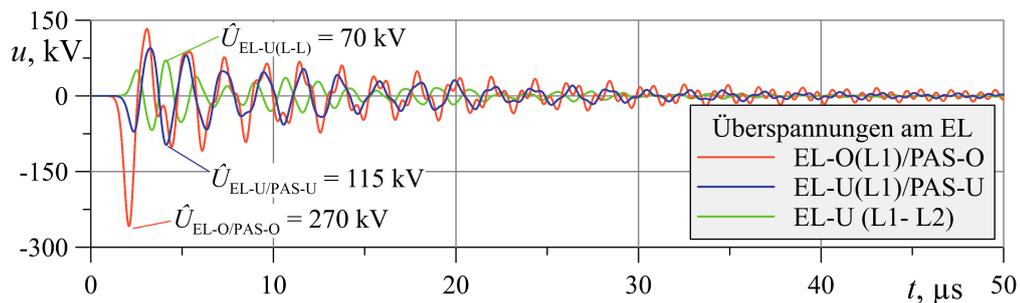


**Abb. 7.9** Reflexionsverhalten bei negativem Erstblitzstoßstrom (NEB) auf dem Blitzhauptpfad der WEA

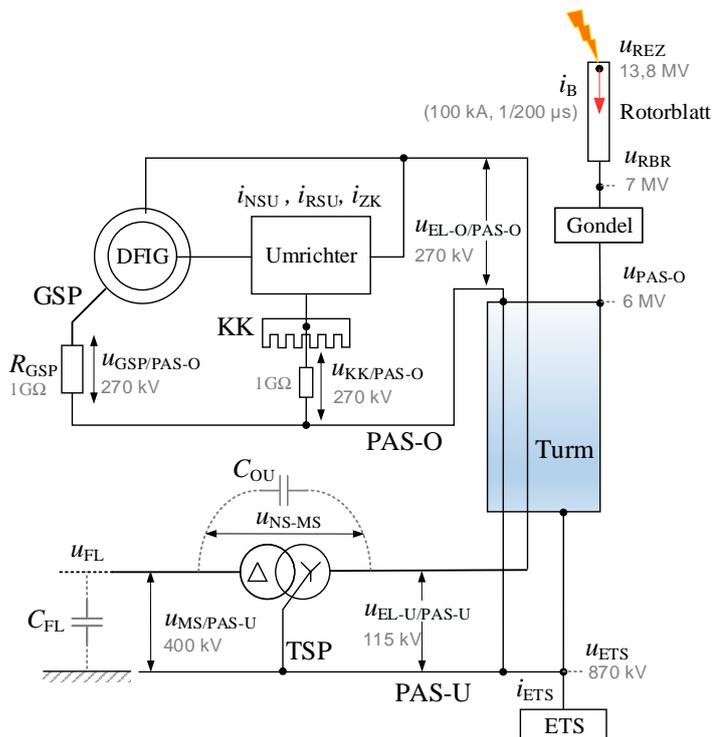
Die Überspannungen in der Gondel bei einem NEB erreichen jetzt den Scheitelwert von  $\hat{U}_{\text{EL-O/PAS-O}} = 270 \text{ kV}$  (**Abb. 7.10**, an den anderen Phasen sind die Spannungen fast identisch). Der Faktor zwischen den Steilheiten bei einem PEB und einem NEB liegt bei  $f_{\text{PEB} \rightarrow \text{NEB}} = 5$  (**Anhang D**). Der Faktor zwischen den berechneten Überspannungen  $u_{\text{EL-O/PAS-O}}$  bei NEB und PEB (**Abb. 7.6, Tab. 7.1**) liegt aber bei  $270 \text{ kV}/35 \text{ kV} = 7,7$ .

<sup>2</sup>Das Berechnungsmodell mit nur einem Rotorblatt ergibt am Turmfuß einen maximalen Stromwert 122 kA und mit allen drei Rotorblättern 135 kA. Die Berechnungen werden mit allen drei Rotorblättern durchgeführt.

Der Grund für die größeren Spannungsamplituden ist die erhöhte Steilheit des Blitzstoßstromes während der Reflexion der Blitzstromwelle an mehreren Stellen des Blitzhauptpfades. Im Turmfuß erreicht die Leiter-Erde-Spannung eine Amplitude von  $\hat{U}_{EL-U/PAS-U} = 115 \text{ kV}$  (**Abb. 7.10**), die im Wesentlichen aufgrund der steilen Blitzteilströme hervorgerufen wird, die über die NS-Wicklungen des Transformators aus der Erdungsanlage (TSP) fließen<sup>3</sup>. Die maximale Leiter-Leiter-Spannung auf der Niederspannungsseite erreicht etwa 70 kV. Die Spannung über der Erdungsanlage von  $\hat{U}_{ETS} = 870 \text{ kV}$  fällt vollständig über dem kapazitiven Spannungsteiler  $C_{OU}/C_{FL}$  ab (**Abb. 7.11**). Die Spannung  $u_{NS-MS}$  über  $C_{OU}$  bzw. die Spannung am Ausgang des Transformators gegen PAS-U  $u_{MS/PAS-U}$  erreicht 400 kV und tritt nicht während der Stirnzeit des Blitzstoßstromes auf.



**Abb. 7.10** Überspannungen an der Niederspannungsseite am EL-O und EL-U



**Abb. 7.11** Überspannungen in energietechnischer Anlage bei NEB

<sup>3</sup>Z.B. der kurze Blitzteilstrom über Phase L1  $i_{Tr-In1}$ , der über die Ober- Unterspannungskapazität  $C_{OU}$  weiter in das Netz abfließt, erreicht eine maximale Steilheit bei vorhandenen Reflexionen von ca.  $4 \text{ kA}/\mu\text{s}$ . Bei einem PEB hat der gleiche Blitzteilstrom eine Steilheit von etwa  $0,12 \text{ kA}/\mu\text{s}$ . Der Faktor zwischen den Überspannungen liegt deswegen bei  $NEB/PEB = 115 \text{ kV}/3 \text{ kV} \approx (4 \text{ kA}/\mu\text{s}) / (0,12 \text{ kA}/\mu\text{s}) \approx 33$ . Diese Spannung kann nicht direkt mit dem Faktor 5 zwischen den Steilheiten von PEB und NEB umgerechnet werden.

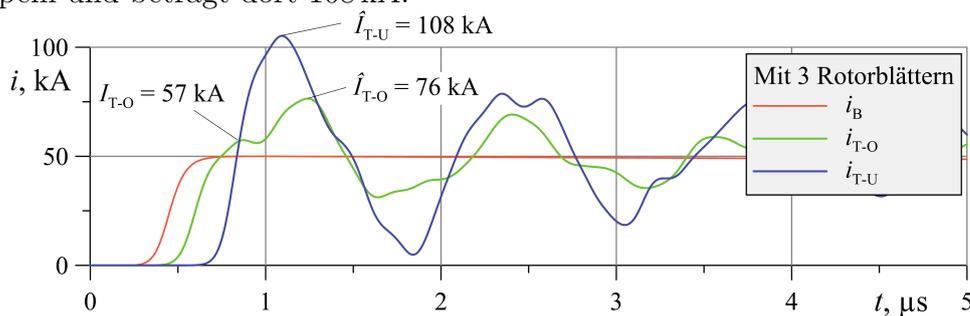
Die inneren Blitzteilströme bleiben bei dieser Betrachtung ohne SPDs sehr gering. Über die Energiekabel fließt der Strom  $i_{EL}$  mit 670 A (0,7%) von  $\hat{I}_B$ .

An der Rotorblattspitze erreicht die maximale Spannung  $\hat{U}_{REZ} = 13,8$  MV gegen ferne Erde (**Tab. 7.2**) und fällt zunächst am Rotorblatt um fast 8,4 MV ab (Abschätzung:  $L_{RB}^v \cdot di_B/dt \approx 65 \mu\text{H} \cdot 130 \text{kA}/\mu\text{s} = 8,5$  MV). An der Gondel fällt die Spannung weiter um ca. 1,2 MV bei einem erhöhten Blitzstoßstrom  $i_G$  mit 115 kA ( $L_G \cdot di_G/dt \approx 7,3 \mu\text{H} \cdot 169 \text{kA}/\mu\text{s} = 1,23$  MV) und damit erreicht die Spannung oben am Turmkranz (an der PAS-O) einen Wert von ca. 6 MV gegen ferne Erde. Über die Erdungsanlage fällt ca. 870 kV ab bei einem Strom von 135 kA.

Zusammenfassend ergibt sich aus den oben dargestellten Berechnungsergebnissen für den negativen Erstblitzstoßstrom (NEB), dass innerhalb der WEA aufgrund der Reflexionen etwas höhere Überspannungen auftreten können als beim positiven Erstblitzstoßstrom (PEB), obwohl die Amplitude des eingespeisten Stromes nur halb so groß ist. Diese Überspannungen sind aber kurzzeitig und dauern nicht länger als die Stirnzeit  $T_1$  des Blitzstoßstromes. Der NEB ist nicht steil genug, um eine vollständige Reflexion der Blitzstromwelle an der Erdungsanlage herzurufen, die z.B. bei einem ideal rechteckförmigen Strom zu sehen wäre ( $\rho_{T-U}^{NEB} \approx 0,2 < 1$ ). Außerdem wirken sich die Blitzteilströme über die Energieleiter EL auf die Höhe der Überspannungen aus. Dies wird mit dem Berechnungsmodell richtig abgebildet.

#### 7.2.4 Negativer Folgeblitzstoßstrom

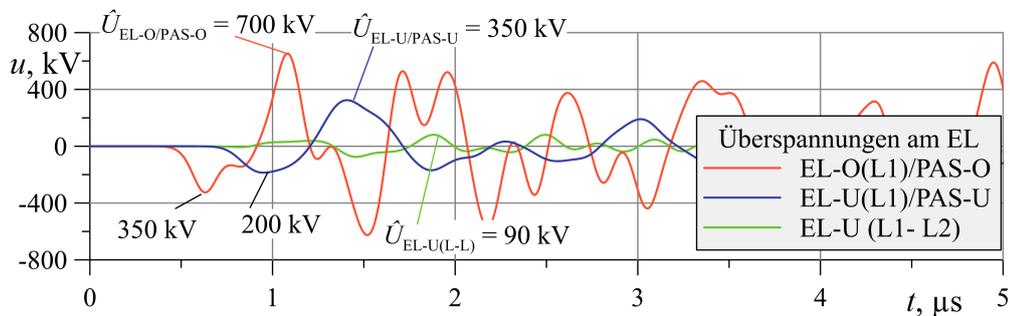
Beim negativen Folgeblitzstoßstrom (NFB) wird jetzt eine fast vollständige Reflexion am Turmfuß beobachtet ( $T_1 < 0,4 \mu\text{s}$ , siehe Abschnitt 5.4, Abschätzung für 65 m langen Turm), die mit dem Stromreflexionsfaktor  $\rho_{T-U}$  nach der Formel (5.24) berechnet werden kann. Auf die Reflexion im Turmfuß wirken noch zwei Faktoren: die frequenzabhängige Impedanz der Erdungsanlage ( $\rho_{T-U}(f) = 0,98 - 0,89$ ) und andere Reflexionsstellen auf dem Blitzstromhauptpfad der WEA. Die erste Reflexionsstelle an der Gondel erhöht den Blitzstoßstromscheitelwert von 50 kA bis auf 57 kA (**Abb. 7.12**,  $i_{T-O}$ ). Dieser Stromwert wird sich im Turmfuß bei einem Reflexionsfaktor von  $\rho_{T-U}(f_h) \approx 0,89$  fast verdoppeln und beträgt dort 108 kA.



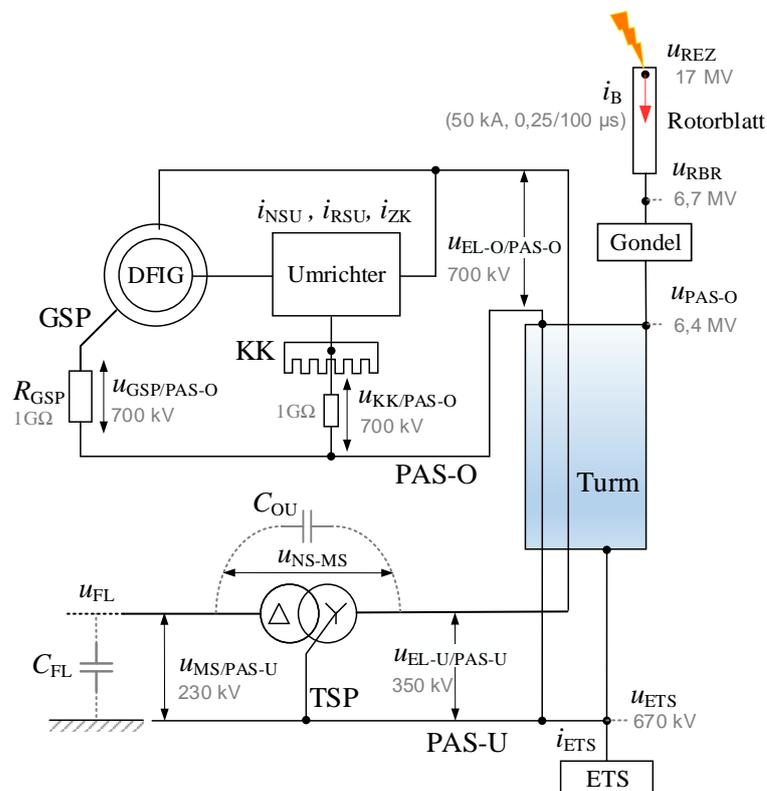
**Abb. 7.12** Reflexionsverhalten beim NFB auf dem Blitzhauptpfad der WEA

Der Stromverlauf oben an der Gondel  $i_{T-O}$  enthält im Stirnbereich zwei Maxima nacheinander 57 kA und 76 kA. Das zweite Maximum entspricht der Ankunft der von der Erdungsanlage reflektierten Blitzstromwelle. Die maximale Überspannung in der Gondel erreicht  $\hat{U}_{EL-O/PAS-O} = 700$  kV (**Abb. 7.13**) zu dem Zeitpunkt, wenn die Blitzstromwelle von der Erdungsanlage zurückkommt. Während der Stirnzeit des Blitzstoßstromes erreicht die Überspannung etwa 350 kV. Dies entspricht ungefähr dem erwarteten Steilheitsfaktor zwischen PEB und NFB von  $f_{PEB \rightarrow NFB} = 10$  (**Anhang D**, **Tab. D.3**), wenn die Reflexion vernachlässigt wird (**Tab. 7.1**:  $350 \text{kV}/35 \text{kV} = 10$ ).

Im Turmfuß am niederspannungsseitigen Eingang des Transformators erreicht die Überspannung ca.  $\hat{U}_{EL-U/PAS-U} = 350 \text{ kV}$  (**Abb. 7.13**). Zu dieser hohen Überspannung an den Energieleitungen (EL) tragen auch die in den EL aus der Erdungsanlage fließenden steilen (bis zu  $12 \text{ kA}/\mu\text{s}$ ) Blitzteilströme  $i_{EL}$  bis zu  $2 \text{ kA}$  (4% von  $\hat{I}_B$ ) bei. Die maximale Leiter-Leiter-Spannung an der Niederspannungsseite erreicht etwa  $100 \text{ kV}$ . Die Überspannung am mittelspannungsseitigen Ausgang des Transformators gegen PAS-U  $u_{MS/PAS-U}$  ist allerdings im Vergleich zum NEB deutlich abgesenkt und beträgt nur  $230 \text{ kV}$ . Dies ist zum Teil auf die Reduzierung der Spannung an der Erdungsanlage  $\hat{U}_{ETS}$  zurückzuführen (**Tab. 7.2**) und liegt hauptsächlich daran, dass der eingespeiste Stromsichelwert nur  $50 \text{ kA}$  statt  $100 \text{ kA}$  beträgt. Bei einem bereits reflektierten Stoßstrom an der Erdungsanlage von  $108 \text{ kA}$  und bei einem Impedanzwert der Erdungsanlage von etwa  $6,2 \Omega$  (bei  $1 \text{ MHz}$ ) wird ein Scheitelwert der Spannung an der Erdungsanlage von  $670 \text{ kV}$  erreicht (**Tab. 7.2**). Der Wert ist niedriger als beim NEB.



**Abb. 7.13** Überspannungen auf der Niederspannungsseite an EL-O und EL-U



**Abb. 7.14** Überspannungen in energietechnischer Anlage bei NFB

An der Rotorblattspitze erreicht die maximale Spannung  $\hat{U}_{\text{REZ}} = 17 \text{ MV}$  gegen ferne Erde (**Tab. 7.2**) und fällt zunächst am Rotorblatt um fast 10 MV ab. An der Gondel fällt die Spannung weiter um ca. 3 MV bei einem erhöhten Blitzstoßstrom  $i_G$  mit 71 kA ( $L_G \cdot di_G/dt \approx 7,3 \mu\text{H} \cdot 387 \text{ kA}/\mu\text{s} \approx 3 \text{ MV}$ ) und damit erreicht die Spannung oben am Turmkranz (an der PAS-O) einen Wert von ca. 6,4 MV gegen ferne Erde. Über die Erdungsanlage fällt ca. 670 kV ab, bei einem Strom von 108 kA.

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass bei einem NFB die Überspannungen an den Energieleitungen (EL), in der Gondel und auch im Turmfuß, gegenüber den Fällen mit PEB und NEB größer sind. Aufgrund von mehreren Reflexionsstellen auf dem Blitzstromhauptpfad (nahezu vollständige Reflexion, da  $T_1 < 0,4 \mu\text{s}$ ) und dem frequenzabhängigen Verhalten der Erdungsanlage werden diese Überspannungen höher als diejenigen, die über den Blitzstromsteilheitsfaktor (von PEB auf NFB,  $f_{\text{PEB} \rightarrow \text{NFB}} = 10$ ) hochgerechnet werden können.

Der Stromreflexionsfaktor an der Erdungsanlage beim NFB erreicht den Wert  $\rho_{\text{T-U}}^{\text{NFB}} \approx 0,9$  (bei NEB dagegen nur  $\rho_{\text{T-U}}^{\text{NEB}} \approx 0,2$ ). Dabei muss die Stromerhöhung bereits an der Gondel eingerechnet werden. Die maximalen Überspannungen in der Gondel beim NFB treten nicht während der Stirnzeit des Blitzstoßstromes auf, sondern dann, wenn die Blitzstromwelle von der Erdungsanlage zurückkommt. Obwohl die berechneten Überspannungen nur etwa  $1 \mu\text{s}$  dauern, sind die Scheitelwerte extrem hoch und aufgrund der Reflexionen der Blitzstromwelle innerhalb der WEA können diese Überspannungen mehrfach wiederholt auftreten (Wanderwellenschwingung). Dies kann zu gefährlicher Funkenbildung innerhalb der WEA führen.

Die berechneten Überspannungen ohne Einsatz von SPDs bei unterschiedlichen Blitzstoßströmen sind zum Vergleich in der **Tab. 7.1** und **Tab. 7.2** zusammengefasst.

**Tab. 7.1** Scheitelwerte der Überspannungen in energietechnischer Anlage bei unterschiedlichen Blitzstoßströmen (in kV)

Gondel			Turmfuß		
$\hat{U}_{\text{EL-O/PAS-O}}$	$\hat{U}_{\text{EL-O(L-L)}}$	$\hat{U}_{\text{ZK}}$	$\hat{U}_{\text{EL-U/PAS-U}}$	$\hat{U}_{\text{EL-U(L-L)}}$	$\hat{U}_{\text{NS-MS}} = -\hat{U}_{\text{MS/PAS-U}}$
PEB					
35	2,7	0,01	3	3,7	660
NEB					
270	37	0,01	115	70	400
NFB					
700	100	0,4	350	90	230

$$\hat{U}_{\text{EL-O/PAS-O}} = \hat{U}_{\text{KK/PAS-O}} = \hat{U}_{\text{GSP/PAS-O}}$$

**Tab. 7.2** Überspannungen auf dem Blitzstromhauptpfad

Überspannungen gegen ferne Erde (MV) / Blitzstoßströme	$\hat{U}_{\text{REZ}}$	$\hat{U}_{\text{RBR}}$	$\hat{U}_{\text{PAS-O}}$	$\hat{U}_{\text{ETS}}$
PEB: 10/350 $\mu\text{s}$ , 200 kA	3	1,43	1,25	0,750
NEB: 1/200 $\mu\text{s}$ , 100 kA	13,8	7	6	0,870
NFB: 0,25/100 $\mu\text{s}$ , 50 kA	17	6,7	6,4	0,670

### 7.2.5 Blitzlangzeitstrom

Der Zeitverlauf eines Blitzlangzeitstromes ist in Abschnitt 7.1 beschrieben und die maximal mögliche Stromsteilheit für Blitzlangzeitströme ist dort angegeben. Damit können die maximal bei Langzeitströmen induzierten Überspannungen in Energieleitungen reproduziert werden. Um die in der Blitzschutznorm DIN EN 62305-1 für einen Langzeitstrom festgelegten Werte für den Gefährdungspegel LPL I abzubilden (Dauer 500 ms und Ladung 200 C), wird ein Strom mit der Amplitude  $\hat{I}_{CC} = 400 \text{ A}$  eingespeist. Bei vorherigen Untersuchungen mit unterschiedlichen Blitzstoßströmen sind die gefährlichen Überspannungen entweder durch hohe Stromamplituden oder hohe Stromsteilheiten zustande gekommen. Ein Langzeitstrom hat weder eine hohe Amplitude noch eine hohe Steilheit. Die negativen Langzeitströme, egal ob Erde-Wolke- oder Wolke-Erde-Blitz, liegen bei einigen 100 A [128]. Die NEDO-Messkampagne an WEA in Japan zeigte, dass die Amplitude leicht ein paar kA erreichen kann. Die positiven Langzeitströme, die an Türmen in Europa gemessen worden sind, können auch einige kA aufweisen (siehe Messung am Gaisberg in Abschnitt 4.1, **Abb. 4.1**).

Im Gegenzug zu den Blitzstoßströmen führen diese relativ niedrigen Amplituden zu kleinen Spannungsabfällen an den unterschiedlichen Komponenten entlang des Blitzstromhauptpfades der WEA. Die Spannungsanhebung über der Erdungsanlage beträgt nur  $R_{E-LF} \cdot \hat{I}_{CC} = 1,2 \Omega \cdot 400 \text{ A} = 480 \text{ V}$ . Der Spannungsabfall über dem Turm liegt unter 100 V. Der Stromsteilheitsanteil leistet bei einem Langzeitstrom ebenfalls nur einen kleinen Beitrag  $L_T \cdot (di/dt)_{\max} = 40\text{--}50 \mu\text{H} \cdot 1 \text{ kA/ms} = 40\text{--}50 \text{ V}$ . Auch der, bei den langsam veränderlichen Blitzlangzeitströmen, dominierende Gleichstrom-Widerstand (bei Stoßströmen dominiert dagegen die Wellenimpedanz), der für den Turm nach Formel (5.21) im  $\text{m}\Omega$ -Bereich liegt, bringt keine wesentliche Spannungserhöhung über dem Turm. Somit werden keine Blitzteilströme in die Energieleiter eingekoppelt und damit beträgt die Spannung  $u_{EL-O/PAS-O}$  nur einige V, was die energietechnische Anlagen in der WEA nicht gefährdet. Die Abschätzung durch eine einfache Umrechnung zwischen PEB und Blitzlangzeitstrom (CC) über den Blitzstromsteilheitsfaktor zwischen PEB mit  $27 \text{ kA}/\mu\text{s}$  und CC mit  $1 \text{ kA/ms}$  liegt bei  $f_{CC \rightarrow \text{PEB}} = 27.000$ , woraus für induzierte oder induktive Spannungen  $35 \text{ kV}/27.000 < 10 \text{ V}$  folgen.

### 7.2.6 Zusammenfassung zu Stromaufteilung und Überspannungen ohne Einsatz von SPDs

Die Betrachtung ohne Überspannungsschutzeinrichtungen (SPDs) zeigt zunächst die Orte mit hohen Überspannungen innerhalb der betrachteten WEA. Obwohl die Energie- und Schutzleiter langgestreckte Induktionsschleifen bilden, verlaufen sie meist in gut geschirmter Umgebung (Stahlrohrturm, metallene Gehäuse der Betriebsmittel und Schränke, ununterbrochene Kabeltrasse usw.). Die Überspannungen  $u_{EL-O/PAS-O}$  oben in der Gondel zwischen den Energieleitern und PAS-O variieren von 35 kV bei einem PEB bis 700 kV für einen NFB (**Tab. 7.1**). Ein Überschlag zwischen Kühlkörpern der Leistungselektronik, die an den Mittelpunkt des ZKs angeschlossen sind, und dem metallenen Gehäuse des DFIG ist daher möglich. Diese hohen Spannungen bestehen auch am Eingang des Generators und können zu einem Überschlag im Klemmenkasten des Generators sowie zu einem Durchschlag der Wicklungsisolierung des Generators führen.

Weitere kritische Stellen in der WEA sind die Ausgänge des Transformators auf der Mittelspannungsseite gegen die PAS-U. Auf der Unterspannungsseite des Transformators sind die Überspannungen  $u_{EL-U/PAS-U}$  erst bei steilen Blitzstoßströmen spürbar und bei einem NFB können bis zu 350 kV erreicht werden, kurzzeitig innerhalb der Stirnzeit des Blitzstoßstromes. Extrem hohe Werte bis zu 700 kV nimmt die Überspannung am Mittelspannungsausgang des Transformators gegen PAS-U  $u_{MS/PAS-U}$  bzw. zwischen Nieder- und Mittelspannungsseite  $u_{NS-MS}$  an. Da die Primär- und Sekundärwicklungen konzentrisch auf einem Eisenkern im Transformator angeordnet sind und mit einem Isolierrohr von einander isoliert sind, kann diese hohe Impulsspannung zu einem Überschlag zwischen den Wicklungen führen.

Die ohne SPDs ermittelten Überspannungen werden in der Realität die hohen Werte nicht erreichen, sondern zu Isolationsfehlern führen. Dadurch würden unkontrolliert Blitzteilströme in die Energieleiter eingespeist werden und sich die Überspannungen an einigen Stellen noch erhöhen. Um unkontrollierte Überschläge innerhalb der betrachteten WEA zu vermeiden, muss ein Überspannungsschutzkonzept vorgesehen werden. Im folgenden Kapitel wird dieses Konzept schrittweise realisiert: zunächst werden SPDs nur in der Gondel eingesetzt, dann nur im Turmfuß und endgültig in der Gondel und im Turmfuß.

### 7.3 Überspannungsschutz in Gondel

Zunächst werden die SPDs nur in der Gondel eingebracht und die Überspannungen in der WEA untersucht. Damit kann die Behauptung einiger WEA-Hersteller überprüft werden, dass SPDs in der Gondel alle Überspannungen in der gesamten WEA beseitigen können, auch die Überspannungen im Turmfuß. Die SPDs in der Gondel SPD-O werden nach Abschnitt 6.2.7 zwischen der lokalen Potentialausgleichsschiene PAS-O und den Energiekabeln EL-O direkt vor dem DFIG platziert.

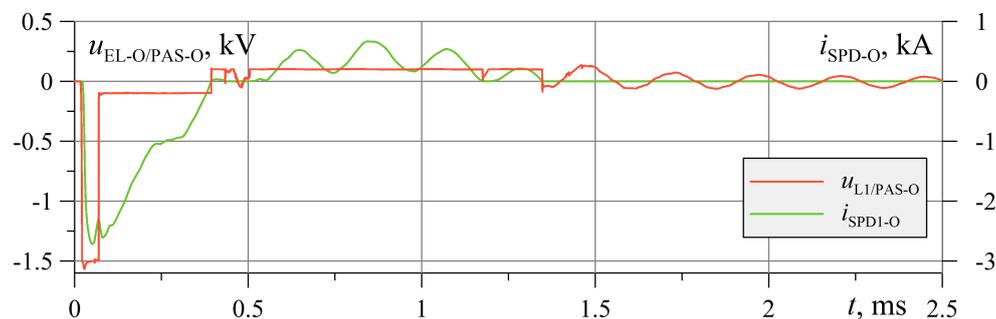
Als Erstes werden die auftretenden Überspannungen innerhalb der Gondel beim PEB untersucht. Die Überspannung  $u_{EL-O/PAS-O}$  zwischen den Energiekabeln und dem lokalen Bezugspotential in der Gondel PAS-O wird vollständig durch den Einsatz von SPDs von 35 kV auf 1,6 kV abgebaut (**Tab. 7.3**). Diese Spannung liegt gleichzeitig zwischen dem Kühlkörper ( $u_{KK/PAS-O}$ ) bzw. zwischen dem Sternpunkt des Generators ( $u_{SPG/PAS-O}$ ) und PAS-O an. Die **Abb. 7.15** zeigt die in einer Phase (L1) begrenzte Spannung gegen PAS-O und den zugehörigen Strom  $i_{SPD1-O}$  über die SPD-O. Zunächst wird die Spannung auf etwa 1,6 kV begrenzt, die aus Varistorspannung des Kombi-ableiters ( $u_{MOA} = 1,5 \text{ kV}$ ) und Spannungsabfall über den Anschlüssen des SPDs (ca. 100 V) besteht. Dann wird diese auf die Lichtbogen-spannung der FS  $u_{LB} = 100 \text{ V}$  begrenzt (Modell des SPD-Kombi-ableiters ist in **Anhang J** beschrieben). Die Spannungsdifferenzen zwischen den Phasen werden von 2,7 kV auf fast 1,5 kV verringert (**Tab. 7.3**).

Im Turmfuß dagegen steigt die Überspannung am niederspannungsseitigen Eingang des Transformators  $u_{EL-U/PAS-U}$  von 3 kV auf 12 kV an. Diese Überspannung entsteht durch die Blitzteilströme, die bei der Zündung der SPD-O jetzt über die Energiekabel und den Transformator fließen (siehe **Tab. 7.5**  $i_{SPD-O} = i_{EL}$ ). Die in der **Tab. 7.5** angegebene geflossene Ladung und die spezifische Energie für jeden SPD sind ohne Berücksichtigung des Netzfolgestroms berechnet, wobei ein Grenzwert für die spezifische Energie eines SPDs Typ2 von  $1 \text{ kJ}/\Omega$  bereits erreicht wird (**Anhang J, Tab. J.1**).

**Tab. 7.3** Scheitelwerte der Überspannungen in EL (in kV)

Gondel			Turmfuß		
$\hat{U}_{EL-O/PAS-O}$	$\hat{U}_{EL-O(L-L)}$	$\hat{U}_{ZK}$	$\hat{U}_{EL-U/PAS-U}$	$\hat{U}_{EL-U(L-L)}$	$\hat{U}_{NS-MS} = -\hat{U}_{MS/PAS-U}$
Ohne SPDs					
35	2,7	0,01	3	3,7	660
Mit SPD-O in der Gondel					
1,6	1,5	0,06	12	3,7	660

$$\hat{U}_{EL-O/PAS-O} = \hat{U}_{KK/PAS-O} = \hat{U}_{GSP/PAS-O}$$

**Abb. 7.15** Begrenzung der Überspannungen am Eingang des DFIG (EL-O)

Damit ein geringer Schutzpegel  $U_p \leq 1,5 \text{ kV}$  (Abschnitt 6.2.8) für leistungselektronische Komponenten des Umrichters und höhere Werte für die Energieaufnahme der SPDs gewährleistet werden können, kann ein SPD mit Überspannungsableiter Typ 1 auf Basis einer FS in Kombination mit einem Überspannungsableiter Typ 2 auf Basis eines Varistors realisiert werden (Kombiableiter; entsprechendes Modell in **Anhang J**). Die Überspannungen auf der Mittelspannungsseite unmittelbar am Ausgang des Transformators werden dabei nicht beeinflusst und sind unverändert hoch.

**Tab. 7.5** Beanspruchung der SPDs in der Gondel

SPD-O	Strom $\hat{I}_{SPD-O}$ , kA	Geflossene Ladung, C	Spezifische Energie, kJ/ $\Omega$
SPD1-O	2,7	0,77	1,07
SPD2-O	3,2	0,68	1
SPD3-O	2,5	0,52	0,64

Zusammenfassend ist festzuhalten, dass durch den Einsatz der SPDs in der Gondel die Überspannungen nur in der Gondel ausreichend reduziert werden können. Nach dem Ansprechen der SPDs fließen Blitzteilströme über die Energieleiter  $i_{EL}$ , die ihrerseits die Überspannungen im Turmfuß am niederspannungsseitigen Eingang des Transformators erhöhen. Dabei werden die Überspannungen zwischen Ober- und Unterspannungsseite des Transformators  $u_{NS-MS}$  und die Überspannungen am Ausgang des Transformators nicht beeinflusst (**Tab. 7.3**). Weitere Maßnahmen zum Überspannungsschutz im Turmfuß sind daher erforderlich.

## 7.4 Überspannungsschutz im Turmfuß

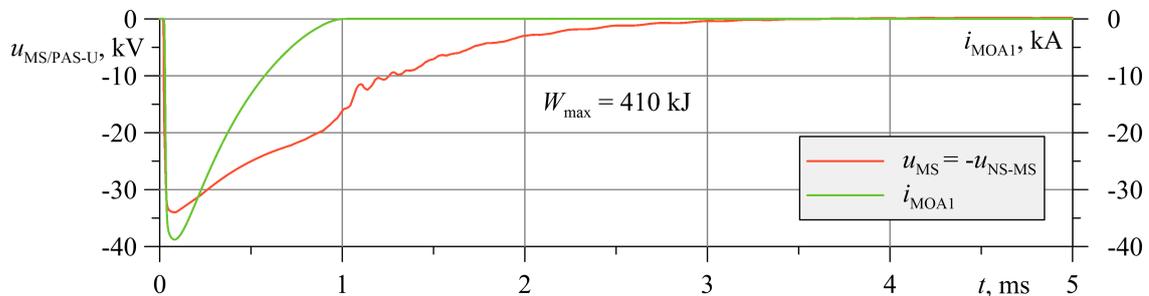
In diesem Abschnitt werden die Überspannungen innerhalb der WEA bei einem PEB untersucht, wenn SPDs nur im Turmfuß zwischen den Energiekabeln EL-U und PAS-U installiert sind (SPD-U, siehe Abschnitt 6.2.7, **Abb. 6.9**). Laut der Berechnung mit einem PEB werden die SPD-U aufgrund des direkt geerdeten Sternpunkts des Transformators weniger belastet als die oben in der Gondel installierten SPD-O. Allerdings werden bei steileren Blitzstoßströmen die Überspannungen am niederspannungsseitigen Eingang des Transformators  $u_{\text{EL-U/PAS-U}}$  ansteigen (**Tab. 7.1**) und die Überspannungsschutzeinrichtungen SPD-U werden diese sicher begrenzen. Was beim Überspannungsschutz im Turmfuß beachtet werden muss, sind die Überspannungen zwischen Primär- und Sekundärwicklungen des Transformators bzw. direkt am Mittelspannungsausgang des Transformators gegen die Erdungsanlage (PAS-U). Hier wird die Überspannung durch den Einsatz von Überspannungsschutzeinrichtungen SPD-U nicht beeinflusst und bleibt mit 660 kV sehr hoch.

Für die Begrenzung der Überspannungen auf der Mittelspannungsseite, direkt am Ausgang des Transformators, müssen weitere Überspannungsschutzeinrichtungen vorgesehen werden. Für diesen Zweck werden Mittelspannungsableiter (MS-MOA) auf Varistorbasis auf der Sekundärseite bzw. Netzseite eingesetzt (MOA 1, **Abb. 6.9**) und an die PAS-U angeschlossen. Dies reduziert die Überspannung  $u_{\text{MS/PAS-U}}$  von 660 kV auf ca. 25 kV, die Restspannung des ausgewählten MS-MOAs (Abschnitt 6.2.5).

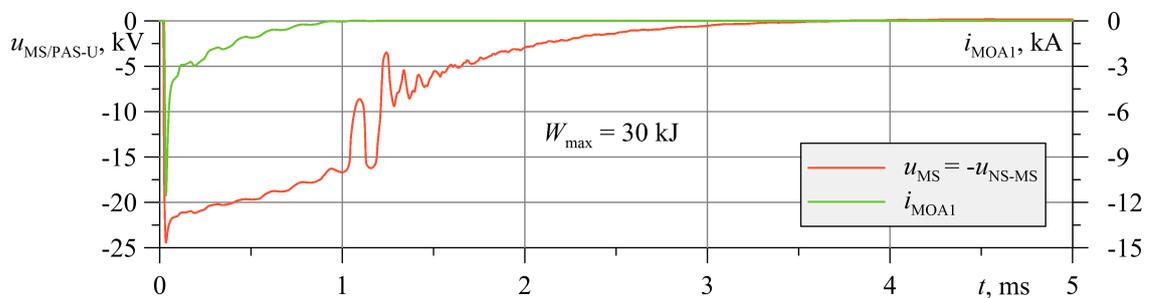
Allerdings bleibt noch eine hohe Überspannung gegen ferne Erde und an der Übergangsstelle von den unterirdischen Energiekabeln auf der Freileitung in 230 m Entfernung bestehen. Gleich am ersten Übergabemast entsteht eine hohe Überspannung gegen die Erdungsanlage dieses Mastes. Um diese hohe Überspannung weiter reduzieren zu können, müssen an dieser Stelle (am Übergang) weitere Überspannungsschutzeinrichtungen auf Basis von MS-MOA installiert werden (MOA 2, **Abb. 6.9**). Dabei können folgende Szenarien betrachtet werden. Nach dem Szenario 50%/50%, das in der Norm IEC 62305-4 [123] für baulichen Anlagen beschrieben ist, teilt sich der Blitzteilstrom zwischen den die WEA verlassenden Energiekabeln und der Erdungsanlage der WEA auf, wobei hohe Ströme bis zu 40 kA pro Phase bzw. pro MS-MOA zu erwarten sind (**Abb. 7.16a**,  $i_{\text{MOA1}}$ ). Der Energieumsatz pro MS-MOA wird dabei enorm hoch (410 kJ) und übersteigt den Grenzwert  $W_{\text{max}}^{\text{MS-MOA}}$  von 36 kJ des ausgewählten MS-MOAs um etwa das 13-fache. Außerdem erhöht ein hoher Blitzteilstrom durch den MOA seine Restspannung, die seinerseits zwischen den Wicklungen des Transformators über relativ lange Zeit anliegen und damit die Transformatorisolation schädigen kann ( $\hat{U}_{\text{MS/PAS-U}} = -\hat{U}_{\text{NS-MS}} = 36 \text{ kV}$ ).

Erst beim Szenario 5%/95% (Szenario, das auch bei der Messkampagne an der betrachteten WEA gemessen wurde, siehe Abschnitt 6.3.1.3, **Tab. 6.9**) kann ein, für die MS-MOA ungefährlicher Energieumsatz erreicht werden. Dabei sinkt auch die Restspannung über den MS-MOA auf  $\hat{U}_{\text{MS/PAS-U}} = 25 \text{ kV}$  (**Abb. 7.16b**), was dem zulässigen Bereich der Bemessungs-Blitzstoßspannung für die Mittelspannungsseite des Transformators  $\hat{U}_{\text{TB}} = 40 - 60 \text{ kV}$  (siehe Abschnitt 6.2.8) entspricht.

Dieses Szenario erfordert aber eine sehr niederohmige Erdungsanlage der WEA<sup>4</sup>. Dabei wird ein Blitzteilstrom von der Erdungsanlage über zunächst MOA 1 in die Energieleiter fließen ( $\hat{I}_{\text{MOA1}} = 12 \text{ kA}$ , **Abb. 7.16b**) und dann über MOA 2 in die Erdungsanlage des Freileitungsmasts.



(a) Stromaufteilungsszenario 50%/50%



(b) Stromaufteilungsszenario 5%/95%

**Abb. 7.16** Auswirkung der Stromaufteilung auf den Energieumsatz der MS-MOA

Um die Blitzteilströme über die MOA zu reduzieren, wurde am Standort Nyuzen eine Maßnahme ausprobiert, bei der zwei Erdungsanlagen miteinander über einen isolierten Erdungsleiter verbunden werden (siehe Abschnitt 6.3.1.3). Auf diese Weise teilt sich der Blitzteilstrom zwischen diesem Erdungsleiter und den installierten MS-MOA 1 auf. Damit werden die MS-MOA entlastet<sup>5</sup>.

Die Überspannungen oben in der Gondel wurden mit der Installation der Überspannungsschutzeinrichtungen im Turmfuß nicht wesentlich beeinflusst. So bleibt z.B. die Überspannung zwischen den Energiekabeln und Bezugspotential  $u_{\text{EL-O/PAS-O}}$  bei 35 kV (**Tab. 7.6**). Über die SPD-U fließt ein sehr geringer Blitzteilstrom (einige 100 A), der sehr geringere geflossene Ladungen und spezifische Energien in den Überspannungsschutzeinrichtungen verursacht, die von SPDs Typ 2 problemlos aufgenommen werden können.

<sup>4</sup>Die Erdungsanlage des Freileitungsmasts wurde vor Ort nicht ausgemessen. Laut der Berechnungen liegt der Widerstandswert bei etwa  $15 \Omega$  für das Stromaufteilungsszenario 5%/95%, wenn der Erdungsleiter zwischen beiden Erdungsanlagen unterbrochen ist. Damit wird das Worst-Case-Szenario für die MS-MOA mit dem Netzwerkmodell abgebildet.

<sup>5</sup>Wenn bei dem oben beschriebenen Blitzstromaufteilungsszenario 5%/95% (**Abb. 7.16b**) im Netzwerkmodell zwei Erdungsanlagen mit einem Erdungsleiter mit einer Wellenimpedanz von z.B.  $50 \Omega$  verbunden sind, übernimmt der Erdungsleiter ungefähr 7,5% vom Gesamtblitzstrom (PEB). Über einen MOA wird nur 0,03% des Gesamtblitzstromes abfließen und über die Erdungsanlage der WEA der Rest von 92%. Dabei sinkt die Energieaufnahme pro MOA von 30 kJ auf 0,5 kJ. Bei steilen Blitzstoßströmen ändert sich diese Aufteilung.

**Tab. 7.6** Scheitelwerte der Überspannungen in energetischer Anlage (in kV)

Gondel			Turmfuß		
$\hat{U}_{\text{EL-O/PAS-O}}$	$\hat{U}_{\text{EL-O(L-L)}}$	$\hat{U}_{\text{ZK}}$	$\hat{U}_{\text{EL-U/PAS-U}}$	$\hat{U}_{\text{EL-U(L-L)}}$	$\hat{U}_{\text{NS-MS}} = -\hat{U}_{\text{MS/PAS-U}}$
Ohne SPDs					
35	2,7	0,01	3	3,7	660
Mit MOA1, MOA2 und mit SPD-U im Turmfuß					
35	3	0,04	2,5	3	25

$$\hat{U}_{\text{EL-O/PAS-O}} = \hat{U}_{\text{KK/PAS-O}} = \hat{U}_{\text{GSP/PAS-O}}$$

Zusammenfassend ist festzuhalten, dass das Überspannungsschutzkonzept mit Überspannungsschutzeinrichtungen auf der Netzseite im Turmfuß mit Mittelspannungsableitern ergänzt werden muss. Dabei muss auf die Energieaufnahmegrenzwerte der auszuwählenden Mittelspannungsableiter geachtet werden. Die Installation der Überspannungsschutzeinrichtungen im Turmfuß hat keine Auswirkung auf die unverändert hohen Überspannungen in der Gondel.

## 7.5 Überspannungsschutz in Gondel und im Turmfuß

Die in den vorherigen Abschnitten betrachteten Varianten mit Installation der SPDs entweder in der Gondel oder im Turmfuß können keinen vollständigen Überspannungsschutz für WEA bieten. Im nächsten Abschnitt werden diese zwei Varianten zusammengebracht. Die Berechnungen werden für alle in Abschnitt 7.1 dargestellten Blitzströme durchgeführt, darunter auch für den Blitzlangzeitstrom. Die Blitzstromverteilung wird wiederum am Beispiel mit dem positiven Erstblitzstoßstrom (PEB) genauer betrachtet.

### 7.5.1 Bei positivem Erstblitzstoßstrom

Mit vorhandenen SPDs sowohl oben in der Gondel als auch unten im Turmfuß werden zwar die Überspannungen innerhalb der betrachteten WEA ausreichend begrenzt, es fließen aber deutlich höhere Blitzteilströme über die Energiekabel und PE-Leiter (und entsprechend über die SPDs, siehe **Tab. 7.7** und schematische Darstellung in **Abb. 7.20**) beim PEB. Aufgrund der starken Veränderung der Blitzstoßstromform wird neben den Scheitelwerten  $\hat{I}$  der Blitzteilströme zusätzlich ihre Ladung  $Q$  ausgewertet<sup>6</sup>. Aus diesem Grund wird die Blitzstromverteilung in der **Abb. 7.20** mit Prozentwerten dargestellt, die auf die Ladung bezogen sind,  $(Q \cdot 100\%) / Q_B$ .

Beim vorhandenen Überspannungsschutzkonzept sind die Überspannungsschutzeinrichtungen SPD-O oben in der Gondel energetisch höher beansprucht als die SPD-U im Turmfuß. Im Fall eines PEB mit  $\hat{I}_B = 200 \text{ kA}$  werden die für die SPDs Typ 2 angenommenen Grenzwerte für die geflossene Ladung und die spezifische Energie erreicht (**Tab. 7.7**, Grenzwerte für SPDs in **Tab. J.1** im **Anhang J**). Daraus folgt, dass SPDs Typ 1 bei diesem Worst-Case-Szenario (PEB mit 200 kA) zumindest in der Gondel eingesetzt werden müssen.

<sup>6</sup>Bei unterschiedlichen Stromformen werden für eine vollständige Bewertung der Stromverteilung noch die geflossenen Ladungen betrachtet. Als Beispiel, über SPD2-O fließt ein Blitzteilstrom mit  $\hat{I}_{\text{SPD2-O}} = 4,7 \text{ kA}$  und eine Ladung von 0,82 C (**Tab. 7.7**). Das entspricht 2,4% vom Scheitelwert des eingespeisten Blitzstoßstromes und nur etwa 0,8% von seiner Gesamtladung.

Bei geringeren Blitzteilströmen werden jedoch in Kombiableitern (SPD Typ 1) nur die Varistoren aktiv, die eine Restspannung von 1,5 kV erreichen. Diese Spannung kann jedoch relativ lange Zeit über den zu schützenden Anlagen (Umrichter in der Gondel und Transformator im Turmfuß) anliegen (**Abb. 7.17** Dauer von bis zu einigen 100 ms).

**Tab. 7.7** Beanspruchung der SPDs beim PEB

SPD, EL	Strom $\hat{I}$ , kA	Geflossene Ladung $Q$ , C	Spezifische Energie, kJ/ $\Omega$
<i>Überspannungsschutzeinrichtungen oben (SPD-O)</i>			
SPD1-O	3,5	0,86	1,0
SPD2-O	4,7	0,84	1,8
SPD3-O	2,8	0,15	0,3
<i>Überspannungsschutzeinrichtungen unten (SPD-U)</i>			
SPD1-U	2,6	0,07	0,145
SPD2-U	3,6	0,13	0,37
SPD3-U	2,0	0,05	0,1
<i>Stromfluss über Energieleiter</i>			
EL1	3,5	0,54	-
EL2	4,7	0,81	-
EL3	2,8	0,5	-

Die Blitzteilströme  $i_{\text{SPD-O}}$  fließen bei einem PEB über alle drei SPD-O von PAS-O in die Energieleiter in Richtung des Transformators im Turmfuß mit einer Gesamtladung von 1,85 C (**Tab. 7.8**). Über die Schutzleiter PE fließt ein Blitzteilstrom  $i_{\text{PE}}$  mit einem Scheitelwert von 6,7 kA mit einer Ladung von 3 C. In den Umrichter fließt bei dem betrachteten Schaltzustand der IGBTs etwa 0,35% (**Tab. 7.8**,  $i_{\text{DFIG}}$ ) von dem Gesamtblitzstrom hinein und dann über den ZK wieder zurück auf die Energieleitungen ( $i_{\text{ZK}} = i_{\text{NSU}} + i_{\text{RSU}}$ ). Der Blitzteilstrom über den Umrichter fließt im Wesentlichen über den netzseitigen Umrichter (NSU) mit einem Scheitelwert von  $\hat{I}_{\text{NSU}} = 750$  A. Dieser Blitzteilstrom stellt die maximale Beanspruchung für die einzelnen IGBTs dar und überschreitet deren Stoßstrom-Grenzwerte  $\hat{I}_{10/350}$  und  $\hat{I}_{8/20}$  nicht (siehe **Tab. 6.7** in Abschnitt 6.2.8).

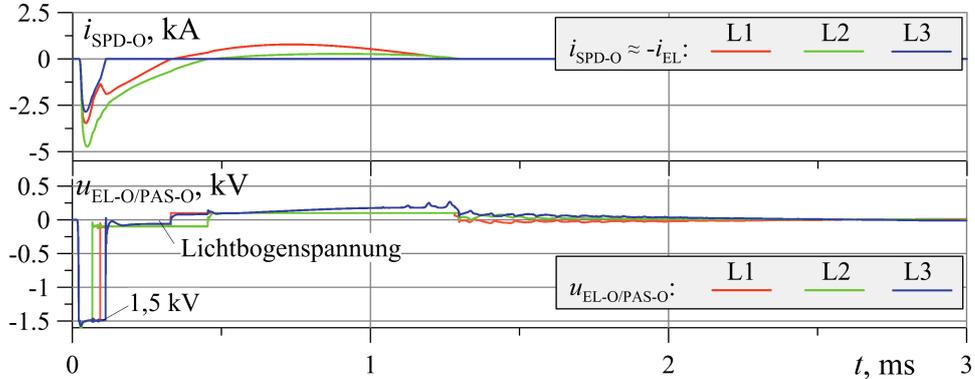
**Tab. 7.8** Blitzstromverteilung in energietechnischer Anlage beim PEB

Strom	$i_{\text{B}}$	$i_{\text{PE}}$	$i_{\text{SPD-O}}$	$i_{\text{SPD-U}}$	$i_{\text{EL}}$	$i_{\text{DFIG}}$	$i_{\text{T-NS}}$	$i_{\text{N}}$
$\Sigma Q$ , C bzw. %	100	3	1,85	0,25	1,85	0,35	1,6	4

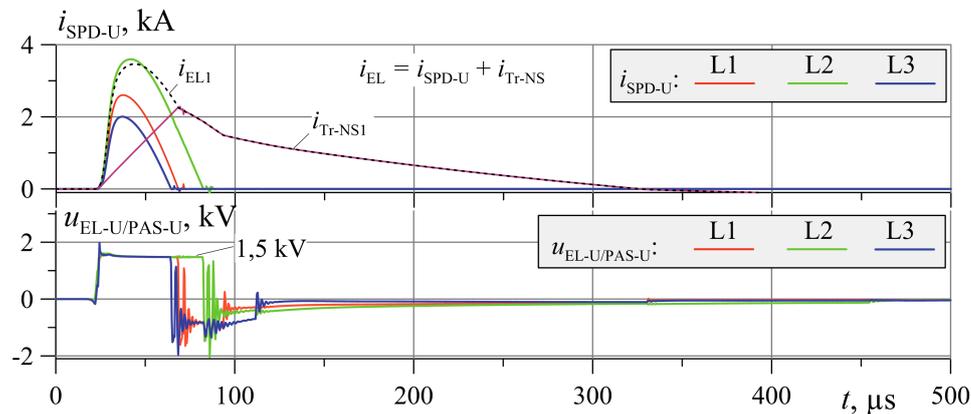
Die Stromverteilung wurde in **Abb. 7.20** in Abschnitt 7.5.3 für alle Blitzstoßströme schematisch dargestellt.

Im Turmfuß fließt der Blitzteilstrom  $i_{\text{EL}}$  hauptsächlich über den niederinduktiven Transformatorsternpunkt (TSP) mit einer Gesamtladung  $\Sigma Q_{\text{T-NS}} = 1,6$  C (**Tab. 7.8**), da die Funkenstrecken (FS) in den SPD-U nicht ansprechen (in den Kombiableitern arbeiten nur die Varistoren, **Abb. 7.17b**). Deswegen fließt über die SPD-U mit einer Gesamtladung  $\Sigma Q_{\text{SPD-U}} = 0,25$  C nur etwa 15% vom gesamten Blitzteilstrom  $i_{\text{EL}}$  ab. Aufgrund dessen bleibt die Restspannung von 1,5 kV über dem zu schützenden Transformator über eine Dauer von bis zu 100 – 200  $\mu\text{s}$  erhalten (**Abb. 7.17b**).

In **Abb. 7.17b** wird der Blitzteilstrom für die Phase L1 ( $i_{EL1}$ ) dargestellt, der sich zwischen SPD1-U ( $i_{SPD1-U}$ ) und der Wicklung des Transformators ( $i_{Tr-NS1}$ ) aufteilt. Aus diesen Stromverläufen und den Stromformen ist visuell zu erkennen, dass in SPD1-U nur der Varistor arbeitet und über die Wicklung des Transformators deutlich mehr Strom gegenüber im SPD1-U abfließt.



(a) In Gondel



(b) Im Turmfuß

**Abb. 7.17** Blitzteilströme über SPDs und zugehörige Überspannungen bei PEB

Auf der Mittelspannungsseite fließen über alle drei MS-MOA1 identische Blitzteilströme aus der Erdungsanlage mit einem Scheitelwert bis zu 11 kA und mit einer Gesamtladung von etwa 4 C (etwa 4% vom Gesamtblitzstoßstrom; entspricht der gemessenen Blitzstromverteilung am Standort Nyuzen, Abschnitt 6.3.1). Dabei beträgt die Energieaufnahme pro MOA etwa 30 kJ (siehe Abschnitt 7.4, **Abb. 7.16b**) und diese liegt unterhalb dem zulässigen Grenzwert (Abschnitt 6.2.5), wobei die Restspannung der MOA 25 kV beträgt. Der Strom fließt weiter in das Netz ( $i_N$ ) und dann über MS-MOA 2 zur Erdungsanlage des Freileitungsmastes (ETS FL), wenn die Erdungsanlagen nicht über einen isolierten Erdungsleiter miteinander verbunden sind (siehe Abschnitt 7.4). Die betrachteten Blitzteilströme stellen für die ausgewählten MS-MOA mit einem Nennableitstrom (8/20  $\mu$ s) von 10 kA keine Gefahr dar.

In Abschnitt 6.3.2 wird mit der Formel (6.10) ein Verfahren zur Abschätzung der Stromaufteilung im Kabelsystem innerhalb eines Turmes dargestellt, das mehrfach erfolgreich mit Messungen an einer Funkbasisstation RBS nachgewiesen wurde [113, 42]. Nach diesem Verfahren beträgt der Schirmfaktor nach Formel (6.10) für die betrachtete WEA  $\alpha_S = \alpha_T \cdot \alpha_F = 0,019$  (hier  $\alpha_T = 0,3$  für den Turm [42] und für 12 Leiter im Turm  $\alpha_F = 0,065$ ).

Die berechneten Blitzteilströme über die Energiekabel im Turm ergeben einen Bereich des Schirmfaktors von 0,014 (1,4%) bis 0,024 (2,4%) und der Mittelwert liegt gerade bei 0,019 und entspricht 1,9% (**Tab. 7.7**  $2,8 \text{ kA}/200 \text{ kA} = 0,014$  und  $4,7 \text{ kA}/200 \text{ kA} = 0,024$ ). Damit stimmt das Abschätzungsverfahren sehr gut mit der Berechnung überein<sup>7</sup>.

Das betrachtete Überspannungsschutzkonzept mit sowohl in der Gondel als auch im Turmfuß installierten SPDs bietet einen ausreichenden Überspannungsschutz für die gesamte energietechnische Anlage in der WEA. Mit diesem vollständigen Überspannungsschutzkonzept werden die Stoßspannungs- und Stoßstromfestigkeiten innerhalb der betrachteten WEA für alle Komponenten und Betriebsmittel (Abschnitt 6.2.8) nicht überschritten. Bei der Betrachtung mit einem PEB mit dem Scheitelwert 200 kA sprechen die FS der Kombiableiter (SPDs Typ 1) in der betrachteten Ausführung der WEA nur in der Gondel an und bei den eingesetzten SPDs Typ 2 an dieser Stelle werden ihre festgelegten Grenzwerte nun leicht überschritten. Im Turmfuß arbeiten dagegen nur die Varistoren der Kombiableiter und damit sind hier SPDs vom Typ 2 ausreichend. Die Messungen an den WEA in Japan (Abschnitt 3) und die japanische WEA-Blitzschutz-Norm zeigen, dass noch höhere Blitzstromscheitelwerte auftreten können und damit müssen an der betrachteten WEA auf der Unterspannungsseite SPDs Typ 1 (Kombiableiter) vorgesehen werden. In den nächsten Kapiteln werden die Berechnungen auch für die anderen Blitzstromkomponenten durchgeführt.

### 7.5.2 Bei negativem Erstblitzstoßstrom

Bei einem negativen Erstblitzstoßstrom (NEB) werden Reflexionen der Blitzstromwelle auf dem Blitzstromhauptpfad der WEA auftreten (siehe Abschnitt 7.2.3), die einen eigenen Beitrag zu den induzierten Überspannungen innerhalb der WEA über die erhöhte Steilheit des Blitzstoßstromes liefern und dadurch die installierten SPDs energetisch höher beanspruchen.

In der Gondel fließen Blitzteilströme aus der PAS-O über die SPD-O (**Tab. 7.9** und **Abb. 7.18a**) in Richtung des Transformators ( $i_{\text{SPD-O}} = i_{\text{EL}}$ ) mit einer Gesamtladung über alle SPD-O  $\Sigma Q_{\text{SPD-O}} = 0,2 \text{ C}$  (etwa 0,7% der Gesamtladung, **Tab. 7.10**). Aufgrund des Tiefpassfilters am Eingang des Umrichters wird jetzt bei steilen Stoßströmen weniger Blitzstrom in den Umrichter fließen ( $\hat{I}_{\text{DFIG}} = 200 \text{ A}$  mit  $Q_{\text{DFIG}} = 4 \text{ mC}$ ). Über die drei PE-Leiter im Turm fließt der Blitzteilstrom  $i_{\text{PE}}$  mit einer Gesamtladung von 1 C (3,5%).

Im Turmfuß fließt der Blitzteilstrom  $i_{\text{EL}}$  wieder überwiegend über die Wicklungen des Transformators und über seinen Sternpunkt weiter in die Erdungsanlage mit einer Gesamtladung von  $\Sigma Q_{\text{Tr-NS}} = 0,13 \text{ C}$  (etwa 0,5% der Gesamtladung) ab. Die restliche 0,2% übernehmen die SPD-U (siehe Blitzteilstromaufteilung für L1:  $i_{\text{EL1}} = i_{\text{SPD1-U}} + i_{\text{Tr-NS1}}$ , **Abb. 7.18b**). Über die oben in der Gondel installierten SPDs fließt ein größerer Blitzteilstrom als bei den unteren im Turmfuß installierten SPDs (ähnlich wie beim PEB), jedoch sind die SPDs deutlich weniger belastet und die für SPD Typ 2 festgelegten Grenzwerte (**Tab. J.1** in **Anhang J**) werden nicht überschritten. Außerdem arbeiten bei allen SPDs (oben und unten) bei NEB nur die Varistoren in den Kombiableitern. Dies fasst zusammen, dass beim NEB SPDs vom Typ 2 ausreichend sind.

<sup>7</sup>Auch für die geflossene Ladung trifft diese Übereinstimmung bei dieser Berechnung zu:  $(0,54 \text{ C} + 0,81 \text{ C} + 0,5 \text{ C})/100 \text{ C} = 0,018$ , obwohl das Verfahren für die Scheitelwerte aufgestellt wurde. Bei steilen Blitzstoßströmen kann diese Abschätzung nicht mehr angewendet werden.

Die berechneten Blitzteilströme weisen am Anfang geringe Schwingungen auf, die auf die Reflexionen auf dem Blitzstromhauptpfad und in den Energieleitungen zurückzuführen sind (Abschnitt 7.2.3, **Abb. 7.9**), und die die Scheitelwerte der Blitzteilströme ein wenig erhöhen (vor allem im Turmfuß).

**Tab. 7.9** Beanspruchung der SPDs beim NEB

SPD	Strom $\hat{I}_{\text{SPD}}$ , kA	Geflossene Ladung, C	Spezifische Energie, kJ/ $\Omega$
<i>Überspannungsschutzeinrichtungen oben (SPD-O, <math>i_{\text{SPD-O}} = i_{\text{EL}}</math>)</i>			
SPD1-O	1,6	0,06	0,07
SPD2-O	2,1	0,1	0,15
SPD3-O	1,3	0,05	0,05
<i>Überspannungsschutzeinrichtungen unten (SPD-U)</i>			
SPD1-U	0,02	2,5	0,02
SPD2-U	0,03	3,1	0,05
SPD3-U	0,02	2,2	0,01

**Tab. 7.10** Blitzstromverteilung in energietechnischer Anlage beim NEB

Strom	$i_{\text{B}}$	$i_{\text{PE}}$	$i_{\text{SPD-O}}$	$i_{\text{SPD-U}}$	$i_{\text{EL}}$	$i_{\text{DFIG}}$	$i_{\text{Tr-NS}}$	$i_{\text{N}}$
$\Sigma Q$ , C	28,7	1	0,2	0,07	0,2	0,004	0,13	0,75
in %	100	3,5	0,7	0,2	0,7	0,01	0,5	2,6

Die Stromverteilung wurde in **Abb. 7.20** in Abschnitt 7.5.3 für alle Blitzstoßströme schematisch dargestellt.

Die Reduktion der Überspannungen zwischen den Energieleitungen und PAS sowohl in der Gondel von  $\hat{U}_{\text{EL-O/PAS-O}} = 270$  kV (siehe **Tab. 7.1**) auf 2 kV als auch im Turmfuß von  $\hat{U}_{\text{EL-U/PAS-U}} = 115$  kV auf 4 kV sind ausreichend und stellen für die energietechnischen Anlagen keine Gefahr dar.

Im Turmfuß unten sind zwei Spannungssprünge zu erkennen (**Abb. 7.18b**): der erste bei 1,5 kV zeigt die Restspannung der SPDs und der zweite bei etwa 700 V ist der Spannungsabfall aufgrund des über die Wicklung des Transformators fließenden Blitzteilstromes mit nahezu konstanter Steilheit (siehe  $i_{\text{Tr-NS1}}$  in **Abb. 7.18b**). Dieser Blitzteilstrom erreicht auf der Unterspannungsseite des Transformators einen Scheitelwert in L2 von  $\hat{I}_{\text{Tr-NS2}} = 1,5$  kA und stellt für den Transformator mit seinem möglichen Kurzschlussstrom auf der Unterspannungsseite von  $I_{\text{K,US}} = 30$  kA (Abschnitt 6.2.8) keine Gefahr dar.

Auf der Mittelspannungsseite fließt über jeden einzelnen MS-MOA 1 ein Blitzteilstrom aus der Erdungsanlage mit einem Scheitelwert von 6,5 kA (3,7/15  $\mu\text{s}$ ). Dabei beträgt die Energieaufnahme 5,5 kJ pro Ableiter und liegt damit unterhalb vom Grenzwert  $W_{\text{max}}^{\text{MS-MOA}} = 36$  kJ (Abschnitt 6.2.5), wobei die Restspannung etwa 22 kV beträgt. Insgesamt wird etwa 2 – 3 % des NEB in das Netz eingespeist.

Der bereits für den PEB in Abschnitt 7.5.2 betrachtete Schirmfaktor  $\alpha_{\text{S}}$  für jeden einzelnen Energieleiter liegt im Bereich von 0,013 bzw 1,3% (1,3 kA/100 kA, siehe **Tab. 7.9**) bis 0,021 bzw. 2,1% (2,1 kA/100 kA), was einem Mittelwert von 0,017 (1,7%) entspricht. Dies stimmt immer noch gut mit dem im vorherigen Abschnitt berechneten Schirmfaktor für die betrachtete WEA  $\alpha_{\text{S}} = 0,019$  (1,9%) überein.

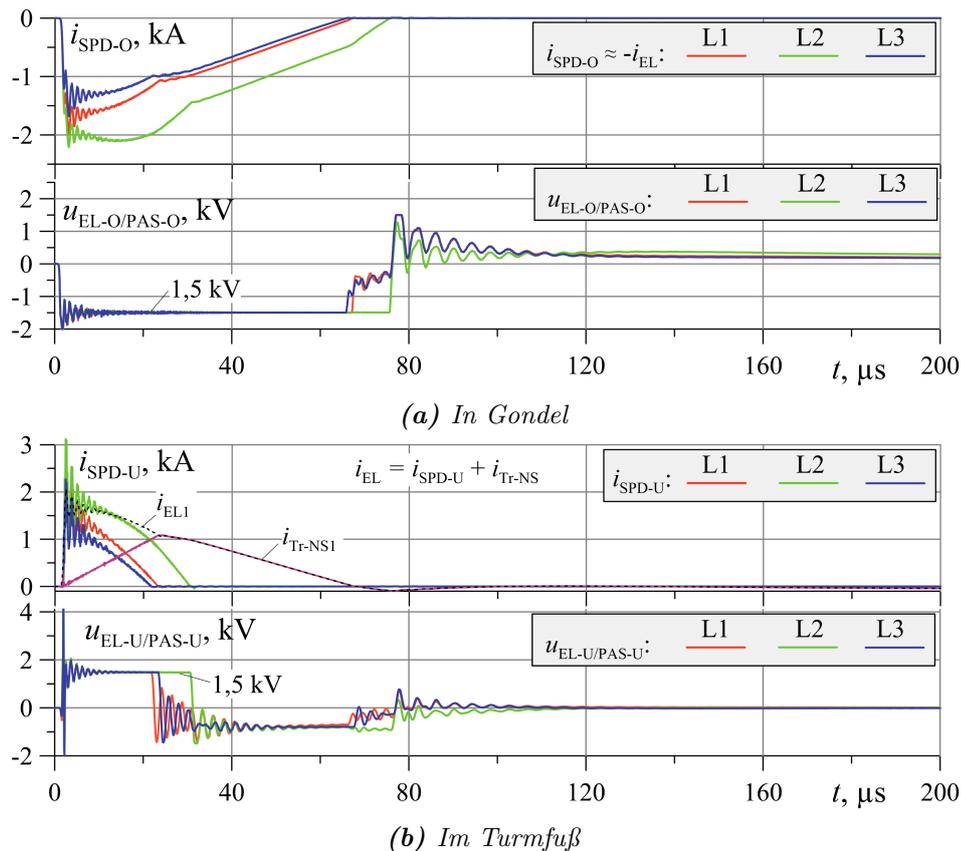


Abb. 7.18 Blitzteilströme über SPDs und zugehörige Überspannungen bei NEB

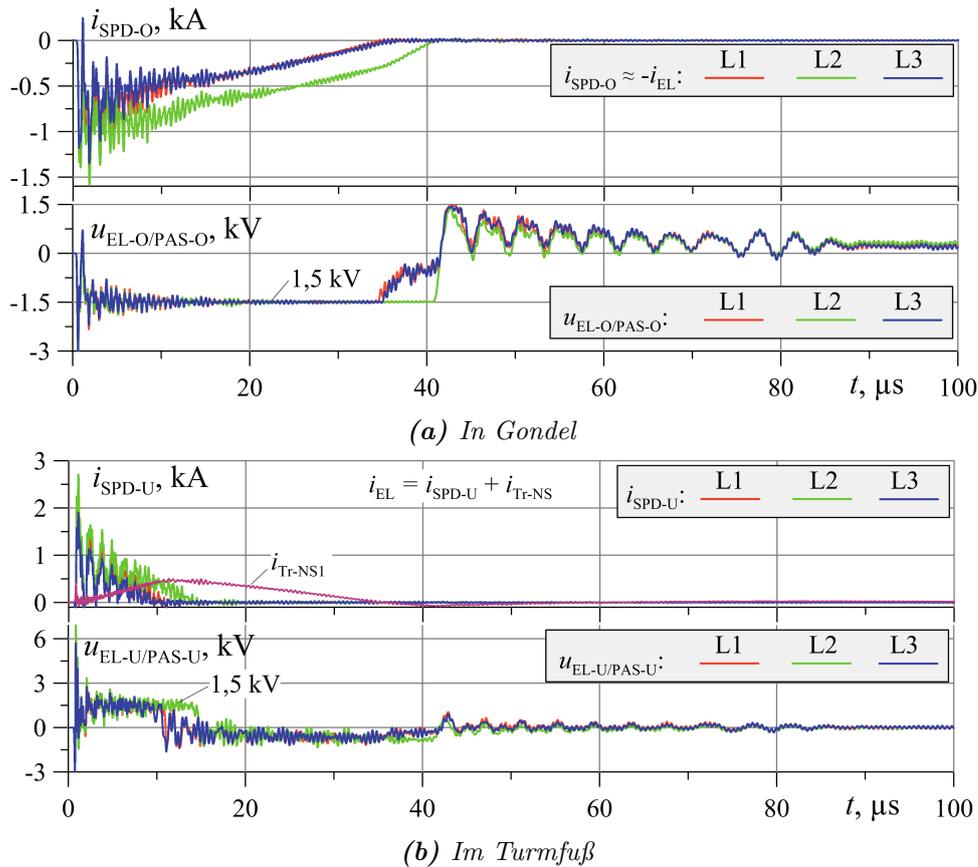
Zusammenfassend kann daher zu den SPDs auf der Unterspannungsseite des Transformators gesagt werden, dass SPD Typ 2 die beim NEB auftretenden Überspannungen ohne Überlastung ausreichend begrenzen können.

### 7.5.3 Bei negativem Folgeblickstrom

Beim negativen Folgeblickstrom (NFB) werden Reflexionen auf dem Blitzstromhauptpfad der WEA noch „stärker“ auftreten. Die hohe Steilheit beim NFB zusammen mit diesen Reflexionen führt zu hohen Überspannungen innerhalb der WEA (Abschnitt 7.2.4). Allerdings sind diese Überspannungen von sehr kurzer Dauer und in die Energieleitungen werden nur geringe Blitzteilströme eingespeist (Tab. 7.11 und Abb. 7.19).

Tab. 7.11 Beanspruchung der SPDs beim NFB

SPD	Strom $\hat{I}_{SPD}$ , kA	Geflossene Ladung, C	Spezifische Energie, kJ/Ω
<i>Überspannungsschutzeinrichtungen oben (SPD-O, <math>i_{SPD-O} = i_{EL}</math>)</i>			
SPD1-O	1,7	0,01	
SPD2-O	1,8	0,02	<0,02
SPD3-O	1,6	0,01	
<i>Überspannungsschutzeinrichtungen unten (SPD-U)</i>			
SPD1-U	2,4	0,006	
SPD2-U	2,7	0,01	<0,01
SPD3-U	2	0,004	



**Abb. 7.19** Blitzteilströme über SPDs und zugehörige Überspannungen beim NFB

Die prozentuale, auf die Ladung bezogene, Stromverteilung hat sich innerhalb der WEA nicht wesentlich verändert (**Abb. 7.20**). In der Gondel fließen wiederum die Blitzteilströme aus der PAS-O über die SPD-O zu den Energieleitern mit der Gesamtladung  $\Sigma Q_{\text{SPD-O}} = 0,05 \text{ C}$  (etwa 0,7%,  $i_{\text{SPD-O}} = i_{\text{EL}}$ , **Tab. 7.12**). Aufgrund der Induktivität des Tiefpassfilters am Eingang des Umrichters fließt ein sehr geringer Blitzteilstrom in den Umrichter  $\hat{I}_{\text{DFIG}} = 120 \text{ A}$ ,  $\Sigma Q_{\text{Tr-NS}} = 0,002 \text{ C}$  (0,03%). Über die drei PE-Leiter fließen insgesamt 0,25 C, etwa 3,5% ab und über den Turm die restlichen 95%. Im Turmfuß teilt sich der Blitzteilstrom zwischen dem TSP mit  $\Sigma Q_{\text{Tr-NS}} = 0,034 \text{ C}$  (0,5%) und den SPD-U mit nur  $\Sigma Q_{\text{SPD-U}} = 0,025 \text{ C}$  (0,2%) auf, wobei über die niederinduktiven Wicklungen des Transformators wiederum ein höherer Blitzteilstrom abfließt.

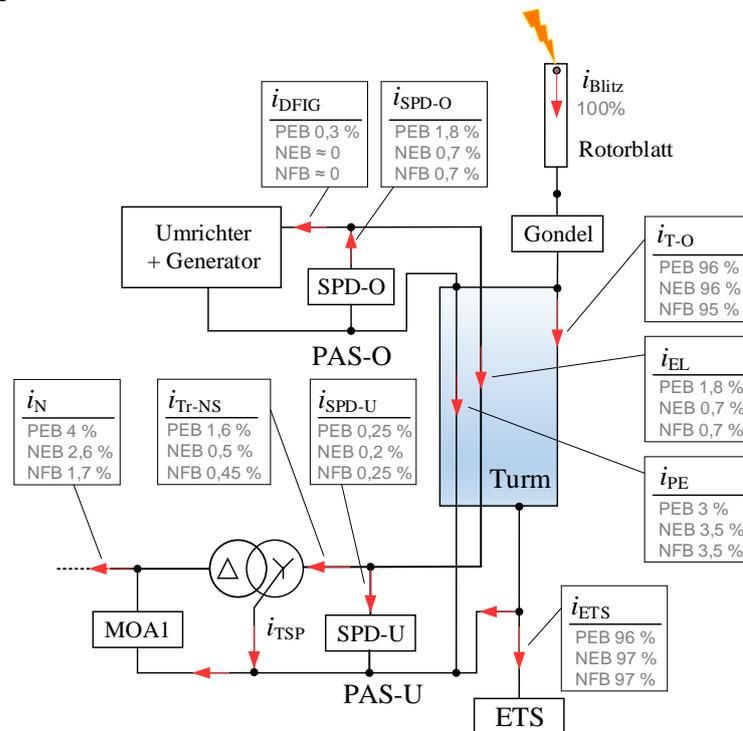
**Tab. 7.12** Blitzstromverteilung in energietechnischer Anlage beim NEB

Strom	$i_B$	$i_{\text{PE}}$	$i_{\text{SPD-O}}$	$i_{\text{SPD-U}}$	$i_{\text{EL}}$	$i_{\text{DFIG}}$	$i_{\text{Tr-NS}}$	$i_N$
$\Sigma Q, \text{ C}$	7,2	0,25	0,05	0,02	0,05	0,002	0,034	0,13
in %	100	3,5	0,7	0,25	0,7	0,03	0,5	1,7

Die Stromverteilung wurde in **Abb. 7.20** für alle Blitzstoßströme schematisch dargestellt.

Die Überspannungsschutzeinrichtungen begrenzen erfolgreich die enorm hohe Überspannungen innerhalb der WEA: in der Gondel von  $\hat{U}_{\text{EL-O/PAS-O}} = 700 \text{ kV}$  (siehe Berechnung ohne SPDs in **Tab. 7.1**) bis auf 3 kV und im Turmfuß von  $\hat{U}_{\text{EL-U/PAS-U}} = 350 \text{ kV}$  bis auf 6 kV (Restspannung des Varistors im Kombiableiter kombiniert mit Spannungsabfall über seinen Anschlüssen).

Allerdings sind die SPDs trotz der Auswirkung starker Reflexionen nach wie vor energetisch wenig beansprucht (**Tab. 7.11**) und können unter solchen Bedingungen durch SPD Typ 2 ersetzt werden.



**Abb. 7.20** Blitzstromverteilung in WEA bei allen untersuchten Blitzstoßströmen bezogen auf die Ladung (beim PEB sind die SPDs oben in der Gondel am höchsten beansprucht, weil nur in diesem Fall die FS in den Kombiableitern ansprechen)

Auf der Mittelspannungsseite tragen die MS-MOA einen Blitzteilstrom mit einem Scheitelwert von 3,5 kA ( $2/11 \mu\text{s}$ ) und die Gesamtladung über drei Ableiter ist  $\Sigma Q_{\text{MOA1}} = 0,13 \text{ C}$  (1,7%). Die Energieaufnahme erreicht dabei pro Ableiter den Wert von 1 kJ, der wiederum unterhalb des Grenzwertes von  $W_{\text{max}}^{\text{MS-MOA}} = 36 \text{ kJ}$  liegt.

Der Schirmfaktor  $\alpha_s$  für die einzelnen Energieleiter liegt im Bereich von 0,032 (1,6 kA/50 kA, **Tab. 7.11**) bis 0,036 (1,8 kA/50 kA), was dem Mittelwert 0,034 entspricht. Dieser Wert ist beim NFB höher als der im Abschnitt 6.3.2 abgeschätzte Schirmfaktor  $\alpha_s = 0,019$ . Dies kann mit den vorhandenen Reflexionen und den damit verbundenen erhöhten Blitzteilströmen über die Energieleitungen erklärt werden.

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass, obwohl Reflexionen die Scheitelwerte der Blitzteilströme in den Energieleitungen erhöhen, die Dauer dieser Erhöhung sehr kurz ist und damit für die Überspannungsschutzeinrichtungen, vor allem für SPD Typ 2, keine unzulässige Beanspruchung darstellt.

#### 7.5.4 Bei Stoßstrom mit Blitzlangzeitstrom

In Abschnitt 7.2.5 dargestellte Berechnungen mit einem Blitzlangzeitstrom weisen auf sehr niedrige Spannungen innerhalb der betrachteten WEA hin. Damit sprechen die in der Gondel und im Turmfuß eingesetzten SPDs nicht an. Die Berechnung für einen Blitzlangzeitstrom in Kombination mit einem Blitzstoßstrom (z.B. PEB) zeigen, dass nach dem Ende des führenden Blitzstoßstromes der Langzeitstrom ausschließlich über den Turm und die PE-Leiter, aber nicht über die SPDs und entsprechend nicht über die Energieleiter fließt.

Die SPDs löschen bei dem PEB bereits nach ungefähr 1,3 ms (siehe Abschnitt 7.5.1, **Abb. 7.17a**), wobei der Blitzstrom zu diesem Zeitpunkt auf dem Blitzstromhauptpfad immer noch fast 20 kA beträgt. Damit werden die SPDs nicht mit dem Langzeitblitzstrom (400 A) belastet (hinsichtlich der Widerstandswerte bietet der Blitzstromhauptpfad für Blitzlangzeitströme den attraktiven Weg).

## 7.6 Berechnung mit DFIG und aktivem Umrichter

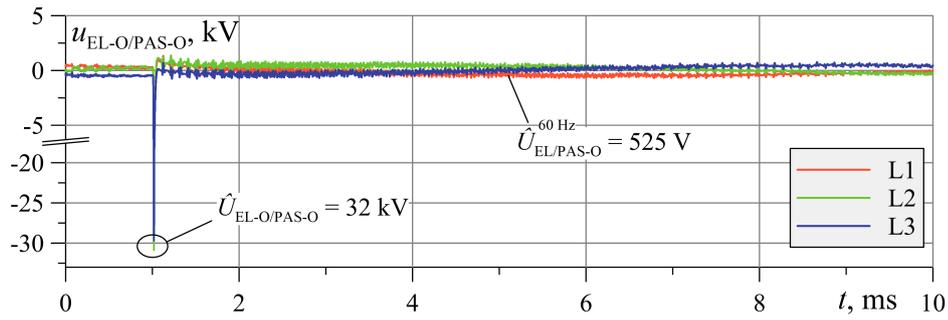
In diesem Abschnitt wird das Netzwerkmodell weiter mit einem voll betriebsfähigen DFIG und einem Pulsweitenmodulation (PWM)Pulsweitenmodulation(PWM)-gesteuerten Umrichter ergänzt, um einen realistischen Leistungsfluss in den Energieleitungen nachzubilden. Das erweiterte Netzwerkmodell erlaubt es, das zuvor stark vereinfachte Netzwerkmodell zu verifizieren, wo sich die leistungselektronischen Schalter (IGBT) nur in einem festgelegten Schaltzustand befanden (Abschnitt 6.2.7, **Abb. 6.9**). Dadurch können die Überspannungsschutzeinrichtungen, je nach Charakteristik, zusätzlich mit einem Folgestrom aus dem Generator (DFIG) beansprucht werden. Für den Spannungszwischenkreis-Umrichter (Voltage Source Converter, VSC) wird ein gängiges PWM-Modulationsverfahren angewendet. Die Realisierung des vollständigen Netzwerkmodells in EMTP-ATP für einen ausgewählten Betriebszustand wird in **Anhang I** beschrieben. Die Berechnung wird ohne und mit Überspannungsschutzeinrichtungen bei einem PEB durchgeführt, da die Überspannungsschutzeinrichtungen beim PEB am höchsten beansprucht werden (siehe Abschnitt 7.5.1).

### 7.6.1 Berechnung ohne Überspannungsschutzeinrichtungen

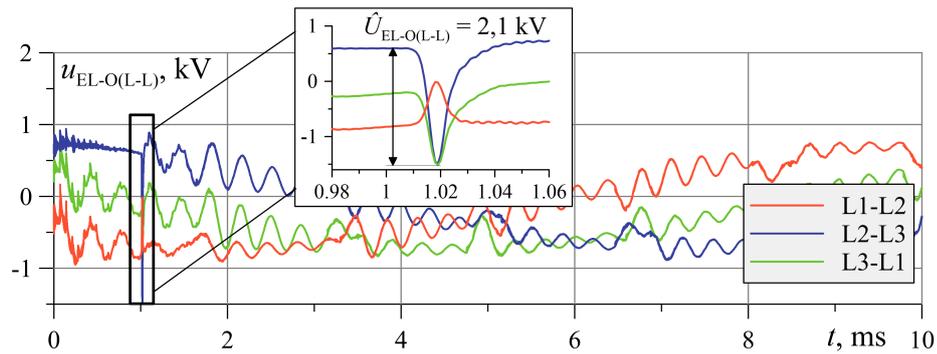
Zunächst wird die Berechnung ohne Überspannungsschutzeinrichtungen durchgeführt und die Überspannungen innerhalb der WEA werden mit entsprechenden Überspannungen aus dem Abschnitt 7.2 verglichen. Die Blitzstromverteilung in der energietechnischen Anlage wird bei dieser Betrachtung ohne Überspannungsschutzeinrichtungen nicht berücksichtigt, da die Blitzteilströme im Vergleich zu den Betriebsströme zu klein sind (siehe Abschnitt 7.2).

Zunächst zeigen die Überspannungen in der Gondel  $u_{EL-O/PAS-O}$  zwischen den Energieleitungen und dem lokalen Erdpotential PAS-O in der **Abb. 7.21a** eine sehr gute Übereinstimmung mit den vorher im Abschnitt 7.2 berechneten Werten im vereinfachten Netzwerkmodell (**Abb. 7.6**). Die Phasenüberspannung  $\hat{U}_{EL-O/PAS-O}$  liegt bei 32 kV, die gleichzeitig zwischen dem Kühlkörper ( $u_{KK}$ ) bzw. dem Sternpunkt des Generators ( $u_{GSP}$ ) und PAS-O anliegt. Die maximale Leiter-Leiter-Spannung  $u_{EL-O(L-L)}$  erreicht dabei 2,1 kV (600 V + 1.500 V, **Abb. 7.21b**).

Im Turmfuß sind die Überspannungen ebenso im Netzwerkmodell für einen vollständigen DFIG mit gesteuertem Umrichter nicht merklich beeinflusst worden: die Phasenüberspannungen  $u_{EL-U/PAS-U}$  und die Leiter-Leiter-Überspannungen  $u_{EL-U(L-L)}$  ebenfalls, bleiben wie beim vereinfachten Netzwerkmodell viel geringer als in der Gondel (**Tab. 7.13**) und unterscheiden sich nur geringfügig durch die jetzt vorhandene Netzspannung. Die Überspannung  $u_{NS-MS}$  zwischen der Primärseite (NS) und der Sekundärseite (MS) des Transformators bleibt genauso hoch, wie es bereits mit dem vereinfachten Netzwerkmodell berechnet wurde ( $\hat{U}_{NS-MS} = 660$  kV, **Abb. 7.22**). Die Überspannung klingt sehr langsam über der Zeit ab, was für die Isolation des Transformators aufgrund des hohen Spannungs-Zeit-Integrals kritisch sein kann.



(a) Phasenspannungen



(b) Leiter-Leiter-Spannungen

Abb. 7.21 Überspannungen am Eingang des DFIG (EL-O) bei PEB

Die Überspannung am Ausgang des Transformators gegen ferne Erde bleibt mit 250 kV unverändert hoch im Vergleich zum vereinfachten Netzwerkmodell.

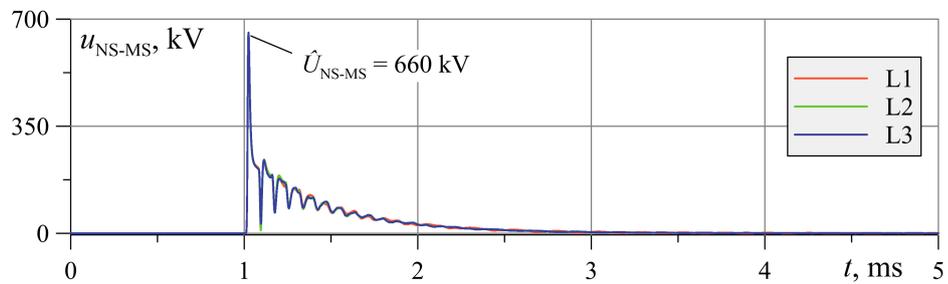


Abb. 7.22 Überspannungen zwischen Primär- und Sekundärseite des Transformators bei PEB

Tab. 7.13 Scheitelwerte der Überspannungen in energietechnischer Anlage (in kV) bei PEB

Gondel			Turmfuß		
$\hat{U}_{EL-O/PAS-O}$	$\hat{U}_{EL-O(L-L)}$	$\Delta \hat{U}_{ZK}$	$\hat{U}_{EL-U/PAS-U}$	$\hat{U}_{EL-U(L-L)}$	$\hat{U}_{NS-MS} = -\hat{U}_{MS/PAS-U}$
Netzwerkmodell für ausgewählten Schaltzustand (Abb. 6.9)					
35	2,7	0,01	3	3,7	660
Netzwerkmodell mit „aktivem“ DFIG und Umrichter					
32	2,1	0,01	2,5	3,1	660

$$\hat{U}_{EL-O/PAS-O} = \hat{U}_{KK/PAS-O} = \hat{U}_{GSP/PAS-O}$$

Die Blitzteilströme in der energietechnischen Anlage (Umrichter, Transformator) sind sehr gering und über die PE-Leiter fließt etwa 3,5% des eingespeisten Blitzstoßstromes ab, wie es bereits mit dem vereinfachten Netzwerkmodell berechnet wurde (Abschnitt 7.2.1). Die beiden Netzwerkmodelle liefern zunächst gleiche Ergebnisse ohne SPDs, wobei das vereinfachte Netzwerkmodell deutlich einfacher zu realisieren und zu beherrschen ist.

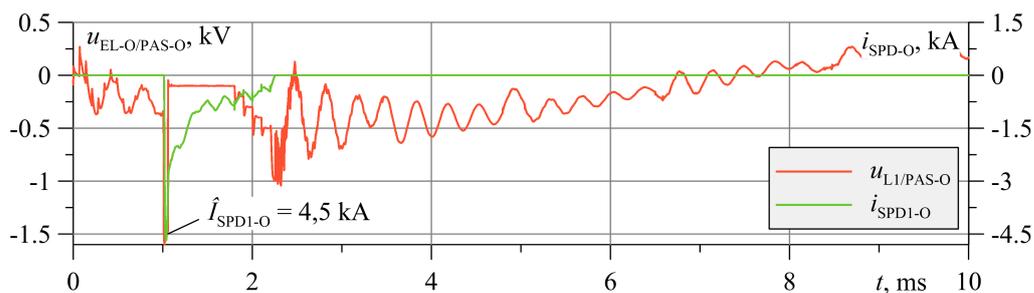
## 7.6.2 Berechnung mit Überspannungsschutzeinrichtungen

Das oben untersuchte Netzwerkmodell mit „vollständigem“ DFIG und „aktivem“ Umrichter wird hier mit Überspannungsschutzeinrichtungen in der Gondel und im Turmfuß beschaltet. Die erhaltenen Ergebnisse werden wiederum mit den entsprechenden Ergebnissen des vereinfachten Netzwerkmodells aus dem Abschnitt 7.5.1 verglichen.

Im Allgemeinen liefern die beiden Netzwerkmodelle sehr ähnliche Ergebnisse mit dem Unterschied, dass bei der Schaltung mit DFIG jetzt ein netzfrequenter Folgestrom in den Überspannungsschutzeinrichtungen auftreten kann. Nach **Anhang J** sind die SPDs so aufgebaut, dass sie den netzfrequenten Folgestrom möglichst schnell begrenzen. Die **Abb. 7.23** zeigt die Funktion eines SPDs in der Gondel mit ansteigender Lichtbogenspannung (etwa 1 kV/ms), die den Folgestrom begrenzt. Über die Überspannungsschutzeinrichtungen und über die Energieleiter fließen ähnliche Blitzteilströme, die im Abschnitt 7.5 bereits beschrieben worden sind. Der Vergleich von **Tab. 7.14** mit **Tab. 7.7** zeigt dies, wobei die integralen Stromwerte aufgrund des über die Überspannungsschutzeinrichtungen fließenden Folgestromes leicht angestiegen sind.

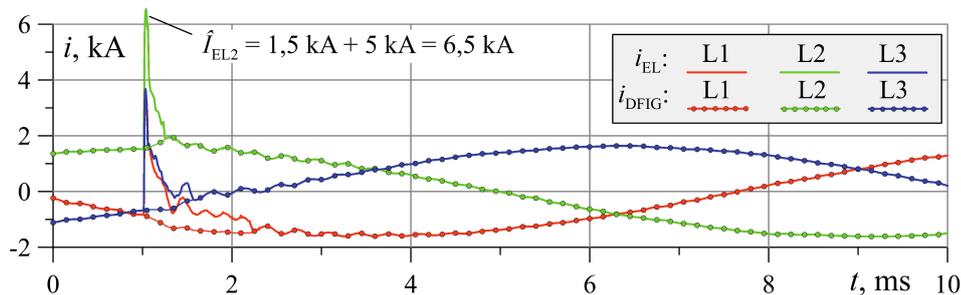
**Tab. 7.14** Beanspruchung der SPDs beim PEB

SPD	Strom $\hat{I}_{\text{SPD}}$ , kA	Geflossene Ladung, C	Spezifische Energie, kJ/ $\Omega$
<i>Überspannungsschutzeinrichtungen oben (SPD-O)</i>			
SPD1-O	4,5	1,15	1,7
SPD2-O	5	0,46	1,4
SPD3-O	4,3	0,64	1,2
<i>Überspannungsschutzeinrichtungen unten (SPD-U)</i>			
SPD1-U	3,3	0,1	0,26
SPD2-U	4,1	0,15	0,5
SPD3-U	3,5	0,09	0,25



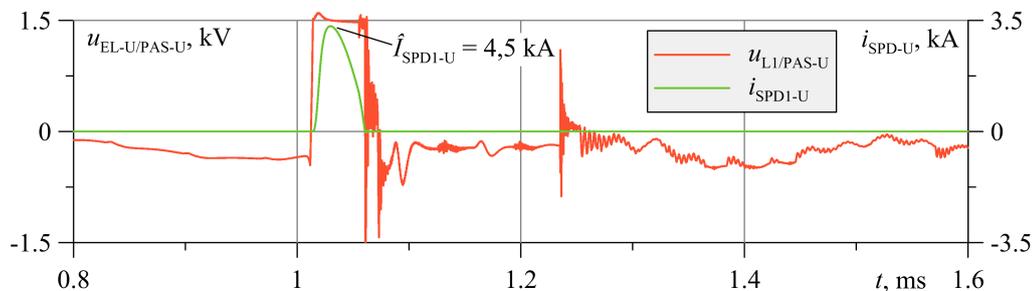
**Abb. 7.23** Begrenzung der Überspannungen am Eingang des DFIG (EL-O, L1) bei PEB

An den drei Phasen haben die Überspannungsschutzeinrichtungen erfolgreich und schnell den netzfrequenten Folgestrom begrenzt, so dass der normale Betrieb der DFIG-Maschine und des Umrichters nicht gestört worden ist, wobei in den Umrichter selbst nur ein sehr kleiner Blitzteilstrom geflossen ist (siehe Stromverläufe des DFIGs  $i_{\text{DFIG}}$  in **Abb. 7.24**). Zu einem ähnlichen Ergebnis hat auch das vereinfachte Netzwerkmodell geführt und die Begründung in Abschnitt 7.5.1 ist auch jetzt, dass am Eingang des Umrichters ein Tiefpassfilter wirkt und zudem der Sternpunkt des Generators isoliert ist. Außerdem wird bei dem Modell mit „aktivem“ Umrichter eine Vereinfachung verwendet (siehe Abschnitt I.3): im Umrichter sind NSU und RSU voneinander elektrisch isoliert. Auf diese Weise fließen die Blitzteilströme aus den SPD-O komplett über die Energieleiter in Richtung Turmfuß.



**Abb. 7.24** Ströme über Energiekabel und DFIG bei PEB

Im Turmfuß arbeiten bei allen SPD-U nur die Varistoren in den Kombiableitern (**Abb. 7.25**) und der Blitzstrom fließt hauptsächlich über den zu schützenden Transformator, dessen Sternpunkt direkt geerdet ist, in Richtung der Erdungsanlage ab.

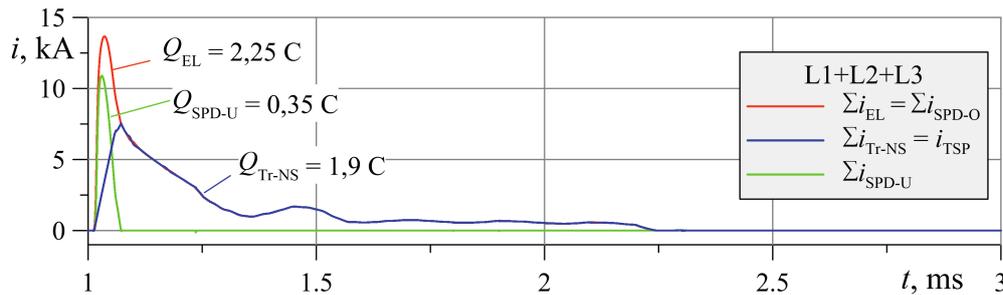


**Abb. 7.25** Begrenzung der Überspannungen am Eingang des Transformators (EL-U, L1) bei PEB

Um die Blitzstromverteilung über die Energieleiter und die energietechnischen Anlagen des Drehstromsystems besser nachvollziehen zu können, werden einfach alle Ströme in den Phasen addiert. Demzufolge kann die Gesamtladung des Blitzteilstromes über alle drei Phasen extrahiert werden. Die Summe aller Ströme über die Energieleiter  $i_{\text{EL}}$  in **Abb. 7.24** ergibt einen Blitzteilstrom  $\sum i_{\text{EL}}$  in **Abb. 7.26** mit einer Gesamtladung von  $Q_{\text{EL}} = 2,25 \text{ C}$  (**Tab. 7.15**). Diese Gesamtladung teilt sich im Turmfuß auf: etwa 1,9 C fließt direkt über die Wicklungen des Transformators zur Erdungsanlage und den Rest von 0,35 C übernehmen die Überspannungsschutzeinrichtungen. Gleichzeitig fließt über die PE-Leiter ca. 3% ( $Q_{\text{PE}} = 3 \text{ C}$ ) vom Gesamtblitzstoßstrom ab. In das MS-Netz werden die gleichen Blitzteilströme eingespeist, wie bereits mit dem vereinfachten Netzwerkmodell berechnet.

**Tab. 7.15** Blitzstromverteilung in energietechnischer Anlage beim PEB

Strom	$i_B$	$i_{PE}$	$i_{SPD-O}$	$i_{SPD-U}$	$i_{EL}$	$i_{DFIG}$	$i_{Tr-NS}$	$i_N$
Netzwerkmodell für einen ausgewählten Schaltzustand ( <b>Abb. 6.9</b> )								
$\Sigma Q, C$ bzw. %	100	3	1,85	0,25	1,85	0,35	1,6	4,3
Netzwerkmodell mit „vollständigem“ DFIG und „aktivem“ Umrichter								
$\Sigma Q, C$ bzw. %	100	3	2,25	0,35	2,25	0	1,9	4,3



**Abb. 7.26** Blitzstromverteilung über Energiekabel bei PEB

Im Allgemeinen stimmen die Werte der zwei betrachteten Netzwerkmodelle sehr gut mit einander überein (**Tab. 7.15** und **Tab. 7.17**). Bei dem Netzwerkmodell mit DFIG und „aktivem“ Umrichter werden zwar die netzfrequenten Folgeströme über die Überspannungsschutzeinrichtungen mitberücksichtigt, allerdings ist ihr Anteil an der Beanspruchung der SPDs sehr gering. Daraus folgt, dass die Untersuchung der Blitzstoßstromverteilung innerhalb einer WEA mit dem vorgeschlagenen vereinfachten Netzwerkmodell durchgeführt werden kann. Die Berechnung mit dem Netzwerkmodell mit DFIG und „aktivem“ Umrichter hat allerdings gezeigt, dass dieses Modell in EMTP-ATP vollständig realisierbar ist und mit sehr kleinen Zeitschritten für die Blitzstoßströme simuliert werden kann. Dieses Modell kann zudem speziell für die Untersuchung der realen TOV (temporäre Überspannungen) verwendet werden, welche die SPDs direkt beanspruchen können (siehe **Anhang I.5**).

**Tab. 7.17** Scheitelwerte der Überspannungen in energietechnischer Anlage (in kV) bei PEB

Gondel			Turmfuß		
$\hat{U}_{EL-O/PAS-O}$	$\hat{U}_{EL-O(L-L)}$	$\Delta \hat{U}_{ZK}$	$\hat{U}_{EL-U/PAS-U}$	$\hat{U}_{EL-U(L-L)}$	$\hat{U}_{NS-MS} = -\hat{U}_{MS/PAS-U}$
Netzwerkmodell für einen ausgewählten Schaltzustand ( <b>Abb. 6.9</b> )					
1,6	1,5	0,1	1,6	2,8	25
Netzwerkmodell mit „vollständigem“ DFIG und „aktivem“ Umrichter					
1,6	2,5	0	1,6	3	26

$$\hat{U}_{EL-O/PAS-O} = \hat{U}_{KK/PAS-O} = \hat{U}_{GSP/PAS-O}$$

## 7.7 Zusammenfassung zu Blitzstromverteilung und Überspannungen

In diesem Kapitel wurden die Blitzstromaufteilung und die auftretenden Überspannungen innerhalb der betrachteten WEA GE1,5 MVA Typ 1,5sle für unterschiedliche Blitzstromkomponenten (Abschnitt 7.1) sowie ohne und mit Überspannungsschutzkonzept betrachtet. Dafür wurde das bereits im vorherigen Abschnitt 6.2 beschriebene Netzwerkmodell verwendet, das die betrachtete WEA vollständig im Netzwerkanalyseprogramm EMTP-ATP abbildet.

### 1) Untersuchung ohne SPDs

Zunächst zeigt die Untersuchung mit dem Netzwerkmodell ohne Überspannungsschutzeinrichtungen sehr geringere Stromwerte über die Energieleitungen bzw. über energietechnische Anlagen innerhalb der WEA und dabei treten relativ geringe Überspannungen auf. Die höchsten Differenzspannungen werden in der Gondel zwischen den Energieleitern und dem Potentialausgleich PAS-O erreicht (**Tab. 7.1**):  $\hat{U}_{EL-O/PAS-O}^{PEB} = 35 \text{ kV}$ ,  $\hat{U}_{EL-O/PAS-O}^{NEB} = 270 \text{ kV}$ ,  $\hat{U}_{EL-O/PAS-O}^{NFB} = 700 \text{ kV}$ . Die berechneten Differenzüberspannungen bei unterschiedlichen Blitzstoßströmen (vor allem beim PEB) sind niedrig, da sich die mit den Energiekabeln geformten Induktionsschleifen größtenteils im magnetfeldfreien feldfreien Stahlrohrturm befinden. Bei einer anderen Ausführung des Turms von WEA, z.B. einem Betonturm, werden die oben erwähnten Überspannungen aufgrund des in das Innere des Turms eindringenden Magnetfeldes deutlich höher, was zusätzliche Schirmungsmaßnahmen oder eben leistungsfähigen Überspannungsschutz erfordert. Die beim Stahlrohrturm errechnete Differenzspannung entsteht hauptsächlich durch die innere Induktivität des Turms. Diese Spannung kann sich deutlich erhöhen, wenn die Energieleitungen an Übergangsstellen nicht ausreichend geschirmt sind, z.B. in einer nicht geschirmten Gondel.

Bei steileren Blitzstoßströmen (NEB, Abschnitt 7.2.3 und NFB, Abschnitt 7.2.4) erhöhen sich die Spannungen entlang des Blitzstromhauptpfads sowie auch die Differenzüberspannungen innerhalb der WEA. Dabei muss betont werden, dass sich die ursprüngliche Steilheit des Blitzstoßstromes durch die Reflexionen an mehreren Stellen auf dem Blitzstromhauptpfad deutlich erhöhen kann. Bei der Berechnung ist außerdem die frequenzabhängige Impedanz der Erdungsanlage zu berücksichtigen. Aufgrund dessen können die Überspannungen nicht direkt über den Blitzstromsteilheitsfaktor  $f$  umgerechnet werden. Der Blitzstromsteilheitsfaktor zwischen PEB und NEB für den Gefährdungspegel LPLI liegt bei  $f_{PEB \rightarrow NEB} = 5$  (**Anhang D**). Aus den Berechnungen beträgt das Verhältnis der Überspannungsscheitelwerte jedoch  $\hat{U}_{EL-O/PAS-O}^{NEB} / \hat{U}_{EL-O/PAS-O}^{PEB} = 270 \text{ kV} / 35 \text{ kV} = 7,7$ . Der Blitzstromsteilheitsfaktor zwischen PEB und NFB beträgt  $f_{PEB \rightarrow NFB} = 10$  und die Berechnung ergibt jetzt sogar ein doppelt so großes Verhältnis der Überspannungsscheitelwerte  $\hat{U}_{EL-O/PAS-O}^{NFB} / \hat{U}_{EL-O/PAS-O}^{PEB} = 700 \text{ kV} / 35 \text{ kV} = 20$ .

Die bei unterschiedlichen Blitzstoßströmen berechneten Überspannungen können in der Gondel zum Beispiel zu einem Überschlag im Klemmenkasten des Generators führen bzw. zu einem Durchschlag der Isolation des Generators. Auch die Trennungsabstände innerhalb der WEA können nicht eingehalten werden. Im Turmfuß können die hohen Überspannungen die Isolation des Transformators beschädigen. Auf der Unterspannungsseite erreichte die maximale Überspannung  $\hat{U}_{EL-U/PAS-U} = 350 \text{ kV}$  beim NFB (**Tab. 7.1**).

Ebenfalls hohe Werte bis zu 700 kV nimmt die Überspannung am Mittelspannungsausgang des Transformators gegen PAS-U  $u_{MS/PAS-U}$  bzw. zwischen Nieder- und Mittelspannungsseite des Transformators  $u_{NS-MS}$  an.

In der Realität führen diese Überspannungen ohne geeignetes Überspannungsschutzkonzept zu Isolationsfehlern und als Folge zu deutlich höheren Blitzteilströmen in den Energie- bzw. IT-Leitungen und in den energietechnischen Betriebsmitteln selbst. Die Berechnung ohne Überspannungsschutzeinrichtungen (SPDs) definiert alle Stellen mit hohen Überspannungen, an denen SPDs installiert werden sollten.

## 2) Untersuchung mit SPDs

Eine weitere Untersuchung berührte die Fragestellung, ob die Überspannungsschutzeinrichtungen einen ausreichenden Überspannungsschutz bieten können, wenn diese nur in der Gondel oder nur im Turmfuß eingesetzt werden. Die Berechnungen zeigen, dass nur in der Gondel installierte Überspannungsschutzeinrichtungen die Überspannungen im Turmfuß nicht beeinflussen bzw. reduzieren, sondern im Gegenteil diese erhöhen. Diese Erhöhung kommt durch durch im Turmfuß über den Transformatorsternpunkt (TSP) fließende Blitzteilströme zustande. Nur im Turmfuß installierte Überspannungsschutzeinrichtungen werden ebenso keine Auswirkung auf die Überspannungen in der Gondel haben. Außerdem müssen für einen ausreichenden Überspannungsschutz im Turmfuß weitere Überspannungsableiter auf der Mittelspannungsseite installiert werden.

Als Resultat der Untersuchungen zum Überspannungsschutz folgt, dass Überspannungsschutzeinrichtungen sowohl in der Gondel als auch im Turmfuß installiert werden müssen. Die Überspannungsschutzeinrichtungen in der Gondel werden bei einem PEB energetisch am höchsten beansprucht und bei einem Scheitelwert von 200 kA werden die Grenzwerte der Energieaufnahme für SPD Typ 2 erreicht. Demzufolge müssen in der Gondel SPD Typ 1 (Kombiableiter aus Varistor und Funkenstrecke) für dieses Worst-Case-Szenario installiert werden, vor allem wenn Blitzstoßströme über 200 kA zu erwarten sind. In diesem Fall mit PEB sprechen die FS in den Kombiableitern an und es fließen über die Energiekabel hohe Blitzteilströme (bis zu 2%, siehe **Abb. 7.20**). Bei NEB und NFB (Gefährdungspegel LPL I) werden die FS in den Kombiableiter nicht ansprechen und dadurch fließt über die Energiekabel nur ca. 0,7% vom gesamten Blitzstoßstrom. Über die Schutzleiter PE fließt bei allen betrachteten Blitzstoßströmen ca. 3%. In den Umrichter wird nur ein kleiner Anteil des Blitzteilstromes bei einem PEB fließen (etwa 0,35%), da vor dem Umrichter ein Tiefpassfilter geschaltet ist.

Im Turmfuß werden die SPDs beim PEB am wenigsten belastet, weshalb hier SPD Typ 2 installiert werden können. Bei allen anderen Blitzstoßströmen liegen die Beanspruchungen für alle SPDs deutlich unter ihren Grenzwerten, wobei ein größerer Anteil des Blitzstromes über den Sternpunkt des Transformators abfließt (**Abb. 7.20**). Auf der Mittelspannungsseite, beim Blitzstromaufteilungs-Szenario 5%/95%, werden die Mittelspannungs-MOA für den Gefährdungspegel LPL I mit einem PEB von 200 kA (Worst-Case: Erdungsanlagen von WEA und Freileitungsmast getrennt) nicht überlastet (Abschnitt 7.4). Dieses Blitzstromaufteilungs-Szenario erfordert aber eine sehr niederohmige Erdungsanlage der WEA.

Die Berechnungen mit Blitzlangzeitstrom weisen auf sehr niedrige Spannungen innerhalb der betrachteten WEA (Abschnitt 7.2.5) hin. Damit kommen auch die in der Gondel und im Turmfuß eingesetzten Überspannungsschutzeinrichtungen nicht zur Wirkung. Die Kombination eines Blitzstoßstromes mit einem Blitzlangzeitstrom zeigt zwar das Ansprechen der SPDs, diese löschen nach dem Stoßstrom und führen keinen Langzeitstrom mehr. Dann fließt der Blitzlangzeitstrom komplett über den Turm und die PE-Leiter, aber nicht über die Energieleiter und die SPDs.

### 3) 3) Berechnung mit vollständigem DFIG und aktivem Umrichter

Ein Netzwerkmodell wurde mit einem voll betriebsfähigen DFIG einschließlich aktivem Umrichter erstellt, um einen realistischen Leistungsfluss von Generator in das Netz nachzubilden und die SPDs zusätzlich mit einem Netzfolgestrom zu beanspruchen. Gegenüber der zuvor vereinfachten Modellierung, wo sich die Schalter im Umrichter nur in einem festgelegten Schaltzustand befanden, ergaben sich keine wesentlichen Änderungen hinsichtlich Aufteilung der Blitzströme, transiente Überspannungen und Beanspruchung der SPDs (**Tab. 7.15** und **Tab. 7.17**).

## 8. Innerer Blitzschutz

Ein vollständiges Blitzschutzsystem (LPS) besteht aus dem Äußeren und dem Inneren Blitzschutz. Der Äußere Blitzschutz der betrachteten WEA wurde bereits in Abschnitt 6.1.2 ausführlich beschrieben und vollständig im Netzwerkmodell abgebildet.

Im Allgemeinen sorgt der Innere Blitzschutz dafür, dass die energietechnischen und informationstechnischen Systeme einer WEA bei eingespeisten Blitzströmen vor gefährlicher Funkenbildung geschützt sind sowie hohe Potentialunterschiede vermieden werden. Das Blitzschutzkonzept (Lightning Protection Zones LPZ-Konzept) beinhaltet dies und erweitert den Schutz vor unzulässig hohen Überspannungen. Im LPZ-Konzept werden folgende Maßnahmen umgesetzt:

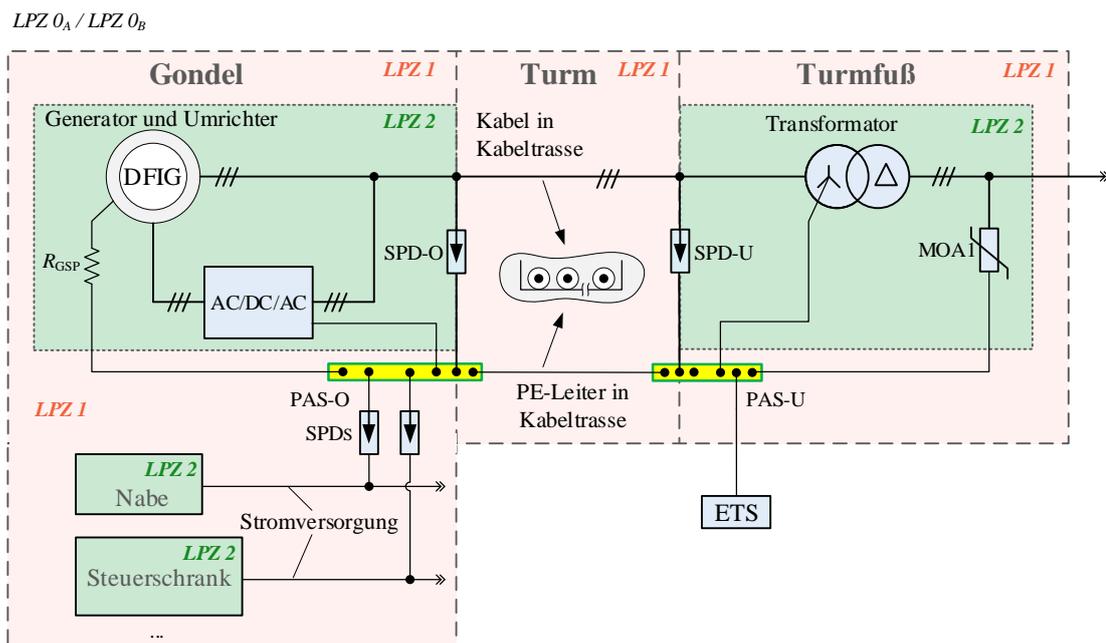
- Blitzschutz-Potentialausgleich und, wenn möglich, Trennungsabstände einhalten
- Räumliche Schirmung und Leitungsschirmung
- Koordinierte Installation der Überspannungsschutzeinrichtungen

Unter dem Blitzschutz-Potentialausgleich versteht man die Reduzierung von Potentialunterschieden innerhalb der WEA durch die Verbindung aller getrennten leitenden Elemente, Anlageteile und elektrische Leitungen (z.B. Gehäuse oder Steuerschränke oder Energiekabel) durch Leitungen oder durch Überspannungsschutzeinrichtungen (SPDs) an die PAS. Die aktiven Leitungen der energie- und informationstechnischen Einrichtungen werden dabei über SPDs an die PAS angeschlossen (siehe Abschnitt 6.2.7, **Abb. 6.9**). Auf diese Weise werden Isolationsdurch- und -überschläge zwischen dem lokalen Potential des Blitzstromhauptpfades der WEA und den unter Betriebsspannung stehenden energie- und informationstechnischen Anlagen der WEA vermieden.

Der Überspannungsschutz zum Schutz der elektrischen und elektronischen Einrichtungen in der WEA kann über das LPZ-Konzept [130] nach [123] ausgelegt werden. Das LPZ-Konzept beruht zudem auf der Grundlage der topologischen Abschirmung, die als eine Verallgemeinerung des Faraday'schen Käfigs angesehen werden kann [131].

Die betrachtete WEA wird in die folgenden Schutzzonen LPZ unterteilt (**Abb. 8.1**). Im äußeren Bereich bzw. in der Zone LPZ0 ist ein direkter Blitzeinschlag möglich und das elektromagnetische Blitzfeld ist ungedämpft. Die Zone LPZ0 unterteilt sich nochmals in LPZ0<sub>A</sub> und LPZ0<sub>B</sub>. In der Zone LPZ0<sub>A</sub> befinden sich Anlageteile, die einem direkten Blitzeinschlag ausgesetzt sind (z.B. die Rotorblätter, siehe Abschnitt 6.1.1, **Abb. 6.2**). Mit der Zone LPZ0<sub>B</sub> werden äußere Bereiche bezeichnet, in den Anlageteile vor einem direkten Blitzeinschlag durch Fangeinrichtungen (z.B. Rezeptoren in den Rotorblättern oder Fangstangen auf der Gondel) geschützt sind.

Der Übergang von der äußeren Zone LPZ0 auf die innere Zone LPZ1 wird durch den äußersten Raumschirm, z.B. Gondel bzw. Turm in **Abb. 8.1**, und den Blitzschutz-Potentialausgleich (SPD Typ 1) realisiert. In der Gondel (Abschnitt 6.2.1) wird ein Metallrahmen verbaut und damit die Blitzschutzzone LPZ1 definiert. Eine weitere LPZ2 wird in der Gondel durch Verwendung von Metallgehäusen erreicht. Das sind das Gehäuse des Generators (DFIG) mit Umrichter, Schränke für die Steuerung und Gehäuse in der Nabe, welche die Steuerung der Antriebssysteme für die Einstellung der Rotorblattposition enthalten, die Verlegung der Leiter in geschlossenen Kabeltrassen usw. Die Gehäuse und Metallteile sind zum Blitzschutz-Potentialausgleich wiederum mit PAS-O verbunden.



**Abb. 8.1** Blitzschutzkonzept der betrachteten WEA

Der Stahlrohrturm kann als ein fast perfekter Faraday'scher Käfig betrachtet werden<sup>1</sup> und damit wird im Turm der betrachteten WEA die Schutzzone LPZ 1 erreicht (**Abb. 8.1**). Im Falle eines Betonturms wird die Schirmung mit Bewehrungsstahl realisiert, indem alle Segmente galvanisch miteinander entlang des Turms symmetrisch am Umfang verbunden werden. Dabei muss die Blitzstromaufteilung im Inneren des Turms genauer angeschaut werden (Stromaufteilung zwischen den Komponenten, wie Gitterturm, Spanngurte, PA-Leitersystem usw.), da diese das Feld im Inneren wesentlich beeinflussen kann (nicht relevant für betrachtete WEA). Die Energie- und Informationskabel sowie PE-Leiter sind im Turm in einer offenen Kabeltrasse verlegt (siehe **Anhang H, Abb. H.1**) und damit nicht eigens geschirmt, also wird keine höhere LPZ für die im Turm verlaufenden Leiter erreicht. Im Turmfuß bietet der Transformator mit seinem Metallgehäuse, das zur PAS-U verbunden ist, für die ankommenden Energieleitungen die Blitzschutzzone LPZ 2. (**Abb. 8.1**).

Jeder Zone sind zulässige leitungs- und feldgebundene Störgrößen zugeordnet. Das Blitzschutz-Zonenkonzept sorgt mit Schutzmaßnahmen (Schirmung und SPDs) dafür, dass die feld- und leitungsgebundenen Störgrößen die zulässigen (vom Hersteller angegebene) Störfestigkeiten der elektrischen Betriebsmittel und informationstechnischen Einrichtungen in der jeweiligen LPZ nicht überschreiten. Die feldgebundenen Störgrößen werden durch elektromagnetische Schirmung reduziert und die leitungsgebundene Störgrößen werden durch SPDs und den Potentialausgleich reduziert, die ihrerseits an den Schnittstellen zwischen den Schutzzonen LPZ installiert und direkt mit den lokalen PAS verbunden sind.

<sup>1</sup>Der Effekt der magnetischen Feldkompensation, wie beim perfekten Faraday'schen Käfig, kann im Falle eines Stahlrohrturms angenommen werden, wenn der Turm unendlich lang ist. Bei der WEA wird der Turm oben für das externe Magnetfeld geöffnet und damit spielen Schirmungsmaßnahmen in der Gondel eine gravierende Rolle.

## 8.1 Schutzmaßnahmen gegen leitungsgebundene Störgrößen

Der Schutz gegen leitungsgebundene Störgrößen (Stoßspannungen und Stoßströme) kann durch geeignete SPDs an den Schnittstellen zwischen unterschiedlichen Blitzschutz-zonen LPZ realisiert werden (**Abb. 8.1**). Das erfolgt im Netzwerkmodell (Abschnitt 6.2.7) bereits durch SPD-O und SPD-U auf der Unterspannungsseite (575 V) und durch Mittelspannungsableiter MOA auf der Oberspannungsseite (6,6 kV) des Transformators.

Die SPDs werden je nach Schutzpegel und Ableitvermögen (Energieaufnahme) in Typ 1 und Typ 2 unterschieden, wobei SPD Typ 3 hier nicht berücksichtigt werden soll. Am Übergang von der äußeren Blitzschutzzone LPZ<sub>0A</sub> auf die erste innere Blitzschutzzone LPZ 1 oder auf höhere innere Blitzschutz-zonen müssen Überspannungsschutz-einrichtungen SPD Typ 1 [132] mit hoher Energieaufnahme installiert werden, die mit dem PEB der Stromform 10/350  $\mu$ s geprüft sind. Am Übergang von der äußeren Blitzschutzzone LPZ<sub>0B</sub> auf die innere LPZ 1 (z.B. Stromversorgung für Gondelaufbauten und Flugbefehrerung) und bei allen weiteren inneren Zonenübergängen (z.B. LPZ 1 auf LPZ 2 bei den Schalt- oder Steuerschränken sowie beim Generator in der Gondel bzw. beim Transformator im Turmfuß) müssen SPDs energiewache Stoßstromimpulse beherrschen und daher mindestens SPD Typ 2 an den Übergangsstellen eingesetzt werden, die mit der Stoßstromform 8/20  $\mu$ s geprüft sind.

Zusammenfassend ergibt sich daraus, dass in der Gondel an der Übergangsstelle zwischen LPZ 1 und LPZ 2 (Steuerschrank-Turm) nach dem Blitzschutz-zonen-Konzept SPD Typ 2 zum Einsatz kommen. Die vorher durchgeführten Berechnungen (Abschnitt 7.7) zeigen, dass bei einem PEB für den Gefährdungspegel LPL I (200 kA) gerade der Grenzwert der Energieaufnahme für SPD Typ 2 in der Gondel (SPD-O) erreicht wird und deshalb sollten SPD Typ 1 eingesetzt werden.

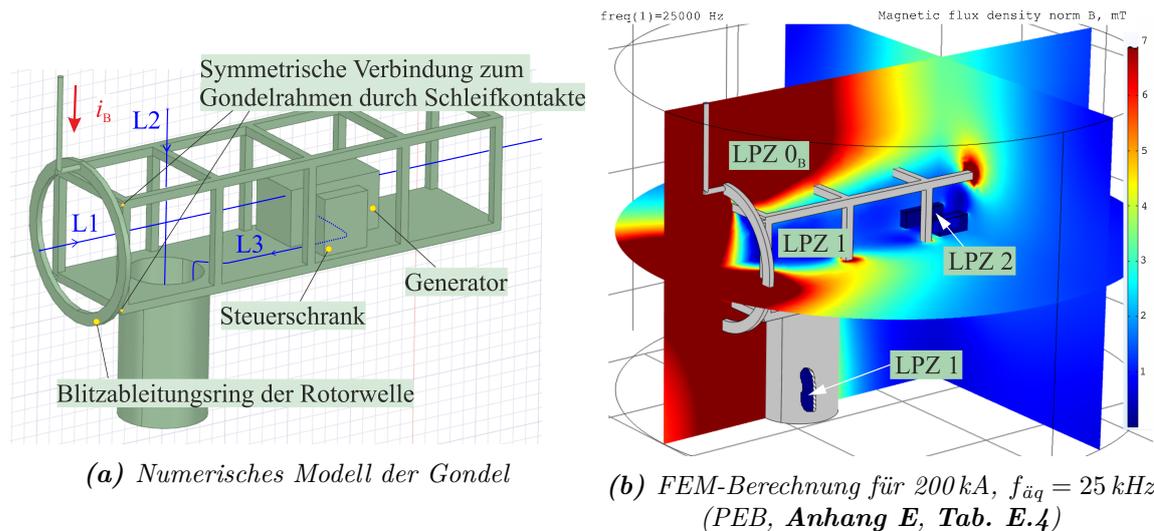
Im Turmfuß dagegen, aufgrund der sehr geringen feldgebundenen (Abschnitt 8.2) sowie auch leitungsgebundenen Störgrößen (Sternpunkt des Transformators direkt geerdet), reichen an dieser Stelle SPD Typ 2 aus. Die mit dem Netzwerkmodell durchgeführten Berechnungen haben auch nachgewiesen, dass die Überspannungsschutz-einrichtungen SPD-U im Turmfuß am geringsten beansprucht werden. Auf der Mittelspannungsseite, am Ausgang des Transformators, sind Mittelspannungsableiter MS-MOA vorzusehen.

## 8.2 Schutzmaßnahmen gegen feldgebundene Störgrößen

Für die numerische Untersuchung der Blitzschutz-zonenaufteilung auf Basis der feldgebundenen Störgrößen wird ein vereinfachter Aufbau des in der GFK-Gondel eingebauten Metallrahmens konstruiert<sup>2</sup> (**Abb. 8.2a**), der die realen Abmaße in der betrachteten WEA aufweist (**Anhang K** gibt eine detaillierte Beschreibung und Hinweise zum angewendeten numerischen Berechnungsverfahren).

---

<sup>2</sup>Die Zeichnung mit der realen Konstruktion des Metallrahmens in der Gondel war vom Hersteller nicht zu erhalten.



**Abb. 8.2** Zur numerischen Untersuchung für die Einteilung der Blitzschutzzonen durch Schirmung

Im Allgemeinen gilt, dass die Feldreduktion an jedem Blitzschutzzonenübergang mindestens 20 dB (Faktor 10) betragen sollte<sup>3</sup>. Die Ergebnisse einer FEM-Berechnung demonstrieren visuell die Realisierung eines LPZ-Konzepts für die betrachtete WEA und erlauben es, die definierte Zonenaufteilung für die Volumina nachzuweisen. Die FEM-Berechnung mit dem ausgewählten Aufbau der Gondel zeigt, dass ein relativ hoher Grad der Feldreduktion innerhalb der Gondel trotz einer großen Maschenweite bei einem PEB erreicht werden kann<sup>4</sup>.

Im Inneren der Gondel wird das magnetische Feld reduziert (Abb. 8.2b), so weit, um die LPZ 1 zu erreichen ( $a_s > 20 \text{ dB}$ , siehe unten). Im vorderen Bereich der Gondel (Rotornabe) kann das Eindringen des Feldes erkannt werden, was darauf hinweist, dass empfindliche elektrische und informationstechnische Anlagen in der Gondel von der Wand entfernt aufgestellt werden müssen (vor allem in Nähe der Rotornabe, wo der Blitzstrom abfließt, siehe auch Abb. 8.4b). Bei noch steileren Blitzstoßströmen (NEB, NFB) wird das Feld noch tiefer eindringen. Dafür muss ein Sicherheitsabstand  $d_s$  eingehalten werden [123] (in Abb. 8.4b liegt dieser Abstand ab ca.  $d_s = 1,1 \text{ m}$ ).

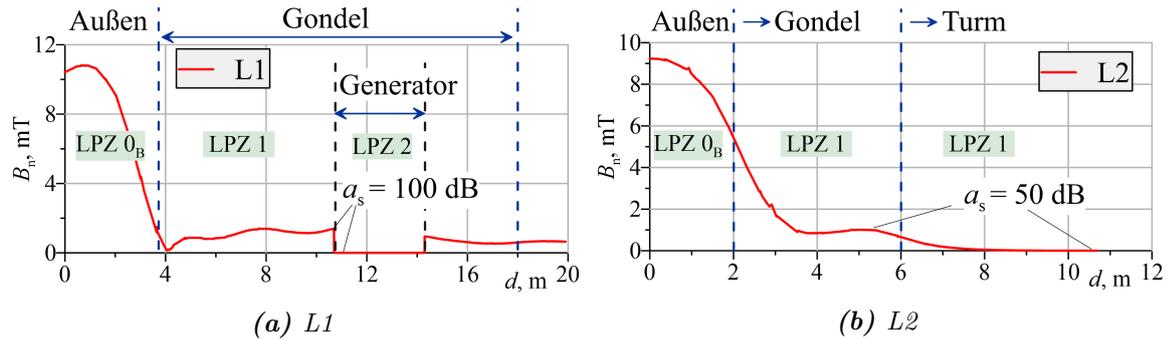
In der Mitte der Gondel ist das magnetische Feld gleichmäßig abgeschwächt (siehe Feldverteilung, Betrag der magnetischen Flussdichte  $B_n$  entlang der Linie L1 in Abb. 8.3a). Die höhere LPZ 2 wird in der Gondel durch ein im Modell eingebautes Gehäuse des Generators (gilt auch für Gehäuse eines Steuerschranks u.ä.) mit einer Schirmdämpfung von  $a_s = 100 \text{ dB}$  gegenüber dem Feld in der Gondel erreicht.

Mit der Linie L2 in Abb. 8.2a wird die Übergangsstelle zwischen der Gondel und dem Turm erfasst. Das magnetische Feld der Gondel wird im Inneren des Turms mit der Entfernung von der Übergangsstelle Haube-Turm allmählich abgeschwächt (Abb. 8.3b). Erst ab einem bestimmten Abstand (in etwa 3 m von der Gondel in Richtung des Turms) wird die Feldreduktion mit  $a_s > 20 \text{ dB}$  erreicht<sup>5</sup>.

<sup>3</sup>Die Feldreduktion kann mit der Schirmdämpfung  $a_s$  beschrieben werden:  $a_s = 20 \cdot \log_{10} \frac{H_a}{H_i}$ , wobei  $H_a$  die äußere magnetische Feldstärke vor der Schirmung und  $H_i$  die Feldstärke im geschirmten Raum sind.

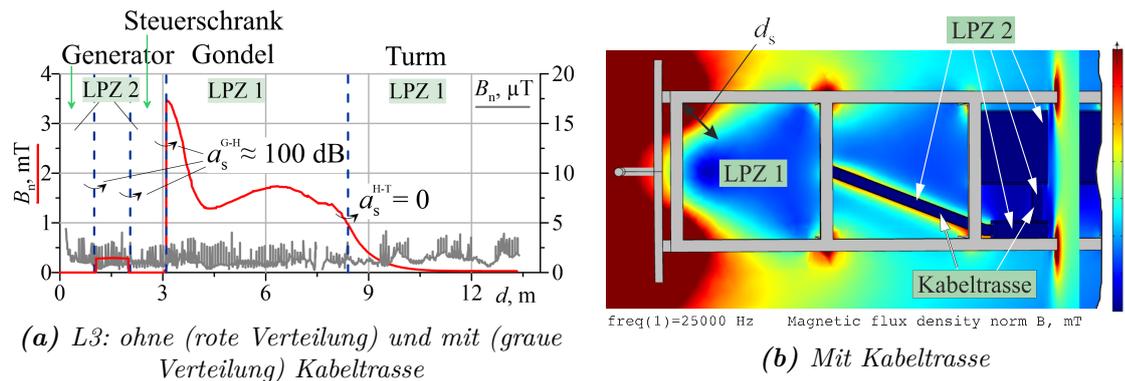
<sup>4</sup>Dies weist darauf hin, dass sich die Anzahl der Abschirmbleche verringern lässt, obwohl für eine endgültige Bewertung noch Berechnungen mit steileren Blitzstoßströmen, z.B. mit einem NFB, notwendig sind.

<sup>5</sup>Aus diesem Grund wird für das Innere des Turms die Blitzschutzzone LPZ 1 vorgesehen.



**Abb. 8.3** Feldverteilung innerhalb der Gondel der WEA (Betrachtung ohne Kabeltrassen)

Die Energieleitungen in der Gondel, die aus dem Generator über den Steuerschrank zum Turm verlaufen (Linie L3 in **Abb. 8.2a**), überqueren damit unterschiedliche Blitzschutz-zonen (**Abb. 8.4a**). An der Schnittstelle zwischen dem Gehäuse des Generators bzw. zwischen Steuerschrank und Haube liegt der Feldunterschied bei  $a_s^{G-H} = 100$  dB, im Übergang zwischen der Haube und dem Turm dagegen fällt das magnetische Feld allmählich mit dem Abstand ab (direkt an der Schnittstelle Haube-Turm  $a_s^{H-T} = 0$ , während ungefähr nach 5 m erreicht  $a_s^{H-T} = 100$  dB wird). Da die Energieleitungen in der Haube dem Bedrohungspegel in LPZ1 ausgesetzt sind, müssen SPD Typ 2 an den Schnittstellen (Einführung in LPZ2) vorgesehen werden.



**(a)** L3: ohne (rote Verteilung) und mit (graue Verteilung) Kabeltrasse

**(b)** Mit Kabeltrasse

**Abb. 8.4** Numerische Untersuchung der Schirmung bei vorhandener Kabeltrasse

Mit Verlegung der Energieleitungen in einer Kabeltrasse können diese feldgebundenen Störgrößen, die stark im Bereich der Haube auftreten, deutlich (unter 20 dB an allen Schnittstellen) reduziert werden (**Abb. 8.4b**). Auf diese Weise sinkt auch der Feldunterschied zwischen den Gehäusen (Generator-Steuerschrank-Transformator). Die Blitzschutz-zonen LPZ2 sind über geschirmte Kabelkanäle ununterbrochen miteinander verbunden. Damit kann auf SPDs an den Übergangsstellen verzichtet werden.

In der betrachteten WEA sind die Energieleitungen zwischen dem Generator und dem Steuerschrank in einem Kabelkanal verlegt und an dieser Stelle sind keine weiteren Schutzmaßnahmen gegen Störgrößen nötig. Aus dem Steuerschrank verlaufen die Energieleitungen unterhalb dem geschlossenen Grundrahmen zum Inneren des Turms (siehe **Abb. 6.3**, Abschnitt 6.2.1), wobei an einigen Stellen die ungeschirmten Energieleitungen dem Feld innerhalb der Haube direkt ausgesetzt sind. Aus diesem Grund müssen SPDs gleich am Ausgang des Steuerschranks sowie im Turmfuß am Eingang des Transformators vorgesehen werden (**Abb. 8.1**, entsprechend SPD-O und SPD-U). Im Turmfuß, aufgrund der Kompensation des magnetischen Felds im Inneren des Stahlrohrturms und der großen Entfernung von der Übergangsstelle Haube-Turm am Turmkranz oben, sind die feldgebundenen Störgrößen dagegen sehr gering.

### 8.3 Zusammenfassung zum Inneren Blitzschutz

Die Realisierung des Inneren Blitzschutzes zum Schutz der energietechnischen und informationstechnischen Systeme in der WEA wurde auf Basis eines LPZ-Konzepts ausgelegt (Lightning Protection Zones LPZ), bei dem die betrachtete WEA in unterschiedliche Schutzzonen unterteilt ist (siehe Abschnitt 6.2.7, **Abb. 6.9** und **Abb. 8.1**). Im äußeren Bereich (LPZ 0) ist das elektromagnetische Feld vom Blitz ungedämpft. Der Übergang von der äußeren Zone LPZ 0 auf die innere Zonen (LPZ 1 und LPZ 2) wurde auf Basis des konstruktiven Aufbaus der betrachteten WEA mit einem FEM-Berechnungsprogramm bei realistischer Blitzstoßstromverteilung genau untersucht.

Dafür wurde ein Berechnungsverfahren entwickelt und wichtige Kriterien ermittelt, die bei solchen Berechnungen berücksichtigt werden müssen (Wirkung der Gegenkopplungen, Skin- und Proximity-Effekt bei steilen Blitzstoßströmen u.a., siehe **Anhang K**). Das Verfahren erlaubt es, visuell das angewandte LPZ-Konzept für die betrachtete WEA zu analysieren und zu überprüfen. Hier wurde als Kriterium für die Feldreduktion mindestens 20 dB an jedem Blitzschutzzonenübergang berücksichtigt.

Die Berechnungen ergaben, dass ein hoher Grad der Feldreduktion ( $> 20$  dB) innerhalb der Gondel trotz einer großen Maschenweite des betrachteten Metallrahmens erreicht werden kann und damit den Übergang von der LPZ 0 auf die LPZ 1 ermöglicht. Die Stellen, an denen das Magnetfeld eindringt, konnten mit dem Modell erkannt werden. Mit dem Berechnungsmodell wurde auch demonstriert, dass in der Gondel die höhere LPZ 2 durch die Gehäuse (Generator, Steuerschrank) erreicht wurde, wobei die Schirmdämpfung  $a_s = 100$  dB gegenüber dem Feld in der Gondel beträgt. Die Energiekabel, die aus dem Generator zum Steuerschrank und von dort zum Turm verlaufen, überqueren damit unterschiedliche LPZ, wobei der Feldunterschied bis 100 dB erreichen kann. An den Schnittstellen müssen SPD Typ 2 zum Einsatz kommen. Alternativ wäre denkbar, die Energiekabel in einer ununterbrochenen Kabeltrasse zu verlegen, um den Feldunterschied zwischen unterschiedlichen Blitzschutzzonen zu reduzieren. In einer Kabeltrasse verlaufen die Energiekabel über die Grenze in die Blitzschutzzone LPZ 2 (**Abb. 8.4**). In der betrachteten WEA wird die Kabeltrasse nur in der Gondel zwischen Generator und Steuerschrank vorgesehen und damit werden an dieser Stelle keine weiteren Schutzmaßnahmen nötig. Weiter verlaufen die Energiekabel aus dem Steuerschrank unterhalb dem metallenen Grundrahmen der Gondel in den Turm. Da das magnetische Feld im Übergang zwischen der Haube und dem Turm allmählich mit dem Abstand abfällt (Linie L2 in **Abb. 8.2a**), werden im Inneren des Turms die ungeschirmten Energiekabel dem Bedrohungspegel in LPZ 1 ausgesetzt. Aus diesem Grund werden SPDs an den Übergangsstellen zwischen LPZ 1 und LPZ 2 vorgesehen: am Ausgang des Steuerschranks in der Gondel SPD-O und am Eingang des Transformators im Turmfuß SPD-U sowie am Ausgang des Transformators MS-MOA 1 (**Abb. 8.1**). Damit wird der Schutz gegen leitungsgebundene Störgrößen beim Übergang zwischen unterschiedlichen Blitzschutzzonen LPZ gewährleistet. Dieses LPZ-Konzept wurde im Netzwerkmodell realisiert (siehe Abschnitt 6.2.7, **Abb. 6.9**). Auf der Grundlage der Berechnungen mit dem Netzwerkmodell in Abschnitt 7.7 sollten in der Gondel an Übergangsstellen zwischen LPZ 1 und LPZ 2 jedoch SPD Typ 1 eingesetzt werden (SPD-O). Im Turmfuß dagegen reichen SPD Typ 2 am Eingang des Transformators (SPD-U) aus.

## 9. Zusammenfassung

Die Windenergie ist mehr als alle anderen Erneuerbaren Energien an der Erzeugung regenerativen Stroms beteiligt und damit ist sie gegenwärtig eine tragende Säule der Energiewende. Für die Maximierung der Stromgewinnung aus dem Wind werden die modernen Windenergieanlagen (WEA) mit immer höheren Türmen und längeren Flügeln ausgestattet. Die WEA sind deswegen für Blitzentladungen sehr exponierte Bauwerke, die in ungeschützter Umgebung errichtet sind. Damit werden WEA mit höherer Wahrscheinlichkeit von Blitzen getroffen als ihre Umgebung. Da die modernen WEA heutzutage mit empfindlichen elektrischen und informationstechnischen Anlagen ausgestattet sind, kommt den Maßnahmen zu ihrem Blitz- und Überspannungsschutz eine hohe Bedeutung zu.

Das Hauptziel der vorliegenden Arbeit lag daher in der Ermittlung der Beanspruchungsgrößen (Stoßstrom und Stoßspannung), die infolge eines direkten Blitzeinschlages in WEA auftreten, und auf dieser Basis die Anforderungen an einem wirksamen Blitz- und Überspannungsschutz festzulegen.

Hierbei ist wichtig, die Untersuchung mit den Blitzströmen durchzuführen, die tatsächlich an den WEA auftreten. Dafür werden im ersten Teil der Arbeit die gewonnenen Messdaten sowohl von einem Blitzortungssystem für Windparks als auch aus direkten Messungen an mehreren WEA ausgewertet. Im zweiten Teil werden die Hauptforderungen an Blitzstrommesssysteme für WEA auf Basis der gewonnenen Messdaten und den Erfahrungen beim Aufbau zusammengefasst. Ein solches System wurde an einer ausgewählten WEA am Standort Nyuzen in Japan installiert. Im dritten Teil wird die ausgewählte WEA vollständig numerisch nachgebildet und durch verfügbare Messungen validiert. Im vierten Teil wird nun die Untersuchung der Blitzstromverteilung innerhalb der WEA und auftretende Überspannungen mit dem entwickelten numerischen Modell durchgeführt. Auf Basis der Berechnungsergebnisse werden die Anforderungen zum Überspannungsschutzkonzept abgeleitet. Die wichtigsten Ergebnisse zu jedem Punkt sind nachfolgend beschrieben.

1) Die umfangreiche Auswertung der Daten vom Blitzortungssystem (LLS) EUCLID mit insgesamt ungefähr 100.000 Erdblitzen wurde eine erste Information über den Einfluss der exponierten Onshore- und Offshore-Windparks (WPs) auf die lokale Blitzhäufigkeit und die Blitzstromamplituden gewonnen (Kapitel 2). Eine Steigerung der Blitzhäufigkeit wird um ca. 50% in Vergleich zum unbeeinflussten Außenbereich bei Onshore- und Offshore-WPs festgestellt, wobei an den am weitesten von Küsten entfernten WPs eine enorme Steigerung sowohl bei negativen als auch bei positiven Erdblitzen nach Errichtung der WPs registriert wurde. Bei Onshore-WPs wird die Steigerung der Blitzstromamplituden nur bei positiven Erdblitzen festgestellt, wobei der 99%-Wert von 105 kA auf 144 kA angestiegen ist.

Die Blitzstromamplituden auf See, die aus Feldstärkewerten ermittelt werden, sind insgesamt höher als auf dem Land und damit heben sich die Wahrscheinlichkeitsverläufe für die Offshore-WPs bei positiven und negativen Erdblitzen deutlich von den entsprechenden Verläufen von ALDIS ab, die auf Messungen auf dem Land beruhen. Bei Offshore-WPs steigen die Blitzstromamplituden nach Errichtung sowohl bei negativen als auch bei positiven Erdblitzen. Der 99%-Wert bei negativen Erdblitzen steigt von  $-126$  kA auf  $-181$  kA und bei positiven von  $+128$  kA auf  $+260$  kA.

Für beide Polaritäten werden die maximalen, für die Auslegung der Komponenten von Blitzschutzanlagen festgelegten Blitzstromamplituden in Höhe von 100 kA für negative und 200 kA für positive Blitze, signifikant überschritten (Gefährdungspegel LPLI).

Über die georteten Blitze mit hohen Blitzstromamplituden wird in Fachkreisen noch eingehend diskutiert. Auf der einen Seite können die hohen Blitzstromamplituden auf See tatsächlich auftreten, da auf dem Wasser (Oberfläche ohne Hindernisse) deutlich höhere Hintergrundfeldstärken erreicht werden als auf dem Land. Auf der anderen Seite ist die Feldsignalabschwächung für die Blitzortung auf der Seeoberfläche etwas geringer als auf dem Land. Damit können die über Signalnormierungsfaktoren ermittelten Blitzstromamplituden auf der See höher sein, da dieser Faktor für das Land auf eine etwas höhere Feldabschwächung abgestimmt wurde.

Es muss jedoch betont werden, dass, da die Stromamplituden aus den Feldstärkewerten ermittelt wurden, möglicherweise noch andere Einflüsse wirksam sind (z.B. Feldstärkeerhöhung infolge der zusätzlichen Feldabstrahlung beim Stromfluss über den Turm einer WEA). Gegenwärtig werden einige Offshore-WEA mit Messsystemen zur direkten Blitzstrommessung ausgerüstet, um zukünftig die LLS-Daten verifizieren zu können. Die Aussage in der EN 61400-24 ED2 bezüglich ähnlicher Blitzstromparameter für Offshore-WPs wie für Onshore-WPs konnte bei dieser Untersuchung nicht bestätigt werden.

**2)** Bei der ersten NEDO-Messkampagne (Kapitel 3, 2008–2013) wurden die Blitze direkt an WEA gemessen und ausgewertet. Damit können die Ergebnisse von LLS für die WEA beurteilt werden. Ungefähr 75% von direkt gemessenen Blitzereignissen können eindeutig als Aufwärtsblitze mit einleitendem Langzeitstrom (ICC) klassifiziert werden, wobei 66% davon nur einleitende Langzeitströme ohne überlagerte oder nachfolgende Blitzstoßströme (ICC-Only) sind, die mit Blitzortungssystemen nicht erfassbar sind (davon ungefähr 50% mit  $\hat{I} < 5$  kA). Auffällig ist, dass die Wahrscheinlichkeits-Verteilung für Onshore-WPs, die auf Basis von LLS-Daten in Deutschland entstanden ist, sich deutlich von der Verteilung der NEDO-Messkampagne abhebt, die mehr Blitze mit niedrigen Blitzstromamplituden enthält. Diese Blitze stellen für die WEA eine Bedrohung dar, da sie auf erhebliche Werte der geflossenen Gesamtladung hinweisen, derer 1%-Wert bereits bei ungefähr 600 C liegt. Damit wird der in der Blitzschutznorm IEC 62305-1 [17] im Blitzgefährdungspegel LPLI festgelegte Wert für einen Blitz von  $Q_{\text{flash}} = 300$  C überschritten. Der in der Norm IEC 62305-1 [17] im Blitzgefährdungspegel LPLI festgelegte Wert für die spezifische Energie für den positiven Erstblitzstoßstrom mit 200 kA von  $W/R = 10$  MJ/ $\Omega$  wurde bei zwei von 687 (0,3%) Blitzereignissen überschritten.

Auch die akkumulierte Ladung an den betrachteten WEA am Standort Nyuzen erreicht relativ schnell den Höchstwert, der in der Norm IEC 61400-24 [5] für Blitzgefährdungspegel LPLI vorgesehen wurde.

**3)** Auf Basis von aus den Messkampagnen gewonnenen Parametern der natürlichen Blitzentladungen an WEA wurde ein Blitzstrommesssystem basierend auf Rogowski-Spulen entwickelt und aufgebaut, das alle Blitzstromkomponenten an WEA erfassen kann. Die wichtigsten Anforderungen zu diesen Messsystemen sind in Kapitel 4 zusammengestellt. Besondere Aufmerksamkeit wird dabei der Erfassung von Aufwärtsblitzen und Blitzlangzeitströmen geschenkt, die durch Blitzortungssysteme oder durch einige auf dem Markt verfügbare kommerzielle Blitzstrommesssysteme nicht erfasst werden können.

4) Eine ausgewählte WEA wird vollständig mit einem Netzwerkmodell zur Untersuchung der Blitzstromaufteilung und der Überspannungen während eines Blitzeinschlages nachbildet. Bei der Nachbildung des Blitzstromhauptpfades aus Rotorblatt, Gondel, Turm und Erdungsanlage werden Wanderwelleneffekte, die höhenabhängige Wellenimpedanz, der Skin-Effekt und die frequenzabhängige Dämpfung berücksichtigt, um das Blitzstromwellenverhalten realistisch bei steilen Blitzstoßströmen nachzubilden.

Dabei handelt es sich um einen Blitzstrompfad mit stufiger Reduzierung der Wellenimpedanz von oben nach unten (von Blitzkanal bis Erdungsanlage). Dies führt zum stufigen Erhöhen der Blitzstromamplitude bei steilen Blitzstoßströmen. In Kapitel 5 wird die höhenabhängige Wellenimpedanz für Komponenten der WEA (Rotorblätter, Turm) mit geeigneten Formeln und mit der FDTD-Methode ausführlich untersucht, um das Verhalten relativ einfach im Netzwerkmodell durch ein Leitungsmodell mit verteilten Parametern abbilden zu können. Dabei wurde festgestellt, dass die Wellenimpedanz der Rotorblätter über der Länge konstant bleibt und sich die Wellenimpedanz über dem Turm stark ändert.

In Kapitel 6 wird das Netzwerkmodell um energietechnische Anlagen, Überspannungsschutzrichtungen (SPDs), Energiekabel, Erdungsanlage und Mittelspannungsnetz ergänzt, wobei die Kopplung innerhalb des Turmes berücksichtigt wird. Die Modelle der Komponenten und das Netzwerkmodell der WEA werden anhand von aufgezeichneten Stromverläufen aus den Messkampagnen validiert. Die gewonnenen Messdaten erlaubten es, ein geeignetes Netzwerkmodell für die Erdungsanlage zu finden und die Blitzstromverteilung innerhalb der WEA zu verifizieren.

5) Die Blitzstromaufteilung und die auftretenden Überspannungen wurden innerhalb der betrachteten WEA GE 1,5 MVA Typ 1,5sle für unterschiedliche Blitzstromkomponenten anhand des entwickelten Netzwerkmodells ohne und mit Überspannungsschutzkonzept in Kapitel 7 berechnet.

Die Untersuchung ohne SPDs definiert alle Stellen mit hohen Überspannungen innerhalb der Anlage, an denen die SPDs installiert werden sollen. Die höchsten Differenzspannungen innerhalb der betrachteten WEA werden in der Gondel zwischen den Energiekabeln und dem lokalen Potentialausgleich PAS-O erreicht. Trotzdem sind diese Überspannungen vergleichsweise niedrig, da sich die Energiekabel größtenteils im feldfreien Stahlrohturm befinden. Die ursprüngliche Steilheit der Blitzstoßströme kann sich aufgrund der Reflexionen an mehreren Stellen auf dem Blitzstromhauptpfad deutlich erhöhen und damit auch die Differenzüberspannungen innerhalb der WEA vergrößern. Die Überspannungen bei einer bekannten Steilheit des Blitzstoßstromes lassen sich, aufgrund der Reflexionen und der frequenzabhängigen Impedanz der Erdungsanlage, jedoch nicht für eine andere Steilheit des Blitzstoßstromes umrechnen.

Im Turmfuß sind, wegen des auf der Unterspannungsseite direkt geerdeten Sternpunkts des Transformators, die Differenzspannungen zwischen Energiekabeln und dem lokalen Potentialausgleich PAS-U deutlich geringer. Dagegen nehmen die Überspannungen auf der Mittelspannungsseite des Transformators gegen die PAS-U hohe Werte an. In Realität führen diese Überspannungen (bis zu 700 kV) zu Isolationsfehlern in der energietechnischen Anlage (Generator, Umrichter, Transformator) und als Folge zu deutlich höheren Blitzteilströmen in den Energie- bzw. IT-Leitungen und in den energietechnischen Betriebsmitteln selbst.

Die Untersuchung zum Überspannungsschutzkonzept zeigt, dass nur in der Gondel oder nur im Turmfuß installierte SPDs keinen ausreichenden Schutz innerhalb der gesamten WEA bieten können. Als Resultat müssen SPDs auf der Niederspannungsseite sowohl in der Gondel als auch im Turmfuß installiert werden.

Außerdem müssen Mittelspannungsableiter (MS-MOA) auf der Mittelspannungsseite des Transformators eingesetzt werden. Die SPDs in der Gondel werden am höchsten beansprucht und bei einem positiven Erstblitzstoßstrom (PEB) von 200 kA werden die Grenzwerte der Energieaufnahme für SPD Typ 2 erreicht. Da mit höheren Blitzstoßströmen an WEA zu rechnen ist (siehe Abschnitt 4.1, vor allen in Gegenden mit Wintergewitteraktivität), müssen SPD Typ 1 (vorzugsweise Kombiableiter aus Varistor und Funkenstrecke) in der Gondel vorgesehen werden. Bei anderen konstruktiven Ausführungen der WEA (Betonturm statt Stahlrohrturm, nicht geerdeter Sternpunkt des Transformators) werden überall auf der Niederspannungsseite (Gondel und Turmfuß) SPD Typ 1 empfohlen, wenn weitere Schutzmaßnahmen (Schirmung) nicht vorgesehen sind.

Beim Worst-Case-Szenario (PEB mit Scheitelwert 200 kA und mehr) werden bei der betrachteten WEA die Funkenstrecken (FS) in den Kombiableitern in der Gondel ansprechen und damit fließen über die Energiekabel höhere Blitzteilströme (bis zu 2% vom gesamten Blitzstoßstrom) in Richtung des Turmfußes. Da im Turmfuß der Sternpunkt des Transformators direkt geerdet ist, fließt ein großer Anteil des Blitzstromes (1,6%) über die Wicklungen des Transformators über diesen Sternpunkt ab. Damit werden jedoch die SPDs im Turmfuß auf der Unterspannungsseite am wenigsten belastet, weshalb an dieser Stelle SPD Typ 2 installiert werden können. Die zahlreichen Messungen an den WEA in Japan (Abschnitt 3) und die japanische WEA-Blitzschutz-Norm zeigen, dass noch höhere Blitzstromscheitelwerte auftreten können und damit müssen an der betrachteten WEA auf der Unterspannungsseite SPDs Typ 1 (Kombiableiter) vorgesehen werden.

Auf der Mittelspannungsseite werden die dort installierten MS-MOA beim Blitzstromaufteilungs-Szenario 5%/95% bei einem PEB von 200 kA (Worst-Case: Erdungsanlagen von WEA und Freileitungsmast getrennt) nicht überlastet (Abschnitt 7.4). Dieses Blitzstromaufteilungs-Szenario erfordert eine sehr niederohmige Erdungsanlage der WEA. Empfehlungen zur Verbesserung der Performance der vorhandenen Erdungsanlage sind in Abschnitt 6.3.1.2 angegeben.

Die Blitzlangzeitströme verursachen sehr niedrige Spannungen innerhalb der WEA, weshalb die SPDs nicht zur Wirkung kommen. Auch zeigt die Kombination eines Blitzstoßstromes mit einem Blitzlangzeitstrom zwar das Ansprechen der SPDs, diese werden jedoch nach dem Stoßstrom löschen und keinen Blitzlangzeitstrom führen, da der Blitzstromhauptpfad (Stahlrohrturm) für die Blitzlangzeitströme einen niederimpedanten Weg bietet.

Ein Vergleich der vereinfachten Modellierung mit den Halbleiterschaltern im Umrichter in einem festgelegten Schaltzustand und ohne Netzspannungsquelle mit der Modellierung mit voll betriebsfähigem DFIG und Umrichter (ermöglicht die Beanspruchung der SPDs mit Netzfolgestrom) ergibt keine wesentlichen Änderungen hinsichtlich der Blitzstromaufteilung, der Überspannungen und der Beanspruchung der SPDs. Hieraus kann für die Praxis die Aussage getroffen werden, ein vereinfachtes Modell für die transiente Berechnung zu verwenden.

**6)** Ein weiteres numerisches Modell basierend auf der Finite-Elemente-Methode (FEM) wurde entwickelt (Abschnitt 8), welches es erlaubt, neben den bereits mit dem Netzwerkmodell untersuchten leitungsgebundenen Störgrößen, die feldgebundenen Störgrößen zu untersuchen. Damit wurde die Blitzschutzzoneneinteilung auf Basis berechneter feldgebundener Störgrößen bei Blitzstoßströmen für die Volumina innerhalb der WEA nachgewiesen. Dies kann zur Auslegung des LPZ-Konzepts als Teil des Inneren Blitzschutzes verwendet werden.

Es stellte sich heraus, dass mit dem Metallrahmen der Gondel bei einer großen Maschenweite ein relativ hoher Grad der Feldreduktion innerhalb der Gondel erreicht wird.

### 9.1 Übertragung der gewonnenen Ergebnisse auf andere WEA

Inwieweit die an der untersuchten WEA GE 1,5sle gewonnenen Erkenntnisse für andere WEA verallgemeinert bzw. auf andere WEA übertragen werden können, soll im Folgenden diskutiert werden.

1) Zunächst folgt aus der NEDO-Messkampagne (Kapitel 3), dass Standort der WEA einen direkten Einfluss auf die Häufigkeit der Blitze und auf die Blitzparameter hat. Die untersuchte WEA befindet sich im Wintergewittergebiet an der Küste der Toyama Präfektur in Japan. Deswegen ist sie einer hohen Anzahl von Aufwärtsblitzen ausgesetzt, für die die in der Blitzschutznorm IEC 62305-1 [17] im Blitzgefährdungspegel LPL I festgelegte Gesamtladung eines Blitzes von  $Q_{\text{flash}} = 300 \text{ C}$  übertroffen werden kann (bei der betrachteten WEA der Maximalwert  $463 \text{ C}$ , siehe **Anhang C**, ID:12). Außerdem wurde bei der betrachteten WEA ein weiterer Bedrohungsparameter übertroffen: die akkumulierte Ladung. Mit diesem Parameter lässt sich die Erosion der Fangeinrichtung (Materialabtrag am Lichtbogen-Fußpunkt) besser zu beschreiben und ein Inspektionsintervall und die Häufigkeit des Austauschs von Komponenten bei konkreten WEA festzulegen. Bei der betrachteten WEA in Nyuzen, falls ihre Komponenten bei Hochstromtests nach Blitzgefährdungspegel LPL I (IEC 61400-24 Ed.2 [5]) ohne Berücksichtigung von Wintergewittern geprüft worden sind, müssen sie bereits nach etwa zwei Jahren inspiziert und evtl. ausgetauscht werden (Annahme: Blitze treffen immer unterschiedliche Rotorblätter). Wenn die Komponenten (z.B. Rezeptoren) jedoch nach einem höheren Prüfpegel bei der Hochstromprüfung geprüft worden sind [5], der für Gegenden mit hoher Wintergewittertätigkeit vorgesehen ist, würde sich das Inspektionsintervall z.B. auf bis zu 5 Jahre bei der betrachteten WEA verlängern.

Es wurde anhand der Auswertung der NEDO-Messkampagne festgestellt, dass bei den meisten WEA in Gegenden mit hoher Wintergewittertätigkeit der in der Norm IEC 61400-24 Ed.2 im Blitzgefährdungspegel LPL I festgelegte Wert für die akkumulierte Ladung ohne Berücksichtigung des Wintergewitters sehr schnell erreicht werden kann. Deshalb wird empfohlen, die Komponenten für den Blitzschutz der WEA nach einem höheren Prüfpegel bei der Hochstromprüfung nach IEC 61400-24 Ed.2 zu prüfen, wenn sie in Gegenden mit hoher Wintergewittertätigkeit installiert werden. Eine grobe Abschätzung für den Worst-Case-Fall (Wintergewitter mit hoher Aktivität, Abschnitt 3.1.2, **Tab. 3.2**, ID:5):  $\frac{2.056 \text{ C/Jahr}}{12 \text{ Monate}}$  ergibt einen Wert von  $170 \text{ C/Monat}$  für eine WEA. Das heißt, wenn zukünftig ein Grenzwert für eine bestimmte WEA festgelegt wird (z.B.  $L_{\text{GW}} = 2.700 \text{ C}$ ), dann wird dieser Grenzwert in  $N = L_{\text{GW}} / (170 \text{ C/Monat}) \approx 16$  Monaten erreicht. Wenn man davon ausgeht, dass Blitze statistisch verteilte in unterschiedliche Rotorblätter einer WEA einschlagen, dann resultiert daraus  $N = 3 \cdot \frac{L_{\text{GW}}}{170 \text{ C/Monat}} \approx 47$  Monate (4 Jahre).

Eine Überschreitung der in der Blitzschutznorm IEC 62305-1 [17] im Blitzgefährdungspegel LPL I festgelegten Blitzstromamplitude oder spezifischen Energie wurde bei der NEDO-Messkampagne an den betrachteten WEA nicht festgestellt. Allerdings wird für WEA in Gegenden mit hoher Wintergewittertätigkeit empfohlen, auf die festgelegten Parameter in der japanischen Blitzschutznorm JIS C 1400-24 [33] im neuen Blitzgefährdungspegel LPL W (für Winter) zurückzugreifen ( $\hat{I}^W = 282 \text{ kA}$ ,  $Q_{\text{Flash}}^W = 600 \text{ C}$ ,  $(W/R)^W = 20 \text{ MJ}/\Omega$ ).

2) Aus der Entwicklung und Prüfung eines Messsystems für alle Blitzstromkomponenten in WEA basierend auf Rogowski-Spulen (RS) sind notwendige Anforderungen an Blitzstrommesssysteme im Abschnitt 4.1 aufgestellt worden.

Bei der Messkampagne am Standort Nyuzen wurden kleine Blitzteilströme innerhalb der betrachteten WEA festgestellt. Deshalb haben die kleineren RS innerhalb der WEA oft keine Messsignale geliefert. Außerdem können die Blitzteilströme im Inneren des Turms geglättet werden (siehe Abschnitt 6.3.2, **Abb. 6.25a**), d.h. die Änderungen ( $di/dt$ ) im Stromverlauf werden reduziert. Dies erschwert die Triggerung, da RS nicht die Stromgröße selbst erfassen, sondern die zeitliche Änderung des Stromes  $di/dt$ . Um dieses Problem zu vermeiden, wird empfohlen, das gesamte Messsystem mit mehreren RS aufzubauen und das Signal der großen (Haupt-)Rogowski-Spule, die den Gesamtblitzstrom erfasst, zum Triggern zu verwenden. Dabei muss der Worst-Case-Fall berücksichtigt werden, wenn nur ein Blitzlangzeitstrom auftritt (ICC-Only). Diese Blitzströme weisen eine sehr geringe Steilheit auf, die im Bereich 10–100 A/ms liegen kann (siehe Abschnitt 4, **Abb. 4.1**). Kleine Blitzteilströme oder ihre Glättung können auch innerhalb eines Betonturmes auftreten.

Nach Abschnitt 5.4 ist zu beachten, dass unten am Turmfuß gemessene Blitzströme aufgrund von Reflexionen höhere Blitzstromamplituden aufweisen können. Aus diesem Grund ist zu empfehlen, die Messeinheiten für eine genaue Erfassung der eingespeisten Blitzströme möglichst nah an den Blitzeinschlagpunkt, bei den Türmen ganz oben und bei WEA an den Rotorblättern, zu platzieren.

3) Ein Berechnungsverfahren für die komplette elektrische Nachbildung einer WEA wurde basierend auf einem Netzwerkmodell zur Untersuchung der Blitzstromaufteilung und der Überspannungen während eines Blitzeinschlages entwickelt und auf eine spezielle WEA mit Stahlrohrturm angewendet. Dieses Verfahren kann bei allen anderen Ausführungen von WEA mit entsprechenden Anpassungen angewendet werden. Dann wird man z.B. bei einem Betonturm erkennen können, dass die Überspannungsschutzeinrichtungen (SPDs) energetisch höher beansprucht werden, wenn zusätzliche Schirmungsmaßnahmen gegen das magnetische Feld nicht vorhanden sind. Auch können bei einer anderen Gestaltung der energietechnischen Anlage innerhalb einer WEA die SPDs höher beansprucht werden, als es für die hier betrachtete WEA ermittelt wurde. Wenn der Umrichter im Turmfuß anstatt in der Gondel installiert ist, werden die SPDs im Turmfuß mit größeren Blitzteilströmen belastet, da eine direkte Verbindung zur Erdungsanlage fehlt. Auf die Anwendung des vorgeschlagenen Berechnungsverfahrens bei anderen WEA wird detailliert weiter unten in diesem Abschnitt eingegangen.

4) Anhand von Messungen und Berechnungen wurden Erkenntnisse zur Blitzstromaufteilung und den auftretenden Überspannungen innerhalb der betrachteten WEA GE1,5 MVA Typ 1,5sle für unterschiedliche Blitzstromkomponenten gewonnen.

#### Blitzstromaufteilung.

Der Blitzstromhauptpfad verläuft über unterschiedliche Komponenten der WEA und stellt damit einen Pfad mit sich ändernder Wellenimpedanz dar. Dies hat Auswirkungen auf die Blitzteilströme und Überspannungen innerhalb der Anlage aufgrund von Reflexionen der Blitzstromwelle. Der Blitzstrom fließt vom Blitzrezeptor (häufiger Fall bei WEA) über die im Rotorblatt verlegte Blitzableitung zur Gondel.

In der Gondel ist bei der Auslegung des LPZ-Konzepts zu beachten, dass das Gehäuse der Gondel heutzutage aus elektrisch isolierenden Kunststoffen besteht und ohne zusätzliche Maßnahmen keine Reduktion des magnetischen Felds bietet. In der betrachteten WEA wurde jedoch die Gondel mit einem Metallrahmen verstärkt und oben auf der Gondel wurde noch zusätzlich ein Maschengitter verlegt.

Dies war ausreichend, um einen Übergang von der Äußeren Zone LPZ0 auf die Innere Zone LPZ1 zu gewährleisten (Abschnitt 8.2). Falls ein Metallrahmen bei anderen WEA nicht vorhanden ist, müssen zusätzliche Schirmungsmaßnahmen ergriffen werden. Auch ein Metallrahmen mit großer Maschenweite kann einen relativ hohen Grad der Feldreduktion ergeben, allerdings ist dabei ein Sicherheitsabstand  $d_s$  zum Rahmen einzuhalten [123] (siehe Abschnitt 8.2), der das Eindringen des Feldes in das Innere der Gondel berücksichtigt. Aus diesem Grund müssen empfindliche elektrische und informationstechnische Anlagen in der Gondel von der Wand entfernt werden. Höhere Blitzschutzzonen, insbesondere LPZ2, werden bei der Realisierung des LPZ-Konzepts in der Gondel durch eingebaute Gehäuse (Generator, Steuerschrank) erreicht.

Weiter fließt der Blitzstrom im Wesentlichen über den Turm. Bei der betrachteten WEA fließt über den Stahlrohrturm etwa 96% des eingespeisten Blitzstromes ab und der Rest von 3–4% über PE-Leiter. Bei vorhandenen und aktiven SPDs fließt über die Energiekabel ohne Schirm bis zu 2% des Blitzstromes ab (Abschnitt 7.5, **Abb. 7.20**). Bei Betontürmen können in den Turmsegmenten symmetrisch 3 – 4 Blitzableitungen verlegt sein, die mit der Bewehrung eines Segments mindestens in einem Punkt galvanisch im Kontakt stehen. Auch können andere Komponenten die Funktion der Blitzableitung übernehmen, wie z.B. ein integrierter Gitterturm oder Stahlspanngurte, wodurch die Blitzteilströme über Energiekabel reduziert werden. Allerdings wird damit das magnetische Feld im Inneren des Turms stark vergrößert und in den vorhandenen Schleifen (z.B. zwischen Energieleitern und Gitterturm oder 3 – 4 Blitzableitungen im Betonturm). Deshalb ist mit zusätzlichen Überspannungen und höheren Blitzteilströmen zu rechnen und es sind höhere Anforderungen an SPDs zu stellen, wenn zusätzliche Schirmmaßnahmen nicht vorgesehen werden.

Unten steht der Turm in direkter Verbindung mit der Erdungsanlage. Bei den am häufigsten auftretenden Ausführungen der WEA befindet sich der Transformator im Turmfuß und seine Unterspannungsseite ist oft direkt geerdet. Damit fließen die Blitzteilströme von den Energiekabeln direkt über den Sternpunkt des Transformators zur Erdungsanlage.

Auf der Mittelspannungsseite ist die Blitzstromaufteilung von großer Bedeutung. Bei der betrachteten WEA werden die Mittelspannungsableiter MS-MOA beim Blitzstromaufteilungsverhältnis 5%/95% nicht überlastet (Worst-Case-Szenario beim PEB mit 200 kA). Bei anderen WEA muss genau auf den Energieumsatz der eingesetzten MS-MOA beim existierenden Blitzstromaufteilungs-Szenario geachtet werden, welches von vielen Faktoren abhängig ist (niederohmige Erdungsanlage der WEA, Erdung des angeschlossenen Netzes usw.), um eine Überlastung der MS-MOA durch Blitzströme zu vermeiden.

#### Überspannungen und Auswahl von SPDs

Bei der betrachteten WEA GE1,5 MVA Typ 1,5sl wurden die Differenzspannungen zwischen Energiekabeln und dem lokalen Potentialausgleich PAS berechnet. Diese Überspannungen sind vergleichsweise niedrig, da die Energiekabel größtenteils im feldfreien Stahlrohrturm verlaufen und in der Gondel in einer Kabeltrasse verlegt sind. Allerdings sind die Energiekabel nicht geschirmt und überqueren unterschiedliche Blitzschutzzonen sowohl in der Gondel als auch im Turmfuß. Daher müssen SPDs an Übergangsstellen installiert werden (an Zonengrenze LPZ1 (Turm) auf LPZ2, z.B. an Gehäuse des Steuerschranks, des Generators und des Transformators, **Abb. 9.1a**). Dieser Ansatz mit SPDs-Installation unter Beachtung des LPZ-Konzepts wird auch für andere Ausführungen der WEA empfohlen, da die Energiekabel oft nicht geschirmt sind (**Abb. 9.1**).

Trotz einer gutgeschirmten Umgebung in der betrachteten WEA erreichen die Überspannungen ohne SPDs hohe Werte von bis zu 700 kV. Die hohen Überspannungen treten dort auf, wo eine direkte Verbindung zur PAS fehlt (im betrachteten Fall in der Gondel, wo der Sternpunkt des Generators isoliert ist).

Bei anderen Ausführungen von WEA (z.B. mit Betonturm) können diese Überspannungen ohne zusätzliche Schirmungsmaßnahmen deutlich höher sein (im MV-Bereich), womit sich die Anforderungen an SPDs erhöhen. Sogar im betrachteten Fall mit dem Stahlrohrturm müssen in der Gondel bei hohen Blitzstoßströmen (200 kA und mehr) SPD Typ 1 (vorzugsweise Kombiableiter aus Varistor und Funkenstrecke) vorgesehen werden. Im Turmfuß wird dagegen eine Verbindung zur PAS über den geerdeten Sternpunkt des Transformators hergestellt und daher sind die Überspannungen auf der Niederspannungsseite geringer (Blitzteilströme fließen über niederinduktive Transformatorwicklung ab). Deshalb können im Turmfuß meist auch bei anderen Ausführungen der WEA SPD Typ 2 eingesetzt werden.

In der **Tab. 9.1** sind für unterschiedliche mögliche bzw. häufige Ausführungen von WEA mit Stahlrohrturm beim Worst-Case-Szenario (Blitzstoßströme mit Scheitelwerten von 200 kA und mehr) Empfehlungen zu SPDs aufgelistet. Beim Betonturm werden ohne zusätzliche Schutzmaßnahmen (Schirmung, Blitzstromabführung über andere verfügbare Teile im Turm wie Aufstiegsleiter, Kabeltrasse, Spanngurte, Gitterturm) die Anforderungen an SPDs so weit erhöht, dass ausschließlich SPD Typ 1 installiert werden sollten.

**Tab. 9.1** Empfehlungen zum Schutz bei unterschiedlichen Ausführungen von WEA mit Stahlrohrturm

Generatorsternpunkt (GSP)	Kabeltrasse in Turm	Transformatorsternpunkt (TSP)*	SPD Typ in	
			Gondel (SPD-O)	Turmfuß (SPD-U)
Isoliert	Ohne	Isoliert	1	1
Isoliert	Ohne	Geerdet	1	2
Isoliert	Mit	Geerdet	1	2
Geerdet	Mit	Geerdet	2	2

\* Transformator im Turmfuß

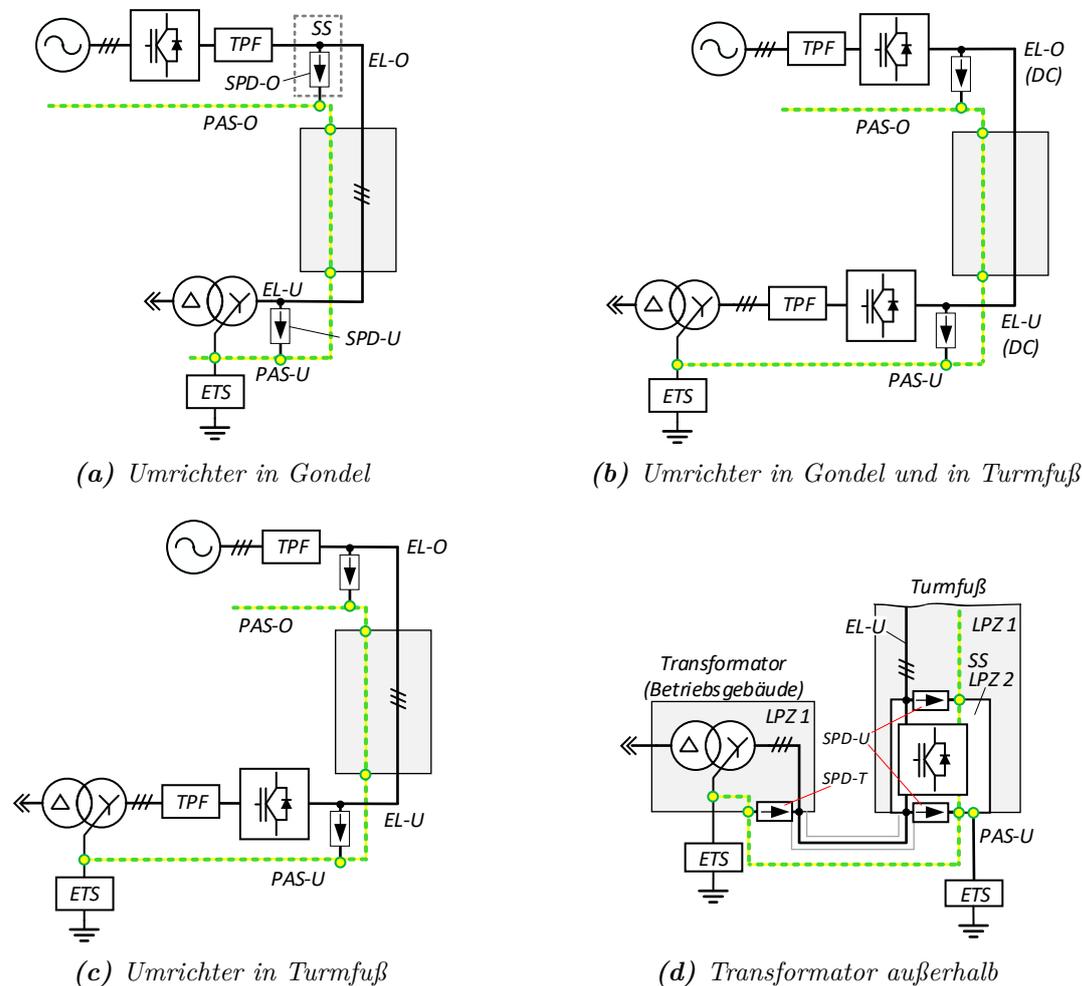
Unabhängig von der Ausführung der WEA müssen SPDs sowohl in der Gondel als auch im Turmfuß installiert werden, um einen ausreichenden Überspannungsschutz gewährleisten zu können. Auf der Mittelspannungsseite müssen die Mittelspannungsableiter (MS-MOA) am Ausgang des Transformators vorgesehen werden.

## 9.2 Anwendung des Berechnungsverfahrens für andere WEA

In diesem Abschnitt werden auf Basis der vorliegenden Modellierung Empfehlungen zur Anwendung des Netzwerkmodells für andere Ausführungen von WEA sowie auch für deren Schutz gegeben. In **Abb. 9.1** sind die am häufigsten auftretenden elektrischen Ausführungen der WEA zusammengefasst, wobei die Ausführung der betrachteten WEA in **Abb. 9.1a** dargestellt ist.

Gondel. An die Nachbildung der Gondel aus einer konzentrierten R-L-Impedanz kann eine Schaltung aus homogenen Leitungen mit konstanten Wellenwiderständen für 3 Rotorblätter und den Blitzkanal (z.B.  $Z_W = 1 \text{ k}\Omega$ ) angeschlossen werden. Dabei speist eine ideale Stromquelle den Blitzstrom über den Blitzkanal in eines der Rotorblätter ein.

Der Sternpunkt des Generators ist häufig nicht mit dem lokalen Bezugspotential PAS-O in der Gondel verbunden, sowie die Kühlkörper der Halbleiterschalter und der Mittelpunkt des Zwischenkreises des Umrichters auf schwebendem Potential liegen.



**Abb. 9.1** Verbreitete elektrische Ausführungen der Windenergieanlagen

In der Gondel verlaufen die Energiekabel aus dem Turm (EL-O) über den Steuer- oder Schaltschrank (SS) und den Umrichter (Leistungsschrank) zum Generator (siehe **Abb. 9.1a** und **Abb. 9.1b**) oder direkt zum Generator (**Abb. 9.1c**). Da die Energiekabel normalerweise nicht geschirmt sind und im Turm meist in einer offenen Kabeltrasse verlegt sind (siehe **Abb. H.1** in **Anhang H**), verlaufen sie damit über LPZ 1 im Turm und in der Gondel weiter über LPZ 2. An den Zonenübergängen müssen SPD-O vom Typ 2 vorgesehen werden. Allerdings zeigen die Berechnungen, dass diese SPDs beim Worst-Case-Szenario (Blitzstoßströme mit Scheitelwerten 200 kA und mehr) energetisch überlastet werden und sicherheitshalber SPD Typ 1 eingesetzt werden sollten. Bei einer WEA mit Betonturm ist zu erwarten, dass diese SPDs energetisch noch höher beansprucht werden, da sich ein höheres magnetisches Feld im Inneren des Turms einstellt<sup>1</sup>.

<sup>1</sup>Die Ableitungseinrichtung im Betonturm wird dann nur durch 3 – 4 Leiterdrähte repräsentiert, die an der Turminnenwand angebracht sind und das Feld im Inneren des Turms kaum unterdrücken können. Außerdem können weitere metallische Teile an der Abführung des Blitzstromes beteiligt sein, wie z.B. ein Gitterturm oder Spannurte, womit sich zum einen das magnetische Feld im Inneren des Turms erhöht und zum anderen die Blitzteilströme über die Energiekabel verringert werden.

Die Energiekabel sind an den Stellen zwischen Schaltschrank und Generator in der Gondel oft gut geschirmt, z.B. durch Verlegung in einer geschlossenen Kabeltrasse, so dass hier keine weiteren SPDs vorgesehen werden müssen.

Im Netzwerkmodell kann der Generator vereinfacht mit Induktivitäten und Widerständen der Ständer- und Läuferwicklungen und der Hauptinduktivität nachgebildet (siehe **Abb. I.2** in **Anhang I.2**) und dessen Generatorsternpunkt (GSP) mit einem hochohmigen Widerstand  $R_{\text{GSP}}$  mit PAS-O verbunden werden. Der Umrichter kann zur Vereinfachung mit einem festen Schaltzustand nachgebildet werden. Diese vereinfachte Nachbildung des Generators und des Umrichters ist zur Untersuchung der Blitzstromaufteilung, der transienten Überspannungen und der Beanspruchung der SPDs in der Regel ausreichend. Bei Tiefpassfiltern (TPF) handelt es sich normalerweise um Leiter-Leiter-Filter, die keine Verbindung zur PAS haben. Die Nachbildung der SPDs, die in der Gondel an die PAS-O angeschlossen werden, erfolgt durch ein Modell, welches in **Anhang J** beschrieben ist. Die feldgebundenen Störgrößen für die Energieleiter, die nicht geschirmt sind, können im Netzwerkmodell durch eine Gegeninduktivität  $M$  nachgebildet werden, die z.B. mit einem Impedanzextraktionsprogramm berechnet werden kann.

**Turm.** Das Turmmodell soll Wanderwelleneffekte, die höhenabhängige Wellenimpedanz, die frequenzabhängige Dämpfung und magnetische Kopplungen innerhalb des Turmes berücksichtigen. Ein Stahlrohrturm kann z.B. in EMTP-ATP mit einer LCC-Subroutine implementiert werden, derer Gesamtwellenimpedanz dem Wert entspricht, der mit der Formel (5.14) von Hara aus dem Abschnitt 5.1 einfach berechnet werden kann. Beim Betonturm geht es im Wesentlichen um meist 3 oder 4 Blitzableitungen, die eine deutlich höhere Wellenimpedanz für Blitzstoßströme darstellen (siehe Formel (6.8) in Abschnitt 6.3.2). Eine Aufstiegsleiter und eine Kabeltrasse können vereinfacht zur Berechnung der Stromaufteilung durch einen Rundleiter im Turm mit entsprechendem Querschnitt ersetzt werden (siehe **Anhang H**).

**Turmfuß.** Die Unterspannungsseite des Transformators ist im Turmfuß oft direkt geerdet und damit werden die Überspannungsschutzeinrichtungen SPD-U gering beansprucht. Beim Betonturm sind höhere Blitzteilströme zu erwarten und bei an einem Rotorblatt eingespeisten Blitzstoßströmen mit Scheitelwerten von 200 kA und mehr werden SPD Typ 1 empfohlen. Bei der Variante mit externem Transformator, der sich in einem Betriebsgebäude nahe der WEA befindet (LPZ 0<sub>B</sub>, **Abb. 9.1d**), müssen die Energiekabel am Ausgang im Turmfuß und am Eingang des Betriebsgebäudes jeweils mit SPDs (SPD-U und SPD-T) geschützt werden. Falls der Umrichter im Turmfuß integriert ist, kann er in gleicher Weise nachgebildet werden, wie in der Gondel.

Die frequenzabhängige Impedanz der Erdungsanlage kann mit dem Netzwerkmodell aus Abschnitt 6.2.2 dargestellt werden. Messungen an der Erdungsanlage vor Ort mit Stoßströmen sind wünschenswert, damit das Netzwerkmodell möglichst genau parametrisiert werden kann.

Das hier vorgestellte Verfahren zur numerischen Berechnung der Blitzstromaufteilung und der transienten Überspannungen innerhalb der WEA kann für die Praxis von Vorteil sein. Die Anwendung des Berechnungsmodells erlaubt es, eine komplette WEA bei beliebigen Blitzstrombeanspruchungen mit vertretbarem Aufwand abzubilden sowie ein effektives und zuverlässiges Überspannungsschutzkonzept zu finden oder ein vorhandenes Überspannungsschutzkonzept zu optimieren.

# Literatur

- [1] „Wind energy in Europe in 2019: trends and statistics,” <https://windeurope.org/wp-content/uploads/files/about-wind/statistics/WindEurope-Annual-Statistics-2019.pdf>, [Online; accessed 01-April-2020].
- [2] Rachidi F., Rubinstein M., Montanya J., Bermudez J., Sola R., Sola G., Korovkin N., „A review of current issues in lightning protection of new-generation wind-turbine blades,” *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 55, no. 6, pp. 2489–2496, 2008.
- [3] Heidler F. Stimper K., *Blitz und Blitzschutz (VDE-Schriftenreihe – Normen verständlich)*. VDE Verlag GmbH, Berlin, 2009.
- [4] Berger K., „Novel observations on lightning discharges: Results of research at Mount San Salvatore,” *J. Franklin Inst.*, no. 283, pp. 478–525, 1967.
- [5] IEC 61400-24 ED2: Wind energy generation systems – Part 24: Lightning protection, 88/613/CD, 2016-12.
- [6] Diendorfer G., Pichler H., Schulz W., „LLS detection of upward initiated lightning flashes,” in *Proc. 9th Asia-Pacific Int. Conf. on Light. (APL)*, Nagoya, Japan, 2015.
- [7] BLIDS network, Blitzinformationsdienst von Siemens, Siemens AG, <http://www.blids.de/>, [Online; accessed 19-Jul-2018].
- [8] EUCLID network, European Cooperation for Lightning Detection, <http://www.euclid.org/>, [Online; accessed 19-Jul-2018].
- [9] DIN EN 62858 (VDE 0185-858): 2016-05 Blitzhäufigkeit basierend auf Blitzortungssystemen – Allgemeine Grundsätze.
- [10] CIGRÉ Working Group C4.407: Lightning parameters for engineering, CIGRÉ technical brochure 549, Aug. 2013.
- [11] Birkel J., Shulzhenko E., Heidler F., Diendorfer G., „Measuring Lightning Currents on Wind Turbines,” in *Proc. 4th Int. Symp. on Winter Light. (ISWL)*, Joetsu, Niigata-ken, Japan, 2017.
- [12] NEDO Report 20150000000080, Research and development of next generation wind power generation technology for technology corresponding to natural environment etc. for measures of lightning protection (FY2008-FY2012), Annual report of NEDO (in Japanese), Japan, 2015.
- [13] Shulzhenko E., Kolb J., Thern S., Birkel J., „Wirkung von Windenergieparks auf das lokale Blitzgeschehen,” in *12. VDE/ABB-Blitzschutztagung*, Aschaffenburg, Deutschland, 2017.
- [14] Shulzhenko E., Kolb J., Birkel J., Diendorfer G., Thern S., Rock M., „Initial investigation of influence of wind farms to lightning events,” in *Proc. 33rd Int. Conf. on Light. Prot. (ICLP)*, Estoril, Portugal, 2016, pp. 1–7.
- [15] Shulzhenko E., Krapp M., Birkel J., Rock M., Thern S., „Investigation of lightning parameters occurring on offshore wind farms,” in *Proc. XIV Int. Symp. on Light. Prot. (SIPDA)*, Natal, Brazil, 2017, pp. 169–175.
- [16] „Verteilung der ALDIS-Blitzstromamplituden,” <https://www.aldis.at/blitzstatistik/amplituden/>, [Online; accessed 01-Jun-2018].
- [17] IEC 62305-1: 2010-12 Protection against lightning – Part 1: General principles.
- [18] Schulz W., Diendorfer G., Pedebay S., Poelman D.R., „The European lightning location system EUCLID – Part 1: Performance analysis and validation,” *Natural Hazards and Earth System Sciences*, vol. 16, no. 2, pp. 595–605.

- [19] Idone V.P., Saljoughy A.B., Henderson R.W., Moore P.K., Pyle R.B., „A reexamination of the peak current calibration of the National Lightning Detection Network,” *J. Geophys. Res. Atmos.*, vol. 98, pp. 18 323–18 332, 1993.
- [20] Diendorfer G., „Lightning location systems (LLS),” in *Proc. IX Int. Symp. on Light. Prot. (SIPDA)*, Foz do Iguaçu, Brazil, 2007.
- [21] Rakov V.A., „Lightning Return Stroke Speed,” *J. Light. Res.*, vol. 1, pp. 80–89, 2007.
- [22] Rachidi F., Bermudez J.L., Rubinstein M., Rakov V.A., „On the estimation of lightning peak currents from measured fields using lightning location systems,” *J. of Electrostat.*, vol. 60, no. 2, pp. 121–129, 2004.
- [23] Cooray V. Rakov V., „On the upper and lower limits of peak current of first return strokes in negative lightning flashes,” *Atmos. Res.*, vol. 117, pp. 12–17, 2011.
- [24] Lyons W.A., „Sprite observations above the U.S. high plains in relation to their parent thunderstorm systems,” *J. Geophys. Res. Atmos.*, vol. 101, pp. 29 641–29 652, 1996.
- [25] Toland R.B. Vonnegut B., „Measurement of maximum electric field intensities over water during thunderstorms,” *J. of Geophys. Res.*, vol. 82, no. 3, pp. 438–440, 1977.
- [26] Cooray V., Jayaratne R., Cummins K. L., „On the peak amplitude of lightning return stroke currents striking the sea,” *Atmos. Res.*, vol. 149, pp. 372–376, 2014.
- [27] Pavanello D., „Electromagnetic radiation from lightning return strokes to tall structures,” Dissertation, University of Applied Sciences and Arts Western Switzerland, Sion, 2006.
- [28] Ueda Y., Arinaga S., Mitsuyoshi F., Nobuki I., Takatoshi M., Kosuke I., „Measurement experience of lightning currents to wind turbines,” *Mitsubishi Heavy Industries, Ltd., Techn. Rev.*, vol. 44, no. 4, pp. 339–345, 2007.
- [29] Asakawa A., Shindo T., Yokoyama S., Hyodo H., „Direct lightning hits on wind turbines in winter season: Lightning observation results for wind turbines at Nikaho wind park in winter,” *IEEEJ Trans on Electr. Electron. Eng.*, vol. 5, no. 1, pp. 14–20, 2010.
- [30] Honjo N., „Risk and its reduction measure for wind turbine against the winter lightning,” in *Proc. 9th Asia-Pacific Int. Conf. on Light. (APL)*, Nagoya, Japan, 2015, pp. 665–670.
- [31] Ishii M., Saito M., Natsuno D., Sugita A., „Lightning current observed at wind turbines in winter in Japan,” in *Proc. 17th Int. Conf. on Light. and Static Electricity (ICOLSE)*, Seattle, USA, 2013.
- [32] Goto Y. Narita K., „Electrical characteristics of winter lightning,” *J. Atm. Terr. Phys.*, vol. 57, no. 5, pp. 449–458, 1995.
- [33] JIS C 1400-24: Wind energy generation systems – Part 24: Lightning protection, JSA (Japanese Standards Association), 2014-08.
- [34] Ishii M., Saito M., Fujii F., Sugita A., „Property of high-current lightning discharges in winter,” in *Proc. 29th Int. Conf. on Light. Prot. (ICLP)*, Uppsala, Sweden, 2008.
- [35] Rogowski W. Steinhaus W., „Die Messung der Magnetischen Spannung,” in *Archiv für Elektrotechnik, Vol.1, S.141–150*, 1912.
- [36] Ward D.A. Exon J. La T., „Using Rogowski coils for transient current measurements,” in *Eng. Sc. & Ed. J.*, pp. 105–113, 1993.
- [37] Birkl J., Shulzhenko E., Heidler F., Diendorfer G., „Blitzströme bei Windkraftanlagen und hohen Bauwerken,” in *12. VDE/ABB-Blitzschutztagung*, Aschaffenburg, Deutschland, 2017.
- [38] Hopf C. Wiesinger J., „Lightning protection of wind power plants,” in *Proc. 23rd Int. Conf. on Light. Prot. (ICLP)*, Florence, Italy, 1996.
- [39] Diendorfer G., Kaltenboeck R., Mair M., Pichler H., „Characteristics of tower lightning flashes in a winter thunderstorm and related meteorological observations,” in *Proc. 19th Int. Light. Det. Conf.*, Tucson, Arizona, USA, 2006.

- [40] Shulzhenko E., Rock M., Birkel J., Böhm T., „Specifics by measuring of lightning current with large Rogowski coil,” in *Proc. XII Int. Symp. on Light. Prot. (SIPDA)*, Belo Horizonte, Brazil, 2013.
- [41] Miyake, K., Suzuki T., Shinjou K., „Characteristics of winter lightning current on Japan Sea Coast,” *IEEE Trans. on Power Del.*, vol. 7, no. 3, pp. 1450–1457, 1992.
- [42] Recommendation ITU-T K.56/Cor.1 (07/2017), Protection of radio base stations against lightning discharges, Corrigendum 1 .
- [43] Depasse P., „Statistics on artificially triggered lightning,” *J. Geophys. Res.*, vol. 99, pp. 18.(515–522), 1994.
- [44] Rakov V.A. Uman M.A., *Lightning: physics and effects*. Cambridge University Press, 2003.
- [45] Ray W.F. Hewson C.R., „High performance Rogowski current transducers,” *IEEE Ind. Appl. Conf. 35th IAS (Cat. No.00CH37129)*, vol. 5, pp. 3083–3090, 2000.
- [46] Ray W.F., „A current measuring device”, International patent application WO99/54740, 22.08.1999.
- [47] Liu Y., Lin F., Zhang Q., Zhong H., „Design and construction of a Rogowski coil for measuring wide pulsed current,” *IEEE Sensors J.*, vol. 11, no. 1, pp. 123–130, 2011.
- [48] Shulzhenko E., Colina Jimenez L.I., Rock M., „Electronic circuit for accurate measuring of lightning continuous currents sensed by Rogowski coil,” in *Proc. XIV Int. Symp. on Light. Prot. (SIPDA)*, Natal, Brazil, 2017.
- [49] Wang D., Takagi N., Watanabe T., Sakurano H., Hashimoto M., „Observed characteristics of upward leaders that are initiated from a windmill and its lightning protection tower,” *Geophys. Res. Letters*, vol. 35, no. 2, 2008.
- [50] Montanyà J., van der Velde O., Williams E.R., „Lightning discharges produced by wind turbines,” *J. Geophys. Res. Atmos.*, vol. 119, no. 3, pp. 1455–1462, 2014.
- [51] Standler R.B., *Protection of electronic circuits from overvoltages*. John Wiley and Sons, New York, USA, 1989.
- [52] Zhang X., Zhang Y., Liu C., „A complete model of wind turbines for lightning transient analysis,” *J. of Ren. and Sust. Energy*, vol. 6, no. 1, 2014.
- [53] Howe G.W.O., „The capacity of rectangular plates and a suggested formula for the capacity of aerials,” *The Radio Review*, vol. 1, pp. 710–714, Nov. 1920.
- [54] Kalantarov P.L. Ceitlin L.A., *Inductions’ computation (in Russian)*. Energoatomisdat Publ. Co., Leningrad, 1986.
- [55] FastFieldSolvers, Electromagnetic Solutions, <https://www.fastfieldsolvers.com/>, [Online; accessed 12-Sep-2018].
- [56] Weber E., *Electromagnetic theory: static fields and their mapping*. Dover, 1965.
- [57] Kaiser K.L., *Electromagnetic Compatibility Handbook*. CRC Press, Boca Raton, 2005.
- [58] Iossel Y.Y., Kochanov E.S., Strunskiy M.G., *The calculation of electrical capacitance (in Russian)*. 2nd ed., Energoisdat Publ. Co., Leningrad, 1981.
- [59] Hara T., Yamamoto O., Hayashi M., Uenosono C., „Empirical Formulas of surge impedance for single and multiple vertical cylinder (in Japanese),” *IEEJ Trans. Pow. Energy*, vol. 110-B, no. 2, pp. 129–136, 1990.
- [60] Du Y., Wang X., Chen M., „Transient surge impedance of a vertical conductor over the ground,” *Electr. Power Syst. Res.*, vol. 94, pp. 106–112, 2013.

- [61] Jordan C.A., „Lightning computation for transmission lines with overhead wires,” *General Electric Review*, vol. 37, no. 4, pp. 130–137, 1934.
- [62] Baba Y. Rakov V.A., *Electromagnetic computation methods for lightning surge protection studies*. John Wiley & Sons Inc., Hoboken, New Jersey, 2016.
- [63] Fernández T.R., „Simulation of lightning currents in CFRP components of wind turbines and aircraft by means of the FDTD method,” Master thesis, Universitat Politècnica de Catalunya, 2015.
- [64] Sullivan D.M., *Electromagnetic simulation using the FDTD method*. 2nd ed. IEEE Press John Wiley & Sons, Inc., Hoboken, New Jersey, 2013.
- [65] Ametani A., *Numerical analysis of power system transients and dynamics*. IET power and energy series, 78, Stevenage, England, 2015.
- [66] Méndez-Hernández Y., Claudi A., Hahn B., Happe-Kilpper M., „A first approach in modeling lightning effects on megawatt-class onshore and offshore wind turbines by means of EMTP and models,” in *Proc. Eur. Wind Energy Conf. & Exhib. (EWEA)*, London, UK, 2004.
- [67] Miri A.M., *Ausgleichsvorgänge in Elektroenergiesystemen. Mathematische Einführung, elektromagnetische und elektromechanische Vorgänge*. Berlin: Springer, 2000.
- [68] Dwight H.B., „Skin effect and proximity effect in tubular conductors,” *AIEE Trans.*, vol. 41, pp. 189–198, 1922.
- [69] Dwight H.B., „Skin effect in tubular and flat conductors,” *AIEE Trans.*, vol. 37, pp. 1379–1403, 1918.
- [70] Burrows C.W., „Correlation of the magnetic and mechanical properties of steel,” *Bulletin of the Bureau of Standards, U.S. Government Printing Office*, vol. 13, no. 2, 1916.
- [71] Sandomirskii S.S., „Maximum magnetic permeability of magnetically hard steel and the limiting hysteresis loop,” *Steel in Translation*, vol. 43, no. 8, pp. 530–534, 2013.
- [72] ANSYS Q3D Extractor, <https://www.ansys.com/de-de/products/electronics/ansys-q3d-extractor>, [Online; accessed 19-Sep-2018].
- [73] Morgan V.T., Findlay R.D., Derrah S., „New formula to calculate the skin effect in isolated tubular conductors at low frequencies,” *IEE Proc. Sc. Meas. Technol.*, vol. 147, no. 4, pp. 169–171, 2000.
- [74] Arnold A.H.M., „The alternating-current resistance of tubular conductors,” *J. of the Instit. of El. Eng.*, vol. 78, no. 473, pp. 580–596, 1936.
- [75] Zhang X., Zhang Y., Xiao X., „An improved approach for modeling lightning transients of wind turbines,” *Int. J. of El. Power & En. Syst.*, vol. 101, pp. 429–438, 2018.
- [76] Ishii M., Kawamura T., Kouno T., Ohsaki E., Shiokawa K., Murotani K., Higuchi T., „Multistory transmission tower model for lightning surge analysis,” *IEEE Trans. on Power Del.*, vol. 6, no. 3, pp. 1327–1335, 1991.
- [77] Hashimoto S., Baba Y., Nagaoka N., Ametani A., Itamoto N., „An equivalent circuit of a transmission-line tower struck by lightning,” in *Proc. 30th Int. Conf. on Light. Prot. (ICLP)*, Cagliari, Italy, 2010.
- [78] Tang Y., Chen H., Wang H., Dai F., Jiang S., „Transmission line models used in travelling wave studies,” vol. 2, pp. 797–803, 1999.
- [79] Ikeda Y., Nagaoka N., Baba Y., Ametani A., „A frequency dependent circuit model of a wind turbine tower using transient response calculated by FDTD,” in *Proc. 30th Int. Conf. on Light. Prot. (ICLP)*, Vienna, Austria, 2012.
- [80] Noda T., „A tower model for lightning overvoltage studies based on the result of an FDTD simulation,” *Electr. Eng. in Japan*, vol. 164, no. 1, pp. 8–20, 2008.

- [81] Rakov V.A., „Transient response of a tall object to lightning,” *IEEE Trans. on Electromagn. Compat.*, vol. 43, no. 4, pp. 654–661, 2001.
- [82] Gorin B.N. Shkilev A.V., „Measurements of lightning currents at the Ostankino tower (in Russian),” *Elektrich.*, no. 8, pp. 64–65, 1984.
- [83] Beierl O., „Front shape parameters of negative subsequent strokes measured at the Peissenberg tower,” in *Proc. 21th Int. Conf. on Light. Prot. (ICLP)*, Berlin, Germany, 1992.
- [84] Ishii M., Saito M., Miki T., Tanaka D., Shindo T., Asakawa A., Motoyama H., Suzuhigashi Y., Taguchi H., „Reproduction of electromagnetic field waveforms and tower currents associated with return strokes struck Tokyo Skytree,” in *XII Int. Symp. on Light. Prot. (SIPDA)*, Belo Horizonte, Brazil, 2013.
- [85] „Technical description and specifications for wind turbine generator system GE Wind Energy 1.5sle 60 Hz,” <http://www.dslreports.com/r0/download/1720167~32a688753fadb0cba2d30793c1ef2e69/GE%20Turbine%20description.pdf>, 2005, [Online; accessed 22-July-2018].
- [86] Shulzhenko E., Birkl J., Rock M., „Study of lightning current distribution inside of a wind turbine,” in *Proc. 9th Asia-Pacific Int. Conf. on Light. (APL)*, Nagoya, Japan, 2015.
- [87] Shulzhenko E., Birkl B., Kolb J., Rock M., „Approach for evaluation of lightning current distribution on wind turbine with numerical model,” in *Proc. 33th Int. Conf. on Light. Prot. (ICLP)*, Estoril, Portugal, 2016.
- [88] Goud R.D., Rayudu R., Moore C.P., Ciaran P., Burmester D., „Lightning protection analysis of main shaft bearings in wind turbine generators,” in *IEEE Int. Conf. on Pow. Sys. Techn.*, Wollongong, Australia, 2016.
- [89] Napolitano F., Paolone M., Borghetti A., Nucci C.A., Cristofolini A., Mazzetti C., Fiamingo F., Marzinotto M., „Models of wind-turbine main-shaft bearings for the development of specific lightning protection systems,” *IEEE Trans. on Electromagn. Compat.*, vol. 53, no. 1, pp. 99–107, 2011.
- [90] Wiesinger J., „Zur Berechnung des Stoßerdungswiderstandes von Tiefen- und Oberflächenerdern,” *ETZ A Elektrotechn. Z. A.* 99 H.11, S. 659–661, 1978.
- [91] Hasse P., Wiesinger J., Zischank W., *Handbuch für Blitzschutz und Erdung*. 5. Auflage, Pflaum Verlag, München, 2006.
- [92] Yamamoto K. Sumi S., „EMTP models of a wind turbine grounding system,” in *Proc. 32th Int. Conf. on Light. Prot. (ICLP)*, Shanghai, China, 2014.
- [93] Gupta B.R., „Impulse impedance of grounding grids,” *IEEE Trans. on Power App. and Systems*, vol. PAS-99, no. 6, pp. 2357–2362, 1980.
- [94] Markovski B., Grcev L., Arnautovski-Toseva V., „Transient characteristics of wind turbine grounding,” in *Proc. 30th Int. Conf. on Light. Prot. (ICLP)*, Vienna, Austria, 2012.
- [95] CIGRÉ Working Group 33-01 (Lightning) of study committee 33: Overvoltage and insulation coordination, Guide to procedures for estimating the lightning performance of transmission lines, Paris, France, Oct. 1991.
- [96] IEEE modeling and analysis of system transients working group, Fast Front Transients Task Force: Modeling guidelines for fast front transients, *IEEE Trans. Power Del.*, vol. 11, no. 1, pp. 493–506, Jan. 1996.
- [97] Grcev L., „Time- and frequency-dependent lightning surge characteristics of grounding electrodes,” *IEEE Trans. on Power Del.*, vol. 24, no. 4, pp. 2186–2196, 2009.
- [98] Wu B., Lang Y., Zargari N., Kouro S., Hrsgg., *Power conversion and control of wind energy systems*. IEEE Press series on power engineering, Wiley-IEEE Press, 2011.

- [99] „HV/LV Distribution Transformers,” [http://mt.schneider-electric.be/main/tfo/catalogue/an\\_iec.pdf](http://mt.schneider-electric.be/main/tfo/catalogue/an_iec.pdf), [Online; accessed 10-Feb-2018].
- [100] Das J.C., *Transients in electrical systems*. McGraw-Hill Professional Publishing, New York, USA, 2010.
- [101] IEEE working group 3.4.11: Modeling of metal oxide surge arresters, *IEEE Trans. Power Deliv.*, pp. 302-309, 1992.
- [102] IEC 60099-4:2010-02: Überspannungsableiter – Teil 4: Metalloxidableiter ohne Funkenstrecken für Wechselspannungsnetze.
- [103] Heuck K., Dettmann K.-D., Schulz D., *Elektrische Energieversorgung: Erzeugung, Übertragung und Verteilung elektrischer Energie für Studium und Praxis*, Serie 8. Auflage. Vieweg + Teubner, Wiesbaden, 2011.
- [104] IEC 60664-1:2007-04 Insulation coordination for equipment within low-voltage systems – Part 1: Principles, requirements and tests.
- [105] Schork F., „Stoßstromanwendungen von Leistungshalbleitern im Überspannungsschutz,” Dissertation, Technische Universität Ilmenau, 2019.
- [106] DIN EN 60071-1 (VDE 0111-1):2010-09 Isolationskoordination – Teil 1: Begriffe, Grundsätze und Anforderungen.
- [107] Yanagawa S., Natsuno D., Yamamoto K., „Measurements of transient grounding characteristics of a MW class wind turbine generator system and its considerations,” in *Proc. 25th Int. Conf. on Light. Prot. (ICLP)*, Vienna, Austria, 2012.
- [108] SINT Ingegneria: electromagnetic simulation for power, grounding and lightning protection systems, <http://www.xgslab.com/>, [Online; accessed 21-Jun-2018].
- [109] Shulzhenko E. Birkel J., „Investigation of lightning current distribution in a large-scale earth-termination system of photovoltaic power plant,” in *Proc. 34th Int. Conf. on Light. Prot. (ICLP)*, Rzeszow, Poland, 2018.
- [110] Yamamoto K., Nakashima T., Sumi S., „A study of shunt lightning current distribution in Nyuzen wind turbine,” in *Proc. 4th Int. Symp. on Winter Light. (ISWL)*, Joetsu, Niigata-ken, Japan, 2017.
- [111] Miyake K., Suzuki T., Shinjou K., „Characteristics of winter lightning current on Japan Sea Coast,” *IEEE Trans. on Power Del.*, vol. 7, no. 3, pp. 1450–1457, 1992.
- [112] Barbosa C.F., Nallin F., Cardinali V.J., et. al., „Current distribution on power conductors of an installation struck by rocket-triggered lightning,” in *Proc. VIII Int. Symp. on Light. Prot. (SIPDA)*, São Paulo, Brazil, 2005.
- [113] Barbosa C.F., Nallin F., Person S., Zeddani A., „Current distribution in a telecommunication tower struck by rocket-triggered lightning,” in *Proc. IX Int. Symp. on Light. Prot. (SIPDA)*, Foz do Iguaçu, Brazil, 2007.
- [114] ITU’s Telecommunication Standardization Sector (ITU-T): ITU-T Recommendations by series, <https://www.itu.int/itu-t/recommendations/index.aspx?ser=K>, [Online; accessed 12-Jun-2017].
- [115] Martinez-Velasco J.A., *Power system transients: parameter determination*. CRC Press, Boca Raton, Florida, 2010.
- [116] Kamon M., Smithhisler C., White J., *FastHenry USER’S GUIDE: version 3.0*. Research Laboratory of Electronics Department of Electrical Engineering and Computer Science Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, MA 02139 U.S.A., 1996.
- [117] Basso C., „Spark gap modeling,” *EDN Magazine*, 1997, <http://www.intusoft.com/nlhtml/nl50.htm>, [Online; accessed 11-Aug-2018].

- [118] „Spark-gap macro,” *Spectrum News*, 1999, <https://www.spectrum-soft.com/news/winter99/sparkgap.shtml>, [Online; accessed 05-Jan-2017].
- [119] Chen H., Du Y., Chen M., „Lightning transient analysis of radio base stations,” *IEEE Trans. on Power Del.*, vol. 33, no. 5, pp. 2187–2197, 2018.
- [120] Recommendation ITU-T K.97 (02/2014), Lightning protection of distributed base stations.
- [121] Birkl J. Barbosa C.F., „Modeling the current through the power conductors of an installation struck by lightning,” in *Proc. XI Int. Symp. on Light. Prot. (SIPDA)*, Fortaleza, Brazil, 2011.
- [122] IEC/TR 60071-4:2004-06 Insulation co-ordination – Part 4: Computational guide to insulation co-ordination and modelling of electrical networks.
- [123] IEC 62305-4 (VDE 0185-305-4):2010-12 Protection against lightning – Part 4: Electrical and electronic systems within structures.
- [124] Meyer W.S. Liu T.-h., *Alternative Transients Program (ATP) Rule Book*. Canadian / American EMTP User Group: Prentice-Hall, 1987 - 1992.
- [125] Dommel H.W., *ElectroMagnetic Transients Program Reference Manual (EMTP Theory Book)*. Bonneville Power Administration, Portland, Oregon, USA, 1986.
- [126] Berger K., Anderson R.B., Kroninger H., „Parameters of lightning flashes,” *Electra*, vol. 41, pp. 23–37, 1975.
- [127] Anderson R.B. Eriksson A.J., „Lightning parameters for engineering application,” *Electra*, vol. 69, pp. 65–102, 1980.
- [128] Heidler F., Zischank W., Flisowski Z., Bouquegneau C., Mazzetti C., „Parameters of lightning current given in IEC 62305 – background, experience and outlook – invited lecture,” in *Proc. 25th Int. Conf. on Light. Prot. (ICLP)*, Uppsala, Sweden, 2008.
- [129] Shulzhenko E., Rock M., Birlle M., Leu C., „Applying of surge arresters in power electronic network components,” in *Proc. 32th Int. Conf. on Light. Prot. (ICLP)*, Shanghai, China, 2014.
- [130] Hasse P. Wiesinger J., *EMV Blitz-Schutzzonen-Konzept*. Pflaum Verlag und VDE-Verlag, 1994.
- [131] Vance E.F., „Electromagnetic interference control,” *IEEE Trans. Electromagn. Compat.*, vol. 22, pp. 319–328, 1980.
- [132] *DEHN+SÖHNE – Blitzplaner, 4. Auflage*, Neumarkt, Deutschland, 2018.
- [133] Bouquegneau C., „Lightning density based on lightning location systems,” in *Proc. 32th Int. Conf. on Light. Prot. (ICLP)*, Shanghai, China, 2014, pp. 1947–1951.
- [134] IEC 62305-2 (VDE 0185-305-2): 2010-12 Protection against lightning – Part 2: Risk management.
- [135] Bouquegneau C., Kern A., Rousseau A., „Flash density applied to lightning protection standards,” *2012 Int. Conf. on Grounding and Earthing & 5th Int. Conf. on Light. Phys. and Eff. (GROUND'2012 & 5th LPE)*, p. 5, 2012.
- [136] Bouquegneau C., „The need for an international standard on lightning location systems,” in *Proc. 23rd Int. Light. Detec. Conf.*, Tucson, Arizona, USA, 2014.
- [137] Montanyà J., Fabró F., van der Velde O., March V., Williams E.R., Pineda N., Romero D., Solà G., Freijo M., „Global distribution of winter lightning: a threat to wind turbines and aircraft,” *Natural Hazards and Earth System Sciences*, vol. 16, no. 6, pp. 1465–1472, 2016.
- [138] Heidler F., „Analytische Blitzstromfunktion zur LEMP-Berechnung,” in *Proc. 18th Int. Conf. on Light. Prot. (ICLP)*, Munich, Germany, 1985.

- [139] Heidler F. Cvetić J., „A class of analytical functions to study the lightning effects associated with the current front,” *European Trans. on Electr. Pow. (ETEP)*, vol. 12, no. 2, pp. 141–150, 2002.
- [140] Heidler F. Hopf Ch., „Lightning current function for LEMP-calculation,” in *Proc. 22nd Int. Conf. on Light. Prot. (ICLP)*, Budapest, Hungary, 1994.
- [141] Terespolsky B.R., „An approximation to the Heidler function with an analytical integral for engineering applications using lightning currents,” Master thesis, University of the Witwatersrand, Johannesburg, South Africa, 2015.
- [142] Carson W. I. McAfee, „Lightning Return Stroke Electromagnetics - Time Domain Evaluation and Application,” Master thesis, University of the Witwatersrand Johannesburg, South Africa, 2016.
- [143] Paul C. R., *Inductance: loop and partial*. Wiley-IEEE Press, 2010.
- [144] van Helvoort M.J.A.M., „Grounding structures for the EMC-protection of cabling and wiring,” Dissertation, Eindhoven University of Technology, Netherlands, 1995.
- [145] Rock M., Zischank W., Kupfer J., „Grenzwerte für Schritt- und Berührungsspannungen an Blitzschutzableitungseinrichtungen und –Erdungsanlagen,” in *11. VDE/ABB-Blitzschutztagung*, Neu-Ulm, Deutschland, 2015.
- [146] Calzolari G.R. Saldaña C.R., „Modeling of doubly fed induction machine based wind turbines in ATP: challenges and experiences,” in *Proc. Int. Power Syst. Transient*, Vancouver, Canada, 2013.
- [147] Mishra N.G., „Modeling, simulation and control of induction generators used in wind energy conversion,” Dissertation, Sardar Patel University, Gujarat, India, 2015.
- [148] Guidi G.D., „Initialization of the DFIG machine for electromagnetic transients calculation (in Spanish),” *IEEE Lat. Am. Trans.*, 2018.
- [149] Xu D., Blaabjerg F., Chen W., Zhu N., *Advanced control of doubly fed induction generator for wind power systems*. John Wiley & Sons, Inc., Hoboken, 2018.
- [150] Mittelgöcker M., „Nachbildung einer Windenergieanlage mit dem Programm EMTP-ATP zur Untersuchung des transienten Verhaltens im Netzbetrieb,” Dissertation, Fachhochschule Osnabrück, 2002.
- [151] La Seta I.P., „Modeling and control of wind turbines based on Doubly-Fed Induction Generators (DFIG),” *EEUG Meeting*, pp. 336–342, TU Delft, Netherlands, 2009.
- [152] Abu-Rub H., Malinowski M., Al-Haddad K., *Power Electronics for Renewable Energy Systems, Transportation and industrial applications*. Wiley-IEEE Press, 2014.
- [153] *EPCOS SIOV metal oxide varistors.*, Databook, 2018.
- [154] Raab V., *Überspannungsschutz in Verbraucheranlagen*. 2. Aufl., Huss Medien, Berlin, 2003.

## A. Onshore- und Offshore Windparks

Tab. A.1 Allgemeine Information über untersuchte Onshore-Windparks in Deutschland

ID	Name	Aufbaujahr	Anzahl von WEA	$h_G$	Gesamte Leistung, MW	Höhe über Meeresspiegel $h_{MS}$ , m	Typ
1	Delbrück	2010	3	146	6	103	E82
2	Wipperfürth in Dörpringhausen	2011	3	99,5	2,4	386	E53
3	Lage	2011	4	146	8,2	97	MM92
4	Wewelsburg	2011	11	179	25,3	293	E82
5	Büren	2009	10(15)	179	20	292	E82
6	Gross Leine-Klein Leine	2009	8(13)	170	16	58	V90
7	Gross Pinnow	2009	17(21)	141	34,85	39	MM82
8	Hillmersdorf	2009	5	138,5	7,5	113	Nordex S77
9	Bräuersdorf	2009	2	179	4	386	E82
10	Gross Schaksdorf	2010	8	1x149 u. 7x180	16	84	E82
11	Schoenfeld Part 1	2009	12	179	24	44	E82
12	Grossenwede	2011	8(10)	149	20,7	63	E82 E2
13	Holle	2011	7	179	16,1	1	E82 E2
14	Schmarloh	2009-2010	17(19)	150 u. 179	34	63	E70 x 14 E82 x 3 V90 u. E82
15	Buchholz	2009	18(20)	150	36	30	V90
16	Gunzenhausen	2011	9	149	18	466	5xE82
17	Zieger	2011	5	179	11,5	538	V90 x 3 E70 x 1
18	Repperndorf	2009-2011	4	150	8	291	MM92 x 5 3.2M114 x 2
19	Clauen	2009-2010	8	146 u. 185	18,7	76	E82
20	Wilstedt	2008	9	149	18	7	E82
21	Bartelsdorf	2008-2010	16	149	32	29	E82
22	Rysumer Nacken	2007-2008	4	198	25	7	E126

**Tab. A.1** Allgemeine Information über untersuchte Onshore-Windparks in Deutschland (Fortsetzung)

ID	Name	Aufbaujahr	Anzahl von WEA	$h_G$	Gesamte Leistung, MW	Höhe über Meeresspiegel $h_{MS}$ , m	Typ
23	Georgsfeld	2007 u. 2010	3	198	19,5	4	E126
24	Sehnde-Klein Lobke	2009	4	150	9,2	86	E70 E4
25	Bremen-Blockland	2010	4	141 u. 146	8,2	3	MM82 x 2 MM92 x 2
26	Stegeltz	2008-2010	17	179	43,6	66	E82 E3 x 9 V90 x 8
27	Redekin-Kleinwulkow	2009-2011	11	149	22	30	E82 x 8 V90 x 3
28	Mahlwinkel-Nord	2008	16	146	32	37	E82
29	Gommern	2008-2010	13	150	26	59	E70 x 2 V90-2Wx11
30	Fasanerie	2010	6	179	13	546	E82
31	Galgenberg	2010	5	179	12	188	E82
32	Gelber Berg	2010	4	179	8	181	E82
33	Grossenwiehe	2010	3(7)		10	24	Repower 3.4M104 x 3
34	Gutenstetten	2010	2	149	4,6	361	E82
35	Haupersweiler	2010	6	145	15	428	N90
36	Hungerberg	2010	3		6	357	E82
37	Kittlitz	2009 u. 2011	4		6,8	312	E70 und E82
38	Massenhausen	2010-2011	4	150	8	344	V90
39	Mausdorf	2010 u. 2014	2(4)		8,7	389	E82
40	Schwarzerden	2010	2	145	5	404	N90
41	Steinbacher Höhe	2010	3		6,15	470	MM92
42	Suderburg	2010 u. 2013	5	145	11	67	MM92
43	Uengershausen	2010 u. 2011	5	150 u. 190	11	333	V90 x 3 u. N100 x 2
44	Uhlen	2009	3		6	382	V90
45	Werbachhausen	2010, 2012	3		6,3	347	E82
46	Laubersreuth	2010	3	141	7	577	FL 2500
47	Altenwerder	2008-2009	2	198,5	12	7	E126

Tab. A.2 Allgemeine Information über untersuchte Offshore-Windparks

ID	Name	Aufbaujahr	Anzahl von WEA	$h_G$	Gesamte Leistung, MW	Entfernung, von der Küste, km	Typ
I) Nordsee Deutschlands							
1	Alpha Ventus	2008-2009	24	155	60	42	Ar. Mult. M5000 REpower
2	BARD Offshore	2009-2013	80	151	400	92	BARD
3	Riffgat	2012-2013	30	150	108	14	SWT-3.6-120
4	Horns Rev. 2	2012-2013	91	159	209	31	SWT 2.3-93
5	Global Tech I	2012-2014	80	150	400	100	Ar. Mult. M5000
II) Nordsee Großbritanniens							
6	Greater Gabbard 1 und 2	2009-2012	196	150	858	38	SWT-3.6-107 SWT-6.3-154
7	London Array	2010-2012	175	132	630	26	SWT-3.6-120
8	Gunfleet Sands	2009-2010	48	129	184	7	SWT-3.6-107
9	Sheringham Shoal	2009-2012	88	131	317	20	SWT-3.6-107
10	Thanet	2008-2010	100	115	300	14	V90-3.0
III) Ostsee Deutschlands							
11	Baltic 1	2010-2011	21	114	48	15	SWT-2.3-93
12	Baltic 2	2013-2015	80	138	288	35	SWT-3.6-120
13	Anholt	2012-2013	111	142	400	23	SWT-3.6-120

## B. Häufigkeiten von Blitzeinschlägen in Windenergieanlage

In diesem Anhang wird die Häufigkeit der Blitzeinschläge für eine WEA in Denkendorf (Landkreis Eichstätt in Bayern, Deutschland) berechnet.

Die durchschnittliche jährliche Häufigkeit der direkten Blitzeinschläge (flashes not strokes) in eine WEA oder in einen WP wird wie folgt berechnet [5]:

$$N_D = N_{SG} \cdot A_D \cdot C_D \cdot 10^{-6} \quad (\text{B.1})$$

- $N_{SG}$  – Einschlagpunkt-Dichte auf der Erde (lightning ground strike-point density),  $\frac{1}{\text{km}^2 \times \text{Jahr}}$
- $A_D$  – Einfangfläche (collection or impact area) der freistehenden WEA (oder mehrerer WEA),  $\text{m}^2$
- $C_D$  – Standortfaktor (location factor)

### Erdblitzdichte $N_G$ und Einschlagpunkt-Dichte $N_{SG}$

Für die Ermittlung der Häufigkeit von Blitzeinschlägen in eine WEA wird die jährliche Dichte der Erdblitze (Wolke-Erde-Blitze) für das betreffende Gebiet ( $N_G$ ) benötigt und kann aus Daten von Blitzortungssystemen (LLS) gewonnen werden. Allerdings hat das Blitzortungssystem nur eine bestimmte Genauigkeit (kommerziell oft 98–99%). Umfangreiche Untersuchungen zeigen, dass die Detektionseffektivität (DE), die Ortungsgenauigkeit und die falsche Zuordnung der Blitzereignisse zusammengekommen eine Gesamteffizienz von nicht mehr als 70–80% ergeben [133]. Außerdem ist die DE eines Blitzortungssystems für Aufwärtsblitze, die von exponierten Objekten von der Erde zur Wolke vorwachsen, gering [6] und deshalb berücksichtigt  $N_G$  die Aufwärtsblitze nicht.

Die Einschlagpunkt-Dichte  $N_{SG}$  ist zuverlässiger als die Dichte  $N_G$  der Erdblitze für das betreffende Gebiet  $N_G$ , wenn der Blitzschutz von Gebäuden betrachtet wird [134]. Dafür wird  $N_G$  mit dem Faktor 2 multipliziert<sup>1</sup>:

$$N_{SG} = 2 \cdot N_G. \quad (\text{B.2})$$

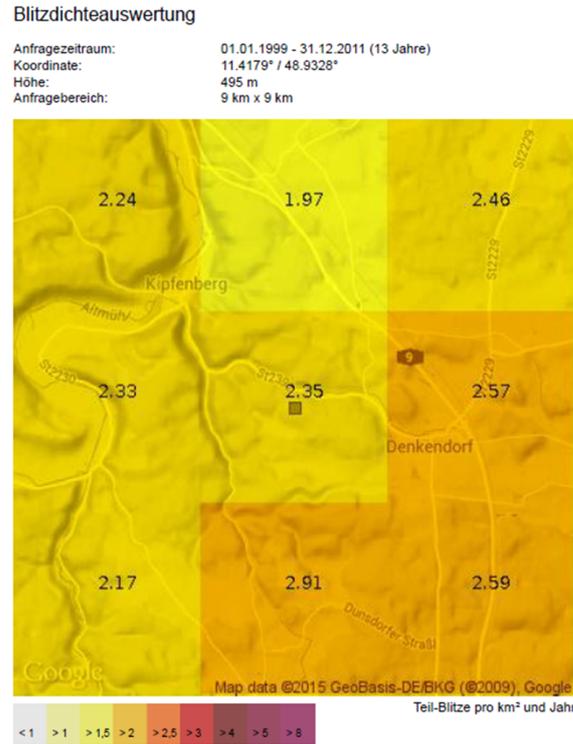
Die vom Blitzortungssystem BLIDS erhaltene Blitzdichte-Karte im Umkreis der betrachteten WEA in Denkendorf ist in **Abb. B.1** dargestellt. Nach der Blitzdichte-Karte beträgt die jährliche Dichte der Erdblitze für das Gebiet mit der WEA  $N_{G_{LLS}} = 2,35 \frac{1}{\text{km}^2 \times \text{Jahr}}$ . Für die Erhöhung der Präzision wird angewendet [5]:

$$N_{G_{LLS}}^* = \frac{N_{G_{LLS}}}{DE} \quad (\text{B.3})$$

---

<sup>1</sup>Fast die Hälfte aller Erdblitze können mehrere Einschlagpunkte auf der Erde bzw. mehrere Blitzkanäle haben. Unter Verwendung der in der Norm IEC 62858 [9] angegebenen Kriterien werden mehrere Blitzkanäle in denselben Blitz gruppiert, wobei die räumliche Trennung zwischen den Blitzkanälen eines einzelnen Wolke-Erde-Blitzes im Bereich von einigen zehn Metern bis 8 km liegen kann. Die Anzahl der Blitzkanäle pro Blitz liegt durchschnittlich zwischen 1,5 und 1,7 nach Beobachtungen in den USA, Brasilien und Westeuropa [135]. Gegenwärtig ist ein Faktor 2 in der Norm IEC 61400-24 [5] festgelegt, nach dem sich  $N_{SG}$  auf  $N_G$  bezieht, und zu verwenden.

wobei  $DE$  die Detektionseffizienz des Blitzortungssystems im betrachteten Gebiet ist.



**Abb. B.1** Blitzdichte im Umkreis der betrachteten WEA (im Zeitraum für die Blitzdichteauswertung war die WEA noch nicht errichtet) (Quelle: BLIDS)

Bei einem angenommenen Fehler von  $\pm 20\%$  [136] beträgt die jahresdurchschnittliche Dichte der Erdblitze:

$$N_{G_{LLS}}^* = \frac{N_{G_{LLS}}}{DE} = \frac{2,35}{0,8} = 2,94 \frac{1}{\text{km}^2 \times \text{Jahr}}. \quad (\text{B.4})$$

Schließlich wird die Einschlagpunkt-Dichte auf der Erde mit der Formel (B.2) berechnet:

$$N_{SG} = 2 \cdot N_G = 2 \cdot 2,35 = 4,7 \frac{1}{\text{km}^2 \times \text{Jahr}}.$$

Durch Hinzunahme der Detektionseffizienz des Blitzortungssystems  $DE$  erhöht sich der Wert:  $N_{SG_{LLS}}^* = 2 \cdot N_{G_{LLS}}^* = 5,8 \frac{1}{\text{km}^2 \times \text{Jahr}}.$

### Einfangfläche einer WEA $A_D$

Eine WEA muss als ein hohes schlankes Objekt mit der Gesamthöhe  $h_G$  betrachtet werden, die gleich der Höhe des Turmes plus der Länge eines Rotorblattes ist. Die Einfangfläche einer WEA auf ebener Erde, die mit dem Radius  $R_1$  umschlossen ist, entspricht der 3-fachen Gesamthöhe dieser WEA  $h_G$  [5]. Für die betrachtete WEA beträgt damit die Gesamthöhe  $h_G = 141 \text{ m} + 58,5 \text{ m} = 199,5 \text{ m}$ . Die Einfangfläche einer WEA  $A_D$  wird daraus wie folgt berechnet:

$$A_D = 9\pi \cdot h_G^2 = 1,125 \text{ km}^2. \quad (\text{B.5})$$

### Standortfaktor $C_D$

Der Standort einer WEA oder eines Windparks hat einen großen Einfluss auf die Anzahl der durchschnittlichen jährlichen Blitzeinschläge in die WEA. Auch führen bestimmte Bedingungen dazu, dass die Anzahl der Aufwärtsblitze an WEA hoch ist. Die lokale Topographie eines Berges sowie die Höhe über dem Meeresspiegel haben großen Einfluss auf die Gesamtzahl der Blitzereignisse sowohl in warmen als auch in kalten Jahreszeiten [5]. In der kalten Jahreszeit tragen Winterblitze mit einem großen Anteil an Aufwärtsblitze an hohen Strukturen bei. Der Standortfaktor  $C_D$  kann verwendet werden, um die lokale Blitzdichte besser zu bewerten und Aufwärtsblitze zu berücksichtigen. Die Einschlagspunkt-Dichte auf der Erde  $N_{SG}$ , die zuvor definiert wurde, berücksichtigt die Abwärtsblitze und nicht die Häufigkeit von Aufwärtsblitzen an hohen Strukturen. Der Standortfaktor  $C_D$  in der Formel (B.1) kann zur Ermittlung tatsächlichen Häufigkeit von Blitzen verwendet werden, die an einer WEA auftreten. Der Standortfaktor  $C_D$  kann als Summe einzelner Standortfaktoren dargestellt werden:

$$C_D = C_{DWL} + C_{DC} + C_{DH} \quad (\text{B.6})$$

- $C_{DWL}$  – Standortfaktor zur Berücksichtigung von Wintergewittern
- $C_{DC}$  – Standortfaktor zur Berücksichtigung der Komplexität des lokalen Geländes
- $C_{DH}$  – Standortfaktor zur Berücksichtigung der Höhe über dem Meeresspiegel

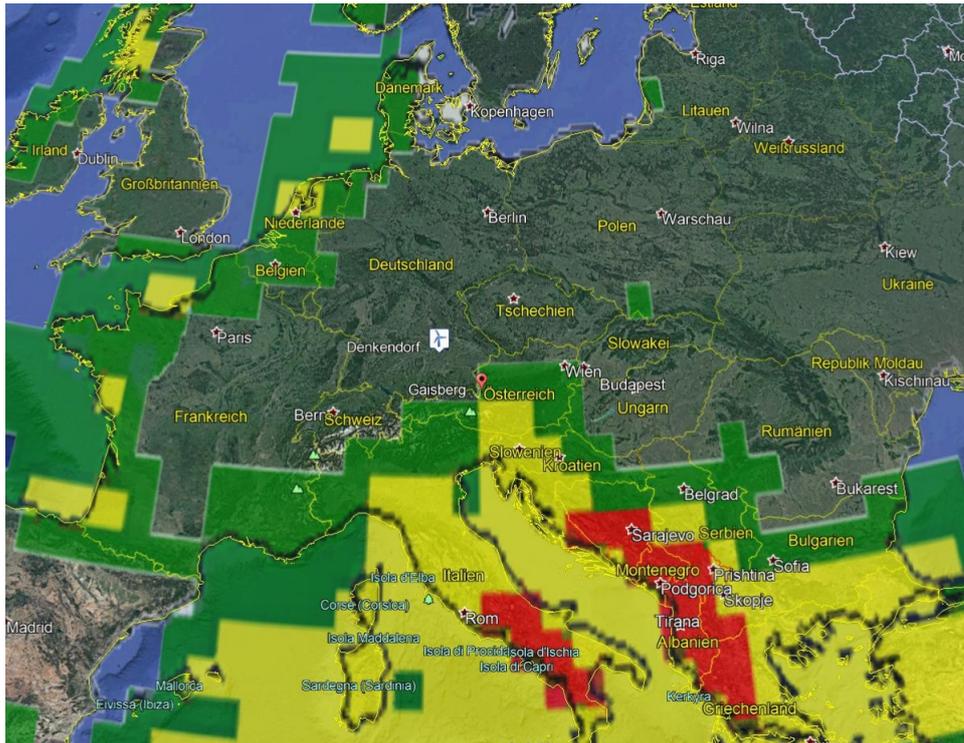
Der Standortfaktor für die Berücksichtigung der Aktivität von Wintergewittern  $C_{DWL}$  wird mit Hilfe der Weltkarte für Wintergewitter bestimmt (**Abb. B.2** – Implementierung durch Google Earth Pro, [137]). Die Farbskala zeigt den Aktivitätsgrad an: hohe Aktivität ist in Rot, mittlere Aktivität in Gelb, niedrige Aktivität in Grün und keine Aktivität transparent dargestellt.

Wie aus der Karte zu erkennen ist, liegt für die betrachtete WEA in Denkendorf keine Wintergewitteraktivität vor, also ist  $C_{DWL} = 0$ . Die Aufwärtsblitzaktivität steht in direkter Verbindung mit der Wintergewitteraktivität und wird in der Norm IEC 61400-24 [5] detailliert beschrieben. Nach dieser Norm liegt der Prozentsatz der Aufwärtsblitze für die betrachtete WEA zwischen 10–40 %.

Bei der Bestimmung des Standortfaktors für die Komplexität des lokalen Terrains  $C_{DC}$  wird die Geländesteigung um die WEA betrachtet. Da sich die betrachtete WEA im flachen Gelände zwischen zwei kleinen Hügeln befindet (**Abb. B.3**), beträgt nach IEC 61400-24 [5] das Komplexitätsverhältnis  $< 0,3$  und damit ist  $C_{DC} = 1$ .

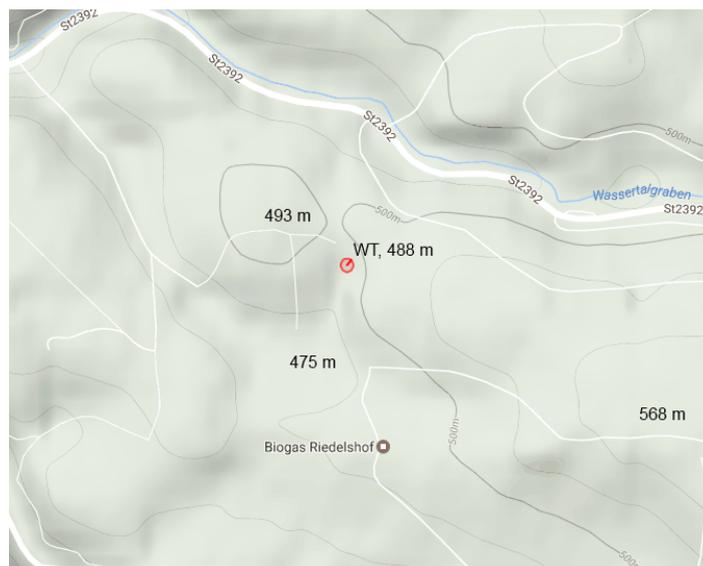
Für den Standortfaktor  $C_{DH}$  zur Berücksichtigung der Höhe über dem Meeresspiegel sind in der Norm IEC 61400-24 drei Bereiche vorgesehen. Die betrachtete WEA befindet sich auf einer Höhe von 488 m über dem Meeresspiegel und nach IEC 61400-24 ist damit  $C_{DH} = 0$ . Infolgedessen beträgt der Standortfaktor für die untersuchte WEA:

$$C_D = C_{DWL} + C_{DC} + C_{DH} = 0 + 1 + 0 = 1.$$



**Abb. B.2** Wintergewitterkarte im europäischen Raum basierend auf LLS-Daten und vorherrschenden Wetterbedingungen

Das bedeutet, in einem Gelände ohne Wintergewitteraktivität werden an einer WEA bis zu 40% Aufwärtsblitze erwartet, die nicht mit dem LLS detektierbar sind [6] und dieses wird entsprechend nach der Norm IEC 61400-24 mit dem Standortfaktor berücksichtigt. Generell wird die Winterzeit durch die niedrige Höhe von Ladungszentren in Gewitterzellen charakterisiert und dadurch erhöht sich die Neigung für die Auslösung eines Aufwärtsblitzes von hohen Bauwerken.



**Abb. B.3** Lokales Terrain um betrachtete WEA

---

Die jährliche Anzahl von Blitzen auf die betrachtete WEA in Denkendorf kann jetzt mit der Formel (B.1) berechnet werden:

$$N_D = N_{SG} \cdot A_D \cdot C_D \cdot 10^{-6} = N_{SG} \cdot 9\pi \cdot h_G^2 \cdot C_D \cdot 10^{-6}.$$

Ohne Berücksichtigung der Detektionseffizienz des Blitzortungssystems:

$$N_D = 4,7 \cdot 9\pi \cdot 199,5^2 \cdot 1 \cdot 10^{-6} \approx 5 \frac{1}{\text{Jahr}}.$$

Mit Berücksichtigung der Detektionseffizienz des Blitzortungssystems folgt endgültig:

$$N_{D_{LLS\_corr}} = 5,8 \cdot 9\pi \cdot 199,5^2 \cdot 1 \cdot 10^{-6} \approx 7 \frac{1}{\text{Jahr}}.$$

## C. Onshore-Windparks in NEDO-Messkampagne in Japan

**Tab. C.1** Allgemeine Information über untersuchte Onshore-WPs in Japan überwiegend in Gegenden mit hoher Wintergewittertätigkeit (siehe **Abb. 3.1**) und Messergebnisse (fett gekennzeichneten Werte übersteigen die in IEC62305-1 im Blitzgefährdungspegel LPLI festgelegten Werte für die Gesamtladung eines Blitzes  $Q_{flash} = 300\text{ C}$  oder für die spezifische Energie des positiven Erstblitzstoßstromes von  $200\text{ kA}$  mit  $W/R = 10\text{ MJ}/\Omega$ )

ID	Standort	Typ	Ladung, C			Spezifische Energie, kJ/ $\Omega$			Stromscheitelwert, kA			Blitzereignisse	
			Min	Max	Mittel	Min	Max	Mittel	Min	Max	Mittel	Mit Daten	Ohne
1	Suttsu	E82	11	161	47,4	6,2	188	44	-2,3	-98	23,1	7	0
2	Setana	V80	0,9	183	61	0,1	131	51	2,4	19,5	7,8	5	0
3	Muroran	J82	11,3	24	16	6,5	24	11,8	1,9	6	3,8	4	0
4	Mitane	MD77	2,9	171	54	0,9	375	57	1,3	24	6,4	29	0
5	Oga	GE1,5	6,7	<b>607</b>	91	1,9	3122	165	0,9	70	8,2	104	8
6	Yurihonjo	V80	3,1	<b>464</b>	69	0,8	2090	125	0,9	42	7,6	67	22
7	Sakata	EPW1570	1	163	33	0,2	487	57	-1,6	40	7	22	3
8	Shonai	Tacke 1.5s	3,1	195	42	0,7	1177	66	-1,9	-100	8,6	63	0
9	Shibata	V42	8,1	177	72	13,5	209	72	-3,1	-25	14	6	0
10	Joetsu Unit 1	TW-600	12	<b>337</b>	110	3,4	1913	271	-2,1	-71	13,3	34	17
11	Joetsu Unit 3	NM750/48	0,3	<b>628</b>	107	0,1	4186	315	0,8	-87	12	34	5
12	Nyuzen*	GE1,5 sle	2,2	<b>463</b>	107	0,3	4530	239	-1,1	-47	10	74	11
13	Oyabe	E48	0,3	<b>1272</b>	105,2	0,1	<b>11758</b>	368	0,7	70	10,3	83	18
14	Suzu	GE1,5 sle	0,3	206	41	0,2	866	89	0,7	47	7,2	34	0
15	Shiga	MWT-92 2400	1,7	126	34	0,8	178	34	1,7	-38	7	59	20
16	Uchinada	GE1,5 sle	0,8	<b>434</b>	95	0,1	2853	344	0,6	41	8,3	20	0
17	Awara	J82	26	248	71	6,8	758	92	1,2	100	8,8	65	23
18	Fukui	NM900/52	33,3	282	103,1	8,8	1420	221	1,9	23	8,6	12	2
19	Iwata**	V90	3,5	4,6	4	0,7	1,1	0,9	-4,1	-4,3	4,2	4	2
20	Tottori	MWT- 1000A	5,5	<b>522</b>	111	3	2656	218	-1,2	-48	11	50	14
21	Hokuei	MD77	2,5	<b>376</b>	48,5	0,8	1360	67	1	-18,8	5,7	44	0
22	Masuda	J82	6,6	<b>1012</b>	125	1,4	<b>19000</b>	1740	-1,1	39	6,3	11	0

\* untersuchte WEA; \*\* Standort in Gegend ohne Wintergewitter

## D. Blitzstoßströme und ihre Funktionen

In diesem Anhang sind die in der Arbeit verwendeten Blitzstoßstromfunktionen und ihre Parameter zusammengefasst. In Kapitel 7.1 sind die Berechnungen an der betrachteten Windenergieanlage (WEA) entsprechend der Norm DIN EN 62305-1 [17] mit der Heidler-Funktion durchgeführt worden. Damit können die natürlichen Blitzstoßströme nachgebildet werden [138, 139]:

$$i_B^H(t) = \frac{\hat{I}}{\eta} \cdot \frac{\left(\frac{t}{\tau_1}\right)^n}{1 + \left(\frac{t}{\tau_1}\right)^n} \cdot e^{-\frac{t}{\tau_2}} \quad (\text{D.1})$$

wobei  $\tau_1$  und  $\tau_2$  die Stirn- und die Rückenzeitkonstante des Stoßstromes sind,  $n$  ist der Stromsteilheitsfaktor für den Anstieg (typisch  $n = 10$ ) und  $\eta$  ist der Korrekturfaktor für den Stromscheidenwert (siehe **Tab. D.1**). Der Blitzstoßstromscheidenwert  $\hat{I}$  ist vom Gefährdungspegel (LPL) abhängig [17] und nach der Norm IEC 61400-24 [5] ist für den Blitzschutz von WEA stets Gefährdungspegel LPL I zu wählen (**Tab. D.2**).

**Tab. D.1** Parameter für Blitzstoßstromfunktionen ( $\tau$  in  $\mu\text{s}$ )

Blitzstoßströme	Heidler			Doppelt-exponentiell		
	$\tau_1$	$\tau_2$	$\eta$	$\tau_1$	$\tau_2$	$\eta$
Positiver Erstblitzstoßstrom PEB	18,8	485	0,93	4,064	470,107	0,951
Negativer Erstblitzstoßstrom NEB	1,826	285	0,988	0,374	284,328	0,99
Negativer Folgeblickstoßstrom NFB	0,454	143,4	0,993	0,092	143,134	0,995

**Tab. D.2** Kenngrößen der Blitzstoßströme für Gefährdungspegel LPL I

Blitzstoßströme	$T_1/T_2, \mu\text{s}/\mu\text{s}$	$\hat{I}, \text{kA}$	$Q, \text{C}$	$W/R, \text{MJ}/\Omega$	$\hat{I}/T_1, \text{kA}/\mu\text{s}$	$(di/dt)_{\text{max}}$ (Heidler) $\text{kA}/\mu\text{s}$	$k^*$
PEB	10/350	200	100	10	20	27,3	1,365
NEB	1/200	100	28,7	1,44	100	139	1,39
NFB	0,25/100	50	7,2	0,18	200	279	1,395

\* Die maximale Steilheit für beliebige Scheitelwerte der Heidler-Funktion kann einfach über den Faktor  $k$  berechnet werden:  $(di/dt)_{\text{max}} = k \cdot \frac{\hat{I}}{T_1}$ ; für Stoßstrom 8/20  $\mu\text{s}$   $k = 1,561$ .

In Kapitel 6.3.2 und im folgenden **Anhang E** wird noch eine weitere Funktion für die Nachbildung von künstlich erzeugten Stoßströmen (z.B. im Stoßstromlabor) erwähnt, nämlich die „doppelt-exponentielle“ Funktion, die den Stoßstromverlauf mit der Summe zweier e-Funktionen beschreibt:

$$i_B^{\text{d-e}}(t) = \frac{\hat{I}}{\eta} \left( e^{-\frac{t}{\tau_2}} - e^{-\frac{t}{\tau_1}} \right) \quad (\text{D.2})$$

wobei  $\tau_1$  und  $\tau_2$  wiederum die Stirn- und die Rückenzeitkonstante des Stoßstromes und  $\eta$  der Stromausnutzungsfaktor sind. Die Parameter für die doppelt-exponentielle Funktion und für die Heidler-Funktion sind in der **Tab. D.1** aufgelistet. Der Stromausnutzungsfaktor  $\eta$  wird für beide Funktionen wie folgt ermittelt.

$$\begin{array}{ll} \text{Für Heidler Funktion:} & \text{Für doppelt-exponentielle Funktion:} \\ \eta = \exp\left(-\frac{\tau_1}{\tau_2} \cdot \left(n \cdot \frac{\tau_2}{\tau_1}\right)^{\frac{1}{n+1}}\right) & \eta = \left(\frac{1}{\tau_1} - \frac{1}{\tau_2}\right) \cdot \left(\frac{\tau_2^{\tau_1}}{\tau_1^{\tau_2}}\right)^{\frac{1}{\tau_1 - \tau_2}} \end{array} \quad (\text{I.3})$$

Die Kenngrößen für die Blitzstoßströme entsprechend dem Blitzgefährdungspegel LPL I sind in **Tab. D.2** aufgelistet. Diese Grenzwerte weichen von jenen Kenngrößen ab, die für den Blitzgefährdungspegel LPL W in JIS C 1400-24 [33] definiert sind (siehe Abschnitt 3).

Die Stromsteilheit beginnt im Stromverlauf bei der Heidler-Funktion mit Null und erreicht etwas höhere Werte als mit der einfachen Abschätzung  $\hat{I}/T_1$  (**Tab. D.2**) in der Stirn. Die induzierten Überspannungen sind proportional zur Stromsteilheit, die in benachbarten Leiterschleifen entstehen können. Der Scheitelwert von Überspannungen bei Blitzstoßströmen kann relativ einfach auf andere Blitzstoßströme umgerechnet werden. Dafür wird ein Umrechnungsfaktor (Steilheitsverhältnis  $f$ ) eingeführt (**Tab. D.3**), welches für die Validierung des Berechnungsmodells in Kapitel 7.2 verwendet wurde.

**Tab. D.3** Steilheitsverhältnis zwischen unterschiedlichen Blitzstoßströmen

Blitzstoßströme	Steilheitsverhältnis $f$		
	PEB	NEB	NFB
PEB	1	5	10
NEB	0,2	1	2
NFB	0,1	0,5	1

Zum Beispiel bei der Umrechnung der Stromsteilheit bzw. der resultierenden Überspannung bei einem NEB auf einen NFB wird  $f_{\text{NEB} \rightarrow \text{NFB}} = 2$  genutzt und es ergibt sich  $(di/dt)_{\text{NEB}} \cdot f_{\text{NEB} \rightarrow \text{NFB}} = 139 \text{ kA}/\mu\text{s} \cdot 2 \approx 279 \text{ kA}/\mu\text{s} \approx (di/dt)_{\text{NFB}}$ .

## E. Frequenzbereich von Blitzströmen

Für die graphische Darstellung des Frequenzbereichs eines Blitzstoßstromes, der mit der Heidler-Funktion repräsentiert wird (siehe Kapitel 7.1), muss eine Fourier-Transformation der Stromfunktion durchgeführt werden. Es gibt allerdings keine analytische Transformation für die Heidler-Funktion in den Frequenzbereich, da sie nicht integrierbar ist. Daher werden unterschiedliche Approximationen für die Heidler-Funktion benutzt. Die Betrachtung wird hier mit zwei Approximationen durchgeführt.

Die erste Approximation wurde von Heidler und Hopf vorgeschlagen [140, 139]:

$$I_H(\omega, t) = \frac{\hat{I}}{\eta} \cdot (A(\omega) - B(\omega)) \cdot \exp\left(-\frac{\tau_1}{\tau_2} - j\omega\tau_1\right) \quad (\text{E.1})$$

mit

$$A(\omega) = \frac{1}{\frac{1}{\tau_2} + j\omega} \cdot \frac{1}{\left[1 + \left(\frac{\omega\tau_1}{20}\right)^2\right]^5} \quad (\text{E.2})$$

und

$$B(\omega) = \frac{0,07}{\frac{4,2}{\tau_1} + j\omega} \cdot \frac{\exp\left(-\frac{j\omega\tau_1}{9}\right)}{\left[1 + \left(\frac{\omega\tau_1}{50}\right)^2\right]^5} \quad (\text{E.3})$$

wobei  $\tau_1$  und  $\tau_2$  die Stirn- und die Rückenzeitkonstante des Stoßstromes und  $\eta$  der Stromausnutzungsfaktor sind (siehe Anhang D).

Die zweite Approximation für die Heidler-Funktion wurde von Terespolsky [141] entwickelt, kann mit einer einfachen Gleichung dargestellt werden und benötigt weniger Rechenleistung:

$$I_T(\omega) = \frac{\hat{I}}{\eta} \cdot \frac{1}{j\omega + \frac{1}{\tau_2}} \cdot \frac{1}{\left(\frac{j\omega + \frac{1}{\tau_2}}{\omega_0} + 1\right)^n} \quad (\text{E.4})$$

wobei  $\tau_2$  sind wieder die Rückenzeitkonstante des Stoßstromes und  $\eta$  der Stromausnutzungsfaktor sind,  $\omega_0$  ist eine Anstiegsfrequenzkonstante und  $n$  der Steilheitsfaktor. Die Parameter  $\omega_0$  und  $n$  werden empirisch ermittelt [141, 142] und die Parameter  $\tau_2$  und  $\eta$  stimmen mit den entsprechenden Parametern der Heidler-Funktion überein (siehe **Tab. E.1**).

Zum Vergleich wird noch die bekannte doppelt-exponentielle Funktion (Summe zweier e-Funktionen) betrachtet. Für diese Stromfunktion existiert eine analytische Fourier-Integraltransformation, weil die Funktion integrierbar ist:

$$\begin{aligned} I_{\text{dexp}}(\omega) &= \int_{-\infty}^{\infty} i_e(t) \cdot e^{-j\omega t} dt = \int_0^{\infty} i_e(t) \cdot e^{-j\omega t} dt = \\ &= \frac{\hat{I}}{\eta} \cdot \frac{\tau_2 - \tau_1}{(1 + j\omega \cdot \tau_2) \cdot (1 + j\omega \cdot \tau_1)} \end{aligned} \quad (\text{E.5})$$

und die Amplitudendichte ist damit:

$$|I_{\text{dexp}}(\omega)| = \frac{\hat{I}}{\eta} \cdot \frac{\tau_2 - \tau_1}{\sqrt{(1 + \omega^2 \cdot \tau_2^2) \cdot (1 + \omega^2 \cdot \tau_1^2)}} \quad (\text{E.6})$$

**Tab. E.1** Parameter für die betrachteten Approximationen

Amplitudendichte-Funktion	$\tau_1, \mu\text{s}$	$\tau_2, \mu\text{s}$	$n$	$\omega_0, \text{rad/s}$	$\hat{I}, \text{kA}$	$\eta$
Erster positiver Stoßstrom 10/350 $\mu\text{s}$						
$I_H(\omega)$	18,8	485	10	-	200	0,93
$I_T(\omega)$	-	485	33	1768211	200	0,93
$I_{\text{dexp}}(\omega)$	4,064	470	-	-	200	0,951
Erster negativer Stoßstrom 1/200 $\mu\text{s}$						
$I_H(\omega)$	1,826	285	10	-	100	0,988
$I_T(\omega)$	-	285	33	18350000	100	0,988
$I_{\text{dexp}}(\omega)$	0,374	284	-	-	100	0,99
Negativer Folgestoßstrom 0,25/100 $\mu\text{s}$						
$I_H(\omega)$	0,454	143,4	10	-	50	0,993
$I_T(\omega)$	-	143,4	33	$74 \cdot 10^6$	50	0,993
$I_{\text{dexp}}(\omega)$	0,092	143,1	-	-	50	0,995

Die Funktion in Gleichung (E.6) lässt sich in drei Bereiche unterteilen (siehe **Tab. E.2**), die mit Eckfrequenzen  $f_\tau$  definiert sind.

**Tab. E.2** Frequenzbereiche der doppelt-exponentiellen Funktion

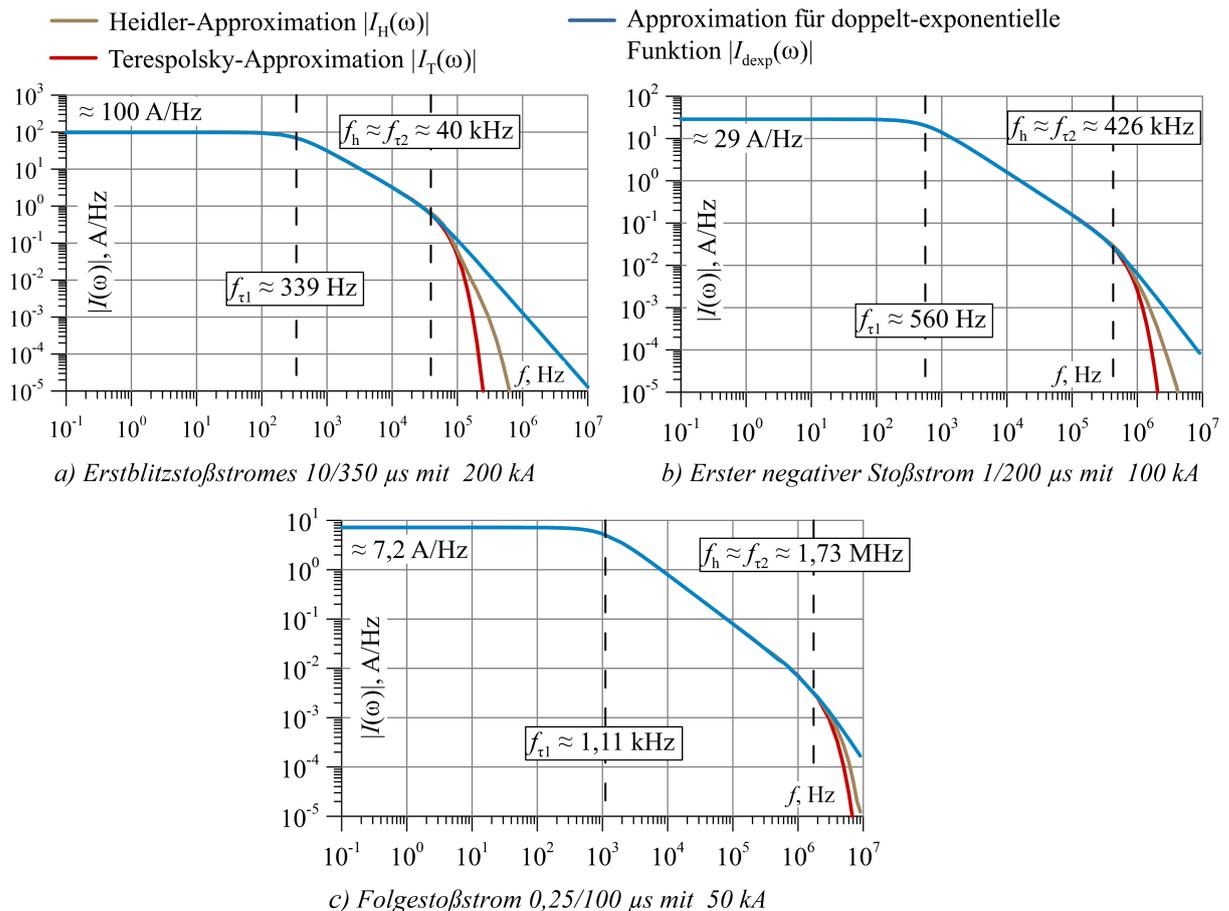
Frequenzbereich	Amplitudendichte $ I_{\text{dexp}}(\omega) $	Funktionswert
$f < f_{\tau_1} = \frac{1}{2\pi \cdot \tau_2}$	$\frac{\hat{I}}{\eta} \cdot (\tau_2 - \tau_1)$	<b>A</b>
$\frac{1}{2\pi \cdot \tau_2} < f < \frac{1}{2\pi \cdot \tau_1}$	$\frac{\hat{I}}{\eta} \cdot \frac{1 - \frac{\tau_1}{\tau_2}}{2\pi \cdot f}$	<b>B</b>
$\frac{1}{2\pi \cdot \tau_1} = f_{\tau_2} < f$	$\frac{\hat{I}}{\eta} \cdot \frac{\frac{1}{\tau_1} - \frac{1}{\tau_2}}{(2\pi \cdot f)^2}$	<b>C</b>

In **Tab. E.3** sind diese Eckfrequenzen für alle untersuchten Impulsformen mit deren Funktionswerten angegeben.

**Tab. E.3** Parameter der Blitzstoßströme für den Frequenzgang der doppelt-exponentiellen Funktion

Stromform	$\hat{I}, \text{kA}$	$f_{\tau_1}$	$f_{\tau_2}$	<b>A</b> , A/Hz	<b>B</b> , A/Hz	<b>C</b> , A/Hz
10/350 $\mu\text{s}$	200	339 Hz	39,2 kHz	$\approx 98$	$\approx 33182/f$	$\approx 1299467176/f^2$
1/200 $\mu\text{s}$	100	560 Hz	426 kHz	$\approx 29$	$\approx 16055/f$	$\approx 6832241362/f^2$
0,25/100 $\mu\text{s}$	50	1,11 kHz	1,73 MHz	$\approx 7,2$	$\approx 8000/f$	$\approx 13831694966/f^2$

Die Amplitudendichte-Spektren sind für alle betrachteten Approximationen in **Abb. E.1 a)** für den positiven Erstblitzstoßstrom mit 200 kA gezeigt. Die Eckfrequenzen  $f_{\tau_1}$  und  $f_{\tau_2}$  für alle drei Approximationen sind gleich. Die höchste interessierende Frequenz  $f_h$  stimmt hier mit der zweiten Eckfrequenz überein ( $f_h \approx f_{\tau_2}$ ). Gleiche Darstellungen wurden auch für den ersten negativen Stoßstrom 1/200  $\mu\text{s}$  mit 100 kA in **Abb. E.1 b)** und für den negativen Folgestoßstrom 0,25/100  $\mu\text{s}$  mit 50 kA in **Abb. E.1 c)** erstellt. Die Approximationen für alle betrachteten Stoßströme stimmen bis zur zweiten Eckfrequenz  $f_{\tau_2}$  sehr gut überein, die als höchste interessierende Frequenz  $f_h$  angenommen werden kann.



**Abb. E.1** Amplitudendichte-Spektren der aperiodischen Blitzstoßströme (Eckfrequenzen exakt für doppelt-exponentielle Darstellung angegeben)

Die **Tab. E.4** zeigt einfach zu bestimmende Frequenzwerte für die verwendeten Blitzstoßstromformen. Grundsätzlich entspricht die höchste interessierende Frequenz  $f_h$  [57] der 2. Eckfrequenz. Zum Vergleich sind in der **Tab. E.4** die höchsten interessierenden Frequenzen  $f_h$  und die mittleren Stirnfrequenzen  $f_{\text{äq}}$  (Äquivalenzfrequenzen) zusammengestellt. Die höchste interessierende Frequenz, die den Messbereich für die die Blitzstrommesseinheit bestimmen soll, kann über den Faktor  $5/\pi \approx 1,6$  aus der Äquivalenzfrequenz berechnet werden.

**Tab. E.4** Frequenzwerte der untersuchten Blitzstoßströme

Stromform $T_1/T_2$	Stirnzeit $T_1$ , $\mu\text{s}$	$f_h = \frac{1,25}{\pi \cdot T_1}$ , kHz	$f_{\text{äq}} = \frac{1}{4 \cdot T_1}$ , kHz
10/350 $\mu\text{s}$	10	40	25
1/200 $\mu\text{s}$	1	400	250
0,25/100 $\mu\text{s}$	0,25	1600	1000

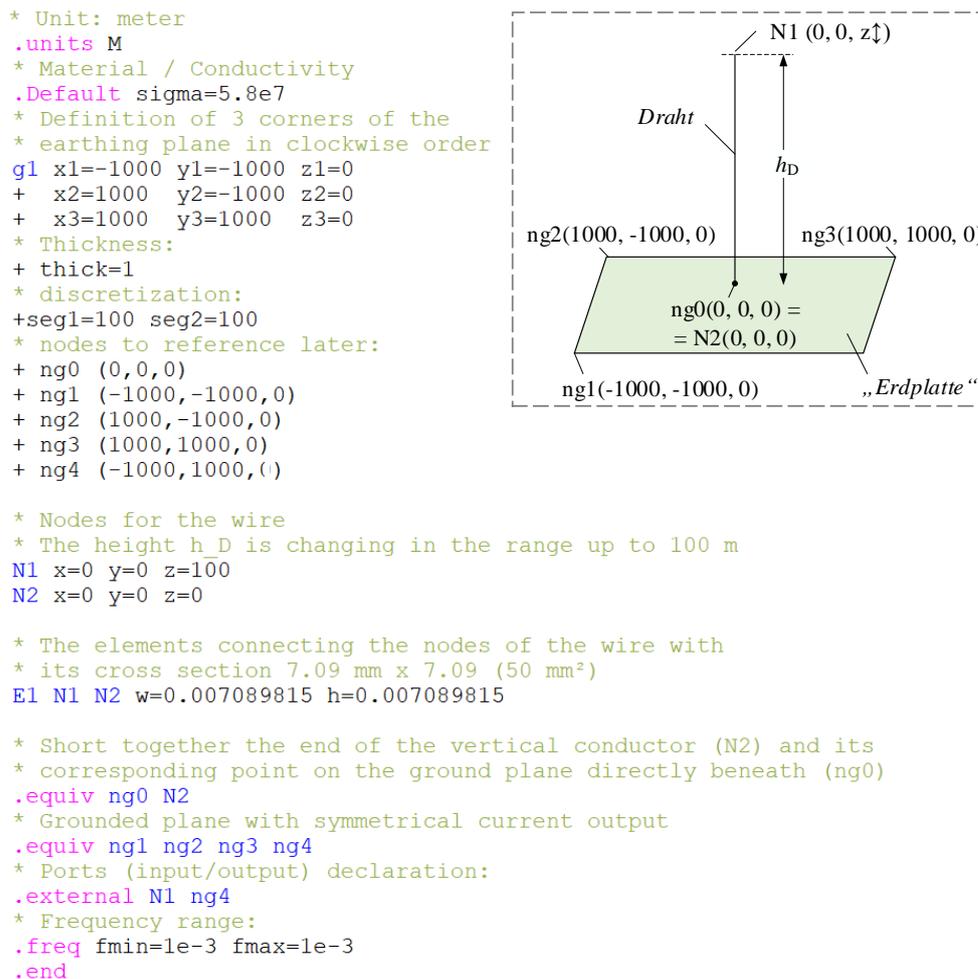
Die Bandbreite der Messeinheit sollte den Frequenzbereich von  $f = 0$  bis zur 2. Eckfrequenz aller zu betrachteten Blitzströme abdecken, worin sich die „Blitzstromenergie“ hauptsächlich konzentriert.

Die erhaltenen Amplitudendichte-Spektren sind auch für den Blitzschutz bzw. den LEMP-Schutz von Bedeutung, da die Verläufe für die Amplitudendichte der Blitzströme (A/Hz) mit dem der Amplitudendichte des Magnetfeldes (A/m/Hz) im „Nahfeldbereich“ identisch sind.

# F. Numerische Modelle für vertikale Anordnungen

## F.1 FastCap-Modell

Die höhenabhängige Gesamtkapazität  $C_{D-\Sigma}(h)$  wird in Abschnitt 5.1 mittels Impedanzextraktionsprogramm [116] berechnet (**Abb. F.1**), das gegenüber FEM keine feine Vernetzung für den Draht benötigt, wodurch die Berechnungszeit und die Rechnerressourcen deutlich geringer sind. Mit FastHenry können Induktivität und Widerstand des Drahtes (frequenzabhängig) berechnet werden.



**Abb. F.1** FastHenry-Modell mit Eingabedatei für Berechnung der Gesamtkapazität eines vertikalen Drahts

Die Eingabedatei muss noch in eine qui-Ausgabe-Datei für FastCap konvertiert werden (converthentry.exe). In FastCap kann die Kapazität zwischen dem vertikalen Draht und der ideal leitenden Erdoberfläche berechnet werden.

## F.2 FEM-Modell für vertikalen Draht über Erde

Die Berechnung der höhenabhängigen Gesamtinduktivität des vertikalen Drahts mit Berücksichtigung der Erdoberfläche  $L_{D-\Sigma}(h)$  (Kapitel 5.1) wurde mittels FEM-Programm berechnet. Die Geometrieerstellung und die Berechnungsmethode in dem für die Betrachtung ausgewählten FEM-Programm COMSOL Multiphysics kann mit folgenden Schwerpunkten beschrieben werden:

- 2D-rotationssymmetrische Geometrie eines Drahts mit einem Radius von  $r_D = 4 \text{ mm}$  und variabler Höhe  $h_D$  in AC/DC-Modul mit Schnittstelle `mf` (physics interface `mf`) in COMSOL Multiphysics Software (**Abb. F.2a**);
- Stromfluß  $I$  in  $-z$ -Richtung auswählen;
- Boden bei höheren Frequenzen näherungsweise mittels einer magnetischen Isolationsgrenze angeben, wobei das Magnetfeld nicht in den Boden eindringt;
- Darstellung einer unendlichen Hülle gefüllt mit Luft durch „infinite element“-Subdomain;
- Für die Berechnung der Gesamtinduktivität  $L_{D-\Sigma}^{\text{FEM}}(h)$  wird zunächst die magnetische Energie  $W_m$  aus dem magnetischen Fluss  $\Phi_S$  (entsprechende Variable in COMSOL-Umgebung: `mf.normB`) in der umgebenden Luft (Fläche  $S$ ) bestimmt:

$$W_m = \frac{1}{2} \cdot \Phi_S \cdot I \quad (\text{F.1})$$

- Die Berechnung der Gesamtinduktivität erfolgt mit [143]:

$$L_{D-\Sigma}^{\text{FEM}}(h) = \frac{2 \cdot W_m}{I^2} \quad (\text{F.2})$$

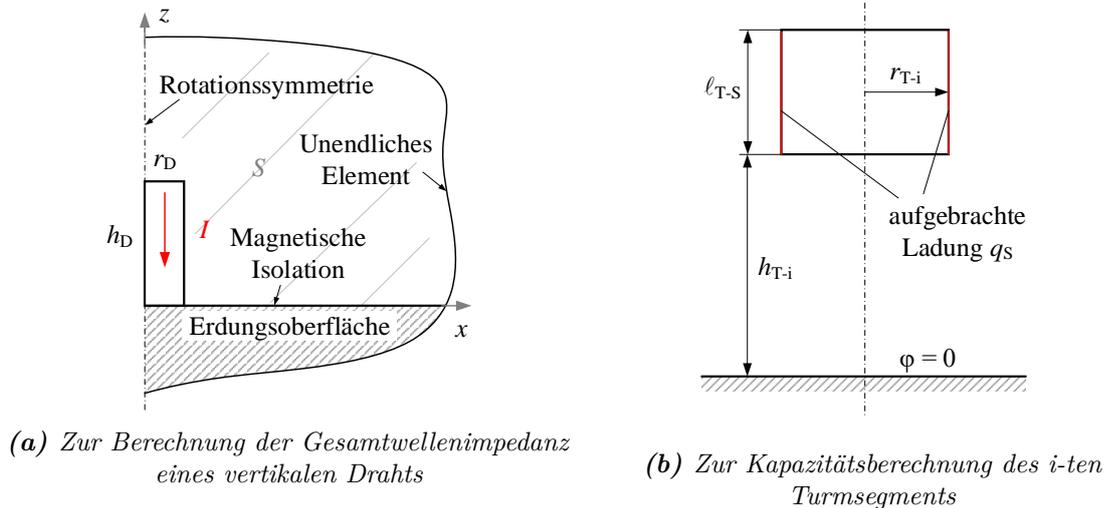
- Die Gesamtwellenimpedanz kann aus der Gesamtinduktivität ermittelt werden:

$$Z_{D-\Sigma}^{\text{FEM}}(h) = \frac{c \cdot L_{D-\Sigma}^{\text{FEM}}(h)}{h_D} \quad (\text{F.3})$$

wobei  $c$  die Lichtgeschwindigkeit ist.

### F.3 FEM-Berechnung der Turmsegmentkapazitäten

Die in Kapitel 5.3 berechneten partiellen Kapazitäten für ein einzelnes Turmsegment der betrachteten WEA werden mit entsprechenden FEM-Modellen für das  $i$ -te Segment (**Abb. F.2b**) in diesem Anhang verifiziert. Der Vergleich der Ergebniswerte zwischen den FEM-Berechnungen und der aus dem Kapitel 5.3 bekannten Berechnungsmethode ist in der **Tab. F.1** zusammengestellt.



**Abb. F.2** Berechnungsverfahren mit FEM-Modellen

**Tab. F.1** Berechnete partielle Kapazitäten

Segment $i$	$r_{T-i}$ , m	$h_{T-i}$ , mm	$C_{T-i}$ , pF		relativer Fehler, %
			Formel (5.3)	FEM	
1	1,15	54,15	302	307	1,6
2	1,35	43,32	327	332	1,5
3	1,55	32,49	354	357	1,1
4	1,75	21,66	384	387	1
5	1,95	10,83	427	430	0,7
6	2,15	0	671	717	6,4

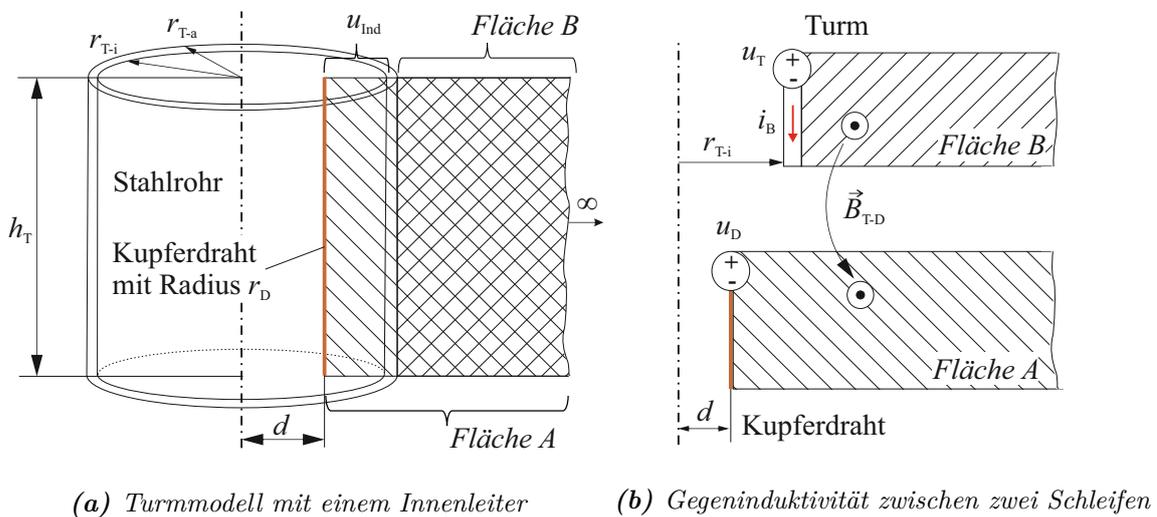
Die Geometrierstellung und Berechnung erfolgt mit folgenden Schritten:

- Für die Vereinfachung der Berechnung im FEM-Programm werden die Turmsegmente als Vollzylinder mit entsprechendem Radius  $r_{T-i}$  nachgebildet, da bei der Berechnung nur die Mantelfläche eines Segments berücksichtigt wird.
- Auf der Mantelfläche wird eine beliebige Ladung  $q_s$  (in COMSOL Multiphysics `ec-Physik`, `electric currents` über die Randbedingung „Terminal“ und eine beliebige angelegte Spannung  $U_s$  vorgegeben, wobei für die gesamte Erdoberfläche die Randbedingung „Ground“ gesetzt wird.
- Die Kapazitätswerte können entweder über die Variable `es.C11` extrahiert (Kapazität zwischen definiertem Terminal und Erdoberfläche automatisch berechnet) oder über die Formel für die gesamte elektrische Energie (`es.intWe`) des Kondensators  $2 * \text{es.intWe} / U_s^2$  ermittelt werden.

# G. Nachbildung des Turms mit Netzwerkmodell

## G.1 Grundlegender Fall

Bei der Untersuchung der auftretenden Überspannungen zwischen dem Turm und innen verlegten Energieleitern oder anderen metallischen Konstruktionen (Aufstiegsleiter, Kabeltrasse u.a.), spielt das Verhältnis zwischen Eigeninduktivität des Turms und Gegeninduktivität im Turm eine zentrale Rolle. Das in EMTP-ATP dafür verwendete Leitungsmodell zur Darstellung des Turms mit entsprechendem Außenradius  $r_{T-a}$  (Kapitel 5.3) wird hier mit einem einfachen Beispiel mit nur einem Innenleiter mit dem Radius  $r_D$  verifiziert (**Abb. G.1a**). Im allgemeinen Fall wird die Betrachtung ohne Berücksichtigung der Erdoberfläche durchgeführt. Später wird gezeigt, dass die Präsenz der Erdoberfläche auf die differentialen Überspannungen kaum einen Einfluss hat.



$h_T$	$r_{T-i}$	$r_{T-a}$	$r_D$	$d$
65 m	1,63 m	1,65 m	10 mm	1,41 m

**Abb. G.1** Untersuchung der Induktivitäten im Turm

Die entsprechenden Induktivitäten für die betrachtete Anordnung sind bei DC für  $\mu_r = 1$  in FastHenry bzw. in ANSYS Q3D berechnet worden:

FastHenry:

$$\begin{cases} L_T = 43,81 \mu\text{H} \text{ (Turm mit Querschnitt eines} \\ \text{Oktagons),} \\ M_{T-D} = 43,87 \mu\text{H} \text{ (Turm-Draht),} \\ L_D = 113,13 \mu\text{H} \text{ (Draht, quadrat. Querschnitt)} \end{cases} \Rightarrow k_{T-D} = \frac{M_{T-D}}{\sqrt{L_T L_D}} = 0,63$$

ANSYS Q3D:

$$\begin{cases} L_T = 44,32 \mu\text{H} \text{ (Turm, zylinderförmig),} \\ M_{T-D} = 44,32 \mu\text{H} \text{ (Turm-Draht),} \\ L_D = 113,57 \mu\text{H} \text{ (Draht, Kreisquerschnitt)} \end{cases} \Rightarrow k_{T-D} = \frac{M_{T-D}}{\sqrt{L_T L_D}} = 0,63$$

wobei  $k_{T-D}$  der Kopplungsfaktor ist.

Die Eigeninduktivität eines Drahtes bei DC und Langwellen (LW, 30–300 kHz) berechnet sich nach der Formel [54]:

$$L_D = \frac{\mu_0}{2\pi} \cdot h_T \cdot \left[ \ln \left( \frac{2 h_T}{r_D} \right) - \frac{3}{4} \right] = 113,4 \mu\text{H} \quad (\text{G.1})$$

Diese Formel beinhaltet bereits die innere Induktivität des Drahtes sowie es die oben betrachteten Berechnungsprogramme automatisch mitberechnen. Das heißt, die Formel (G.1) kann wie folgt dargestellt werden:

$$L_D = L_{D\text{-intern}} + L_{D\text{-extern}} = \left( \frac{\mu_a h_T}{8\pi} \right) + \left( \frac{\Psi_\infty^D}{I} \right) \quad (\text{G.2})$$

wobei  $\Psi_\infty$  ein magnetischer Fluss ist. Dieser magnetische Fluss muss durch die Fläche A definiert (**Abb. G.1a**), wenn angenommen wird, dass die Rückströme in unendlicher Entfernung zurück zur Wolke fließen und damit eine geschlossene Schleife um die Fläche A formen<sup>1</sup>.

$$\begin{aligned} \Psi_\infty^D &= \int_{r=r_D}^{\infty} \int_{h=0}^{h_T} B \, dh \, dr = \\ &= \frac{\mu_0 I}{2\pi} \cdot h_T \cdot \left[ \ln \left( \sqrt{\left( \frac{h_T}{r_D} \right)^2 + 1} + \frac{h_T}{r_D} \right) - \left( \sqrt{\left( \frac{r_D}{h_T} \right)^2 + 1} + \frac{r_D}{h_T} \right) \right] \end{aligned} \quad (\text{G.3})$$

Wenn  $h_T \gg r_D$  oder genauer  $r_D/h_T \leq 0,01$  dann ergeben sich:

$$\sqrt{\left( \frac{h_T}{r_D} \right)^2 + 1} + \frac{h_T}{r_D} \approx \frac{2 h_T}{r_D} \quad \text{und} \quad \sqrt{\left( \frac{r_D}{h_T} \right)^2 + 1} + \frac{r_D}{h_T} \approx 1$$

Die Formel (G.3) kann entsprechend vereinfacht werden:

$$\Psi_\infty^D = \frac{\mu_0 I}{2\pi} \cdot h_T \cdot \left[ \ln \left( \frac{2 h_T}{r_D} \right) - 1 \right] \quad (\text{G.4})$$

<sup>1</sup>In Realität fließt der Rückstrom über Verschiebungsströme in die Wolke zurück, die über die Erdoberfläche um den Turm verteilt auftreten.

Daraus folgt:

$$L_{D\text{-extern}} = \frac{\Psi_{\infty}^D}{I} = \frac{\mu_0}{2\pi} \cdot h_T \cdot \left[ \ln \left( \frac{2h_T}{r_D} \right) - 1 \right] \quad (\text{G.5})$$

und

$$L_D = L_{D\text{-intern}} + L_{D\text{-extern}} = \frac{\mu_0}{2\pi} \cdot h_T \cdot \left\{ \frac{\mu_r}{4} + \left[ \ln \left( \frac{2h_T}{r_D} \right) - 1 \right] \right\} \quad (\text{G.6})$$

Wenn  $\mu_r = 1$ , dann ist  $\frac{\mu_r}{4} - 1 = -\frac{3}{4}$  und die Formel (G.6) ergibt die oben erwähnte Formel (G.1).

Die Eigeninduktivität (Summe aus interner und externer Induktivität) eines Turmes bzw. Rohres kann bei DC und LW mit folgender Formel berechnet werden [54]:

$$\mu_r = 1 : \quad L_T = \frac{\mu_0}{2\pi} \cdot h_T \cdot \left[ \ln \left( \frac{2h_T}{r_{T-a} c_T} \right) - 1 \right] = 43,82 \mu\text{H}, \quad (\text{G.7a})$$

$$\begin{aligned} \mu_r \geq 1 : \quad L_T &= L_{T\text{-intern}} + L_{T\text{-extern}} = -\frac{\mu_0}{2\pi} \cdot h_T \mu_r \ln c_T + \\ &+ \frac{\mu_0}{2\pi} \cdot h_T \left[ \ln \left( \frac{2h_T}{r_{T-a}} \right) - 1 \right] \text{ für } \underline{\mu_r = 1} \\ &= 0,053 \mu\text{H} + 43,77 \mu\text{H} = 43,82 \mu\text{H} \end{aligned} \quad (\text{G.7b})$$

dabei gilt  $h_T \gg r_{T-a}$  oder genauer  $r_{T-a}/h_T \leq 0,01$  (relativer Fehler bleibt unter 0,1%) und  $c_T$  ist ein Geometriefaktor:

$$c_T = \frac{g}{r_{T-a}} = \frac{\exp \left[ \ln(r_{T-a}) - \frac{r_{T-i}^4}{(r_{T-a}^2 - r_{T-i}^2)^2} \cdot \ln \left( \frac{r_{T-a}}{r_{T-i}} \right) + \frac{1}{4} \cdot \frac{3r_{T-i}^2 - r_{T-a}^2}{r_{T-a}^2 - r_{T-i}^2} \right]}{r_{T-a}} = 0,996 \quad (\text{G.8})$$

Die Formel (G.7b) beinhaltet die externe Induktivität, die bereits mit der Formel (G.5) beschrieben wurde und die interne Induktivität, welche die relative Permeabilität  $\mu_r$  des Rohres berücksichtigt. In diesem Fall wird die externe Induktivität mit der weiteren Fläche B für den von dem Turm erzeugten magnetischen Fluss  $\Psi_{\infty}^T$  beschrieben, die mit den neuen Grenzen für das erste Integral in der Formel (G.3) definiert wird: von  $r = r_{T-a}$  bis  $r = \infty$ .

Die Gegeninduktivität  $M_{T-D}$  zwischen zwei definierten Schleifen (für den Turm und für den Innendraht, die jeweils mit den Flächen A und B beschrieben sind, **Abb. G.1b**), wobei der Strom  $i_B$  nur in der ersten Schleife fließt, kann wie folgt berechnet werden:

$$M_{T-D} = \frac{\Psi_{\infty}^{T-D}}{I_B} = \frac{\iint_A \vec{B}_{T-D} d\vec{s}}{I_B} \quad (\text{G.9})$$

wobei  $\Psi_{\infty}^{\text{T-D}}$  der magnetische Fluss ist, der die Fläche  $A$  der Schleife des Innendrahtes durchdringt.

Da das mit dem Strom  $i_B$  erzeugte magnetische Feld im Inneren des Turms kompensiert wird<sup>2</sup>, reduziert sich die in Formel (G.9) definierte Fläche  $A$  für den magnetischen Fluss in der betrachteten Anordnung auf die Fläche  $B$ . Wenn man annimmt, dass sich der Innendraht in der Turmmitte befindet ( $d = 0$ ), dann kann für die Berechnung des magnetischen Flusses  $\Psi_{\infty}^{\text{T-D}}$  die Formel (G.4) mit den Grenzen für das Integral von  $r = r_{\text{T-a}}$  bis  $r = \infty$  verwendet werden:

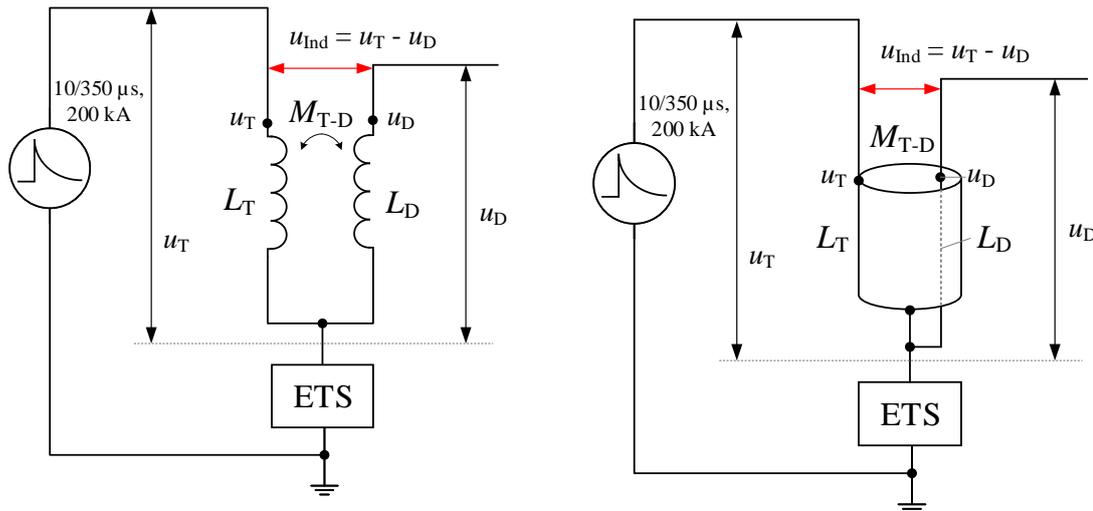
$$M_{\text{T-D}} = \frac{\frac{\mu_0 I_B}{2\pi} \cdot h_T \left[ \ln \left( \frac{2h_T}{r_{\text{T-a}}} \right) - 1 \right]}{I_B} = 43,77 \mu\text{H} = L_{\text{T-extern}} \quad (\text{G.10})$$

Die Berechnungen mit den oben beschriebenen Formeln für die partiellen Induktivitäten (Formel (G.1) für Einzelleiter, Formel (G.7a) bzw. (G.7b) für den Turm) stimmen sehr gut mit entsprechenden Berechnungen im Programm FastHenry überein. Die mit der Formel (G.10) berechnete partielle Gegeninduktivität zwischen dem Turm und den im Inneren verlegten Leitern  $M_{\text{T-D}}$  weicht gering von dem in FastHenry berechneten Wert ab. Dies ist bedingt durch den unsymmetrischen Aufbau des Turms, der mit mehreren dünnen Flächen in Form eines Oktagons dargestellt wurde. Aus den Berechnungen folgt, dass sich in einem Stahlrohrturm die Gegeninduktivität  $M_{\text{T-D}}$  zwischen dem Turm und innen verlegten Leitern und die Eigeninduktivität des Stahlrohrturms  $L_T$  nur durch die interne Induktivität des Stahlrohrturmes unterscheiden und bei  $\mu_{\text{T-r}} = 1$  dieser Unterschied sehr gering ist ( $L_{\text{T-intern}} = 0,053 \mu\text{H}$ ). Demzufolge werden auch die bei einem durch den Turm fließenden Blitzstrom  $i_B$  entstehenden Überspannungen gegen ferne Erde oben am Stahlrohrturm  $u_T$  und oben an den inneren Leitern  $u_D$  (Leiter und Turm sind unten galvanisch über PAS miteinander verbunden) identisch sein, auch mit gleichen Polaritäten (siehe **Abb. G.1a** zur Erklärung) auftreten und als Ergebnis wird die interessierende Differenzspannung  $u_{\text{Ind}}$  sehr gering sein. Das wird mit Netzwerkmodellen bei einem in den Stahlrohrturm eingespeisten Blitzstoßstrom unten gezeigt, an dem die Überspannungen innerhalb einer WEA im Abschnitt 6.2.3 untersucht wurden.

Die Berechnung der Überspannungen an der betrachteten Anordnung Stahlrohrturm-Leiter (**Abb. G.1a**) wird auf Basis von zwei Netzwerkmodellen durchgeführt (**Abb. G.2**). Bei der ersten Variante geht es um ein Netzwerkmodell mit konzentrierten Elementen, wobei der Turm und der Innenleiter miteinander über eine Gegeninduktivität gekoppelt sind (**Abb. G.2a**). Hier werden die in FastHenry berechneten Parameter direkt eingetragen. Bei der zweiten Variante handelt es sich um ein Kabelleitungsmodell mit verteilten Parametern (**Abb. G.2b**), das für den Turm angewendet wird und in Abschnitt 5.3 beschrieben ist. Dafür wurden die Eigen- und Gegeninduktivitäten sowie andere elektrische Größen direkt aus der Geometrie in EMTP-ATP im Frequenzbereich abgeleitet (z.B. JMarti-Modell).

<sup>2</sup>Dies lässt sich über Superposition oder über das Ampèresche Gesetz nachweisen:  $\oint_K \vec{B} d\vec{\ell} = \mu_0 I_{\text{T-i}} = 0$ , wobei  $K$  eine beliebig geschlossene Kontur im Inneren des Turms und  $I_{\text{T-i}}$  der von der Kontur  $K$  eingeschlossene Strom ist.

Die Untersuchung wird mit einem PEB durchgeführt, um die Reflexionen am Turmfuß zu vermeiden, wobei der Scheitelwert  $\hat{I}_B = 200 \text{ kA}$  beträgt. Bei dem ersten Netzwerkmodell (**Abb. G.2a**) fällt über dem Stahlrohrurm die Spannung  $u_T = L_T \cdot (di/dt)_{\max} = 1,211 \text{ MV}$  ab. In dem Draht wird dagegen  $u_D = M_{T-D} \cdot (di/dt)_{\max} = 1,2095 \text{ MV}$  induziert (**Abb. G.3a**, Netzwerkmodell 1). Die Differenzspannung oben zwischen dem Turm und dem Draht beträgt ungefähr  $u_{\text{Ind}} = u_T - u_D = 1,5 \text{ kV}$  (**Abb. G.3b**). Dieser Unterschied kann auch einfach über die innere Induktivität nachgerechnet werden:  $u_{\text{Ind}} = L_{T\text{-intern}} \cdot (di/dt)_{\max} = 1,5 \text{ kV}$ .



(a) Netzwerkmodell 1 mit konzentrierten Parametern

(b) Netzwerkmodell 2 mit verteilten Parametern

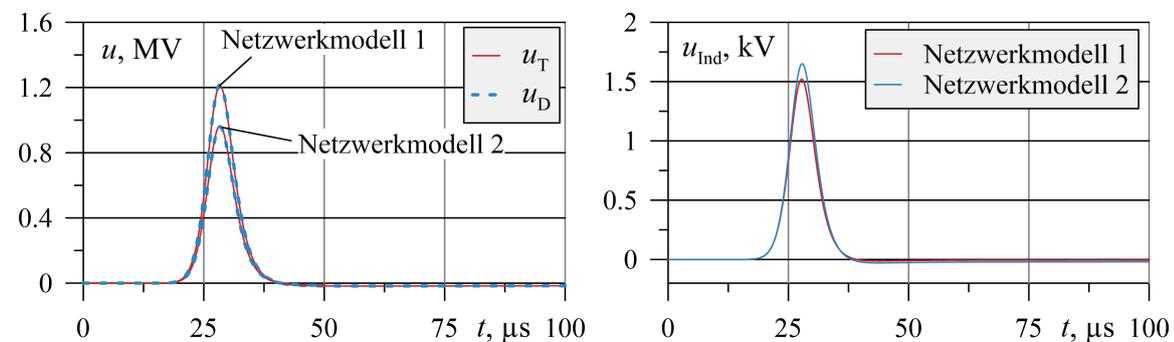
**Abb. G.2** Netzwerkmodelle für Stahlrohrurm mit innen verlegtem Leiter

Die berechnete geringe induzierte Spannung  $u_{\text{Ind}}$  widerspricht nicht der Behauptung, dass in einem geschirmten Gebäude oder einer Struktur das Feld geringer wird und entsprechend die in beliebigen inneren Schleifen auftretende Differenzspannung gegen Null tendiert. Die in der **Abb. G.1a** nachgebildete Schleife aus Turm und Draht erfasst im Inneren kein magnetisches Feld bzw. keinen Fluss, da im Inneren des betrachteten Stahlrohrturms das magnetische Feld kompensiert ist und demzufolge  $u_{\text{Ind}}$  gegen Null geht.

Das zweite betrachtete Netzwerkmodell auf Basis von einem Kabelmodell mit verteilten Parametern (**Abb. G.2b**) wurde aufgebaut, damit die Anforderungen zur Wellenimpedanz zusätzlich erfüllt werden. Für eine korrekte Abbildung des Reflexionsverhaltens der Blitzstromwelle muss das Turmmodell einen entsprechenden Wert der Wellenimpedanz besitzen (siehe **Anhang G.2**). Auf diese Weise werden sich auch die Eigen- und Gegeninduktivitäten von dem betrachteten allgemeinen Fall (ohne Berücksichtigung der Erdoberfläche) unterscheiden. Deshalb sind die in **Abb. G.3a** dargestellten Überspannungen  $u_T$  und  $u_D$  beim Netzwerkmodell 2 etwas kleiner als beim Netzwerkmodell 1, wo die entsprechenden Induktivitäten höher sind. Dennoch bleibt das Verhältnis zwischen diesen beiden Spannungen unverändert, was heißt, dass der magnetische Fluss sich über die Flächen für die Berechnung der Eigen- und Gegeninduktivitäten quantitativ gleich ändert. Demzufolge bleibt das Spannungsverhältnis zwischen den betrachteten Spannungen oben im Turm unverändert (**Abb. G.3b**).

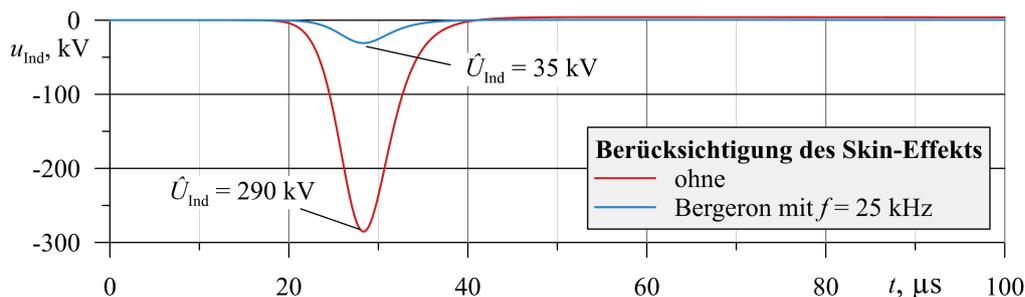
Das betrachtete Netzwerkmodell 2 mit verteilten Parametern in EMTP-ATP erfüllt nicht nur die Anforderungen zur Wellenimpedanz mit Berücksichtigung der Erdoberfläche, es gibt auch die Möglichkeit, beliebige Werte der relativen Permeabilität für den Turm einzugeben. Das Netzwerkmodell bestimmt aus der vorgegebenen Geometrie und den Materialparametern die Induktivitäten automatisch, was einen wesentlichen Vorteil gegenüber den vorher betrachteten Berechnungsprogrammen (aktuelle Versionen von FastHenry und ANSYS Q3D) darstellt, jedoch nur für einfache Geometrien mit über der Länge konstantem Querschnitt. Auf diese Weise können nun die Ergebnisse des zweiten Netzwerkmodells mit den angegebenen Formeln oder mit der FEM-Berechnung (**Anhang G.2**) nachvollzogen werden.

Mit steigender innerer Induktivität des Turms durch Erhöhung der relativen Permeabilität  $\mu_{T-r}$  erhöht sich die Differenzspannung  $u_{\text{Ind}}$ . Bei einem Wert der relativen Permeabilität von  $\mu_{T-r} = 200$  für Stahl ergibt die Formel (G.7b)  $L_T = 54,3 \mu\text{H}$ , also kommen ungefähr  $10 \mu\text{H}$  durch die innere Induktivität hinzu. Dies erhöht die Spannung  $u_T$  bis auf  $1,5 \text{ MV}$  und damit vergrößert sich der Spannungsunterschied oben am Turm auf  $u_{\text{Ind}} = 282 \text{ kV}$  (**Abb. G.4**). In Realität werden bei einem Blitzstoßstrom aufgrund des Skin-Effekts die innere Induktivität geringer und dieser Spannungsunterschied deutlich kleiner sein. In der **Abb. G.4** sind die berechneten Differenzüberspannungen  $u_{\text{Ind}}$  für die relative Permeabilität  $\mu_{T-r} = 200$  ohne und mit Skin-Effekt im Netzwerkmodell 2 berechnet und dargestellt. Ein weiterer Vorteil von EMTP-ATP ist, dass im betrachteten Netzwerkmodell 2 mit verteilten Parametern der Skin-Effekt, d.h. die frequenzabhängigen Impedanzen und damit die Dämpfung, berücksichtigt sind. So kommt der im Kapitel 7.2 (**Abb. 7.6**) berichtete Wert  $\hat{U}_{\text{EL-O/PAS-O}}$  von  $35 \text{ kV}$  zu stande.



(a) Berechnete Überspannungen  $u_T$  und  $u_D$  gegen (b) Differenzspannung  $u_{\text{Ind}}$  zwischen Turm und die Erdungsanlage innerem Draht

**Abb. G.3** Anhand von Netzwerkmodellen berechnete Überspannungen oben im Turm



**Abb. G.4** Auswirkung des Skin-Effekts und der Permeabilität auf die Differenzspannung  $u_{\text{Ind}}$

Aus der Sicht der Berechnungsprogramme zur Extraktion der Impedanzen werden die benötigten Induktivitäten nur gegen ferne Erde bestimmt (allgemeiner Fall). Die Berücksichtigung der Erdoberfläche war bei den benutzten Impedanzextraktionsprogrammen nicht möglich. Die Berücksichtigung der Erde bzw. der Erdoberfläche ist wichtig für eine präzise Nachbildung des Reflexionsverhaltens der Blitzstromwelle auf dem Blitzstromhauptpfad. Dies kann entweder mit den Formeln im **Anhang G.2** oder mit anderen, komplexeren Berechnungsprogrammen berücksichtigt werden. Die extrahierten Parameter sind wichtig für die Parametrisierung der in dieser Arbeit verwendeten Netzwerkmodelle.

Die Differenzüberspannungen innerhalb des Turms werden dagegen nicht durch Präsenz der Erdoberfläche beeinflusst, da diese nicht das Verhältnis (den Kopplungsfaktor  $k_{T-D}$ , siehe **Anhang G.2**) zwischen Eigen- und Gegeninduktivität bestimmt. In der Praxis sind eher diese Differenzüberspannungen von Interesse, wie z.B. die hier betrachtete Differenzspannung  $u_{\text{Ind}}$  zwischen dem Turm und den Innenleitern oben, da der Abstand dazwischen deutlich geringer ist als zur fernen Erde und ein Über- oder Durchschlag wird offensichtlich an dieser Stelle stattfinden. Bei der betrachteten Anordnung mit dem Stahlrohrturm werden die Überspannungen am Turm oben gegen ferne Erde schnell den MV-Bereich erreichen, allerdings aufgrund fast identischer Werte von Eigen- und Gegeninduktivität bleibt  $u_{\text{Ind}}$  bei einem PEB unter 100 kV. Diese Differenzspannung entsteht durch die innere Induktivität des Turms, dort wo der verursachende Blitzstrom fließt.

## G.2 Fall mit Erdoberfläche

Die **Abb. G.3a** zeigt, dass im Netzwerkmodell 2, das die Erdoberfläche bei der Berechnung berücksichtigt, niedrigere Spannungen oben im Turm als im allgemeinen Fall auftreten. Dies ist ein erster Hinweis auf die niedrigeren Werte der Induktivitäten.

Um dies genauer untersuchen zu können, werden die höhenabhängigen Parameter für den betrachteten Turm mit unterschiedlichen Methoden, mit und ohne Berücksichtigung der Erdoberfläche, ausgewertet. Zunächst werden die Ergebnisse aus der vorherigen Betrachtung in **Anhang G.1** für den Stahlrohrturm als Referenz für die weiteren Betrachtungen in der **Tab. G.2** unter dem allgemeinen Fall zusammengefasst. Dazu wurde ein entsprechendes FEM-Modell zur Verifizierung erstellt. Die Berechnungen mit den Formeln aus **Anhang G.1** für den allgemeinen Fall stimmen sehr gut mit den entsprechenden FEM-Berechnungen überein. Nur ein Unterschied ergibt sich für die Berechnung der inneren Induktivität  $L_{T\text{-intern}}$  des Turms, vor allem bei höheren Werten der relativen Permeabilität  $\mu_{T-r}$ . Dies liegt daran, dass in der Formel (G.7b) der Anteil für die innere Induktivität  $L_{T\text{-intern}}$  besser für Hohl-Leiter mit dickeren Wänden geeignet ist. Für den Fall, wenn die Wandstärke  $t = r_{T-a} - r_{T-i} \ll r_{T-a}$  ist, wird nun die genauere Formel verwendet [54]:

$$L_{T\text{-intern}} = \frac{\mu_{T-a}}{2\pi m r_{T-a}} \cdot h_T \cdot \frac{\sinh(mt) - \sin(mt)}{\cosh(mt) - \cos(mt)}, \quad (\text{G.11})$$

wobei  $\mu_{T-a} = \mu_{T-r} \cdot \mu_0$  die absolute Permeabilität des Turms,  $m = \sqrt{2\omega\mu_{T-a}\sigma_T}$ ,  $\sigma_T$  die Leitfähigkeit des Turms (siehe Abschnitt 5.3) und  $\omega = 2\pi f$  sind.

Die im **Anhang G.1** verwendeten Formeln sind für die Berechnung der partiellen Induktivitäten eines unendlich langen Leiters gedacht (ohne Berücksichtigung des Kanteneffekts, wie in **Abb. G.5a**). Die in der Literatur häufig angegebene Formel für die Kapazitätsberechnung wird für die Situation eines endlich ausgedehnten Leiters angewendet [58]:

$$C_T = \frac{2\pi\epsilon_0 h_T}{\ln\left(\frac{2h_T}{r_{T-a}}\right) - 1}, \quad h_T/r_{T-a} > 10 \quad (\text{G.12})$$

Diese Formel berücksichtigt die Kanteneffekte und ergibt einen Wert von  $C_T = 1.070$  pF (das entsprechende FEM-Modell liefert einen Wert von 1.140 pF). Ohne Berücksichtigung der Kanteneffekte (partielle Kapazität in der Mitte eines unendlich ausgedehnten Leiters) liegt  $C_T$  laut FEM-Berechnung bei etwa 750 pF.

**Tab. G.2** Wirkung der Erdoberfläche auf die elektrischen Parameter des betrachteten Turms (Alle Induktivitäten sind in  $\mu\text{H}$ , Kapazitäten in pF und Wellenimpedanzen in  $\Omega$  angegeben)

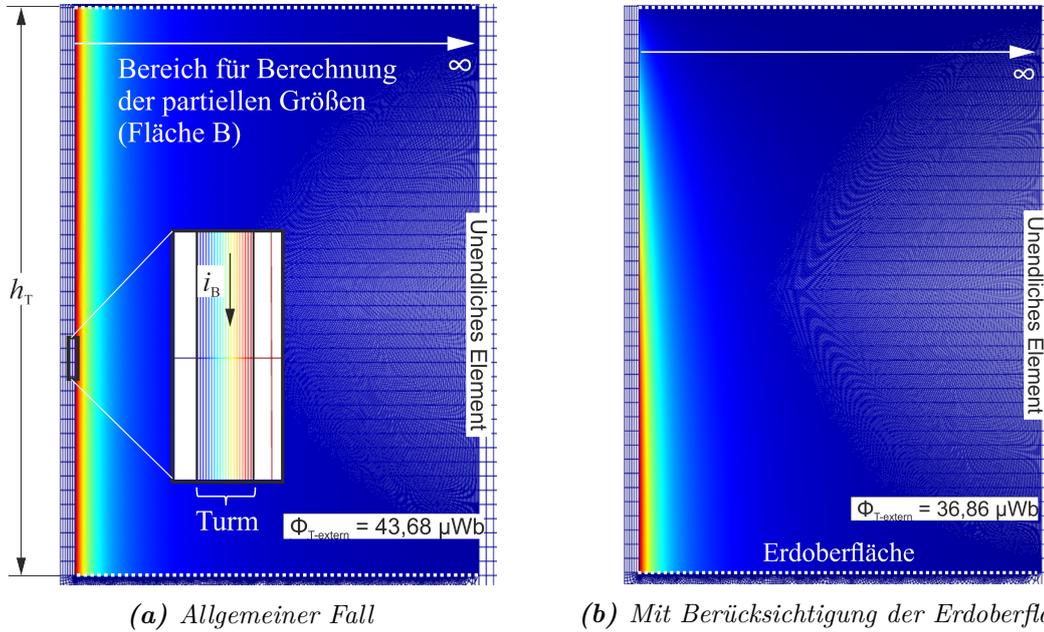
Berechnungs- methode	$\mu_{T-r}$	$L_T$	$L_{T\text{-intern}}$	$L_{T\text{-extern}}$	$L_D$	$M_{T-D}$	$k_{T-D}$	$C_T$	$Z_T$
Allgemeiner Fall									
Formel aus Anhang G.1	1 200	43,82 54,3	0,05 10,5	43,77	113,4	43,77	0,62 0,56	1.070*	242 270
FEM	1 200	43,76 58,7	0,08 15	43,68	113,6	43,68	0,62 0,54	750	242 280
Mit Erdoberfläche									
Formel aus Kapitel 5	1 200	35,3 45,8	0,05 10,5	35,25	108	35,25	0,57 0,5	1.330	163 186
FEM	1 200	36,9 50,3	0,07 13,5	36,86	107	36,86	0,58 0,5	1.430	161 188

\* nach Formel (G.12).

Weiter wird die Stahlrohrturmanordnung mit Berücksichtigung der Erdoberfläche betrachtet. Dafür wird zunächst die in Kapitel 5 vorgeschlagene Berechnungsmethode zur Ermittlung der höhenabhängigen Wellenimpedanz verwendet. Um die Gesamtparameter (Gesamtinduktivität, Gesamtkapazität, Gesamtwellenimpedanz) mit der Methode berechnen zu können, wird statt dem Turm nur ein einziges Segment mit einem äquivalenten Radius  $r_D \rightarrow r_{T\text{-äq}} = r_{T-a} = 1,65$  m betrachtet. Diese Betrachtung wurde bereits in Abschnitt 5.3.1 behandelt und ergab eine Gesamtwellenimpedanz von  $Z_T(h_T) = \sqrt{L_T/C_T} = 163 \Omega$ . Die inneren Induktivitäten  $L_{T\text{-intern}}$  (**Tab. G.2**) werden für die beide Werte der relativen Permeabilität  $\mu_{T-r}$  wiederum mit Formel (G.7b) berechnet. Die Erdoberfläche hat auf  $L_{T\text{-intern}}$  nur einen geringen Einfluss (siehe Ergebnisse der FEM-Berechnungen in **Tab. G.2**). Die Ergebnisse der Berechnungen mit dem FEM-Modell mit Erdoberfläche (**Abb. G.5b**, Beschreibung des FEM-Modells in **Anhang F.2**) stimmen mit den Berechnungen anhand der Formeln sehr gut überein<sup>3</sup>.

<sup>3</sup>In den beiden Bildern wird der berechnete Gesamtwert des äußeren magnetischen Flusses  $\Psi_{T\text{-extern}}$  angegeben. Die Induktivität lässt sich mit Formel (F.2) aus dem **Anhang F** berechnen:  $L_{T\text{-extern}} = \frac{\Psi_{T\text{-extern}}}{I}$ , wobei  $I = 1$  A.

Insgesamt sinken die Induktivitätswerte  $L_T$  bei Berücksichtigung der Erde und damit auch die Wellenimpedanzwerte  $Z_T$ . Dabei ändert sich der Kopplungsfaktor  $k_{T-D}$  gegenüber dem Fall ohne Erdoberfläche nicht wesentlich. Dies wurde auch mit den entsprechenden Netzwerkmodellen im vorherigen Abschnitt (**Abb. G.3b**) demonstriert.



**Abb. G.5** Untersuchung der Auswirkung der Erdoberfläche auf die Induktivitäten mittels FEM-Modell (magnetischer Fluss,  $\mu_{T-r} = 1$ , DC,  $i_B = 1$  A)

In **Abb. G.6a** werden die Impedanz- und Admittanzmatrizen eines Kabelleitungsmodells mit verteilten Parametern gezeigt, die in EMTP-ATP für den betrachteten Turm mit zwei Innenleitern<sup>4</sup> für eine bestimmte Frequenz (25 kHz – Äquivalenzfrequenz  $f_{\text{äq}}$  des positiven Erstblitzstoßstromes 10/350  $\mu\text{s}$ , **Anhang E, Tab. E.4**) erstellt wurden. Die Auswertung der Matrizen für den Turm sieht wie folgt aus:

$$L_T^{\text{ATP}} = \frac{8,412\,43 \cdot 10^{-2} \frac{\Omega}{\text{m}} \cdot 65 \text{ m}}{2\pi \cdot 25 \text{ kHz}} = 34,8 \mu\text{H}, \quad C_T^{\text{ATP}} = \frac{6,470\,73}{2} \cdot 10^{-6} \frac{\text{S}}{\text{m}} \cdot 65 \text{ m}}{2\pi \cdot 25 \text{ kHz}} = 1.338 \text{ pF},$$

$$Z_T^{\text{ATP}} = \sqrt{\frac{L_T^{\text{ATP}}}{C_T^{\text{ATP}}}} = 161 \Omega.$$

Damit wird der bereits bekannte Wert der Wellenimpedanz mit dem Kabelleitungsmodell in EMTP-ATP ermittelt, das auf der Eingabe der Geometrie basiert. Zum Nachweis wird eine Stromantwort am Turm oben und am Turmfuß unten bei einem Sprungstrom von 1 A (**Abb. G.7**) ausgewertet und mit einem vereinfachten Referenz-Netzwerkmodell aus dem Abschnitt 5.4 in **Abb. 5.17** verglichen, welches nur mit dem Wert  $Z_T = 160 \Omega$  parametrisiert wurde (Wellenimpedanz des Blitzkanals  $Z_{\text{BK}}$  beträgt für beide Netzwerkmodelle 2,5 k $\Omega$ ).

<sup>4</sup>Das in EMTP-ATP verwendete Kabelleitungsmodell LCC-Subroutine für die betrachtete Geometrie des Turms (**Abb. G.6b**) muss für mindestens zwei Innenleiter erstellt werden, um numerische Fehler bei der Erstellung der Ausgangsmatrizen zu vermeiden.

```

IPUNCH = 2      Total length = 6.50000000E+01
Frequency 2.50000000E+04 Hz
Eigenvector rotation has been made.

      Total impedance [Zc], in ohm/m
8.02557E-04  1.19676E-04  1.51587E-05
2.01586E-01  1.51077E-01  8.41243E-02  Core 1

1.19676E-04  8.02557E-04  1.51587E-05
1.51077E-01  2.01586E-01  8.41243E-02  Core 2

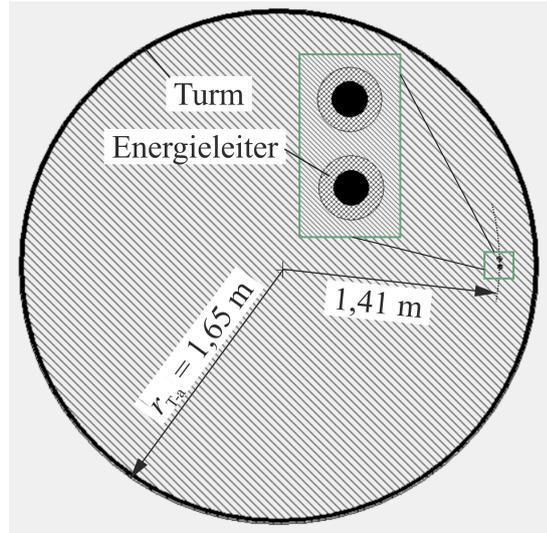
1.51587E-05  1.51587E-05  1.51588E-05
8.41243E-02  8.41243E-02  8.41243E-02  Pipe

      Total admittance [Yc], in mho/m
0.00000E+00  0.00000E+00  0.00000E+00
4.45918E-06 -2.85583E-06 -1.60335E-06  Core 1

0.00000E+00  0.00000E+00  0.00000E+00
-2.85583E-06  4.45918E-06 -1.60335E-06  Core 2

0.00000E+00  0.00000E+00  0.00000E+00
-1.60335E-06 -1.60335E-06  6.47073E-06  Pipe
    
```

(a) Ausgangsmatrizen des Kabelleitungsmodells

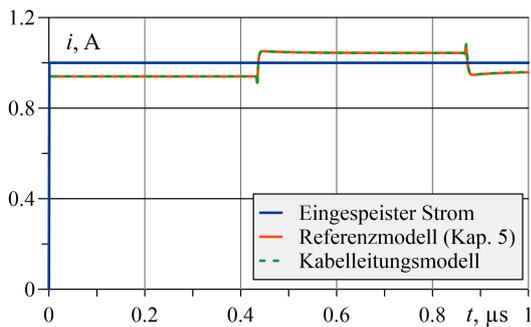


(b) Erstelltes Modell für den Turm

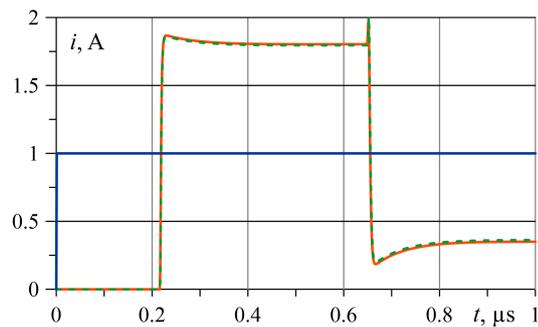
Abb. G.6 Kabelleitungsmodell mit verteilten Parametern in EMTP-ATP für Turm-Nachbildung des Turms

Die Stromantworten am Turm oben und am Turmfuß sehen für beide Netzwerkmodelle identisch aus. Damit ist nachgewiesen, dass das ausgewählte Kabelleitungsmodell mit verteilten Parametern in EMTP-ATP nicht nur die inneren Kopplungen zwischen dem Turm und den inneren Leitungen richtig abbildet, sondern auch das Stromwellenverhalten auf dem Blitzstromhauptpfad.

Für die transienten Berechnungen wird das Kabelleitungsmodell auf ein frequenzabhängiges Modell nach JMarti umgestellt, um die Impedanzen nicht nur für eine bestimmte Frequenz (25 kHz) nutzen zu können, sondern für den Frequenzbereich des eingespeisten Blitzstoßstromes.



(a) Stromantwort am Turm oben

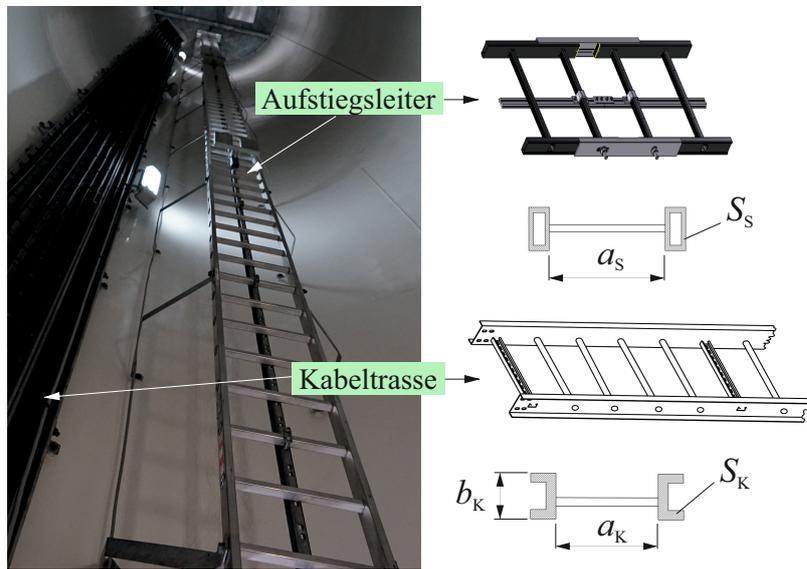


(b) Stromantwort am Turmfuß unten

Abb. G.7 Verifizierung des Stromwellenverhaltens auf mittels Kabelleitungsmodell abgebildeten Blitzstromhauptpfad

## H. Impedanz für Aufstiegsleiter und Kabeltrasse

Die Aufstiegsleiter und die Kabeltrasse im Turm der betrachteten WEA sind im Foto von **Abb. H.1** zu erkennen. Beide metallenen Installationen sind in etwa 2 - 3 m Abstand an der Turmwand befestigt und bewirken eine Reduktion der Induktion zwischen Turm und Energieleitern. Im Allgemeinen ist zu erwarten, dass der Blitzstoßstrom hauptsächlich über den niederinduktiven Turm abfließt. Für die Berechnung einer tatsächlichen Blitzstoßstromaufteilung wird ein Modell auf Basis der realen Geometrie erstellt und mit einem Impedanzextraktionsprogramm werden die elektrischen Größen Widerstand, Eigen- und Gegeninduktivität extrahiert. Diese Größen werden danach in ein entsprechendes Netzwerkmodell übertragen, um die Stromaufteilung analysieren zu können.



**Abb. H.1** Nachbildung der Aufstiegsleiter und der Kabeltrasse für die Impedanzextraktion

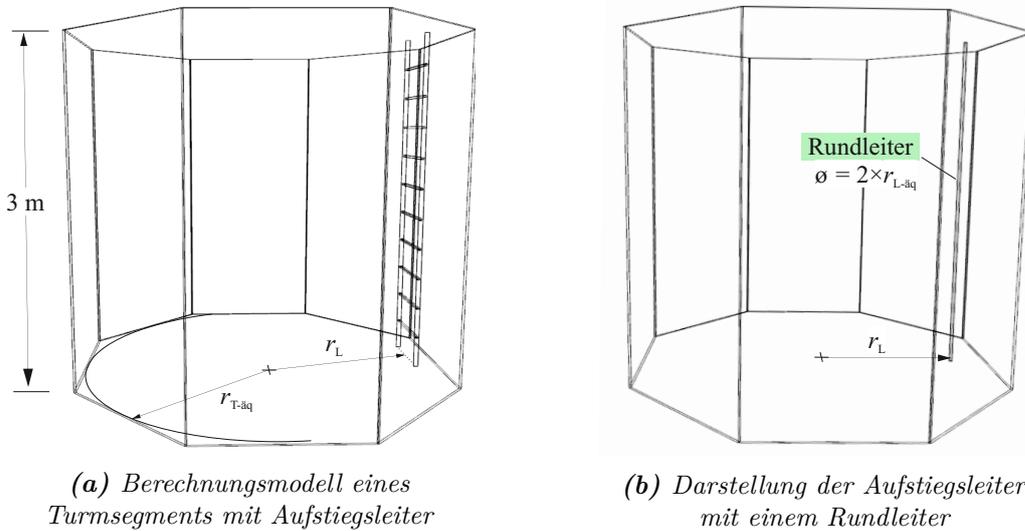
Für die Berechnung wird ein 3 m-langes Segment des Turms ( $\ell = 3$  m) entsprechend **Abb. H.2** betrachtet. Alternativ wird die Aufstiegsleiter durch einen Draht ersetzt (**Abb. H.2b**). Diese Vereinfachung erlaubt es, die Leiter unkompliziert im Netzwerkmodell abzubilden. Der Radius dieses Drahtes muss so groß sein, um den gleichen Wert der Induktivität der Aufstiegsleiter zu erreichen. Dieser Radius kann grob mit der Formel (G.1) in **Anhang G** ermittelt werden:

$$r_{L\text{-}\ddot{a}q} = \frac{2\ell}{\exp\left(\frac{2\pi L_B}{\mu_0\ell} + \frac{3}{4}\right)} \quad (\text{H.1})$$

wobei  $L_B$  die bereits für die betrachtete Länge  $\ell$  berechnete Induktivität der Aufstiegsleiter ist. Für diesen Radius muss im Modell noch der spezifische Widerstand angepasst werden:

$$\rho_{L\text{-}\ddot{a}q} = \frac{R_B \pi r_{L\text{-}\ddot{a}q}^2}{\ell} \quad (\text{H.2})$$

wobei  $R_B$  wiederum der bereits für die betrachtete Länge  $\ell$  ermittelte Widerstand der Aufstiegsleiter ist.



**Abb. H.2** Berechnungsmodelle für die Aufstiegsleiter

Die Maße und Materialparameter der betrachteten Aufstiegsleiter und Kabeltrasse sind in der **Tab. H.1** zusammengefasst. Die Berechnungsergebnisse für die Aufstiegsleiter und die Kabeltrasse in **Tab. H.2** zeigen bei DC, dass sich die Gegeninduktivitäten  $M_{T-L}$  der Eigeninduktivität des Turms annähern (siehe **Anhang G**) und dass die Eigeninduktivitäten bei  $\mu_{L-r} = 1$  viermal höher als die Eigeninduktivität des Turms sind. Außerdem sind die berechneten Parameter Widerstand, Eigen- und Gegeninduktivität für die betrachtete Aufstiegsleiter und für den äquivalenten Rundleiter identisch, was bedeutet, dass der Ansatz mit dem Rundleiter im Netzwerkmodell angewendet werden kann.

**Tab. H.1** Parameter für Aufstiegsleiter und Kabeltrasse

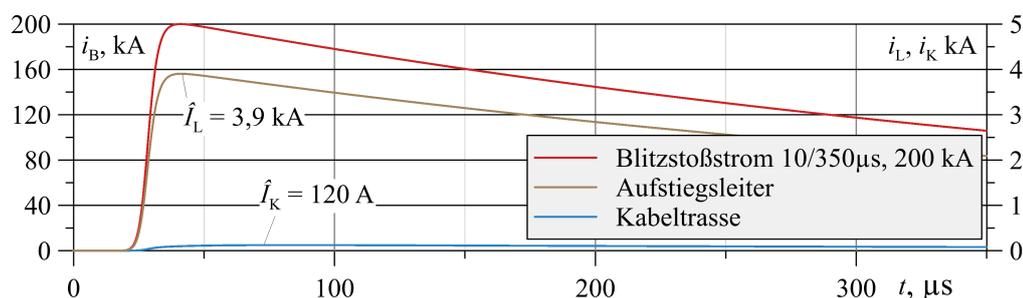
Parameter	Aufstiegsleiter	Kabeltrasse
Material	Aluminium AW-6060	Verzinkter Stahl
Querschnitt, mm <sup>2</sup>	$2 \times S_S = 2 \times 320$	$2 \times S_K = 2 \times 200$
Spezifischer Widerstand $\rho_L$ , $\Omega \text{ m}$	$2,941 \times 10^{-8}$	$5,747 \times 10^{-7}$
Relative Permeabilität $\mu_{L-r}$	1	80
Schienenabstand, m	$a_S = 0,5$	$a_K = 0,8$
Abstand zwischen den Stufen, m	0,26	0,3
Abstand von Turmmitte $r_L$ , m	1,41	1,5

Die Parameter für den Turm sind in Abschnitt 5.3 angegeben.

Das auf Basis der in **Tab. H.2** angegebenen Werte aufgebaute Netzwerkmodell zeigt, dass ungefähr 2% des Gesamtblitzstoßstromes über die Aufstiegsleiter und nur etwa 0,1% über die Kabeltrasse abfließen. Die Stromverläufe für ein Berechnungsbeispiel mit dem Blitzstoßstrom  $10/350 \mu\text{s}$  mit 200 kA sind in **Abb. H.3** dargestellt. Bei der Kabeltrasse wurde der geringste Blitzsteilstrom aufgrund der hohen relativen Permeabilität  $\mu_r$  und des hohen Widerstands erwartet.

**Tab. H.2** Berechnungsergebnisse für 3 m-langes Turmsegment mit Leiter und Trasse

$R_T, \mu\Omega$	$L_T, \mu\text{H}$	$\rho_L, \Omega \text{ m}$	$R_L, \mu\Omega$	$\mu_{L-r}$	$L_L, \mu\text{H}$	$M_{T-L}, \mu\text{H}$
Aufstiegsleiter ( <b>Abb. H.2a</b> )						
3,47	0,5	$2,941 \times 10^{-8}$	0,13	1	2	0,47
Darstellung der Aufstiegsleiter mit einem Rundleiter mit $r_{L-\ddot{a}q}$ ( <b>Abb. H.2b</b> )						
3,47	0,5	$1,577 \times 10^{-6}$	0,13	1	2	0,491
Kabeltrasse						
3,47	0,5	$5,747 \times 10^{-7}$	1,25	1 80	1,94 13,8	0,495

**Abb. H.3** Berechnete Stromaufteilung für 3 m-Turmsegment

Die Kabeltrasse bietet eine Schirmung für die Energie- und Schutzleiter, die sich mit dem Schirmfaktor  $\beta_K$  beschreiben lässt. Dieser Faktor ist von der Geometrie der Kabeltrasse (von ihrer Breite  $b_K$  und ihrer Tiefe  $a_K$ , **Abb. H.1**) sowie von der Position der Kabel innerhalb der Kabeltrasse abhängig [42, 144]. Für Kabel in der Mitte der Kabeltrasse wird der maximale Schirmeffekt erreicht und bei der betrachteten Geometrie ( $a_K = 0,8 \text{ m}$ ,  $b_K = 0,01 \text{ m}$ ) ergibt sich  $\beta_K \approx 0,29$ .

Der Stahlrohrturm der betrachteten WEA bietet bereits eine gute Schirmung gegen magnetische Felder, allerdings ist die Übergangsstelle zwischen der geschirmten Gondel und dem Turm ungeschützt. Damit die Schirmwirkung der Kabeltrasse wirksam wird, muss sie ununterbrochen innerhalb der WEA von einem Betriebsmittel zum nächsten verlaufen und an beiden Enden an die PAS angeschlossen werden.

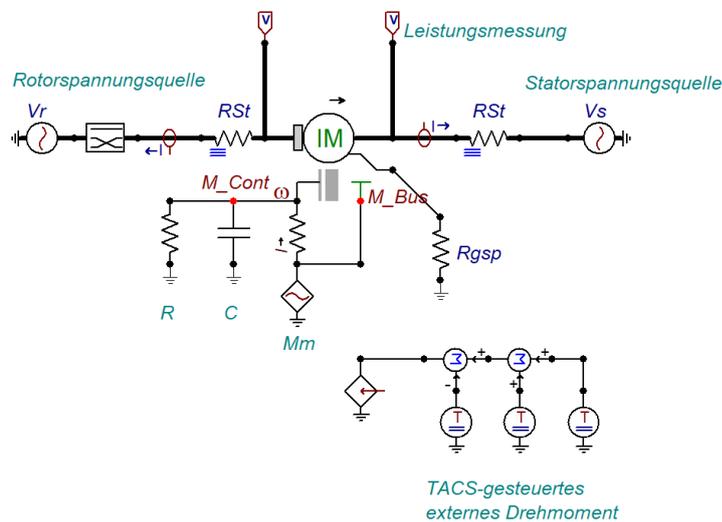
Zudem kann die vorgestellte Berechnung in der Praxis für die Abschätzung des Stromflusses über eine Person an der Aufstiegsleiter angewendet werden. Unter der Annahme, dass die Berühlänge der Person an der Aufstiegsleiter 1,5 m beträgt und die Person durch eine vereinfachte  $R$ - $L$ -Ersatzschaltung dargestellt werden kann, wobei  $R = 1 \text{ k}\Omega$  und  $L = 1,1 \mu\text{H}$  (Berechnung mit Impedanzextraktionsprogramm). Die Berechnung ergab, dass über die Person ein Blitzteilstrom mit einem Scheitelwert von ca. 14 A fließt, wobei die spezifische Energie  $0,93 \text{ mJ}/\Omega$  und die geflossene Ladungsmenge  $0,1 \text{ mC}$  betragen und damit unterhalb der für Personen annehmbaren Grenzwerte bei Blitzstoßströmen ( $W/R = 1 \text{ mJ}/\Omega$  und  $Q = 1 \text{ mC}$  [145]) liegen.

# I. Modell für Generator und gesteuerten Umrichter

## I.1 Nachbildung der Asynchronmaschine in EMTP-ATP

Hinsichtlich der Verwendung von elektrischen Maschinen in EMTP-ATP kann erwähnt werden, dass sie über zwei Möglichkeiten initialisiert werden können: manuell und automatisch. Die **Abb. I.1** zeigt eine Grundkonfiguration der UM-4-Maschine in ATPDraw zur Modellierung eines DFIG-Generators, die in einfacher Ausführung für die Initialisierung beschaltet wurde. Die UM4-Komponente hat zwei Hauptleistungsknoten, die dem Anschluss der Stator- und Rotorwicklungen dienen, einen Knoten  $M\_Cont$  für die mechanische Steuerung (auch mit  $\omega$  bezeichnet).

Für die Initialisierung der UM4-Maschine in EMTP-ATP muss zunächst die Rotorspannung  $U_r$  berechnet werden, bei der die gewünschte Ausgangsleistung aus dem Generator ( $P_{s\_ref}$  und  $Q_{s\_ref}$ ) für den WEA-Startpunkt erreicht wird.



**Abb. I.1** Initialisierung des UM4-Modells

Je nach Schaltungsart der Statorwicklungen wird auch ein Knoten für den Sternpunkt generiert. Im vorliegenden Fall wird dieser über einen Widerstand  $R_{gsp}$  geerdet, später allerdings an eine Potentialausgleichsschiene (PAS-O, siehe Abschnitt 6.2.4) in der Gondel angeschlossen. Am Knoten  $M\_Cont$  ist eine Schaltung angeschlossen, die das mechanische System darstellt. Hier wird in Analogie eine elektrische Schaltung verwendet. Das mechanische Drehmoment  $M_m$  wird in EMTP-ATP mit einer Stromquelle dargestellt. Die **Tab. I.1** zeigt dafür den Zusammenhang zwischen dem mechanischen System und dem elektrischen Netzwerk [124]. Die resultierende Spannung am Knoten  $M\_Cont$  repräsentiert demnach die mechanische Winkelgeschwindigkeit  $\omega$ .

Zwei Spannungsquellen Typ 14 sind an den Stator- und Rotorwicklungen angeschlossen.  $V_s$  repräsentiert das Netz, an das der DFIG angeschlossen wird und  $V_r$  repräsentiert den Stromrichter. Die Widerstände  $R_{St}$  sind nur für die Stabilität bei der Berechnung eingebaut ( $R_{St} = 10^{-6} \Omega$ ). Bei der automatischen Initialisierung des UM4-Modells (über ATP-Settings muss diese Funktion vorher ausgewählt werden) wird ein neuer Knoten erzeugt (**Abb. I.1**  $M\_Bus$ ), zum Zweck der Initialisierung des mechanischen Drehmoments.

Dafür wird die Stromquelle  $Mm$  Typ 14 mit beliebiger Amplitude angeschlossen, wobei eine niedrige Frequenz (z.B.  $10^{-5}$  Hz) und der Phasenwinkel  $0^\circ$  eingegeben werden muss. Dies gewährleistet ein konstantes Drehmoment während der Simulation. Bei den angelegten Spannungen an den Stator- und Rotorwicklungen und mit dem Anfangswert des Schlupfes  $s$  berechnet EMTP-ATP das elektromagnetische Drehmoment, welches die Maschine erzeugt. Dabei wird auch ein mechanisches Drehmoment  $M_m$  berechnet, bei dem die Maschine im Gleichgewicht bleibt (dabei sind die Verluste berücksichtigt). Als Ergebnis legt EMTP-ATP bei der Initialisierung den Amplitudenwert der Stromquelle  $Mm$  fest.

**Tab. I.1** Entsprechung zwischen mechanischem System und elektrischer Schaltung

Mechanisches System	Einheit	Äquivalenter elektrischer Parameter	Einheit
Mechanisches Drehmoment $M_m$	N·m	Stromquelle $I$ (Typ 14)	A
Winkelgeschwindigkeit $\omega$	rad/s	Knotenspannung $U$	V
Momentaner Drehwinkel $\theta$	rad	Ladung $Q$	C
Massenträgheitsmoment $J$	kg·m <sup>2</sup>	Kapazität $C$	F
1/Reibungsfaktor	N·m/rad/s	Widerstand $R$	$\Omega$

In **Abb. I.1** wird noch eine Möglichkeit der Änderung des mechanischen Drehmoments mit Hilfe TACS-gesteuerter Quellen benutzt, die an den  $M\_Bus$ -Knoten angeschlossen sind (z.B. für Abbildung der Änderung der Windgeschwindigkeit über der Zeit). Die  $Mm$ -Stromquelle (oder die Stromquellen) wird direkt an den  $M\_Bus$  angeschlossen und für die automatische Initialisierung benutzt, obwohl hier kein Strom fließt.

Ein direkter Start der Berechnung der UM4-Maschine mit angeschlossenem Back-to-Back Umrichter ist nicht möglich [146]. Hier wird der Ansatz verwendet, die Maschine zunächst an die Spannungsquellen  $V_r$  und  $V_s$  für die Initialisierung zu schalten, wie es in der **Abb. I.1** gezeigt ist. Kurz nach der Initialisierung können die Rotorwicklungen direkt auf den Umrichter umgeschaltet werden. Die Regelung sorgt dafür, die bereits initialisierte Maschine mit entsprechender Rotorspannung (Amplitude und Phasenwinkel) zu versorgen, um die gewünschte Leistung in das Netz einzuspeisen.

Nach der Prozedur zur Initialisierung des Asynchrongenerators können dann beliebige transiente Berechnungen (Einspeisung eines Blitzstoßstromes bzw. mit einem Kurzschluss u.ä.) bei angeschlossenem Umrichter durchgeführt werden. Auf diese Weise ist die DFIG einschließlich Umrichter in der vollständigen Schaltung in EMTP-ATP aufgebaut.

## I.2 Anfangswerte des Asynchrongenerators

Unten wird ein Berechnungsverfahren für die Ermittlung der Anfangswerte des Asynchrongenerators (Parameter in **Tab. I.2**) dargestellt und mit dem entsprechenden Modell in EMTP-ATP verglichen. Die Parameter des Generators sind bereits in **Tab. 6.1** angegeben worden.

**Tab. I.2** Eingangparameter des Asynchrongenerators

Parameters	Wert	Einheit
Nenn-Versorgungsspannung des Stators (rms, Leiter-Leiter) $\underline{U}_s$	575∠0°	V
$P_{s\_ref}$	1,07703	MW
$Q_{s\_ref}$	-0,20251	MVA <sub>r</sub>
Verschaltung der DFIG-Wicklungen	Y, $\theta_{rs} = 90^\circ$	

1) Bestimmung des Statorstroms  $\underline{i}_s$  mit Ausrichtung der  $d$ -Achse eines  $dq$ -Systems im Statorspannungsraumvektor [147]:

$$\underline{u}_s = \sqrt{\frac{2}{3}} \cdot \underline{U}_s = u_{ds} + j \cdot u_{qs} = 469,486 + j \cdot 0 \text{ (V)}$$

Es folgt für den Statorstromraumvektor:

$$\begin{cases} P_{s\_ref} = \frac{3}{2} \cdot (u_{ds} \cdot i_{ds} + u_{qs} \cdot i_{qs}) \\ Q_{s\_ref} = \frac{3}{2} \cdot (u_{qs} \cdot i_{ds} - u_{ds} \cdot i_{qs}) \end{cases} \Rightarrow \underline{i}_s = i_{ds} + j \cdot i_{qs} = 1529,4 \text{ A} + j \cdot 287,56 \text{ A.}$$

Der Vergleich der  $dq$ -Komponenten des Asynchrongenerators ergibt:

	$i_{ds}$ , A	$i_{qs}$ , A	in Polarkoordinaten $\underline{i}_r$ , A
EMTP-ATP	1529,2	287,56	1271∠10,65°
Berechnung	1529,4	287,56	1270,6∠10,65°

Alternativ wäre der Statorstrom direkt über die Gleichung für den Gesamtleistungsaustausch am Stator zu bestimmen:

$P_{s\_ref} + j \cdot Q_{s\_ref} = \frac{3}{2} \cdot \underline{u}_s \underline{i}_s^*$ , wobei  $\underline{i}_s^*$  der komplex konjugierte Wert des Statorstromes  $\underline{i}_s$  ist.

2) Bestimmung des Rotorstroms  $\underline{i}_r$  [147, 148]:

Mit der Kreisfrequenz der Statorspannung  $\omega_s = 2 \cdot \pi \cdot f_s = 377 \text{ rad/s}$  und unter Berücksichtigung der Phasenverschiebung zwischen Rotor und Stator  $u_{qs} = |\underline{u}_s|$  folgt:

$$\begin{cases} i_{qr} = \frac{2}{3} \cdot \frac{L_s}{L_m \cdot u_{qs}} \cdot P_{s\_ref}, \\ i_{dr} = -\frac{u_{qs}}{\omega_s \cdot L_m} - \frac{2}{3} \cdot \frac{L_s}{L_m \cdot u_{qs}} \cdot Q_{s\_ref} \end{cases} \Rightarrow \underline{i}_r = i_{dr} + j \cdot i_{qr} = 1576,5 \text{ A} + j \cdot 68 \text{ A.}$$

Ein Vergleich der  $dq$ -Komponenten des Asynchrongenerators:

	$i_{dr}$ , A	$i_{qr}$ , A	in Polarkoordinaten $\underline{i}_r$ , A
EMTP-ATP	46,74	1576,7	1288∠-88,3°
Berechnung	68	1576,5	1288∠-87,5°

### 3) Bestimmung der Rotorspannung $\underline{u}_r$ :

Ein Ersatzschaltbild für den DFIG im stationären Endzustand von der Statorseite aus gesehen ist in **Abb. I.2** dargestellt. Bei Einprägung des berechneten Rotorstroms für die Erzeugung der gewünschten Leistung ( $P_{s\_ref}, Q_{s\_ref}$ ) für den Startpunkt der WEA kann die Spannung an den Rotorknoten für die Initialisierung des DFIG ermittelt werden. Dabei ist allerdings die Phasenverschiebung zwischen Stator- und Rotorwicklung bei der Berechnung zu beachten.

$$\text{Berechnung der Spannung } \underline{u}_r': \underline{u}_r' = \underline{I}_{ra} \cdot \left( Z_r + \frac{Z_s \cdot Z_m}{Z_s + Z_m} \right) + \underline{U}_s \cdot \frac{Z_m}{Z_s + Z_m},$$

$$\text{wobei: } \underline{Z}_r = \frac{R_r}{s} + j \cdot L_{\sigma r} \cdot \omega_s, \underline{Z}_s = R_s + j \cdot L_{\sigma s} \cdot \omega_s \text{ und } \underline{Z}_m = j \cdot L_{\sigma m} \cdot \omega_s.$$

Der Rotorstrom wird wie folgt berechnet:  $\underline{I}_{ra} = |\underline{i}_r| \cdot \exp(j \cdot (\theta_{Ir} - \theta_{rs}))$ , wobei  $\theta_{Ir} = -87,5^\circ$ .

Die Statorspannung ist  $\underline{U}_s = 575 \text{ V}$ . Damit ist  $\underline{u}_r' = 535,6 \text{ V} - j \cdot 177,3 \text{ V}$ .

Der Scheitelwert der Rotorspannung wird wie folgt berechnet:

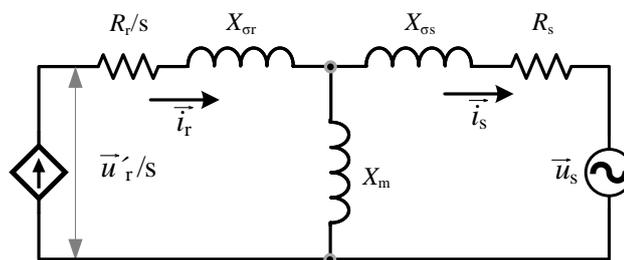
$$|\underline{u}_r'| = 564,18 \text{ V} \Rightarrow |u_r| = |\underline{u}_r'| \cdot s = 90,27 \text{ V}.$$

Die Phase der Rotorspannung ist:

$$\theta_{Ur} = \arctan\left(\frac{\text{Im}(\underline{u}_r')}{\text{Re}(\underline{u}_r')}\right) + \theta_{rs} = -18,3^\circ + 90^\circ = 71,7^\circ.$$

Der Vergleich der Rotorspannung des Asynchrongenerators zeigt eine gute Übereinstimmung mit dem EMTP-ATP-Modell:

	in Polarkoordinaten $\underline{u}_r$ , V
EMTP-ATP	$90 \angle 75^\circ$
Berechnung	$90,27 \angle 71,7^\circ$



**Abb. I.2** Einphasiges Ersatzschaltbild des DFIG für die Bestimmung der Rotorspannung

### 4) Bestimmung der anderen Maschinen-Parameter:

- Mechanische Geschwindigkeit der Rotorwelle:

$$\Omega_m = \frac{\omega_m}{p} = \frac{\omega_s - \omega_r}{p} = 218,65 \text{ s}^{-1} \text{ (EMTP-ATP: } \Omega_m = 218,65 \text{ s}^{-1}\text{),}$$

$$\text{wobei } \omega_r = -s \cdot \omega_s = -60,3 \text{ s}^{-1} \text{ und } \omega_s = 2 \cdot \pi \cdot f_s \approx 377 \text{ s}^{-1}.$$

- Elektromagnetisches Drehmoment:

$$M_{el} = \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot p \cdot \frac{L_m}{L_s} \cdot \frac{U_s}{\omega_s} \cdot i_{qr} = 5714 \text{ N}\cdot\text{m} \quad (\text{EMTP-ATP: } M_{el} = 5747 \text{ N}\cdot\text{m}).$$

Die berechneten Anfangswerte des Asynchrongenerators mit dem mathematischen Verfahren und aus dem numerischen Modell in EMTP-ATP sind in der **Tab. I.3** zusammengestellt.

**Tab. I.3** Vergleich der Werte zwischen mathematischem Modell und UM4-Komponente bei der Initialisierung der DFIG 1,5 MVA

Parameter	Berechnung in ATP	Mathematisches Modell	Einheit
Ständerspannung $\underline{U}_s$		575∠0	V
$P_{s\_ref}$		1,07703	MW
$Q_{s\_ref}$		-0,20251	Mvar
Schlupf $s$	16	16,67	%
$I_{sd}$	1529,2	1529,3	A
$I_{sq}$	287,56	287,56	A
$\underline{I}_s$	1.271∠10,65°	1,271∠10,65°	A
$I_{rd}$	46,7	68	A
$I_{rq}$	1576,7	1576,5	A
$\underline{I}_r$	1.288∠-88,3°	1.288∠-87,5°	A
$\underline{U}_r$	–	90∠75°	V
Mechanische Rotordrehzahl $\Omega_m$	218,65	218,65	rad/s
Elektromagnetisches Drehmoment $M_e$	5747	5740	N·m

### I.3 DFIG-Steuerung

Das Maschinenverhalten vom DFIG kann mit der Regelung der Läufer Spannung oder des Läuferstromes beeinflusst werden, da die Ständerspannung festgelegt ist. Deswegen erfolgt die Hauptsteuerung der Maschine über den rotorseitigen Umrichter (RSU), der die Aufgabe hat, die Erzeugung der Wirk- und Blindleistung im normalen Betriebsbereich der Maschine vollständig zu steuern (**Abb. I.3**). Die Regelung des RSU ist im  $d/q$ -Koordinatensystem realisiert worden und besteht aus einer äußeren und einer inneren Schleife [149]. Die äußere Schleife steuert die Wirk- und Blindleistung. Die innere Schleife ermittelt die notwendige Läufer Spannung, die über eine PWM-Steuerung eingespeist wird, um den Strom im Läufer auf dem Referenzwert  $i_{rdq\_ref}$  ( $i_{rdq\_ref}$  ergibt sich aus  $P_{s\_ref}$  und  $Q_{s\_ref}$ ) zu halten.

Dabei muss die mechanische Winkelgeschwindigkeit des Läufers  $\omega_m$  für Stabilität nahezu bei der Synchrondrehzahl liegen. Im aufgebauten Netzwerkmodell in EMTP-ATP hängt  $\omega_m$  von der Windgeschwindigkeit und dem Neigungswinkel der Rotorblätter  $\beta$  ab. Die Winkelgeschwindigkeit des Läufers  $\omega_m$  und die Windgeschwindigkeit bestimmen den Leistungskoeffizient  $C_p$ , der von den Eigenschaften der konkreten WEA abhängt.

Das heißt, die optimale Winkelgeschwindigkeit des Läufers wird für jede vorliegende Windgeschwindigkeit neu bestimmt, um die maximale mechanische Leistung aus dem Wind zu gewinnen.

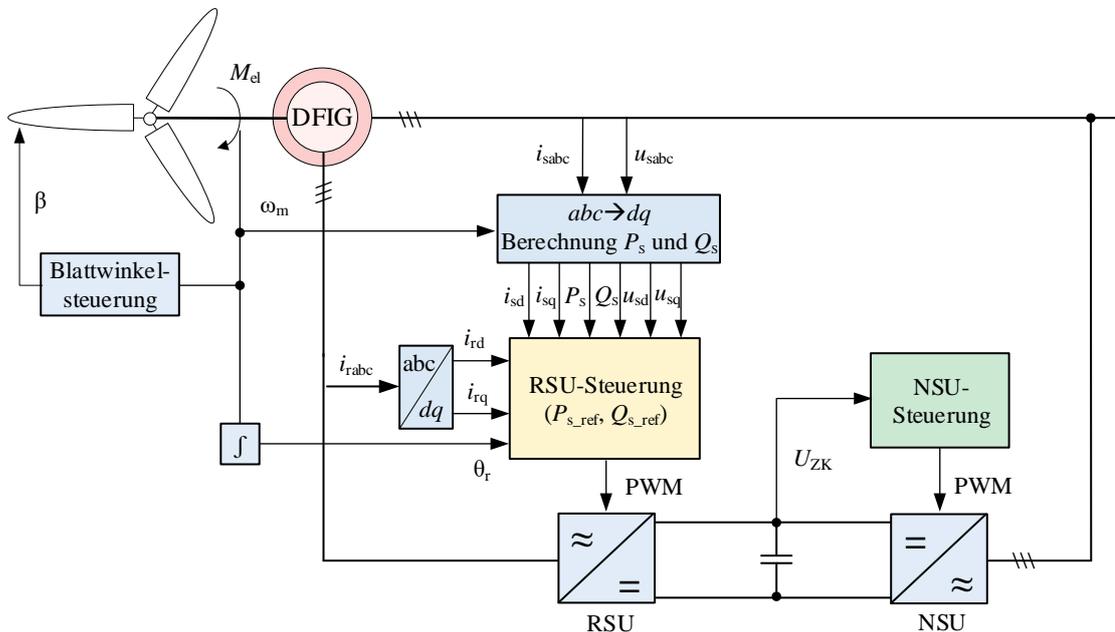


Abb. I.3 DFIG- und Umrichter-Steuerungsschema

Für die Versorgung des RSU liefert der netzseitige Umrichter (NSU) die Spannung  $U_{ZK}$  für den Zwischenkreis und hält diese konstant. Beim RSU wird die PWM-Modulationstechnik verwendet. Damit wird eine steuerbare Ausgangsspannung mit variabler Amplitude und Frequenz sichergestellt.

Das realisierte Steuerungskonzept in EMTP-ATP für die äußere und die innere Schleife des RSU sowie auch für den NSU sind detailliert in [150–152] beschrieben und werden im Rahmen der vorliegenden Arbeit nicht näher betrachtet.

## I.4 Netzwerkmodell mit PWM-gesteuertem DFIG

Ein Netzwerkmodell mit einem PWM-gesteuerten DFIG wurde aufgebaut und für den Betriebsmodus mit einem Statornennstrom von  $I_{EL}^{RMS} = 1,1 \text{ kA}$  (Abb. I.4, ohne Einsatz eines Tiefpassfilters), der in das Netz einspeist wird und mit einer Phasenspannung von  $U_{EL}^{RMS} = 370 \text{ V}$  (Abb. I.5) konfiguriert. Dabei liegt die Wirkleistung bei ungefähr  $P = 1 \text{ MW}$  (entspricht einer Windgeschwindigkeit der betrachteten WEA von 9–10 m/s) und die Blindleistung bei ca.  $Q = 100 \text{ kvar}$  (Abb. I.6). Die im Anhang I.2 bestimmten Anfangswerte des DFIG erlauben es, die Berechnung sofort in einem gewünschten Betriebszustand für eine gegebene Ausgangsleistung  $P$  und  $Q$  ohne transiente Ausgleichsvorgänge zu starten. Dies ist besonders wichtig bei den Berechnungen mit einem Blitzstoßstrom, wenn der Zeitschritt  $\Delta t$  sehr klein gewählt werden muss (im Bereich  $10^{-7} - 10^{-10} \text{ s}$ ).

Der Zwischenkreis (ZK) wird über den NSU mit der Spannung  $u_{ZK}$  von 1,2 kV ständig nachgeladen (Abb. I.6). Über den ZK wird der RSU versorgt, der über PWM den Rotor anregt (Abb. I.7, mit Rotorfrequenz  $f_r = sf_s$ ).

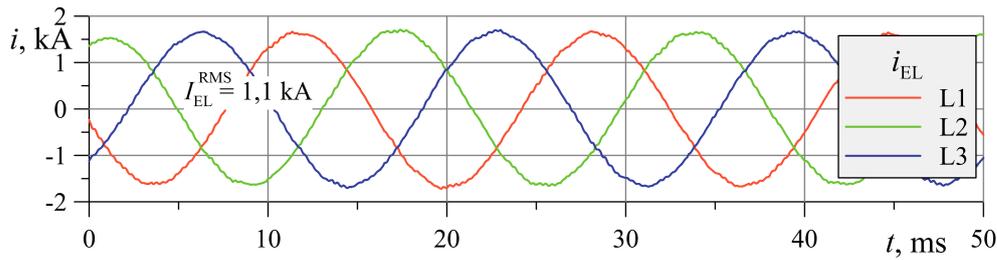


Abb. I.4 Statorstrom EL

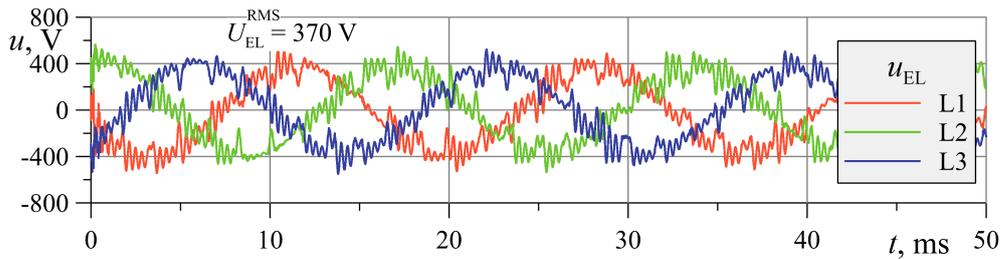


Abb. I.5 Statorspannung EL

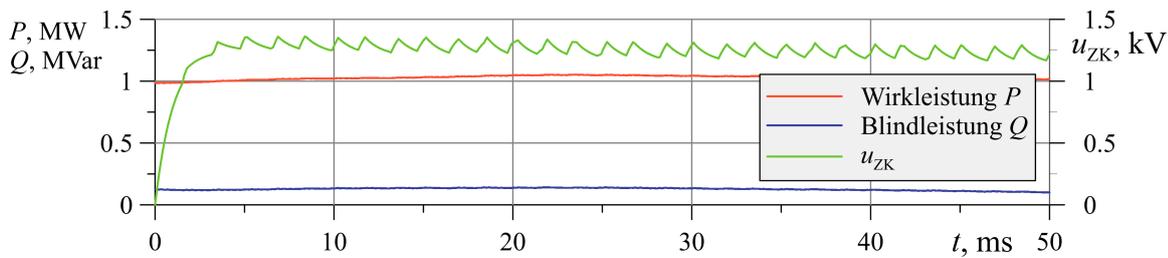


Abb. I.6 Wirk- und Blindleistung vom DFIG und Spannung auf dem DC-ZK

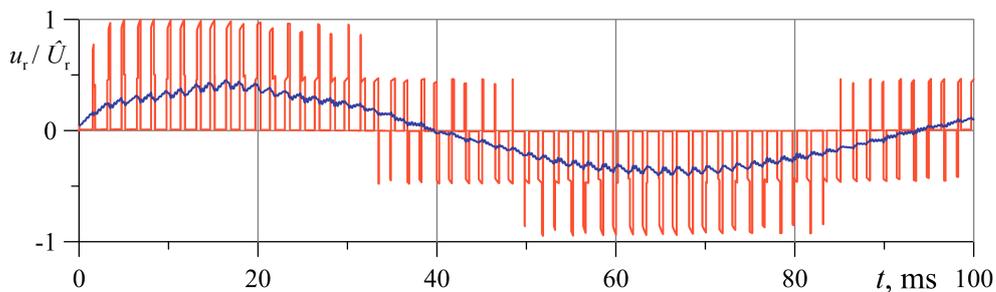


Abb. I.7 RSU-Spannung für die Rotorerregung

## I.5 TOV bei Netzfehlern und Beanspruchung durch Mischspannung

Das Netzwerkmodell mit „vollständigem“ DFIG und „aktivem“ Umrichter ermöglicht es im Gegensatz zu dem vereinfachten Netzwerkmodell, unterschiedliche Fälle zu untersuchen, bei denen die Überspannungsschutzeinrichtungen gefährdet sein können:

- Temporäre Überspannungen (TOV) am DFIG und die damit verbundene Beanspruchung der am DFIG installierten Überspannungsschutzeinrichtungen;
- Untersuchung der Beanspruchung der Überspannungsschutzeinrichtungen bei Mischspannungen im quasistationären Dauerbetrieb, usw.

Die TOV (zeitweilige Überspannungen) können z.B. aufgrund eines Netzfehlers im Umrichter auftreten und hängen sehr stark von der Umrichter-Topologie ab.

Als Beispiel wird hier im vorhandenen Netzwerkmodell mit „vollständigem“ DFIG ein dreiphasiger Kurzschluss im MS-Netz simuliert, um eine reale TOV im Umrichter zu reproduzieren. Für die betrachtete DFIG-Umrichter-Topologie sieht die Situation mit Überspannungen bei Netzfehlern etwas besser aus als z.B. bei einer Vollumrichter-Topologie, wenn der Umrichter (bzw. generator- und netzseitiger Umrichter) direkt im Leistungsabgang eingesetzt sind und damit den gesamten Leistungsfluss aus dem Generator übernehmen. Dabei überträgt bei einem Netzfehler der generatorseitige Umrichter die gesamte vom Generator erzeugte Leistung in den Zwischenkreis (ZK) des Umrichters. Dies führt zu hohen temporären Überspannungen im ZK.

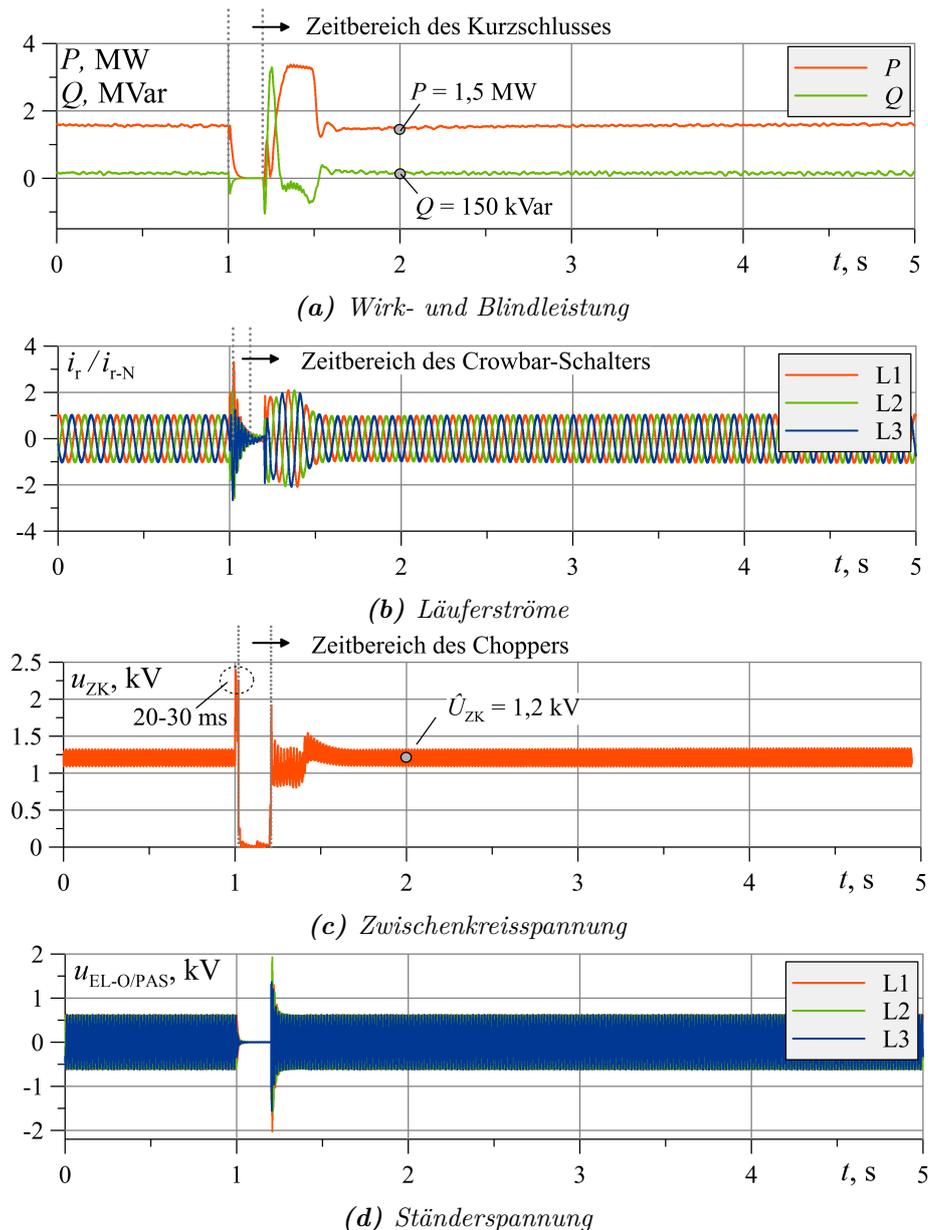
Bei der DFIG-Umrichter-Topologie wird dagegen nur ein Teil der Leistung über den netzseitigen Umrichter (NSU) auf den ZK übertragen, die weiterhin für den Läuferstrom bereitgestellt wird. Außerdem wird die Leistung für den ZK direkt am Anschlusspunkt des DFIGs abgegriffen, wo die Spannung beim Netzfehler (beim dreipoligen Kurzschluss) sinkt, was zu einem schnellen Leistungseinbruch führt. Infolgedessen wird die vom Generator ans Netz gelieferte Leistung stark reduziert (**Abb. I.8a**). Selbstverständlich werden bei der betrachteten WEA, wie auch bei allen anderen WEA, zusätzliche Schutzmaßnahmen integriert, um mit solchen Fällen sicher umgehen zu können. Zu einem wird für den Schutz des Läufers meist eine „Crowbar“-Lösung vorgesehen, bei der im Fehlerfall die Läuferwicklungen kurzgeschlossen werden und der Asynchrongenerator dann als Käfigläufer arbeitet. Dabei geht es mit dieser Strategie eher um den Schutz der RSU-Komponenten als um die Verbesserung der Stabilität der Maschine. Der Crowbar-Schalter wird normalerweise kurzzeitig geschlossen, innerhalb von 100 ms, da die Kurzschlussströme zwar sehr hohe Werte erreichen, aber nur kurz andauern (**Abb. I.8b**). Nach dem Rücksetzen des Crowbar-Schalters übernimmt der RSU wieder die Steuerung der Maschine und stabilisiert das System.

Um das Aufladen des ZK und damit verbundene Überspannungen zu vermeiden, wird ein Chopper im ZK vorgesehen (Widerstand mit Thyristor kurzzeitig parallel zum ZK-Kondensator im Gleichspannungszwischenkreis geschaltet), der die Überspannung in Wärme umsetzt. Der Chopper wird zugeschaltet, sobald die Zwischenkreisspannung einen Schwellwert von  $1,5 \cdot U_{ZK-N}$  überschreitet. Die Verzögerung beträgt dabei bis 20 – 30 ms (**Abb. I.8c**). Zusätzlich erkennt der NSU die Überspannung auf dem ZK und überträgt bei Überschreitung des Schwellwerts keine Leistung mehr zum ZK, was ebenfalls mehrere ms andauern kann. Dank dieses Schutzkonzepts werden hier keine weiteren Schutzmaßnahmen gegen temporäre Überspannungen notwendig. Der Schutz gegen transiente Überspannungen (Blitz) muss jedoch vorhanden sein.

Die Ausgangsströme (Ständerströme des DFIG) während und kurz nach dem Netzfehlereintritt sind allerdings sehr hoch und können um fast Faktor 3 größer als der Nennstrom sein. Die Ständerspannung kann sich beim Netzfehler über kurze Zeit erhöhen (**Abb. I.8d**). Diese Erhöhung über einige ms kann für die SPDs relevant sein und im betrachteten Fall ca. 100 J Energieumsatz pro Varistor im Kombiableiter bewirken<sup>1</sup>. Die dargestellten Berechnungsergebnisse zeigen, dass die WEA bei Spannungseinbrüchen aufgrund von Netzfehlern nicht vom Netz getrennt werden muss. Dies ist eine der wichtigsten Forderungen, die Netzbetreiber an WEA stellen. Die WEA soll in der Lage sein, den Fehler zu „durchfahren“.

---

<sup>1</sup>Die Grenzenergieaufnahme für einen Varistor für 2 ms (z.B. für Typ S20) beträgt  $W_{\max} = 150 - 180 \text{ J}$  [153].



**Abb. I.8** DFIG-Verhalten bei einem Netzfehler (dreipoliger Kurzschluss)

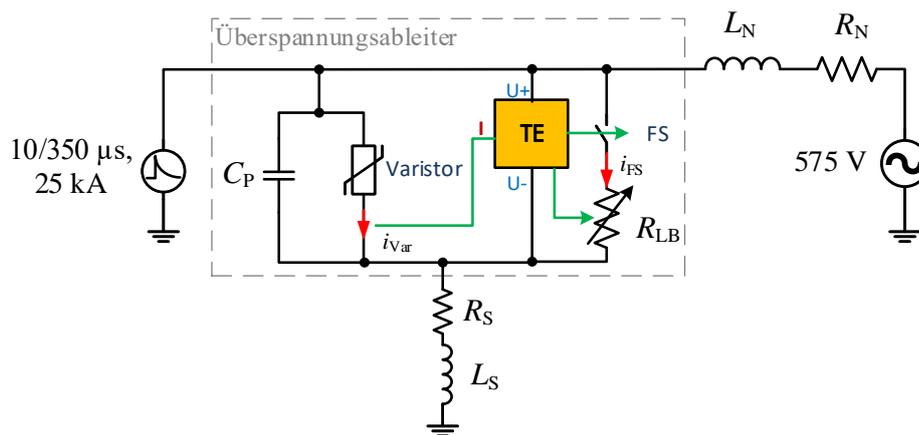
Mit der entwickelten Schaltung für den „vollständigen“ DFIG und „aktivem“ Umrichter kann auch die Frage beantwortet werden, wie Varistoren im Dauerbetrieb energetisch durch die Mischspannung aus dem Umrichter beansprucht werden<sup>2</sup>. Diese Fragestellung wurde sehr detailliert bereits in [129] auf Basis von Berechnungen und Messungen diskutiert. Es wurde festgestellt, dass die kontinuierliche Verlustleistung (bei PWM werden ca. 500 mW pro Varistor erreicht) nicht die maximal zulässige Verlustleistung für die Varistoren übersteigt ( $< P_{\max} = 1 \text{ W}$ ).

In der betrachteten WEA werden die SPDs nach dem Tiefpassfilter installiert, der die Harmonischen höherer Ordnung deutlich abschwächt. Außerdem bleibt im normalen Betrieb die Spannung auf dem ZK konstant und damit ist die an den Varistoren anliegende Spannung wenig verzerrt. Die Verlustleistung der Varistoren im Dauerbetrieb ist deshalb zu vernachlässigen.

<sup>2</sup>Unter Mischspannung soll hier die verzerrte Ausgangsspannung am Generator verstanden sein, die sich als Überlagerung aus der netzfrequenten Sinusspannung, Oberschwingungen und periodischen hochfrequenten Schaltspannungsimpulsen vom Umrichter zusammensetzt.

## J. SPD-Modell für Niederspannung

Für die Berechnungsmodelle werden die Überspannungsableiter auf der Niederspannungsseite (in **Abb. 6.8** SPD-O und SPD-U) in EMTP-ATP mit einem vereinfachten Modell nachgebildet. Das Modell wird auf Basis einer sogenannten „aktiven Energiesteuerung“ aufgebaut, wobei Blitzstromableiter (Funkenstrecke, FS) und Überspannungsableiter (Metalloxid-Varistor) ohne Entkopplungsinduktivität zusammenschaltbar werden. Bei diesem Konzept wird nicht die Stromsteilheit, sondern die momentan umgesetzte Leistung des nachgeschalteten Varistors überwacht und aufintegriert. Der Algorithmus im Block „TE“ der EMTP-ATP-Schaltung (**Abb. J.1**) erkennt die energetische Beanspruchung des nachgeschalteten Varistors und verhindert die Überschreitung der maximal zulässigen Belastung. Es wird angenommen, dass der Überspannungsableiter aus zwei Varistoren (z.B. 2 x S20K440) mit einer Grenzenergieaufnahme von jeweils 150 J besteht [153]. Deshalb wird als sicherer Grenzwert für die gesamte Energieaufnahme der Varistoren  $W_{\max}^{\text{Var}} = 250 \text{ J}$  angenommen (Berücksichtigung der Toleranz). Beim Erreichen dieser Energie wird die FS aktiv getriggert und somit eine Überlastung des Varistors konsequent vermieden.



**Abb. J.1** Modell für Überspannungsableiter auf der Niederspannungsseite

Für die Überprüfung der Funktionalität des Modells für Überspannungsableiter wird die Schaltung an einem NS-Netz mit der Nennspannung 575 V angeschlossen. Bei Einspeisung eines Blitzstoßstromes 10/350 μs, 25 kA fließt der Strom zunächst über den Varistor (**Abb. J.2**,  $i_{\text{Var}}$ ). Bei Überschreitung des maximalen Werts der zulässigen Energieaufnahme  $W_{\max}^{\text{Var}}$  von 250 J (bei ca. 24 kA) wird die FS gezündet und der Blitzstoßstrom wird weiter über die FS abgeleitet ( $i_{\text{FS}}$ ). Nach der Zündung der FS fließt über das SPD ein Folgestrom des Netzes, der dem prospektiven Kurzschlussstrom im NS-Netz der WEA (hier bis zu 2 kA) entspricht. Dabei entsteht eine Lichtbogen spannung über der FS. Die Lichtbogen spannung wird am Anfang mit einem konstantem Lichtbogen spannungswert abgebildet (z.B. mit  $u_{LB} = 100 \text{ V}$ ). Ab 1 ms nach der FS-Zündung steigt diese Spannung linear über gesteuerten Widerstand  $R_{LB}$  mit einer vorgegebenen Spannungsanstiegsgeschwindigkeit von 1 kV/ms an bis der Strom über der FS den Löschstrom von z.B. 1 A erreicht. Dadurch wird der Folgestrom schnell begrenzt und die FS geht wieder in den hochohmigen Zustand über (**Abb. J.3**).

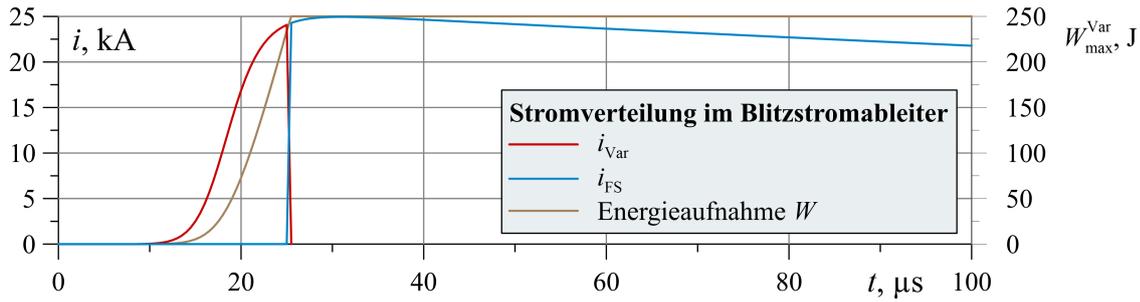


Abb. J.2 Stromaufteilung im Blitzstromableiter mit elektronischer Zündung

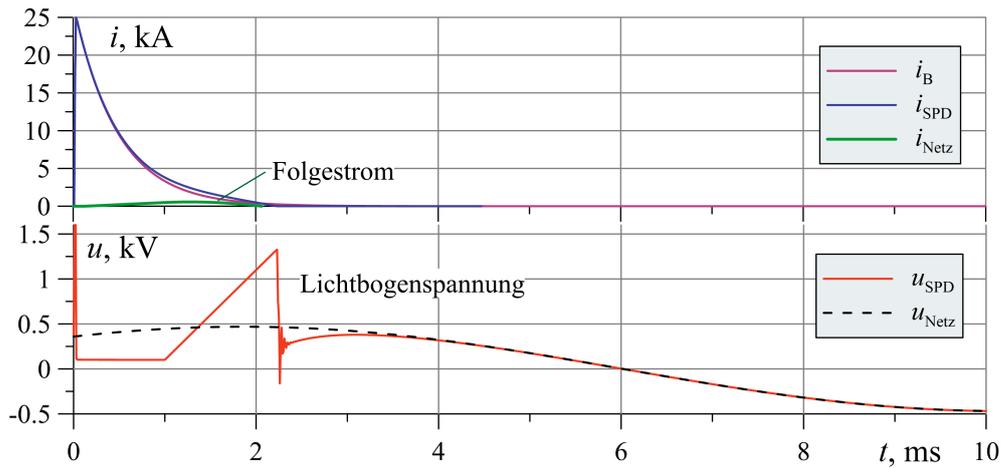


Abb. J.3 Funktionsnachweis des Netzwerkmodells für den Überspannungsschutz im Netz

Die Gesamtlänge der Anschlussrundleitungen der SPDs beträgt ca. 25 cm und abgeschätzte Parameter für den Querschnitt von 16 mm<sup>2</sup> sind  $L_S = 0,2 \mu\text{H}$  (Induktivität) und  $R_S = 0,5 \text{ m}\Omega$  (Widerstand des Leiterstücks einschließlich Kontakt- und Übergangswiderstände der Anschlüsse).

Bezüglich der Grenzwerte für die SPDs wird angenommen, dass SPD Typ 2 eine Grenzbelastbarkeit bei einem PEB von 2 kA haben (Annahme für Scheibendurchmesser von 40 mm [154]) und daher die spezifische Grenzenergie  $(W/R)_{\text{max}}^{\text{SPD-Typ2}} = (2 \text{ kA}/2)^2 = 1 \text{ kJ}/\Omega$  beträgt. Bei SPD Typ 1 mit einer Grenzbelastbarkeit von 25 kA für einen PEB ist  $(W/R)_{\text{max}}^{\text{SPD-Typ1}} = 156 \text{ kJ}/\Omega$ .

Tab. J.1 Angenommene Grenzwerte für SPDs im Niederspannungsnetz

SPD	Grenzbelastbarkeit (bei 10/350 $\mu\text{s}$ ) $I_{\text{max}}^{\text{SPD-Typ}}$ , kA	Geflossene Ladung $Q_{\text{max}}^{\text{SPD-Typ}}$ , C	Spezifische Energie $(W/R)_{\text{max}}^{\text{SPD-Typ}}$ , kJ/ $\Omega$
Typ 2	2	1	1
Typ 1	25	12,5	156

## K. FEM-Modell für Gondel

Für die Berechnung des transienten magnetischen Feldes bei Blitzstoßströmen zur Untersuchung der Blitzschutzzoneneinteilung innerhalb der WEA werden in diesem Anhang die Hauptanforderungen zum FEM-Modell aufgelistet.

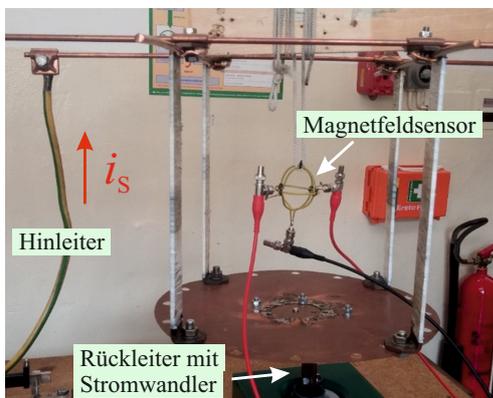
### Berechnungsverfahren

- Im Gegensatz zur DC-Berechnung, wo sich der eingespeiste Strom durch die komplexe Struktur nur auf Basis von Widerständen jeden Pfades verteilt, werden im Frequenzbereich (Frequency Domain FD) bzw. im Zeitbereich (Time Domain TD) noch:
  - 1) die Wirkung der Gegenkopplungen berücksichtigt, indem die Strom- und Spannungsänderungen in einem Leiter (auf dem Blitzstromhauptpfad) Ströme oder Spannungen in anderen Leitern induzieren (im Inneren der WEA);
  - 2) der Skin-Effekt und der Proximity-Effekt berücksichtigt.
- Bei der Abschirmung gegen das äußere Feld spielt bei DC die magnetische Permeabilität des Materials eine wesentliche Rolle. Bei den Blitzstoßströmen ist jedoch der Abschirmeffekt von Stahl mit hohem  $\mu_r$ , aufgrund des Skin-Effekts viel geringer als bei DC. Hier muss eher die Leitfähigkeit des Materials für den Aufbau der Wirbelströme in Betracht gezogen werden, um die Schirmwirkung zu beschreiben.
- In dem für die Betrachtung ausgewählten FEM-Programm COMSOL Multiphysics wird der Skin-Effekt bei der Vernetzung über „Boundary Layer“-Feature berücksichtigt, wobei die Eindringtiefe bei betrachteter Frequenz  $f_1$  (z.B. die äquivalente Frequenz eines Stoßstromes, **Anhang E, Tab. E.4:  $f_{\text{äq}}$** ) über den Parameter **dskin** berücksichtigt wird ( $\text{dskin} = \sqrt{2 / (6e7 [\text{S/m}] * \mu_0_{\text{const}} * 2 * \pi * f_1)}$ ).
- Zwei Lösungsverfahren können im FEM-Programm COMSOL Multiphysics für die Berechnung der Stromaufteilung und des magnetischen Feldes verwendet werden:
  - 1) Über die **mef**-Schnittstelle, wobei die Stromeinspeisung über Terminals unter „Magnetische Isolation“-Feature ermöglicht wird, oder
  - 2) Über das in der **mf**-Schnittstelle verfügbare Ein-Wicklung-Spulen-Modell kann ebenfalls das Magnetfeld bestimmt werden, wobei für diese Analyse alle metallisch-leitenden Körper im Modell dem „Spulenkörper“ hinzugefügt werden müssen. Zusätzlich muss das „Gauge Fixing for A-field“-Feature für alle Domänen eingesetzt werden.
- Die Stoßstromaufteilung durch die komplexe Leiterstruktur kann in FD zur Vereinfachung berechnet werden. Dafür kann die äquivalente Frequenz  $f_{\text{äq}}$  des betrachteten Blitzstoßstromes angenommen werden (siehe **Anhang E, Tab. E.4**).
- Die Extrahierung der berechneten Stromaufteilung kann in der betrachteten Leiterstruktur über das Ampèresche Gesetz durchgeführt werden. Die dafür benötigten geschlossenen Konturen können über „Work Plane“ im Modell hinzugefügt werden (ein Beispiel in **Abb. K.3c**). Die Integration über die Kontur kann z.B. über „Line Integration“-Feature mit der Formel  $\text{abs}(t1x * \text{mef} . \text{Hx} + t1y * \text{mef} . \text{Hy} + t1z * \text{mef} . \text{Hz})$  durchgeführt werden.

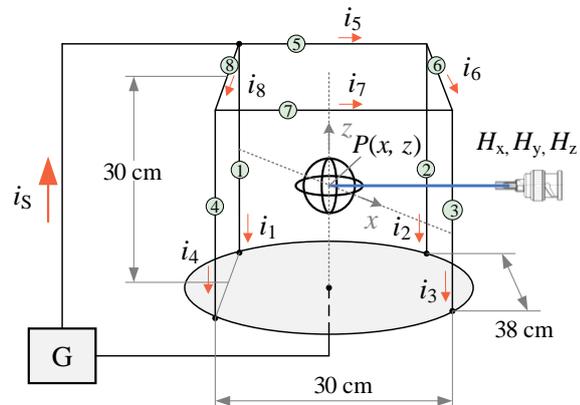
Die numerischen Modelle auf Basis von FEM (oder auch FDTD) können einen wesentlichen Beitrag zur Untersuchung des Blitzschutzzonen-Konzepts in komplexen metallisch-leitenden Strukturen, wie z.B. die Gondel einer WEA, leisten. Allerdings müssen dabei alle oben erwähnten Randbedingungen und Anforderungen für die Untersuchung mit den Blitzstoßströmen erfüllt werden.

### Validierung des Berechnungsverfahrens

- Das FEM-Modell wurde im Labor anhand einer 3D-Leiterstruktur und einem 3D-Magnetfeldsensor validiert (**Abb. K.1**).
- Die Leiterstruktur besteht aus vier vertikalen rechteckförmigen Kupferleitern mit dem Querschnitt  $50\text{ mm} \times 5\text{ mm}$  (**Abb. K.1b**, Leiter 1 – 4) und aus vier weiteren horizontalen Rundleiter aus Kupfer mit dem Querschnitt  $50\text{ mm}^2$  (Leiter 5 – 8), die unten über eine Kupfer-Rundplatte verbunden sind.
- Der Stoßstrom  $i_S$  mit der Stromform  $8/20\text{ }\mu\text{s}$  wurde mit einem Hybridgenerator G erzeugt und oben eingespeist.



(a) 3D-Leiterstruktur mit 3D-Magnetfeldsensor



(N) Leiternummer

(b) Schematische Darstellung

**Abb. K.1** Experimentalaufbau im Labor zur Messung der Stoßstromaufteilung und des resultierenden magnetischen Feldes

- Die mit Stromwandlern gemessene Stromverteilung (**Abb. K.2a**) stimmt gut mit der über das FEM-Modell berechneten Stromverteilung überein (**Tab. K.1**).

**Tab. K.1** Gemessene und berechnete Stoßstromverteilung

$\hat{I}$ , kA	$\hat{I}_S$	$\hat{I}_1$	$\hat{I}_2$	$\hat{I}_3$	$\hat{I}_4$	$\hat{I}_5$	$\hat{I}_6$	$\hat{I}_7$	$\hat{I}_8$
Messung	12	6,7	1,5	1	2,7	2,1	0,6	0,4	3,2
Berechnung	12	7,9	1,41	0,67	2	1,76	0,36	0,31	2,3

- Dabei wurde das Magnetfeld innerhalb der betrachteten Leiterstruktur mit einem 3D-Magnetfeldsensor erfasst<sup>1</sup>. Die genaue Position des Sensors  $P$  wurde durch Koordinaten  $x$  und  $z$  bestimmt,  $P(x, z)$ . Die Ausgangssignale vom Magnetfeldsensor, d.h. die induzierten Spannungen  $u_i$  in **Abb. K.2b** für  $P(7\text{ cm}, 11\text{ cm})$ , wurden auf die entsprechende Komponente der Feldstärke  $H_1, H_2, H_3$  wie folgt umgerechnet:

$$H_i = \frac{\int u_i dt}{\mu_0 \cdot S \cdot N} \quad (\text{K.1})$$

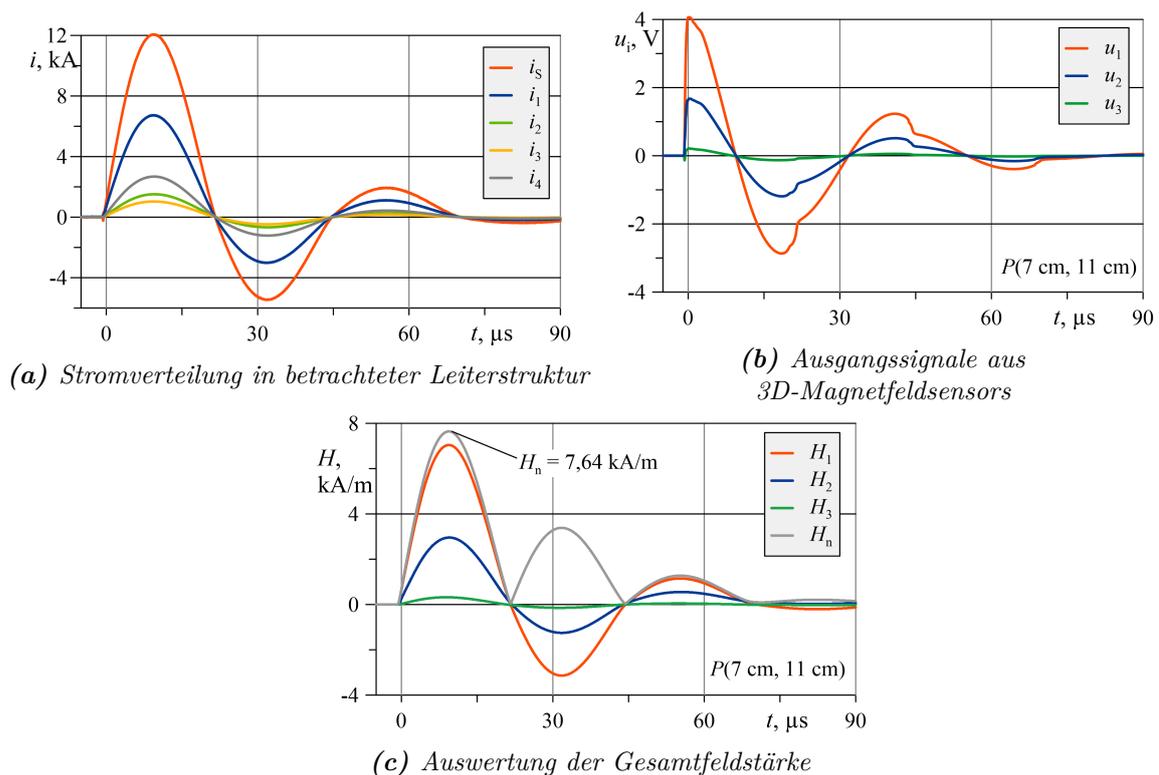
<sup>1</sup>3D bedeutet, dass mit dem Sensor alle drei Magnetfeldkomponenten  $H_1, H_2, H_3$  erfasst werden.

wobei  $\mu_0$  die magnetische Feldkonstante  $4\pi \cdot 10^{-7}$  Vs/(Am),  $S$  die Fläche der Schleife des Magnetfeldsensors ( $S = 28,5 \text{ cm}^2$ ) und  $N$  die Windungszahl sind. Der betrachtete Magnetfeldsensor wurde mit einem einzelnen Kupferdraht aufgebaut, also  $N = 1$ .

Der Betrag der Gesamtfeldstärke kann mit folgender Formel errechnet werden:

$$H_n = \sqrt{H_1^2 + H_2^2 + H_3^2} \quad (\text{K.2})$$

- Damit beträgt die Gesamtfeldstärke in  $P(7 \text{ cm}, 11 \text{ cm})$   $H_n = 7,64 \text{ kA/m}$  (**Abb. K.2c**).



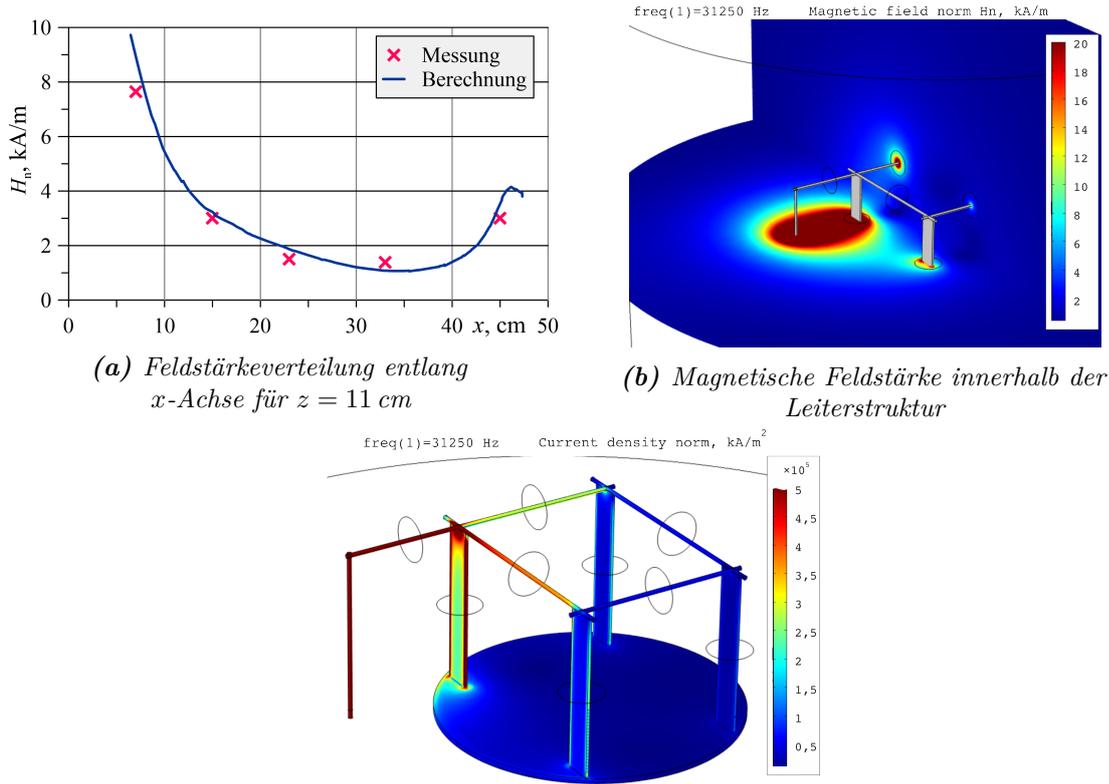
**Abb. K.2** Gemessene Stromverläufe und magnetisches Feld

- Weitere Feldstärken, die innerhalb der Leiterstruktur an unterschiedlichen Positionen des Magnetfeldsensors  $P(x, z)$  gemessen wurden, stimmen gut mit den berechneten Feldstärken überein (**Tab. K.2**).

**Tab. K.2** Gemessene und berechnete Feldstärken innerhalb der Leiterstruktur entlang der Achse  $x$  bei  $z = 11 \text{ cm}$  (in kA/m)

$x$	7 cm	15 cm	23 cm	33 cm	45 cm
Messung	7,64	2,5	1,5	1,38	3
Berechnung	8,2	3	1,83	1,1	3,9

- Zum besseren Vergleich wurden die Feldstärkeverteilungen entlang der  $x$ -Achse (horizontale Linie zwischen Leiter 1 und 3 in **Abb. K.1b**) für die Höhe  $z$ , 11 cm mit dem FEM-Modell berechnet (**Abb. K.3**) und mit den gemessenen Werten der Feldstärke aus **Tab. K.2** verglichen.



(c) Stromdichte mit Berücksichtigung des Skin-Effekts (die geschlossenen Konturen sind zur Berechnung des Stromes über das Ampèresche Gesetz)

**Abb. K.3** Zur numerischen Untersuchung der Feldverteilung innerhalb der Leiterstruktur

- Die höchste Feldstärke innerhalb der Leiterstruktur tritt um den Leiter 1 auf, indem auch der maximale Strom gemessen wurde, da über diesen Leiter der kürzeste Weg zum Generator vorliegt und insgesamt die Leiter 1 – 4 mit rechteckigem Querschnitt im Gegenzug zu den oberen horizontalen Rundleitern eine niedrige Induktivität haben.
- Bei den Messungen und Berechnungen ist sehr wichtig, die nahe beieinanderliegenden Hin- bzw. Rückleiter zum Generator (**Abb. K.1a**) zu berücksichtigen, durch die das magnetische Feld abgeschwächt wird.

Damit wurde der FEM-Ansatz, der in Kapitel 8 für die Berechnung der Magnetfeldverteilung innerhalb der Gondel angewendet wurde, durch Messungen im Labor validiert.